



Doctoral Thesis

Abrasivity of Granular Soil and Tool Wear in Ground Engineering

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Doctor of Science in Civil Engineering
of the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

Dissertation

Über die Abrasivität von Lockergestein und den Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaft
eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät für Bauingenieurwesen
von

Dipl.-Ing. Petra Drucker
Matrikelnummer 8925182
A-1030 Wien, Kölblgasse 13/2

Gutachter: Em.o.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dr.h.c.mult.
Heinz Brandl
Institut für Geotechnik, Technische Universität Wien
A-1040 Wien, Karlsplatz 13

Gutachter: O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Hans Georg Jodl
Institut für interdisziplinäres Bauprozessmanagement,
Technische Universität Wien
A-1040 Wien, Karlsplatz 13

Gutachter: Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dietmar Adam
Institut für Geotechnik, Technische Universität Wien
A-1040 Wien, Karlsplatz 13

Über die Abrasivität von Lockergestein und den Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau

Für meinen Vater,

René Drucker

Vorwort

Die vorliegende Dissertation erarbeitete ich im Rahmen meiner Tätigkeit als Assistentin am Institut für Geotechnik, Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik, an der Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Wien.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Em.o.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dr.h.c.mult. Heinz Brandl, der meine Arbeit nicht nur von Anfang an betreute, sondern mich auch vielfach ermutigte und förderte. Dem Zweitbegutachter Herrn O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Hans Georg Jodl möchte ich für seine wertvollen Hinweise danken, die den bauwirtschaftlichen Aspekt der Arbeit vervollständigten.

Herr Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dietmar Adam begleitete als Leiter des Forschungsbereiches die Abrasivitäts-Forschungsprojekte des Instituts. Herr Dipl.-Ing. Dr.techn. Stefan Blovsky unterstützte mich in der Anfangsphase bei der Konzeption und bei der Beauftragung der Herstellung des TU Wien Abrasimeters. Herr Hon.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Lothar Martak war während der gesamten Forschungszeit ein wertvoller Diskussionspartner.

Bei meinen Kollegen am Institut für Geotechnik, Herr Dipl.-Ing. Dr.techn. Dietmar Kohlböck, Herr Dipl.-Ing. Marek Szabo, Herr Dipl.-Ing. Armin Steurer und Herr Dipl.-Ing. Adrian Kainrath möchte ich mich für die kollegialen Hilfestellungen bedanken, die sie mir während meiner Tätigkeit hier am Institut zukommen ließen. Bei meiner Kollegin, Frau Dipl.-Ing. Viktoria Ostermann möchte ich mich darüber hinaus für die gute Zusammenarbeit bei den Forschungsprojekten und ganz besonders für das Korrekturlesen meiner Arbeit bedanken.

Bei Herrn A.o.Univ.Prof. Mag. Dr. Franz Ottner bedanke ich mich für die Idee, die Quarzbestandteile aus dem Donauschotter manuell zu selektieren. Herr Walter Bednar stand mir mit helfender Hand bei den gerätetechnischen Problemen des TU Wien Abrasimeters zur Seite und Frau Dipl.-Ing. Eva Nehybova sind die Orientierungsversuche zu verdanken.

Der größte Dank gebührt jedoch meinem Vater, Herrn Dipl.-Ing. René Drucker, nicht nur weil er mich während meiner Tätigkeit als Universitätsassistentin finanziell unterstützte, sondern weil er mich stets bestätigte, den richtigen Schritt getan zu haben. Seine Freude und sein Stolz sind mein wertvollster Lohn für diese Arbeit, aus diesem Grund ist ihm diese Arbeit gewidmet.

Kurzfassung

Tiefbauarbeiten in Lockergestein verursachen – wie im Festgestein, wenn auch weniger – Verschleiß an den Abbau- und Bearbeitungswerkzeugen der Baumaschinen. Werkzeugverschleiß wird aufgrund der gestiegenen Leistungsanforderungen der vergangenen Dekaden zunehmend zu einem signifikanten Kostenfaktor in der Bauindustrie. Bauprojekt-Auftragnehmer müssen diese Kosten im Zuge ihrer Angebotslegung kalkulieren können, und Auftraggeber müssen die dazu erforderlichen Baugrundinformationen zur Verfügung stellen. Der Stand der Technik zur Beschreibung der Baugrundeigenschaft „Abrasivität“, welche das dem Boden innenwohnende Potential beschreibt, bei Gleitkontakt am Bauwerkzeug Verschleiß zu verursachen, erwies sich jedoch für grobkörniges Lockergestein als nicht ausreichend.

In der vorliegenden Arbeit werden die Grundlagen über den Verschleiß durch grobkörnige mineralische Gegenstände, mit besonderer Berücksichtigung von Abrasivverschleiß an metallischen Werkstoffen, aufgearbeitet. Auf Basis dieser Grundlagen wurde am Institut für Geotechnik der TU Wien, Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik, das sog. „TU Wien Abrasimeter“ entwickelt, ein Verschleißtopfversuch zur Bestimmung eines Kennwertes, mit dem sich die Abrasivität von grobkörnigem Lockergestein bis 31,5 mm Korndurchmesser eindeutig quantifizieren lässt. Darüber hinaus ermöglicht das TU Wien Abrasimeter auch die Durchführung von Parameterstudien, wodurch die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Abrasivität von grobkörnigem Lockergestein erstmals untersucht werden konnten.

Es zeigte sich, dass neben der Korngröße die „Beweglichkeit“ des Kornkollektivs, d.h. die Fähigkeit bzw. Möglichkeit der Einzelkörner, sich dem Gleitkontakt mit dem Werkzeug zu entziehen, für dessen Abrasivität maßgeblich ist. Die „Beweglichkeit“ wiederum ist von den Korngrößenverteilung und den Kornformen bestimmt, bzw. von der „Einspannung“ der Einzelkörner im Kornkollektiv. Letztere wird in der Natur durch die Lagerungsdichte des kohäsionslosen Bodens oder durch die Plastizität des feinkörnigen Bodens beschrieben. Darüber hinaus führt die Anwesenheit von (Grund-) Wasser, bzw. Feuchtigkeit im Boden zu einer starken Abrasivitätssteigerung gegenüber ofentrockenem Boden, jedoch unabhängig vom Wassergehalt. Die mineralogische Zusammensetzung bzw. der Gehalt an schleißscharfen Mineralen ist für die Abrasivität von grobkörnigen Lockergesteinen erst zweitrangig von Bedeutung.

Neben der Abrasivität des Baugrundes sind für den Werkzeugverschleiß von Baumaschinen auch werkstoffliche sowie gewerk- und projektspezifische Einflussfaktoren zu berücksichtigen. Darüber hinaus können auch andere Verschleißmechanismen als Abrasion (insbesondere Tribokorrosion und Oberflächenermüdung) bedeutsam werden. Die Einflüsse sind sowohl qualitativ als auch quantitativ komplex, was dazu führt, dass kein universelles Verschleißprognosemodell für den Tiefbau aufgestellt werden kann. Daraus folgend hat aus heutiger Sicht eine Kalkulation der Verschleißkosten auf Basis von Erfahrungswerten kurzfristig die besten Erfolgsaussichten.

Abstract

Cutting tools wear during ground engineering or tunneling works in soil, however, less than in rock. Due to rising performance requirements in the construction industry, tool wear has become increasingly a significantly economical factor. Contractors have to calculate these costs when submitting a bid, and the owners have to provide the necessary ground information for this. However, state of the art characterization of the ground-property “abrasivity” of coarse-grained soil is still unsatisfactory. “Abrasive” in this context refers to the soil’s inherent potential to cause wear on tools having sliding contact with it.

The work presented here provides background knowledge about wear caused by coarse-grained mineral counterbodies, in special consideration of abrasive wear of metallic materials. On these fundamentals, a device called “TU Wien Abrasimeter” was developed at the Institute of Geotechnics of the Vienna University of Technology. It comprises a wear-pot method to determine an innovative characteristic value for the abrasivity of coarse-grained soils with a maximum grain-size of 31.5 mm. In addition, the device allows to test various parameters in order to investigate the essential influencing factors on abrasivity of coarse-grained soil.

Comprehensive test series disclosed that, along with the grain size, the “mobility” of the grain-community is determining for its abrasivity. This “mobility”, i.e. the ability of the single grains to avoid sliding contact with the cutting tool, is mainly influenced by grain-size distribution and grain shapes, as well as by the “fixation” of the single grains within the grain-community. The “fixation” is described in situ by the compactness of cohesionless soils or by the plasticity of fine-grained soils. Furthermore, the presence of (ground-) water or soil moisture will substantially increase abrasivity compared with oven-dried soil, yet independent of the water-content. The mineralogical composition, or the amount of abrasive minerals, is only a subordinate influencing factor on abrasivity of coarse-grained soil.

Not only ground-abrasivity, but also the properties of tool material, as well as the construction method and site specific aspects have an impact on the tool wear of construction machines that needs to be considered. Other wear mechanisms, such as surface fatigue and tribochemical reactions, may be important as well. According to this complexity, an all-embracing and generally valid civil engineering wear prognosis model cannot be provided. Conclusively, the calculation of wear costs based on operating experience has the best short-term prospects of success, seen from the present perspective.

INHALTSVERZEICHNIS

1. Einleitung und Problemstellung	1
1.1 Was ist Abrasivität?.....	1
1.2 Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau	2
1.2.1 Verschleißkosten im Bauwesen	4
1.2.2 Nutzen der Quantifizierung von Abrasivität	6
1.3 Fragestellungen dieser Arbeit	8
2. Grundlagen und Begriffsdefinitionen.....	9
2.1 Tribologisches System	9
2.2 Verschleiß	11
2.2.1 Reibung und Verschleiß	11
2.2.2 Verschleißarten.....	13
2.2.3 Verschleißmechanismen	13
2.2.4 Verschleißmessgrößen.....	16
2.3 Abrasivverschleiß.....	18
2.3.1 Einteilung	19
2.3.2 Detailprozesse und einfache Prognosemodelle	22
2.4 Tribologische Prüfung	24
3. Stand der Technik bei der Ermittlung von Abrasivität – Verfahren zur Untersuchung von Abrasivverschleiß .	28
3.1 Verschleißtopf-Verfahren	30
3.1.1 LCPC Abrasivitätsversuch.....	32
3.2 Schleifpapier-Verfahren	36
3.2.1 CERCHAR Abrasivitätstest	38
3.3 Verfahren zur Untersuchung von Dreikörper-Abrasivverschleiß	40
3.3.1 NTNU Soil Abrasion Test (SAT).....	41
3.3.2 Miller-Verfahren	42
3.4 Indirekte Abrasivitätskennwerte	44
3.4.1 Mineralogische Zusammensetzung.....	44
3.4.2 Kornform und Kornrundung.....	48

4. Einflussfaktoren auf den Abrasivverschleiß51

4.1	Einflüsse des Abrasivguts (Gegenkörper)	51
4.1.1	Härte der Abrasivpartikel (mineralogische Zusammensetzung)	52
4.1.2	Korngröße der Abrasivpartikel	55
4.1.3	Form der Abrasivpartikel	61
4.1.4	Einbindung der Einzelkörner im Kornverband	63
4.1.5	Wassergehalt des Abrasivguts	64
4.2	Einflüsse des Verschleißkörpers (Grundkörper)	69
4.2.1	Werkstoffhärte	69
4.2.2	Gefüge, Bruchzähigkeit, Kohlenstoffgehalt	71
4.2.3	Größe und Geometrie	71
4.3	Einflüsse des Beanspruchungskollektivs	72
4.3.1	Reibgeschwindigkeit	73
4.3.2	Druck	73
4.3.3	Temperatur	75
4.4	Einflüsse aus dem Umgebungsmedium	76
4.4.1	Tribokorrosion	76
4.4.2	Bodenkonditionierung mit Schaumbildnern	77
4.4.3	Bodenvereisung	77

5. Ein neues Abrasimeter für Lockergestein78

5.1	Erfordernis der Verbesserung des Standes der Technik bei der Abrasivitätsermittlung von grobkörnigem Lockergestein	78
5.2	Das TU Wien Abrasimeter	83
5.2.1	Versuchseinrichtung und -durchführung	84
5.2.2	Versuchsauswertung	91
5.2.3	Einsatzbereich des TU Wien Abrasimeters	97

6. Untersuchungen mit dem TU Wien Abrasimeter100

6.1	Untersuchungsmaterialien	101
6.1.1	Quartärer Donauschotter aus dem Marchfeld (Niederösterreich)	102
6.1.2	Rezenter Donauschotter aus der Lobau in Wien	103
6.1.3	Rezenter Donauschotter aus dem Wiener Prater	105
6.1.4	Quartärer Innschotter aus dem Tiroler Unterinntal	109
6.2	Untersuchte Einflüsse auf die Abrasivität	110

6.2.1	Einflussfaktor Wasser	110
6.2.2	Einflussfaktor Korngröße	115
6.2.3	Einflussfaktor Bruchkantigkeit (extreme Kornform)	116
6.2.4	Einflussfaktor Auflast (Lagerungsdichte)	119
6.2.5	Einfluss von Bentonitsuspension	120
6.3	Diskussion der Abrasivitäten verschiedener Materialien	121
6.4	Vergleichbarkeit mit dem LCPC-Versuch	125
7.	Werkzeugverschleiß bei Spezialtief- und Tunnelbauarbeiten	130
7.1	Übertragbarkeit von Laborergebnissen auf den Werkzeugverschleiß	132
7.2	Verschleißprognose im Spezialtiefbau	135
7.2.1	Analytische Verschleißprognosemodelle	136
7.2.2	Empirische Verschleißprognosen	139
7.3	Tribologische Optimierungsmaßnahmen im Tiefbau	143
7.3.1	Werkstoffoptimierung	144
7.3.2	Optimierung der Systemkonstruktion	146
7.3.3	Optimierung des Beanspruchungskollektivs	147
8.	Zusammenfassung und Ausblick	148
8.1	Abrasivität von Lockergestein	148
8.1.1	Zukünftige Forschungen auf dem Gebiet der Lockergesteinsabrasivität	150
8.2	Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau	151
8.2.1	Zukünftige Forschungen auf dem Gebiet des Werkzeugverschleißes von Baumaschinen	153
9.	Referenzen	154
9.1	Normen und andere Regelwerke	154
9.2	Literatur	155
9.3	Internetquellen	158

1. Einleitung und Problemstellung

1.1 Was ist Abrasivität?

Im Spezialtief- und Tunnelbau wird die Bodeneigenschaft Abrasivität eng mit ihrer unmittelbaren Auswirkung, dem Werkzeugverschleiß, verknüpft, wenn nicht sogar zumeist gleichgesetzt. Entsprechend ist „Abrasivität“ bislang als „den Werkzeugverschleiß bestimmende Gesteinseigenschaften“ definiert [5].

Von „abrasivem Boden“ wird in der Baupraxis üblicherweise dann gesprochen, wenn bei einer unterirdischen Bautätigkeit „starker Werkzeugverschleiß“ an der Gerätschaft auftritt, was in der Regel durch eine kürzere als die gewohnte Gebrauchsdauer der eingesetzten Werkzeuge registriert wird. Da die Instandhaltungs- oder Erneuerungsintervalle der Werkzeuge unmittelbare Auswirkung auf die Leistungswerte und damit auf die Kosten der Bauleistung haben, kann die Abrasivität des Bodens/Gesteins durchaus große bauwirtschaftliche Relevanz erlangen.

Für den Festgesteinstunnelbau ist die enge Korrelation zwischen Leistungsparametern, z.B. Bohr- bzw. Schneidgeschwindigkeit, und Werkzeugverschleiß, der beispielsweise als Standzeit der Bohrkronen erfasst wird, gut erforscht und dokumentiert. Hoher Verschleiß ist in der Regel mit geringen Leistungen verbunden und umgekehrt. Darüber hinaus können felsmechanische Kennwerte (z.B. einaxiale Druckfestigkeit, mittlere Kluffabstände, Quarzgehalt) mit dem Verschleiß bzw. mit den Leistungsparametern korreliert werden, was unter dem Begriff der „Gebirglösbarkeit“ in die Verschleiß- bzw. Leistungsprognose im Festgesteinstunnelbau einfließt [89]. Diese felsmechanischen Parameter mit Auswirkungen auf die Gebirglösbarkeit machen in Summe die Abrasivität des Gebirges aus (Tabelle 1-1 rechts). Analog kann für Lockergestein die Abrasivität als Summenparameter betrachtet werden, welcher alle Bodeneigenschaften, die Einfluss auf den Werkzeugverschleiß haben, vereint. Wie aus Tabelle 1-1 hervorgeht, unterscheiden sich diese verschleißrelevanten Eigenschaften jedoch grundlegend zwischen Locker- und Festgestein (siehe z.B. [88-90]), weshalb eine gesonderte Betrachtung beider Formationen im Zusammenhang mit Abrasivität angebracht erscheint.

Tabelle 1-1: Einflussfaktoren auf die Abrasivität von Locker- und Festgestein.

Lockergestein	Festgestein
Petrografische Zusammensetzung	Mineralogische Zusammensetzung
Korngröße und Kornverteilung	Gesteinsdruckfestigkeit
Kornform (Rundungsgrad)	Spaltzugfestigkeit
Lagerungsdichte	Schichtung (Anisotropie)
Kohäsion (Plastizitätsindex)	Trennflächengefüge
Verfestigungen, Gefügeinhomogenitäten	Verwitterungsgrad
Porengehalt	etc.
Wassergehalt	

Im Gegensatz zum Festgestein, wo für den Fels- und Tunnelbau bereits eine lange Tradition bei der Verschleißprognose besteht [90], ist über die Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß bei Spezialtief- und Tunnelbauarbeiten in Lockergestein bislang nur wenig bekannt, was in weiterer Folge auch für die Lockergesteinsabrasivität gilt. Die gängige Abrasivitätsdefinition aus dem Festgesteinstunnelbau („den Werkzeugverschleiß bestimmende Gesteinseigenschaften“) wurde jedoch bis dato auch für Lockergestein übernommen.

Bei dieser Definition von Abrasivität nach dem Stand der Technik wird stillschweigend vorausgesetzt, dass der unmittelbare Zusammenhang zwischen Abrasivität und Werkzeugverschleiß immer gegeben ist, unabhängig von anderen, nicht durch den Baugrund induzierten, verschleißrelevanten Faktoren. Jüngste Praxisbeispiele belegen allerdings, dass auch in „hoch abrasivem“ Lockergestein, durch entsprechende Projekt- und Werkzeugkonzeption, technisch und wirtschaftlich vertretbarer Verschleiß an den Abbauwerkzeugen erzielt werden kann [20]. Aus diesem Grund setzt sich in der Fachwelt zunehmend die Auffassung durch, die Abrasivität des Bodens/Gesteins nicht als „verschleißmaßgebende“ Eigenschaft zu definieren, sondern als eine Maßzahl für das „Verschleißpotential“ eines Bodens/Gesteins (z.B. [87]).

In diesem Sinne wird im Rahmen der gegenständlichen Arbeit „Abrasivität“ als eine Bodenkenngroße aufgefasst, welche das **Potential des Bodens** beschreibt, **bei vorwiegend abrasiver Einwirkung, an metallischen Gegenständen Oberflächenveränderungen und/oder Masseverlust zu erzeugen**. Für diese (neue) Bodenkenngroße, welche einen Summenparameter zahlreicher (bekannter) geotechnischer Parameter mit gegenseitigen Beeinflussungen darstellt, lässt sich eine reproduzierbare Maßzahl im Bodenlabor bestimmen.

Durch die Bearbeitung von Boden bzw. Gestein mit Tiefbau-Werkzeugen unterliegt jedoch nicht nur das Werkzeug einem Verschleiß, auch der Boden selbst wird dabei häufig zerkleinert, bzw. jedenfalls verändert. Dies ist – beispielsweise beim Gesteinsbohren – durchaus erwünscht bzw. vielmehr sogar beabsichtigt. Auch wenn dabei dieselben Verschleißmechanismen auftreten, die für das Werkzeug unerwünscht sind, wird dieses Potential des Bodens, selbst zu „verschleifen“ durch gänzlich andere Bezeichnungen ausgedrückt. Je nach der jeweiligen Anwendungsfrage wird in diesem Zusammenhang beispielsweise von „Bohrbarkeit“ (Tunnelbau), „Brechbarkeit“ (Gesteinsaufbereitung), „Abriebsfestigkeit“ bzw. „Polierresistenz“ (Straßenbau) oder ganz allgemein von „Erosionsbeständigkeit“ (Wasserbau, Geologie) gesprochen.

1.2 Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau

Werkzeugverschleiß wird bei einer Vielzahl von Spezialtiefbauarbeiten zunehmend als **signifikanter Kostenfaktor** wahrgenommen, was unter anderem auch auf die steigenden Leistungsansprüche der Bauindustrie zurückzuführen ist. Bei jeder Werkzeugbenutzung ist eine gewisse Abnutzung unvermeidlich, daher sind in der Regel immer Instandsetzungsarbeiten zur Erhaltung der Funktionsfähigkeit des Werkzeugs, in regelmäßigen Abständen oder auch anlassbezogen, erforderlich. In Abbildung 1-1 sind einige Beispiele für durchaus übliche Abnutzungserscheinungen an Werkzeugen

des Spezialtiefbaus ersichtlich. Unter dem Aspekt des zunehmenden Kosten- und Zeitdrucks auf Tiefbaumaßnahmen können die erforderlichen Instandhaltungs- und Reparaturzeiten (insbesondere bei „laufenden Baustellen“) jedoch problematisch werden, vor allem wenn mehr als der „natürliche (normale) Verschleiß“ [15] auftritt.



Abbildung 1-1: Typische Verschleißerscheinungen an Werkzeugen des Spezialtiefbaus. Links: Schälmesser eines TVM-Schneidrads [33]. Mitte: Fräszähne einer Schlitzwandfräse. Rechts: Schneidschuh einer Bohrfahlverrohrung.

Alle Verfahren, bei denen das Werkzeug langen und intensiven Kontakt zum Boden hat, sind besonders verschleißanfällig. Hochspezialisierte Bohrausrüstungen (z.B. Mixed in Place-Schnecken oder Schneidräder an Tunnelvortriebsmaschinen) lassen sich darüber hinaus nur mit sehr hohem Aufwand instand setzen, entsprechend lange Maschinenstillstände sind die Folge, was unmittelbaren Eingang in die Produktionszeiten findet. Der Aufwand zur Instandhaltung des Werkzeugs kann maßgebenden Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit einer geplanten Baumaßnahme haben, sodass Überlegungen zum erwarteten Werkzeugverschleiß idealerweise bereits in der Projektplanungsphase angestellt und in die Verfahrensauswahl einbezogen werden sollten.

Der Wunsch, Lockergesteinsabrasivität bereits in der Planungsphase zu quantifizieren, um dann in weiterer Folge Verschleißkosten kalkulieren (reduzieren) zu können, ist somit von hoher wirtschaftlicher Bedeutung.

Wird die Abrasivität des Baugrunds im Vorfeld unterschätzt und kommt es zu übermäßigem Werkzeugverschleiß, so können, insbesondere beim **maschinellen Tunnelbau**, kostenintensive (und oft auch aufsehenerregende) Schadensfälle eintreten. *Wilms (1995)* berichtet beispielsweise über einen Erddruckschildvortrieb für die U-Stadtbahn Essen aus dem Jahr 1988, welcher nach 450 m Vortrieb für die Dauer von 16 Monaten unterbrochen werden musste, um das Schneidrad vollständig zu bergen, neu zu konstruieren und neuerlich einzubauen. Die aufgetretenen Schäden an den Dichtungen wurden im Beweissicherungsgutachten ursächlich „auf die abrasiven Eigenschaften des Mergels“ zurückgeführt [100]. *Maidl / Wingmann (2009)* führen hohen Verschleiß und daraus resultierende Werkzeugwechsel und Reparaturarbeiten am Schneidrad unter Druckluft als Hauptkosten- und -zeittreiber bei EPB-Schildvortrieben im Lockergestein an. Folglich läge das größte Optimierungs-

potential zur Verbesserung der Gesamtvortriebsleistung in der Verschleißreduktion [60]. Bei jedem kontinuierlichen Vortrieb mit geschlossener Schildmaschine ist eine außerplanmäßige Druckluftintervention in der Abbaukammer, zur Inspektion und Wartung der Werkzeuge, nicht nur mit Stillstandszeiten verbunden, sondern eine derartige Maßnahme stellt auch eine nicht unerhebliche Risikosituation dar. Beides bedeutet, sowohl für die ausführenden Unternehmen, als auch für ihre Auftraggeber, eine unangenehme Zwangslage, die von keinem der Vertragspartner erwünscht wird.

Die ÖNORM B 2203-2 bedingt daher, nicht zuletzt aus diesem Grund, für die Ausschreibung von Tunnelvortrieben mit kontinuierlichem Vortrieb unter anderem auch eine Bestimmung der Abrasivität¹⁾.

Den auftretenden Werkzeugverschleiß jedoch ausschließlich auf die Abrasivität des Baugrunds zurückzuführen wäre entschieden zu kurz gegriffen. Sämtliche zu beobachtenden Verschleißerscheinungen sind vielmehr Resultat eines komplexen Wechselspiels aller Bestandteile des Systems Boden – Werkzeug – Baumaschine [3].

1.2.1 Verschleißkosten im Bauwesen

Die Erhebung von Verschleißkosten ist grundsätzlich nicht einfach, da es häufig nicht eindeutig erkennbar ist, ob für aufgetretene Schäden tribologische Vorgänge als ausschließliche, oder zumindest hauptsächliche Ursache infrage kommen. Für die Bauwirtschaft ist eine Kostenanalyse, aufgrund der Vielzahl der Unternehmen, der weit gefächerten Palette von Maschinen und Verfahren sowie der in starkem Maße standortgebundenen Verschleißprobleme besonders problematisch. [78]

Verschleißkosten lassen sich nach *Richter / Wiedemeyer (1989)* in drei Arten untergliedern [78], siehe auch Abbildung 1-2:

- **Primäre (direkte) Kosten** umfassen Aufwendungen im Zuge verschleißbedingter Instandhaltung bzw. Instandsetzung.
- **Sekundäre (indirekte) Kosten** resultieren aus der Lagerhaltung von Ersatzteilen, unplanmäßigem Produktionsausfall oder verschleißbedingt erhöhtem Energieaufwand.
- **Tertiäre (ebenfalls indirekte) Kosten** sind nicht im Zuge der Produktion aufzuwenden, sondern fallen erst beim Verwender des Endprodukts an (z.B. Dimensionsunterschiede am Produkt).

Die Erfassung der indirekten Kosten ist, unabhängig von der Verschleißart und Fragestellung, besonders schwierig [78]; im Hinblick auf das Bauwesen erscheint es praktisch unmöglich, allfällige tertiäre Kosten überhaupt zu erkennen.

¹⁾ ÖNORM B 2203-2, Pkt. 4.3.4: „Bei extrem abrasivem Gestein (z.B. ab Cerchar Abrasivität Index 4,0) bzw. Überschreiten der vertraglichen Bandbreiten der verschleißrelevanten Parameter können Erschwernispositionen vorgesehen werden, die den erhöhten Verschleiß der Bohrwerkzeuge und die daraus folgende Leistungsminderung erfassen. **Die Bestimmung der Abrasivität erfolgt durch geeignete Versuche**, welche die Feststellung der Schwellenwerte der einzelnen Erschwernispositionen ermöglichen.“ [5]

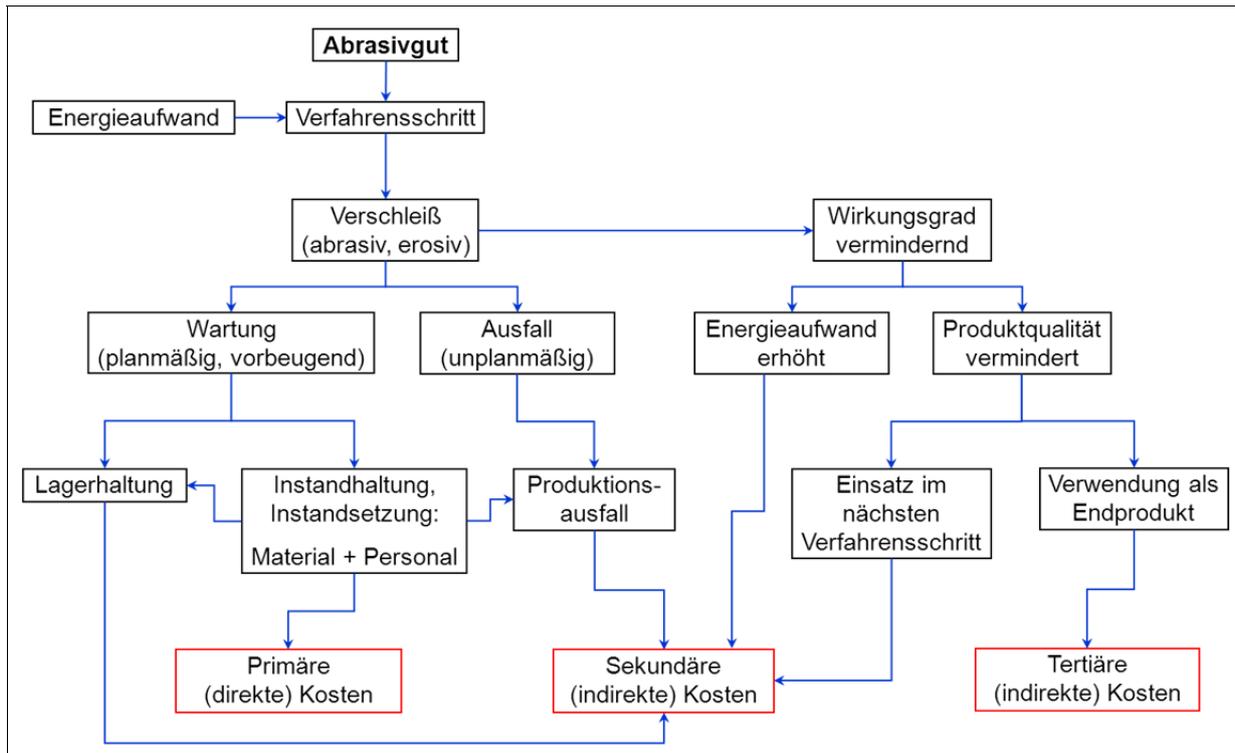


Abbildung 1-2: Entstehung und Zusammenhang der drei Kostenarten zufolge Abrasivverschleiß, nach [78].

Für Bauverfahren des Spezialtiefbaus und des Tunnelbaus können beispielhaft mögliche Kostenursachen im Zusammenhang mit Verschleißproblemen wie folgt angegeben und zugeordnet werden:

- Primäre Kosten:
- Personal- und Sachkosten für Wartung, Reparatur und Ersatz von Verschleißteilen
 - Stillstandszeiten für die Durchführung von Reparatur- und Wartungsarbeiten (Werkzeugwechsel)
- Sekundäre Kosten:
- Reduktion der Nettobohrleistung (Vortriebsleistung) infolge Abnutzung der Werkzeuge
 - Erhöhung des Energieverbrauchs von Baumaschinen mit eingeschränkter Leistungsfähigkeit
 - Zusätzliche Aufwendungen die erforderlich werden können, um die Durchführung von Reparatur- und Wartungsarbeiten zu ermöglichen (Beispiel: Errichtung eines Revisionschachtes für Arbeiten am Schneidrad einer Schildmaschine)
 - Kosten für Ersatzgeräte
- Tertiäre Kosten:
- Bauteilschäden an den erdseitigen Oberflächen gerammter oder eingepresster Fertigteile

Um eine Vorstellung für das Einsparungspotential im Zusammenhang mit Verschleißfragen im Tiefbau zu erlangen, werden nachfolgend die für den Zeitraum 1980 bis 1983 erhobenen „Kosten zufolge Abrasion und Erosion von betroffenen Industriezweigen“ in der damaligen Bundesrepublik Deutschland angegeben [78], siehe auch Abbildung 1-3: Für den gesamten **Bergbau** (Steinkohle, Braunkohle, Erze, Salze etc.) betragen die erhobenen Verschleißkosten mit 1,8 Milliarden D-Mark, was 5,5% des mittleren Bruttoproduktionswertes im betrachteten Zeitraum entspricht. Bei der **Zementerzeugung** wurden Verschleißkosten von 9 D-Mark / t, bzw. 8,6% des damaligen, mittleren Bruttoproduktionswertes ermittelt. Der jährliche Gesamtverlust in der bundesdeutschen **Bauwirtschaft** (Straßenbau, Abbruch und Wiederaufbereitung sowie Bauhauptgewerbe) zufolge Verschleißproblemen wurde für den Zeitraum 1980 – 1983 mit mindestens 1,4 Milliarden D-Mark angegeben. Die Unsicherheit bei diesen Kosten ist jedoch, von allen betroffenen Industriezweigen, in der Bauwirtschaft mit Abstand am größten. [78]

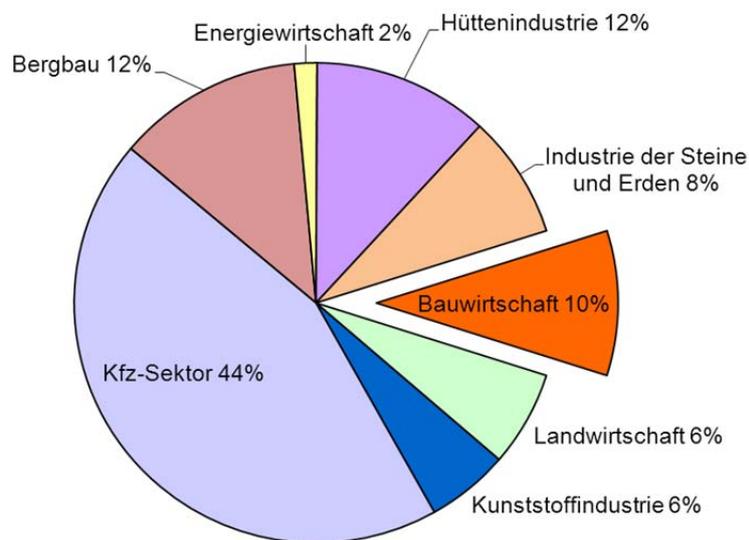


Abbildung 1-3: Verteilung der Verluste infolge Abrasion und Erosion auf die betroffenen Industriezweige in Deutschland, Bezugsjahre 1980 – 1983, nach [78].

1.2.2 Nutzen der Quantifizierung von Abrasivität

Bislang stehen der Bauindustrie nur unzureichende Abrasivitätskennwerte für grobkörniges Lockergestein zur Verfügung. Werkzeugverschleiß und daraus resultierende Kosten für geplante Bauvorhaben lassen sich daher nicht einwandfrei kalkulieren. Dies bedeutet einerseits ein unakzeptables Baugrundrisiko, andererseits für die ausführenden Unternehmen ein dementsprechend hohes Planungs- und Kalkulationsrisiko. Präzise Ausschreibungsformulierungen der zu erwartenden Abrasivität wären zwar erwünscht (bzw. sind sogar gefordert), lassen sich jedoch mit dem gegenwärtigen Stand der Technik für grobkörniges Lockergestein streng genommen nicht geben.

Wenn die österreichischen Bau-Auftraggeber in Zukunft in der Lage sind, die Abrasivität von Lockergestein bereits vor Bauausführung (idealerweise im Zuge der Baugrunduntersuchungen im Vorfeld

von Bauausschreibungen bzw. der erforderlichen Behördenverfahren) eindeutig zu quantifizieren, so würden sich aus heutiger Sicht folgende **Vorteile** für die gesamte Bauindustrie und für die Allgemeinheit ergeben:

➤ **Nutzen für Auftraggeber von Tiefbauprojekten im Lockergestein**

- Reduzierung des Baugrundrisikos infolge der Möglichkeit zur genauen Beschreibung einer gegebenenfalls wesentlichen Baugrundeigenschaft;
- Erhöhung der Kostensicherheit bei Ausschreibung und Abrechnung;
- Verbesserung der Termintreue bei Ausführung der Arbeiten;
- Vermeidung von technisch riskanten Situationen während der Bauausführung (z.B. Werkzeugwechsel am Schneidrad einer Schildmaschine unter Druckluftbeaufschlagung);
- Argumentationsgrundlagen bei Nachtragsbehandlungen.

➤ **Nutzen für Spezialtiefbau- und Tunnelbauunternehmen**

- Kalkulationsgrundlage für den zu erwartenden Werkzeugverschleiß, daraus resultierende genauere Leistungsprognosen;
- Vermeidung von sog. sekundärem Verschleiß (das ist über das eigentliche Abbauwerkzeug hinausgehender Verschleiß, also z.B. an Werkzeughalterungen, in Förderleitungen, Pumpen);
- Grundlage für die Entwicklung von Maßnahmen zur Abminderung der Verschleißwirkung von abrasivem Boden;
- Potential zur Kostenoptimierung von Bauleistungen;
- Argumentationsgrundlagen bei Nachtragsforderungen;
- Wettbewerbsvorteile, resultierend aus den vorgenannten Punkten.

➤ **Nutzen für die Allgemeinheit**

- Verbesserung der Qualität von behördlichen Einreichoperaten;
- Reduzierung des Energie- und Ressourcenverbrauchs für die Bauausführung infolge Optimierung des Werkzeugverschleißes und durch weniger Verbrauch von Betriebsmitteln (Treibstoff etc.) und daraus folgend Schonung der Umwelt;
- Reduzierung von unvorhergesehenen Änderungen bei der Bauausführung und daraus folgend Vermeidung von zusätzlichen Belastungen für betroffene Dritte (z.B. Anrainer, Verkehrsbewerber, politische Vertreter etc.).

1.3 Fragestellungen dieser Arbeit

Die vorliegende Arbeit dient vornehmlich dem Zweck, den **Stand der Technik bei der Abrasivitätsbestimmung weiterzuentwickeln und auf Lockergesteine zu erweitern**. Hierbei wird der Fokus auf mittel- und grobkörniges Lockergestein gelegt, da der Werkzeugverschleiß in derartigen Böden erfahrungsgemäß um ein Vielfaches höher ist als in feinkörnigen Böden.

Da die Tribologie²⁾ nicht unbedingt dem Bauingenieurwesen sondern vielmehr dem Maschinenbau zugerechnet wird, sind zunächst die theoretischen Grundlagen über den Abrasivverschleiß aufzuarbeiten, was zur eindeutigen Abgrenzung der Begriffe „Verschleiß“ und „Abrasivität“ führt.

Die zentrale Frage, die im Zuge dieser Arbeit näher untersucht wird, lautet: **Welchen Einfluss üben die maßgeblichen Lockergesteinseigenschaften Korngröße, Kornverteilung, Kornform, Lagerungsdichte und Wassergehalt auf die Abrasivität von grobkörnigem Lockergestein aus?**

Ausgangspunkt der vorliegenden Arbeit ist die Hypothese, dass das Vermögen von Boden, einem Gegenstand infolge Relativbewegung Verschleiß zuzufügen, eine dem Boden innewohnende Eigenschaft ist und somit als Bodenkennwert (in der für die Bodenmechanik üblichen Bandbreite der Genauigkeit) angegeben werden kann. Zur eindeutigen Beschreibung und Quantifizierung der Abrasivität von grob- und gemischtkörnigem Lockergestein wurde am *Institut für Geotechnik der TU Wien (Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik)* ein neuer Laborversuch entwickelt; die vorliegende Arbeit liefert einerseits die theoretischen Hintergründe zur Geräteentwicklung und stellt andererseits die wesentlichen bisherigen Erfahrungen mit dem sog. „TU Wien Abrasimeter“ vor.

Die Kenntnisse über die grundlegenden Einflussfaktoren auf die Abrasivität von Lockergestein führen zu einem besseren Verständnis der Mechanismen die zum Verschleiß der Werkzeuge im Tiefbau führen. In welchem Ausmaß die Abrasivität von Lockergestein im Vergleich zu den anderen Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß von Spezialtiefbau und Tunnelbaumaschinen wirkt, kann im Zuge dieser Arbeit jedoch nicht erschöpfend behandelt werden. Vielmehr soll der Frage nachgegangen werden, **welche anderen Faktoren – neben der Abrasivität des Bodens – es sind, die den Werkzeugverschleiß beeinflussen**. Im Rahmen dieser Arbeit werden bauverfahrens- und projektspezifische Randbedingungen eingegrenzt, die für den Werkzeugverschleiß von Bedeutung sind, sodass die Grundlagen für die Erstellung von Verschleißprognosemodellen und für zielgerichtete Verschleißoptimierungsmaßnahmen geschaffen werden.

²⁾ Tribologie = Wissenschaft von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung [3]

2. Grundlagen und Begriffsdefinitionen

2.1 Tribologisches System

Zur Analyse von Reibungs- bzw. Verschleißproblemen ist es vorteilhaft, gedanklich einen für diese Vorgänge repräsentativen Bereich abzugrenzen und ein sog. „tribologisches System“ (kurz: „Tribosystem“) einzuführen, dessen Aufbau und Bestandteile in Abbildung 2-1 dargestellt sind.

Innerhalb der Systemumhüllenden liegen die am Vorgang beteiligten Elemente, welche mit ihren Eigenschaften die **Tribostruktur** bilden. Im Rahmen dieser Konzeption ist das Beanspruchungskollektiv als Eingangsgröße für das System zu betrachten, während die sichtbaren bzw. messbaren Reibungs- und Verschleißkenngrößen die Ausgangsgrößen darstellen.

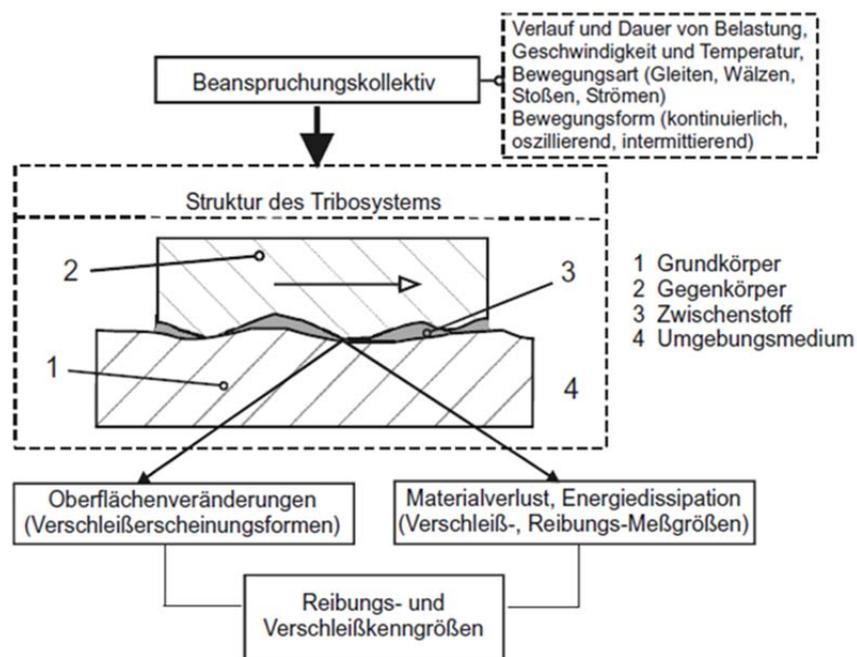


Abbildung 2-1: Tribologisches System – Schemadarstellung [3].

Die Struktur eines tribologischen Systems wird durch vier Systemkomponenten gebildet:

1. Grundkörper
2. Gegenkörper
3. Zwischenstoff
4. Umgebungsmedium

Grund- und Gegenkörper sind die sog. Reibpartner, sie führen gegeneinander eine Relativbewegung aus (die Bewegungskinetik an sich, z.B. Rollen, Gleiten, Schlagen, ist Bestandteil des Beanspruchungskollektivs). Als Grundkörper wird üblicherweise jener Reibpartner bezeichnet, dessen Verschleiß von Interesse ist. Wenn ein Zwischenstoff vorhanden ist, befindet er sich zwischen Grund- und Gegenkörper und kann verschleißerhöhende oder -vermindernde Wirkung haben (z.B. Schmierstoffe,

Verschleißpartikel). Das Umgebungsmedium ist jenes Element des Tribosystems welches die anderen Elemente umgibt. [14, 15]

Hinsichtlich der **Systemart** wird zwischen *offenen* und *geschlossenen* tribologischen Systemen unterschieden, wobei sich offene Systeme dadurch ausweisen, dass der Grundkörper im Zuge des Betriebs ständig mit neuem Abrasivgut in Wechselwirkung tritt [84].

In Tabelle 2-1 sind einige Beispiele für typische Tribosysteme im Bauwesen und die Zuordnung ihrer Systemelemente angeführt.

Tabelle 2-1: Beispiele von Tribo-Systemelementen nach [28]

Tribotechnisches System	Grundkörper	Gegenkörper	Zwischenstoff	Umgebungsmedium	Systemart
Zahnradgetriebe	Zahnrad 1	Zahnrad 2	Getriebeöl	Luft	geschlossen
Bagger	Baggerschaufel	Baggeregut	-	Staub	offen
Materialzerkleinerungsanlage	Mahlrad	Brechbacken	Mahlgut	Staub	offen

Das **Beanspruchungskollektiv** umfasst alle auf die Tribostruktur von außen einwirkenden Beanspruchungsgrößen und ist durch deren physikalisch-technische Parameter bestimmt. Die wichtigsten sind gemäß [28]:

- Kinematik (Bewegungsart und Bewegungsablauf)
- Normalkraft
- Geschwindigkeit
- Temperatur
- Beanspruchungsdauer
- ggf. Störparameter (z.B. Erschütterungen)

Die tatsächliche Flächenpressung zwischen Grund- und Gegenkörper wird maßgeblich von der Kontaktgeometrie bestimmt und auch das Rauheitsverhältnis (bzw. die Schmierfilmdicke) kann das Eingriffsverhältnis der Kontaktpartner maßgeblich beeinflussen [28]. Somit ist eine strenge Trennung des Beanspruchungskollektivs von den Tribostrukturelementen nicht immer möglich.

Unter **tribologischen Prozessen** (kurz: Triboprozesse) werden die dynamischen, physikalisch-chemischen Vorgänge zusammengefasst, die unter der Wirkung der Reibmechanismen im Wesentlichen in den Grenzflächen der Reibpartner ablaufen. Für das Entstehen von Verschleiß muss die Materialbeanspruchung eine (systemspezifische) Intensität bzw. Größenordnung überschreiten, so dass durch die Verschleißmechanismen (siehe Abbildung 2-3) Materialabtrennprozesse einsetzen.

Die Auswirkungen von tribologischen Prozessen werden als Oberflächenveränderungen und/oder als Materialverlust und/oder Energiedissipation wahrgenommen, sie sind grundsätzlich messtechnisch erfassbar. Mit **Energiedissipation** ist einerseits die Erzeugung von (Reibungs-) Wärme gemeint, andererseits aber auch ganz allgemeine Energieabsorption (z.B. Wärmeleitung und -strahlung, Schwingungsausbreitung, Schallemission, Elektronenemission) [28].

Die bleibenden Veränderungen an den Oberflächen der Reibpartner werden als **Verschleißerscheinungsformen** bezeichnet. Sie äußern sich in geometrischen, strukturellen und auch chemischen Abweichungen gegenüber dem Ursprungszustand, weiters wird die Art und Form der entstehenden Verschleißpartikel betrachtet. Jeder Verschleißmechanismus prägt spezifische, typische Verschleißerscheinungsformen (siehe dazu Abbildung 2-3). [28, 84]

2.2 Verschleiß

2.2.1 Reibung und Verschleiß

Reibung und Verschleiß sind beides Folgen der Wechselwirkung relativ zueinander bewegter Körper; es sind qualitativ unterschiedliche Phänomene, auch wenn sie in der Praxis zumeist gemeinsam auftreten. Reibung und Verschleiß können eine enge Korrelation aufweisen, es können bei verschiedenen Reibpaarungen jedoch auch um mehrere Größenordnungen abweichende Verschleißintensitäten auftreten [72]. Im Extremfall kann Verschleiß auch ganz ohne Reibung auftreten, wie z.B. bei Kavitationserosion [84].

Reibung kennzeichnet grundsätzlich den einer Relativbewegung entgegenwirkenden Widerstand, welcher die Bewegung von zwei aufeinander gleitenden oder wälzenden Körpern hemmt oder auch verhindert. Somit können nach der Art der Relativbewegung folgende Arten von Reibung definiert werden [94]:

- **Haftreibung:** Widerstand der die Relativbewegung zweier sich berührender Körper verhindert (Ruhreibung).
- **Gleitreibung:** Widerstand der die Relativbewegung zweier sich berührender Körper hemmt.
- **Rollreibung:** Widerstand der das Rollen eines Zylinders auf der Unterlage hemmt, idealisiert mit Linienberührung und der Relativgeschwindigkeit Null (kein Schlupf).
- **Wälzreibung:** Rollreibung mit Gleitanteil (Schlupf).
- **Innere Reibung** (Viskosität): Widerstand in einem Körper, der eine Relativbewegung innerer Volumen- oder Stoffteilchen behindert.

Manchmal wird auch die **Bohrreibung** als eigene Reibungsart genannt. Hierbei steht eine rotatorische Relativbewegung zwischen Körpern, deren Drehachse senkrecht zur Kontaktfläche steht, im Vordergrund [13, 84].

Für die Beschreibung von Reibung zweier Festkörper bei gleitender Bewegung wird gerne das Reibungsgesetz nach *Coulomb (1785)* herangezogen, nach dem die Reibkraft F_R proportional zur Normalkraft F_N ist. Die Reibkraft F_R entsteht in der Kontaktfläche der Reibpartner und wirkt längs des Reibweges, während die Normalkraft F_N senkrecht zum Reibkontakt wirkt. Der Proportionalitätsfaktor, die **Reibzahl** f (früher: Reibungsbeiwert μ), wird durch Versuche, empirisch ermittelt.

Nach *Sommer (2010)* sind jedoch „in den Kontaktzonen tribologischer Systeme komplizierte physikalische und chemische Grenzflächenprozesse beteiligt, die im Einzelnen selten quantitativ und

in der Praxis vielfach auch nicht qualitativ bekannt sind. Diese Vorgänge beeinflussen den Verschleiß oft stärker als die Reibungszahl.“ [84]

Für geschmierte Reibpaarungen ist die sog. Stribeck-Kurve relevant, welche die Änderung der Reibzahl in Abhängigkeit von der Drehzahl, bzw. der Relativgeschwindigkeit zwischen den Reibpartnern angibt, siehe Abbildung 2-2.

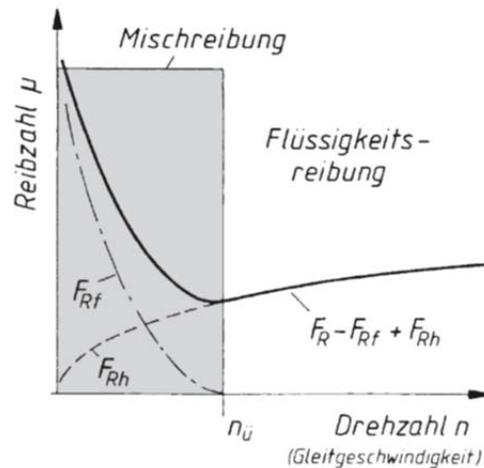


Abbildung 2-2: Vereinfachte Stribeck-Kurve [94].

Die Stribeck-Kurve stellt den Verlauf der Reibkraft F_R in einem geschmierten Gleitlager dar, der sich aus der Überlagerung der Festkörperreibung F_{Rf} und der Flüssigkeitsreibung F_{Rh} ergibt. Der Anteil der Festkörperreibung nimmt mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit – infolge der Ausbildung eines Schmierfilmes – ab, bis bei einer sog. Übergangsdrehzahl $n_{\ddot{u}}$ gar kein Festkörperkontakt mehr auftritt, da der Schmiermitteldruck entsprechend groß ist. Ab dieser Drehzahl herrscht nur mehr Flüssigkeitsreibung vor. Diese ist vom Viskositäts-Temperatur-Verhalten bestimmt und nimmt mit zunehmender Drehzahl ebenfalls zu. [94]

Somit werden auch drei Arten von Reibungszuständen unterschieden [84, 94]:

- **Festkörperreibung** (Trockenreibung, ungeschmierte Reibung)
- **Mischreibung** (Grenzreibung)
- **Flüssigkeitsreibung** (hydrodynamische Reibung, aerodynamische Reibung)

Reibung lässt sich auch als Energieumsetzung definieren, die sich aus einem Adhäsions- und einem Deformationsanteil zusammensetzt sowie – bei spröden Werkstoffen – aus einem Anteil für die Bruchvorgänge. Eine quantitative Angabe der einzelnen Anteile ist jedoch i.d.R. nicht möglich, da von einer ständigen Überlagerung und Änderung der jeweiligen Anteile während der Beanspruchung auszugehen ist [84].

Unter **Verschleiß** wird ganz allgemein der „unerwünschte Materialabtrag (Materialverlust) an Reibflächen in Tribosystemen infolge mechanischer, chemischer oder sonstiger Ursachen“ verstanden, wobei weiter zwischen natürlichem (normalen) und erhöhtem Verschleiß unterschieden wird [15]. Die – derzeit wegen fehlender Überarbeitung derzeit zurückgezogene – DIN 50320 definiert Verschleiß als „fortschreitenden Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch

mechanische Ursachen, d.h. Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers“ [3].

Die ÖNORM M 8120-3 ergänzt, dass Verschleiß normalerweise unerwünscht ist, weil er wertmindernd wirkt. Nur in Ausnahmefällen bestehen technisch erwünschte Verschleißvorgänge, wobei Bearbeitungsvorgänge zur Herstellung von Werkstücken (z.B. Schleifen) explizit von der gegenständlichen Verschleißdefinition ausgenommen sind.

Die Einteilung des Verschleißgebiets ist aufgrund seiner Komplexität und der sich überschneidenden Einflüsse und Auswirkungen nicht einfach möglich. Unterscheidungen erfolgen bspw. aufgrund der Verschleißerscheinungsform, den Beanspruchungsarten oder der Verschleißmechanismen.

2.2.2 Verschleißarten

Häufig wird das Verschleißgebiet nach den **Verschleißarten** unterschieden, was auf die jeweiligen Verschleißursachen hinweisen soll, die durch die Art der (vor-)herrschenden tribologischen Beanspruchung und der Tribostruktur gekennzeichnet sind, siehe Tabelle 2-2.

Tabelle 2-2: Beispiele verschiedener Verschleißarten nach [3].

Tribologische Beanspruchung	Systemelemente	Verschleißart
Gleiten	Grund- und Gegenkörper sind Festkörper	Gleitverschleiß
Rollen, Wälzen		Roll-, Wälzverschleiß
Prallen, Stoßen		Prall-, Stoßverschleiß
Gleiten	Grundkörper sind Festkörper Gegenkörper sind Festkörperpartikel	Furchungverschleiß (Erosion), Korngleitverschleiß, Dreikörperabrasivverschleiß
Wälzen		Kornwälzverschleiß
Mahlen		Mahlverschleiß
Strömen	Grundkörper sind Festkörper Gegenkörper ist Flüssigkeit mit Festkörperpartikel	Spülverschleiß (Erosionsverschleiß)
	Grundkörper sind Festkörper Gegenkörper ist Gas mit Festkörperpartikel	Gleitstrahlverschleiß (Erosionsverschleiß)
Prallen		(Prall-) Strahlverschleiß

Dabei ist zu beachten, dass bei jedem Verschleißvorgang verschiedene Verschleißmechanismen (siehe Abbildung 2-3) wirksam werden können, sodass sich auch bei ein und derselben Verschleißart unterschiedliche Verschleißerscheinungsformen ergeben können [3].

2.2.3 Verschleißmechanismen

Die beim Verschleißvorgang ablaufenden physikalischen und chemischen Prozesse werden unter dem Begriff „Verschleißmechanismus“ zusammengefasst. Sie ergeben sich durch das Einwirken des

Beanspruchungskollektivs auf die Elemente des Tribosystems und äußern sich in energetischen und stofflichen Wechselwirkungen zwischen Grund- und Gegenkörper [15].

Es existieren vier Hauptverschleißmechanismen, die vielfach in Kombination miteinander auftreten:

- Adhäsion
- Abrasion
- Oberflächenermüdung (Zerrüttung)
- Tribochemische Reaktionen (Tribooxidation)

Diese Grundmechanismen sind in der Regel überlagernd wirksam und ihre Anteile am Verschleißprozess können sich während der Beanspruchung auch ändern [84].

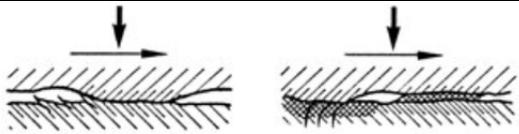
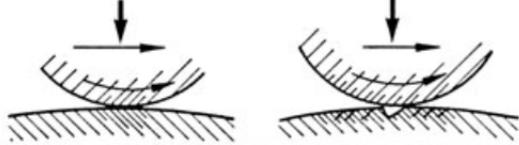
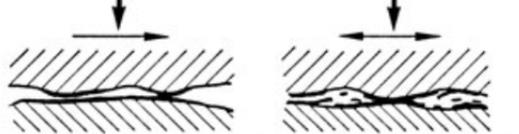
Mechanismus	Schema	Verschleißerscheinungsformen
<i>Adhäsion</i>		<i>Vertiefungen (Fresser, Löcher), Kuppen, Schuppen, Werkstoffübertrag</i>
<i>Abrasion</i>		<i>Kratzer, Riefen, Mulden, Wellen, Späne</i>
<i>Oberflächenermüdung</i>		<i>Risse, Grübchen, Krater</i>
<i>Tribochemische Reaktion</i>		<i>Reaktionsschichtbildung, Oxidation und Partikel davon; Verdampfen, Ausgasen, Zersetzung</i>

Abbildung 2-3: Verschleißmechanismen bei tribologischer Beanspruchung nach [84] und [3].

Die grundlegenden Verschleißmechanismen lassen sich wie folgt beschreiben:

➤ **Adhäsion** basiert auf lokalen Verschweißungen zwischen Festkörpern.

Adhäsiiver Verschleiß entsteht vorwiegend in Kontakten zwischen Körpern mit gleicher oder ähnlicher Härte [72]. Durch die Ausbildung von Grenzflächen-Haftverbindungen an den Oberflächen der Reibpartner (bzw. deren Mikrokontaktflächen) und nachfolgender Trennung dieser Verbindungen (infolge Relativbewegung der Reibpartner) außerhalb der ursprünglichen Grenzflächen, kommt es zu Materialübertrag zwischen den Kontaktpartnern oder zu Materialschuppungen [3].

Je ähnlicher die Kristallgitter der am Prozess beteiligten Elemente sind, desto ausgeprägter ist die Adhäsionsneigung, weshalb adhäsiver Verschleiß vor allem bei rein metallischen Reibpaarungen auftritt. Beim Verschleiß metallischer Werkstoffe durch (körnige) Mineralstoffe

tritt dieser Verschleißmechanismus jedoch in den Hintergrund, da die Gitterstrukturen der Reibpartner kristallographisch ganz unterschiedlich aufgebaut sind. [97]

Adhäsion kann auch in Kontakten zwischen festen und flüssigen Körpern auftreten. Hier beruhen die Kräfte auf ungleichen elektrischen Ladungen von Dipolmolekülen oder von Kettenmolekülen mit polaren Seitengruppen. [94]

- **Abrasion** (Mikrozerspanung) ist durch Furchungsprozesse gekennzeichnet.

Ein harter Festkörper dringt bei verformungsfähigen Werkstoffen unter Last in die Oberfläche eines weicheren Körpers ein und verdrängt bei Relativbewegung ein bestimmtes Werkstoffvolumen, das zu Wällen aufgeworfen und in Form von Verschleißpartikeln aus der Wechselwirkungszone transportiert wird. Das Härteverhältnis zwischen den Festkörpern ist für die Vorgänge von entscheidender Bedeutung. Bei mineralischen Abrasivstoffen geben Kornform und Spaltbarkeit weitere Hinweise auf die Verschleißwirkung [28].

Eine abrasive Beanspruchung von Werkstoffoberflächen durch weitgehend frei bewegliche Gegenkörper in ein- oder mehrphasigen, strömenden Flüssigkeiten oder Gasen wird häufig als Erosionsverschleiß oder hydroabrasiver Verschleiß bezeichnet [84].

- **Oberflächenermüdung (Zerrüttung)** ist die Folge zyklischer Beanspruchung von Festkörperbereichen durch Gleiten, Rollen und/oder Stoßen. Jede einzelne Beanspruchung löst anscheinend keine merkbaren Änderungen der Oberfläche aus, nach Akkumulation zahlreicher Deformationsanteile entstehen im Allgemeinen jedoch Materialausbrechungen. Das beanspruchende Medium kann ein Festkörper, aber auch flüssig oder gasförmig sein (z.B. Kavitationsverschleiß: Gasblasen in Flüssigkeiten bewirken bei Implosion eine hohe temporäre Beanspruchung der Werkstoffoberfläche, tritt u.a. in Turbinen auf). [84]

- **Tribochemische Reaktionen** begleiten oft die übrigen Verschleißmechanismen. Dabei wird durch die tribologische Beanspruchung ein chemischer Prozess an der Oberfläche des Werkstoffs aktiviert bzw. gefördert. Bei der Tribooxidation werden durch den Sauerstoff der Umgebungsatmosphäre Oxidschichten oder oxidische Verschleißprodukte gebildet. Neben der deutlichen Verringerung der Adhäsion durch Haften der Oxidschicht an der Oberfläche kann auch eine erhöhte Abrasionswirkung durch oxidische Verschleißpartikel auftreten (z.B. Korrosionsverschleiß). [84]

Unter thermischem Verschleiß wird ein Materialabtrag infolge Erweichen, Schmelzen od. Verdampfen bei Gleit- od. Wälzbeanspruchung verstanden, wodurch ablative Vorgänge entstehen können [14].

Für die Abschätzung der Lebensdauer eines Bauteils ist die Kenntnis des vorherrschenden Verschleißmechanismus von Bedeutung (siehe Abbildung 2-4), was jedoch, aufgrund der in der Praxis auftretenden Änderungen im tribologischen System während des Betriebes des Bauteils, i.d.R. nicht so einfach möglich ist [84].

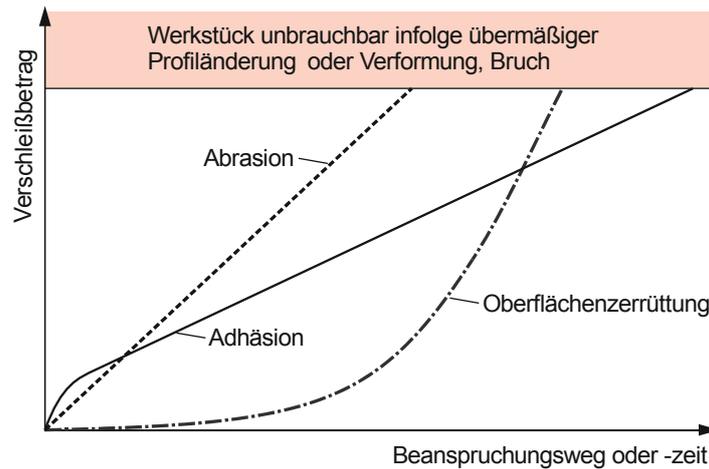


Abbildung 2-4: Schematische Verschleißverläufe bei den wichtigsten Mechanismen nach [84].

2.2.4 Verschleißmessgrößen

Es wird zwischen direkten, indirekten und bezogenen Verschleißmessgrößen unterschieden. Die einzelnen Bezeichnungen können sich je nach Autor bzw. Regelwerk unterscheiden, im Rahmen dieser Arbeit werden Abkürzungen und Definitionen entsprechend ÖNORM M 8121-3 verwendet.

Eine Verschleißmessgröße kann jedoch nicht die Eigenschaft eines einzelnen Körpers oder Stoffes bezeichnen, sondern muss stets auf die Materialpaarung, bzw. allgemein auf das betreffende tribologische System bezogen werden. Daraus folgend ist es i.d.R. nicht möglich, Verschleißkenngrößen theoretisch zu berechnen, sie müssen vielmehr mit geeigneten Mess- und Prüftechniken experimentell bestimmt werden. [28]

➤ Direkte Verschleißmessgrößen

Direkte Verschleißmessgrößen sind für sich alleine wenig aussagekräftig, sie werden erst durch die Angabe der Beanspruchungsparameter, insbesondere der Dauer, und des tribologischen Systems nützlich [3].

Verschleißbetrag w (englisch „wear“): Längen-, Flächen-, Volumen- oder Massenänderung des verschleißenden Körpers (i.d.R. Abnahme). Definitionen laut ÖNORM M 8121-3 [17]:

Linearer Verschleißbetrag: Verschleißhöhe w_l [m]

→ Längenänderung normal zur verschleißenden Fläche

Planimetrischer Verschleißbetrag w_q [m²]

→ Größe der Schnittfläche die normal zur verschleißenden Fläche (ist häufig auch normal zur Bewegungsrichtung) abgetragen wird.

Volumetrischer Verschleißbetrag: Verschleißvolumen w_v [m³]

→ Volumenänderung des verschleißenden Körpers

Massenbezogener Verschleißbetrag: Verschleißmasse w_m [kg]

→ Masseänderung des verschleißenden Körpers bzw. Masse des Abriebs.

Verschleißwiderstand → Reziprokwert des Verschleißbetrages: $\frac{1}{w}$ in $[m^{-1}]$, $[m^{-2}]$, $[m^{-3}]$ oder $[kg^{-1}]$.

➤ **Bezogene Verschleißmessgrößen (Verschleißraten)**

Bezogene Verschleißmessgrößen ergeben sich aus dem Verhältnis des Verschleißbetrages zu Bezugsgrößen wie Beanspruchungsdauer, Beanspruchungsweg oder Durchsatz. Man kann sie durch die mathematische Ableitung des Verschleißbetrags nach der Bezugsgröße ermitteln, was dann dem Anstieg der in Abbildung 2-5 beispielhaft wiedergegebenen Kurven entspricht.

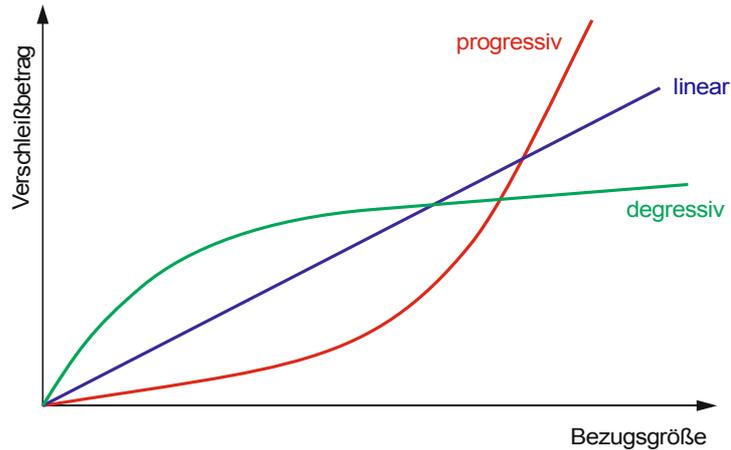


Abbildung 2-5: Schematische Verläufe des Verschleißbetrags über die Bezugsgröße nach [3] bzw. [17].

Sehr häufig angewandte bezogene Verschleißmessgrößen sind (Bezeichnungen: siehe Tabelle 2-3):

Verschleißgeschwindigkeit → Ableitung des Verschleißbetrages w in $[m]$, $[m^2]$, $[m^3]$ oder $[kg]$ nach der Beanspruchungsdauer t [h].

Verschleißintensität → Ableitung des Verschleißbetrages w in $[m]$, $[m^2]$, $[m^3]$ oder $[kg]$ nach dem Beanspruchungsweg s [m].

Verschleißkoeffizient → Auf die Belastung F_N [N] normierte Verschleißintensität; wird häufig auch mit der Härte des weicheren Reibpartners multipliziert, sodass eine dimensionslose Größe entsteht.

Tabelle 2-3: Zusammenstellung der Ermittlung von bezogenen Verschleißmessgrößen und die sich daraus ergebenden Bezeichnungen und Einheiten.

	Verschleißbetrag		
	linear	volumetrisch	massebezogen
Verschleißgeschwindigkeit	$w_{It} = \frac{dw_I}{dt}$ [m/h]	$w_{vt} = \frac{dw_v}{dt}$ [m ³ /h]	$w_{mt} = \frac{dw_m}{dt}$ [kg/h]
Verschleißintensität	$w_{Is} = \frac{dw_I}{ds}$ [mm/m]	$w_{vs} = \frac{dw_v}{ds}$ [mm ³ /m]	$w_{ms} = \frac{dw_m}{ds}$ [kg/m]
Verschleißkoeffizient	$k_{IsF} = \frac{dw_I}{ds \cdot F_N} = \frac{w_{Is}}{F_N}$ [mm/(m·N)]	$k_{vsF} = \frac{dw_v}{ds \cdot F_N} = \frac{w_{vs}}{F_N}$ [mm ³ /(m·N)]	$k_{msF} = \frac{dw_m}{ds \cdot F_N} = \frac{w_{ms}}{F_N}$ [kg/(m·N)]

Der Verschleißkoeffizient wird weltweit gerne als Verschleißreferenzgröße angewandt (engl.: „specific wear rate“ oder „wear factor“), er beinhaltet jedoch keine Aussagen zum Verschleißmechanismus und stellt auch keine Werkstoffgröße dar, da der Verschleiß immer aus Wechselwirkungsprozessen der kontaktierenden Körper und Stoffe resultiert [28].

Eine weitere, in der Praxis häufig verwendete, bezogene Verschleißmessgröße ist das

Verschleiß-Durchsatz-Verhältnis → Ableitung des Verschleißbetrags w in [m], [m²], [m³] oder [kg] nach dem Volumen, der Masse oder der Anzahl der Körper z in [m³], [kg] oder [Stk] durch welche die Beanspruchung hervorgerufen wird.

$$\text{z.B.} \quad w_{mz} = \frac{dw_m}{dz} \quad [\text{kg/m}^3] \quad \text{oder} \quad [\text{kg/kg}] \quad \text{oder} \quad [\text{kg/Stk.}]$$

➤ Indirekte Verschleißmessgrößen

Indirekte Verschleißmessgrößen ergeben sich in der Regel aus dem Betrieb von Triboanlagen und werden nicht unbedingt gesondert ermittelt. Es handelt sich dabei bspw. um die Einsatzdauer eines Bauteils oder die Durchsatzmenge bis der Bauteil (bzw. das Tribosystem) durch Verschleiß seine Funktionsfähigkeit verliert. Zur Abschätzung von indirekten Verschleißmessgrößen ist es notwendig, den Neuzustand des Tribosystems zu erfassen und das Erreichen seiner Funktionsunfähigkeit festzulegen [17]. Auf diese Weise ergeben sich beispielsweise die:

- **Verschleißbedingte Gebrauchs- od. Lebensdauer** T_w [h] → Dauer der Beanspruchung abzüglich der Stillstandzeiten, in der ein Bauteil oder ein Tribosystem durch Verschleiß seine Funktionsfähigkeit verliert.

- **Verschleißbedingte Durchsatzmenge** D_w [m³], [kg], [Stk.] → Volumen, Masse oder Anzahl der Körper, durch die ein Bauteil oder Tribosystem durch Verschleiß seine Funktionsfähigkeit verliert.

Im maschinellen Tunnelbau werden beispielsweise die ausgetauschten Werkzeuge häufig auf die aufgefahrene Hohlraumkubatur bezogen; somit werden als indirekte Verschleißmessgröße für einen Tunnelvortrieb gerne „Stück Rollenmeißel (Disken) pro m³ Tunnelausbruch fest“ [Stk/m³] angegeben.

2.3 Abrasivverschleiß

Bei allen Industriezweigen der Rohstoffgewinnung und –aufbereitung, z.B. Bergbau, Zementindustrie, Bauindustrie und Landwirtschaft, wo große Mengen an abrasiv wirkenden Stoffen ver- bzw. bearbeitet werden, spielt Abrasivverschleiß eine wichtige Rolle. Bei den Zerkleinerungs-, Transport- und Mischprozessen treten Verschleißerscheinungen an den Maschinenkomponenten auf, die nennenswerte Kosten verursachen können. Allen Anlageteilen ist gemeinsam, dass sie im Zuge des Betriebs stets mit neuem Abrasivgut in Wechselwirkung treten, also ein offenes tribologisches System darstellen. [84]

Die Unterteilung und Definitionen von verschiedenen Arten des Abrasivverschleißes sind in der Literatur nicht einheitlich, auch weil die Übergänge nicht immer klar abgegrenzt werden können.

2.3.1 Einteilung

Von Abrasivverschleiß spricht man bei Vorherrschen der Verschleißart Furchung bzw. des Verschleißmechanismus` Abrasion. Als Kriterium für das Auftreten (Vorherrschen) von abrasiver Materialabtrennung ist das **Härteverhältnis** der Reibungspaarung maßgebend: die Härte des Abrasivstoffs (Gegenkörper) muss jedenfalls größer sein als die Werkstoffhärte des Grundkörpers. Rauheitshügel oder harte Partikelteile des Abrasivstoffs dringen dann in die Oberfläche des beanspruchten Werkstoffs ein und erzeugen infolge der Relativbewegung Kratzer oder Riefen bzw. Furchen [28].

Es kann grundsätzlich zwischen Zweikörper- und Dreikörper-Abrasivverschleiß unterschieden werden:

➤ **Zweikörper-Abrasivverschleiß**

Grund- und Gegenkörper bilden eine abrasive Reibpaarung. Gemäß *Sommer (2010)* kommt für den klassischen Zweikörper-Abrasiv-Gleitverschleiß eine Beanspruchung durch Festgestein, gebundene Körner (stückiges Gut) oder verdichtete Schüttungen infrage. Lose Kornschüttungen bilden bereits einen fließenden Übergang zur Erosion, siehe Abbildung 2-6. Die freie Beweglichkeit der Körner hängt dabei von der Kornform, der Masse und dem Verdichtungsgrad der Schüttung sowie auch von der Reaktion des Grundkörpers ab. [84]

Erosionsverschleiß entsteht bei Beanspruchungen durch einzelne, in einem Trägermedium (Gas, Flüssigkeiten) transportierte Partikel. Beim Trägermedium Gas (Luft) wird die Erosion auch als Strahlverschleiß bezeichnet. Beim Trägermedium Flüssigkeit ist in der Regel auch noch mit Korrosion zu rechnen. Die dynamische Beanspruchung beim Erosionsverschleiß wird von der Strömungsgeschwindigkeit und dem Auftreffwinkel der Abrasivstoffpartikel beeinflusst. [84]

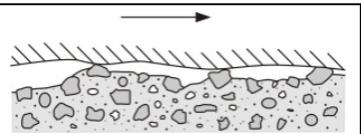
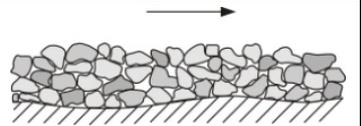
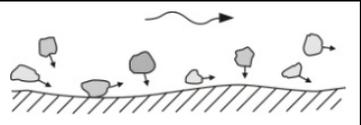
<p>Abrasiv-Gleitverschleiß: Abrasivkörner befinden sich in einer festen Bindung (z.B. als Gemenge verschiedener Minerale in Festgestein oder als verdichtete Schüttung) aus dem sie partiell überstehen. Die Körner führen eine reine Gleitbewegung aus.</p>	
<p>Übergang von Abrasiv-Gleitverschleiß zu Erosion: Ein Kornkollektiv in Form einer Schüttung gleitet an einer Oberfläche entlang. Die Körner können dabei sowohl Gleit- als auch Rollbewegungen ausführen.</p>	
<p>Erosionsverschleiß: Ein Kornkollektiv oder einzelne Körner werden mittels eines Trägermediums oder durch Fliehkräfte transportiert und beanspruchen dynamisch die Oberfläche des Grundkörpers.</p>	

Abbildung 2-6: Formen des Zweikörper-Abrasivverschleißes nach [84].

Das Ausmaß des Verschleißbetrags wird beim Zweikörper-Abrasivverschleiß unter anderem durch die unterschiedlichen Bewegungsfreiheiten des Abrasivguts bestimmt: Je besser die „Fixierung“ des einzelnen Abrasivkorns ist (z.B. im Kornverband oder in einer bindigen Matrix), umso weniger

Rollbewegungen des Einzelkorns sind möglich und umso länger werden die Abrasiv-Gleitkontakte wodurch sich der Verschleiß erhöht, der am Grundkörper eintritt [50].

➤ Dreikörper-Abrasivverschleiß

Die Beanspruchungen erfolgen durch lose Körner oder stückiges Gestein, das sich in einem **Spalt** zwischen Grund- und Gegenkörper befindet. (Manchmal wird beim Dreikörper-Abrasivverschleiß auch das Abrasivgut als Gegenkörper bezeichnet, wobei der Spalt dann durch zwei Grundkörper gebildet wird.) Durch die Bewegung von Grund- und Gegenkörper wird das Abrasivgut in den Spalt eingezogen wo es i.d.R. zerkleinert wird. Je nach Kinematik kann Kornleit-, Kornwälz- oder Kornstoßverschleiß auftreten. Der Verschleiß wird dabei u.a. von der Geometrie des Spalts (Einzugsbedingungen) und vom Verhältnis der Korngröße zur Spaltweite bestimmt. [84]

Loses Abrasivgut befindet sich zwischen Grund- und Gegenkörper, die sich relativ zueinander bewegen. Durch die Bewegung werden die Körner in den Spalt eingezogen, zerkleinert und führen im Spalt eine Roll-Gleitbewegung aus.

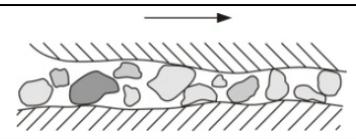


Abbildung 2-7: Dreikörper-Abrasivverschleiß nach [84].

Erosionsverschleiß, Korrosionsverschleiß und Strahlverschleiß können dem Zweikörper-Abrasivverschleiß zugeordnet werden, werden in der Literatur jedoch häufig als eigene Arten von Abrasivverschleiß angeführt.

Erosionsverschleiß (Hydroabrasion)

Während bei Abrasion primär die Partikel des Abrasivguts mit einem bzw. zwei Festkörpern (Zwei- oder Dreikörper-Verschleiß) gleitend, wälzend oder stoßend in Wechselwirkung treten, dominieren bei Erosion **Strömungsvorgänge**, wodurch eine vergleichsweise hohe Beweglichkeit des Abrasivguts gegeben ist. Die charakteristischen Verschleißerscheinungsformen der Erosion können durch reine Flüssigkeiten oder Gase (Kavitationsverschleiß, Tropfenschlag und Erosion durch heiße Gase) bzw. durch im Flüssigkeitsstrom mitgeführte Partikel (Abrasiv-Gleitverschleiß durch loses Korn, hydroabrasive Erosion sowie Strahlverschleiß) entstehen. [84]

Hydroabrasive Erosion tritt bei der Förderung von Flüssigkeits-Feststoff-Gemischen (Zweiphasenströmung) auf. Für den Verschleiß sind einerseits die strömungsmechanischen Systemeigenschaften bestimmend (Bauteilgeometrie, Oberflächenbeschaffenheit und Strömungsgeschwindigkeit) und andererseits die physikalischen Eigenschaften des Zweiphasengemisches (Konzentration, Korngrößenverteilung, Art, Form, Dichte, Härte und Sinkgeschwindigkeit der Feststoffpartikel) [84]. So sind z.B. „gummiartige Werkstoffe“, infolge ihrer elastischen Verformbarkeit, gegen Flüssigkeitserosion weniger anfällig als Metalle [28].

Die Übergänge zwischen Abrasion und Erosion sind fließend, wobei oft zusätzlich **Korrosion** zu berücksichtigen ist bzw. sogar dominiert.

Korrosionsverschleiß (Erosionskorrosion)

Diese gesonderte Verschleißart ist durch die Überlagerung mechanischer und chemischer Wechselwirkungen einer Flüssigkeit mit dem strömungsbeanspruchten Material gekennzeichnet. An einer Metalloberfläche können dabei elektrochemische oder chemische Vorgänge ablaufen, die von der reinen oder partikelhaltigen Flüssigkeitsströmung in unterschiedlicher Weise beeinflusst werden können [28]. Tabelle 2-4 gibt einen Eindruck der Vielfalt und Komplexität der derart entstehenden Schadensarten wider und ordnet den Korrosionsverschleiß ein.

Tabelle 2-4: Schadensarten beim Zusammenwirken von Korrosion und mechanischer Beanspruchung nach [36].

Mechanische Beanspruchung (Eigen- und Lastspannungen)		Schaden	Überlagerte chemische Beanspruchung durch	Bezeichnung
zügig	Zug, Biegung, Verdrehung	Gleiten	spezifisches Medium (Elektrolyt)	Spannungsrissskorrosion
schwingend	wechselnd, schwellend	Ermüdung	jedes Medium (Elektrolyt)	Schwingungsrissskorrosion
reibend	Flüssigkeits-, Misch-, Trockenreibung	Verschleiß	jedes korrosive Medium	Korrosionsverschleiß
	oszillierend		jedes Medium, inerte Gase	Schwingverschleiß
schlagend		Erosion Kavitation	jedes korrosive Medium, jedes Medium (Elektrolyt)	Erosionskorrosion Kavitationskorrosion

Gleichzeitig auftretende tribologische Beanspruchungen begünstigen den Fortschritt korrosiven Abtrags, da infolge der mechanischen Beanspruchung durch das Abrasivgut der Aufbau einer Schutzschicht an der Werkstoffoberfläche verhindert wird [84]. Wenn ständig frisches, reaktionsfähiges Medium an die Metalloberfläche herangeführt wird, kann darüber hinaus eine Verstärkung der Korrosion eintreten [36].

Strahlverschleiß

Der Werkstoffabtrag bei Strahlverschleiß erfolgt durch freifliegende, furchende und/oder stoßende Partikel, die in einem Gasstrom geführt oder durch Fliehkräfte beschleunigt werden. Bei einem Anstrahlwinkel von $\sim 0^\circ$ spricht man von Gleitstrahlverschleiß, bei nahezu senkrechtem Auftreffen von Prallstrahlverschleiß, dazwischen von Schrägstrahlverschleiß. [84]

Für den Strahlverschleißvorgang ist kennzeichnend, dass bei konstantem Druck verschieden große Körner des Abrasivguts unterschiedliche Geschwindigkeiten erhalten, da kleinere Körner ihre Geschwindigkeit eher jener des Luftstroms anpassen als größere [43]. Die Verschleißbeanspruchung wird hauptsächlich vom elastisch-plastischen Verhalten der Verschleißpartner bestimmt, sowie von den Eigenschaften der mitgeführten Partikel (insbes. Partikelgröße, -form, -härte und Zerkleinerungsverhalten) und einem allfälligen adhäsiven Verhalten der Reibpartner. Darüber hinaus ist die Größe des Strahlverschleißbetrags vom Anstrahlwinkel, von der Partikelgeschwindigkeit und dem Durchsatz, den Werkstoffeigenschaften (elastisch-plastisches Verhalten) des Grundkörpers und schließlich von der Temperatur bestimmt. [84, 95]

2.3.2 Detailprozesse und einfache Prognosemodelle

Betrachtet man die Mikroveränderungen an der Oberfläche des Grundkörpers, so kann Abrasivverschleiß weiter in folgende **Detailprozesse** unterschieden werden, die auf *Zum Gahr (1987)* zurückgeführt werden [28]:

Mikropflügen: Plastische Verformung der Werkstoffoberfläche infolge Eindringens des Abrasivstoffs, idealerweise ohne Werkstoffabtrag.

Mikrospanen: Materialabtrag in Form von sog. Mikrochips.

Mikroermüden: Materialabtrag infolge lokaler Werkstoffermüdung (Oberflächenzerrüttung) bei wiederholter mikropflügender Beanspruchung der Werkstoffoberfläche.

Mikrobrechen: Größere Materialausbrüche infolge von Rissbildung und –ausbreitung längs einer Verschleißfurche bei Überschreitung einer kritischen Belastung. Mikrobrechen wird durch eine zunehmende Größe der Abrasivstoffpartikel sowie durch eine abnehmende Bruchzähigkeit und zunehmende Härte des verschleißenden Werkstoffs begünstigt [28].

Für ideales Mikrospanen hat *Rabinowicz (1965)* ein einfaches Modell für die Bestimmung des verdrängten Volumens angegeben. Voraussetzung ist, dass der Gegenkörper eine höhere Festigkeit hat als der Grundkörper, damit er überhaupt in letzteren eindringen kann. Das **Verschleißvolumen** w_v sei dann direkt proportional zur Normalkraft F_N sowie zum zurückgelegten Weg s , und umgekehrt proportional zur Materialhärte des verschleißenden Werkstoffs H_w [74]:

$$w_v = k \cdot \frac{F_N \cdot s}{H_w}$$

Der **Verschleißkoeffizient** k soll dabei die Einzelheiten der Oberflächengeometrie des Abrasivkorns abbilden. In einer vereinfachten Vorstellung kann er aus dem Mikrokontakt einer kegelförmigen Rauheitsspitze, die in den Grundkörper eindringt, angenähert werden [74], siehe Abbildung 2-8. Für das Verschleißvermögen des Abrasivguts ist somit nicht nur dessen Härte, sondern auch dessen Scharfkantigkeit und in weiterer Folge die Fähigkeit, durch Bruchvorgänge scharfe Kanten zu bilden, zu berücksichtigen. Daraus folgend sind für die Wahl von Abrasivmittel „die brüchigen Materialien mit hoher Härte zu bevorzugen“ [72].

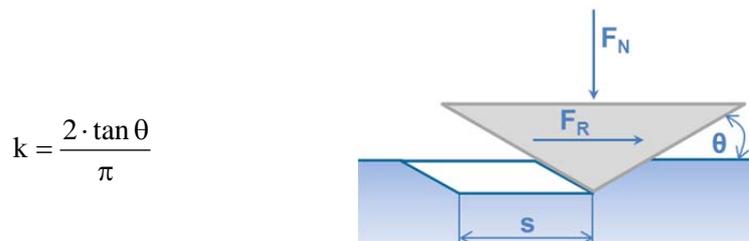


Abbildung 2-8: Interpretation und Berechnung des Verschleißkoeffizienten k nach *Rabinowicz (1965)*, [30].

Für spezifische Härteverhältnisse von Grund- und Gegenkörper wurde das *Rabinowicz*-Modell später weiterentwickelt (siehe z.B. in [28]).

Häufig wird der Verschleißkoeffizient k auch gleichbedeutend dem Verschleißbetrag verwendet, was sich aufgrund der direkt proportionalen Zuordnung dieser beiden Faktoren anbietet. In Abbildung 2-9 sind Größenordnungen für Verschleißkoeffizienten ungeschmierter Systeme, in Abhängigkeit von der Verschleißart (Gleiten, Furchung oder Strömung) und dem Verschleißmechanismus, angegeben.

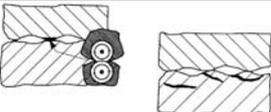
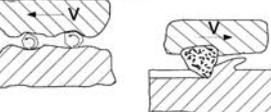
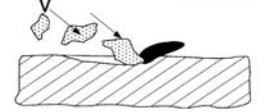
Wear Mode	Wear Mechanism	Wear Coefficient $k = \frac{W_v \cdot H}{F_N \cdot s}$
		10 ⁻⁷ 10 ⁻⁶ 10 ⁻⁵ 10 ⁻⁴ 10 ⁻³ 10 ⁻² 10 ⁻¹ 10 ⁰
Sliding Wear		Mild Severe
Abrasive Wear		3-Body 2-Body
Erosive Wear		

Abbildung 2-9: Größenordnung des Verschleißkoeffizienten k , in Abhängigkeit von der Verschleißart und dem Verschleißmechanismus in ungeschmierten Systemen [103].

Die **Reibarbeit** W errechnet sich aus dem Produkt der Reibkraft F_R ($= k \cdot F_N$) und dem Reibweg s . Somit ist das Verschleißvolumen w_v proportional zur Reibarbeit, bzw. zur dissipierten Energie, dividiert durch die Werkstoffhärte des Grundkörpers H_w .

$$W = F_R \cdot s = k \cdot F_N \cdot s \quad \rightarrow \quad w_v = \frac{W}{H_w}$$

Diese Proportionalität des Verschleißvolumens zum Energieeintrag gilt auch für den adhäsiven und den erosiven Verschleiß und wird oft als allgemeines „Verschleißgesetz“ angewendet. Das Verschleißvolumen ist jedoch nicht zwangsläufig direkt proportional zum Verschleißweg: Wenn die Unebenheiten des härteren Reibpartners bspw. mit Verschleißpartikeln des weicheren Partners aufgefüllt werden, kann die Verschleißgeschwindigkeit mit der Zeit auch abnehmen (Schmiereffekt). [72]

Das Verhältnis der Teilprozesse Mikropflügen und Mikrospanen wird durch den Angriffswinkel des Abrasivkorns zur Werkstoffoberfläche bestimmt. Es werden dann Mikrochips produziert, wenn der Angriffswinkel größer oder gleich eines „kritischen Angriffswinkels“ ist, der vom Werkstoff des Grundkörpers und vom Reibungsbeiwert zwischen den Reibpartnern abhängt. Darüber hinaus ist für die Größe des Reibungsbeiwerts auch die Form des Abrasivguts von Bedeutung. [63, 103]

Bei duktilen Materialien sind Mikropflügen und Mikrospanen die dominierenden Prozesse, während bei spröden Materialien vornehmlich Mikrobrechen von Bedeutung ist. *Zum Gahr (1998)* berücksichtigt daher in seinem Abrasionsmodell für duktile Werkstoffe die Detailprozesse, indem ein sog. f_{ab} -Wert entsprechend Abbildung 2-10 eingeführt wird [103].

$$f_{ab} = \frac{A_V - (A_1 + A_2)}{A_V}$$

mit: A_V ... Querschnittsfläche der Verschleißfurche
 $(A_1 + A_2)$... Querschnittsflächen der plastisch deformierten Aufwerfungen

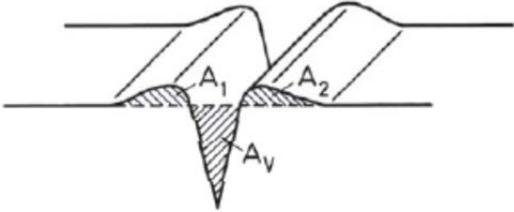


Abbildung 2-10: Berücksichtigung der Detailprozesse Mikrospanen und Mikropflügen beim Abrasiv-Gleitverschleiß nach [103].

Ideales Mikropflügen tritt demzufolge bei einem Wert von $f_{ab} = 0$ ein ($A_V = A_1 + A_2$), während bei $f_{ab} = 1$ ideales Mikrospanen herrscht ($A_1 = A_2 = 0$). Bei f_{ab} -Werten größer 1 ist mit dem Detailprozess Mikrobrechen zu rechnen.

Für das **Verschleißvolumen w_V duktiler Werkstoffe** ergibt sich somit nach [103]:

$$w_V = f_{ab} \cdot A_V \cdot s$$

mit: f_{ab} ... Beiwert zur Berücksichtigung der Anteile Mikropflügen und Mikrospanen
 A_V ... Querschnittsfläche der Verschleißfurche
 s ... zurückgelegter Gleitweg

Aus den angeführten, einfachen Prognosemodellen werden folgende grundlegende Einflussfaktoren auf den Abrasivverschleiß abgeleitet:

- Anpresskraft F_N zwischen Grund- und Gegenkörper (Reibpartner)
- Geometrie der Kontaktfläche der Reibpartner
- Länge des Kontaktwegs zwischen den Reibpartnern (Gleitweg)
- Materialeigenschaften des verschleißenden Werkstoffs (insbes. dessen Härte)

2.4 Tribologische Prüfung

Entsprechend den vielfältigen Aufgaben und Fragestellungen mit welchen sich das Fachgebiet der Tribologie befasst, existieren auch unzählige verschiedene tribologische Untersuchungsanordnungen und Prüfverfahren. In ÖNORM M 8121 Teil 1 wird das gesamte tribologische Prüfwesen in sechs Kategorien unterteilt, die gleichzeitig eine schrittweise Vereinfachung des betrachteten Tribosystems bedeuten [16]:

- Kategorie I: Betriebs- oder Feldversuch
- Kategorie II: Prüfstandversuch mit der kompletten Anlage / Maschine
- Kategorie III: Prüfstandversuch mit einer Baugruppe
- Kategorie IV: Versuch mit unveränderten oder maßstäblich veränderten Bauteilen
- Kategorie V: beanspruchungsähnlicher Versuch mit Probekörpern
- Kategorie VI: Modellversuch mit vereinfachten Probekörpern

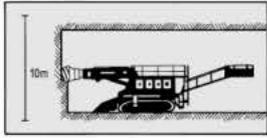
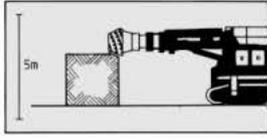
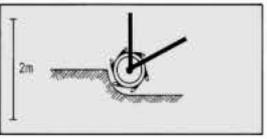
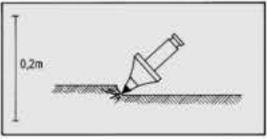
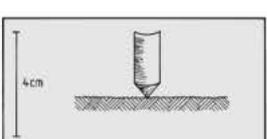
Kategorie	Beispiel	Tribostruktur	Belastungskollektiv	Zielsetzung
I – Betriebs-, Feldversuch		Originalbauteile	unterliegt starken Schwankungen und ist z.T. vollkommen unbekannt	Untersuchung von Systemverhalten und Gebrauchsdauer, Parameteroptimierung (mit hohem Aufwand)
II – Prüfstandversuch mit Anlage			Variationsbreite eingeengt	Parameterstudien eingeschränkt möglich, Feststellung der Gebrauchsdauer
III – Prüfstandversuch mit Baugruppe			vereinfacht, möglichst definiert	Beschreibung der Gebrauchsdauer-Verhältnisse
IV – Versuch mit Bauteilen		original oder funktionsgetreu	stark vereinfacht	Parameterstudien über Einflüsse auf die Gesamtfunktion
V – beanspruchungsähnlicher Versuch		vereinfacht aber ähnlich	vereinfacht aber ähnlich	Gezielte Parameterstudien bei gleichbleibenden Randbedingungen
VI – Modellversuch		geometrisch stark vereinfacht	Zerlegung in elementare Grundbelastungsvorgänge	Simulation der Vorgänge am realen Bauteil

Abbildung 2-11: Beschreibung der Kategorien der tribologischen Prüfung gemäß ÖNORM M 8121- 1 [16], Bilder aus [69].

Die Kategorien I bis III stellen Betriebs- oder betriebsähnliche Versuche dar, bei denen die komplette Maschine bzw. einzelne, herausgelöste Maschinenaggregate, jedenfalls die Originalbauteile, getestet werden. Bei Versuchen der Kategorie IV werden (allenfalls maßstäblich verkleinerte) Bauteile immer noch funktionsgetreu eingesetzt, während bei den Prüfkategorien V und VI mehr oder weniger stark vereinfachte Probekörper in gesonderten Versuchsständen untersucht werden.

Versuche der Kategorie I haben naturgemäß die höchste Aussagekraft über den tatsächlichen Verschleiß der Maschine/Anlage im Betrieb. Im **Tiefbau** kann prinzipiell jeder Maschineneinsatz als Verschleißversuch der Kategorie I herangezogen werden, Voraussetzung dafür ist allerdings eine sorgfältige Verschleißdokumentation an den Werkzeugen. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Maschineneinsätze (andere Betriebsversuche) erscheint jedoch, aufgrund der großen Bandbreite möglicher tribologischer Einflussfaktoren nur sehr eingeschränkt möglich. Die Verschiedenheit der Tiefbauprojekte führt i.d.R. zu einer sehr spezifischen Konstellation von Bauverfahren, Baumaschinen und Bedienungspersonal sowie der gegebenen Untergrundverhältnisse, sodass i.d.R. für jede Baustelle einzigartige Verhältnisse vorausgesetzt werden müssen.

Mit zunehmender Reduktion des Tribosystems für die tribologischen Prüfungen nimmt die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf den tatsächlichen Praxisfall ab. Gleichzeitig nimmt jedoch auch der

Aufwand zur Durchführung der Verschleißversuche ab und die Möglichkeiten zur Durchführung von Parameterstudien werden deutlich verbessert.

Ein für den Tiefbau beispielgebender Verschleißversuchsstand der Kategorie IV wurde speziell für das Deep Soil Mixing-Verfahren entwickelt. Hierbei wurden Rundschaftmeißel aus Aluminium an einem Paddel befestigt, welches mittels eines Bohrgeräts in einem 1,5 m³ großen, mit grobkörnigen Lockergestein gefüllten Probebehälter auf und ab bewegt wurde, siehe Abbildung 2-12. [39]

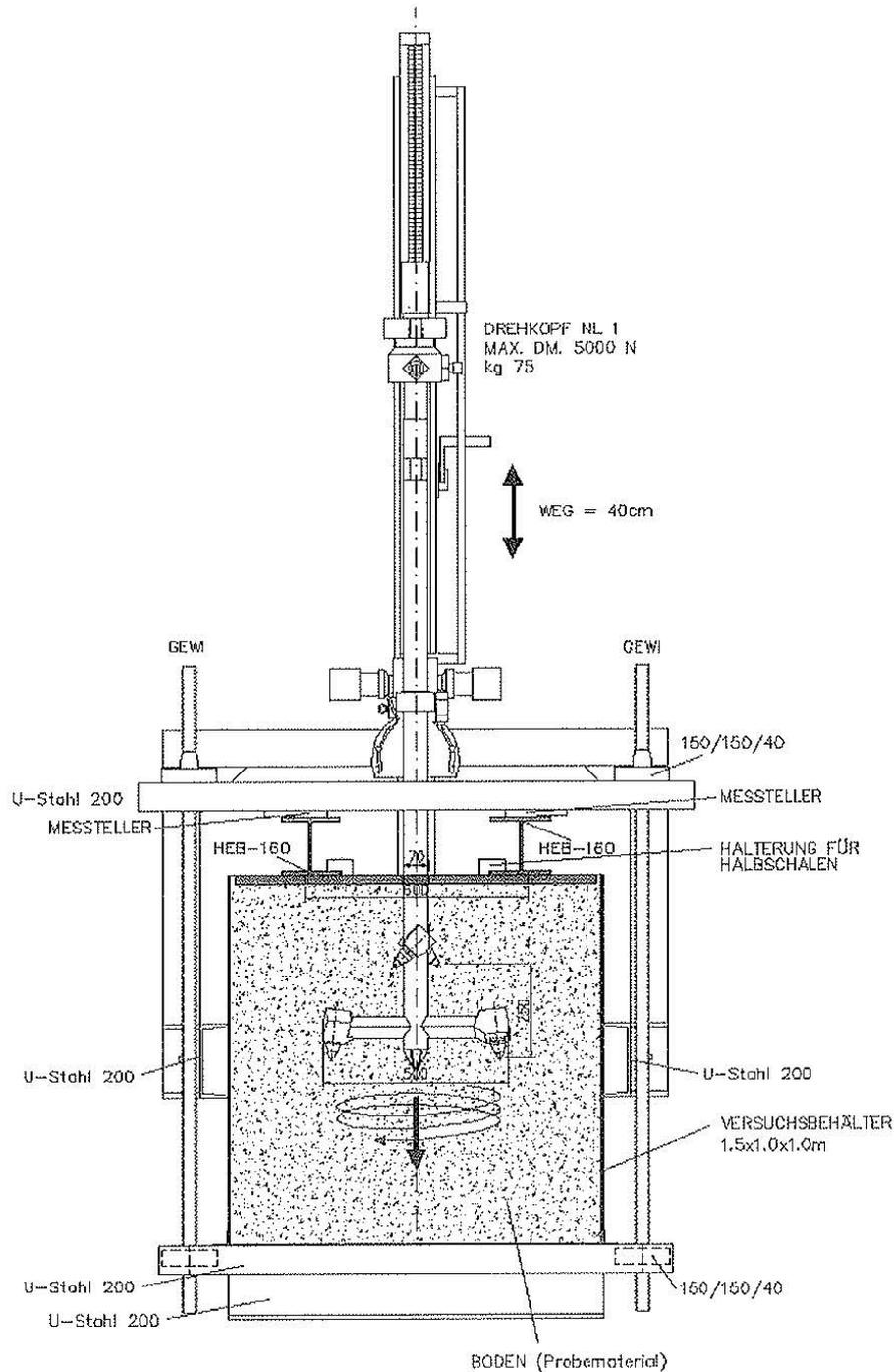


Abbildung 2-12: Versuchsaufbau eines Verschleißversuchsstands der Kategorie IV für das Deep Soil Mixing-Verfahren [39].

Eine direkte Vergleichbarkeit von Ergebnissen aus Labor- und aus Feldversuchen ist jedoch nicht möglich [64]. Probleme der Übertragbarkeit von Versuchen mit maßstäblich verkleinerten (oder vergrößerten) Aggregaten auf die tatsächlichen Anlageverhältnisse sind einerseits auf Änderungen des Belastungskollektivs (z.B. Schwingungsneigung, Wärmeableitung, örtliche Energiekonzentration) und andererseits auf Änderungen in den Berührflächen (Eingriffsdauer der sich in Kontakt befindlichen Verschleißflächen) zurückzuführen [16]. Im Rahmen von Verschleißversuchen wird eine thermische Analyse empfohlen, da durch die kleinen Probekörper verminderte Wärmeableitungsverhältnisse bestehen und sich somit in den Grenzflächen andere (meist höhere) Temperaturen einstellen als im Betrieb, wodurch andersartige tribochemische Reaktionen entstehen können [3]. Weitere Ausführungen zur Frage der Übertragbarkeit von Abrasivitätsversuchen auf den Werkzeugverschleiß von Baumaschinen finden sich in Abschnitt 7.1.

Die im nachfolgenden Abschnitt 3 behandelten Laborversuche zur Untersuchung von Abrasivverschleiß sind grundsätzlich der tribologischen Kategorie V (beanspruchungsähnlicher Versuch) zuzuordnen, da der Verschleißmechanismus Abrasion und die dominierende Beanspruchungsart Gleiten im Labormaßstab simuliert werden.

3. Stand der Technik bei der Ermittlung von Abrasivität – Verfahren zur Untersuchung von Abrasivverschleiß

Das Prüfprinzip jeder labortechnischen Verschleißuntersuchung ist es, ein definiertes (jedenfalls möglichst gleichbleibendes) Beanspruchungskollektiv zu schaffen, welches auf eine definierte Tribostruktur einwirkt, wobei nur jeweils eine der vorhandenen Systemkomponenten variiert wird. In der Regel werden auf diese Weise die Eigenschaften unterschiedlicher Grundkörpermaterialien (Metalle, Kunststoffe, Keramik etc.) unter Verschleißbeanspruchung durch Standardstoffe (z.B. Quarzsand, Korund) untersucht, um **Materialkennwerte über den Verschleißwiderstand** zu erlangen.

Aus dem Bestreben, das tribologische System des jeweiligen Versuchsaufbaus den spezifischen, praxisgegebenen Fragestellungen weitgehend anzunähern, resultiert eine Vielzahl von am Markt angebotenen und in der Praxis eingesetzten Verschleißversuchen, wobei natürlich nicht immer nur Abrasivverschleißmechanismen untersucht werden. Das *Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren der TU Clausthal* bietet beispielsweise auf seiner Internetseite eine breite Palette verschiedener Verschleißprüfungen an [108]:

- Reibradprüfung nach ASTM B611-85 und nach ASTM G65-04
- Kavitationsprüfung nach ASTM G32-09
- Tropfenschlagprüfung nach ASTM G73-10
- Millertest (ASTM G75-07)
- Schleifband- und Schleifpapierprüfung nach ASTM G132-96
- Taber Abraser (ASTM G195-08)
- Hydroabrasionsprüfung
- Hydroerosionsprüfung
- Ring-on-Ring Prüfung
- Roll-on-Plate Prüfung
- Schlagrad-Verfahren
- Stift-Rolle- und Rolle-Rolle-Prüfung
- Stift-Scheibe-Prüfung
- Strahlverschleißprüfungen („normal“, mit explosiven Stäuben oder nach ASTM G76-07)
- Verschleißtopfprüfung

Im Bauwesen sind darüber hinaus eine Reihe von Untersuchungsverfahren mehr oder weniger etabliert, bei denen die **Verschleißigenschaften des Abrasivguts selbst** (Polier- oder Brecheigenschaften) von Interesse sind. Dabei sind insbesondere die zahlreichen Versuche zur Ermittlung des Polierwerts von Gesteinskörnungen für Straßenoberflächen (z.B. Schleifscheibenverfahren nach Böhme gemäß ÖNORM B 3126-2) oder zur Untersuchung des Bruchverhaltens mineralischer

Zuschlagstoffe (z.B. Los Angeles-Versuch gemäß ÖNORM EN 1097-2 oder Micro-Deval Versuch nach ÖNORM EN 1097-1) hervorzuheben. Hierbei liegt das Verschleißverhalten der Körnungen infolge Reibbeanspruchungen (untereinander oder auch durch z.B. Spikereifen) im Fokus des Interesses, das Abrasivgut ist selbst Grundkörper und ggf. auch gleichzeitig Gegenkörper im Versuch. Gegenständlich soll jedoch das Verschleißpotential von körnigem Abrasivgut (Lockergestein) ermittelt werden, welches vorwiegend gleitend auf metallische Werkstoffe einwirkt.

Zur Untersuchung von Gleitverschleiß mit losem, i.d.R. mineralischem Abrasivgut können, in Anlehnung an die unter 2.3.1 behandelte Einteilung von Abrasivverschleißprozessen, vier Grundtypen von Versuchseinrichtungen unterschieden werden, in die die zahlreichen Versuchsvariationen eingeordnet werden können. Diese **Grundtypen der Abrasivverschleißversuche** werden wie folgt bezeichnet (z.T. nach [95]):

- Verschleißtopf-Verfahren,
- Schleifpapier-Verfahren,
- Dreikörper-Abrasivverschleiß-Verfahren und
- Strahlverschleiß-Verfahren.

Allen Versuchsaufbauten ist gemeinsam, dass als **Maß für die Abrasivität** des Gegenstoffs immer ein **Verschleißbetrag des Grundkörpers** ermittelt wird, wobei andere Einflussfaktoren auf dessen Verschleiß als die Eigenschaften des Abrasivstoffs ausgeschlossen, bzw. konstant gehalten werden. Das bedeutet insbesondere, dass bei jedem Versuchsaufbau zur Abrasivitätsbestimmung sowohl Grundkörper, als auch Beanspruchungskollektiv und Umgebungsmedium unverändert beibehalten werden müssen, um Vergleichswerte für die Abrasivitäten unterschiedlicher Gegenstoffe ermitteln zu können.

Strahlverschleißversuche sind überwiegend aus maschinenbau- bzw. wasserbautechnischen Fragestellungen bekannt, wobei hier zumeist die Langlebigkeit von angeströmten Bauwerks- oder Maschinenteilen von Interesse ist (z.B. Turbinenverschleiß). Spezifische Fragestellungen treten im Bauwesen z.B. auch bei Verschleißproblemen in Förderpumpen und -rohren auf. Die Versuchsanordnungen für Strahlverschleißversuche sehen eine definierte Strahldüse vor, durch die ein feinkörniger Abrasivstoff mittels Druckluft gegen eine Prüfoberfläche geblasen wird [95]. Gegenstand der Untersuchungen sind dabei häufig die Auswirkungen der Höhe des eingesetzten Luftdrucks, der Blasgut-Durchsatzmenge oder des Aufprallwinkels des Abrasivstrahls auf den Verschleiß des Prüfkörpers. Die Einflussfaktoren auf die Höhe des Verschleißbetrages sind wesentlich von der speziellen Bewegungsform des Abrasivstrahles bestimmt (insbes. Anstrahlwinkel) und nach *Föhl / Sommer (1991)* ist auch „die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Strahlverschleißversuchen auf die Praxis problematisch, weil eine Reihe von Einflussfaktoren gegenläufige Effekte bewirken“ [43].

Aufgrund dieser spezifischen Einflussfaktoren beim Strahlverschleiß erscheint die grundsätzliche Eignung derartiger Versuchsaufbauten für die Charakterisierung von Lockergesteinsabrasivität nicht gegeben, im Rahmen dieser Arbeit werden Strahlverschleißversuche daher nicht weiter behandelt.

3.1 Verschleißtopf-Verfahren

Der prinzipielle Versuchsaufbau mit einem Verschleißtopf ist in Abbildung 3-1 ersichtlich: Ein Probekörper wird an einer Welle befestigt und läuft in einem mit körnigem Abrasivstoff gefüllten Behälter um (gleichzeitig kann auch der Behälter umlaufen, sodass es zu einer besseren Durchmischung kommt). Es existieren zahlreiche Abwandlungen dieses Prinzips, welche jeweils zur Untersuchung spezifischer Fragestellungen herangezogen wurden, z.B. eine widerstandsbeheizte Vakuum-Verschleißtopf-Anlage [97], ein Verschleißversuchsstand für feinkörnige Böden mit Druckbeaufschlagung und Brecherleisten im Verschleißtopf [100] oder ein Verschleißtopf mit Ergänzung einer Erddrucksonde und Verwendung eines speziellen Propellerdrehflügels [47, 82].

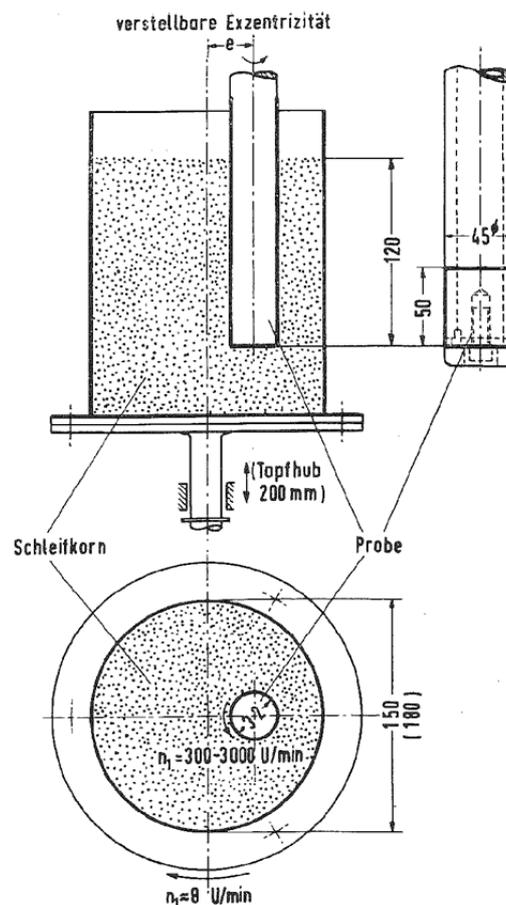


Abbildung 3-1: Typischer Versuchsaufbau nach dem Verschleißtopf-Verfahren [92].

Bei Einsatz von Feststoff-Wassergemischen (Suspensionen) als Abrasivgut im Verschleißtopf wird auch von **Spülverschleißversuchen** gesprochen, hierbei können insbesondere die Mechanismen von Erosions- und (überlagerndem) Korrosionsverschleiß untersucht werden [95].

Kennzeichnend für das Verfahren ist, dass das Abrasivgut im Versuchstopf beweglich ist und dass eine schleifende sowie auch eine quetschende bzw. drückende Beanspruchung des Grundkörpers vorliegt [97]. Wenn im Kontaktbereich zwischen Abrasivgut und Probekörper überwiegend Rollbewegungen auftreten, kann jedoch der Detailprozess Mikropflügen (vergl. Abschnitt 2.3.2) maßgebend werden, beim Oberflächenabtrag überwiegen folglich die Ermüdungsprozesse [84].

Die Forderung, dass ein Laborversuch zur Bestimmung der Lockergesteinsabrasivität zumindest die grundlegenden Lockergesteinseigenschaften abbilden können muss (siehe z.B. Tabelle 1-1), führt dazu, dass Verschleißtopfversuche vorrangig für die Ermittlung der **Lockergesteinsabrasivität** geeignet erscheinen. Darüber hinaus sind die Beanspruchungen, denen ein Probekörper im Verschleißtopfversuch ausgesetzt wird, den tatsächlichen Vorgängen beim mechanischen Bearbeitungs- bzw. Abbauprozess von Boden nicht unähnlich: Das Abrasivgut hat in regelloser Abfolge sowohl Gleit-, als auch Roll- und Schlagkontakte zum Probekörper, der bei seiner Bewegung durch das körnige Abrasivgut ständig die Scherfestigkeit der Bodenprobe überwinden muss.

Wesentlicher Nachteil bei Verschleißtopfuntersuchungen ist, dass die eigentlichen Beanspruchungsverhältnisse am Probekörper (Kontaktdruck zwischen Abrasivkorn und Grundkörper) weitgehend unbekannt bleiben [50]. Jedoch können bei Verschleißtopfuntersuchungen andere, für Lockergestein wesentliche, Abrasivkorneigenschaften einbezogen werden, vor allem die natürliche Kornform oder die Streuung der Abrasivkorngröße. Ein weiterer Vorteil der Verschleißtopfversuche ist das vergleichsweise große „Reservoir“ an Abrasivgut, sodass sich die unvermeidbare gegenseitige Abnutzung der Abrasivkörner im Versuchsverlauf nicht so stark auf den Verschleiß des Grundkörpers auswirkt (Annäherung an ein offenes System). Trotzdem ist die Beanspruchungsdauer bei Verschleißversuchen auf ein sinnvolles Maß experimentell abzusichern [84], d.h. sie sollte lang genug sein, damit messbarer Verschleiß am Probekörper eintritt, aber nicht zu lange, sodass die Veränderungen der Abrasivkörner bereits verschleißmaßgebend würden.

Der im deutschsprachigen Raum überwiegend zur Abrasivitätsermittlung von Locker- und Festgestein angewandte Verschleißtopfversuch ist der sog. LCPC-Test (gemäß NF P18-579), der in Abschnitt 3.1.1 ausführlich behandelt wird.

Darüber hinaus finden sich in der Praxis auch manchmal **Los Angeles-Koeffizienten** (gemäß ÖNORM EN 1097-2, bzw. für Lockergestein auch nach der zurückgezogenen ÖNORM B 3128, da hier noch die zu verwendende Reibmittelladung für weitgestufte Körnungen festgelegt war) zur Quantifizierung von Lockergesteinsabrasivität, siehe z.B. [33, 51]. Der Los Angeles-Koeffizient (LA-Wert) ist jedoch ausdrücklich als ein Maß für die Kornzerkleinerung bzw. für den Widerstand gegen Zertrümmerung definiert, also **ein Kennwert für das Verschleißpotential der Prüfkörnung selbst**. Der LA-Wert als solcher kann somit nicht als zuverlässige Maßzahl für die Abrasivität des Prüfguts, d.h. für das Vermögen des Materials an metallischen Werkstoffen Abrasivverschleiß zu verursachen, herangezogen werden. Dies lässt sich auch aus der fehlenden Korrelation zwischen LCPC-Abrasivitätskoeffizienten und LA-Werten erkennen; aufgrund der gleichartigen Berechnung besteht jedoch i.d.R. eine gute Korrelationen zwischen LA-Wert und LCPC-Brechbarkeitskoeffizient [20]. Gleichwohl ist jedoch in der gesteinsverarbeitenden Industrie eine gewisse Korrelation zwischen dem beobachteten Werkzeugverschleiß und der Brechbarkeit des Rohmaterials denkbar.

Untersuchungen am *Institut für Geotechnik der TU Wien* zeigten, dass die Los Angeles-Trommel- mühle auch unter Heranziehung des Verschleißtopf-Prüfprinzips nicht zur Ermittlung eines Abrasivitätskennwertes brauchbar ist [49]. Es besteht keine zufriedenstellende Korrelation zwischen den ermittelten LA-Werten und den jeweiligen Masseverlusten der Reibmittelladungen.

Der Verschleiß der aus Stahlkugeln bestehenden Reibmittelladung des Los Angeles-Versuchs ist aus folgenden Gründen keine geeignete Maßzahl für die Abrasivität des Prüfgutes [35]:

1. Die Stahlqualität und –härte der Kugelladung ist i.d.R. nicht bekannt.
2. Die Anzahl der beigegebenen Kugeln variiert normgemäß in Abhängigkeit von der getesteten Kornklasse.
3. Die erzielten Verschleißmassen [g] der Kugelladung sind viel zu gering um signifikante Vergleiche anzustellen (bei Einsatz in Donauschotter: max. Gewichtsverlust 0,14‰ der Ausgangsmasse [49]).

3.1.1 LCPC Abrasivitätsversuch

Die Französische Prüfnorm NF P18-579 „Granulats: Essai d’abrasivité et de broyabilité“ behandelt einen Verschleißtopfversuch, welcher in der deutschsprachigen Literatur unter der Bezeichnung LCPC-Versuch bekannt ist, da er am *Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées (LCPC)* entwickelt wurde [4, 25, 90].

Der zylinderförmige Versuchsbehälter verfügt über einen Innendurchmesser von 93 mm mit genau festgelegten Ausrundungen; ebenso sind die Abmessungen des Prüfkörpers und dessen Abstand zum Behälterboden in der Prüfnorm festgelegt, siehe Abbildung 3-2 links.

Zur Versuchsdurchführung werden $500\text{ g} \pm 2\text{ g}$ einer ofengetrockneten Probe mit Korndurchmessern von 4,0 – 6,3 mm durch den Einfülltrichter in den Versuchsbehälter gefüllt. Der Prüfkörper ist ein quaderförmiger Drehflügel aus Stahl XC12, mit den Abmessungen 50 x 25 mm ($\pm 0,5\text{ mm}$) und einer Dicke von 5 mm ($\pm 0,2\text{ mm}$). Weiters ist für den Drehflügel eine Stahlhärte von Rockwell B 60 – 75 HRB vorgeschrieben und die Stahloberfläche ist laut Prüfnorm „sorgfältig sandzustrahlen“. [4]

Bei dem ursprünglich geforderten Drehflügelstahl XC12 handelt es sich jedoch um eine veraltete französische Stahlsorte, die heute nicht mehr zu beziehen ist. Die LCPC-Versuche am *Institut für Geotechnik der TU Wien* werden daher standardmäßig mit Stahldrehflügeln aus C15E (Werkstoffnummer 1.1141), mit einer mittleren Härte von 76,0 HRB (Vickershärte i.M. 146,3 HV30) durchgeführt. Hinsichtlich der Korngröße der Probe kann die Prüfnorm dahingehend ausgedehnt werden, dass auch Untersuchungen von feinkörnigem Material $> 1\text{ mm}$ und grobkörnigem Material $\leq 8\text{ mm}$ Korndurchmesser gerätetechnisch möglich und sinnvoll sind. [35]

Nach der französischen Prüfnorm beträgt die Versuchsdauer 5 Minuten, während dieser Zeit rotiert der Stahldrehflügel mit einer Geschwindigkeit von 4.500 Umdrehungen pro Minute eben um seine Achse [4]. Der LCPC-Versuch kann bei dem Gerät der TU Wien zu jedem beliebigen Zeitpunkt unterbrochen werden, um den aktuellen Drehflügelverschleiß zu bestimmen und die Gesamtversuchsdauer kann ebenfalls frei gewählt werden.

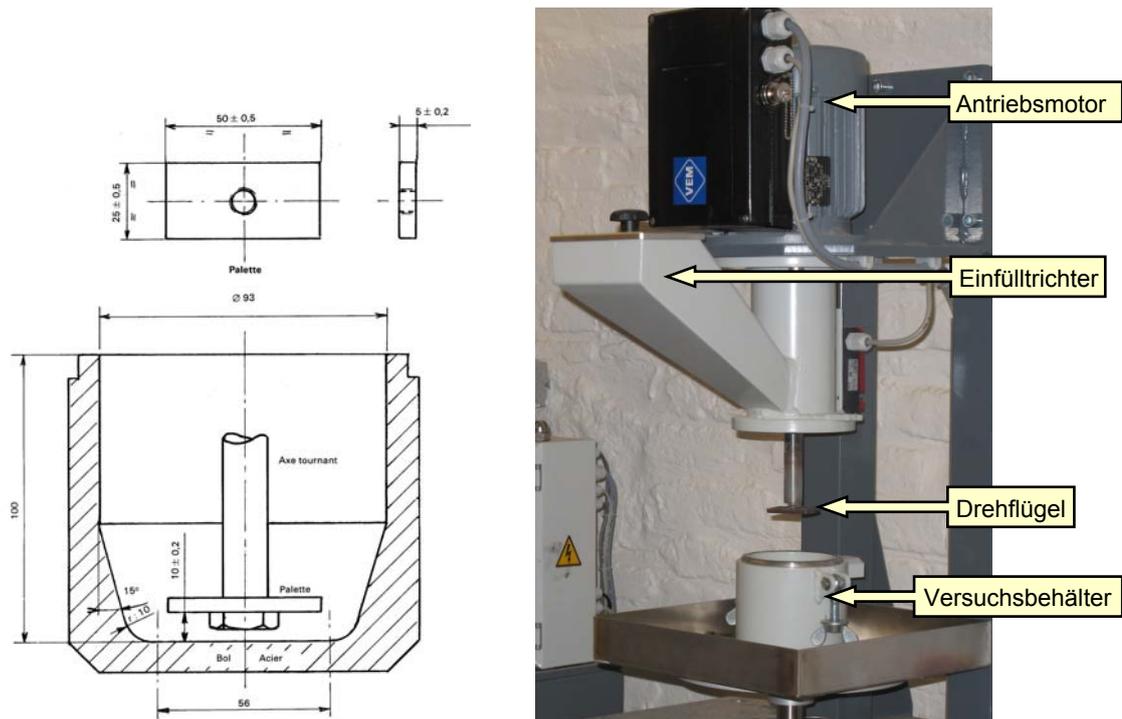


Abbildung 3-2: Links: Querschnitt durch den Behälter des LCPC-Abrasivitätsversuchs mit Drehflügel in Versuchssposition [4]. Rechts: Ansicht des LCPC-Geräts am Institut für Geotechnik der TU Wien und dessen wesentliche Bestandteile [33].

Die Masse des Prüfkörpers wird vor und nach dem Versuch genau gewogen und daraus wird die Verschleißmasse bestimmt. Der **LCPC-Abrasivitätskoeffizient** A_{BR} [g/t] nach NF P18-579 errechnet sich dann wie folgt:

$$A_{BR} = \frac{w_m}{M} \quad [\text{g/t}]$$

mit: w_m [g] ... Verschleißmasse des Drehflügels: Differenz von Ausgangsmasse m_0 und Masse nach 5 Minuten Versuchsdurchführung $m_5 \rightarrow w_m = m_0 - m_5$

M [t] ... Ausgangsmasse der Bodenprobe in Tonnen

Setzt man die Ausgangs-Probenmasse $M = \frac{500}{100.000} = \frac{1}{2.000}$ [t] in obige Formel ein, so erhält man mit ausreichender Genauigkeit für den LCPC-Abrasivitätskoeffizient:

$$A_{BR} = 2000 \cdot w_m \quad [\text{g/t}]$$

Am *Institut für Geotechnik der TU Wien* werden, abgehend von der Prüfnorm und in Erweiterung des bisherigen Stands der Technik, auch „nasse“ **LCPC-Versuche** durchgeführt, wobei durch Zugabe von 75 g Leitungswasser ein Wassergehalt von $w = 15\%$ eingestellt wird. Niedrigere Wassergehalte lassen keine sinnvolle Versuchsdurchführung zu, da ein „hochviskoses“ Wasser-Bodengemisch am Versuchsbehälter, außerhalb der Reichweite des LCPC-Drehflügels, kleben bleibt und sich damit der Drehflügelverschleiß verringern würde [31, 35].

Nachfolgende Tabelle 3-1 enthält Anhaltswerte für LCPC-Abrasivitätskoeffizienten verschiedener Gesteine aus der Literatur.

Tabelle 3-1: Mittelwerte des LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{BR} [g/t] für Natursteine (40 Prüfergebnisse) nach [25].

Gestein	A_{BR} [g/t]
Quarzit	1.491
Granit aplitisch	1.420
Amphibolit	1.374
Sandstein (metamorph, quarzitisch)	1.333
Granit	1.228
Augengneis	1.201
Andesit	1.197
Schiefergneis	1.158
Quarzsandstein	1.060
Porphyrit	894
Sandstein, mittelhart	263
sandiger Kalk	236
Tonschiefer	125
Sandstein, weich	106

Der LCPC-Drehflügel wirkt infolge der Versuchsdurchführung stark zerkleinernd auf das Probenmaterial, siehe Abbildung 3-3. Die NF P18-579 führt daher als Maß für die Zerstörung des Abrasivguts den **Brechbarkeitskoeffizient** B_R ein, welcher sich aus dem Gewichtsanteil des „Mahlguts“ < 1,6 mm Korndurchmesser nach Versuchsdurchführung errechnet. Dieser wird der Ausgangsmasse des Prüfmaterials (500 g) gegenübergestellt:

$$B_R = \frac{100 \cdot m}{M} \quad [\%]$$

mit: m [g] ... Masse der Bodenprobe mit Korndurchmesser $d < 1,6$ mm nach der Versuchsdurchführung

M [g] ... Ausgangsmasse der Bodenprobe in Gramm



Abbildung 3-3: Bodenprobe und Drehflügel vor (links) und nach (rechts) einem LCPC-Versuch [35].

Für die **Untersuchung von Lockergestein** ist die Beschränkung des Prüfkorndurchmessers beim LCPC-Versuch auf 4,0 – 6,3 mm in der Regel inakzeptabel, da nicht davon ausgegangen werden kann, dass dieser Teil der Feinkiesfraktion für das gesamte Kornverteilungsspektrum repräsentativ ist. Aus diesem Grund werden in der Praxis häufig alle Anteile der Lockergesteinsprobe mit Korngrößen > 6,3 mm mittels mechanischer Brechung auf den zu prüfenden Korngrößenbereich zerkleinert und das gebrochene Korn entsprechend den Massenverhältnissen der Ausgangskörnung (Sieblinie) rückgemischt [90, 91]. Auf diese Weise wird immerhin der gesamte grobkörnige Boden bei der Abrasivitätsermittlung einbezogen. Die Scharfkantigkeit des gebrochenen Materials soll dabei nach *Thuro et al. (2006)* im LCPC-Versuch die ehemalige Korngröße repräsentieren [90], wofür jedoch bislang keine wissenschaftlichen Belege existieren. Da die durch Brechung entstehenden Kornformen vom jeweils eingesetzten Laborbrecher (z.B. Prallbrecher, Backenbrecher) maßgebend beeinflusst werden [85] ist die Hypothese, dass die Scharfkantigkeit des Bruchkorns die ursprünglichen Eigenschaften des Ausgangskorns richtig abbilden kann, letztendlich auch zu bezweifeln. Darüber hinaus ergaben eigene Untersuchungen, dass die mineralogische Zusammensetzung der Bruchkörnungen, in Abhängigkeit von der erzielten Korngröße schwankt und dass insbesondere der Quarzanteil in den Feinfraktionen nach dem Brechen signifikant geringer war als in der Ausgangskörnung [35].

Bei der weiters gängigen Vorgehensweise zur Untersuchung von Lockergesteinen mit dem LCPC-Versuch werden die Feinkornanteile des Bodens ≤ 4 mm vernachlässigt, was damit begründet wird, dass diese die Abrasivität „erfahrungsgemäß dämpfen“ und somit ein oberer Grenzwert für den LCPC-Abrasivitätskoeffizient ermittelt wird [90]. Bei sehr feinteilreichen Böden wird auf diese Weise jedoch abermals nur eine eingeschränkt repräsentative Probe untersucht.

Schließlich muss – aufgrund der hohen Drehgeschwindigkeit (4.500 U/min \rightarrow Geschwindigkeit der Flüglecke: ca. 13,2 m/s) – auch die grundsätzliche Vergleichbarkeit der tribologischen Verhältnisse von LCPC-Versuch und dem System „Bauwerkzeug – Boden“ infrage gestellt werden. Die kinetische Energie der Abrasivkörner nimmt mit der Geschwindigkeit quadratisch und mit dem Korndurchmesser in dritter Potenz zu. Letzteres wird auch zur Begründung herangezogen, warum sich die Abrasivität von Sanden, Schluffen und Tonen im LCPC-Versuch nicht „richtig“ abbildet [68].

Trotz der angeführten Kritikpunkte am LCPC-Versuch und seiner Anwendung in Lockergestein und obwohl wesentliche Lockergesteinseigenschaften mit Einfluss auf die Abrasivität (z.B. die Lagerungsdichte und der Wassergehalt) nicht berücksichtigt werden können, stellt der LCPC-Versuch nach *Thuro / Käsling (2009)* die „momentan einzige etablierte Möglichkeit“ der Abrasivitätsbestimmung beliebiger Korngemische im Labor dar [88].

3.2 Schleifpapier-Verfahren

In Abbildung 3-4 sind die wesentlichen Bestandteile eines Versuchsaufbaus nach dem Schleifpapier-Verfahren dargestellt. Beim Prinzip der Schleifpapierversuche wird ein gewichtsbelasteter Probekörper (Grundkörper) mit einem in der Lotrechten frei beweglichen Probenhalter derart eingesetzt, dass die Verschleißfläche parallel zur Schleifpapierfläche liegt. Außerdem bewegt sich das Schleifpapier (Gegenstoff) senkrecht zur Hubrichtung mit gleichmäßigem Vorschub und geringer Geschwindigkeit. [95]

Variationen dieses Versuchsprinzips verwenden z.B. einen stiftförmigen Prüfkörper und ein auf eine rotierende Rolle oder Walze montiertes Schleifpapier (sog. Stift-Rolle-Versuche).

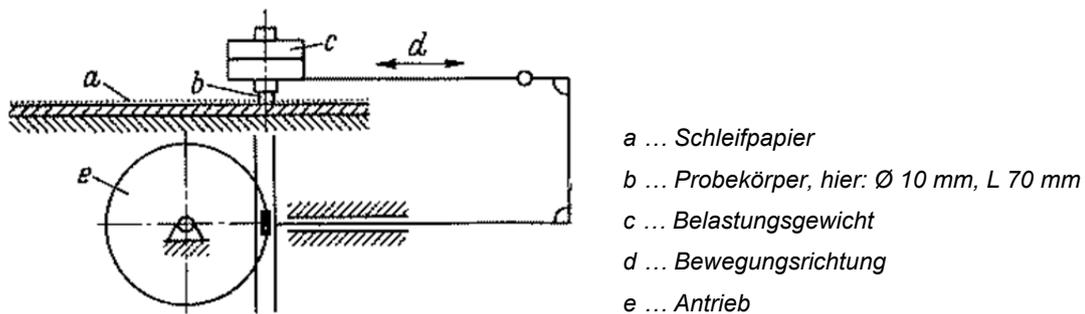


Abbildung 3-4: Schema einer Gleitverschleiß-Prüfmaschine nach dem Schleifpapier-Verfahren [95].

Das Schleifpapier-Versuchsprinzip kann zur Abrasivitätsermittlung herangezogen werden, wenn der Versuchsaufbau vorsieht, dass das zu untersuchende Gestein die „Rolle“ des Schleifpapiers übernimmt und der Gegenkörper standardisiert ist. Dies ist vorrangig bei Prüfkörpern aus Festgestein praktikabel, Lockergesteinsproben können jedoch nur sehr eingeschränkt verwendet werden (Grobkiese und Steine). Die Beanspruchung des Probekörpers erfolgt nahezu ausschließlich durch Gleiten und der Kontaktdruck zwischen Schleifpapier und Probekörper ist i.d.R. recht gut bekannt, was der vorrangige Vorteil der Schleifpapierversuche ist.

Schimazek / Knatz (1976) beschreiben einen an **Festgestein** angewandten, anschaulichen Schleifpapierversuch mit einer „Schleifteller-Verschleißprüfmaschine“ [83]:

„Eine planparallel geschnittene Gesteinsplatte wird auf einer Drehscheibe befestigt, die sich mit konstanter Drehzahl von 25 U/min bewegt. Ein kegeliger Meißel aus Stahl von 10 mm Durchmesser, der an seinem Ende einen Winkel von 90° aufweist und auf 0,3 mm Spitzendurchmesser abgestumpft ist, wird in einem vertikal beweglichen Halter eingesetzt, der durch ein Gewicht von 4,5 kp belastet wird. Durch ein Stirnradgetriebe wird der Schlitten mit der Meißelhalterung mit 0,5 U/min radial nach außen bewegt. Nach 100 Umdrehungen = 16 m Weg wird der Versuch abgebrochen und der Gewichtsverlust ΔG des Meißels gemessen. Der Meißel beschreibt auf der Gesteinsplatte eine enge archimedische Spirale von innen nach außen und erfasst bei jeder Umdrehung immer neue Gesteinspartien.“ [83] Für die Meißel wurde ein Stahl geringer Festigkeit verwendet (ST 50), um die Gewichtsverluste deutlich machen zu können.

Für die Höhe des Verschleißbetrags ist es entscheidend, ob der Abrasivstoff in gebundener oder loser Form vorliegt. Gebundene Körner führen bei Tangentialbeanspruchung, in Abhängigkeit von der Stärke der Bindung zwischen Einzelkorn und Unterlage, den längsten Gleitweg entlang des Probekörpers aus. Bei losen Abrasivkörnern sind auch Rollbewegungen möglich, wodurch sich die Gleitwege entsprechend reduzieren. Bei Einsatz von gebundenem Abrasivkorn kommt es daher vermehrt zu Mikrospanen (vergl. Detailprozesse, Abschnitt 2.3.2) und die Verschleißbeträge fallen deutlich höher aus als bei losem Abrasivgut. Hinsichtlich des Einflusses der Abrasivkornbindung auf das Verschleißmaß werden nach *Heinrich (1995)* mit dem Verschleißtopf-Verfahren (loses Korn) und dem Schleifpapierversuch (fixiertes Korn) die beiden Extremfälle untersucht [50].

Klassische Schleifpapierversuche sind auch für die Untersuchung von **Lockergestein** prinzipiell denkbar, der zu untersuchende Boden wird dann einlagig auf eine Unterlage (Papier) fixiert (aufgeklebt). Diese Vorgehensweise verfügt jedoch über den Nachteil, dass nur die Verwendung von etwa gleichkörnigen Proben sinnvoll ist, da der Prüfkörper bei weitgestuften Körnungen keinen zuverlässigen und gleichmäßigen Kontakt zu den Körnern kleineren Durchmessers erhalten würde. Alternativ wird daher loses Abrasivgut durch „Einspannung“ in einem Behälter an der Bewegung gehindert, wie in den in Abbildung 3-5 dargestellten Versuchseinrichtungen ersichtlich ist.

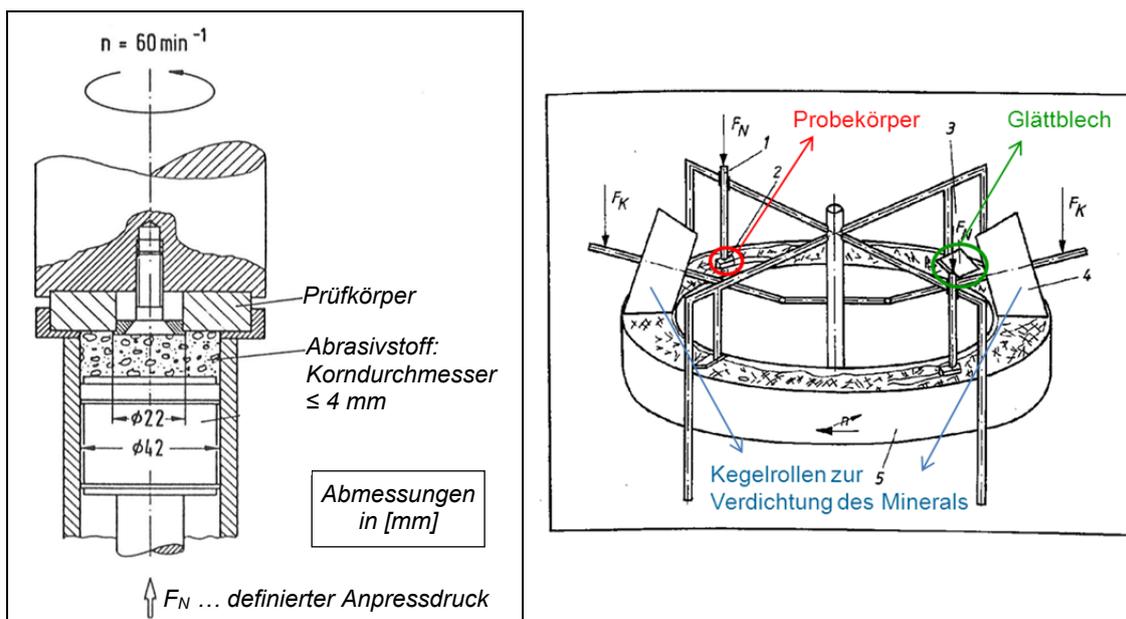


Abbildung 3-5: Prüfeinrichtungen nach dem Schleifpapier-Prinzip zur Simulation von Abrasivgleitverschleiß mit losem Abrasivgut. Links: Prüfanordnung aus [43] – adaptiert. Rechts: Ringkanalversuchsstand der Bergakademie Freiberg [29] – adaptiert.

Der Ringkanalversuchsstand der *Bergakademie Freiberg* (Abbildung 3-5 rechts) wurde ursprünglich zur Untersuchung des Verschleißwiderstandes verschiedener Werkstoffe für den Einsatz als Messer bei Eimerkettenbagger entwickelt. Besonders die Möglichkeit zur Variation der Flächenpressung des Probekörpers auf das sich, infolge der angeordneten Glättbleche, ständig reproduzierende Oberflächenprofil des Schüttgutes ist für die Erstellung von Verschleißprognosemodellen von Bedeutung [29]. Später wurde der Versuchsstand auch zur Untersuchung der Abrasivitäten von künstlichen

Böden bzw. Schüttgütern mit Korngrößen bis 10 mm und verschiedenen Wassergehalten herangezogen [50].

3.2.1 CERCHAR Abrasivitätstest

Der nach dem *Centre d'études et recherches des charbonnages de France (CERCHAR, 1986)* benannte Versuch stellt einen klassischen Schleifpapierversuch zur Ermittlung der Festgesteinsabrasivität dar. Dabei wird ein mit 7 kg Gewicht belasteter Prüfstift aus Stahl (Rockwellhärte 54 – 56, Zugfestigkeit 200 kg/mm²) über eine eingespannte Gesteinsprobe bewegt. Es soll innerhalb von einer Sekunde eine Länge von 10 mm an der frisch gebrochenen Gesteinsoberfläche zurückgelegt werden [26]. Die beiden prinzipiell möglichen CERCHAR-Versuchsstände sind in Abbildung 3-6 dargestellt.

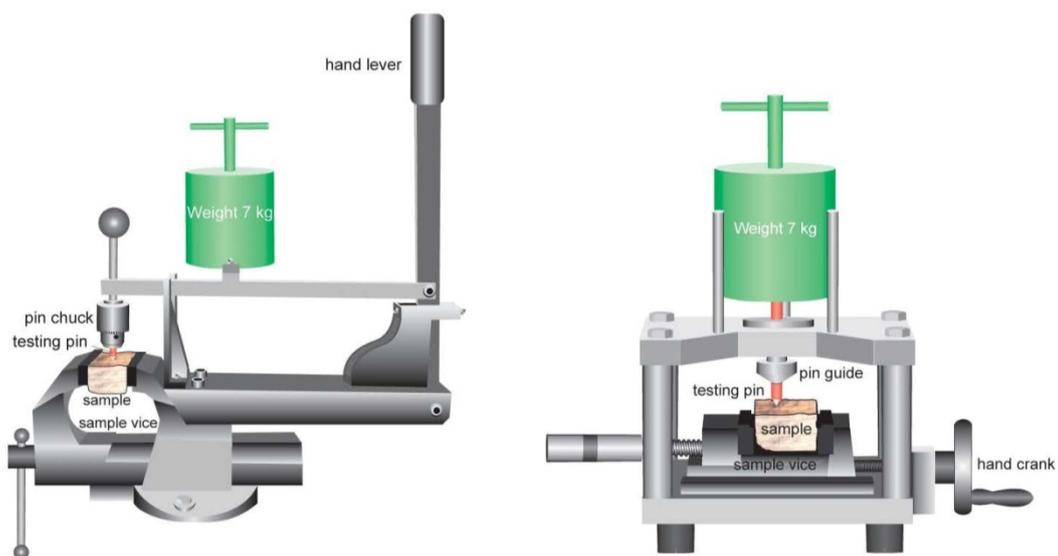


Abbildung 3-6: Prüfeinrichtungen für den CERCHAR-Test. Links: Original CERCHAR-Gerät. Rechts: West-Gerät. [69]

Für homogenes Gestein mit Mineralkorngrößen < 1 mm sind zwei bis drei Einzelversuche gefordert, grobkörnigeres oder heterogenes Gestein erfordert die Durchführung von drei bis fünf oder mehr Einzelversuchen. Der **CERCHAR Abrasivitäts-Index (CAI)** errechnet sich folglich als Mittelwert der Einzelversuche, aus der Breite der am Stift entstandenen, kegelstumpfförmigen Abnutzung d [mm] [26], siehe Abbildung 3-7.

$$\text{CAI} = 10 \cdot \frac{d}{k} \quad [-]$$

mit: d [mm] ... Abnutzung der Prüfspitze entsprechend Abbildung 3-7
 k = 1 mm ... Einheitenkorrekturfaktor gem. [54]

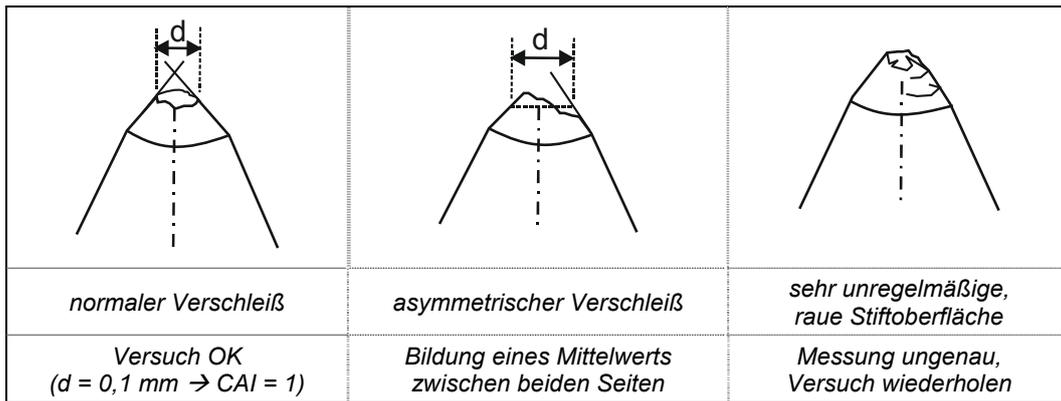


Abbildung 3-7: Verschleißformen der Versuchsspitze und Ermittlung des Messwertes d [mm] nach CERCHAR (1986) [35].

Die mit dem CERCHAR-Versuch ermittelten CAI-Werte werden von folgenden Versuchsfaktoren beeinflusst [53, 71]:

- verwendetes Testgerät („Cerchar-Gerät“ oder „West-Gerät“),
- Stahlsorte des Prüfstifts und Form der Prüfspitze,
- Oberflächenbeschaffenheit der Probe,
- Prüfstreckenlänge,
- Anzahl der durchgeführten Versuche,
- Art der Ablesung der Prüfstiftabnutzung.

Tabelle 3-2: Beispiele für CERCHAR-Abrasivitätskoeffizienten CAI für Festgesteine und Komponenten nach [88].

Gestein	CAI	Verschleißpotential
(Gang-)Quarz, Quarzit, Granit, Diorit, Syenit, Eklogit, Gneis, Amphibolit (hart)	4,0 – 6,0	extrem hoch
Quarzsandstein, Quarzphyllit, Porphy, Andesit, Basalt, Glimmerschiefer, Amphibolit (weich)	2,0 – 4,0	sehr hoch
Kalkstein (sandig), Marmor (quarzhaltig), Sandstein (fest, karbonatisch gebunden)	1,0 – 2,0	hoch
Tonschiefer, Sandstein (feinkörnig, schwach tonig gebunden), Kalkstein (rein), Marmor (rein)	0,5 – 1,0	moderat
Tonschluffstein, Mergelstein	0,3 – 0,5	niedrig
Holz, Torf, organisches Material	0 – 0,3	sehr niedrig

Nach Käsling et al. (2007) findet der CERCHAR-Versuch für Festgesteine weltweite Verbreitung und wird – aufgrund der zahlreichen Erfahrungswerte – gerne für die Verschleißprognose von Bohrwerkzeugen herangezogen [53], siehe z.B. Tabelle 3-2. Eine sinnvolle Verwendung in **Lockergestein** ist jedoch auf große Komponenten (Grobkies, Steine und Blöcke) eingeschränkt [88] und bei weitgestuften Böden stellt sich abermals die Frage nach der Aussagerelevanz für das gesamte Korngemisch.

3.3 Verfahren zur Untersuchung von Dreikörper-Abrasivverschleiß

Bei Versuchsanordnungen zur Untersuchung des Dreikörper-Abrasivverschleißes wird körniges Abrasivgut in einen Spalt zwischen dem zu untersuchende Grundkörper (Probekörper) und einem, zumeist rotierenden Gegenkörper³⁾ eingebracht, siehe Abbildung 3-8. Die Relativbewegungen des Abrasivguts bzw. die Spaltgröße werden dabei durch einen festgelegten Anpressdruck des Probekörpers auf den Gegenkörper bestimmt.

Diese Prüfverfahren verfügen über den großen Vorteil, dass die Versuchsaufbauten – im Gegensatz zu Verschleißstopf- oder Schleifpapier-Verfahren – offene Tribosysteme simulieren können, da der Probekörper laufend mit frischem Abrasivgut in Kontakt kommt. Die grundsätzliche Vergleichbarkeit der Verschleißmechanismen von Versuchsaufbau und mechanischen Bearbeitungs- bzw. Abbauprozessen von Boden ist jedoch zu hinterfragen. Die Beanspruchungen ähneln vielmehr jenen in Zerkleinerungsanlagen, wie z.B. Backen- oder Konusbrechern im Abbauraum von Schildmaschinen.

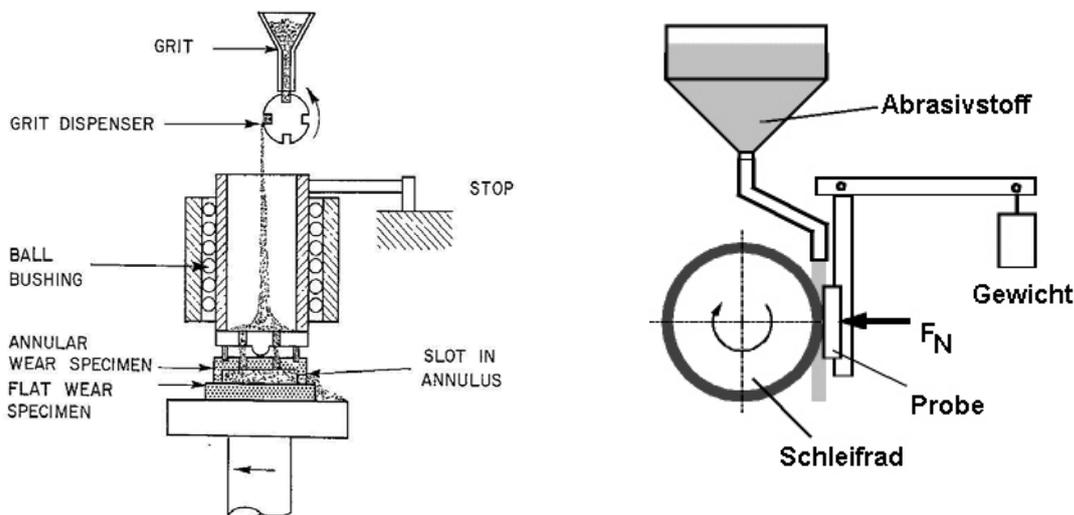


Abbildung 3-8: Mögliche Prüfeinrichtungen zur Simulation von Dreikörper-Abrasivverschleiß. Links: [73]. Rechts: Schleifradtest [106].

Der Versuchsaufbau gemäß Abbildung 3-8, rechts ist in den USA unter ASTM G 65-04 „Standard Test Method for Measuring Abrasion Using the Dry Sand / Rubber Wheel Apparatus“ normiert [104]. Im deutschsprachigen Raum ist der Versuch als Reibrad- oder Schleifrad-Verfahren bekannt [106, 108]. Mit diesem Versuch wird der Verschleißwiderstand verschiedener Werkstoffe gegen eine Gleitbeanspruchung durch Quarzsand ermittelt. Dabei wird der Probekörper mit einer definierten Normalkraft gegen ein rotierendes Gummirad gedrückt, während der Sand in die Kontaktfläche zwischen

³⁾ In der Literatur zum Dreikörper-Abrasivverschleiß erscheint es umstritten, ob es sich bei dem rotierenden Körper um den Gegenkörper handelt und das lose Abrasivgut den dritten Körper beim Dreikörper-Abrasivverschleiß darstellt, oder genau umgekehrt. Das Abrasivgut könnte gleichfalls als Gegenstoff bezeichnet werden und der Dreikörper-Abrasivverschleiß wäre dann eine spezielle Form von Zweikörper-Abrasivverschleiß mit zwei (verschiedenen) Grundkörpern. Diese Problematik hat aber für die Fragestellungen der gegenständlichen Arbeit keinerlei Auswirkungen und wird daher ausgeklammert.

Prüfkörper und Reibrad rieselt. Die derart ermittelten Verschleißbeträge sind auch vom Gummi des Reibrades beeinflusst, Einbettungseffekte sollten vermieden werden. Es werden auch Versuchsvarianten mit Einsatz von befeuchtem Sand einerseits, sowie mit einem Schleifrad aus Stahl andererseits durchgeführt. Mit einem Stahlrad ergeben sich höhere Verschleißbeträge am Probekörper als bei Verwendung eines Gummirades. [108]

Zu den Verfahren welche die Verschleißauswirkung von Gesteinspartikeln auf standardisierte Probekörper nach dem Dreikörper-Abrasionsprinzip ermitteln, sind einerseits der NTNU-Test und andererseits das Miller-Verfahren zu zählen.

3.3.1 NTNU Soil Abrasion Test (SAT)

Der an der *Norwegian University of Science and Technology* in Trondheim (NTNU), ursprünglich für Festgestein, entwickelte Versuchsaufbau findet vor allem im nordeuropäischen sowie nordamerikanischen Raum Anwendung. Daher liegt gemäß *Holzhäuser / Nilsen (2006)* bereits eine umfangreiche Datenbasis zur Korrelationen zwischen dem sog. Abrasion Value und dem Diskenverschleiß von Tunnelvortriebsmaschinen vor [51].

Bei dem Versuch werden ca. 2 kg Gesteinsmaterial sorgfältig getrocknet und abgesiebt bzw. fein zermahlen. Zur Ermittlung des Abrasion Values AV für Festgestein wird die Probe auf Korngrößen kleiner 1 mm gebrochen. Für die Verwendung von **Lockergestein** wurde der ursprüngliche Versuchstand derart modifiziert, sodass Korngrößen bis 4 mm Korndurchmesser untersucht werden können; getrocknetes kohäsives Material darf dabei in einem Laborbrecher zerkleinert werden [68]. Das Probematerial wird auf eine rotierende Stahlscheibe aufgebracht, auf die ein Stahlprüfkörper mit einem Gewicht von 10 kg gedrückt wird, siehe Abbildung 3-9.

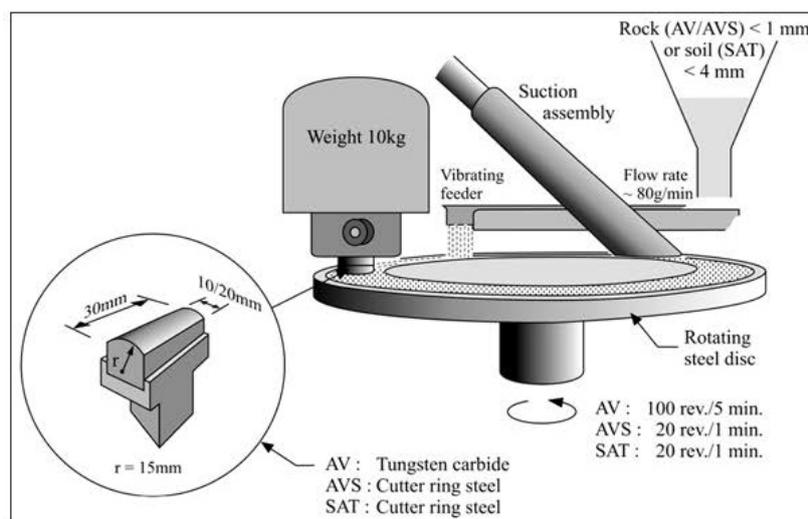


Abbildung 3-9: Prinzipdarstellung des NTNU Abrasionstests [68].

Zur Ermittlung des Abrasion Values AV wird ein standardisierter Prüfkörper aus Tungsten Karbid während 5 Minuten auf die rotierende Scheibe gedrückt (100 Umdrehungen). Die Versuchsdauer zur Bestimmung des AVS oder SAT-Werts, bei dem der Prüfkörper aus einem zu untersuchenden Werk-

stoff (z.B. Rollenmeißel) besteht, beträgt eine Minute (10 Umdrehungen). Der AV-, AVS- bzw. SAT-Wert entspricht in der Folge jeweils dem mittleren Gewichtsverlust des Prüfkörpers aus 2 bis 4 Versuchen, in Milligramm. [51, 68]

Für die richtige Interpretation der Ergebniswerte, bzw. zum Vergleich mit anderen Abrasivitätskennwerten, sollten jedoch folgende weitere Einflussparameter aus dem Versuchsaufbau bekannt sein:

- Durchmesser der rotierenden Auflagerscheibe (zur Ermittlung des Verschleißweges),
- Material der Auflastscheibe (zur Beurteilung von möglichen Einbettungen des Abrasivs),
- Genaue Bezeichnung des Prüfkörpermaterials beim SAT- bzw. AVS-Tests (zur Herstellung der Vergleichbarkeit mit anderen Labors die den NTNU-Versuch durchführen wollen).

Die Beschränkung auf den Siebkornanteil ≤ 4 mm ist für eine Abrasivitätsuntersuchung von grobkörnigen **Lockergestein** in der Regel nicht akzeptabel. Wie bereits beim LCPC-Versuch diskutiert, wäre die Verwendung von gebrochenem Probenmaterial denkbar, jedoch problematisch (siehe Abschnitt 3.1.1). Darüber hinaus erscheint insbesondere bei feinkörnigem Lockergestein die Vernachlässigung des natürlichen Wassergehalts – und damit der Kohäsion – durch die Verwendung der getrockneten und gemahlten Bodenproben besonders fragwürdig.

3.3.2 Miller-Verfahren

Beim Miller-Verfahren handelt es sich um einen Versuch zum Dreikörperabrasiv-Verschleiß, wobei speziell Untersuchungen der Abrasivitäten flüssiger Medien durchgeführt und somit auch Korrosions-Effekte berücksichtigt werden. Das Verfahren ist in ASTM G75 – 07 normiert und daher sollten alle weltweit mit dem Miller-Verfahren durchgeführten Untersuchungen vergleichbar sein.

Der Versuchsaufbau nach dem Miller-Verfahren ist in Abbildung 3-10 schematisch dargestellt. Für die Versuchsdurchführung wird in einer mit der Testflüssigkeit gefüllten Wanne, deren Boden mit Neopren bedeckt ist, ein standardisierter Prüfkörper mit einer Normalkraft von 22,24 N gegen den Wannengrund gedrückt und 6 Stunden lang hin und her bewegt (48 Wechsel bzw. 20 m Verschleißweg pro Minute). Der Gewichtsverlust des Prüfkörpers wird nach drei aufeinander folgenden, jeweils zweistündigen Testperioden gemessen und daraus die Miller-Zahl abgeleitet. [1]

Das nach ASTM G75 – 07 empfohlene Mischungsverhältnis für die Abrasivsuspension ist 150 g (getrockneter) Feststoff und 150 g destilliertes Wasser („Standardkonzentration“ von 50%). Die Abmessungen des Prüfkörpers betragen 12,7 x 25,4 x 7,0 mm, wobei die Höhe bis auf 4,57 mm abgearbeitet werden darf, bevor der Prüfkörper getauscht werden muss. Während der Probenblock standardmäßig aus 27% Chrom-Stahl besteht (über dessen Härte in der zugänglichen Literatur keine Angaben gemacht werden) kann bei sehr gering abrasiven Testflüssigkeiten (z.B. Mohs'sche Mineralhärte der Feststoffpartikeln in der Suspension von 2 oder weniger) nach ASTM G75 – 07 auch ein Probenblock aus Gold verwendet werden (womit dann die sog. Gold-Number ermittelt wird). Soll der Verschleiß eines Prüfkörpers in einem standardisierten Medium ermittelt werden, wird mit demselben Versuchsaufbau die sog. SAR-Zahl (Slurry Abrasion Response-Number) bestimmt. [1, 61]

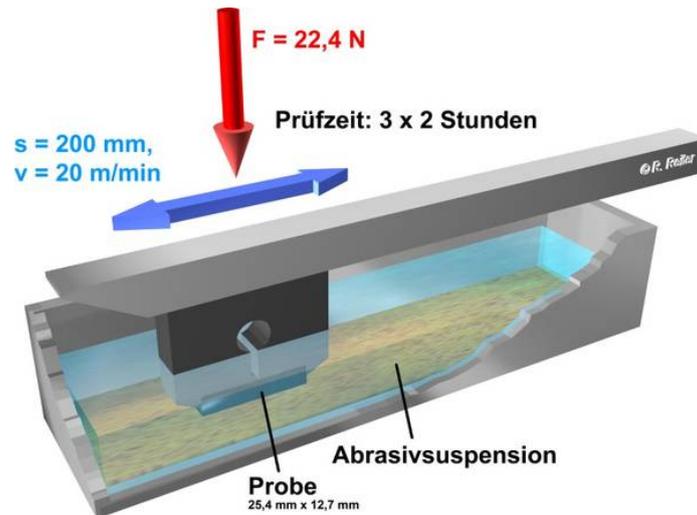


Abbildung 3-10: Schemadarstellung des Miller-Versuchsaufbaus [107].

Die Vorgangsweise zur Ermittlung der Miller-Zahl MN [-] ist in ASTM G75 – 07 genau festgelegt: Zunächst wird eine rechnerische Kurve an die drei gemessenen Werte des kumulativen Gewichtsverlusts des Probekörpers (jeweils Mittelwerte aus zwei Versuchen) angenähert. Die mathematische Gleichung für die Näherungskurve lautet:

$$M = A \cdot t^B$$

mit:

- M [mg] ... kumulierter Masseverlust des Prüfblocks
- A, B [-] ... Kurvenanpassungskoeffizienten
- t [h] ... Versuchszeit

Mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (jede andere Anpassungsmethode ist ebenfalls zulässig) werden die Werte für die Koeffizienten A und B berechnet, sodass die Kurve bestmöglich an die der drei Versuchsergebnisse angepasst wird. Die Miller-Zahl wird rechnerisch, als erste Ableitung der Näherungskurve der Masseverlustrate des Prüfblocks zum Zeitpunkt $t = 2$ h ermittelt:

$$\text{Akkumulierter Masseverlust zum Zeitpunkt } t: \quad M_r = A \cdot B \cdot t^{(B-1)} \quad [\text{mg/h}]$$

Um aussagekräftige Zahlenwerte zu erhalten und die Werte in eine Skala einzuordnen welche von $MN \approx 1$ für Schwefel und $MN \approx 1.000$ für Korund reicht, wird der rechnerische Masseverlust nach zwei Stunden mit einem Faktor $C = 18,18$ [h/mg] multipliziert [1].

Somit ergibt sich die Miller-Zahl (bzw. die SAR-Zahl) wie folgt:

$$\text{Miller Number:} \quad MN = 18,18 \cdot M_r \quad [-] \quad \text{mit} \quad M_r = A \cdot B \cdot t^{(B-1)} \quad [\text{mg/h}]$$

In ASTM G75 – 07 ist angeführt, dass ab $MN > 50$ mit größeren Auswirkungen („damage“! [1]) zufolge Abrasivität zu rechnen ist und Vorkehrungen beim Pumpen solcher Flüssigkeiten getroffen werden müssen.

Die Bandbreite der Miller-Zahlen für allgemeine Materialien kann sehr groß sein, siehe z.B. Tabelle 3-3, die Einflussfaktoren der flüssigen bzw. festen Bestandteile der Suspension auf den Verschleiß des Prüfblocks können Tabelle 3-4 entnommen werden.

Tabelle 3-3: Mögliche Miller-Zahlen von Mineralen verschiedener Bezugsquellen nach [1, 61].

Feststoff	Miller-Zahl
Bauxit	9 – 134
Kalkstein	10 – 46
Magnetit	64 – 248
Sand	51 – 459

Zusammenfassend nennen Miller & Miller (1993) eine Vielzahl von Versuchsfaktoren, die sich auf die ermittelten Miller-Zahlen auswirken, sie können den jeweiligen Bestandteilen des Tribosystems „Miller-Versuch“ zugeordnet und somit in 6 Kategorien eingeteilt werden [61], siehe Tabelle 3-4.

Tabelle 3-4: Einflussfaktoren auf den Verschleiß im Miller-Versuch nach [61].

Bestandteil des Tribosystems	Einflussfaktoren auf den Verschleiß des Probekörpers
Probekörper	chemische Zusammensetzung, Härte, Korrosionsbeständigkeit, Kaltverfestigung, Oberflächenbearbeitung, Abmessungen
Feststoffpartikel der Suspension	Härte, Partikelgröße, Partikelform, Zerreibbarkeit, Mineralzusammensetzung, Probenahme
Flüssigkeit der Suspension	pH-Wert, Korrosivität, Feststoffkonzentration, Größe der Stichprobe, Feststoff-Flüssigkeits-Chemie, Schmierfilm
Neoprenbeschichtung (Wannenboden)	Härte, Verträglichkeit mit der Suspensionsflüssigkeit, Reinheit
Versuchsdurchführung	Versuchstemperatur, Ausrichtung des Probekörpers, Versuchsdurchläufe, Wiegegenauigkeit, Verdunstung der Flüssigkeit
Versuchsapparatur	unterschiedliche Versuchsgeräte, Belastung Probekörper, Abheben, Umlaufgeschwindigkeit, Umlauflänge, Position des Probekörpers, Abstand der Probehalterung vom Wannenboden

3.4 Indirekte Abrasivitätskennwerte

Neben den unterschiedlichen Verfahren mit welchen über den Verschleißbetrag eines Prüfkörpers direkt auf die Abrasivität des Gegenstands geschlossen wird, finden in der Praxis auch indirekte Methoden Anwendung. Hier wird aus bestimmten Bodeneigenschaften (z.B. der Mineralhärte) auf die Abrasivität geschlossen. Indirekte Abrasivitätskennwerte können einerseits zum qualitativen Vergleich der schleißenden Eigenschaften verschiedener Körnungen dienen (z.B. „Quarz ist abrasiver als Kalk“), andererseits werden sie in der Praxis häufig als zusätzliche Information zu direkt ermittelten Indexwerten angegeben (Interpretationshilfen).

3.4.1 Mineralogische Zusammensetzung

Nach dem Grundsatz, dass Abrasivverschleiß nur dann auftreten kann, wenn der Gegenkörper härter ist als der Grundkörper und somit in diesen eindringen kann, wäre – im Hinblick auf eine maschinelle

Bearbeitung – jedes Gestein mit einer Mohs'schen Härte ≥ 7 als abrasiv zu bezeichnen, denn dieser Härtegrad definiert sich durch die Fähigkeit Metall zu ritzen. Tatsächlich wird die Abrasivität von Festgestein auch häufig in direkt proportionaler Abhängigkeit von dem Gehalt an harten Mineralien gesehen (z.B. in [86]), was auch oft durch die anteiligen Mineralhärten, z.B. nach Mohs oder Vickers ausgedrückt wird [51].

Tabelle 3-5: Vergleich der Mineralhärte nach verschiedenen Bestimmungsmethoden, nach [81].

Ritzhärte (MOHS)	Standardmineral nach MOHS	Eindruckhärte (VICKERS) [kp/mm ²]	Relative Schleifhärte (Rosiwal)	Mittelwerte von 8 Methoden (Träger)
1	Talk	47	0,03	1,08
2	Gips oder Halit (Steinsalz)	60	1,04	2,36
3	Kalzit (Kalkspat)	136	3,75	6,99
4	Fluorit (Flussspat)	200	4,2	12,1
5	Apatit	659	5,4	25,7
6	Orthoklas (Feldspat)	714	30,8	49,5
7	Quarz	1.181	100	100
8	Topas	1.648	146	143
9	Korund	2.085	833	342
10	Diamant	6.500	117.000	-

Der Ermittlung der **Schleifhärte nach Rosiwal (1916)** liegt das Prinzip zugrunde, nachdem der Volumsverlust einer Probe infolge Zerreibung einer bestimmten Menge Schleifmittels bis zur Unwirksamkeit umgekehrt proportional zur Härte des Probekörpers ist (*Toula'sches* Prinzip der Härtebestimmung). Die absolute Härte nach *Rosiwal* [mkg] ist die Größe der Schleifarbeit (= Produkt aus Schleifweg s [m], Normaldruck F_N [kg] und Tangens des Reibungswinkels), welche für den Abschleiß von 1 cm³ des Probekörpers erforderlich ist. Die relative Härte nach *Rosiwal* wird durch Bezug der absoluten Härte zur Quarzbasis = 100 ermittelt [80]. Bemerkenswert erscheint in diesem Zusammenhang der Umstand, dass Minerale welche Glas nicht ritzen (*Mohs'sche*-Härten bis 5) relative Schleifhärten zwischen 0 und 5 aufweisen, während ab Mohs-Härte 6 (Glas wird geritzt) die *Rosiwal*-Härten sprunghaft ansteigen, siehe auch Tabelle 3-5.

Gemäß DIN 22 021 lässt sich die sog. Schleißschärfe einer Gesteinsprobe als Summe der Produkte von Volumenanteilen und Schleißhärte der einzelnen Mineralarten berechnen, wobei als Grundlage für die Berechnung die relative Schleifhärte nach *Rosiwal (1916)* dient [2, 80]. Der derart ermittelte Kennwert ist besser als sog. **Äquivalenter Quarzgehalt (\ddot{A}_{Qu})** bekannt, der für die Abrasivität von Festgestein weit verbreitet ist [70] und prinzipiell auch für Lockergestein angewandt werden kann.

$$\ddot{A}_{Qu} = \sum_{i=1}^n \frac{A_i \cdot S_i}{100} \quad [-]$$

mit

A_i ... Anteil der Mineralarten [%]

S_i ... *Rosiwal*-Schleifhärten der einzelnen Minerale [-]

$i = 1, \dots, n$... Anzahl der Minerale [-]

Verschiedentlich wird versucht, einen allgemein gültigen Zusammenhang zwischen dem Äquivalenten Quarzgehalt und anderen, direkten Abrasivitätskennwerten anzugeben, siehe z.B. Abbildung 3-11.

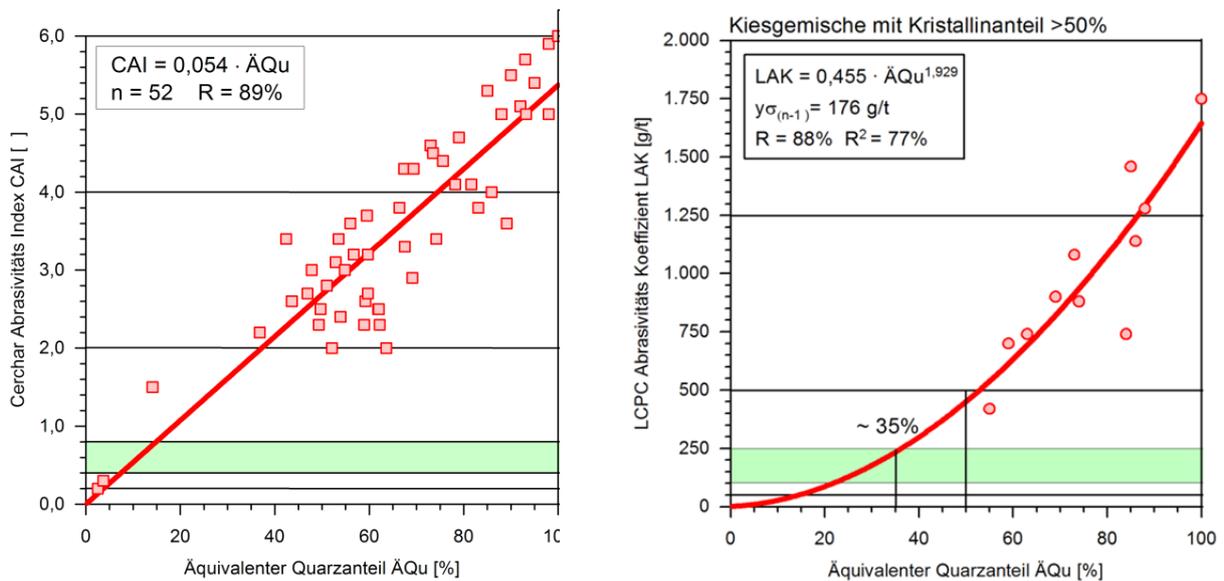


Abbildung 3-11: Korrelation zwischen Äquivalenten Quarzanteilen und den Ergebnissen von CERCHAR-Versuchen (links) sowie den Ergebnissen von LCPC-Versuchen (rechts), bei Auswertung einer geologischen Einheit [87].

Schimatzek / Knatz (1976) zeigen jedoch für Festgestein, dass der Quarzgehalt alleine nicht verschleißbestimmend sein kann: Bei gleichen Quarzgehalten ergaben sich bei Schleiftellerversuchen für Gesteine mit größeren Quarzkorngrößen erheblich höhere Verschleißbeträge als bei Gesteinen mit kleinen. In der Folge wird ein **Verschleißkoeffizient F** vorgeschlagen, welcher auch die Zugfestigkeit, und damit die Kornbindung der Minerale im Gestein, berücksichtigt [83]:

$$F = V_{Qu} \cdot d_{mQu} \cdot \sigma_Z \quad [\text{N/cm}]$$

mit V_{Qu} [%] ... Volumsanteil von Quarz (bzw. Gehalt an schleifscharfen Mineralien bezogen auf Quarz)

d_{mQu} [mm] ... mittlere Korngröße der Quarze

σ_Z [kN/cm²] ... Zugfestigkeit des Gesteins

Auch in DIN 22 021 wird die Quarz-Korngröße für das Verschleißverhalten als wesentlich betrachtet.

Bekannter, und im Festgestein häufig verwendet, ist der sog. **Rock Abrasivity Index (RAI)**, bei dem der Äquivalente Quarzgehalt mit der einaxialen Druckfestigkeit multipliziert wird, siehe z.B. [70, 88].

$$RAI = \sum_{i=1}^n \ddot{A}_{Qu} \cdot q_u \quad [-]$$

mit \ddot{A}_{Qu} [%] ... Äquivalenter Quarzgehalt des Gesteins

q_u [MPa] ... Einaxiale Druckfestigkeit des Gesteins

Tabelle 3-6: Klassifikation der Gesteinsabrasivität mittels Rock Abrasivity Index (RAI) [70].

RAI [-]	Klassifizierung
< 10	nicht abrasiv
10 – 30	gering abrasiv
30 – 60	abrasiv
60 – 120	sehr abrasiv
> 120	extrem abrasiv

Wilms (1995) definiert schließlich einen **Verschleißkoeffizient** V_{EPB} für die Klassifizierung des Verschleißpotentials von **feinkörnigen Böden** („ohne größere Anteile an Siebkorn“) halbfester bis steifer Konsistenz, im Hinblick auf den Abbau mit Erddruck-Schildmaschinen (SM-V5 gemäß [19]) und Stützdrücken bis 2 bar [100]:

$$V_{EPB} = k_{EPB} \cdot Q_Z \cdot d_m^3 \quad [-]$$

mit: $k_{EPB} = 1000 \left[\frac{1}{\text{mm}^3 \cdot \text{Vol}\%} \right]$... Faktor um den Verschleißkoeffizient „in einen überschaubaren Bereich anzuheben“ [100]

Q_Z [Vol%] ... Quarzzahl (Volumenanteil der abrasiven Partikel bezogen auf Quarz)

d_m [mm] ... mittlerer Korndurchmesser des feinkörnigen Bodens

Die quantitative Mineralbestimmung hat dabei nach DIN 22 021 mittels Punktzählverfahren, die Ermittlung der mittleren Partikeldurchmesser mittels Sehnenschnittverfahren zu erfolgen [100].

Tabelle 3-7: Klassifikation der Abrasivität von feinkörnigem Boden, halbfester bis steifer Konsistenz mittels Verschleißkoeffizient V_{EPB} für Erddruckschildmaschinen nach [100].

V_{EPB} [-]	Klassifizierung
$V_{EPB} < 1$	kaum verschleißaktiv
$V_{EPB} < 3$	mäßig verschleißaktiv
$3 < V_{EPB} < 10$	verschleißaktiv
$V_{EPB} \geq 10$	stark verschleißaktiv

Bei **grobkörnigem Lockergestein** ist auch der Verwitterungszustand, bzw. der **Mürbkornanteil**, für die Abrasivität des Korngemisches von Bedeutung. Unter Mürb- oder Schlechkorn versteht man aus gesteintechnischer Sicht Körner, die (zufolge Verwitterungsprozessen oder tektonischer Beanspruchung) ihre ursprüngliche Gesteinsfestigkeit weitgehend verloren haben [41]. Die Bestimmung des Mürbkornanteils einer Gesteinsmischung erfolgt zumeist mittels Hammermethode, z.B. während einer petrografischen Beurteilung. Die Methode ist allerdings hinsichtlich der auf das zu prüfende Einzelkorn aufbrachten Schlagenergie und der Beurteilung des Schlagerfolges (Geräusch, Einschätzung der Bruchstücke) als subjektiv zu kritisieren [41].

3.4.2 Kornform und Kornrundung

Davon ausgehend, dass ein scharfkantiges Abrasivkorn grundsätzlich mehr Verschleiß verursacht als ein Rundkorn gleicher mineralogischer Zusammensetzung und Größe, kann die Bestimmung der Kornrundung zusätzliche Interpretationshilfen bei der Beurteilung von Lockergesteinsabrasivität liefern. Weiters ist leicht vorstellbar, dass die Form der Einzelkörner Einfluss auf mögliche Lagerungsdichten, auf das Verzahnungsverhalten und schließlich auf die Neigung zu Kornbruch infolge maschineller Einwirkung bei Abbau und Bearbeitung des Bodens hat. Somit können auch die Kornformen wertvolle Zusatzinformationen über das Verschleißpotential des Bodens liefern. Als alleinige Abrasivitätskennwerte sind jedoch weder die Kornform noch die Kornrundung ausreichend.

Kornform (geometrische Form) und Rundungsgrad können nach ÖNORM EN ISO 14688-1 mittels den in Tabelle 3-8 angegebenen Begriffen beschrieben werden, welche in der Regel nur für Kies oder gröberes Material benutzt werden [11].

Tabelle 3-8: Begriffe für die Bezeichnung der Kornform gemäß EN ISO 14688-1, Tabelle 4.

Rundung	scharfkantig kantig kantengerundet angerundet gerundet gut gerundet
Form	kubisch flach (plattig) länglich (stängelig)
Oberflächenstruktur	rau glatt

Die Kornform wird „durch Vergleich mit einer Vorlage abgeschätzt“ [11], wofür bspw. die in Abbildung 3-12 dargestellten Standardbilder herangezogen werden können.



Abbildung 3-12: Kornformen nichtbindiger, gedrungener Körner [37].

Für Korngrößen zwischen 4 mm und 63 mm sind weitere Untersuchungsmethoden und Klassifikationsverfahren für die Beschreibung der Kornformen in der Normenreihe EN 933 „Prüfverfahren für geometrische Eigenschaften von Gesteinskörnungen“ enthalten. Die Verfahren können jedoch sinngemäß auch für Korngrößen $d > 63$ mm und $d < 4$ mm angewandt werden.

Die Kornformkennzahl [-] (**Shape Index SI**) gibt den prozentuellen Gehalt an „nicht kubischen“ Körnern an und wird gemäß ÖNORM EN 933-4 wie folgt bestimmt:

$$SI = \frac{M_1}{M_2} \cdot 100 \quad [-]$$

mit: M_1 ... Gesamtmasse der Messprobe
 M_2 ... Massenanteil aller Körner mit einem Längen- zu Dickenverhältnis größer drei ($L/D > 3 \rightarrow$ nicht kubische Körner), wobei die Länge als größte und die Dicke als kleinste Abmessung eines Korns definiert sind.

Weit verbreitet ist auch die Einteilung in die **Formklassen nach Zingg**, die sich für jedes Einzelkorn aus dem Verhältnis der Abmessungen der drei Hauptachsen ergibt, siehe Abbildung 3-13.

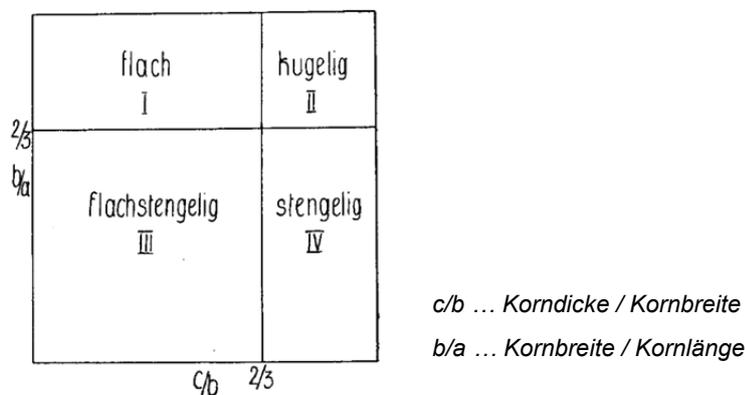


Abbildung 3-13: Einteilung in die Formklassen nach Zingg (1935) [102].

Die Kornformen können auch Hinweise auf die Gesteinsfestigkeiten geben, so liefern Gesteine oder Minerale mit isotroper Festigkeit (z.B. Quarz) überwiegend gedrungene und solche mit anisotroper Festigkeit vornehmlich plattige Kornformen.

In ÖNORM EN 933-5 finden sich folgende Definitionen hinsichtlich des **Anteils an gebrochenen Körnern**: Als gebrochene Oberfläche wird die Fläche eines Kieskorns definiert, die durch Brechen auf Grund natürlicher Kräfte entsteht und von scharfen Kanten begrenzt ist. Wenn sowohl die Oberfläche als auch die Kanten eines gebrochenen Kieskorns abgenutzt oder verwittert sind, muss die Oberfläche nach dieser Norm als gerundet bewertet werden [9].

Tabelle 3-9: Bezeichnungen der Kornrundung nach ÖNORM EN 933-5

Bezeichnung	Anteil der gebrochenen Kornoberflächen
vollständig gebrochene Körner	mehr als 90%
gebrochene Körner	mehr als 50%
gerundete Körner	weniger als 50%
vollständig gerundete Körner	weniger als 10%

Zur Beschreibung einer Bodenprobe gemäß DIN EN 933-5 wird die Messprobe manuell nach den vier in Tabelle 3-9 angeführten Kriterien sortiert. Die Masse jeder dieser Gruppen wird bestimmt und in Prozent der Masse der Messprobe ausgedrückt. Dabei ist die normgemäß erforderliche Masse der Messprobe in Abhängigkeit vom oberen Grenzwert des Korndurchmessers der untersuchten Kornklasse abhängig.

Die optische Bestimmung aller drei Kornabmessungen und der Kornoberflächen ist zwar prinzipiell auch für **feinkörnige Fraktionen** – unter dem Mikroskop – möglich, erfordert jedoch zur Erlangung der statistisch erforderlichen Anzahl von Messungen einen Zeitaufwand, der für Serienuntersuchungen nicht vertretbar erscheint [40]. Für feine (und auch grobe) Gesteinskörnungen bietet die ÖNORM EN 933-6 eine alternative Methode, mit der der sog. **Fließkoeffizient** bestimmt werden kann, der die Form und Oberflächenbeschaffenheit der Körner ebenfalls abbildet. Der Fließkoeffizient definiert sich als „die Zeit [s], die ein festgelegtes Volumen einer Gesteinskörnung benötigt, um unter festgelegten Bedingungen bei Verwendung einer genormten Prüfeinrichtung durch eine definierte Öffnung zu fließen“ [10].

Die Kornform und Oberflächenbeschaffenheit von **Sanden** wird grundsätzlich durch folgende Eigenschaften des (geologischen) Ausgangsgesteins bestimmt [40]:

- Mineralbestand,
- Korngröße,
- Gefüge,
- tektonische Beanspruchung und
- Verwitterungszustand.

Darüber hinaus zeigen sich maßgebliche Unterschiede zwischen den Einflussfaktoren auf die Form und Oberflächenbeschaffenheit von Natur- und von Brechsanden, siehe Tabelle 3-10.

Tabelle 3-10: Weiterführende Einflussfaktoren auf die Kornform und Oberflächenbeschaffenheit von Natur- und Brechsanden [40].

Natursande	Brechsande
<ul style="list-style-type: none"> – klimatische Faktoren, – Art und Weise des Transportes und der Umlagerungen, – neuerliche Verwitterung (u.a. in Abhängigkeit vom Alter der Ablagerungen), – eventuelle Konglomerierungsvorgänge, – Selektion nach der mechanischen und chemischen Widerstandsfähigkeit. 	<ul style="list-style-type: none"> – Art und Zustand der Brechwerkzeuge, – Zahl der durchgeführten Brechvorgänge, – Spannungszustand des Gesteins zum Zeitpunkt der Aufbereitung, – Selektion nach dem verschiedenen Verhalten der Gesteinsteile eines Gesteins gegenüber mechanischer Beanspruchung bei der Aufbereitung.

Kornfraktionen die im Zuge eines Brechvorganges entstehen – sei es bei den mechanischen Löse- und Abbauprozessen im Tiefbau, sei es in einem Laborbrecher zur Probenaufbereitung – werden sich hinsichtlich ihrer Kornform und Oberflächenbeschaffenheit immer von jenen des natürlichen Bodens unterscheiden, was in weiterer Folge Auswirkungen auf die Abrasivität der Korngemische hat.

4. Einflussfaktoren auf den Abrasivverschleiß

Grundsätzlich kann davon ausgegangen werden, dass alle Elemente des tribologischen Systems als Eingangsgrößen an der Ausbildung der Ausgangsgrößen (Oberflächenveränderungen, Materialverlust und Energiedissipation) beteiligt sind.

Um die Zusammenhänge zwischen der Abrasivität des Bodens und dem beobachteten Werkzeugverschleiß von Tiefbaumaschinen besser verstehen zu können ist es notwendig, die wesentlichen Einflussfaktoren – die im Praxisfall überlagernd wirksam werden – zunächst einzeln zu betrachten. Laborversuche (tribologische Prüfungskategorie V und VI) eignen sich grundsätzlich dazu, Parameterstudien über die Einflussfaktoren auf den Verschleiß durchzuführen. Trotz der starken Vereinfachung der Versuchs-Tribosysteme gelingt es jedoch nicht immer, die beobachteten Verschleißauswirkungen nur jeweils einem einzelnen Einflussparameter zuzuordnen, was letztlich die hohe Komplexität der gesamten Verschleißproblematik widerspiegelt.

Im Nachfolgenden wird der Stand des Wissens über die wesentlichen Einflussfaktoren auf den Abrasivverschleiß anhand der zugänglichen englisch- und deutschsprachigen Literatur zusammengefasst. Dabei sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit in erster Linie die Einflüsse des Abrasivguts auf den Verschleiß von Grundkörpern von Interesse, da diese in Summe die Abrasivität ausmachen. Besonderes Augenmerk wird dabei auf loses, mineralisches Abrasivgut gelegt, wobei hier auch eigene Untersuchungsergebnisse, mit Methoden nach dem Stand der Technik, eingebracht werden. Es zeigt sich jedoch, dass die Einflüsse des Gegenstoffs auf den Grundkörperverschleiß nicht immer vollständig von den übrigen Systemparametern entkoppelt werden können.

Die Auswirkungen von klassischen Schmierstoffen auf den Abrasivverschleiß werden im gegenständlichen Kontext nicht behandelt.

4.1 Einflüsse des Abrasivguts (Gegenkörper)

Mit Verschleißtopfversuchen haben *Wellinger / Uetz (1955)* erstmals gezeigt, dass sich die Auswirkungen von Neckarsand < 3 mm, Rheinsand < 3 mm und Quarzsand 0,2 – 1,5 mm deutlich voneinander unterscheiden und dass „die Verschleißwirkung einzelner Sande offenbar außer durch die Härte noch durch andere Faktoren (wie Korngröße, Kornverteilung, Kornform und Kornschärfe, Reibungsverhalten, Oberflächenrauigkeit u. dergl.) beeinflusst“ wird [95]. Nach *Heinrich (1995)* sind diese ermittelten Zusammenhänge „inzwischen als gesichert anzunehmen, jedoch nicht in jedem Fall bedingungslos auf natürliche Böden übertragbar, da bei den Versuchen überwiegend vereinfachte und standardisierte Abrasivstoffe herangezogen wurden“ [50].

Auch aus landwirtschaftlichen Feldversuchen ist bekannt, dass, neben der „Härte der Bodenpartikel“, der Wassergehalt und die Kornzusammensetzung für den Verschleiß von Pflugscharen von Bedeutung sind [66].

4.1.1 Härte der Abrasivpartikel (mineralogische Zusammensetzung)

Die Härte der Gegenkörper ist beim Abrasivverschleiß immer im Zusammenhang mit der Härte des Grundkörpers zu betrachten, da das Härteverhältnis für das Verschleißausmaß maßgebend ist. Man spricht davon, dass für den Abrasivverschleiß die sog. **Tieflage-Hochlage-Charakteristik** kennzeichnend ist, wonach drei Bereiche zu unterscheiden sind [43, 84, 92, 95, 97], siehe Abbildung 4-1:

- Verschleißtieflage
- Übergangsbereich
- Verschleißhochlage

Ist die Abrasivstoffhärte H_A wesentlich niedriger als die Werkstoffhärte H_W ($H_A < H_W$), ergibt sich ein geringer Verschleißbetrag am Grundkörper, das System befindet sich in der sog. **Verschleißtieflage**. Bei Steigerung der Härte des Abrasivguts, wobei der Werkstoff des Grundkörpers unverändert bleibt, steigt der Verschleiß plötzlich stark an. Dieser **Übergangsbereich** liegt üblicherweise bei einem Härteverhältnis der Reibpartner von $H_A / H_W \approx 1$ ($\rightarrow H_A \approx H_W$) und in diesem Bereich wirken sich bereits kleine Änderungen der Kornhärte oder der Werkstoffhärte stark aus. Nach Abschluss dieses steilen Verschleißanstiegs geht der Verschleiß, bei weiterer Steigerung der Abrasivstoffhärte ($H_A > H_W$), in eine **Hochlage** über, wobei zumeist kaum mehr weitere Verschleißzunahmen mit Steigerung der Abrasivstoffhärte auftreten.

Bei Einsatz von extrem hartem Abrasivgut kann in der Verschleißhochlage auch eine Verschleißabnahme festgestellt werden (siehe z.B. St 37 mit Siliziumkarbid in Abbildung 4-1, rechts). Dies kann auf mögliche Einflüsse hindeuten, die nicht von der Schleifkornhärte abhängig sind (z.B. niedriger Kohlenstoffgehalt [97]), siehe dazu weiter in Abschnitt 4.2.

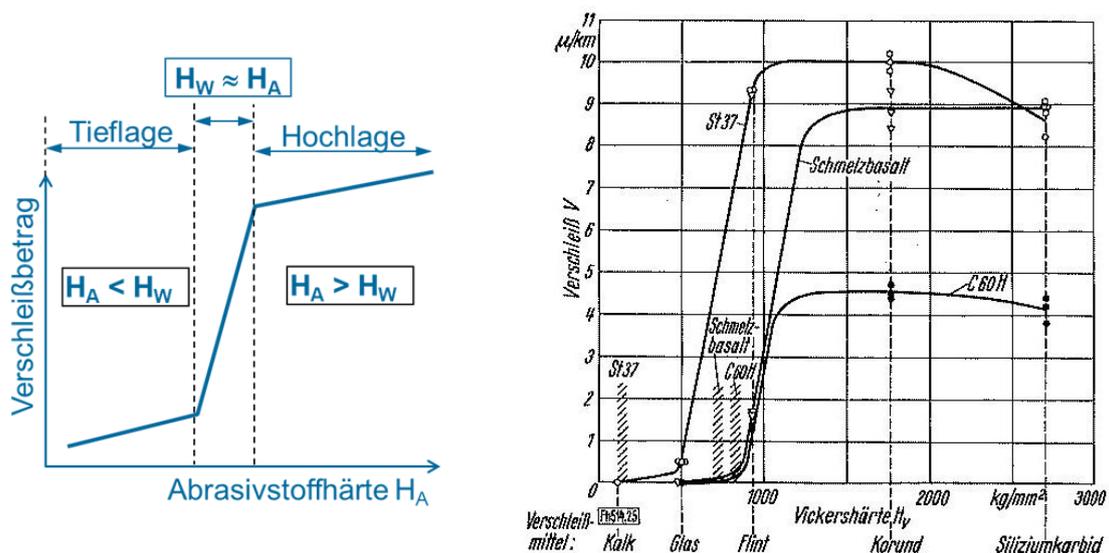


Abbildung 4-1: Links: Prinzipdarstellung der Tieflage-Hochlage-Charakteristik. Rechts: Versuchsergebnisse aus der „Untersuchung des Einflusses der Schleifkornhärte auf den Verschleiß verschiedener Stähle beim Verschleißtopfverfahren“ [95].

Für die Werkstoffwahl bei abrasiver Beanspruchung ergibt sich aus diesem Zusammenhang die allgemeine Forderung, dass die Härte des beanspruchten Materials H_W (Werkstoff des Grundkörpers) um einen Faktor von mindestens 1,3 höher sein muss, als die Härte des angreifenden Abrasivstoffs H_A : $H_A / H_W > 1,3 \rightarrow$ Verschleißtieflage nach [28, 84].

Der Übergangsbereich von Verschleiß-Tieflage zur Hochlage wird an anderer Stelle bei Härteverhältnissen von $H_A / H_W = (0,7 - 1,1)$ bis $(1,3 - 1,7)$ angegeben [50], oder anders angeschrieben gilt:

für die Tieflage: $H_W \geq (0,91 \text{ bis } 1,43) \cdot H_A$

und für die Hochlage: $H_W \leq (0,59 \text{ bis } 0,77) \cdot H_A$

Die komplexen Eigenschaften des Kornverbands von natürlichen Böden erschweren jedoch i.d.R. die klare Einordnung in eine Tieflage-Hochlage – Charakteristik und bei „gröberen und nicht gleichmäßigen Körnungen“ ergibt sich „nur der Tendenz nach eine Zunahme der Verschleißwerte mit der Mineralkornhärte“ [50]. Aufgrund der üblicherweise heterogenen mineralogischen Zusammensetzung von Lockergesteinen resultiert für sämtliche, in Abschnitt 3 behandelten, Verschleißversuche zur Ermittlung von Gesteinsabrasivitäten die Forderung, einen **möglichst weichen Prüfkörper** zu verwenden. Dadurch soll auch bei Abrasivgut(bestandteilen) aus Mineralen geringer Härte erreicht werden, dass der Prüfkörperverschleiß möglichst in der Hochlage abläuft und die Ergebnisse untereinander vergleichbar bleiben.

Das Beispiel in Abbildung 4-2 könnte etwa darauf hinweisen, dass die dargestellten Verschleißversuche bei Einsatz von Quarz bzw. Granit als Gegenstoffe und den Gegenkörpern geringer Härte ($\leq 350 \text{ HV}_{30}$) in der Verschleißhochlage abgelaufen sind, während sich die gleichen Prüfkörper mit Grauwacke und Diabas in einer Tieflage- oder Übergangssituation befanden.

Die in Abbildung 4-2 dargestellten Ergebnisse bei Einsatz von Basalt (und in geringerem Ausmaß auch von Diabas) bleiben in diesem Zusammenhang und mit den vorliegenden Informationen [43] jedoch nicht erklärbar. Bei heterogenen Korngemischen erscheint es daher sinnvoller, die mineralogische Zusammensetzung durch einen Summenfaktor auszudrücken, bspw. den äquivalenten Quarzgehalt (Abschnitt 3.4.1), bei dem die Schleifschärfen aller enthaltenen Minerale auf Quarz (Basiswert 100) bezogen werden. Damit wären auch die Ergebnisse aus den dargestellten Verschleißversuchen besser vergleichbar bzw. interpretierbar.

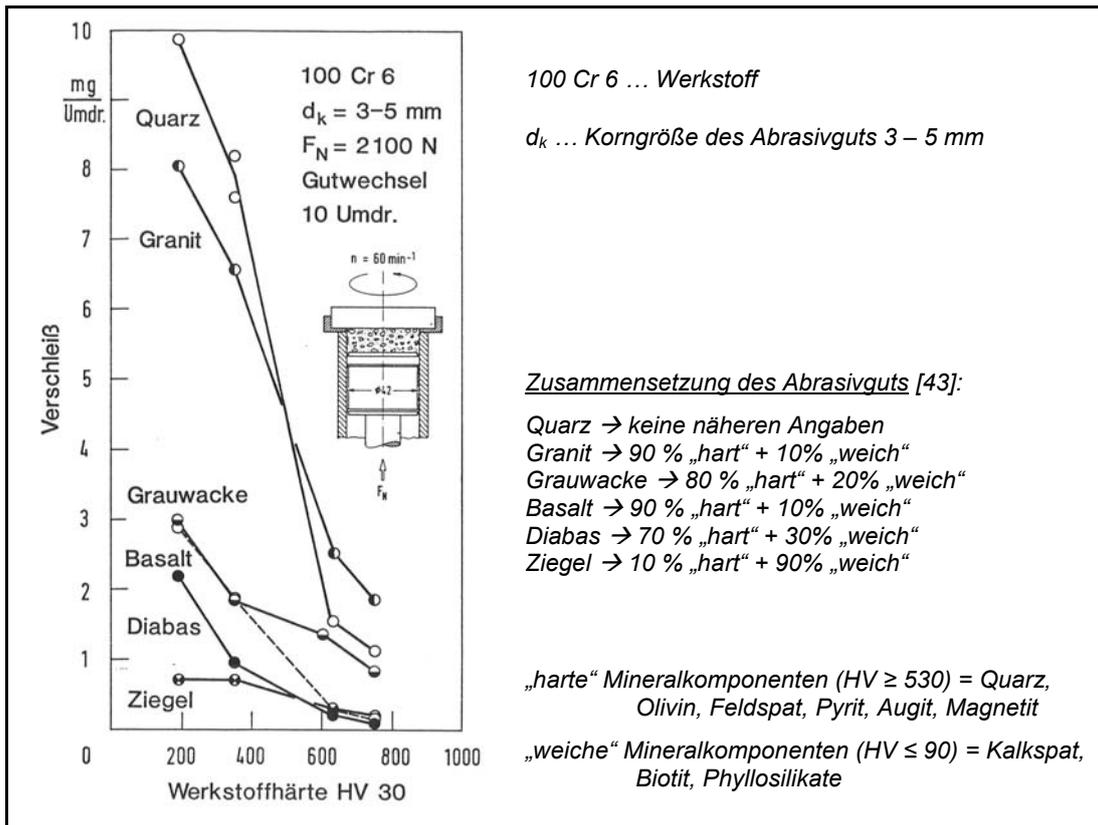


Abbildung 4-2: Einfluss der Werkstoffhärte auf den Verschleiß bei verschiedenen Abrasivstoffen mit Ergänzung der vorhandenen Informationen über das Abrasivgut [43].

Bei Untersuchung des **Drei-Körper-Abrasivverschleißes** mit dem Miller-Versuch (siehe Abschnitt 3.3.2) gibt es keinen Zweifel darüber, dass die Abrasivität von Suspensionen mit der Mineralhärte des Feststoffanteils linear zunimmt [61], was die Abbildung 4-3 wiedergibt.

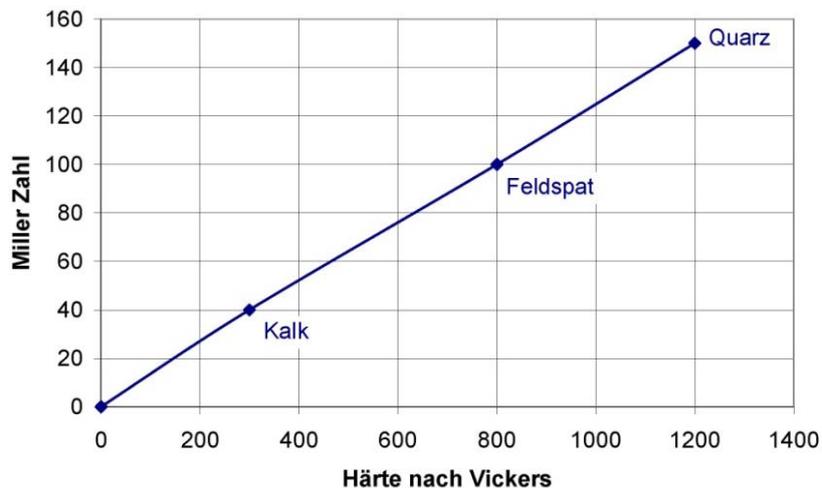


Abbildung 4-3: Zusammenhang zwischen Vickershärte der Suspensionspartikel und Miller-Zahl als Maßzahl für den Drei-Körper-Abrasivverschleiß nach [61].

Eigene Untersuchungen an Labormischungen aus verschiedenen **natürlichen und gebrochenen Kornfraktionen des rezenten Donauschotters** (aus dem Wiener Prater) weisen, bei äquivalenten Quarzanteilen von $\ddot{A}_{QU} \geq 50\%$, auf einen direkt proportionalen Zusammenhang zwischen \ddot{A}_{QU} und dem LCPC-Abrasivitätskoeffizient A_{Br} hin, wenn andere abrasivitäts(mit)bestimmende Eigenschaften unverändert bleiben (siehe dazu auch Abbildung 3-11 rechts). Wie der Abbildung 4-4 zu entnehmen ist, beeinflussen auch die Korngröße und die Kornform (hier: natürliches Rundkorn oder Bruchkorn) die im LCPC-Versuch ermittelte Abrasivität maßgebend. Diese beiden Faktoren können der Höhe nach den Einfluss des Quarzgehaltes sogar übertreffen (vergleiche z.B.: Bruchkorn mit $\ddot{A}_{QU} \sim 50\%$ ist deutlich abrasiver als Rundkorn derselben Korngröße mit $\ddot{A}_{QU} \sim 75\%$).

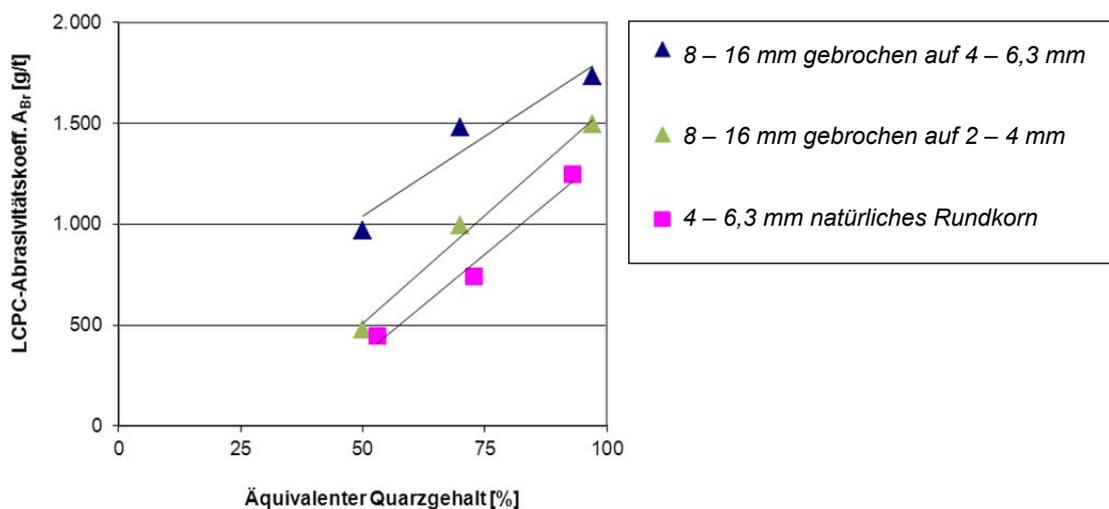


Abbildung 4-4: Zusammenhang zwischen Äquivalenten Quarzanteilen und LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{Br} bei verschiedenen Labormischungen aus rezentem Donauschotter und Einfluss von Korngröße und -form [35].

4.1.2 Korngröße der Abrasivpartikel

Bei **Verschleißstopfversuchen** nimmt der ermittelte Verschleiß der Prüfkörper mit der Korngröße des Abrasivguts generell zu, wie den Beispielen aus Abbildung 4-5 zu entnehmen ist. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die gegenseitige Beweglichkeit der einzelnen Körner mit zunehmender Korngröße abnimmt und dadurch die örtliche Pressung zwischen dem Grundkörper und dem Einzelkorn des Gegenstands gesteigert wird [95].

Für kleinere Korndurchmesser (0,25 – 1,25 mm) wurde mit steigender Korngröße eine degressive Verschleißzunahme festgestellt (Abbildung 4-5 links), für größere, trockene Körner (1 – 20 mm, Abbildung 4-5 rechts) ein nahezu linearer Anstieg des Verschleißes. Weiters ist der Abbildung zu entnehmen, dass die Größenordnung der Verschleißsteigerung stark vom Werkstoff des Prüfkörpers, sowie von der Befeuchtung des Abrasivstoffs (hier: Mischungsverhältnis Wasser / Sand = 0,1) bestimmt wird. Während der Einsatz von feuchtem Abrasivgut im Verschleißtopf bei Vulkollan oder Gummi zu einer massiven Verschleißminderung führte, hatte die Befeuchtung auf den Verschleiß des Prüfkörpers aus Stahl (St 37) eine verschleißerhöhende Wirkung. [95]

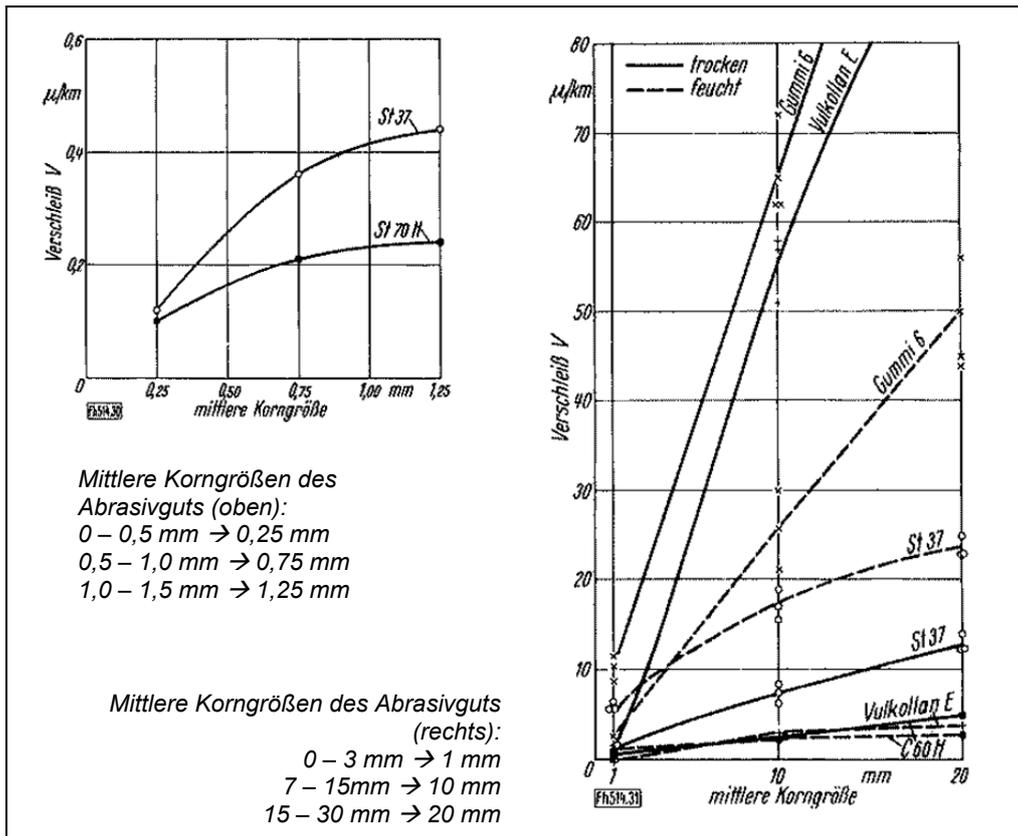


Abbildung 4-5: Einfluss der Korngröße auf den Gleitverschleiß bei Verschleißstopfversuchen. Links: Quarzsand, rechts: Rheinsand als Abrasivgut [95].

In einer anderen Arbeit wurde der Einfluss der Abrasivkorngröße auf den Verschleiß von zwei unterschiedlich gehärteten Stahlprüfkörpern (Werkstoff 100Cr6 weichgeglüht \rightarrow Härte 190 HV, bzw. wärmebehandelt \rightarrow Härte 750 HV) untersucht, siehe Abbildung 4-6 [43]. Es zeigte sich, dass der Einfluss der Korngröße des Abrasivguts sowohl hinsichtlich der Höhe des Verschleißbetrags, als auch des Verlaufes der Verschleißsteigerung von der Stahlhärte abhängig ist: Während der Verschleißbetrag von Prüfkörpern geringerer Härte deutlich von der Korngröße des Abrasivguts bestimmt wird, besteht nur eine geringe Einflussnahme auf den Verschleiß der Prüfkörper aus gehärtetem Stahl.

Das unterschiedliche Verhalten kann auch darin begründet sein, dass die Reibpartner Quarz / ungehärteter Stahl eindeutig in der Verschleißhochlage agieren (mit einer Vickershärte von Quarz von $H_A \sim 1.200$ HV ergibt sich für die Werkstoffhärte $H_{W1} \approx 0,16 \cdot H_A$), während das Härteverhältnis von gehärtetem Stahl und Quarzabrasiv eher auf eine Verschleißstieflage oder den Übergangsbereich hindeutet ($H_{W2} \approx 0,63 \cdot H_A$).

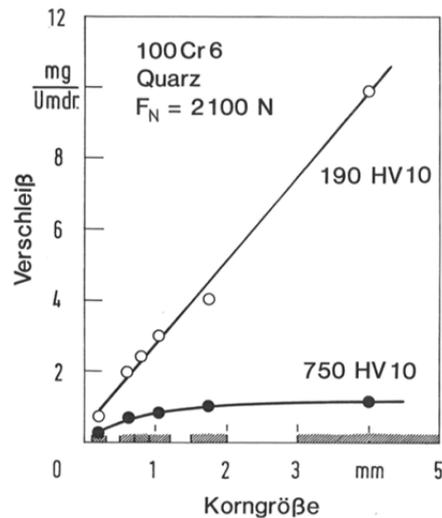


Abbildung 4-6: Einfluss der Korngröße (Abrasivgut Quarz, die Schraffuren geben den jeweiligen Korngrößenbereich an) auf den Verschleiß von Wälzlagerstahl 100Cr6 verschiedener Vergütungsstufen (Vickers Härte 190 HV bzw. 750 HV) [43].

Eigene LCPC-Versuche mit verschiedenen Kornfraktionen des rezenten Donauschotter bestätigen im versuchstechnisch sinnvollen bzw. möglichen Korngrößenbereich zwischen $d_m = 3,0 \text{ mm}$ (Kornfraktion 2 – 4 mm) und 7,15 mm (Kornfraktion 6,3 – 8 mm) den annähernd linearen, direkt proportionalen Zusammenhang zwischen dem mittleren Korndurchmesser des Abrasivguts und dem Verschleiß des Drehflügels. In Abbildung 4-7 sind die Abrasivitätskoeffizienten aufgetragen, die sich bei Verwendung von Stahldrehflügeln unterschiedlicher Härte und Qualität (S275JR: Vickershärte i.M. 205 HV30; C15E: i.M. 146 HV30), bei Einsatz in trockenem und z.T. in befeuchtetem (Wassergehalt ca. 15%) Abrasivgut ergaben. [35]

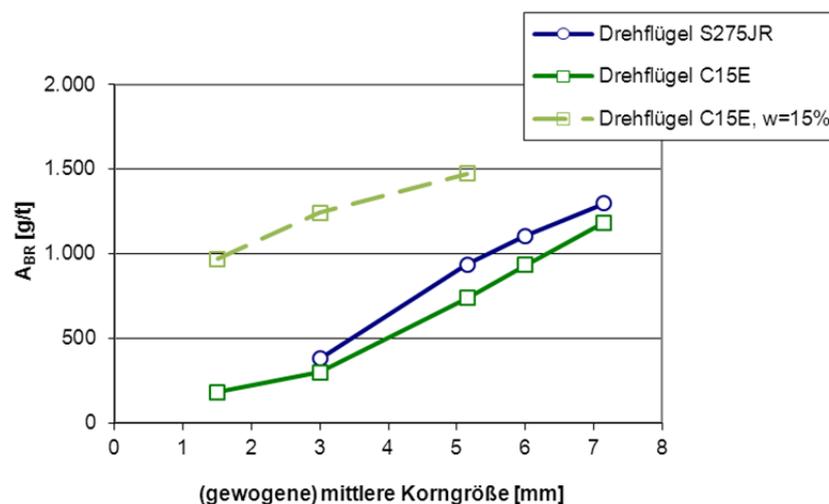


Abbildung 4-7: Einfluss der Korngröße des Abrasivguts (rezenter Donauschotter) auf den LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{BR} bei verschiedenen Stahldrehflügel in trockenen und feuchten Versuchen [35].

Die grundsätzliche verschleißsteigernde Wirkung durch die Erhöhung des Abrasivkorndurchmessers im Verschleißstopfversuch ist jedoch nicht nur empirisch belegt, sondern lässt sich auch analytisch nachvollziehen:

Eine von außen aufgebrachte Last soll über das Korngerüst auf einen Grundkörper übertragen werden (Abbildung 4-8 oben). Sind alle Abrasivkörner im System in etwa gleich groß, so verteilt sich die übertragene Last auch mehr oder weniger gleichmäßig auf alle Partikel die Kontakt zum Grundkörper aufweisen. Befinden sich jedoch einzelne, deutlich größere Abrasivkörner an der Kontaktfläche zum Grundkörper, übertragen diese Partikel zwangsläufig größere Anteile der Belastung. Gleichzeitig steht eine geringere Lastübertragungsfläche zur Verfügung und somit kommt es in den Kontaktzonen der großen Körner mit dem Grundkörper zu Spannungsspitzen, siehe Abbildung 4-8 oben rechts. [100]

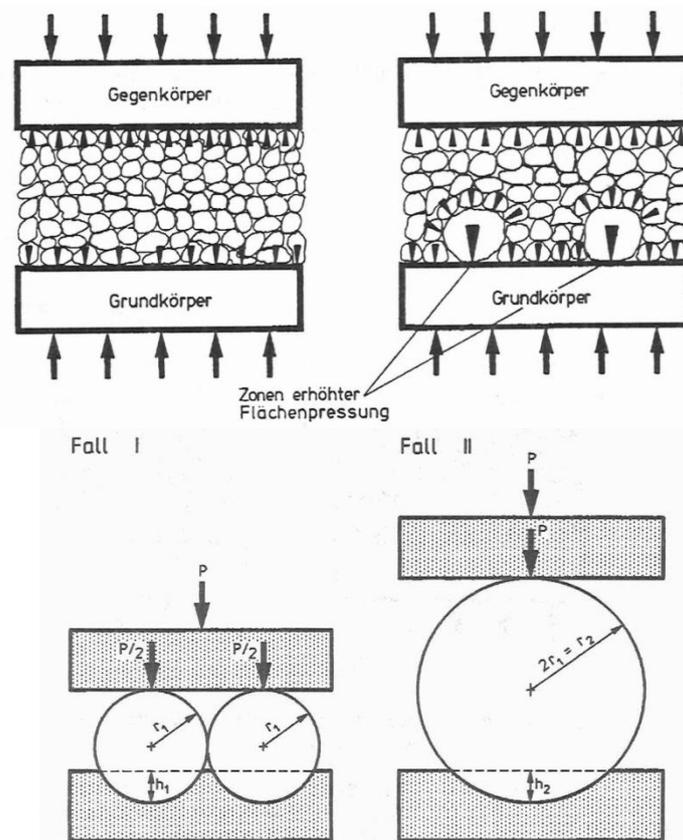


Abbildung 4-8: Zur Erklärung des Einflusses der Korngröße auf den Abrasivverschleiß [100].

In Abbildung 4-8 unten werden die Abrasivpartikel als Kugeln idealisiert, wobei zwei kleine Partikel mit Radius r_1 einem Partikel mit doppelt so großem Radius ($r_2 = 2r_1$) gegenüber gestellt werden. Bei Aufbringen der Last P dringen die Kugeln in beiden Fällen so tief in den Grundkörper ein, bis die Spannung in der Kontaktzone die maßgebliche Grenzfestigkeit des Grundkörpers wieder unterschreitet. Unter der Annahme einer gleich großen, gleichmäßigen Spannungsverteilung in den Kontaktzonen müssen die Kontaktflächen bei Erreichen des Gleichgewichts in beiden Fällen gleich groß sein, woraus folgt, dass die Eindringtiefe der zwei kleinen Kugeln h_1 gleich groß ist wie die der großen Kugel h_2 .

Aus $2 \cdot (2 \cdot \pi \cdot r_1 \cdot h_1) = 2 \cdot \pi \cdot r_2 \cdot h_2$ folgt mit $r_2 = 2r_1$, dass $h_2 = h_1 = h$.

Dann gilt in weiterer Folge, dass das Volumen, welches durch Eindringen der Partikel in den Grundkörper verdrängt wurde, für die zwei kleinen Kugeln ($V_{\text{verdr.I}}$) kleiner ist, als für die große Kugel mit doppeltem Radius ($V_{\text{verdr.II}}$) [100]:

$$V_{\text{verdr.I}} = 2 \cdot \frac{\pi \cdot h^2}{3} \cdot (3r_1 - h) < V_{\text{verdr.II}} = \frac{\pi \cdot h^2}{3} \cdot (3r_2 - h)$$

Zusammenfassend kommt *Wilms (1995)* aufgrund der vorangestellten Überlegungen zu dem Schluss, dass der Abrasivverschleiß in Böden mit größerer Kornverteilung bereits bei geringerer äußerer Belastung einsetzt und bei weiter steigender Belastung einen größeren Gradienten aufweist, als bei Böden mit feinerer Kornverteilung [100].

Mittels **Schleifpapier- und Dreikörper-Abrasivverschleißversuchen** wurde jedoch vielfach ein anderes Phänomen über den Einfluss der Korngröße des Abrasivs auf den Verschleiß gezeigt: Mit zunehmender Korngröße des Abrasivguts nimmt der Verschleiß des Prüfkörpers zunächst stark zu, ab einer bestimmten, sog. „kritischen Korngröße“ (etwa bei 0,05 – 0,15 mm) wird er jedoch nur mehr moderat von der weiter steigenden Korngröße beeinflusst [43, 62, 63, 65, 74].

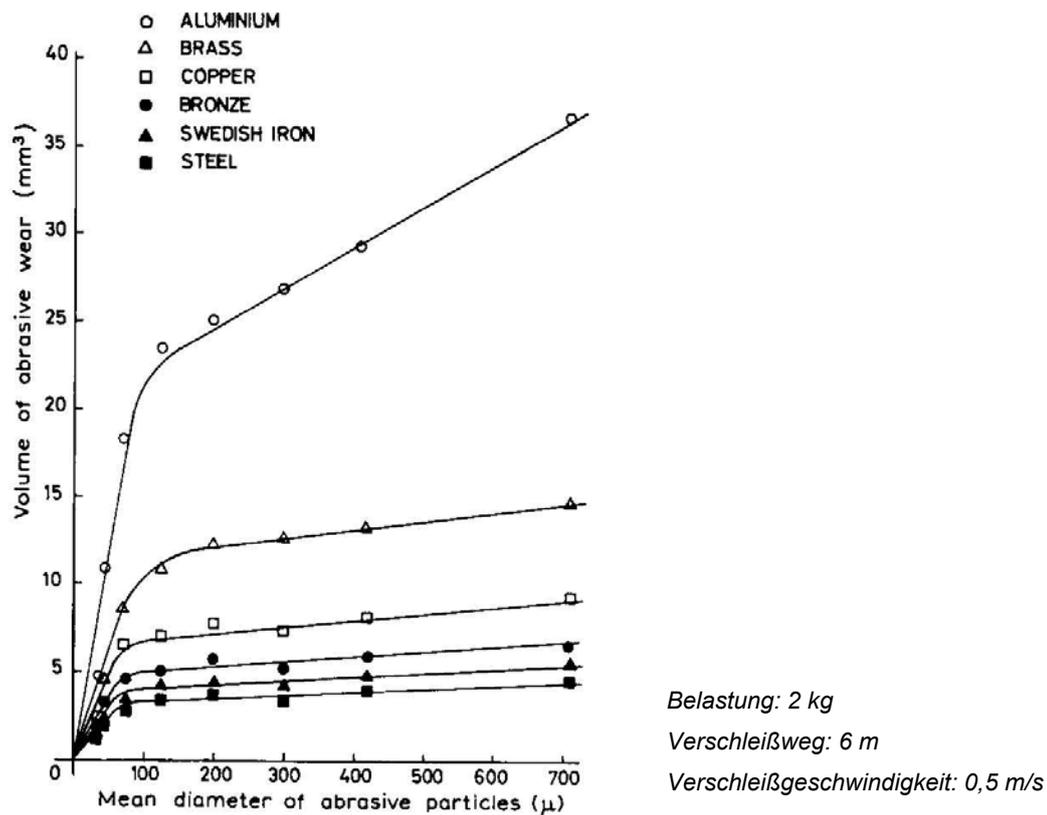


Abbildung 4-9: Einfluss der Korngröße auf den Gleitverschleiß bei Schleifpapierversuchen an unterschiedlich harten Verschleißkörpern [65].

Wie in Abbildung 4-9 ersichtlich, verringern sich sowohl die Gradienten der Verschleißzunahmen, als auch die Größe der kritische Korngröße mit zunehmendem Verschleißwiderstand (~ zunehmender Härte) des Grundkörpers. Wird der vertikale Prüfkörperdruck gegen das Schleifpapier gesteigert,

nehmen die Gradienten der Verschleißsteigerung zwar zu [65], die kritische Korngröße bleibt jedoch unverändert [62].

Anders ausgedrückt kann davon ausgegangen werden, dass der Abrasivverschleiß bei Wirkung von sehr feinen Abrasivpartikeln (kleiner $\sim 0,1$ mm) nur wenig intensiv ist. Die Existenz der kritischen Korngröße wird u.a. auch darauf zurückgeführt, dass bei kleineren Korngrößen nicht nur abrasive sondern auch adhäsive Vorgänge an der Oberfläche des Grundkörpers stattfinden und/oder dass der Verschleißwiderstand des Grundkörpers durch Einlagerung von Abrasivpartikel in dessen Oberfläche erhöht wird, wobei diese Einlagerungen mit abnehmender Korngröße der Abrasivpartikel stark zunehmen [63]. Schließlich wird der „critical size effect“ auch durch die Entstehung von Oberflächenschichten mit erhöhter Formänderungsfestigkeit durch den Angriff größerer Partikel erklärt [62].

Bei **hydroabrasivem Verschleiß** ist bei kleinen Feststoffpartikeln auch der „critical size effect“ beobachtet worden [62, 63, 65] und bei größeren Partikel kann davon ausgegangen werden, dass der Verschleißbetrag mit der Korngröße zunimmt, da auch die Energiekonzentration beim Einzelstoß des Korns ansteigt [84]. Bei niedrigem Feststoffgehalt zeigt sich eine höhere Sensibilität der Werkstoffe gegenüber der Partikelgröße, gleichzeitig müssen aber immer auch andere Aspekte beachtet werden, wie etwa das Korngrößenabhängige Bewegungsverhalten der Partikel auf die Werkstoffoberfläche und ggf. die Abnutzung der Körner in geschlossenen Systemen sowie Korrosionseffekte [84].

Beim **Dreikörper-Abrasivverschleiß** ist die geometrische Gestaltung von Grund- und Gegenkörper für die Einzugsbedingungen des körnigen Zwischenstoffes sowie für die Kinematik der Bewegungsabläufe im Spalt von Bedeutung [84]. Aus Abbildung 4-10 geht hervor, dass jene Abrasivkorngröße maßgebend für den Verschleiß ist, welche genau in den vorgegebenen Spalt hineinpasst.

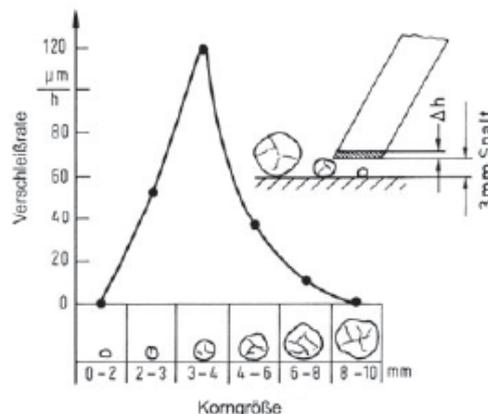


Abbildung 4-10: Einfluss der Korngröße von trockenem Sand bei konstantem Spalt (Modellbetonmischer) nach Wahl (1969), entnommen aus [84].

Miller-Versuche mit Suspensionen (siehe Kapitel 3.3.1) weisen für die Gegenüberstellung von Masseverlust des Prüfblocks zur Größe der Feststoffpartikel eine gewisse „Anomalie“ auf: Bis zu einer Partikelgröße von 0,125 mm steigt der Masseverlust erwartungsgemäß mit zunehmender Partikelgröße an. Zwischen 0,125 mm und 0,250 mm sinkt er jedoch, die Abrasivität der Suspension nimmt also ab. Anschließend steigt der Masseverlust mit zunehmender Partikelgröße, bis 0,5 mm wieder an, siehe Abbildung 4-11 [61]. *Miller & Miller (1993)* führen dies z.T. auf Formunterschiede der

Suspensionspartikel zurück; eigene Versuchsergebnisse mit Schluff und Sandfraktionen des rezenten Donauschotters (Wiener Prater) bestätigten jedoch diesen Kurvenverlauf: Zunächst stellte sich eine Zunahme der Abrasivität bis rd. 0,2 mm mittleren Korndurchmessers ein, dann zeigte sich ein Abfall des Prüfkörperverschleißes bei der Fraktion 0,25 – 0,5 mm und wiederum einen Anstieg bei der größten geprüften Kornfraktion 0,5 – 1,0 mm [35].

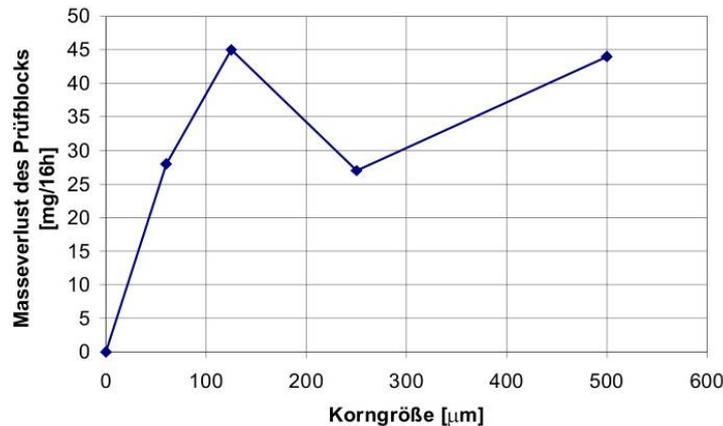


Abbildung 4-11: Zusammenhang zwischen Feststoffpartikelgröße und Masseverlust des Prüfblocks nach [61].

Abschließend kann zusammengefasst werden, dass größere und eckigere Partikel generell höhere Miller-Zahlen ergeben, dass jedoch die unterschiedlichen Beitragshöhen zur Suspensionsabrasivität nicht erfasst werden können [61].

4.1.3 Form der Abrasivpartikel

Da der eigentliche Angriffswinkel zwischen Abrasivkorn und Grundkörperoberfläche darüber entscheidet, ob überwiegend Mikropflügen (plastische Verformungen) oder Mikrospanen (Materialabtrag) auftritt und weiters die Mobilität von losem Abrasivgut beeinflusst [63, 103], kann die Form der Abrasivpartikel erheblichen Einfluss auf den Gleitverschleiß ausüben (analytische Überlegungen dazu finden sich in Abschnitt 2.3.2.). Die Scharfkantigkeit abrasiver Körner kann sogar den Einfluss der Partikelhärte übertreffen, während plattige Kornformen die Verschleißrate reduzieren, da diese Körner dazu tendieren sich entsprechend der Reibrichtung auszurichten [63].

Mit **Verschleißtopfversuchen** wurde gezeigt, dass im trockenen Versuch eine „scharfkantige Kornform“, in Abhängigkeit von der Stahlsorte des Grundkörpers, das Sieben- bis Zwölfwache an Verschleiß verursachte als eine „rundkantige Kornform“ des Abrasivs (Rheinsande mit Korngrößen von 7 – 15 mm). Bei Zugabe von Wasser (Wassergehalt $w = 10\%$) verringerte sich die Zunahme infolge Scharfkantigkeit jedoch etwa auf eine Verdoppelung des Verschleißbetrags von Rundkorn [95]. Eigene Versuche mit dem **LCPC-Test** bestätigen diese Beeinflussung der Verschleißsteigerung durch Bruchkorn bei Befeuchtung des Abrasivguts und ergaben darüber hinaus auch eine Abhängigkeit von der Korngröße, siehe Abbildung 4-12. Die Abrasivitätszunahme infolge Bruchkantigkeit ist bei trockenem Abrasivgut sehr ausgeprägt, während sie bei Befeuchtung des Abrasivguts reduziert ist.

Ein Wassergehalt von rd. 15% führt im LCPC-Versuch insgesamt zu einem Abrasivitätsmaximum, gleichzeitig minimiert sich der Einfluss der Bruchkantigkeit bei dieser Befeuchtung.

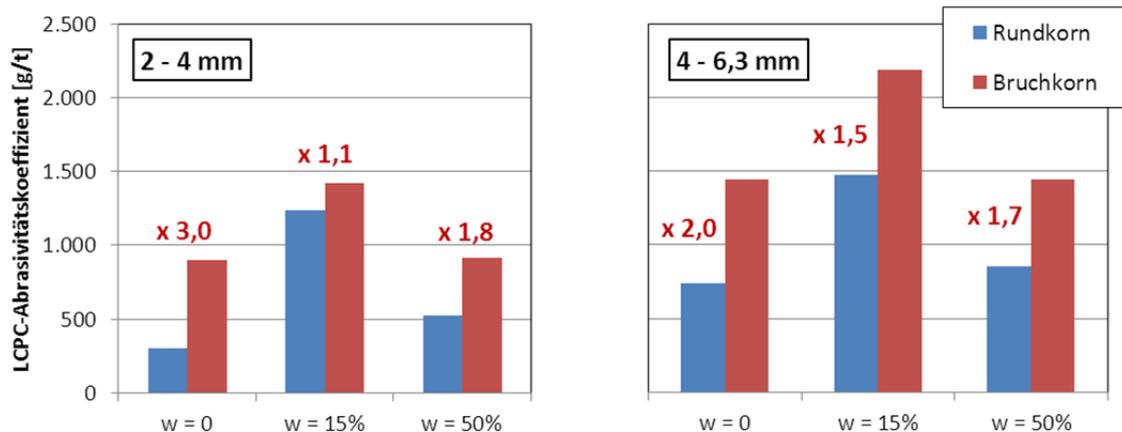


Abbildung 4-12: Vergleich der LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{BR} [g/t] von natürlichem Rundkorn (blau) und Bruchkorn (rot), in Abhängigkeit vom Korndurchmesser (links: 2 – 4 mm, rechts: 4 – 6,3 mm) und dem Wassergehalt w [%] des Abrasivguts, [30] – adaptiert.

Bei Verschleißstopfversuchen ist generell zu beachten, dass sich die Abrasivkörner im Versuchsverlauf abnutzen, d.h. einzelne Körner werden gebrochen, scharfe Kanten werden abgerundet und insgesamt tritt eine Kornverfeinerung auf. Als Maß für die Kornverfeinerung wird bspw. beim LCPC-Versuch der Brechbarkeitskoeffizient B_R angegeben. Diese Kornabnutzung (Korndegradation) stellt eine Veränderung der Abrasivität des Probenmaterials dar und wirkt sich dreifach auf den Verschleiß des Grundkörpers aus: durch die zunehmende Kornrundung, durch die Verringerung der Korngrößen und durch die Anreicherung von Mahlgut. Aus diesem Grund wird auch empfohlen, die Versuchsdauer bei geschlossenen Tribosystemen auf ein sinnvolles Maß experimentell abzustimmen [50, 84].

Bei **LCPC-Versuchen** mit verschiedenen Proben aus rezemem Donauschotter zeigt sich der Einfluss der Korndegradation während der Versuchsdurchführung deutlich, siehe Abbildung 4-13. Die Verschleißrate bei Einsatz von Bruchkörnung sank während der ersten 7 Versuchsminuten sehr stark ab, während sie bei der natürlich gerundeten Kornfraktion 4,0 – 6,3 mm deutlich weniger abnahm. Wird der Versuch dahingehend abgeändert, dass das entstandene Mahlgut (< 1,6 mm Korndurchmesser) bei jeder Versuchsunterbrechung zur Messung des Drehflügelgewichts durch frisches Probenmaterial ausgetauscht wird (Versuche „mit Ersatz des Mahlguts“ in Abbildung 4-13), so wird dadurch ein offenes tribologisches System angenähert. Bei dieser Vorgehensweise sank die Verschleißrate der Probekörper mit zunehmender Versuchsdauer viel weniger ab, bzw. stieg im Falle des natürlichen Rundkorns sogar leicht an, und näherte sich nach 5 bis 10 Versuchsminuten einem Grenzwert, der für alle Abrasivproben in etwa gleich groß ist (Verschleißrate ca. 0,15 mg/m). Dies könnte auf den sog. Einlaufeffekt zurückgeführt werden, bei dem sich die Form des Grundkörpers durch die Abnutzung in der Einlaufphase an die Art der Beanspruchung und an das Abrasivkorn anpasst. Da ein offenes tribologisches System dem Praxisfall einer Bodenbearbeitungs- bzw. Bodenabbaumaschine entspricht, würde die Verschleißrate nach Abklingen der Einlaufphase im LCPC-Versuch die tatsächliche Abrasivität des Probenmaterials am realistischsten abbilden.

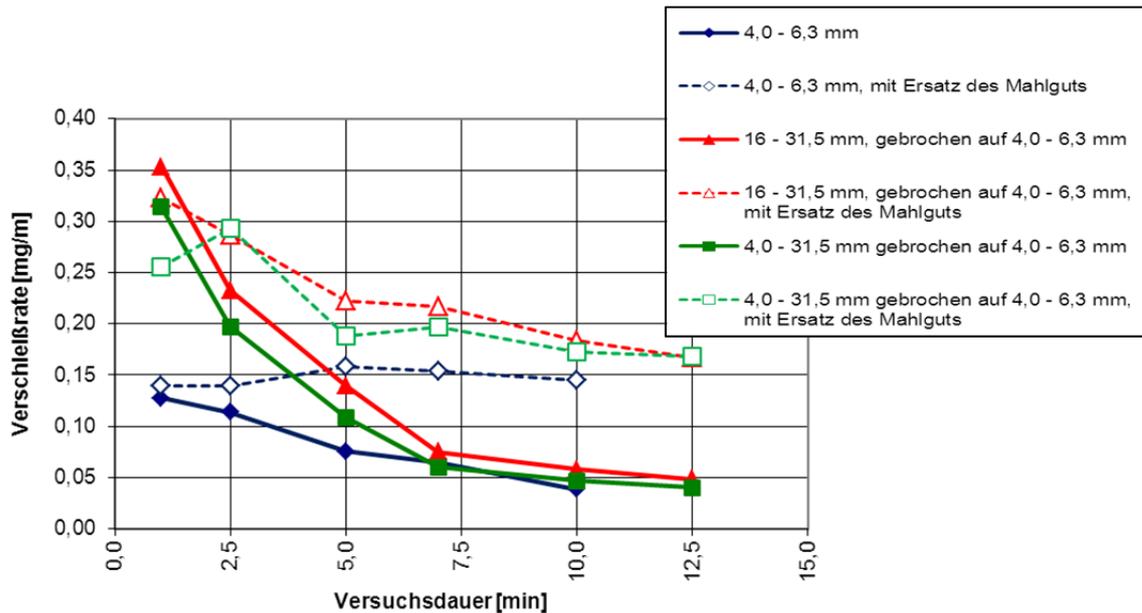


Abbildung 4-13: Einfluss der über die Versuchsdauer zunehmenden Korndegradation auf den Verschleiß des LCPC-Drehflügels.

Da das ggst. verwendete Abrasivgut – unabhängig vom Ausgangskorndurchmesser – in etwa gleich große äquivalente Quarzgehalte aufweist [35] sind die Verschleißratenunterschiede lediglich auf die verschiedenen Kornformen (natürlich gerundetes Korn bzw. Bruchkorn aus ursprünglich größeren Kornfraktionen) zurückzuführen. Bei den „normgemäßen“ Versuchen haben die Kornformen, infolge der Kornabnutzung durch die Drehflügelrotation, nach ca. 7 Minuten keine Auswirkungen mehr auf den Drehflügelverschleiß. Der LCPC-Abrasivitätskoeffizient wird nach 5 Minuten „abgegriffen“, was für den gegenständlichen Donauschotter einen Kompromiss darstellt, bei dem der Effekt der Scharfkantigkeit des Abrasivkorns gerade noch nicht verschwunden und die Einlaufphase bereits fast abgeschlossen ist. [31]

Eine Zurückführung des verschleißdämpfenden Effekts des Mahlgutes auf eine allfällige Anreicherung von wenig schleißscharfen, bzw. weniger harten Mineralien im Mahlgut kann im Übrigen, aufgrund entsprechender mineralogischer Analysen (XRD), ausgeschlossen werden [35].

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass – bei unverändertem Werkstoff des Grundkörpers – scharfkantiges Korn immer abrasiver ist als Rundkorn, jedoch das Ausmaß der Abrasivitätssteigerung ist offenbar zumindest auch von der Korngröße und dem Wassergehalt des Abrasivguts abhängig.

4.1.4 Einbindung der Einzelkörner im Kornverband

Der abrasive Gleitverschleiß wird von der **Bewegungsmöglichkeit** der Einzelkörner im Abrasivgut entscheidend beeinflusst [43, 50, 75]. Höhere Bindungskräfte behindern die Beweglichkeit und eine Verminderung der Rollmöglichkeiten des Gegenkörpers führt zur Erhöhung der Gleitkontakte, welche Voraussetzung für abrasiven Verschleiß sind. Schleifpapierversuche (vollständig gebundene Körner) ergeben daher ganz generell höhere Verschleißbeträge als Verschleißtopfversuche (loses Korn), wobei in der Literatur in diesem Zusammenhang der Faktor 3 genannt ist und als Begründung dafür

der vergleichsweise kleinere Gleitweg von losem Korn infolge des hohen Anteils an Rollbewegungen angeführt wird [84].

Die Einbindung in den Kornverband ist insbesondere im Hinblick auf natürliche Böden von besonderer Bedeutung. Je besser die Fixierung des Einzelkorns in der Bodenmatrix erfolgt (z.B. durch Verfestigungen, Kornverzahnungen oder, in feinkörnigen Böden, durch Kohäsion), umso höher wird die Bodenabrasivität, bei sonst gleichbleibenden Einflussfaktoren. Versuchstechnisch lässt sich jedoch die in situ-Kornfixierung kaum nachbilden und daher ist nach *Heinrich (1995)* ein natürlicher Boden am besten zwischen den beiden Extremfällen „loses Korn“ (Modellierung im Verschleißtopf) und „fixiertes Korn“ (modelliert mit dem Schleifpapierversuch) einzuordnen [50]. In der Praxis kann die **Lagerungsdichte** zur Beurteilung der Beweglichkeit der Einzelkörner im grobkörnigen Lockergestein (und damit auch dem Vermögen, dem Werkzeugkontakt auszuweichen) herangezogen werden. Bei Feldversuchen zum Verschleiß von Ackerbaugeräten wurde beobachtet, dass große Steine durch die vorübergleitende Pflugschar verdrängt wurden und so zur Verdichtung und Festigkeitserhöhung der feinen Bodenmatrix führten, was einen wesentlichen Beitrag zum Verschleiß leistete [75].

Beim **Dreikörper-Abrasivverschleiß** können die Härte und der Elastizitätsmodul des Gegenkörpers als „Bindungskraft“ des abrasiven Einzelkorns interpretiert werden, da sie dessen Kinematik stark beeinflussen. Entsprechende Versuche mit unterschiedlich weichen Gegenkörpern (Polierblock aus Kunststoffen mit Diamantstaubsuspension gegen eine rotierende Prüfscheibe aus Metall) zeigten, dass der Verschleiß der Prüfscheiben mit abnehmender Härte und E-Modul des Polierblocks ebenfalls signifikant abnahm [101]. Überträgt man den Gegenkörper im Dreikörper-Abrasivverschleißversuch auf das Wesen des Lockergesteins, so könnte der Gegenkörper eine feinkörnige Bodenmatrix darstellen in die grobkörnige Abrasivpartikel eingebettet sind. Die maßgebenden Materialeigenschaften dieser Matrix werden dann bodenmechanisch durch z.B. die Zustandsformen (Konsistenzgrenzen nach Atterberg) beschrieben, welche vom Wassergehalt bestimmt sind.

4.1.5 Wassergehalt des Abrasivguts

In der Bodenmechanik wird Boden üblicherweise als Dreiphasensystem betrachtet, bestehend aus Feststoffen (Bodenkörner) und Poren, die mit Luft und/oder Wasser gefüllt sind. Der natürliche Wassergehalt ist daher – neben der Korngrößenverteilung und allenfalls vorhandener Plastizitätseigenschaften – eine wesentliche Kenngröße von Lockergestein.

Aus **landwirtschaftlichen Feldversuchen** ergab sich zunächst die Vermutung, dass die Bodenfeuchtigkeit nur von geringem Einfluss auf den Verschleiß sei [75]; spätere, gleichartige Versuche zeigten jedoch, dass der Einfluss des Wassergehalts vom Bodentyp abhing: In Tonböden nahm der Verschleiß mit Steigerung des Wassergehalts ab, in Sandböden nahm der Verschleiß zu [66].

Wellinger / Uetz (1955) zeigten mittels **Verschleißtopfversuchen** erstmals, dass der Erosionsverschleiß metallischer Werkstoffe, in Abhängigkeit vom Mischungsverhältnis Wasser / Feststoffpartikel, ein Maximum durchläuft, siehe Abbildung 4-14: Bei variierender Befeuchtung des Abrasivguts wiesen die beiden Stahlsorten St37 und C60H ein Verschleißmaximum bei einem Wassergehalt des

Abrasivguts von etwa 10% auf. Bei weiter zunehmender Befeuchtung sank der Verschleiß wieder unter die im Trockenlauf erhaltenen Werte ab, hydroabrasiver Verschleiß (Erosionsverschleiß) wird vorherrschend. Bei Prüfkörpern aus Gummi oder Vulkollan zeigte sich bei trockener Gleitreibung ein im Vergleich mit den Stählen verhältnismäßig hoher Verschleiß, der jedoch mit steigender Befeuchtung des Abrasivguts rasch abnahm [84, 95, 100].

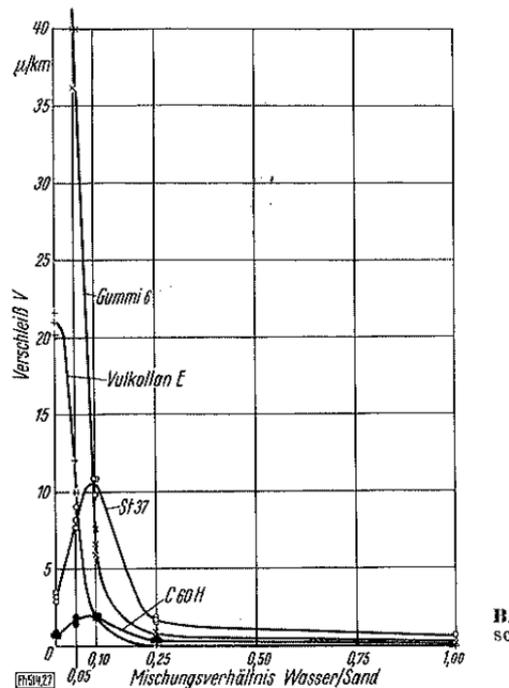


Abbildung 4-14: Einfluss der Befeuchtung des Abrasivguts auf den Gleitverschleiß bei Verschleißstopfversuchen mit Neckarsand, Korngr. < 3 mm (Gleitgeschwindigkeit 2,5 m/s, bzw. 5 m/s) [95].

In der Literatur wird das beobachtete Abrasivitätsmaximum bei ca. 10% Wassergehalt durch die Bindungskräfte des Porenwinkelwassers und der gebundenen Wasserhülle um das Einzelkorn erklärt, wodurch sich die Adhäsion zwischen den Einzelkörnern erhöht und dem Probekörper ein größerer Widerstand bei seiner Bewegung durch das Abrasivgut entgegengesetzt wird [50, 95]. Anders ausgedrückt, ist der Scherwiderstand des befeuchteten Abrasivguts größer als jener des ofengetrockneten und es kann von der Wirkung einer „scheinbaren Kohäsion“ gesprochen werden. Diese beruht auf der Kapillarwirkung des Wassers, welche, in Abhängigkeit der Bodenstruktur, nur in einer relativ engen Bandbreite des Bodenwassergehalts wirksam ist. Bei weiterer Steigerung des Wassergehalts vermindert sich der Verschleiß der metallischen Probekörper auch wieder, woraus zu schließen ist, dass die Reibung zwischen dem Probekörper und dem Abrasivgut abnimmt [50, 95]. Bodenmechanisch lässt sich die mit der Wassergehaltssteigerung zunehmende Bodenverflüssigung auch durch das Ansteigen des Porenwasserdrucks erklären, welcher den adhäsiven Zusammenhalt der Einzelkörner vermindert.

Bei Prüfkörpern aus Gummi bzw. Vulkollan hat eine steigende Befeuchtung des Abrasivguts jedoch eine signifikante Verschleißminderung zur Folge (siehe Abbildung 4-14), was die vorangegangenen Überlegungen der grundsätzlichen Beeinflussung von Abrasivität durch den Wassergehalt

vermeintlich widerlegt. (Als intrinsische Eigenschaft des Gegenstoffs, müsste steigende Abrasivität immer größeren Verschleiß an den Gegenkörpern bedeuten.) Bei diesen Prüfkörpern könnten die reduzierten Verschleißbeträge bei Verwendung von trockenem Abrasivgut jedoch auch auf Einlagerungseffekte der feinen, mineralischen (harten) Partikel in den Grundkörperoberflächen zurückzuführen sein, die bei Verwendung von nassem Abrasivgut nicht, oder nur weniger, stattfinden.

Betrachten wir die Kontaktzone zwischen Probekörperoberfläche und Abrasivstoffpartikel, wo sich bei Anwesenheit von Wasser Kapillarbrücken bilden: Bilden sich überwiegend konkave Menisken aus, so wirken im Porenwinkelwasser Zugspannungen, siehe Abbildung 4-15 links. Bilden sich jedoch konvexe Menisken aus (d.h. Kontaktwinkel größer 90°), so wirkt der Porenwinkelwasserüberdruck der Oberflächenspannung des Wassers entgegen und es lässt sich nicht a priori festlegen, ob Zug oder Druck zwischen den Kontaktpartnern dominiert, siehe Abbildung 4-15 rechts. Die konkrete Form der Kapillarbrücken im Oberflächenkontakt zwischen Probekörper und Abrasivkorn, und zwar insbesondere die Größe der Kontaktwinkel des Porenwinkelwassers θ , ist jedoch vom Material der Kontaktpartner abhängig. So variieren bspw. die Kontaktwinkel des Porenwinkelwassers von Bodenpartikeln zwischen $5,6^\circ$ für Dolomit, 30° für Quarz bis zu $68,9^\circ$ für „sandigen Lehm“ [59].

Stoffe, auf denen Wasser Kontaktwinkel größer 90° ausbildet, werden *hydrophob* genannt, während *hydrophile* Stoffe Porenwinkelwasser-Kontaktwinkel kleiner 90° aufweisen [72].

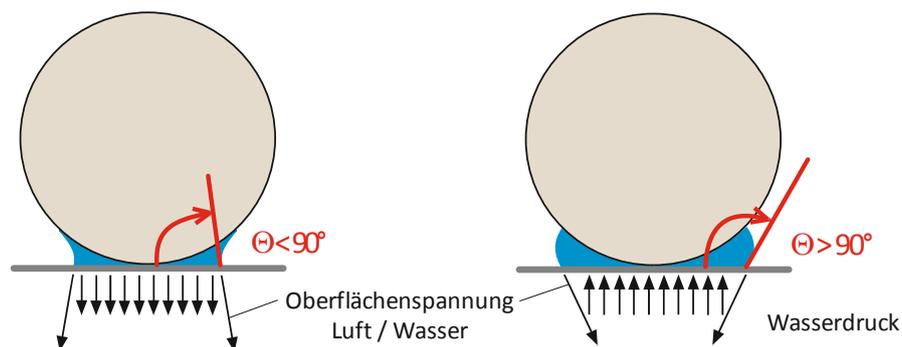


Abbildung 4-15: Konkave (links) und konvexe (rechts) Menisken des Porenwinkelwassers und die daraus resultierenden Spannungsverteilungen in der Kontaktzone zwischen einem idealisierten Bodenpartikel und einer ebenen Unterlage. Definition des Kontaktwinkels θ .

Die unterschiedlichen Verschleißauswirkungen von (feuchten) Gegenstoffen derselben Abrasivität könnten somit auch auf die unterschiedlichen Spannungsverhältnisse in den effektiven Kontaktzonen zwischen Grund- und Gegenkörpern zurückzuführen sein. Dies bedeutet im konkreten Beispiel, dass ein dünner Wasserfilm auf die gummiartigen Probekörper einen Schmiereffekt (Partikelabstoßung) ausübt, während bei den metallischen Probekörpern, zusätzlich zur Abrasion, auch adhäsive Mechanismen auftreten und somit z.B. auch Oberflächenermüdung wirksam ist.

Darüber hinaus ist bei den metallischen Werkstoffen auch immer der **Korrosionsaspekt** zu berücksichtigen. Vergleichende Verschleißtopfversuche unter Schutzgasatmosphäre belegen eine Reduktion des Verschleißmaximums zufolge befeuchteten Abrasivguts [50, 84].

Der Einfluss der Befeuchtung auf den Abrasivverschleiß ist bei feinerem Abrasivkorn (Schluffe) deutliche stärker ausgeprägt als bei gröberem (Sande) [50, 95], was anhand eigener **LCPC-Versuche** auch für Feinkiese zu bestätigen ist: Der LCPC-Abrasivitätskoeffizient der natürlichen Donauschotterfraktion 4,0 – 6,3 mm war bei einem Wassergehalt von $w = 15\%$ gegenüber der normgemäßen Durchführung mit ofentrockenem Abrasivgut um rd. 100% größer, bei Verwendung der Feinkiesfraktion (2 – 4 mm) betrug die Steigerung jedoch ca. 300%. Versuche mit Bruchkorn erbrachten bei $w = 15\%$ lediglich eine Verschleißsteigerung um 50% bis 60%. Bei weiterer Steigerung des Wassergehalts nahm der Verschleiß des LCPC-Drehflügels wieder ab und lag schließlich (bei $w = 50\%$) bei allen Versuchskörnungen in etwa in derselben Größenordnung wie bei der jeweiligen trockenen Versuchsdurchführung, siehe Abbildung 4-16 links. [31, 35]

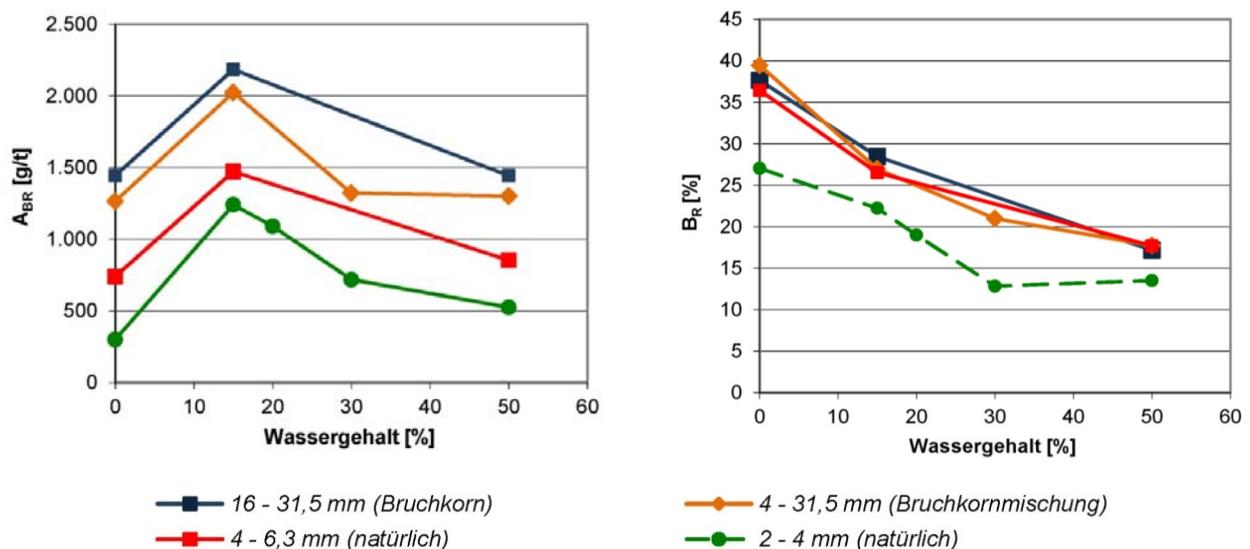


Abbildung 4-16: Einfluss des Abrasivgut-Wassergehalts auf den LCPC-Abrasivitätskoeffizient A_{BR} [g/t] (links) und auf den LCPC-Brechbarkeitskoeffizienten B_R [%] (rechts) verschiedener Kornfraktionen und Bruchkornmischungen des rezenten Donauschotters [35].

Ein Vergleich der Materialrückstände nach den LCPC-Versuchen, anhand der ermittelten Brechbarkeitskoeffizienten B_R , macht deutlich, dass das Zerkleinerungsverhalten der Körner in der Suspension nicht mit dem Drehflügelverschleiß korreliert. Je mehr Wasser dem Abrasivgut zugemischt wurde, umso geringer wurde der Anteil der Körnung $< 1,6$ mm im Probenrückstand, siehe Abbildung 4-16 rechts. Weiters zeigten alle Versuche, unabhängig von der Form der abrasiven Partikel, bei gleichem Wassergehalt in etwa gleich große Brechbarkeitsindizes (B_R der Körnung 2 – 4 mm ist aufgrund der kleinen Ausgangskorngröße nur eingeschränkt aussagekräftig). Dies lässt den Schluss zu, dass die Brechbarkeit überwiegend von der mineralogischen Zusammensetzung der Proben bestimmt wird, die bei im ggst. Fall für alle verwendeten Körnungen in etwa gleich ist.

Infolge der starken Durchwirbelung im LCPC-Versuch kann das Abrasivgut mit einem Wassergehalt von 15% als Suspension mit hohem Feststoffanteil gesehen werden. Es ist somit denkbar, dass Hydroabrasion (Erosionsverschleiß) der vorherrschende Verschleißmechanismus ist, worauf auch die unterschiedlichen Verschleißformen der Drehflügel nach den Versuchen hinweisen: Bei den Versuchen mit Wasser hatten die Flügeloberseiten an den beanspruchten Ecken eine deutliche

Zuspitzung erfahren, bei den trockenen LCPC-Versuchen stellten sich im Gegensatz dazu eine Abstumpfung der Flügelstirnseiten sowie plastischen Verformungen ein. [31]

Eine Reduktion des Wassergehalts der Proben im LCPC-Versuch auf $w < 15\%$ ist versuchstechnisch jedoch nicht sinnvoll, da das Probenmaterial seine Fließfähigkeit verlieren würde und auf diese Weise keine reproduzierbaren Ergebnisse mehr erzielt werden können [31].

Ein anschaulicher Zusammenhang zwischen Wassergehalt und Abrasivität von **feinkörnigen Böden** („nur geringer Siebanteil“) wurde von *Wilms (1995)*, anhand von Verschleißtopfversuchen mit Druckbeaufschlagung, ausgearbeitet: Wie der Abbildung 4-17 zu entnehmen ist, steigt die Verschleißintensität ab einer Konsistenzzahl der Bodenproben von $I_c > 0,75$ („was etwa dem Übergang von weicher zur steifer Konsistenz entspricht“) deutlich („schlagartig“) an. Bei sehr weichen und breiigen Böden ist die Abrasivität unerheblich und auch unabhängig vom Anteil an verschleißaktiven Mineralen oder vom aufgetragenen äußeren Druck, da sich unterhalb der kritischen Konsistenzzahl – aufgrund der Porenwasserdrücke – keine ausreichend hohe wirksame Spannung zwischen den Abrasivpartikeln und dem Grundkörper ergibt. Bei höherem Wassergehalt sind zudem Relativbewegungen zwischen den Körnern ohne größere Kraftübertragung möglich, da nur geringe Bindungskräfte vorliegen. [100]

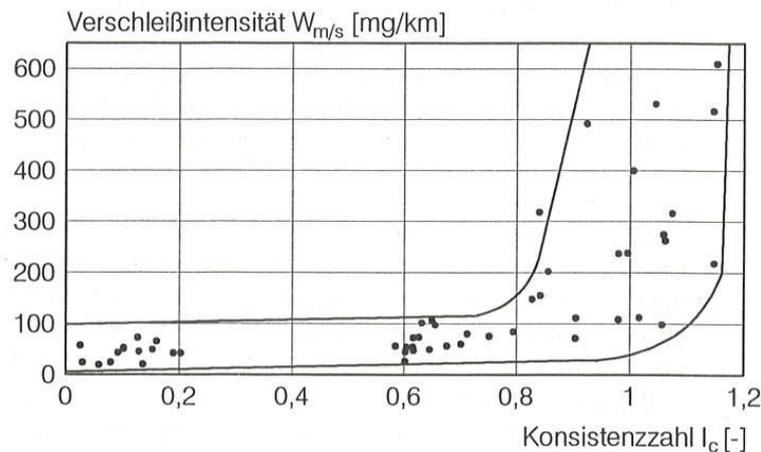


Abbildung 4-17: Empirisch ermittelte Abhängigkeit der Verschleißintensität w_{ms} [mg/km] von der Konsistenzzahl in feinkörnigen Böden [100].

Die Abrasivität von **Suspensionen** ist durch den Gehalt an Abrasivpartikeln pro Volumseinheit bestimmt, wobei Miller-Versuche gezeigt haben, dass dies nur bis zu einer Feststoffkonzentration von 25% relevant ist und die Abrasivitätskurve bei höheren Konzentrationen deutlich abflacht [61]. In der ASTM G75 – 07 ist für eine Sandsuspension ausgeführt, dass die Miller-Zahl ab einer Feststoffkonzentration von 12,5% (bis zu 50%) nur mehr um ca. 15% anstieg. Dies wird darauf zurückgeführt, dass ab einer bestimmten Mindestpartikelkonzentration andere abrasivitätsbestimmende Einflussfaktoren (Partikelgröße, -form, -härte und -verteilung) auf den Verschleiß überwiegen. Aus diesem Grund wird für die Durchführung der Miller-Versuche eine Standardkonzentration von 50% getrocknetes Abrasivgut vorgeschlagen. [1]

Die Ergebnisse aus Millerversuchen mit Mittelsand (Korngrößen 0,25 – 0,5 mm) des rezenten Donauschotters ergaben jedoch bei Reduktion des Wassergehalts der Suspension von 100% auf 50% (entspricht einer Steigerung der Feststoffmasskonzentration von 50% auf 67%) eine Zunahme der Miller-Zahl um rund 27% [35].

4.2 Einflüsse des Verschleißkörpers (Grundkörper)

Die Untersuchung und Reihung der Verschleißwiderstände verschiedener Werkstoffe steht sicherlich seit jeher im Fokus der tribologischen Forschung, was eine schier endlose Zahl an Publikationen belegt, siehe überblicksweise [28, 76, 77, 95]. Nachfolgend soll lediglich ein grober Überblick über einige wesentliche Zusammenhänge gegeben werden, was letztendlich jedoch nur den Eindruck bestätigen kann, dass die Systemabhängigkeiten der Verschleißigenschaften äußerst komplex sind.

Vorab erfolgt eine Eingrenzung auf metallische Werkstoffe, was im Hinblick auf die gegenständliche Frage nach dem Werkzeugverschleiß von Tiefbaumaschinen gerechtfertigt erscheint. Die Verschleiß-eigenschaften duktiler (metallischer) Werkstoffe unterscheiden sich nämlich grundsätzlich von jenen spröder Werkstoffe (z.B. Keramik). *Zum Gahr (1998)* fasst die unterschiedlichen generellen Trends des Verschleißverhaltens, in Abhängigkeit von Abrasivgutgröße, aufgebrachtener Last und Verschleißgeschwindigkeit entsprechend Tabelle 4-1 zusammen [103].

Tabelle 4-1: *Einflussnahmen von Korngröße, Normalkraft und Verschleißgeschwindigkeit auf spröde und auf duktile Werkstoffe, ausgedrückt durch den empirisch ermittelten Exponenten n , nach [103].*

Einflussparameter	Einflussnahme auf den Verschleißbetrag	spröde Materialien	duktile Materialien
d ... Korngröße Abrasivgut	$w = f(d^n)$	$n = 1,0 - 1,5$	$n = 0,5 - 1,0$
F_N ... Normalkraft	$w = f(F_N^n)$	$n = 1,0 - 1,5$	$n = 0,67 - 1,0$
v ... Verschleißgeschwindigkeit	$w = f(v^n)$	$n = 3 - 4$	$n = 2 - 3$

Bei duktilen Materialien weist die Verschleißzunahme bspw. mit steigender Abrasivkorngröße einen degressiven Verlauf auf (Exponent $n < 1,0$), d.h. die Steigerungsrate ist bei kleinen Korngrößen vergleichsweise stark ausgeprägt und nimmt mit weiterer Zunahme der Korngröße ab. Bei spröden Materialien führt eine Vergrößerung der Abrasivkorngröße hingegen zu einer progressiven Verschleißsteigerung ($n > 1,0$), d.h. die Steigerungsrate nimmt mit steigender Korngröße überproportional zu. Der Einfluss der Verschleißgeschwindigkeit ist für beide Materialarten stark progressiv, wenn auch bei spröden Materialien ausgeprägter als bei duktilen.

4.2.1 Werkstoffhärte

Für Fragestellungen zum Abrasivverschleiß ist die Härte des Grundkörpers immer im Zusammenhang mit der Härte des Gegenstoffs zu betrachten, da die sog. Tieflage-Hochlage-Charakteristik für diesen Verschleißmechanismus prägend ist (siehe dazu Ausführungen in Abschnitt 4.1.1). Im Allgemeinen kann davon ausgegangen werden, dass sich der Verschleißbetrag bei Gleitkontakt mit körnigem

Abrasivgut mit zunehmender Werkstoffhärte des Grundkörpers verringert [28, 43, 97], im Detail sind jedoch weitere Material- und Gefügeeigenschaften zu berücksichtigen, siehe auch Abbildung 4-18. So führen beispielsweise Härtesteigerungen durch Kaltverfestigung oder Ausscheidungshärtung kaum zu einer Erhöhung des Verschleißwiderstands, während eine Wärmebehandlung von Stählen (Härten und Anlassen) den abrasiven Verschleiß reduziert [28].



Abbildung 4-18: Schematische Übersichtsdarstellung des bezogenen Verschleißwiderstandes verschiedener Stoffgruppen und Zustände in Abhängigkeit von der Werkstoffhärte [92].

Eine weitere Untersuchung zum Einfluss von rund- und kantkörnigen Quarzsanden in Suspensionen ($w = 67\%$) auf den Verschleiß von 22 unterschiedlichen Stahlsorten zeigte lediglich für das Kantkorn einen ausgeprägter Anstieg des Verschleißwiderstands mit zunehmender Werkstoffhärte, während die rundkörnige Suspension nur wenig Einfluss auf den Verschleiß hatte. Unlegierte bzw. niedrig legierte Stahlsorten wiesen sogar eine leichte Verschleißzunahme mit steigender Stahlhärte auf, darüber hinaus wurde auch eine deutliche Abhängigkeit des Verschleißes vom Kohlenstoffgehalt des Werkstoffs ausgemacht. [93]

Der Einfluss der Korngröße des Abrasivguts ist bei weicheren Metallen (resp. in der Verschleißhochlage) wesentlich ausgeprägter als bei harten (Verschleißtieflage), siehe auch Abbildung 4-6, was auch darauf zurückgeführt wird, dass die Verwendung eines harten Werkstoffs zu einer höheren Flächenpressung an den Kontaktstellen zu den Abrasivgutkörnern führt, wodurch ein Bruch der Körner wahrscheinlicher wird. Die Verschleißreduktion wird als Folge der Kornzerkleinerung gesehen, welche beim Einsatz von weichen Werkstoffen (Tieflage) nicht, oder nur in geringerem Umfang auftritt. [43]

Die generelle Werkstoffhärte des Grundkörpers kann jedoch, infolge von **Oberflächenveränderungen** im Zuge des Verschleißprozesses, zweitrangig werden. So können bei weichen Werkstoffen Einlagerungen des (harten) Abrasivguts, oder die Bildung von (härteren) Verschleißschichten, z.B. durch oxidative Vorgänge oder durch Triboabsorption, zu einer Verbesserung des Verschleißwiderstandes führen [43, 97]. Bei vielen Werkstoffen sind infolge der Beanspruchungen nennenswerte Aufhärtungen an der Oberfläche zu verzeichnen (z.B. Manganhartstahl mit Ausgangshärte 190 HV \rightarrow Aufhärtung bis rd. 550 HV), was sich durch ein positives Verschleißverhalten solcher Werkstoffe auswirkt [43].

Auch bei Untersuchungen über den Temperatureinfluss auf den Werkstoffverschleiß ergab sich eine gegenüber der Werkstoffhärte umgekehrte Bewehrung gegen Verschleiß (siehe dazu weiter in 4.3).

Beim **Dreikörper-Abrasivverschleiß** ist außerdem das Härteverhältnis der Werkstoffpaarung von Grund- und Gegenkörper (resp. der beiden Grundkörper die den Zwischenstoff Boden bearbeiten) von Bedeutung. Bei Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe verschleißt der härtere Körper in der Regel stärker als der weichere [43, 108].

4.2.2 Gefüge, Bruchzähigkeit, Kohlenstoffgehalt

Der Gefügebau (Korngröße und Kornform im Kristallverband) der Metalle kann einen entscheidenden Einfluss auf die Verschleißbeständigkeit der Werkstoffe ausüben und auch den Härteeinfluss übertreffen [28, 95]. Schleifpapierversuche haben bspw. gezeigt, dass Hartguss deutlich geringere Verschleißwerte aufwies als geschmiedete Stähle annähernd gleich großer Vickershärte [95]. Insbesondere die Größe der Kohlenstoffpartikel kann von Bedeutung für den Abrasivverschleiß sein [75]. Werkstoffe mit hohem Kohlenstoff- und Chromgehalt, bzw. mit großen und harten Kohlenstoffteilchen haben besonders gute Verschleißresistenz [93].

Bei einer gegebenen Werkstoffhärte ist der Verschleißwiderstand umso größer, je höher die plastische Verformungsfähigkeit des Werkstoffs ist und damit der Detailprozess Mikropflügen gegenüber dem Mikrospanen überwiegt [28, 84, 97]. Während bei vorwiegend tangentialer Einwirkung des Abrasivguts hohe Werkstoffhärten vorteilhaft sind, um den Verschleiß zu minimieren, ist bei senkrecht auftretenden Stoßbelastungen ein Kompromiss zwischen Härte und Duktilität der Werkstoffe anzustreben [43].

Neben der Härte ist die Bruchzähigkeit der beanspruchten Werkstoffe für den Furchungverschleiß maßgebend. Bei spröden Werkstoffen (z.B. Keramik) steigt der Verschleißwiderstand mit zunehmender Bruchzähigkeit an, obwohl die Werkstoffhärte gleichzeitig abnimmt, da auch der Detailprozess Mikrobrechen auftritt. Bei überwiegend duktilen Werkstoffen (z.B. ferritisch-martensitischer Stahl) wird der Verschleißwiderstand hingegen primär durch die abnehmende Werkstoffhärte bestimmt, die Bruchzähigkeit spielt nur eine untergeordnete Rolle. Bei steigender Verschleißbeanspruchung (durch Zunahme der Korngröße des Abrasivs, der Schleifschärfe oder der Belastung) nimmt jedoch der Einfluss der Bruchzähigkeit gegenüber der Werkstoffhärte generell zu, was den Einsatz von Werkzeugstahl und Gusseisen begünstigt. [28, 84, 103]

4.2.3 Größe und Geometrie

Die Größe und Form des Grundkörpers sind für das Verhältnis seiner Kantenlängen zur Gesamtoberfläche maßgebend. Die Kanten tragen stärker zur Gesamtverschleißmasse bei als die Oberflächen, da an den Kanten und Ecken des Grundkörpers i.d.R. Spannungsspitzen im Kontakt mit dem Abrasivgut auftreten. Weiters ist für den Kantenverschleiß das Verhältnis von Prüfkörpergröße zu Ritztiefe (entspricht der Korngröße des Abrasivs bei Schleifpapierversuchen) von Bedeutung. Große Prüfkörper sind daher diesbezüglich vorteilhaft. [76]

Andererseits haben Untersuchungen an Schneidzähnen von Baggerschaufeln gezeigt, dass der Schneidwiderstand proportional zur Werkzeugbreite ist, wobei der Proportionalitätsfaktor mit dem Schneidwinkel zunimmt [45].

Bei Schleifpapierversuchen mit gleichbleibender Auflast ist die Kontaktspannung zwischen Probekörper und Abrasiv, und damit der Verschleiß, vom Durchmesser der Verschleißprobe bestimmt [77]. Die Größe des Grundkörpers hat auch einen Einfluss auf den „critical size effect“ (siehe Abschnitt 4.1.2), da die Länge des Kontakts der einzelnen Abrasivpartikel mit dem Grundkörper davon mitbestimmt wird [63].

Schließlich sei bei zwei- oder mehrphasigen Werkstoffoberflächen, z.B. bei eingelagerten Hartphasen in einer weicheren Grundphase, auf den Einfluss des Größenverhältnisses der Oberflächenstruktur zur Abrasivkorngröße hingewiesen, wie er in Abbildung 4-19 qualitativ dargestellt ist.

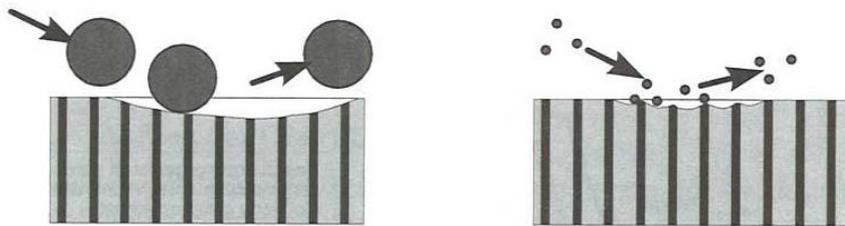


Abbildung 4-19: Qualitativ unterschiedliche Auswirkung des Größenverhältnisses von Abrasivpartikel zur Grundkörper-Hartphase auf dessen Abrasivverschleiß [44].

4.3 Einflüsse des Beanspruchungskollektivs

Aus Schleifpapierversuchen wurde ein empirischer Zusammenhang zwischen dem Verschleißvolumen und den aufgebrachten Versuchsparametern gefunden, wobei zunächst die Voraussetzung gegeben sein muss, dass das Abrasiv wesentlich härter ist als der Probekörper. Wie in Abschnitt 4.1.2 ausgeführt, ist es von Bedeutung, ob die Korngröße des Abrasivs größer oder kleiner der kritischen Korngröße ist, welche ungefähr bei $\sim 0,1$ mm Korndurchmesser liegt. Für den Bereich kleiner der kritischen Korngröße (Primärabschnitt) und den Bereich größer der kritischen Korngröße (Sekundärabschnitt) lassen sich dann jeweils lineare Abhängigkeiten des Verschleißvolumens von Druck, Verschleißweglänge und Schleifpapiergeschwindigkeit angeben [65]:

$$\text{Primärabschnitt: } W_v = K \cdot F_N \cdot s \cdot (v + b) \cdot d_m$$

$$\text{Sekundärabschnitt: } W_v = K \cdot F_N \cdot s \cdot (v + b) \cdot (d_m + a)$$

- mit:
- W_v ... Verschleißvolumen des Grundkörpers infolge Abrasion
 - K, a, b ... Materialkonstanten des (metallischen) Grundkörpers
 - F_N ... Druck des Verschleißkörpers auf das Schleifpapier
 - s ... Länge des Verschleißwegs
 - v ... Geschwindigkeit des Schleifpapiers
 - d_m ... mittlerer Korndurchmesser der Abrasivpartikel auf dem Schleifpapier

Aus den oben angeführten Beziehungen lässt sich erkennen, dass die Einflussnahme des Beanspruchungskollektivs auf den Verschleiß – durch die Materialkonstanten K , a , b – auch vom Material des Grundkörpers bestimmt wird.

4.3.1 Reibgeschwindigkeit

Im Bereich von Gleitgeschwindigkeiten zwischen 1,35 bis 5,0 m/s erbrachten **Verschleißstopfversuche** mit Quarzsand von der Geschwindigkeit praktisch unabhängige Verschleißwerte [95]. In bestimmten Systemen können jedoch durch Geschwindigkeitszunahmen deutliche Temperatursteigerungen oder Stoßkomponenten auftreten, woraus sich dann Verschleißzunahmen ergeben können [84].

Anhand von **Schleifpapierversuchen** wurde eine geringe Verschleißerhöhung bei Steigerung der Versuchsgeschwindigkeit bis 1,5 m/s festgestellt die für gröbere Abrasivpartikel (0,3 mm) ausgeprägter war als für feinere (0,07 mm). Weiters war die Beeinflussung bei Materialien mit höherem Verschleißwiderstand (größerer Härte) stärker, was insgesamt auf einen Zusammenhang mit der entstandenen Reibwärme hinweist. Eine weitere Geschwindigkeitssteigerung (bis 2,5 m/s) hatte jedoch keinen Einfluss mehr auf das Verschleißvolumen der Testkörper. [65]

Während Stahlgrundkörper um bis zu 90% mehr Verschleiß bei Steigerung der Testgeschwindigkeit bis 5 m/s aufwiesen, hatte die Geschwindigkeit keinen Einfluss auf Grundkörper aus Kupfer. Dies lässt den Schluss zu, dass geschwindigkeitsabhängige Verschleißigenschaften vom Verformungsvermögen der Grundkörper bestimmt sind [64].

Landwirtschaftliche Feldversuche ergaben z.T. starke Verschleißsteigerungen von Pflugscharen bei Geschwindigkeitszunahmen bis 7 m/s (um 20 – 180%). Die Einflussnahme der Geschwindigkeit wurde jedoch von den Versuchsböden bestimmt, so ist etwa der Anteil an Steinen im Boden maßgebend, und weiters auch vom Material der Grundkörper. [64, 75]

Bei Schneiden bzw. Zählen von Baggerschaufeln bewirkt eine Vergrößerung der Vorschubgeschwindigkeit einen progressiven Zuwachs der Schneidkraft, was zum einen auf Beschleunigungskräfte und zum anderen auf ein verändertes Ausbruchverhalten des Bodenkörpers zurückgeführt wird [45].

4.3.2 Druck

Der Druck zwischen Probekörper und Abrasivgut ist nur beim **Schleifpapierversuch** einwandfrei bekannt. So ließ sich beispielsweise zeigen, dass der Beginn des Anstiegs im Übergangsbereich von der Verschleißhoch- zur Verschleißtieflage von der Intensität der Beanspruchung abhängig ist [97].

Bei Schleifpapierversuchen mit losem Abrasivgut (Versuchsaufbau siehe Abbildung 3-5) wurde ab einem Anpressdruck ≥ 550 N eine lineare Verschleißzunahme mit steigender Belastung ermittelt [43].

Andere Untersuchungen ergaben folgenden Zusammenhang zwischen Verschleiß des Prüfkörpers und Anpressdruck auf die Schleifpapierunterlage [95]:

$$w = a \cdot p^n$$

- mit:
- w ... Verschleißmesswert
 - p ... rechnerische Flächenpressung bei Schleifpapierversuchen
 - a ... Kennwert für die Verschleißfestigkeit des Prüfkörpers
 - n ... Kennwert für die Empfindlichkeit des Prüfkörpers gegen eine Steigerung der Pressung

Mit **Verschleißtopfversuchen**, welche explizit auf den Verschleiß bei Erddruckschildvortrieben ausgelegt waren, hat *Wilms (1995)* den Einfluss eines von außen aufgebracht Drucks auf die Verschleißwirkung von **feinkörnigen Böden** untersucht. Der Einfluss des Wassergehalts auf den Verschleiß erscheint hier bei hohen Drücken (1,5 bar) besonders ausgeprägt: Nach Überschreitung der als kritisch angegebenen Konsistenzzahl $I_C = 0,6 - 0,75$ (siehe Abschnitt 4.1.5) stellte sich auch eine Druckabhängigkeit der Verschleißintensität ein, jedoch sind sowohl der Beginn des Verschleißanstiegs als auch die maximale Verschleißintensität bei den untersuchten Böden sehr unterschiedlich, wie die Abbildung 4-20 zeigt. Die Verhältnisse in den Kraftübertragungszonen zwischen abrasiven Partikeln und dem Grundkörper werden somit maßgeblich von Anteil und Größe der verschleißaktiven Partikel bestimmt. [100]

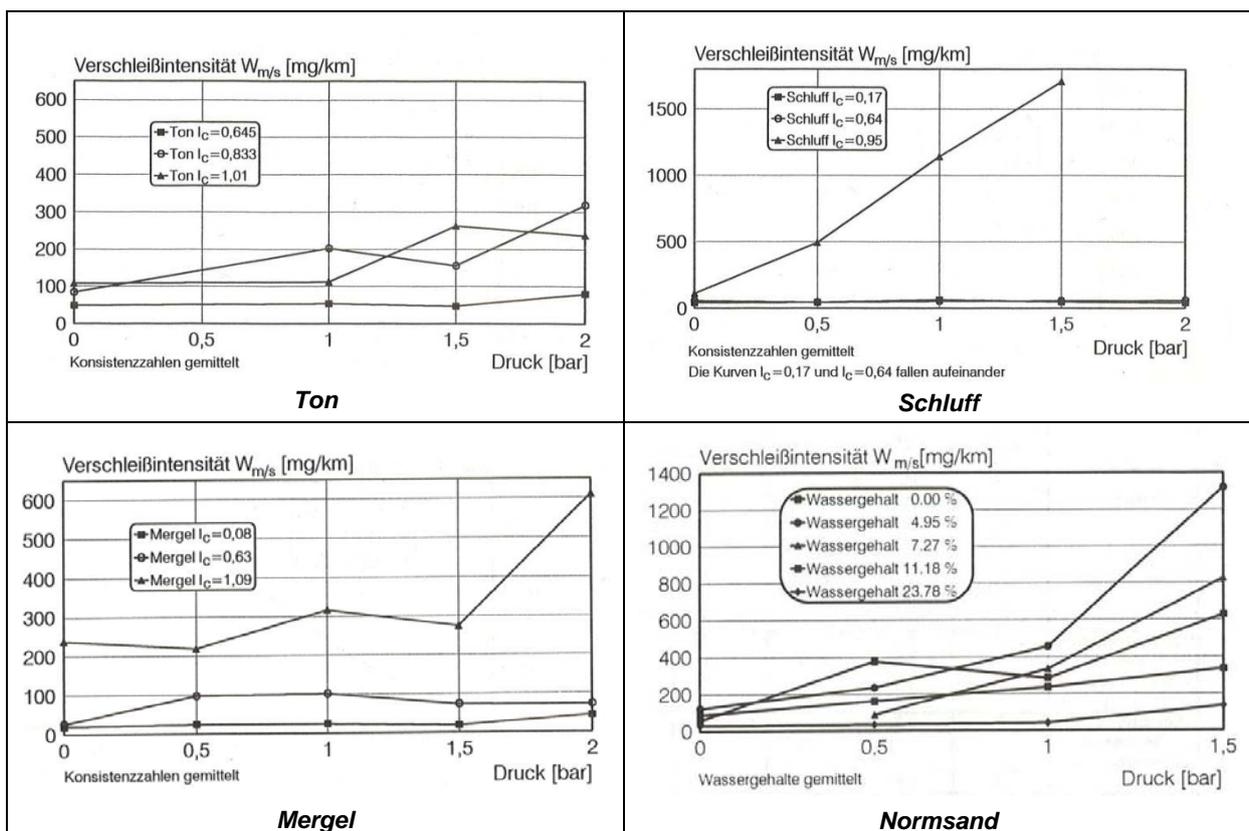


Abbildung 4-20: Entwicklung der Verschleißintensitäten in Abhängigkeit vom aufgebracht äußeren Druck im Verschleißtopf bei verschiedenen Böden und Konsistenzzahlen, bzw. Wassergehalten [100].

4.3.3 Temperatur

Von außen dem Tribosystem zugeführte, oder während des Verschleißvorganges entstehende Wärme kann den Verschleiß beträchtlich beeinflussen, die Einflussnahme ist jedoch maßgeblich vom Werkstoff des Grundkörpers bestimmt. Verschleißtopfversuche (Gegenstoff Korund 3 – 5 mm) mit steigenden Temperaturen bis 600°C haben bspw. eine deutliche Verschleißreduktion für Prüfkörper aus Sinterkorund ergeben, während Hartguss eine moderate Verschleißerhöhung mit zunehmender Temperatur erfuhr. Der beobachtete Temperatureinfluss bei zwei Stahlsorten (St35 und C60H) wurde auf die Bildung einer Oxidschicht zurückgeführt, welche im unteren Temperaturbereich (bis ca. 250°C) verschleißhemmend wirkte und im oberen Temperaturbereich (250 – 600°C), infolge der Verzunderung, stark verschleißfördernd. [84, 96]

Bei der Untersuchung von drei unlegierten Stählen mit **Quarz** als Gegenstoff, in Verschleißtopfversuchen bei hohen Temperaturen, zeigte sich, dass der Verschleiß zunächst, bis ca. 250°C auf ein (wenig ausgeprägtes) Minimum abfiel und anschließend mit wachsender Temperatur stark zunahm, bis bei 715°C ca. das Siebenfache ggü. dem Verschleiß bei Raumtemperatur festgestellt wurde. Weiters ordneten sich die Verschleißwerte bei Temperaturen über 350°C in umgekehrter Reihenfolge zur Härte der Stähle (d.h. härtere Stähle wiesen größeren Verschleiß auf als weichere). Die Versuche wurden anschließend mit Aufheizen und Abkühlen unter Vakuum wiederholt, wobei ersichtlich wurde, dass das vorhin beschriebene Verschleißverhalten der Stähle bei Temperaturzunahme auf den Lufteinfluss zurückzuführen ist. Unter Vakuum war der Verschleiß bei 250°C um bis zu 20% niedriger als in der Luft und bei höheren Temperaturen nahm er nur bis auf ca. das Doppelte (bei 715°C) zu. Eine Umkehr der Verschleißintensität gegenüber der Werkstoffhärte wurde bei den Vakuumversuchen ebenfalls nicht festgestellt. Das eingangs beschriebene Verschleißverhalten der untersuchten Stähle bei hohen Temperaturen wird daher auf **Oxidationsprozesse an den Stahloberflächen** (Bildung einer Zunderschicht) während des Aufheizens zurückgeführt. Prüfungen der Mikro-Vickershärte auf den Verschleißflächen ergaben bei den an der Luft gelaufenen Proben ein deutliches Härtemaximum bei ca. 470°C, während die im Vakuum gelaufenen Proben eine moderate Härtezunahme mit der Temperatur aufwiesen. [97]

Der **Temperatureinfluss auf Gesteine** (Quarz, Granit und Sandstein), insbesondere die Veränderung ihrer Abrasivität, wurde mit Hilfe von CERCHAR-Versuchen untersucht und durch einachsiale Druckfestigkeits- sowie Spaltzugfestigkeitsprüfungen ergänzt. Es zeigte sich, dass „Gesteine eine sehr spezifische und signifikante Reaktion auf thermische Beanspruchungen ihres Gefüges zeigen, was letztlich in einem verschiedenartigen Verhalten hinsichtlich Abrasivität und Bruchverhalten zum Ausdruck kommt.“ [38] Während die CAI-Werte der untersuchten Quarze bei einer Temperatur von 700°C um 20 – 22,5% gegenüber jenen bei Raumtemperatur anstiegen, wurde bei Granit im selben Temperaturbereich lediglich eine Abnahme des CAI-Wertes um rd. 6% festgestellt. Bei weiterer Temperatursteigerung auf 900°C wies der Granit jedoch eine signifikante Abnahme des CAI-Wertes um rd. 60% auf. Die CERCHAR-Werte der Sandsteinproben verringerten sich hingegen bis 900°C nur leicht, um ca. 5%. Das stark unterschiedliche Verhalten von Quarz und Granit unter Temperatureinfluss wird einerseits durch den sog. Quarzsprung, von Tiefquarz zu Hochquarz bei 573°C, erklärt,

was mit einer Härtezunahme einhergeht, während andererseits bei den Granitproben eine Schwächung der Gesteinsstruktur (Mineralbindungen) als Konsequenz der Temperaturbelastung festgestellt wurde. [38]

Eigene Versuche wurden mit dem **LCPC-Gerät**, an Drehflügeln aus C15E und mit Bruchkorn der Donauschotterfraktion 8 – 16 mm, durchgeführt, wobei die trockene Versuchskörnung sowie der Probentopf und der Drehflügel jeweils über Nacht bestimmten Temperaturverhältnissen ausgesetzt waren, bevor der LCPC-Versuch unmittelbar in der Früh durchgeführt wurde. Auf diese Weise wurden sowohl der Kälteeinfluss (Frostraum des Instituts: ca. -20°C), als auch der Wärmeeinfluss (Trockenofen: +105°C) auf den LCPC-Koeffizient untersucht. Es zeigten sich jedoch keine signifikanten Ergebnisunterschiede zwischen den beiden Versuchen mit einem Temperaturunterschied von nahezu 125°C und auch nicht zu dem Versuch mit der gleichen Probekörnung bei Zimmertemperatur. [35]

Zusammenfassend lässt sich somit aussagen, dass die Umgebungstemperatur erst ab einer Hitze von mehreren hundert Grad Einfluss auf die Abrasivität von mineralischen Gegenstoffen haben kann und die Auswirkungen stark gesteinsabhängig sind. Gleichzeitig wirken sich hohe Temperaturen jedoch auch stark auf die Oberflächenstruktur und -eigenschaften der Metallgrundkörper aus, woraus resultiert, dass eine Trennung des Temperatureinflusses zwischen Abrasivität (Eigenschaft des Gegenstands) und Verschleißwiderstand des Grundkörpers in der (Bau-)Praxis nicht möglich sein wird.

4.4 Einflüsse aus dem Umgebungsmedium

Nachfolgend werden lediglich solche Einflüsse des Umgebungsmediums auf den Abrasivverschleiß betrachtet, deren Auftreten bei Baumaßnahmen im Lockergestein möglich, bzw. wahrscheinlich ist.

4.4.1 Tribokorrosion

Die fortlaufende Schaffung neuer Oberflächen durch den abrasiven Furchungsprozess führt zu einer erhöhten Reaktionsbereitschaft mit dem umgebendem Medium, was zu einer beträchtlichen **Verschleißerhöhung** führen kann [43]. Bei Verschleißstopfversuchen mit Quarzsand-Suspensionen (w = 67%) wurde durch Einsatz von Korrosionshemmern der Verschleißanteil infolge Korrosion für scharfkantigen Sand mit 38% – 46% des kombinierten Abrasions-Korrosions-Verschleiß ermittelt (Versuchsdauer 3 Stunden). Bei Einsatz von rundkörnigem Quarzsand in der Suspension (Versuchsdauer 20 Stunden) war der Verschleiß zwar insgesamt nicht so groß, der Verschleißanteil zufolge Korrosion stieg jedoch bei unlegiertem Stahl auf 67% – 74% des Gesamtverschleißes, während er bei rostfreiem Stahl nur bei 23% lag. [93]

Steigender pH-Wert bewirkt bei Stählen eine Verschleißverringerung infolge Abschwächung der Korrosion, wobei auch hier werkstoffabhängiges Verhalten festzustellen ist: In Verschleißstopfversuchen erfuhren bspw. unlegierte Kohlenstoffstähle eine Verzehnfachung der Abtragungsrate bei Absenkung des pH-Werts von 7 auf 4,5, während sich der Verschleiß von Cr-Ni-Stähle „nur“ verdoppelte. Im basischen Bereich stellte sich eine Rangordnung der Verschleißraten nach der Werkstoffhärte ein. [84]

4.4.2 Bodenconditionierung mit Schaumbildnern

Im maschinellen Tunnelbau, vornehmlich bei Einsatz von Erddruckschildmaschinen, wird der abgebaute Boden in der Abbaukammer häufig mit Schaum (= Wasser + Luft + Schaumbildner) vermischt, um die Eigenschaften des Bodenbreis im Sinne der Vortriebstechnologie zu verbessern.

Wilms (1995) hat die Auswirkungen der Zugabe von Schaumbildnern zu Normsand und zu Kies-Sand im Labor untersucht, wobei zwei unterschiedliche Tensid-Polymer-Mischungen zum Einsatz kamen. Hinsichtlich des Verschleißeinflusses wurde festgestellt, dass die Schaumzugaben zu einer grundsätzliche **Reduktion der Verschleißintensität** führten. Dies wird damit begründet, dass durch die mit der Schaumzugabe verbundene Volumenerhöhung der nichtverschleißaktiven Zwischenstoffe ein Übergang vom Abrasiv- hin zum Erosionsverschleiß erreicht wird. Das Ausmaß der labortechnisch erzielten Verschleißminderung schwankte, in Abhängigkeit von der Bodenprobe und deren Wassergehalt sowie von der Druckstufe und vom Typ des eingesetzten Schaumbildners, zwischen Reduktionsfaktoren von 1,3 bis 8,7. [100]

Eine weitere Begründung für die verschleißreduzierende Wirkung von Tensiden ist der Umstand, dass die Oberflächenspannung des Wassers durch sie herabgesetzt wird und somit die im Porenwinkelwasser herrschenden Zugspannungen reduziert werden (siehe dazu Abschnitt 4.1.5). Überdies wirken Tenside auch korrosionshemmend.

4.4.3 Bodenvereisung

Der Temperatureinfluss auf den Abrasivverschleiß durch mineralische Gegenkörper wurde bereits im Rahmen des Beanspruchungskollektivs (Abschnitt 4.3.3) behandelt. Die Bauhilfsmaßnahme einer Bodenvereisung bedeutet jedoch für das Umgebungsmedium des tribologischen Systems einen maßgebenden Eingriff: Durch die Änderung des Aggregatzustandes des Porenwassers in Eis, wird die Mobilität der Einzelkörner derart behindert, dass der Boden **Festgesteinscharakter** bekommt. Für den Abbau oder die Bearbeitung von gefrorenem Boden muss daher mit nennenswerter Erhöhung des Werkzeugverschleißes im Vergleich zum natürlichen Boden gerechnet werden.

5. Ein neues Abrasimeter für Lockergestein

5.1 Erfordernis der Verbesserung des Standes der Technik bei der Abrasivitätsermittlung von grobkörnigem Lockergestein

Bereits 1991 kritisierten *Föhl / Sommer*, dass bis dato keine ausreichenden Kriterien bestünden, „die Abrasivität beliebig heterogener Stoffe zu beschreiben und bezüglich ihrer Verschleißwirkung einzustufen“ [43]. Nachdem jedoch ein zunehmend wachsender, bauwirtschaftlicher Bedarf nach der Quantifizierung von Lockergesteinsabrasivität besteht (siehe Abschnitt 1.2), wurde bislang der Stand der Technik zur Abrasivitätsbestimmung von Festgestein auch auf Lockergestein angewandt bzw. angepasst. Dieser umfasst im Wesentlichen folgende Versuche (siehe im Einzelnen Abschnitt 3):

- LCPC-Versuch,
- CERCHAR-Versuch,
- NTNU-SAT-Versuch und
- die Ermittlung indirekter Abrasivitätskennwerte.

Darüber hinaus kann für feinkörniges Lockermaterial auch der in den USA normierte Miller-Versuch herangezogen werden, wobei dafür jedoch eine Suspension, mit zumindest „pumpbarer“ Konsistenz, hergestellt werden muss. Für die Abrasivitätsbestimmung von feinkörnigem Lockerboden, bspw. den überkonsolidierten, miozänen Sanden, Schluffen und Tonen im Wiener Raum, erscheint der Miller-Versuch daher nur sehr eingeschränkt geeignet, da die natürliche Konsistenz des Bodens zerstört wird. Das Ausmaß des Werkzeugverschleißes bei Tiefbauarbeiten in feinkörnigen Böden ist jedoch weit geringer als bei Arbeiten in grobkörnigem Lockergestein [39], was nach den Ausführungen in Abschnitt 4.1.2 leicht nachzuvollziehen ist, und daher besteht vor allem für grob- und gemischtkörnige Böden der Bedarf nach einer zuverlässigen Abrasivitätsquantifizierung.

Bei der Anwendung der Verfahren nach dem Stand der Technik zur Abrasivitätsermittlung von grobkörnigem Lockergestein bestehen jedoch einige grundsätzliche Probleme, welche nachfolgend behandelt werden.

Allen angeführten Verfahren zur Abrasivitätsermittlung ist gemeinsam, dass die **untersuchbaren Probemengen** starken Einschränkungen unterworfen sind, was insbesondere bei der Beschreibung von grobkörnigem Lockergestein nur zu sehr eingeschränkten Aussagen führen kann. Um der natürlichen Materialheterogenität gerecht zu werden, wird in der Bodenmechanik die Probenmenge üblicherweise in Abhängigkeit vom Größtkorn des zu untersuchenden Bodens festgelegt, siehe z.B. Tabelle 5-1 [7]. Für die Durchführung einer vereinfachten petrographischen Beschreibung gemäß ÖNORM EN 932-3 wird bei Gesteinskörnungen mit einem Größtkorn zwischen 31,5 – 63 mm sogar eine Mindestprobenmenge von 50 kg gefordert [8].

Tabelle 5-1: Mindestprobenmenge zur Bestimmung der Korngrößenverteilung gem. ÖNORM B 4412-Tab. 1.

bei geschätztem Größtkorn der Probe [mm]	Mindestproben- menge [g]
2	150
3	300
10	700
20	2.000
30	4.000
40	7.000
50	12.000
60	18.000

Beim LCPC-Versuch werden lediglich 500 g einer Bodenprobe verwendet, was aus bodenmechanischer Sicht genau für das Versuchsgrößtkorn von 6,3 mm repräsentativ ist. Für die Untersuchung größerer Korndurchmesser, selbst wenn diese als Bruchkorn vorliegen, müsste jedoch entsprechend mehr Probenmasse in den Versuch einbezogen werden, um sicher zu stellen, dass etwa das mineralogische Kornspektrum der Bodenprobe im Versuch vollständig erfasst wird.

Soll der CERCHAR-Test zum Einsatz kommen, so wären zur Untersuchung von Grobkiesen (20 – 63 mm) zumindest 18 kg Probenmaterial erforderlich (siehe z.B. Tabelle 5-1), was bei einer angenommenen mittleren Masse des Einzelkorns von 175 g über 100 Einzelversuche bedeuten würde (jeweils 3 – 5 Ritzungen pro Korn). Bei dem am *Institut für Geotechnik der TU Wien* untersuchten rezenten Donauschotter (aus dem Wiener Prater) wurden in der Gesamtheit von rd. 1 m³ Probenmaterial lediglich 13 Steine (> 63 mm Korndurchmesser) mit einer Gesamtmasse von ca. 6,5 kg aufgefunden [35]. Es kann ausgeschlossen werden, dass die mineralogische Zusammensetzung der 13 gefundenen Steine für die gesamte Steinfraction des Donauschotters repräsentativ ist, und eine Angabe der CAI-Werte kann daher streng genommen nicht einmal die Abrasivität der Steinfraction, geschweige denn der Gesamtheit des Materials widerspiegeln.

Auch für den NTNU-SAT-Versuch gelten dieselben Einschränkungen, da i.d.R. nicht so viel Probenmaterial aufbereitet und untersucht werden kann, wie aus bodenmechanischer Sicht für ein typisches grobkörniges Lockergestein erforderlich wäre.

Die **prüfbaren Korngrößenbereiche** bedeuten eine weitere Einschränkung aller Abrasivitätstests nach dem Stand der Technik. Sie ergeben sich aufgrund der jeweiligen spezifischen geometrischen Rahmenbedingungen der Testverfahren (z.B. LCPC-Topfdurchmesser, erforderliche Ritzlänge beim CERCHAR-Test). In Abschnitt 4.1.2 wurde jedoch gezeigt, dass die Abrasivität signifikant von der Korngröße des losen Abrasivguts bestimmt wird: Bei den an Fraktionen des rezenten Donauschotters durchgeführten LCPC-Versuchen wurde im Korngrößenbereich zwischen 3,0 mm (Kornfraktion 2 – 4 mm) und 7,15 mm (6,3 – 8 mm) eine nahezu lineare Abrasivitätszunahme mit steigender Abrasivkorngröße festgestellt. In diesem Zusammenhang muss angemerkt werden, dass sich die äquivalenten Quarzgehalte der einzelnen Kornfraktionen des Donauschotters nicht nennenswert unterscheiden (siehe Abschnitt 6.1.3) und die beobachtete Abrasivitätszunahme daher ausschließlich auf den Korngrößenanstieg zurückgeführt werden kann [35].

Außerhalb dieses Bereichs eines linearen Zusammenhangs zwischen Abrasivität und Prüfkorngröße bilden sich die ermittelten Abrasivitätskoeffizienten allerdings nicht mehr erwartungsgemäß ab, wie der Abbildung 5-1 zu entnehmen ist: Die Grobsandfraktion (Korndurchmesser 1 – 2 mm) zeigte im LCPC-Versuch eine höhere Abrasivität, als aus dem linearen Zusammenhang zu erwarten gewesen wäre, was möglicherweise auf den vergleichsweise hohen Anteil an gebrochenen Körnern in dieser Kornfraktion zurückzuführen ist [35]. Gleichzeitig entsprechen aber auch die Abrasivitätskoeffizienten der beiden Bruchkornmischungen, welche im LCPC-Versuch nach [90] die Abrasivitäten der ursprünglichen Korngrößen widerspiegeln sollten und daher in Abbildung 5-1 bei den entsprechenden gewogenen mittleren Korndurchmessern aufgetragen sind, nicht der erwarteten linearen Abhängigkeit vom Korndurchmesser.

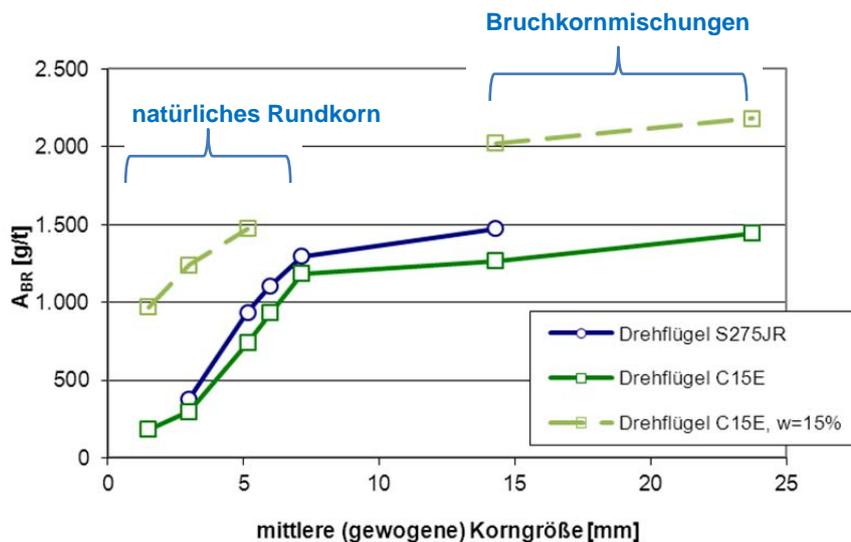


Abbildung 5-1: Einfluss der Korngröße von rezentem Donauschotter auf den LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{Br} bei verschiedenen Stahldrehflügel in trockenen und feuchten Versuchen [35].

Die Extrapolation von LCPC-Abrasivitätskoeffizienten einer bestimmten Kornfraktion auf andere Korngrößen oder gar auf die Gesamtheit der Kornverteilung erscheint aufgrund der vorliegenden Untersuchungsergebnisse – selbst bei gleichbleibendem äquivalentem Quarzgehalt – fragwürdig. Eine Empfehlung der beim LCPC-Versuch gerne angewandten Methode, Korngrößen > 6,3 mm auf die normgemäße Untersuchungskorngröße 4,0 – 6,3 mm zu brechen, um Aussagen über die Abrasivität der Ausgangskörnung zu machen, kann daher nicht erfolgen! Es bleibt vielmehr weiterhin zweifelhaft, dass ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Abrasivität (die Korngröße) durch einen ganz anderen, ebenso wesentlichen Einflussfaktor (die Kornform), die beide in ihrer Einflussnahme zusätzlich noch voneinander abhängig sind, richtig abgebildet werden kann.

Die **Korngröße**, die **Korngrößenverteilung** sowie die **Kornformen** von grobkörnigem Lockergestein sind wesentliche Einflussfaktoren auf die Abrasivität, wie in den Abschnitten 4.1.2 und 4.1.3 ausgeführt wurde. Diese Lockergesteinseigenschaften können bei der Abrasivitätsbestimmung lediglich mittels Verschleißtopfversuchen einbezogen werden, was dazu führt, dass der CERCHAR- und der NTNU-SAT-Versuch für eine Bestimmung der Gesamtabrasivität von grobkörnigem Lockergestein ungeeignet erscheinen.

Schließlich kann auch die Tatsache, dass natürliche Böden in der Regel **Wasser** enthalten, bei der Abrasivitätsbestimmung nicht mehr weiter ignoriert werden. Die Ausführungen in Abschnitt 4.1.5 lassen erwarten, dass Grundwasser signifikanten Einfluss auf die Abrasivität von Lockergestein hat und zwar in Abhängigkeit von dessen mineralogischen Zusammensetzung, Korngrößenverteilung und den vorherrschenden Kornformen. Dieser Einfluss wird jedoch bislang durch den Stand der Versuchstechnik überhaupt nicht erfasst.

Im Rahmen eines Forschungsprojektes am *Institut für Geotechnik der TU Wien* wurde der Versuch unternommen, die Abrasivität von rezentem Donauschotter aus dem Wiener Prater nach dem Stand der Technik anzugeben [35]. Dabei wurde das Lockermaterial fraktionsweise, mit den jeweiligen für den Korngrößenbereich geeigneten Verfahren untersucht und indirekte Abrasivitätsinformationen einbezogen (mineralogisch-petrografische Analyse der Kornfraktionen sowie optische Analyse der Kornformen). Die derart ermittelte „Gesamtabrasivität nach dem Stand der Technik“ kann aus Tabelle 5-2 ersehen werden, wobei die Ermittlung der LCPC-Abrasivitätskoeffizienten außerhalb des normgemäßen Prüfkornbereichs an anteiligen Bruchkornmischungen erfolgte. Es wurden LCPC-Drehflügel der Stahlsorte C15E verwendet, ohne nachträgliches Sandstrahlen der Flügeloberflächen.⁴⁾

Tabelle 5-2: Zusammenstellung der Versuchsergebnisse zur „Gesamtabrasivität von rezentem Donauschotter (aus dem Wiener Prater) nach dem Stand der Technik“, Daten aus [35].

Kornfraktion	Sieb- rückst. a _i [%]	äquiv. Quarzent. Ä _{Qu} [-]	CERCHAR CAI _m [-]	LCPC A _{Br} [g/t]	Miller MN [-]
> 63 mm	5	72 ¹⁾	3,3	-	-
31,5 – 63 mm	7	65 ¹⁾	2,5 ²⁾	-	-
16 – 31,5 mm	19	74 ¹⁾	-	1.444 ³⁾	-
8 – 16 mm	28	70	-	1.482 ³⁾	-
4 – 8 mm	16	73	-	937	-
2 – 4 mm	5	72	-	300	-
1 – 2 mm	2	73	-	184	-
0,5 – 1 mm	1	72	-	-	623
0,25 – 0,5 mm	10	70	-	-	497
0,125 – 0,5 mm	5	69	-	-	685
0,063 – 0,125 mm	1	69	-	-	454
≤ 0,063 mm	1	69	-	-	114 ⁴⁾

¹⁾ Händisch-optische Bestimmung des Quarzanteils an z.T. statistisch zu kleinen Stichproben.

²⁾ Abgeleiteter mittlerer CAI-Wert (nicht versuchstechnisch abgesichert).

³⁾ Gemäß Massenanteil in der Ausgangskörnung rückgemischte Bruchkörnungen.

⁴⁾ Miller-Versuch mit verringerter Feststoffkonzentration durchgeführt.

⁴⁾ Auf die Auswirkungen der Verwendung unterschiedlicher Stahldrehflügel auf die ermittelten LCPC-Abrasivitätskoeffizienten (Variation von Stahlsorte und Oberflächenbeschaffenheit) wird im Rahmen der ggst. Arbeit nicht näher eingegangen, diesbezüglich wird auf [31] und auch auf [35] verwiesen.

Abbildung 5-2 stellt die Kornverteilungslinie des Donauschotters mit den (zum Teil gemittelten) Untersuchungsergebnissen in ihren jeweiligen Gültigkeitsbereichen dar. Das Untersuchungsmaterial ist in Abschnitt 6.1.3 dieser Arbeit geotechnisch näher beschrieben.

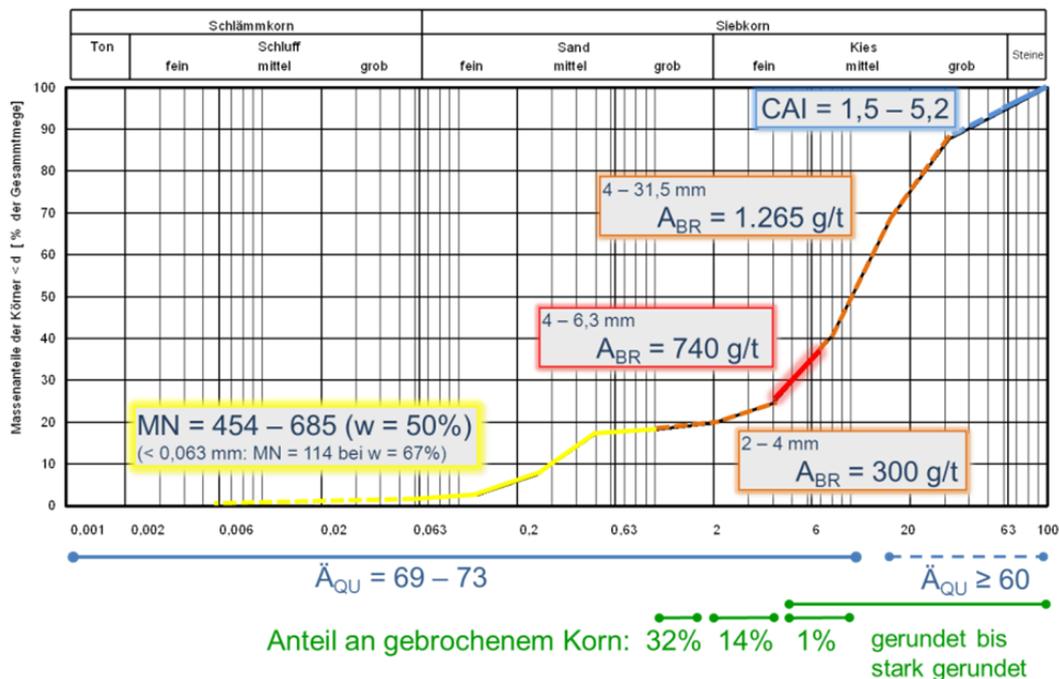


Abbildung 5-2: Darstellung der mit unterschiedlichen Versuchen nach dem Stand der Technik ermittelten Abrasivität von rezentem Donauschotter auf der Kornverteilungslinie [35].

Aufgrund der **fehlenden Vergleichbarkeit** der einzelnen zur Abrasivitätsquantifizierung herangezogenen Verfahren, lässt sich aus dem angegebenen Datenkollektiv nicht so ohne weiteres eine einzelne Kenngröße für die Gesamtabrasivität des rezenten Donauschotters ableiten. Es bestehen zwar verschiedene Ideen zur Superposition der Teilinformationen, jedoch müssten, in Abhängigkeit von den jeweils betrachteten Versuchen, die Einflüsse der natürlichen Ausgangskorngrößen und -formen sowie der Wassergehalt des Lockergesteins durch Multiplikationsfaktoren einbezogen werden (siehe dazu weiter in [35]). Um jedoch fundierte Aussagen über mögliche Zahlenwerte dieser Multiplikationsfaktoren treffen zu können, wäre noch eine Vielzahl von Vergleichsversuchen notwendig, was auch durch den Umstand der gegenseitigen Beeinflussung der einzelnen Einflussfaktoren begründet ist (z.B. der Einfluss des Wassergehalts nimmt mit abnehmendem Korndurchmesser zu). Eine ausreichende wissenschaftliche Absicherung eines möglichen Superpositionsverfahrens zur Ermittlung der Gesamtabrasivität von grobkörnigem Lockergestein nach dem Stand der Technik erscheint, nach den Erfahrungen des Forschungsprojektes am rezenten Wiener Donauschotter, höchst aufwendig; bei gleichzeitig mittleren Erfolgsaussichten. [35]

5.2 Das TU Wien Abrasimeter

Wie in Abschnitt 4.1 gezeigt wurde, bestehen bei losem Abrasivgut komplexe Zusammenhänge zwischen den einzelnen Einflussfaktoren auf den Verschleiß von Prüfkörpern in stark vereinfachten Triboversuchen. Dies bekräftigt den Ansatz, dass die Lockergesteinsabrasivität versuchstechnisch erfasst werden muss und analytisch, d.h. aus anderen Gesteinskennzahlen, nicht zuverlässig abgeleitet werden kann.

Die wesentlichen Lockergesteinseigenschaften welche Einfluss auf die Abrasivität haben sind:

- Korngröße und Korngrößenverteilung
- Mineralogische Kornzusammensetzung
- Kornformen
- Wassergehalt
- Lagerungsdichte bzw. Kornbindungsverhältnisse

Verschleißtopfversuche sind prinzipiell am besten dazu geeignet, diese Lockergesteinseigenschaften in ihrer Gesamtheit zu erfassen und unter diesem Aspekt wurde dem LCPC-Test das größte Weiterentwicklungspotential für die Untersuchung von grobkörnigem Lockergestein zuerkannt. In den Jahren 2009 bis 2012 wurde daher am *Institut für Geotechnik der TU Wien (Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik)* ein großmaßstäblicher Verschleißtopfversuch, das sog. TU Wien Abrasimeter, nach dem Vorbild des LCPC-Versuchs entwickelt.

Wie bei allen Verschleißtopfversuchen werden beim TU Wien Abrasimeterversuch die mineralogische Zusammensetzung und die Kornformen der Lockergesteinsprobe erfasst. Aufgrund der möglichen Probemengen bis 10 kg, bei einer Beschränkung auf ein Größtkorn von 31,5 mm, können die Eigenschaften der Bodenprobe für das Gesamtmaterial als repräsentativ gelten. Darüber hinaus können auch Flüssigkeiten in die Untersuchung einbezogen werden, wodurch der Wassergehalt Berücksichtigung finden kann. Durch die Aufbringung verschiedener Auflastgewichte auf die Bodenprobe wird schließlich eine versuchstechnische Simulation der natürlichen Lagerungsdichte möglich. Auf diese Weise kann ein weitreichendes Bild der Gesamtabrasivität des Bodens erlangt werden.

Das Messprinzip des TU Wien Abrasimeterversuchs entspricht dem aller tribotechnischen Versuche der Kategorie V bzw. VI: In einem möglichst definierten Tribosystem wird eine Verschleißmessgröße eines Grundkörpers ermittelt. Da die Bodenprobe im standardisierten TU Wien Abrasimeterversuch der einzige veränderliche Parameter ist, ist die Verschleißmasse des verwendeten Drehflügels proportional zur Abrasivität der Bodenprobe.

Der TU Wien Abrasimeterversuch stellt eine deutliche Verbesserung bei der Ermittlung von Lockergesteinsabrasivität dar. Aus diesem Grund werden das Gerät und die Versuchsdurchführung sowie -auswertung derzeit, im Rahmen eines Merkblattes der *Österreichischen Bautechnik Vereinigung*, standardisiert, womit die Grundlage für die Ermittlung von Erfahrungssätzen über Lockergesteinsabrasivität und Werkzeugverschleiß von Tiefbauarbeiten geschaffen wird [18].

5.2.1 Versuchseinrichtung und -durchführung

Die wesentlichen Bestandteile des TU Wien Abrasimeters sind in Abbildung 5-3 dargestellt, sie umfassen:

- den Versuchsbehälter mit 25 cm Innendurchmesser,
- den Drehflügel,
- die Auflast, bestehend aus Auflastring, Verschlusszylinder und externen Gewichten sowie
- den elektrischen Antriebsmotor.

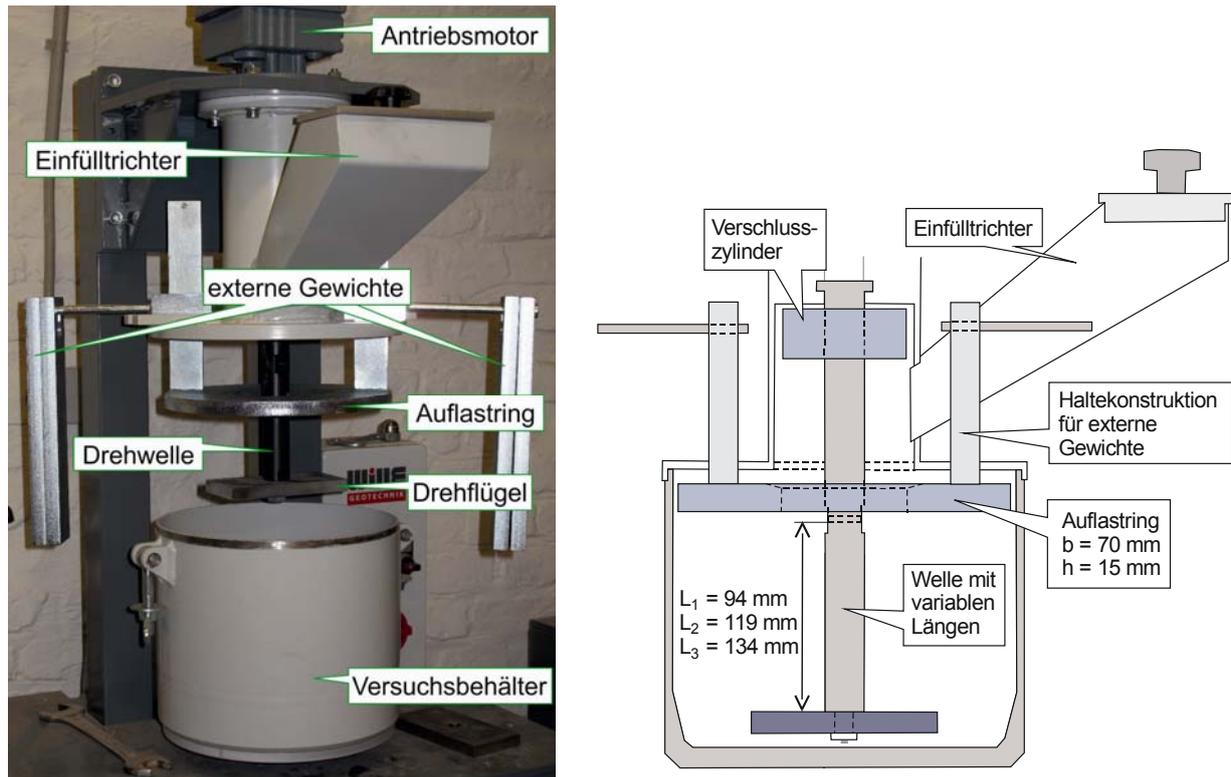


Abbildung 5-3: Links: Gesamtansicht des TU Wien Abrasimeters und Bezeichnung seiner wesentlichen Bestandteile [32]. Rechts: Systemschnitt durch den Abrasimetertopf mit Auflastring und Verschlusszylinder in ihren Positionen während des Befüllens [18, 35].

Zur **Versuchsdurchführung** wird zunächst ein unbenutzter Drehflügel sorgfältig im Ultraschallbad gereinigt, getrocknet und gewogen und schließlich an der Drehwelle befestigt. Danach wird der saubere Versuchsbehälter in die Versuchsposition hochgefahren und am Verschlussdeckel befestigt, bevor die getrocknete Lockergesteinsprobe durch den Einfülltrichter eingebracht wird. Bei nassen Versuchen wird die geforderte Menge Flüssigkeit (i.d.R. Trinkwasser, aber auch z.B. Bentonit-suspension) vorab direkt in den Topf eingefüllt. Abschließend werden der Auflastring und der Verschlusszylinder auf die Oberfläche der Bodenprobe im Versuchstopf abgesenkt, die externen Gewichte angehängt und fixiert. Dann wird der Versuch gestartet und der Drehflügel rotiert innerhalb der Bodenprobe, was zu Verschleiß führt, wobei eine abrasive Beanspruchung des Drehflügels vorherrscht.

Bei jedem Messzeitpunkt (nach 0,5 h, 1 h, 2 h, ...) wird der Versuch unterbrochen, Drehflügel und Bodenprobe werden ausgebaut, der Drehflügel wird sorgfältig gereinigt und sein Gewicht bestimmt. Anschließend wird der Versuch weitergeführt, indem die oben beschriebenen Schritte wiederholt werden.

Die Durchführung von nassen Abrasimeterversuchen soll mit einem Wassergehalt von $w = 10\% \pm 1\%$ erfolgen. Der Wassergehalt muss während der Versuchsdurchführung durch das Geschick der Laborantin oder des Laboranten möglichst beibehalten werden, wobei i.d.R. zu den Messzeitpunkten etwas Wasser ergänzt wird, um die (durch die Wärmeentwicklung im Versuch begünstigte) Verdunstung zu kompensieren.

Nach Versuchsende wird der Wassergehalt der Bodenprobe gemäß ÖNORM B 4410 und die Kornverteilungslinie gemäß ÖNORM B 4412 bestimmt.

Die nachfolgende Abbildung 5-4 zeigt spezielle Bestandteile des TU Wien Abrasimeters, welche im Zuge der Geräteentwicklung nachgerüstet wurden (zur Geräteentwicklung siehe im Detail [35]). Das Kunststofflager am Topfboden dient als zweite Auflagerung der Drehwelle, was sich insbesondere bei der Untersuchung von sehr grobkörnigem Material als vorteilhaft erwies, da die Drehwelle weniger belastet wurde. Die Kunststoffdichtung am Rand des Auflastringes soll das Einklemmen kleiner Probenkörner zwischen Auflastring und Topfwand vermeiden, was die Wirkung der Auflast während der Versuchsdurchführung reduzieren würde. Der Verschlusszylinder schließlich verhindert das Ablagern grober Probenbestandteile an der Oberseite des Auflastringes infolge Verdrängung nach oben, durch die Drehflügelrotation. Da sowohl das Auflastgewicht als auch die Probenmenge Einfluss auf die Größe des Drehflügelverschleißes haben, ist es notwendig deren Wirksamkeit über die Versuchsdauer sicherzustellen.

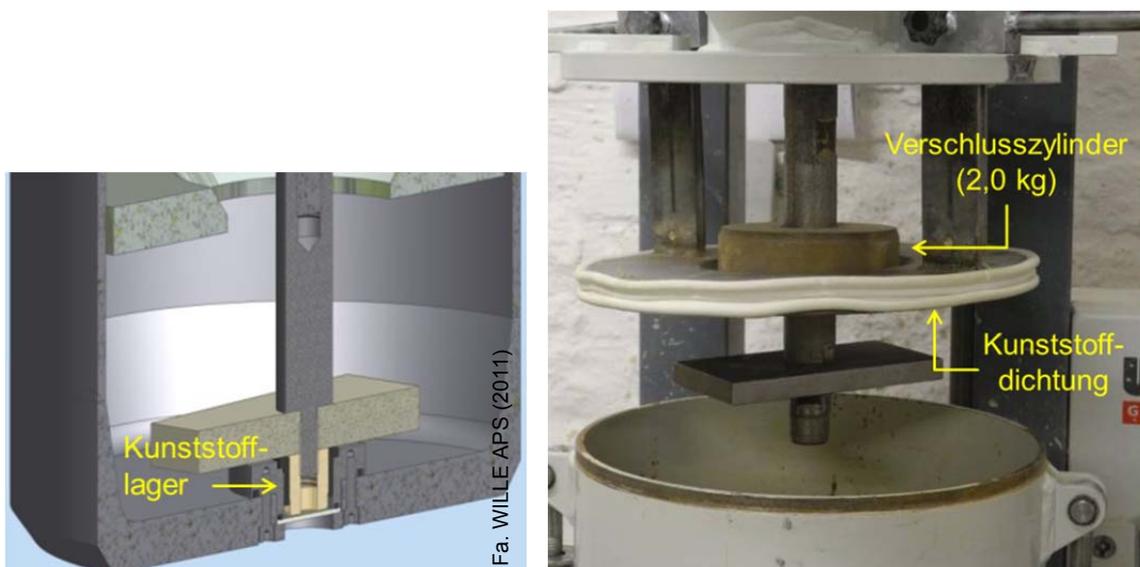


Abbildung 5-4: Links: Darstellung des Gegenlagers der Drehwelle am Topfboden. Rechts: Verschlusszylinder des Auflastringes und Kunststoffdichtung zwischen Auflastring und Topfwand [18, 35].

Der **Abstand des Abrasimeter-Drehflügels zum Topfboden** ist in Abhängigkeit von der Korngröße der Bodenprobe einzustellen. Dabei ist die gewogene mittlere Korngröße der Bodenprobe heranzuziehen, welche die Korngrößenverteilung von weitgestuften Böden besser berücksichtigt als z.B. das arithmetische Mittel. [18, 35, 67]

Die **gewogene mittlere Korngröße d_{gm} [mm]** berechnet sich zufolge:

$$d_{gm} = \frac{\sum(a_i \cdot d_{m,i})}{\sum a_i}$$

mit: a_i [%] ... Massenanteil der Korngruppe i

$d_{m,i}$ [mm] ... arithmetischer Mittelwert der oberen und unteren Korngrößengrenze der jeweiligen Korngruppe i

Durch Anbringen des auf die Korngrößen der Probe abgestimmten Passstücks der Drehwelle wird die Höhenlage des Drehflügels im Topf variiert, siehe Tabelle 5-3. Für sehr grobkörniges Material ($d_{gm} > 16$ mm) wird mittels des kürzesten Passstücks der größte Abstand zum Topfboden eingestellt. Somit wird einerseits das Drehmoment das der Elektromotor für die Flügelrotation aufbringen muss reduziert, was die Durchführungssicherheit des Versuches erhöht. Andererseits ermöglicht der große Spalt, dass auch Probenmaterial an der Unterseite des Drehflügels kann, was die Vergleichbarkeit mit Abrasimeterversuchen kleinerer Korngrößen verbessert. Für eher feinkörniges Probenmaterial ($d_{gm} < 8$ mm) wird mit dem längsten Drehwellen-Passstück der kürzeste Abstand zum Topfboden eingestellt. Dies erscheint erforderlich, da andernfalls zu geringe Drehflügelverschleißmassen ermittelt werden. Dies wird auf das geringere Probenvolumen einer Bodenprobe mit kleinen Korndurchmessern im Vergleich zu einer grobkörnigen Probe derselben Masse zurückgeführt, woraus sich eine (zu) geringe Überdeckung des Drehflügels mit Probenmaterial ergibt.

Tabelle 5-3: *Wahl des Passstücks der Drehwelle des TU Wien Abrasimeters, in Abhängigkeit von der gewogenen mittleren Korngröße des Abrasivguts [18, 35].*

Länge des Passstücks [mm]	gewogene mittlere Korngröße des Abrasivguts d_{gm}	Anmerkung
85	< 8 mm	
70	8 – 16 mm	max. 50 M% > 16 mm
45	> 16 mm	

Der Bereich einer gewogenen mittleren Korngröße von $d_{gm} = 8 - 16$ mm für die Verwendung des mittleren Passstücks der Drehwelle deckte bislang alle mit dem TU Wien Abrasimeter geprüften natürlichen Lockergesteine (Größtkorn 31,5 mm) ab, was für die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse vorteilhaft ist. Sollte jedoch mehr als die Hälfte der Probemasse Korndurchmesser größer 16 mm haben, wird die Verwendung des kurzen Passstücks empfohlen, auch wenn der gewogene mittlere Korndurchmesser kleiner 16 mm sein sollte.

Um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten, die in weiterer Folge untereinander vergleichbar sind, ist es erforderlich, die wesentlichen **Versuchsrandbedingungen** konstant zu halten, sodass die Abrasivität der Bodenprobe die einzige variable Größe im Versuch darstellt. Tabelle 5-4 gibt einen Überblick über die Randbedingungen die mit dem gegenwärtigen Ausbaustand des TU Wien Abrasimeters variiert werden können.

Tabelle 5-4: Zusammenfassung der variablen und der unveränderbaren Randbedingungen des TU Wien Abrasimeterversuchs [32, 35].

Standard-Drehflügel	Abmessungen 67 x 134 x 13 mm Stahl C15E (1.1141), sandgestrahlt 30 µm Härte i.M. 67 HRB, bzw. 126 HV30
Umdrehungsgeschwindigkeit	1 – 100 U/min
Versuchsbehälter	Stahlzylinder S235JR (entspr. St37-2), Innendurchmesser 250 mm
Bodenprobe	5.000 – 10.000 g Zusätze gemäß Versuchsprogramm
Passtücke der Drehwelle	45 mm, 70 mm, 85 mm
Auflastring	5.500 g
Verschlusszylinder	2.000 g
Externe Gewichte	0 – 12.000 g

Die Randbedingungen für die Durchführung eines **TU Wien Abrasimeter-Standardversuchs** sind in dem derzeit in Ausarbeitung befindlichen ÖBV-Merkblatt zur „Abrasivebestimmung von grobkörnigem Lockergestein“ wie folgt festgeschrieben [18]:

Bodenprobe	7.000 ± 50 g
Externe Gewichte	2 x 3.000 ± 50 g
Drehzahl	100 U/min, elektronisch eingestellt
Nasse Versuche	700 ± 70 g Trinkwasser

Jede Abweichung von den Standard-Versuchsbedingungen muss im Prüfbericht ausgewiesen werden [18]. Die Ergebnisse von Standardversuchen können nicht vorbehaltlos mit Abrasimeterversuchen unter veränderten Randbedingungen verglichen werden, letztere können jedoch für die Untersuchung spezieller Fragestellungen vorteilhaft und erforderlich werden. Allfällige besondere Beobachtungen während der Versuchsdurchführung (z.B. Freischlagen des Drehflügels, Lockerung der Fixierungen der externen Gewichte, Versuchsunterbrechungen) müssen ebenfalls sorgfältig dokumentiert werden, da sie i.d.R. von Einfluss auf die gemessene Drehflügelverschleißmasse sind.

Die Auflast im TU Wien Standard-Abrasimeterversuch von 13,5 kg solle einer **mittleren Lagerungsdichte** des Lockergesteins entsprechen. Sollen locker gelagerte Böden untersucht werden, können die externen Gewichte weggelassen werden, die Auflast reduziert sich dann auf 7,5 kg (Auflastring und Verschlusszylinder). Eine hohe Lagerungsdichte des Bodens kann durch Aufbringen der maximalen Auflast von 19,5 kg simuliert werden, jedoch liegen bislang noch keine Versuchserfahrungen mit diesem Auflastgewicht vor.

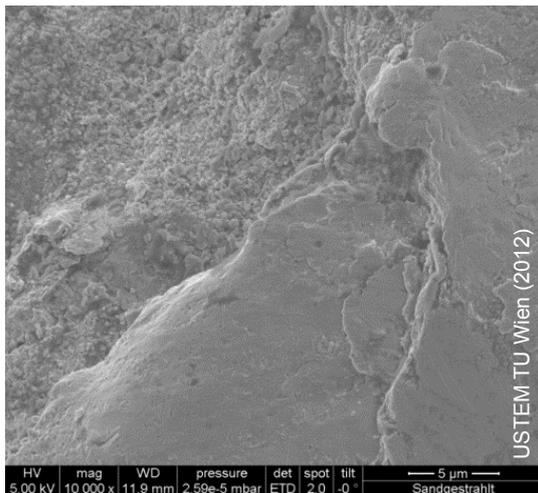
Dem **Drehflügel** kommt als Grundkörper im Abrasimeterversuch besondere Bedeutung zu, weshalb der Standard-Drehflügel gemäß Tabelle 5-4 genau festgelegt ist [18, 35]. Die Herstellungstoleranzen der Drehflügelabmessungen sind der Abbildung 5-5 zu entnehmen, die Toleranz der Blechdicke beträgt $\pm 0,2$ mm. Zur Untersuchung spezieller Fragestellungen mit dem TU Wien Abrasimeter wären allerdings auch Sonderanfertigungen von Grundkörpern, mit variablen Formen und aus verschiedenen Materialien, denkbar.

In Abbildung 5-5 ist ein ungebrauchter Standard-Drehflügel einem Drehflügel nach mehrstündiger Versuchsdurchführung gegenüber gestellt. Die Verschleißspuren sind deutlich, anhand der Kratzer, Rillen und Furchen erkennbar, die bereichsweisen, gelblichen Verfärbungen an der Oberfläche sind auf die nasse Versuchsdurchführung zurückzuführen (erhöhter Sauerstoff- und Siliziumgehalt [35]).

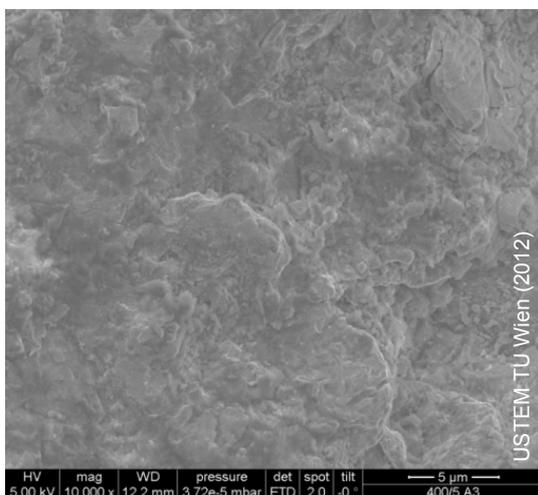


Abbildung 5-5: Drehflügel des TU Wien Abrasimeters. Links: vor Versuchsdurchführung mit Abmessungen und Toleranzen, rechts: nach Versuchsdurchführung [32].

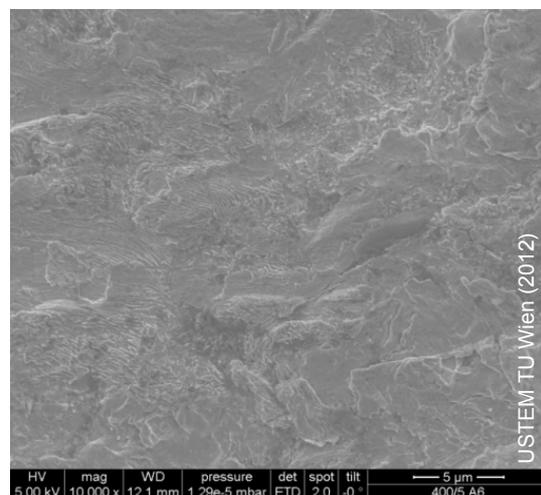
Die hochauflösenden Aufnahmen eines Elektronenrastermikroskops in Abbildung 5-6 zeigen die Veränderungen der Drehflügeloberfläche infolge Versuchsdurchführung und ihre unterschiedlichen Ausformungen deutlich: Die Rauheitsspitzen des ungebrauchten Drehflügels sind nach trockener Versuchsdurchführung bereits merklich reduziert, nach einer nassen Versuchsdurchführung ($w \sim 10\%$) wird eine noch größere Glattheit erzielt und es sind bereichsweise feine, wellenförmige Lamellen erkennbar, was auf eine hydroabrasive Beanspruchung hinweist. Jedoch ergeben sich beim TU Wien Abrasimeter-Drehflügel keine unterschiedlichen Ausformungen der Eckenabnutzung bei trockener oder bei nasser Versuchsdurchführung (vergleichbar etwa mit der Zuspitzung bei LCPC-Drehflügeln in nassen Versuchen).



ungebraucher Drehflügel
(sandgestrahlte Oberfläche)



Drehflügel nach trockener
Versuchsdurchführung (3h)



Drehflügel nach nasser
Versuchsdurchführung (2h)

Abbildung 5-6: Details der Oberflächenstruktur von TU Wien Standarddrehflügel im Transmissionselektronenmikroskop vor und nach TU Wien Abrasimeterversuchen [35].

Während der Versuchsdurchführung kommt es infolge der Drehflügelrotation zu einer **Veränderung der Bodenprobe** (~ Kornverfeinerung): Es entsteht Mahlgut, die Korndurchmesser verringern sich und die Kornrundung nimmt tendenziell zu, einzelne Körner großen Durchmessers werden auch gebrochen (was sich während des Versuchs oft akustisch wahrnehmen lässt). Die Veränderung der Bodenprobe wird nach Abschluss des TU Wien Abrasimeterversuchs durch die Kornverteilungslinie dokumentiert (Vergleich vorher – nachher).

Darüber hinaus besteht während der Versuchsdurchführung die Tendenz der Bodenprobe zur Entmischung im Versuchsbehälter, und zwar sowohl bei trockenen als auch bei nassen Versuchen, siehe Abbildung 5-7: Grobkörniges Material sammelt sich überwiegend im Rotationszentrum und wird nach oben gedrückt (weshalb ein Verschluss der Öffnung des Auflastringes erforderlich wurde, siehe „Verschlusszylinder“ in Abbildung 5-4, rechts), das feinkörnige Probenmaterial und das entstehende Mahlgut werden hingegen an den Topfrand und -boden gedrängt und dort unter Umständen sogar zu einer kompakten Matrix gepresst.



Abbildung 5-7: Links: Entmischung einer trockenen Bodenprobe infolge Rotation des Drehflügels. Rechts: Kompakte Matrix am Topfrand und -boden, welche – nach Abkippen der losen Probenbestandteile – nicht durch ihr Eigengewicht aus dem Behälter fällt.

Das wiederholte Aus- und Wiedereinbauen des Probematerials bei jeder Versuchsunterbrechung zur Messung des Drehflügelgewichts führt gleichzeitig zu einer erzwungenen Durchmischung der Bodenprobe. Auf diese Weise wird der Drehflügel zumindest temporär wieder in Kontakt mit der gesamten Kornverteilung der Probe gebracht. Die Dauer zwischen den Versuchsunterbrechungen (bis zur händischen Durchmischung der Probe) beeinflusst somit den Verschleiß des Drehflügels, weshalb die **Messzeitpunkte** bei jeder Versuchsreihe möglichst gleich belassen werden sollen. Im ÖBV-Merkblatt sind die Messzeitpunkte mit 30, 60 und 120 Minuten festgelegt.

Zur Absicherung des Verschleißverlaufes wird empfohlen, bei jedem Abrasimeterversuch mindestens drei Messwerte des Drehflügelverschleißes zu ermitteln. Eine zu lange **Versuchsdauer** bedeutet jedoch meist schon sehr starke Veränderungen der Bodenprobe und daraus ergeben sich nachteilige Auswirkungen auf die Versuchsdurchführung und auf den Drehflügelverschleiß (z.B. gedämpfte Verschleißentwicklung, Freischlagen des Flügels). Die Gesamtversuchslaufzeit wurde daher beim Standard-Abrasimeterversuch auf 2 Stunden begrenzt, was aufgrund der bisherigen Erfahrungen ein sinnvolles Maß darstellt, bei dem mit vertretbarem Arbeitsaufwand eine optimale Aussagekraft erzielt werden kann.

Als alternative Versuchsdurchführung wäre es denkbar, zu jedem Messzeitpunkt die gesamte Bodenprobe durch frisches Material zu tauschen, womit die Einflüsse aus der Kornverfeinerung weitestgehend reduziert werden könnten und der Abrasimeterversuch einem offenen tribologischen System angenähert wird. Jedoch wären für einen derartigen Versuch zumindest $3 \times 7 = 21$ kg möglichst homogenes Probenmaterial erforderlich.

Anzumerken wäre noch, dass es, insbesondere bei trockener Versuchsdurchführung und großen Korndurchmessern des Probematerials, infolge der entstehenden Reibungswärme zu einem deutlichen Temperaturanstieg im Versuchstopf kommt (bislang wurden innerhalb der Bodenprobe bei Versuchsunterbrechung maximal 48°C gemessen).

5.2.2 Versuchsauswertung

In Anlehnung an den LCPC-Versuch wird auch beim TU Wien Abrasimeterversuch ein Wertepaar, zur Quantifizierung einerseits der Abrasivität und andererseits des Verfeinerungsverhaltens der Bodenprobe, ermittelt.

➤ Abrasivität der Bodenprobe

Die Bodenprobe stellt beim (standardisierten) TU Wien Abrasimeter den einzigen veränderlichen Versuchsparameter, mit nennenswertem Einfluss auf den Drehflügelverschleiß, dar. Aus diesem Grund kann der im Versuch ermittelte Drehflügelverschleiß als Maßzahl für die Abrasivität der Bodenprobe herangezogen werden. Die Versuchsdurchführung wird nach einem definierten Zeitintervall unterbrochen, um das aktuelle Gewicht des Drehflügels zu bestimmen. Daraus lässt sich die **Verschleißmasse w_m [g]** des Drehflügels, als Differenz der aktuellen zur Ausgangsmasse, errechnen:

$$w_{m,n} = m_0 - m_n \quad [\text{g}]$$

mit: $w_{m,n}$ [g] ... Verschleißmasse des Drehflügels bei der aktuellen Messung ($n = 1, 2, 3, \dots$)

m_0 [g] ... Ausgangsgewicht des Drehflügels vor Versuchsbeginn ($n = 0$)

m_n [g] ... Gewicht des Drehflügels bei der aktuellen Messung ($n = 1, 2, 3, \dots$)

Die akkumulierte Verschleißmasse wächst mit der Versuchsdauer i.d.R. an; zum Vergleich von Abrasivitäten dürfen daher nur jeweils Werte vom gleichen Messzeitpunkt herangezogen werden.

Die Verschleißmasse zu einem sehr frühen Messzeitpunkt (z.B. im Standard-Abrasimeterversuch nach 30 Minuten Versuchslaufzeit) kommt der Abrasivität des natürlichen Bodens am nächsten, da die bodenmechanischen Veränderungen der Bodenprobe infolge der Versuchsdurchführung (Kornverfeinerung) noch relativ klein sind. Nachteilig an einem sehr frühen Messzeitpunkt ist jedoch, dass sich bis dahin bei gering abrasiven Proben möglicherweise noch kein ausgeprägter Drehflügelverschleiß eingestellt hat und weiters, dass allfällige Einlaufeffekte den ersten Messwert noch stark beeinflussen können. Es wird daher dem Messwert nach einer Stunde Versuchslaufzeit die höchste Aussagekraft zugesprochen, wobei es vorteilhaft ist, diesen Wert durch eine frühere und zumindest eine spätere Messung abzusichern.

Diese Überlegungen führten dazu, dass im ÖBV-Merkblatt „Abrasivebestimmung von grobkörnigem Lockergestein“ der sog. **TU Wien Abrasivitätsindex AIW [-]** wie folgt definiert wurde [18]:

$$\text{AIW} = w_{m,2} \cdot 100 \quad [-]$$

mit: $w_{m,2}$ [g] ... Verschleißmasse des Drehflügels bei der zweiten Messung, bzw. nach einer Stunde Versuchslaufzeit

100 [1/g] ... Multiplikationsfaktor

Der TU Wien Abrasivitätsindex errechnet sich somit aus der Drehflügelverschleißmasse w_m [g] nach einer Versuchsdauer von einer Stunde, multipliziert mit dem Faktor 100. Dem Multiplikationsfaktor wird die Einheit [1/g] zugeteilt, sodass der TU Wien Abrasivitätsindex einheitsfrei wird. [18]

Es wird ein Abrasivitätsindex AIW_{tr} für die ofengetrocknete Bodenprobe bestimmt und ein zweiter Abrasivitätsindex AIW_n für die nasse Versuchsdurchführung (Wassergehalt $w \sim 10\%$) mit der gleichartigen Bodenprobe. Das bedeutet, dass von jeder Lockergesteinsprobe Material $\leq 31,5$ mm von mindestens 14 kg vorliegen muss, um damit Standard-Abrasimeterversuche nach dem ÖBV-Merkblatt durchführen zu können. Dabei sollte auf eine möglichst gleiche Kornverteilung der beiden Teilproben geachtet werden.

Der Quotient der Werte bezeichnet den **Einflussfaktor von Wasser auf die Abrasivität** f_W [-].

$$f_W = \frac{AIW_n}{AIW_{tr}} = \frac{w_{m,2,n}}{w_{m,2,tr}} \quad [-]$$

mit: AIW_n [-] ... TU Wien Abrasivitätsindex bei nasser Versuchsdurchführung
 AIW_{tr} [-] ... TU Wien Abrasivitätsindex bei trockener Versuchsdurchführung
 $w_{m,2,n}$ [g] ... Verschleißmasse bei der 2. Messung (nach einer Stunde) der nassen Versuchsdurchführung
 $w_{m,2,tr}$ [g] ... Verschleißmasse bei der 2. Messung (nach einer Stunde) der trockenen Versuchsdurchführung

Aus $f_W > 1$ ergibt sich eine abrasivitätssteigernde Wirkung von Wasser im untersuchten Boden.

Zur Kennzeichnung des Verschleißverlaufes über den Versuchszeitraum eignet sich die **Verschleißgeschwindigkeit** w_{mt} [g/h] des Drehflügels, die sich für jeden Messzeitraum wie folgt aus den Verschleißmassen errechnet:

$$w_{mt,n} = \frac{m_n - m_{n-1}}{t_n - t_{n-1}} \quad [\text{g/h}]$$

mit: $w_{mt,n}$ [g/h] ... Verschleißgeschwindigkeit im betrachteten Messzeitraum
 m_n [g] ... Gewicht des Drehflügels bei der aktuellen Messung n ($= 1, 2, 3, \dots$)
 m_{n-1} [g] ... Gewicht des Drehflügels bei der vorhergehenden Messung $n - 1$
 t_n [h] ... Versuchslaufzeit bis zur aktuellen Messung n
 t_{n-1} [h] ... Versuchslaufzeit bis zur vorhergehenden Messung $n - 1$

Die Verschleißgeschwindigkeit entspricht in einem Versuchszeit- / Verschleißmassendiagramm dem Anstieg der Verbindungslinie zwischen zwei Messpunkten, siehe Abbildung 5-8. Eine lineare Zunahme der Verschleißmasse ist durch eine annähernd konstante Verschleißgeschwindigkeit über die Versuchslaufzeit gekennzeichnet, während sich eine degressive Zunahme der Verschleißmasse durch eine abnehmende Verschleißgeschwindigkeit abbildet. In Fällen bei denen das im Abrasimeterversuch entstehende Mahlgut der Bodenprobe abrasiver ist als das Ausgangsmaterial, ist auch ein

progressiver Verschleißverlauf über die Versuchszeit denkbar, die Verschleißgeschwindigkeit würde dann zunehmen. Aus der Differenz der Verschleißgeschwindigkeiten zweier Messintervalle lässt sich somit der Einfluss der Kornabnutzung auf die Abrasivität erkennen.

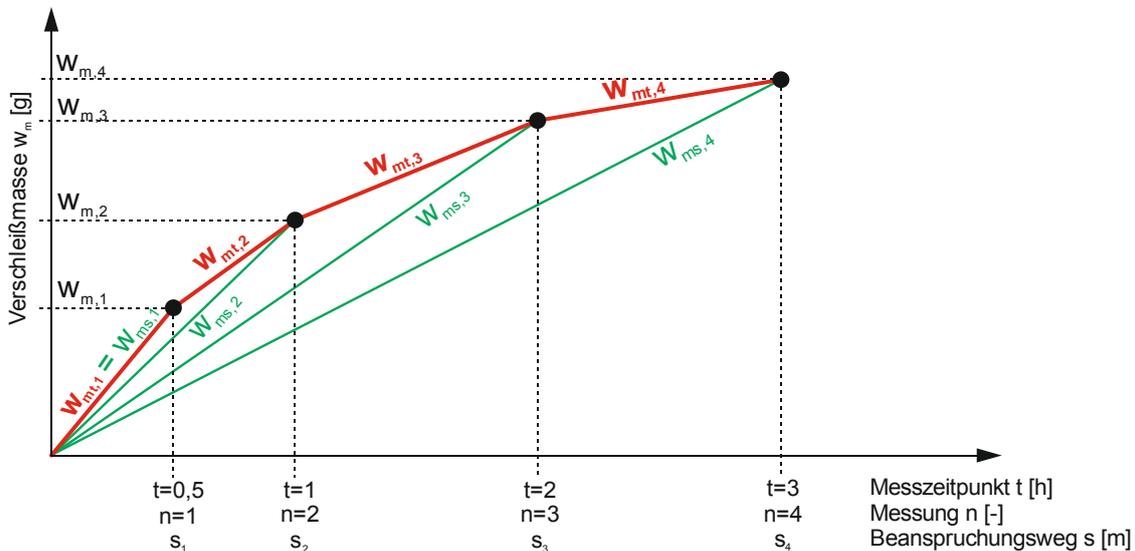


Abbildung 5-8: Zur Definition von Verschleißgeschwindigkeit w_{mt} [g/h] und Verschleißintensität w_{ms} [g/m] beim TU Wien Abrasivitätsversuch.

In dem derzeit in Ausarbeitung begriffenen ÖBV-Merkblatt „Abrasivebestimmung von grobkörnigem Lockergestein“ wurde der Ausdruck „Verschleißgeschwindigkeit“ bewusst vermieden, da die Befürchtung bestand, dass dieser Versuchskennwert bei der praktischen Anwendung der Richtlinie direkt auf den Werkzeugverschleiß übertragen werden könnte. Man einigte sich daher darauf, durch Auftragen der ermittelten Verschleißmassen über die Versuchszeit eine „Abrasivekennlinie“ zu ermitteln, deren Steigung „Rückschlüsse auf den Einfluss der im Versuch entstehenden Kornveränderungen (Abrundung, Verfeinerung) und der zunehmenden Flügelabnutzung“ auf den Drehflügelverschleiß zulässt [18].

Die alleinige Angabe einer Drehflügel-Verschleißgeschwindigkeit ergibt jedoch wenig Sinn (ausgenommen jene bis zum ersten Messzeitpunkt), da trotz unterschiedlicher Abrasivitätsniveaus gleich große Geschwindigkeitswerte möglich sind. Es kann daher sinnvoller sein, die **Verschleißintensität w_{ms} [g/m]** des Abrasimeterdrehflügels anzugeben, die sich aus der Ableitung der akkumulierten Verschleißmasse w_m [g] nach dem bis dahin zurückgelegten Beanspruchungsweg s [m] ergibt, siehe auch Abbildung 5-8.

Die größte Beanspruchung des Drehflügels beim TU Wien Abrasimeterversuch findet an seinen Ecken statt, wo sich bei der horizontalen Rotation um die Schwerachse auch die längsten Beanspruchungswege ergeben. Beim Standard-Abrasimeterversuch wird eine konstante Drehzahl des Flügels von 100 Umdrehungen pro Minute vorgegeben, woraus sich an der äußersten Ecke des Drehflügels (diagonale Abmessung: 0,14982 m) nach einer Minute Versuchszeit ein Beanspruchungsweg von $s_{1min} = 47,07$ m errechnet.

Der Beanspruchungsweg der Drehflüglecke zum betrachteten Messzeitpunkt ergibt sich dann beim Standardversuch wie folgt (siehe auch Tabelle 5-5):

$$s_{n(100)} = 47,07 \cdot 60 \cdot t_n \quad [\text{m}]$$

mit: $s_{n(100)}$ [m] ... Beanspruchungsweg bis zur aktuellen Messung bei 100 U/min
 t_n [h] ... Versuchslaufzeit bis zur aktuellen Messung ($n = 1, 2, 3, \dots$)

Tabelle 5-5: Messzeitpunkte und Beanspruchungsweg s_n beim Standard TU Wien Abrasimeterversuch mit 100 U/min.

Messung:	n	1	2	3
Versuchslaufzeit:	t	0,5 h	1 h	2 h
Beanspruchungsweg:	s	1.412 m	2.824 m	5.648 m

Zur Ermittlung der Verschleißintensität wird die bis zum betrachteten Messzeitpunkt akkumulierte Verschleißmasse auf den bis dahin zurückgelegten Weg bezogen:

$$w_{ms,n} = \frac{w_{m,n}}{s_n} \quad [\text{g/m}]$$

mit: $w_{ms,n}$ [g] ... Verschleißintensität des Drehflügels bei der aktuellen Messung n ($= 1, 2, 3, \dots$)
 $w_{m,n}$ [g] ... Verschleißmasse des Drehflügels bei der aktuellen Messung n
 s_n [m] ... Gesamtbeanspruchungsweg der Drehflüglecke bis zur aktuellen Messung n

Im Unterschied zur Verschleißgeschwindigkeit wird durch die vorgestellte Vorgangsweise zur Ermittlung der Verschleißintensität nicht der Verschleißverlauf zwischen zwei Messzeitpunkten beschrieben, sondern der derart berechnete Wert stellt im Beanspruchungsweg- / Verschleißmassendiagramm die Steigung der Verbindungsgeraden des betrachteten Messpunktes zum Ursprung dar, siehe Abbildung 5-8. Die Verschleißintensität eignet sich daher grundsätzlich zur Heranziehung als einzelner Abrasivitätskoeffizient aus dem TU Wien Abrasimeterversuch, zur Beschreibung der Bodenprobe und zum Vergleich mit anderen Böden. Darüber hinaus lassen sich, durch die Einbeziehung des tatsächlichen Beanspruchungswegs, erforderlichenfalls auch unterschiedliche Drehgeschwindigkeiten des Abrasimeterflügels berücksichtigen.

Schließlich lässt sich aus der gemessenen Verschleißmasse des Drehflügels auch ein **Verschleißkoeffizient k_m [mg/mN]** angeben. Dies ist vor allem dann sinnvoll, wenn – abgehend vom Standard-Abrasimeterversuch – verschiedene Auflastmassen eingesetzt werden, denn der Verschleißkoeffizient ergibt sich definitionsgemäß aus der auf die spezifische Nennlast bzw. Normalkraft F_N [N] bezogene Verschleißintensität:

$$k_{m,n} = \frac{w_{m,n}}{s_n \cdot F_N} = \frac{w_{ms,n}}{F_N} \quad [\text{mg/mN}]$$

mit: $k_{m,n}$ [mg/mN] ... Verschleißkoeffizient, beruhend auf der Verschleißmasse w_m , bei der aktuellen Messung $n = 1, 2, 3, \dots$

$w_{m,n}$ [mg] ... Verschleißmasse des Drehflügels bei der aktuellen Messung n

s_n [m] ... Beanspruchungsweg der Drehflüglecke bis zur aktuellen Messung

F_N [N] ... Nennlast zufolge der eingesetzten Auflast im Abrasimeterversuch, Summe aus Auflastring (55 N), Verschlusszylinder (20 N) und externen Gewichte (≤ 120 N)

Beim Standard-Abrasimeterversuch werden, neben dem Auflastring und dem Verschlusszylinder, externe Gewichte mit $2 \times 3,0$ kg eingesetzt [18], sodass sich standardmäßig $F_N = 135$ N ergibt. Wenn bei speziellen Fragestellungen auch die Masse der im Versuch eingesetzten Bodenprobe variiert werden soll, kann es sinnvoll sein, zu Vergleichszwecken auch die jeweilige Bodenprobenmasse zur Nennlast hinzuzurechnen.

➤ Kornverfeinerungsgrad der Bodenprobe

Neben dem Drehflügelverschleiß wird beim TU Wien Abrasimeterversuch auch die Korngrößenverteilung des Probematerials nach Beendigung des Versuchs, durch Siebung (ggf. mit kombinierter Schlämmung) nach ÖNORM B 4412, bestimmt. Der sog. Grobfaktor G [cm²] kann zur Beschreibung des gesamten Körnungsbandes herangezogen werden. Er ist ursprünglich als jene Fläche definiert, die bei einer halblogarithmischen Darstellung der Kornverteilungslinie oberhalb der Sieblinie $\geq 0,02$ mm Korndurchmesser bis zur Abszissenparallelen durch 100 Gewichtsprozent Siebdurchgang eingeschlossen wird. Eine logarithmische Einheit auf der Abszisse wird mit 10 cm in Rechnung gestellt und auf der Ordinate entsprechen jeweils 10 Gewichts% der Gesamtmenge einem Zentimeter, siehe Abbildung 5-9. [23, 24]

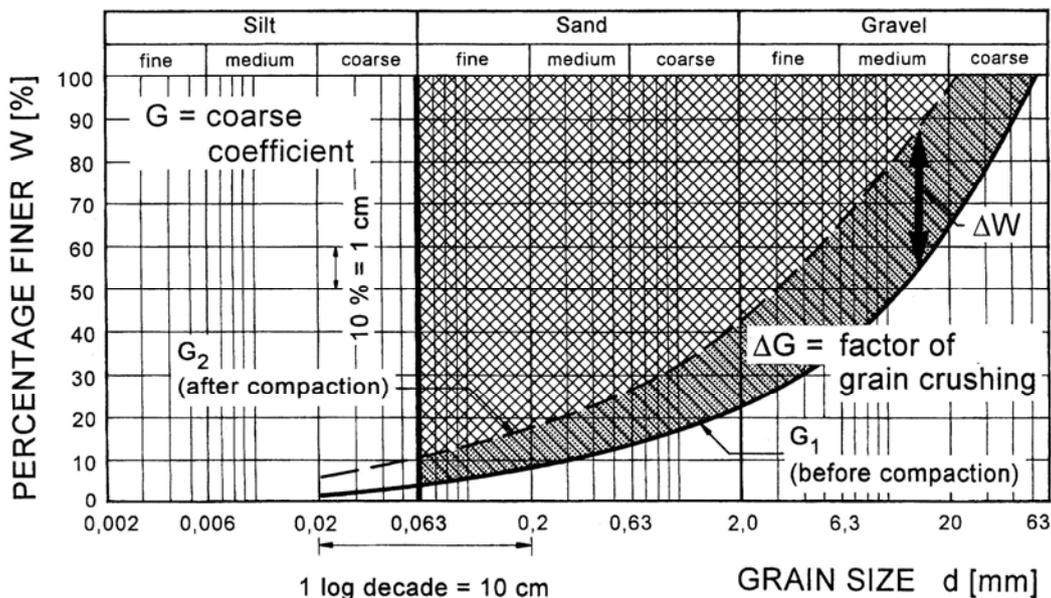


Abbildung 5-9: Schematische Darstellung der Ermittlung von Grobfaktor G , Verfeinerungsgrad ΔG und Maximaldifferenz der Kornverteilungslinien ΔW [27].

Der Anteil an Feinkorn $< 0,02$ mm Korndurchmesser ist für die Beurteilung der Frostgefährdung von ungebundenen Tragschichten wesentlich, weshalb dieser Korndurchmesser ursprünglich die Grenze zur Ermittlung des Grobfaktors darstellte. Wird der Grobfaktor erst ab der Feinsandfraktion, also ab

0,063 mm Korngröße, bestimmt, so bringt das den Vorteil mit sich, dass eine Schlämmlung der Feinteile (wie sie normgemäß ab einem Feinteilgehalt von 3% erforderlich wäre [7]) nicht zwingend notwendig ist.

Zur Beurteilung der Kornverfeinerung infolge Durchführung des Abrasimeterversuchs wird der **Verfeinerungsgrad ΔG [cm²]** herangezogen, der sich aus der Differenz der Grobfaktoren des Ausgangsmaterials und des Probematerials nach Versuchsdurchführung berechnet, siehe auch Abbildung 5-10.

$$\Delta G = G_0 - G_{\text{end}} \quad [\text{cm}^2]$$

mit: G_0 [cm²] ... Grobfaktor der Ausgangskörnung vor Versuchsbeginn

G_{end} [cm²] ... Grobfaktor nach Versuchsende

Der Verfeinerungsgrad bezeichnete ursprünglich das Maß der Kornzerkleinerung infolge Durchführung eines Proctorversuches und diente zur Beurteilung von Tragschichtmaterial im Straßenbau [23, 24]. Beim TU Wien Abrasimeterversuch werden die Sieblinien der Bodenprobe vor und nach dem Abrasimeterversuch gegenüber gestellt.

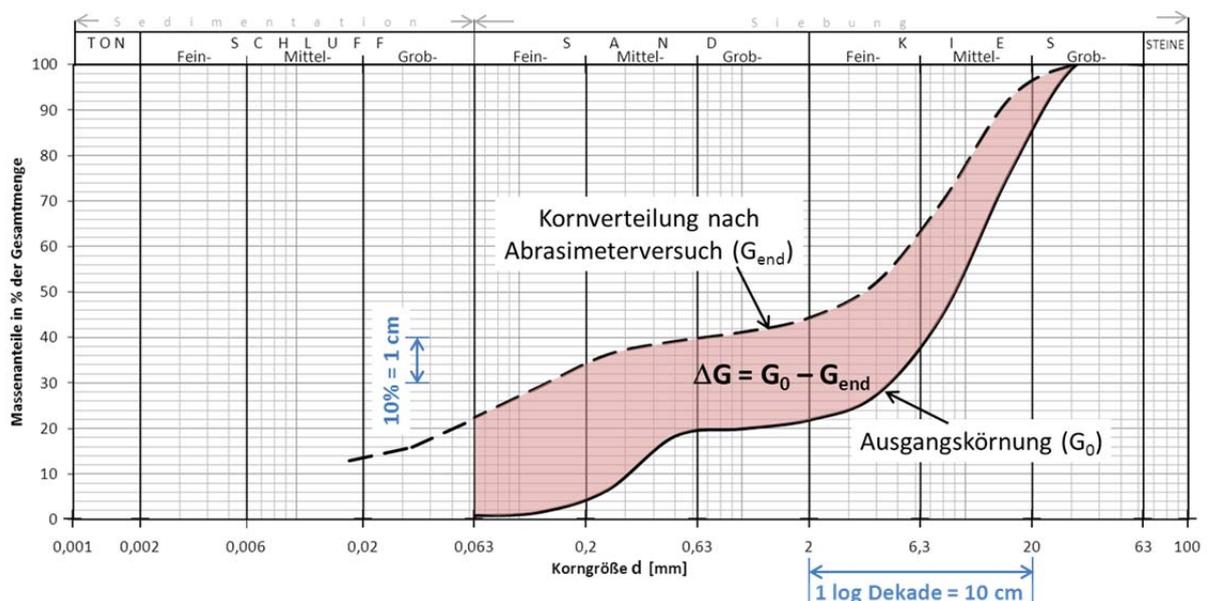


Abbildung 5-10: Ermittlung des Verfeinerungsgrades ΔG [cm²] aus dem TU Wien Abrasimeterversuch.

Der Verfeinerungsgrad nimmt i.d.R. mit der Versuchszeit zu und aus diesem Grund ist die Angabe der Versuchsdauer (jedenfalls bei Abgehen von der Standard-Versuchsdauer von 2 Stunden) erforderlich. Bei trockenen Versuchsdurchführungen können auch Zwischenwerte ermittelt werden, was jedoch, aufgrund der zur Versuchsfortsetzung erforderlichen Trockensiebungen, mit einiger Ungenauigkeit verbunden sein kann. Sollen die Verfeinerungsgrade von TU Wien Abrasimeterversuchen mit unterschiedlich langen Versuchslaufzeiten miteinander verglichen werden, kann es daher sinnvoll sein, eine lineare Zunahme des Verfeinerungsgrades mit der Zeit anzunehmen und den **auf die Gesamtversuchsdauer D [h] bezogenen Verfeinerungsgrad $\Delta G/D$ [cm²/h]** anzugeben.

Das ÖBV-Merkblatt „Abrasivebestimmung von grobkörnigem Lockergestein“ sieht für die Angabe des Verfeinerungsgrades eine prozentuale Auswertung vor, indem ΔG auf den Ausgangs-Grobfaktor G_0 bezogen wird [18].

5.2.3 Einsatzbereich des TU Wien Abrasimeters

Der neu entwickelte TU Wien Abrasimeterversuch ist ein Indexversuch, er eignet sich für **grobkörnige Böden sowie Kiesgemische gemäß ÖNORM B 4400-1, Anhang A** [6], mit einem Größtkorn von 31,5 mm. Alle Probenbestandteile größer als 31,5 mm Korndurchmesser werden abgesiebt und können beim TU Wien Abrasimeterversuch nicht berücksichtigt werden. Unter der Voraussetzung, dass der Massenanteil der Kornfraktionen > 31,5 mm nicht mehr als 15 M% der ursprünglichen Lockergesteinsprobe ausmacht, kann der TU Wien Abrasivitätsversuch für die gesamte Probe als repräsentativ angesehen werden, wenn die versuchstechnisch nicht berücksichtigten Grobfractionen eine mit dem restlichen Material vergleichbare petrografische Zusammensetzung aufweisen. Befinden sich in dem zu untersuchenden Lockermaterial mehr als 15 M%-Anteile an Grobkies (> 31,5 mm), Steinen (> 63 mm) und/oder Blöcken (> 200 mm), so sind diese gesondert zu betrachten. [18]

Feinkörnige, organische Böden und grobkörnige Böden aus ausgeprägten Stein- oder Blocklagen können mit dem TU Wien Abrasimeter nicht untersucht werden, für derartige Böden sind alternative Untersuchungsmethoden erforderlich. In Abbildung 5-11 sind die Einsatzgrenzen des TU Wien Abrasimeters und die mögliche Vorgehensweise zur Ermittlung der Abrasivität von grobkörnigen Lockergesteinen dargestellt.

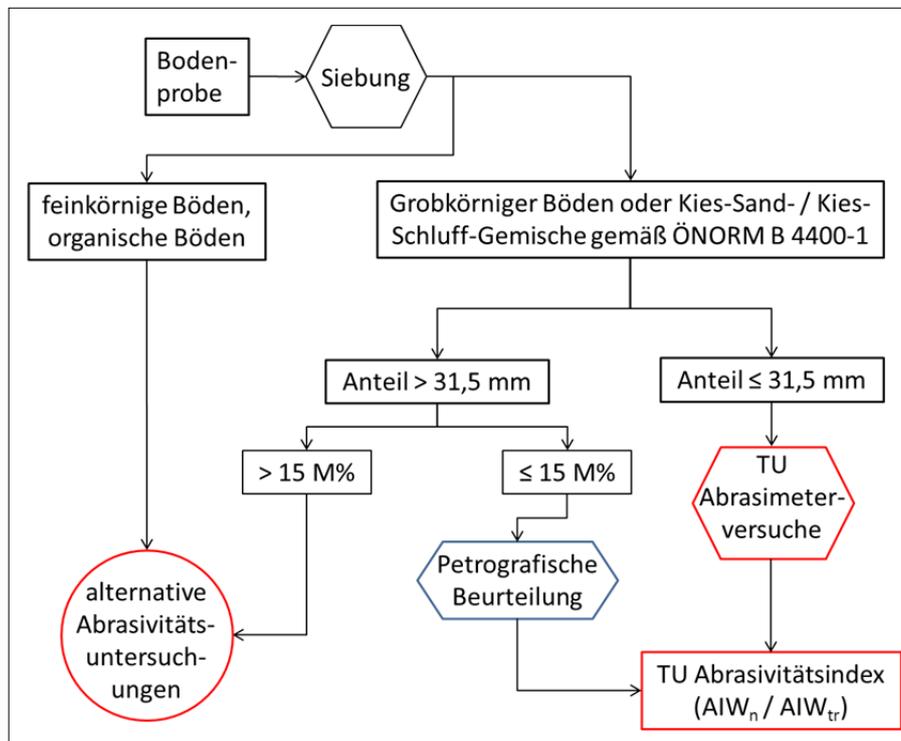


Abbildung 5-11: Das TU Wien Abrasimeter ist primär zur Ermittlung der Abrasivität von grobkörnigen Böden und Kiesgemischen gemäß ÖNORM B 4400-1 geeignet.

Die Abrasivität von überwiegend **feinkörnigen Böden** (Schlammkorn-Anteil > 40% gem. [6]) ist nicht primär Gegenstand der vorliegenden Arbeit, da der Werkzeugverschleiß bei Bodenabbau- oder Bodenbearbeitungsvorgängen in derartigen Böden erfahrungsgemäß ein bauwirtschaftlich wenig problematisches Ausmaß aufweist (siehe z.B. [39]). In kohäsiven Böden kann der Verschleißmechanismus Adhäsion bedeutsam werden, wodurch auch Oberflächenermüdung relevant wird. Hinsichtlich der Abrasivität feinkörniger Böden sei generell auf die Arbeit von *Wilms (1995)* verwiesen, der gezeigt hat, dass die Abrasivität erst ab einer Konsistenzzahl von $I_c > 0,75$ maßgeblich ansteigt (siehe Abbildung 4-17) [100]. Häufig ist bei feinkörnigen, kohäsiven Böden das Verklebungspotential von größerer bauwirtschaftlicher Relevanz als dessen Abrasivität.

Der Einsatz des TU Wien Abrasimeters für **Sand-Gemische** (gemischtkörnige Böden mit einem Schlammkorn-Anteil < 40% und Kiesanteil $\leq 40\%$ gem. [6]) muss im Einzelfall geprüft werden. Eine trockene Versuchsdurchführung erscheint prinzipiell möglich, die Durchführbarkeit eines nassen Abrasimeterversuchs ist jedoch stark von den kohäsiven Eigenschaften des Feinkornanteils abhängig. Bislang liegen noch keine Erfahrungswerte über TU Wien Abrasimeterversuchen mit derartigen Böden vor, sodass deren Untersuchung mit dem TU Wien Abrasimeter „nicht empfohlen“ wird [18].

Die Frage nach den „alternativen Untersuchungsmethoden“ der Abrasivität von **grobkörnigem Lockergestein > 31,5 mm** erscheint aus heutiger Sicht noch ungelöst. Steine und Blöcke als solche könnten zwar mit Methoden der Festgesteinsanalyse behandelt werden (z.B. CERCHAR-Test, NTNU-SAT, siehe Abschnitte 3.2.1 und 3.3.1), die Interaktion von groben Komponenten in Mischung mit feinkörnigen, und somit die Abrasivität des Gemischs, können auf diese Weise jedoch nicht erfasst werden. Um derartige Fragestellungen mithilfe eines Laborversuchs bearbeiten zu können, wäre nicht nur ein angemessen dimensionierter Verschleißtopf-Versuchsaufbau notwendig (vergleiche bspw. Abbildung 2-12), sondern auch geeignetes Probenmaterial, d.h. der Steinanteil in den Schottermischungen muss ausreichend groß sein und in repräsentativer petrografischer Zusammensetzung auftreten.

Die **Struktur eines gewachsenen Bodens** kann mit Laborversuchen grundsätzlich nicht hinreichend erfasst werden, was auch für die Struktureigenschaften mit Auswirkungen auf die Abrasivität gilt. *Heinrich (1995)* hinterfragt daher sowohl bei den Schleifpapier- als auch bei den Verschleißtopfversuchen die Übertragbarkeit der mit diesen Verfahren gewonnenen Ergebnisse auf natürliche Böden, da mit diesen Versuchen die „Kornbindungsverhältnisse nur mangelhaft nachbildbar“ sind [50].

Die Bodenstruktur entzieht sich jedoch generell einer Quantifizierung, sie lässt sich nur durch Beobachtung feststellen und beschreiben [57]. Dies erfolgt i.d.R. im Rahmen eines Geotechnischen Gutachtens, wo auf die Art und Lagerung der Bodenschichten sowie deren Strukturformen (homogen, geschichtet, bankig etc.) und Beschaffenheit (fest, locker, etc.) eingegangen wird. Dazu werden Aufschlüsse und geotechnische Felduntersuchungen durchgeführt, ausgewertet und interpretiert.

Die natürliche Lagerungsdichte ist eine wesentliche Struktureigenschaft von grobkörnigen Lockergesteinen und hat maßgebenden Einfluss auf die Abrasivität, sie kann bspw. durch Rammsondierungen abgeschätzt werden.

Verfestigungen oder Gesteinsblöcke werden nur selten durch direkte Aufschlüsse erfasst, ihre Existenz und ihre Eigenschaften müssen daher üblicherweise aus einer gesamtgeologischen Betrachtung des Projektgebietes abgeleitet werden.

Die strukturellen Eigenschaften des Baugrundes sollten auch weiterhin, zusätzlich zur Ermittlung eines Indexwertes mit dem TU Wien Abrasimeterversuch, bei einer Gesamtbeurteilung der Abrasivität berücksichtigt werden.

6. Untersuchungen mit dem TU Wien Abrasimeter

Mit dem TU Wien Abrasimeter konnten erstmals die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Abrasivität von grobkörnigem Lockergestein untersucht werden:

- Korngröße
- Kornverteilung
- Kornform
- Wassergehalt

Anhand ausgewählter Untersuchungsmaterialien wurde darüber hinaus exemplarisch eine Gegenüberstellung unterschiedlicher Abrasivitäten vorgenommen.

Das TU Wien Abrasimeter wurde über einen Zeitraum von ca. 2,5 Jahren erprobt und weiterentwickelt, eine ausführliche Beschreibung der Geräteentwicklung findet sich im „Ergebnisbericht des Forschungsprojektes Abrasivität von Lockergestein“, des *Instituts für Geotechnik der TU Wien* [35]. Da die Versuchsergebnisse der verwendeten Untersuchungsmaterialien z.T. mit unterschiedlichen Ausbauständen des TU Wien Abrasimeters ermittelt wurden, sind sie untereinander lediglich qualitativ, und nur eingeschränkt quantitativ (hinsichtlich der Höhe der ermittelten Verschleißmassen) vergleichbar. Tabelle 6-1 gibt einen Überblick über die wesentlichen Geräteveränderungen bei den drei maßgeblichen Ausbauständen des TU Wien Abrasimeters.

Tabelle 6-1: Ausbaustände des TU Wien Abrasimeters in zeitlicher Abfolge (2009 – 2012) und die wesentlichen Veränderungen mit Einfluss auf den Drehflügelverschleiß.

Ausbaustand	Auflast	Geräteadaptionen	Drehflügel
I – Lieferzustand	Keine	Rechen (untauglich)	S275JR (1.0044) Härte 64 – 67 HRB
II – Orientierungsphase	Ring + externe Gewichte	Ergänzung Kunststoffdichtung am Auflasting	C15E (1.1141) mit Zunderschicht, Härte 61 – 72 HRB
III – Standardversuche	Ergänzung des Verschlusszylinders	Ergänzung Gegenauflager Drehwelle	C15E (1.1141) sandgestrahlt

Mit dem Gerät im Lieferzustand (Ausbaustand I) wurden keine verwertbaren Versuchsergebnisse erzielt. Während der Orientierungsphase (Ausbaustand II) standen primär die gerätetechnischen Einflussfaktoren auf den Drehflügelverschleiß und erst zweitrangig die Eigenschaften des Abrasivguts im Fokus des Interesses. Die Versuche mit dem Abrasimeter-Ausbaustand III werden Standardversuche genannt, weil es sich hierbei um den vorläufig endgültigen Entwicklungsstand des TU Wien Abrasimeters handelt, wie er in einem, derzeit in Entstehung begriffenen, ÖBV-Merkblatt [18] standardisiert ist.

Der gleiche Abrasimeter-Ausbaustand ist Voraussetzung für die uneingeschränkte Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse.

6.1 Untersuchungsmaterialien

Zur Charakterisierung der verwendeten Untersuchungsmaterialien dient vornehmlich – wie in der Bodenmechanik für grobkörniges Lockergestein üblich – die **Kornverteilung** nach ÖNORM B 4412. Tabelle 6-2 gibt die aus der Kornverteilung abgeleiteten Kennwerte der Untersuchungsmaterialien an, darüber hinaus werden auch indirekte Abrasivitätskennwerte ergänzt. Die mineralogischen Zusammensetzungen wurden mittels Röntgendiffraktometeranalysen durch das *Institut für Angewandte Geologie der Universität für Bodenkultur* ermittelt. Nur in Ausnahmefällen erfolgte eine manuell-optische Beurteilung durch die Verfasserin, wobei dies vorwiegend auf das Aussortieren der reinen Quarzkiese, zur Herstellung von Sonderproben, beschränkt blieb. Aus den quantitativen Gesamtmineralanalysen wurden die **äquivalenten Quarzgehalte**, gemäß Abschnitt 3.4.1, abgeleitet.

Weiters werden die Beschreibungen der **Kornformen** (siehe Abschnitt 3.4.2) und, soweit durchgeführt, die Ergebnisse von **LCPC-Versuchen** nach NF P 18-579 (siehe Abschnitt 3.1.1) angegeben.

Tabelle 6-2: Übersicht über die Untersuchungsmaterialien und Angabe von gewogenem mittleren Korndurchmesser d_{gm} [mm], Grobfaktor G [cm²], Ungleichförmigkeitszahl C_u und Krümmungszahl C_c sowie äquivalentem Quarzgehalt \dot{A}_{Qu} [-] (soweit bestimmt), Daten aus [33-35, 67].

Beschreibung der Materialien		d_{gm} [mm]	G [cm ²]	C_u [-]	C_c [-]	\dot{A}_{Qu} [-]
A Quartärer Donauschotter Marchfeld (Niederösterreich)						
A1	Kornfraktion 4 – 8 mm	6,0	195	1,4	0,93	69
A2	Kornfraktion 8 – 16 mm	12,0	225			62
A3	Kornfraktion 16 – 31,5 mm	23,8	255			71
A4	Mischung 4 – 31,5 mm	13,9	225	2,8	0,81	67 *)
A5	Mischung 2 – 31,5 mm	9,4	208	1,9	0,88	
A6	Mischung 8 – 31,5 mm	18,0	240	2,0	0,87	
A7	4 – 31,5 mm gebrochen auf 4 – 8 mm	6,0	195	1,4	0,93	
B Rezenter Donauschotter Lobau (Wien)						
B1	natürliche Ausgangskörnung	19,0	208	54,4	6,10	n.b.
B2	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	12,0	195	46,2	6,16	66 *)
B3	reduzierte Probe 4 – 31,5 mm	15,4	233	2,8	1,04	
C Rezenter Donauschotter Prater (Wien)						
C1	natürl. Ausgangskörnung mit 1 Stein	16,9	200	43,0	6,67	70 *)
C2	natürl. Ausgangskörnung ohne Steine	13,4	197	39,9	6,82	
C3	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	10,7	190	36,1	5,76	
C4	Sonderproben 6,3 – 31,5 mm	15,3	231	2,5	0,53	90 / 50 *)
D Quartärer Innschotter Unterinntal (Tirol)						
D1	gemittelte natürl. Ausgangskörnung	22,8	204	38,9	1,12	n.b.
D2	reduzierte Probe 4 – 31,5 mm	15,9	232	3,1	0,95	29 *)
D3	Kornfraktion 8 – 16 mm	12,0	225	1,4	0,93	29
D4	31,5 – 63 mm gebrochen auf 8 – 16 mm					35 *)

*) Diese \dot{A}_{Qu} -Werte wurden rechnerisch aus den Einzelfractionen gemittelt, bzw. auf Basis von vergleichbaren Erfahrungswerten oder gemittelten Rosiwal-Schleifhärten des Geröllspektrums geschätzt.

Im Einzelnen werden die Untersuchungsmaterialien nachfolgend beschrieben.

6.1.1 Quartärer Donauschotter aus dem Marchfeld (Niederösterreich)

Das ggst. Probenmaterial stammt aus einer Kiesgrube aus dem niederösterreichischen Marchfeld (nahe Markgrafneusiedl, östlich von Wien). Vorort wurde jeweils vorklassiertes Material der Korngruppen 4 – 8 mm, 8 – 16 mm und 16 – 31,5 mm in Kübel gefüllt und im *Erdbaulabor der TU Wien* nochmals nass gesiebt [35]. Mit diesem Material wurden vornehmlich Orientierungsversuche (Abrasiometer-Ausbaustand II) durchgeführt, mit Proben der Kornfraktion 8 – 16 mm auch Standardversuche (Ausbaustand III).

Aufgrund der eng gestuften Körnungslinien wird auf eine Darstellung der Kornverteilungen der Ausgangsproben verzichtet. Die Ungleichförmigkeitszahlen und Krümmungszahlen sind für die Proben A1 bis A3 gleich groß, nachdem es sich dabei jeweils um eine Kornklasse handelt (siehe Tabelle 6-2).

Die **Kornrundung** nach ÖNORM EN 933-5 ist für alle natürlichen Kornfraktionen als „vollständig gerundet“ zu bezeichnen [67].

Die vorliegenden Kornfraktionen wurden einerseits einzeln getestet und andererseits in verschiedenen Massenanteilen zu Laborproben gemischt, siehe dazu Tabelle 6-3. Auf die Darstellung der Kornverteilungslinien der Labormischproben wird ebenfalls verzichtet, da die Mischungsverhältnisse willkürlich gewählt waren und die Gemische keine natürlichen Lockergesteine darstellen.

Tabelle 6-3: Massenanteile der Labormischungen aus Kornfraktionen der Kiesgrube im Marchfeld (Niederösterreich), Proben A4 bis A7 lt. Tabelle 6-2, Daten aus [35].

Kornfraktion	Massenanteile [%]			
	A4	A5	A6	A7
2 – 4 mm (Unterkorn)	0	8	0	0
4 – 8 mm	33,6	52	0	33,6
8 – 16 mm	33,6	30	50	33,6 *)
16 – 31,5 mm	32,8	10	50	32,8 *)

*) Bruchkorn 4 – 8 mm

Bei der **mineralogischen Zusammensetzung** der Kiesproben dominiert Quarz (57% – 67% Massenanteile), gefolgt von Karbonaten (14% – 25%), Feldspäten (12% – 13%) und schließlich Schichtsilikaten (6% – 8%). Die aus den Analysen abgeleiteten äquivalenten Quarzgehalte sind der Tabelle 6-2 zu entnehmen. Es fällt auf, dass die Kornfraktion 8 – 16 mm einen vergleichsweise geringen Quarzanteil hat (bei gleichzeitig erhöhtem Karbonatanteil), was sich durch einen relativ niedrigen $\ddot{A}_{Qu} = 62$ ausdrückt. Für die Versuchsmischungen kann mit ausreichender Genauigkeit ein rechnerisch gemittelter äquivalenter Quarzgehalt von $\ddot{A}_{Qu} = 67$ angenommen werden [35].

Die ermittelten **LCPC-Abrasivitäts- und Brechbarkeitskoeffizienten** des Untersuchungsmaterials aus dem Marchfeld sind in Tabelle 6-4 zusammengestellt, wobei die Kennzahlen, die nach dem Stand der Technik zur Beschreibung der Abrasivität heranzuziehen wären, fett hervorgehoben sind. Bei Ausgangskörnungen ≤ 4 mm Korndurchmesser wurden die Werte für B_R in Klammern gesetzt, da diese Brechbarkeitskoeffizienten auch die Anteile der Ausgangsprobe $< 1,6$ mm beinhalten.

Tabelle 6-4: Ergebnisse der LCPC-Versuche an Kornfraktionen des quartären Donauschotter aus dem Marchfeld, Daten aus [35, 67].

Ausgangs- korngröße	Versuchskorngröße (Bruchkorn)	A_{BR} [g/t]		B_R [%]	
		w = 0	w = 15%	w = 0	w = 15%
2 – 4 mm (Unterkorn)		297	889	(43,6)	(38,5)
4 – 6,3 mm		626	1.220	42,5	34,4
4 – 8 mm		781	-	43,5	-
8 – 16 mm	4 – 6,3 mm	1.346	-	43,5	-
16 – 31,5 mm		1.423	1.982	43,4	31,0
16 – 31,5 mm	2 – 4 mm	970	1.706	-	(35,2)
4 – 31,5 mm	4 – 6,3 mm *)	1.099	1.676	42,6	33,9

*) entsprechend der Ausgangskornverteilung rückgemischte Bruchkornmischung

Die unterschiedlichen Quarzgehalte der Kornfraktionen 8 – 16 mm ($\ddot{A}_{Qu} = 62$) und 16 – 31,5 mm ($\ddot{A}_{Qu} = 71$) werden durch die Differenz der Abrasivitätskoeffizienten der Bruchkörnungen von 77 g/t etwas unterproportional abgebildet. Die Steigerungen der Abrasivität durch die zunehmende Korngröße, durch die Bruchkantigkeit sowie durch die Bewässerung der Proben ist deutlich zu erkennen. Die Brechbarkeitskoeffizienten korrelieren nicht mit den Abrasivitätskoeffizienten.

6.1.2 Rezenter Donauschotter aus der Lobau in Wien

Im Zuge eines Forschungsprojekts wurden aus einem Schachtaushub nahe Raffineriestraße, in 1220 Wien (Lobau), Material entnommen und in Kübeln in das *Erdbaulabor der TU Wien* gebracht [33]. Die Versuche mit dem Donauschotter aus der Wiener Lobau wurden ausschließlich mit dem Abrasimeter-Ausbaustand II durchgeführt, also ohne Verschlusszylinder (Gesamtauflast 13,5 kg), ohne Gegenauflager der Drehwelle und mit Drehflügeln welche eine Zunderschicht an der Oberfläche aufwiesen.

Die Kornverteilungen der Kübelproben waren sehr homogen, wie in Abbildung 6-1 dargestellt. Nach Absieben der Anteile mit Korngrößen > 31,5 mm ergibt sich eine „reduzierte“ Kornverteilung der Proben für die Abrasimeterversuche. Eine weitere reduzierte Probe wurde durch Entfernen aller Kornanteile ≤ 4 mm hergestellt. Die aus der Probenvorbereitung resultierenden Veränderungen der charakterisierenden Kornverteilungskennzahlen sind der Tabelle 6-2 (Probenmaterial B1 bis B3) zu entnehmen.

Durch den Wegfall der Grobkiese > 31,5 mm und der Steine aus der Bodenprobe reduziert sich der gewogene mittlere Korndurchmesser d_{gm} deutlich (Probe B2). Werden darüber hinaus auch die Sand- und Feinkiesfraktion weggelassen, nimmt der gewogene mittlere Korndurchmesser zwar wieder zu, jedoch wird aus der natürlichen, weit gestuften intermittierenden Kornverteilung eine relativ eng gestufte Körnung. Bei Nichtberücksichtigung aller Anteile mit Korndurchmesser > 31,5 mm werden beim TU Wien Abrasimeterversuch zwischen 12% und 16% der Ausgangskörnung nicht einbezogen, je nachdem ob bei der Siebung des Ausgangsmaterials ein Stein enthalten war oder nicht. Die reduzierte Kornverteilungslinie $\leq 31,5$ mm erscheint für das natürliche Material immer noch repräsentativ, siehe Abbildung 6-1.

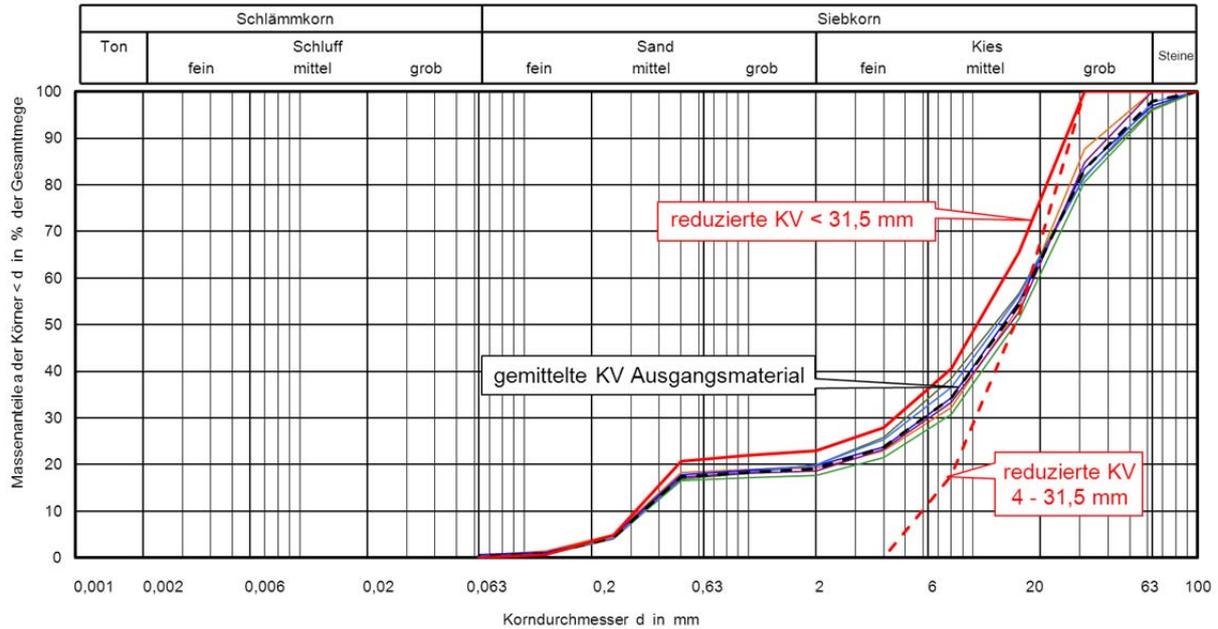


Abbildung 6-1: Kornverteilungslinien des rezenten Donauschotters aus der Lobau in Wien und reduzierte Kornverteilungslinien < 31,5 mm für die Abrasimeterversuche.

Die **Kornrundung** der Kiesfraktionen (Korngrößen > 2,0 mm) nach ÖNORM EN 933-5 ist als „vollständig gerundet“ zu bezeichnen, wobei ein geringer Anteil an gebrochenen Körnern lediglich bei den Feinkiesen $\leq 4,0$ mm festgestellt wurde. Innerhalb der Sandfraktion bestätigte sich die Tendenz der zunehmenden Scharfkantigkeit mit kleiner werdenden Korngröße durch eine optische Beurteilung der Kornformen (Kornfraktion 1 – 2 mm \rightarrow 7% der ausgezählten Körner „scharfkantig“, Kornfraktion 0,5 – 1 mm \rightarrow 11% „scharfkantig“). [33]

Der **Gesamtmineralbestand** wurde an einer Mischprobe der Korngrößen 2 – 63 mm, mittels Röntgendiffraktometeranalyse ermittelt. Es fanden sich 61% (Massenanteile) Quarz, 20% Karbonate, 12% Feldspäte und 7% Schichtsilikate, woraus sich der äquivalente Quarzanteil $\ddot{A}_{Qu} = 66$ errechnet.

Aus den Projektunterlagen für das Forschungsprojekt [33] waren **LCPC-Abrasivitätskoeffizienten** zwischen 680 g/t und 1.400 g/t, sowie Brechbarkeitskoeffizienten zwischen 34% und 43% für das gesamte Projektgebiet bekannt. Zur besseren Anbindung an diese Informationen wurden eigene LCPC-Versuche durchgeführt (nur trockene Versuche), die Ergebniswerte sind der Tabelle 6-5 zu entnehmen.

Tabelle 6-5: Ergebnisse der LCPC-Versuche an Proben des rezenten Donauschotters aus der Lobau in Wien, Daten aus [33].

Ausgangs-korngröße	Versuchskorngröße (Bruchkorn)	A_{BR} [g/t]	B_R [%]
	4 – 6,3 mm	514	36
4 – 31,5 mm	4 – 6,3 mm *)	1.071	39
4 – 63 mm		1.073	40

*) entsprechend der Kornverteilung rückgemischte Bruchkornmischung

Die Berücksichtigung der Grobkiesfraktion $> 31,5$ mm in der LCPC-Bruchkornmischung übte praktisch keinen Einfluss auf den ermittelten Abrasivitätskoeffizient aus. Im Vergleich mit den Werten der Bauprojektausschreibung wird der Brechbarkeitsindex bestätigt, während die auf der TU Wien ermittelten Abrasivitätskoeffizienten signifikant niedriger sind. Mögliche Ursachen für diese Differenzen können aus den in Abschnitt 3.1.1 beschriebenen, mangelhaften Festlegungen von Probenvorbereitung und Drehflügel resultieren.

6.1.3 Rezenter Donauschotter aus dem Wiener Prater

Der Donauschotter aus dem Wiener Raum gilt erfahrungsgemäß als „abrasiver Baugrund“, weshalb dieses Material zur umfassenden Untersuchung seiner Abrasivität nach dem Stand der Technik (siehe Abschnitt 5.1) herangezogen wurde. Zu diesem Zweck und für die weiterführenden Untersuchungen mit dem TU Wien Abrasimeter wurde ca. 1 m^3 Donauschotter, aus einem Schlitzwand-Schachtaushub im Wiener Prater (Nähe Lusthaus), ca. 7,5 m unter GOK, entnommen und an das *Erdbaulabor der TU Wien* verführt. Der Vollständigkeit halber muss erwähnt werden, dass die Schlitzwand während des Schachtaushubs abgefräst wurde und das Aushubmaterial daher z.T. mit Schlitzwandresten (Betonsplitter und frisch gebrochenen Zuschlagkörnern, teilweise mit Zementanhaftungen) versetzt war. Vor der Weiterverarbeitung für die Abrasivitätsuntersuchungen wurden die Beton- und Zementsplitter größtenteils aussortiert, was jedoch erst ab einer Korngröße von 4 mm sinnvoll möglich war. [35]

Die Untersuchungen des rezenten Donauschotters aus dem Wiener Prater erfolgten mit dem **Abrasimeter-Ausbaustand III** (Standardversuche).

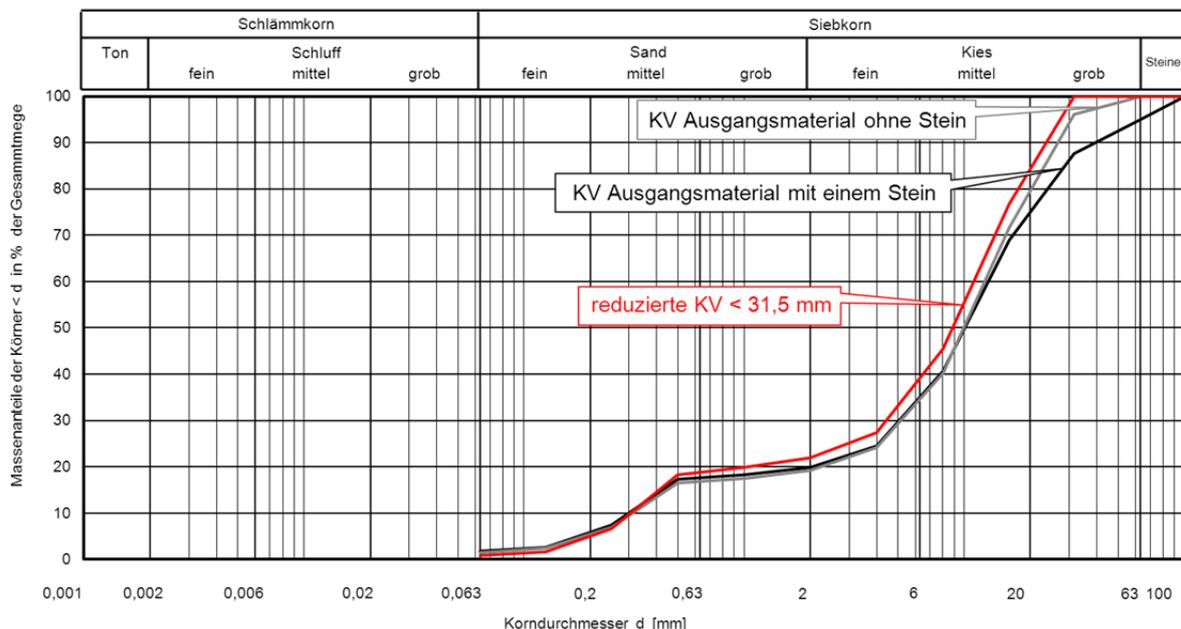


Abbildung 6-2: Kornverteilungslinien des rezenten Donauschotters aus dem Wiener Prater mit und ohne Berücksichtigung der Steinfraction und reduzierte Kornverteilungslinien $< 31,5$ mm.

Bei dem vorliegenden Boden handelt es sich gemäß ÖNORM B 4400-1 um ein intermittierendes Sand-Kies-Gemisch, mit einer für rezenten Donauschotter durchaus typischen Fehlkörnung im Grobsandbereich, siehe Abbildung 6-2 (Ausgangsmaterial).

Es wurden lediglich 12 Steine (Korndurchmesser > 63 mm) in der gesamten vorhandenen Probe gefunden, was die grundsätzliche Problematik der Grobfraktion im Lockergestein widerspiegelt: Steine beeinflussen die Lockergesteinseigenschaften maßgebend. Es kann jedoch nicht mit ausreichender Genauigkeit prognostiziert werden, ob bei einer geplanten Tiefbaumaßnahme Steine (und Blöcke) angetroffen werden oder nicht, und wenn ja, wie viele, wie sie gestaltet sind und wo sie in Relation mit dem Bearbeitungswerkzeug situiert sind. Für eine statistisch abgesicherte Beurteilung der abrasiven Eigenschaften der Steinfraktion des rezenten Donauschotters wäre eine Mindestanzahl von rd. 300 Einzelsteinen erforderlich, was jedoch im vorhandenen Material auch nicht annähernd gegeben ist [31, 35].

Bei den Abrasimeterversuchen im Rahmen dieser Arbeit sollte der Einfluss einer variierenden Kornzusammensetzung auf den Drehflügelverschleiß weitestgehend reduziert werden, um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zusätzlich abzusichern. Daher wurde die reduzierte Probe C3, sowie die Sonderproben C4 für alle Versuche jeweils eigens, aus den vorher aus der Gesamtprobe durch Trockensiebung und nachgeschalteter Nasssiebung gewonnenen Kornfraktionen, zusammengestellt. Die sich auf diese Weise ergebende Kornverteilungslinie ist in Abbildung 6-2 der gemittelten natürlichen Kornverteilung gegenüber gestellt. Die Veränderungen der bodenmechanischen Kennzahlen durch die beschriebene Probenvorbereitung sind der Tabelle 6-2 (Proben C1 bis C3) zu entnehmen.

Mit der reduzierten Probe C3 (0,063 – 31,5 mm) werden 88% der Ausgangskörnung (unter Berücksichtigung eines Steines) erfasst, was die ermittelten Abrasivitätswerte als repräsentativ für die gesamte Kornmischung erscheinen lässt.

Bei dem in Tabelle 6-2 als „Sonderproben“ (C4) bezeichneten Material handelt es sich um spezielle Labormischungen, bei welchen aus den verwendeten Kornfraktionen des Donauschotters die augenscheinlichen Quarze bestimmt und aussortiert wurden. Auf diese Weise wurden sog. „Quarz“-Proben und „Rest“-Proben selektiert, wobei in letzteren, neben den nicht erkannten reinen Quarzen, auch die natürlich vorkommenden, quarzhaltigen Gneise, Granite und Amphibolite enthalten sind. Dies führt zu einem, auf Basis von Erfahrungswerten bei LCPC-Versuchen, geschätzten äquivalenten Quarzgehalt der „Rest“-Proben von $\ddot{A}_{Qu} \approx 50$. Die Kornzusammensetzung der Sonderproben besteht zu 43% aus Korngrößen 16 – 31,5 mm, 21% 8 – 16 mm und 36% 6,3 – 8 mm. [35]

Die **Kornformen** der einzelnen Donauschotterfraktionen wurden genau untersucht und es zeigte sich eine Bestätigung der generellen Tendenz, wie sie bereits bei dem in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Donauschotter (Bereich Lobau) auftrat. Der rezente Donaukies ist überwiegend als gerundet bis gut gerundet und untergeordnet auch als rundkantig zu bezeichnen, die Kornrundung nimmt allerdings innerhalb der Kiesfraktion mit abnehmendem Korndurchmesser deutlich ab. In der Grobsandfraktion finden sich hingegen praktisch keine gerundeten Körner mehr, siehe Abbildung 6-3. Die häufigste

Formklasse der Grobkiese und Steine nach Zingg (1953) ist „flach“. Der Anteil an gebrochenen Körnern nach ÖNORM EN 933-5 betrug in der Grobsandfraktion 1 – 2 mm 32%, während er bei der Feinkiesfraktion 2 – 4 mm nur bei 14% lag und bei den größeren Kiesen und Steinen praktisch bei null. [35]

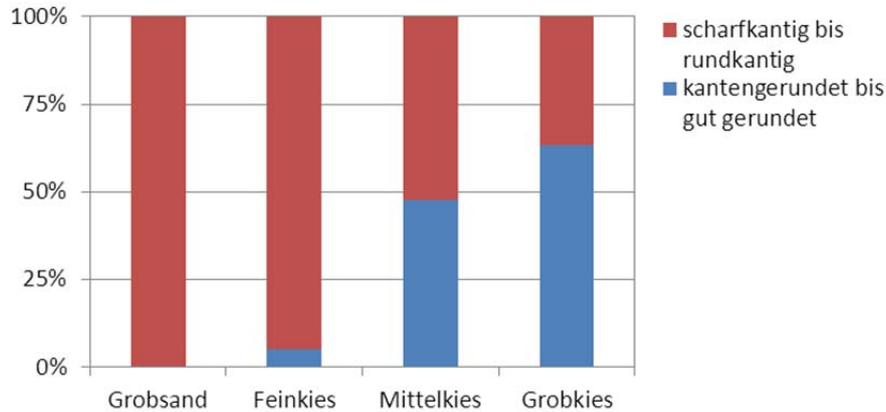


Abbildung 6-3: Entwicklung der Kornformen in Abhängigkeit von der Korngröße innerhalb des rezenten Donauschotters aus dem Wiener Prater, ermittelt mit dem Gerät „Petroscope“ der TU Graz, Daten aus [35].

Die überwiegenden Kornformen in der Sonderproben (C4 in Tabelle 6-2) sind, aufgrund des Wegfalls der Feinfraktionen $\leq 6,3$ mm, (gut) gerundet. Weiters weisen die Einzelkörner der „Quarz“-Proben hauptsächlich kubische und gedrungene Formen auf, während die „Rest“-Proben eine deutliche Tendenz zu flachen und stengeligen Körnern zeigen.

Die **mineralogische Zusammensetzung** des Donauschotters ≤ 16 mm Korngröße stellte sich über alle Kornfraktionen relativ homogen dar. Die Quarzanteile schwankten zwischen 66% und 69%, wobei kein signifikanter Zusammenhang mit der Korngröße erkennbar war. Der Karbonatanteil war bei der Kornfraktion 8 – 16 mm mit 23% deutlich erhöht, alle anderen Messproben wiesen zwischen 11% und 18% Karbonate auf. Feldspäte wurden in Massenanteilen zwischen 7% (Fraktion 8 – 16 mm) und 11% ermittelt und Schichtsilikate zwischen 3% (Fraktion 8 – 16 mm) und 12% (Fraktion 0,25 – 0,5 mm). Der aus den Untersuchungsergebnissen arithmetisch gemittelte äquivalente Quarzgehalt der Bestandteile kleiner 16 mm beträgt $\ddot{A}_{Qu} = 70$ und hat eine Schwankungsbreite von 69 bis 73. [31, 35]

Eine petrografische Analyse der Mittel- und Grobkiese wies innerhalb der Fraktion 8 – 16 mm 62% Gangquarze aus und innerhalb der Fraktion 16 – 31,5 mm 60%, die übrigen Geröllbestandteile sind Sandstein, Kalk, Dolomit sowie Gneis, Granit und Amphibolit [79]. Es finden sich also auch unter den Nichtquarzen schleißscharfe Gesteine, weshalb der äquivalente Quarzgehalt größer sein muss, als der Anteil an reinen Quarzen im Geröllspektrum. Eine Röntgendiffraktometer-Analyse verschiedener Bruchfraktionen der Ausgangskörnung 16 – 31,5 mm ergab hingegen einen erhöhten Karbonatanteil (20% – 25%) bei gleichzeitig relativ niedrigem Quarzanteil (60% – 63%). Daraus errechnen sich für diese Kornfraktion äquivalente Quarzgehalte von $\ddot{A}_{Qu} = 64$ bis 68, was geringer ist, als aus der petrografischen Analyse zu erwarten war und deutlich unter den Werten für die Kornfraktionen ≤ 16 mm liegt. Es besteht die Vermutung, dass sich der Bruchvorgang selektiv auf die mineralogische Zusammensetzung der Bruchkörner auswirkt [35].

Innerhalb der Steinfraktion bestätigte sich, wenn auch statistisch keinesfalls abgesichert, die grundsätzliche lithologische Zusammensetzung der Donauschotter: Es fanden sich 7 Steine aus Quarz, 2 Gneise, 2 Kalksteine und ein Quarzit-Sandstein im Probenkollektiv [35].

Da der **LCPC-Versuch** der bis dato am häufigsten verwendete ist, um die Lockergesteinsabrasivität zu quantifizieren, wurden mit dem ggst. Untersuchungsmaterial eingehende Untersuchungen über die Aussagekraft des LCPC-Abrasivitätskoeffizienten durchgeführt und vorab veröffentlicht [31]. Es zeigten sich interessante Zusammenhänge über die Einflussfaktoren auf den Drehflügelverschleiß im tribologischen System „LCPC-Versuch“, welche innerhalb dieser Arbeit bereits in Abschnitt 4.1 dargestellt wurden. Im Detail sei auf folgende Abbildungen und begleitende Textpassagen verwiesen:

- Abbildung 4-4 → Einfluss des äquivalenten Quarzgehalts (und der Kornform)
- Abbildung 4-7 → Einfluss von Korngröße und Drehflügelstahl
- Abbildung 4-12 → Einfluss der Bruchkantigkeit (und der Korngröße)
- Abbildung 4-13 → Einfluss der Versuchsdauer bzw. der Korndegradation
- Abbildung 4-16 → Einfluss des Wassergehalts

In Tabelle 6-6 sind die Ergebnisse zusammengestellt, welche mit LCPC-Drehflügeln der Stahlsorte C15E mit sandgestrahlter Oberfläche (Rauigkeit 30 µm) erzielt wurden, während die oben erwähnten Abbildungen auf Verschleißmassen nicht sandgestrahlter Drehflügel beruhen.

Tabelle 6-6: *Ergebnisse der LCPC-Versuche an Proben des rezenten Donauschotters aus dem Wiener Prater, Daten aus [35].*

Ausgangs- korngröße	Versuchskorngröße (Bruchkorn)	A _{BR} [g/t]		B _R [%]	
		w = 0%	w = 15%	w = 0%	w = 15%
8 – 16 mm	2 – 4 mm	972	1.730	(49)	(33) **
	4 – 6,3 mm	810	1.437	35	27
	6,3 – 8 mm	1.099	-	42	-
4 – 31,5 mm *)	4 – 6,3 mm	1.366	-	35	-
0 – 31,5 mm *)		-	1.582	-	43

*) Entsprechend der Ausgangskornverteilung rückgemischte Bruchkornmischung.

** B_R nur eingeschränkt gültig, da bereits in der Versuchsprobe Anteile < 1,6 mm enthalten waren.

Eine stichhaltige Aussage über die Gesamtabrasivität des untersuchten Donauschotters, die von sämtlichen enthaltenen Kornfraktionen bestimmt ist, erscheint mit dem LCPC-Versuch nicht möglich. Nach dem bisherigen Stand der Technik könnte entweder nur das natürliche Rundkorn 4 – 6,3 mm, mit A_{BR} = 810 g/t als Abrasivität des Donauschotters gelten (da die mineralogische Zusammensetzung dieser Fraktion für das gesamte Material repräsentativ ist), oder die anteilig rückgemischte Bruchkornmischung 4 – 31,5 mm, mit A_{BR} = 1.366 g/t. Die Versuche mit Wasserzugabe entsprechen bereits dem „erweiterten Stand der Technik“.

Die Verwendung von feuchtem Abrasivgut (Wassergehalt w = 15%) führt bei den untersuchten Feinfraktionen ≤ 4 mm zu einer sehr starken Zunahme der Abrasivität (Steigerungsfaktoren von 5,3 bzw. 4,1 gegenüber dem trockenen Abrasivgut), bei der natürlichen Fraktion 4 – 6,3 mm beträgt der

Steigerungsfaktor 2,0, während alle Bruchkörnungen und Bruchkornmischungen, unabhängig von der Ausgangskorngröße, Steigerungsfaktoren von 1,5 bis 1,8 aufweisen.

Bei den Bruchkörnungen und Bruchkornmischungen zeigt sich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem LCPC-Abrasivitätskoeffizient und dem (gewogenen) gemittelten Korndurchmesser der Ausgangskörnungen. Die Kornfraktion 16 – 31,5 mm erscheint jedoch weniger abrasiv als die kleinere Kornfraktion 8 – 16 mm, was einen geringeren Gehalt an schleifscharfen Mineralen bestätigen würde.

6.1.4 Quartärer Innschotter aus dem Tiroler Unterinntal

Im Sommer 2012 wurden 20 Kübeln mit Rückstellproben von einer Baustelle aus dem Unterinntal an das *Erdbaulabor der TU Wien* geliefert und es erging der Auftrag, lediglich die Grobfraktionen hinsichtlich ihrer Abrasivität zu untersuchen. Aus den Kornverteilungslinien in Abbildung 6-4 und den Kennzahlen aus Tabelle 6-2 lässt sich erkennen, dass die reduzierte Kornverteilung 4 – 31,5 mm nicht mehr für das gesamte Lockergestein repräsentativ ist, es werden lediglich 32,5 M% der gesamten Kornverteilung in die Abrasivitätsuntersuchung einbezogen.

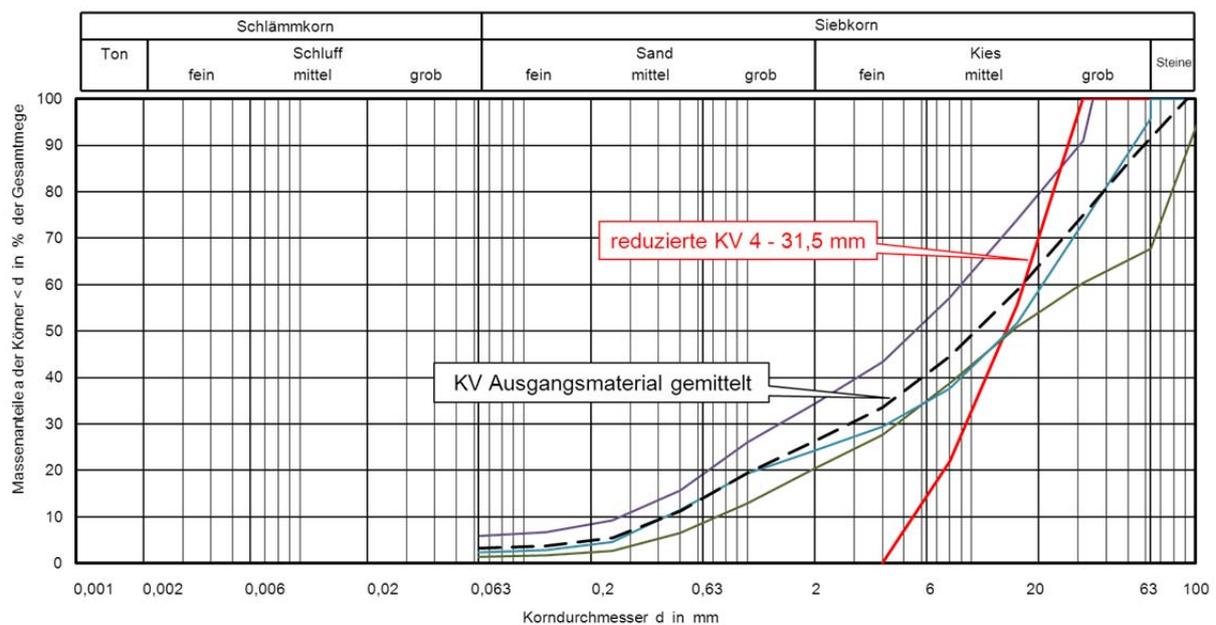


Abbildung 6-4: Kornverteilungslinien des Probenmaterials aus dem Tiroler Unterinntal mit variierendem Sandanteil, rechnerisch gemittelte und reduzierte Kornverteilungslinie 4 – 31,5 mm.

Die Untersuchungen des Unterinntalschotters erfolgten mit dem Abrasimeter-Ausbaustand III (Standardversuche).

Bei den Kornfraktionen 4 – 31,5 mm lässt sich ein nennenswerter Anteil an rundkantigen **Kornformen** ausmachen, nur die reinen Quarzgerölle sind mehrheitlich gerundet bis gut gerundet.

Die Röntgendiffraktometeruntersuchungen am *Institut für Angewandte Geologie der Universität für Bodenkultur* zeigten bei den Kornfraktionen 4 – 8 mm, 8 – 16 mm und 16 – 31,5 mm einen gleichbleibenden Quarzgehalt von 21 – 22%. Lediglich der Karbonatanteil schwankt innerhalb dieser

Fractionen leicht, zwischen 52% und 56%. Insgesamt errechnet sich für die Kornfraktionen 4 – 31,5 mm ein äquivalenter Quarzanteil von $\ddot{A}_{Qu} = 28 - 29$, was als über die untersuchten Korngrößen einheitlich angesehen wird. Eine gesteinskundliche Beurteilung der Grobfractionen durch den *Forschungsbereich Ingenieurgeologie des Institutes für Geotechnik der TU Wien* ergab bei den Grobkiesen (31,5 – 63 mm) einen vergleichsweise geringeren Karbonatanteil von nur 38% mit gleichzeitig erhöhtem Anteilen an stark quarzhaltigen Gesteinen (Hornblendegneis – Amphibolit, Quarzmobilisat und Quarzphyllit – Quarzit) von 31% der 349 Stück untersuchten Körner. Aus diesen Gesteinszusammensetzungen wurde für die Grobkiesfraktion 31,5 – 63 mm ein gegenüber den Kornfraktionen $\leq 31,5$ mm deutlich höherer äquivalenter Quarzanteil von $\ddot{A}_{Qu} \sim 35$ abgeleitet. Die insgesamt vorliegenden 56 Steine (> 63 mm Korndurchmesser) erlaubten keine repräsentative gesteinskundliche Beurteilung. [34]

Für die Beurteilung der Abrasivität nach dem Stand der Technik wurden **LCPC-Versuche**, einerseits an der natürlichen Kornfraktion 4 – 6,3 mm und andererseits an einer Labormischung der, z.T. auf die Prüfkorngröße gebrochenen und anteilig der reduzierten Kornverteilung rückgemischten, Kornfraktionen 4 – 31,5 mm durchgeführt. Die Ergebnisse sind nachfolgender Tabelle 6-7 zu entnehmen.

Tabelle 6-7: *Ergebnisse der LCPC-Versuche an Proben des Tiroler Unterinntalschotters (Drehflügel sandgestrahlt), Daten aus [34].*

Ausgangskorngröße	Versuchskorngröße (Bruchkorn)	A _{BR} [g/t]	B _R [%]
	4 – 6,3 mm	406	41
4 – 31,5 mm	4 – 6,3 mm *)	574	40

*) *entsprechend der Kornverteilung rückgemischte Bruchkornmischung*

6.2 Untersuchte Einflüsse auf die Abrasivität

6.2.1 Einflussfaktor Wasser

Auf Basis des bisherigen Wissensstands (siehe Abschnitt 4.1.5) war davon auszugehen, dass die Abrasivität von Lockergestein maßgebend davon bestimmt wird, ob bzw. wie viel Feuchtigkeit vorhanden ist. Aus diesem Grund sollen die Untersuchungen über den Einfluss von Wasser auf die Abrasivität der Bodenproben als erstes behandelt werden.

Anhand einer Versuchsreihe mit rezemem Donauschotter aus dem Wiener Prater (Probe C3 gemäß Tabelle 6-2) wurden die Auswirkungen von unterschiedlichen Wassergehalten ($w = 5 - 25\%$) auf den Drehflügelverschleiß im TU Wien Abrasimeter (Ausbaustand III) untersucht. Dabei zeigte sich jedoch **kein ausgeprägtes Abrasivitätsmaximum bei einem bestimmten Wassergehalt** des Abrasivguts. Die gemessenen Verschleißmassen der Abrasimeter-Drehflügel belegen vielmehr, dass die Abrasivität des Donauschotters bei Befeuchtung auf ein in etwa dreimal so hohes Niveau wie jene des ofentrockenen Bodens ansteigt, und zwar unabhängig vom eingestellten Versuchswassergehalt ($f_w = 2,9 - 3,3$). Wie aus Abbildung 6-5 abzuleiten ist, weist die Messung nach der ersten Versuchsstunde ($n = 2$) zwar ein leichtes Maximum bei einem Wassergehalt von 15% auf, dieses wird jedoch durch die

Messungen nach einer halben und nach zwei Stunden Versuchsdurchführung nicht bestätigt. Die Verschleißintensitäten w_{ms} des TU Wien Abrasimeter-Drehflügels pendeln, unabhängig vom Wassergehalt, während der ersten Versuchsstunde (Messungen $n = 1$ und 2) zwischen $0,65 - 0,75 \text{ mg/m}$, während w_{ms} bei der trockenen Probe während der gesamten Versuchsdauer nur $0,22 \text{ mg/m}$ beträgt. Beim dritten Messzeitpunkt, nach zwei Stunden, stellten sich bei den befeuchteten/nassen Proben deutlich reduzierte Verschleißgeschwindigkeiten ein, was auf die mit der Versuchsdauer zunehmende Freischlagproblematik des Drehflügels zurückzuführen ist, die sich insbesondere bei niedrigen Wassergehalten $w < 15\%$ ausgeprägt auswirkte.

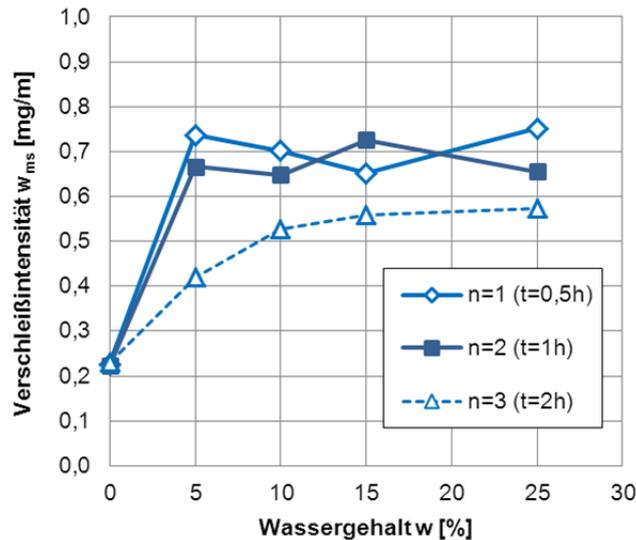


Abbildung 6-5: Einfluss des Wassergehalts auf die Drehflügel-Verschleißintensität w_{ms} [mg/m] im TU Wien Abrasivitätsversuch mit rezentem Donauschotter, Daten aus [35].

Vergleichsversuche mit der Kornfraktion $8 - 16 \text{ mm}$ des quartären Donauschotters aus der Marchfelder Kiesgrube (Probe A2) bestätigen das Fehlen eines ausgeprägten Abrasivitätsmaximums in Abhängigkeit vom Wassergehalt [35]. Der Abrasivitätssteigerungsfaktor infolge Wasserzugabe beträgt für diese gleichkörnige Probe gleichzeitig nur $f_w = 1,7$.

Eine mögliche Erklärung für das Fehlen eines deutlichen Abrasivitätsmaximums bei einem bestimmten Wassergehalt ergibt sich aufgrund der vergleichsweise großen Korndurchmessern der verwendeten Schotterproben: Die in der Literatur dargestellten Verschleißmaxima bei einem Wassergehalt des Abrasivguts von $w \sim 10\%$ beruhen auf Verschleißstopfversuchen mit Sanden $< 3 \text{ mm}$ [95] bzw. Sand-Fein-Mittelkies-Gemischen $< 10 \text{ mm}$ [50]. Im Gegensatz dazu ist in den intermittierend gestuften Donauschotterproben (Größtkorn $31,5 \text{ mm}$) lediglich ein Sandanteil von rd. 20% enthalten und es erscheint naheliegend, dass die entsprechend großen Poren der Bodenproben – unabhängig vom Wassergehalt – die Ausbildung einer abrasivitätssteigernden „scheinbaren Kohäsion“ verhindern.

Dieser Erklärungshypothese würden jedoch die Ergebnisse der LCPC-Versuche widersprechen, die an Proben mit Korngrößen $4 - 6,3 \text{ mm}$ sehr wohl ein Abrasivitätsmaximum (bei $w = 15\%$) belegen (siehe Abbildung 4-16). Auf der anderen Seite wäre es allerdings auch denkbar, dass die enorme Drehflügelgeschwindigkeit des LCPC-Drehflügels (4.500 U/min) und die daraus resultierenden Flieh-

kräfte an den Feststoffpartikel in der Suspension für das wassergehaltsabhängige Verschleißverhalten des Drehflügels verantwortlich sind.

Andere Ursachen für das Fehlen eines Abrasivitätsmaximums in Abhängigkeit vom Wassergehalt der Bodenproben im TU Wien Abrasimeterversuch sind ebenfalls denkbar: So könnte ein allenfalls vorhandenes Abrasivitätsmaximum bei einem sehr geringen Wassergehalt (< 5%), oder in einem sehr engen Bereich zwischen den – mehr oder weniger genau – eingestellten Versuchswassergehalten (z.B. bei genau $w = 7,25\%$) liegen, was mit dem TU Wien Abrasimeter nicht erfasst werden kann. Darüber hinaus könnte sich der „kritische Wassergehalt“, welcher zu einem Abrasivitätsmaximum führen würde, mit der zunehmenden Kornverfeinerung während der Versuchsdurchführung laufend verschieben. Eine versuchstechnische Ursache ist ebenfalls möglich, da die Flügelrotation während des TU Wien Abrasimeterversuchs zur Entmischung der Probe führt. Es konnte beobachtet werden, dass die Wasser-Feinkorn-Suspension (insbesondere bei Versuchswassergehalten > 15%) nach oben – über den Auflastring – und an den Topfrand gedrückt wird. Im unmittelbaren Bereich um den Drehflügel könnte sich daher innerhalb der Bodenprobe immer mehr oder weniger derselbe Wassergehalt einstellen (z.B. der Sättigungswassergehalt). Dieser Erklärungshypothese widersprechen jedoch die ermittelten Verfeinerungsgrade, welche in Abhängigkeit vom Wassergehalt während der Versuchsdurchführung starke Unterschiede aufwiesen: Obwohl für die Abrasimeterversuche mit den Proben C3 eine gleichbleibende Ausgangskornverteilung hergestellt wurde, variierten die Verfeinerungsgrade nach Versuchsende zwischen $\Delta G = 26 \text{ cm}^2$ (bei $w = 5\%$) und $\Delta G = 71 \text{ cm}^2$ (bei $w = 15\%$). Bei der trockenen Versuchsdurchführung und bei den Versuchen mit 10%, bzw. 25% Wassergehalt lagen die Verfeinerungsgrade zwischen diesen Extremwerten. Die Verfeinerungsgrade korrelieren nicht mit den gemessenen Drehflügelverschleißwerten. [35]

Die TU Wien Abrasivitäts-Untersuchungen mit und ohne Wasser bestätigen an verschiedenen Lockergesteinsproben die **grundsätzliche abrasivitätssteigernde und kornverfeinerungsfördernde Wirkung von Wasser**, siehe Tabelle 6-8. Das Ausmaß der Einflussnahmen ist jedoch nicht einheitlich: Während die Abrasivitätssteigerungsfaktoren infolge Wasser f_w [-] zwischen 1,3 und 2,9 liegen, betragen die Steigerungsfaktoren der Kornverfeinerung zwischen 1,3 und 1,8 (mit einem Ausreißer von 2,7) und korrelieren nicht miteinander.

Aus den Versuchen A2, A4 und A6 ist in Tabelle 6-8 der Trend abzulesen, dass der Einflussfaktor von Wasser auf die Abrasivität f_w [-] mit zunehmendem mittleren Korndurchmesser der Bodenprobe abnimmt, was mit den analytischen Überlegungen in Abschnitt 4.1.5 übereinstimmen würde: Je kleiner die Körner sind, umso mehr davon befinden sich im Versuchstopf und umso größer ist auch die Porenanzahl in der Probe, bei gleichzeitig kleineren Porenweiten. Insgesamt sind die möglichen Bindungskräfte des Porenwinkelwassers bei feinkörnigen Proben größer als bei grobkörnigen (vergleiche Kohäsion in feinkörnigen Böden). Höhere Bindungskräfte führen dazu, dass dem Drehflügel bei seiner Bewegung durch die Bodenprobe mehr Widerstand entgegengesetzt wird, was zu einer Zunahme des Abrasivverschleißes führt.

Tabelle 6-8: TU Wien Abrasivitätsindizes $AIW [-]$ und auf die Versuchsdauer bezogene Verfeinerungsgrade $\Delta G/D [cm^2/h]$ für trockene und für nasse Versuchsdurchführungen, Daten aus [33-35, 67].

Beschreibung der Materialien	Auf- last [kg]	Dreh- Flügel	AIW_{tr} [-]	AIW_n [-]	f_w [-]	$\Delta G/D [cm^2/h]$		
						w = 0	w~10%	
A Quartärer Donauschotter Marchfeld (Niederösterreich)								
A2	Kornfraktion 8 – 16 mm	11,5	Zunder	122	212	1,7	9	16
A2	Kornfraktion 8 – 16 mm	13,5		198	332	1,7	17	23
A4	Mischung 4 – 31,5 mm	11,5		119	177	1,5	9	16
A6	Mischung 8 – 31,5 mm			224	293	1,3	8	14
B Rezentner Donauschotter Lobau (Wien)								
B2	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	11,5	Zunder	128	165	1,3	6	16
B3	reduzierte Probe 4 – 31,5 mm			186	309	1,7	10	15
C Rezentner Donauschotter Prater (Wien)								
C3	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	13,5	III	63	183	2,9	20	26
C3	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm		Zunder	208	354	1,7	20	30
C4	Sonderprobe 6,3 – 31,5 mm QUARZ		III	81	196	2,4	8	13
D Quartärer Innschotter Unterinntal (Tirol)								
D2	reduzierte Probe 4 – 31,5 mm	13,5	III	84	239	2,8	32	53

Flügel III → sandgestrahlte Oberfläche (Abrasimeter-Ausbaustand III)

Aufgrund dieser Versuchsergebnisse und unter Berücksichtigung der Grundlagen gemäß Abschnitt 4.1.5 dürfte die Größe der Einflussnahme von Wasser auf die Abrasivität von folgenden Lockergesteinseigenschaften abhängen:

- Mineralogie der Einzelkörner (bestimmt die Größe der Kontaktwinkel des Porenwinkelwassers und damit die Wirkungsrichtung der Kontaktspannungen zwischen den Bodenpartikeln)
- Korngrößen und Kornverteilung (bestimmen die Porenweiten und Porenzahlen)
- Kornformen (bestimmen ebenfalls die Porenweiten und Porenzahlen)

Darüber hinaus haben folgende TU Wien Abrasimeter-Randbedingungen Einfluss auf den Steigerungsfaktor der Abrasivität durch Wasserzugabe $f_w [-]$:

- Eine sandgestrahlte Drehflügeloberfläche erhöht die Einflussnahme von Wasser auf den Abrasivitätsindex signifikant (auf $f_w > 2$) gegenüber einer Oberfläche mit Zunderschicht.
- Die Größe der aufgetragenen Auflast hat praktisch keine Bedeutung für die Höhe der Abrasivitätssteigerung durch die Befeuchtung des Abrasivguts (vergleiche Proben A2 in Tabelle 6-8).
- Mit zunehmender Versuchsdauer wird der Abrasivitätssteigerungsfaktor infolge Wasser $f_w [-]$ größer, was auf die zunehmende Kornverfeinerung (Abnahme des mittleren Korndurchmessers) zurückgeführt wird.

Abbildung 6-6 verschafft einen Überblick über die Höhe der Abrasivitäts-Steigerungsfaktoren infolge Befeuchtung des Abrasivguts, in Abhängigkeit von Versuchsdauer, gewogenem mittleren Korndurchmesser und Auflast bei der Versuchsdurchführung ($d_{mg} = 12 \text{ mm}$). Einschränkend muss jedoch eingeräumt werden, dass das vorhandene Datenkollektiv aus den vorliegenden Abrasimeterversuchen relativ klein ist, die daraus abgeleiteten Schlüsse über die Höhe der Einflussnahme einer Befeuchtung des Abrasivguts können daher nicht als vollständig abgesichert gelten.

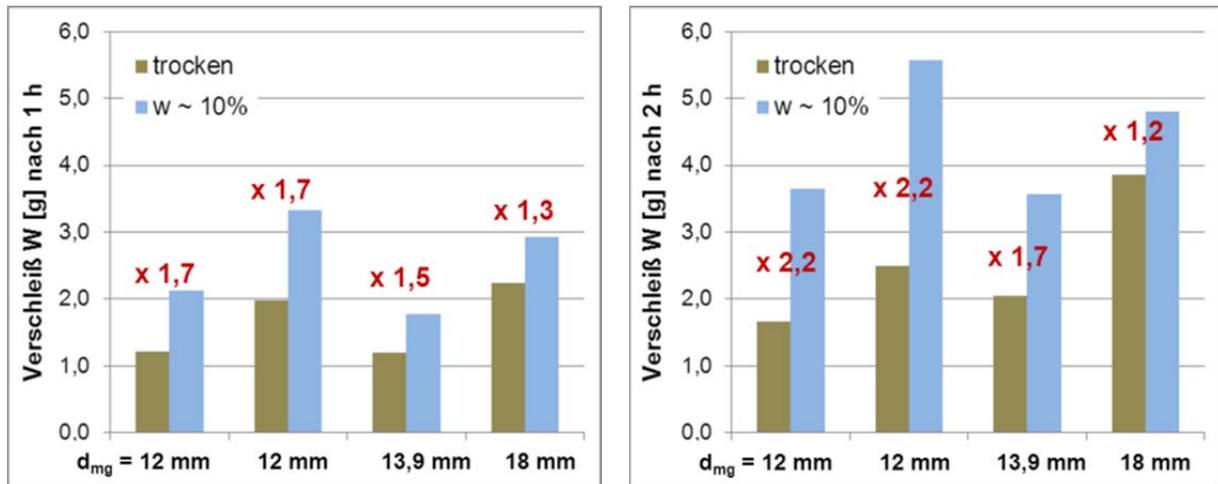


Abbildung 6-6: Gegenüberstellung von Drehflügel-Verschleißmassen bei Verwendung von trockenem bzw. nassem Abrasivgut nach einer (links) bzw. zwei (rechts) Stunden Versuchslaufzeit [35].

Bei sämtlichen Abrasimeterversuchen **erhöhte sich die erzielte Kornverfeinerung durch die Zugabe von Wasser** deutlich gegenüber der trockenen Versuchsdurchführung, wie den Werten für die auf die Gesamtversuchsdauer bezogenen Verfeinerungsgrade $\Delta G/D$ [cm^2/h] in Tabelle 6-8 zu entnehmen ist.

Das durch die Flügelrotation entstehende Mahlgut verbindet sich mit dem in der Probe enthaltenen Wasser zu einem Brei, der, aufgrund der anwachsenden Mahlgutmenge, mit zunehmender Versuchsdauer fester wird. Die nachfolgende Abbildung 6-7 zeigt anschaulich, dass nach sechsstündiger Versuchsdurchführung, eine enggestufte, grobkörnige Probekörnung 8 – 16 mm (Material A2) mit einem Wassergehalt von ca. 10% in eine plastische Mahlgutmatrix mit eingelagerten Kiesen und offensichtlich kohäsiven Eigenschaften umgewandelt wurde.

Dies führt im nassen TU Wien Abrasimeterversuch zur sog. „**Freischlagproblematik**“ des Drehflügels: Das Probenmaterial wird im Versuch generell durch die Drehbewegung des Flügels nach außen (an die Topfwandung) gedrängt und wenn es nicht fließfähig (rollig) genug ist, um gravitativ wieder Richtung Behälterzentrum zu gelangen, lagert sich das Probenmaterial außerhalb des Flügelrotationsbereiches ab. Der Drehflügel „schlägt“ sich auf diese Weise „frei“ und es verbleibt nur mehr ein eingeschränktes mobiles Probenvolumen (häufig auch nur einzelne Grobbestandteile der Probe) im Einflussbereich des Flügels, was zu einer auffälligen Veränderung der Verschleißgeschwindigkeit führt. Das Freischlagen kann üblicherweise während des laufenden Abrasimeterversuchs akustisch wahrgenommen werden (und sollte im Prüfprotokoll vermerkt werden), nach dem Öffnen des Versuchsbehälters zum Messzeitpunkt kann der freigeschlagene Bereich auch visuell erkannt werden.

Messungen der Drehflügelverschleißmasse weisen dann i.d.R. deutliche Abweichungen der Verschleißgeschwindigkeiten zum vorhergehenden Messintervall auf. Meist kommt es zu einer Reduktion, es wurde allerdings auch schon ein auffälliger Anstieg der Verschleißgeschwindigkeit infolge Freischlagens festgestellt, was im Einzelfall auf die Art, Größe und Menge der verbleibenden mobilen Probenbestandteile rund um den Drehflügel zurückzuführen ist. [33-35].



Abbildung 6-7: Aufostrung und Drehflügel nach Durchführung eines TU Wien Abrasimeterversuchs mit quartärem Donauschotter der Korngröße 8 – 16 mm des aus dem Marchfeld [35].

Die Verschleißmasse eines freigeschlagenen Drehflügels kann nur eingeschränkte Aussagekraft für die Abrasivität der Bodenprobe haben und muss i.d.R. verworfen werden. Dies führt dazu, dass nasse Abrasimeterversuche häufig nach zwei oder drei Versuchsstunden abgebrochen werden können.

6.2.2 Einflussfaktor Korngröße

Der Einfluss der Korngröße auf die Abrasivität der Proben wurde im Wesentlichen mit dem Material aus der Marchfelder Kiesgrube (Proben A in Tabelle 6-2) und dem Abrasimeter-Ausbaustand II (Orientierungsphase) untersucht. Es zeigte sich erwartungsgemäß, dass der Drehflügelverschleiß bei Verwendung von grobkörnigen Kiesen größer war als bei feinkörnigen. Bei den gemischtkörnigen Proben wurde als Maßzahl für die Korngröße der Gesamtprobe der gewogene mittlere Korndurchmesser herangezogen, der die Massenanteile der jeweiligen Kornfraktion an der gesamten Probenmasse berücksichtigt (Berechnung siehe Abschnitt 5.2). Bei eng gestuften Proben (nur eine Kornklasse) ist der gewogene mittlere Korndurchmesser d_{gm} gleich dem arithmetisch gemittelten Korndurchmesser d_m aus der oberen und der unteren Begrenzung der Kornklasse.

Bei **trockener Versuchsdurchführung** nimmt der Drehflügelverschleiß im Korngrößenbereich von 9,4 mm bis 18,0 mm linear mit der mittleren Korngröße des Abrasivguts zu. Die kleineren Korngrößen (4 – 8 mm) bilden sich jedoch abrasiver ab, als nach diesem linearen Zusammenhang zu erwarten wäre, siehe Abbildung 6-8 links. Setzt man den Drehflügelverschleiß jedoch in Relation zur dritten

Potenz des mittleren Korndurchmessers der Bodenprobe, so besteht auch bei Einbeziehung der feinkörnigen Proben eine hohe Korrelation, siehe Abbildung 6-8 rechts.

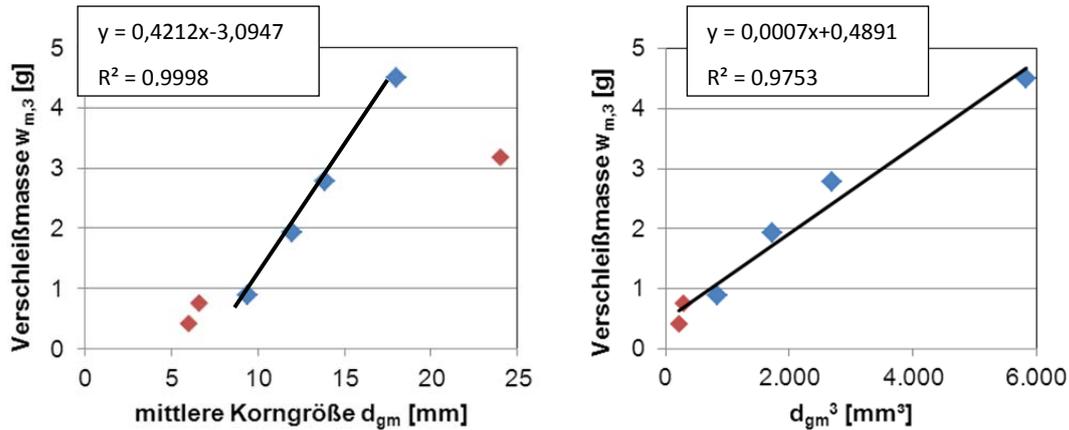


Abbildung 6-8: Links: Zusammenhang zwischen Drehflügelverschleiß (nach 3 Stunden Versuchsdurchführung) und (gewogenem) mittleren Korndurchmesser der Bodenproben im trockenen TU Wien Abrasimeterversuch. Rechts: Gute Korrelation zwischen Drehflügelverschleiß und dem (gewogenem) mittleren Korndurchmesser in dritter Potenz auch bei kleinen Korngrößen.

Die Kornfraktion 16 – 31,5 mm ($d_m = 23,8$ mm) entspricht ebenfalls nicht dem linearen Zusammenhang zwischen Korngröße und Drehflügelverschleiß, ihre Abrasivität erscheint deutlich gedämpft (siehe Abbildung 6-8 links). Dieser Messwert dürfte jedoch auf versuchstechnische Probleme zurückzuführen sein, da die Durchführung des Abrasimeterversuchs im Ausbaustand II (ohne Verschlusszylinder und Auflager der Drehwelle am Topfboden), insbesondere bei groben Körnungen, sehr störungsanfällig war [67]. Der signifikant niedrigere äquivalente Quarzgehalt der Kornfraktion 8 – 16 mm (Probe A2 in Tabelle 6-2) bildet sich bei den vorangestellten Überlegungen allerdings nicht ab.

Bei Abrasimeterversuchen mit **befeuchtetem Abrasivgut** (Wassergehalt ca. 10%) zeigte sich keine eindeutige Korrelation zwischen Korngröße und Drehflügelverschleiß, da der Drehflügelverschleiß bei der eng gestuften Probe A2 (8 – 16 mm, $d_m = 12,0$ mm) etwas höher war als bei der weit gestuften Probe A4 (Mischung 4 – 31,5 mm, $d_{gm} = 13,9$ mm). Dies lässt sich durch die beobachteten, unterschiedlich hohen Einflussnahmen von Wasser auf die Abrasivitäten der Proben (Kennwert f_w [-] in Tabelle 6-8) begründen.

6.2.3 Einflussfaktor Bruchkantigkeit (extreme Kornform)

Mit dem TU Wien Abrasimeter im Ausbaustand II (Orientierungsphase) wurde eine Versuchsreihe mit Material A (Schotterfraktionen aus dem Marchfeld), unter nassen Versuchsbedingungen durchgeführt, um den Einfluss der Bruchkantigkeit der Probe auf den Drehflügelverschleiß zu untersuchen. Das Material D (Schotterfraktionen aus dem Tiroler Unterinntal) wurde hingegen mit dem Abrasimeter Ausbaustand III, in trockenen Versuchen untersucht, weshalb die beiden Versuchsserien nur qualitativ miteinander verglichen werden können, siehe Tabelle 6-9.

Zur Herstellung der Bruchkörnungen von zuvor fraktioniertem Ausgangsmaterial wurde ein Labor-Backenbrecher RETSCH-VERDER BB200 eingesetzt [35]. Nach dem Brechvorgang wurde die gewünschte Kornfraktion abgesiebt, gewaschen und getrocknet, bevor erforderlichenfalls (Probe A7) die Probenmischung entsprechend der Masseverteilung des Ausgangsmaterials zusammengestellt wurde.

Tabelle 6-9: Ergebnisse der TU Wien Abrasivitätsversuche zur Untersuchung des Einflusses der Kornform, Daten aus [34, 35].

Beschreibung der Materialien		\ddot{A}_{Qu} [-]	AIW _{tr} [-]	AIW _n [-]	$\Delta G/D$ [cm ² /h]	
					w = 0	w ~ 10%
A Quartärer Donauschotter Marchfeld (Niederösterreich)						
A1	Kornfraktion 4– 8 mm	69	-	52	-	10
A4	Mischung 4 – 31,5 mm *)	67	119	177	9	16
A7	4 – 31,5 mm gebrochen auf 4 – 8 mm *)		-	148	-	11
D Quartärer Innschotter Unterinntal (Tirol)						
D3	Kornfraktion 8 – 16 mm	29	74	-	21	-
D4	31,5 – 63 mm gebrochen auf 8 – 16 mm	35	95	-	23	-

*) Die Kornzusammensetzungen sind der Tabelle 6-3 zu entnehmen.

Bei den Proben aus dem Marchfeld zeigte sich, dass die Bruchkornmischung A7 einen ca. 2,8mal so hohen Abrasivitätsindex (nass) aufweist wie die rundkörnige Probe A1 mit gleicher Versuchskorngröße (4 – 8 mm). Diese Abrasivitätssteigerung ist – aufgrund des vergleichbaren äquivalenten Quarzgehalts der Proben – einzig auf den Einfluss der Scharfkantigkeit der enthaltenen Bruchkörner zurückzuführen. Gleichzeitig ist jedoch der Verfeinerungsgrad der Bruchkornmischung nur geringfügig höher als der des Rundkorns, was erstaunlich ist, weil man annehmen würde, dass sich im Versuch die Ecken und Kanten vermehrt „abschlagen“ würden als rundliche Formen. Diese Beobachtung deckt sich allerdings mit ähnlich gearteten LCPC-Vergleichsversuchen [35].

Die Mischprobe A4 (4 – 31,5 mm) stellt die Ausgangskornverteilung für die Bruchkornmischung A7 dar, siehe Tabelle 6-3. Ein Vergleich der ermittelten Abrasivitätsindizes macht deutlich, dass sich die Korngröße des Probenmaterials offenbar stärker auf dessen Abrasivität auswirkt als die Bruchkantigkeit. Wie der Abbildung 6-9 zu entnehmen ist, stieg die Größenordnung der Abrasivitäts-Differenz zwischen Ausgangskornmischung A4 und Bruchkornmischung A7 mit zunehmender Versuchsdauer an (von ca. 16% bei der ersten Messung auf rd. 29% zu Versuchsende), obwohl der Verfeinerungsgrad der gröberen und weitgestufteren Körnung deutlich höher war als der der enggestuften Bruchkornmischung, siehe Tabelle 6-9. Der gegenständliche Versuch widerlegt die Hypothese, dass eine entsprechend der Ausgangs-Kornverteilung rückgemischte, auf einen kleineren Korndurchmesser gebrochene Probe die Abrasivität des Ausgangsprobenmaterials im Verschleißtopfversuch richtig abbilden kann.

Die Verschleißgeschwindigkeiten nehmen bei den Versuchen mit den natürlichen, rundkantigen Probekörnungen während der ersten 2 bis 3 Versuchsstunden nur geringfügig ab. Die Bruchkornmischung A7 weist bis zur ersten Messung eine Verschleißgeschwindigkeit von $w_{mt,1}(A7) = 1,48$ g/h

auf, was nur wenig geringer ist als die des Rundkorns 4 – 31,5 mm, mit $w_{mt,1}(A4) = 1,77$ g/h. Jedoch sinkt die Verschleißgeschwindigkeit der gebrochenen Probekörnung anschließend, infolge der Reduzierung der Scharfkantigkeit, deutlich ab ($w_{mt,2}(A7) = 1,02$ g/h).

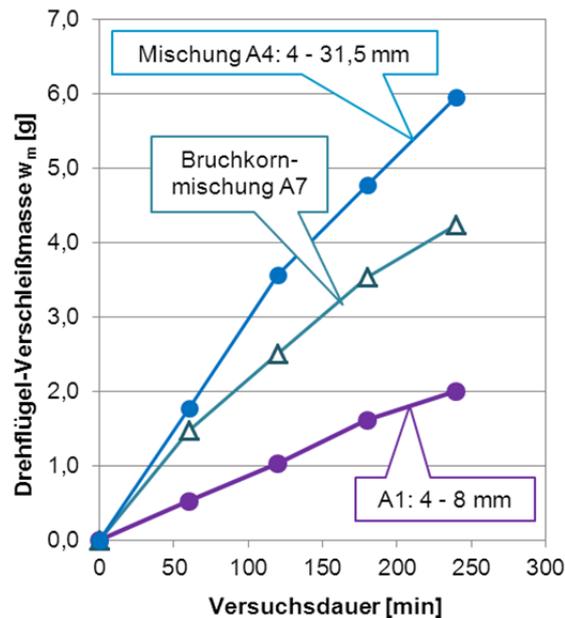


Abbildung 6-9: Entwicklung der Drehflügelverschleißmassen von rundkörnigem und bruchkantigem Prüfgut aus dem Marchfeld im nassen TU Wien Abrasimeterversuch (Ausbaustand II) über die Versuchszeit, [35] – adaptiert.

Bei den trockenen Abrasimeterversuchen mit Material aus dem Tiroler Unterinntal (Proben D in Tabelle 6-2) stellen sich die Versuchsverläufe gänzlich anders dar. Hier wird die Abrasivität der gebrochenen Grobkiesfraktion mit der von natürlichem Mittelkies verglichen. Während der Drehflügelverschleiß bei Verwendung der Bruchkörnung in der ersten Versuchsstunde signifikant größer war als bei Verwendung der natürlichen Mittelkiese gleicher Versuchskorngröße (der TU Wien Abrasivitätsindex AIW_{tr} der Bruchkörnung ist 1,3mal größer als der der natürlichen Kornfraktion 8 – 16 mm), kehrt sich die Reihung der Abrasivitäten ab der zweiten Stunde um, siehe Abbildung 6-10.

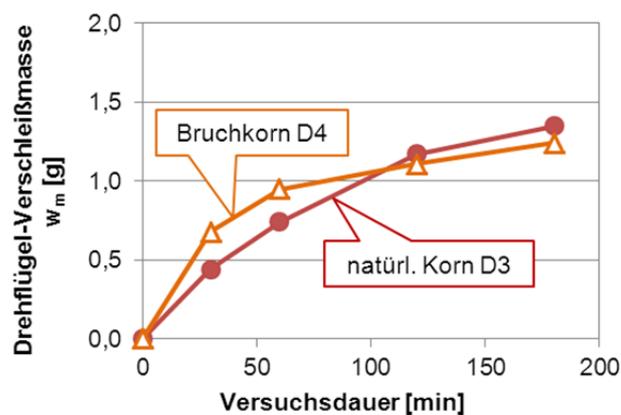


Abbildung 6-10: Entwicklung der Drehflügelverschleißmassen von rundkörnigem und bruchkantigem Prüfgut aus dem Tiroler Unterinntal im trockenen TU Wien Abrasimeterversuch (Ausbaustand III) über die Versuchszeit, Daten aus [34].

Es erscheint plausibel, dass die Scharfkantigkeit ihren Einfluss im trockenen Abrasimeterversuch mit zunehmender Kornverfeinerung der Probe verliert, die mineralogische Zusammensetzung der Probe bleibt jedoch über die Versuchsdauer unverändert. Der etwas höhere äquivalente Quarzgehalt der Körnung 31,5 – 63 mm ($\ddot{A}_{\text{Qu}} \sim 35$) sollte sich also auch noch nach zweistündiger Kornabnutzung auf den gemessenen Drehflügelverschleiß auswirken. Die natürliche Kornfraktion 8 – 16 mm des Innschotters, mit $\ddot{A}_{\text{Qu}} = 29$, verursachte jedoch ab der zweiten Versuchsstunde mehr Verschleiß am Abrasimeterdrehflügel als die abgerundete Bruchkörnung derselben Versuchskorngröße.

Eine denkbare Begründung für die geringere Abrasivität der durch die Versuchsdurchführung abgenutzten Bruchkörnung wäre ein selektiver Einfluss des Brechvorganges auf die mineralogische Zusammensetzung der Probe. Eine solche Selektionswirkung wurde durch Röntgendiffraktometer-Untersuchungen an verschiedenen Feinfraktionen die durch Brechen aus der Grobkiesfraktion von rezemem Donauschotter gewonnen wurden, nachgewiesen [35]. Der auf die Versuchsdauer bezogene Verfeinerungsgrad $\Delta G/D$ [cm^2/h] der Bruchkörnung ist etwas höher als jener der natürlichen Kornfraktion, was diese Erklärungshypothese ebenfalls unterstützt, da der Verfeinerungsgrad erfahrungsgemäß weniger von der Bruchkantigkeit abhängt als vom Quarzgehalt der Probe.

Insgesamt fällt bei einem qualitativen Vergleich der beiden beschriebenen Prüfserien auf, dass sich der Abrasivitäts-Dämpfungseffekt infolge Kornabnutzung im Abrasimeterversuch bei den nassen Versuchen mit Material aus der Lobau nicht so stark auswirkte wie bei den trockenen Versuchen mit Material aus dem Tiroler Unterinntal. Dies könnte auch den unterschiedlichen Einfluss der Bruchkantigkeit auf den Drehflügelverschleiß dieser beiden Probenmaterialien erklären.

6.2.4 Einflussfaktor Auflast (Lagerungsdichte)

Nicht nur die Höhe der aufgetragenen Auflast im TU Wien Abrasimeterversuch ist von Bedeutung für den erzielten Drehflügelverschleiß, sondern auch die für den Versuch verwendete Masse der Bodenprobe. Im Rahmen der Geräteentwicklung wurden diese Einflüsse untersucht und es zeigte sich für beide Einflussgrößen ein direkt proportionaler Zusammenhang mit der Verschleißmasse des Flügels. Die Höhe der Einflussnahmen von Probenmasse und Auflastgewicht erscheint jedoch unterschiedlich: Eine Erhöhung der Probenmasse wirkte sich ca. 4mal so stark aus wie eine gleich große Erhöhung der Auflastmasse. Es wurde eine Zunahme des Drehflügelverschleißes um 0,12 g pro kg Probenmasse und nur um 0,03 g pro kg Auflast verzeichnet. Diese Versuchsergebnisse stammen jedoch aus der ersten Orientierungsphase, in der das TU Wien Abrasimeter gerätetechnisch noch nicht ausgereift war (insbesondere fehlte der Kunststofftring zur Sicherstellung der Beweglichkeit des Auflastringes). Die angegebenen Absolutwerte sind daher mit gebotener Vorsicht zu betrachten. [35, 67]

Eine stärkere Beeinflussung des Drehflügelverschleißes durch die Erhöhung der Probenmasse erscheint jedoch plausibel: Bei seiner Rotation muss der Drehflügel das umgebende Bodenmaterial laufend verdrängen, die Probe wird (auch) nach oben gedrückt, was von außen durch eine Auf- und Abbewegung der Halterungen der externen Gewichte zu beobachten ist. Die Kontaktspannungen

zwischen der Drehflügeloberfläche und den angrenzenden Probekörnern sind somit nicht nur durch den Auflastdruck des Auflastringes an der Oberfläche der Bodenprobe bestimmt, sondern auch durch den „inneren“ Widerstand welchen die Bodenprobe der Anhebung durch den Flügel entgegensetzt, also letztendlich von der Reibung der Probekörner untereinander und mit der Wand des Versuchsbehälters. (Aus diesem Grund hat auch die Rauigkeit der Behälterwandung bzw. dessen Materialeigenschaften Einfluss auf die Ergebnisse von Verschleißtopfversuchen.) Wird nun die Probemasse vergrößert, so wird – bei gleichbleibender Korngrößenverteilung der Probe – das Probenvolumen vergrößert, der Drehflügel muss dann nicht nur das zusätzliche Gewicht, sondern auch den zusätzlichen Reibwiderstand überwinden. Ein höherer Kontaktdruck zwischen Grund und Gegenkörper bedeutet, bei sonst gleichbleibenden Randbedingungen, eine höhere Eindringtiefe beim Mikrospanen und damit eine Vergrößerung des abgetragenen Volumens.

6.2.5 Einfluss von Bentonitsuspension

Aus Abrasimeterversuchen mit Material aus der Marchfelder Kiesgrube und mit Donauschotter aus der Wiener Lobau (A2 bzw. B3 gem. Tabelle 6-2) lassen sich folgende Auswirkungen auf den Drehflügelverschleiß durch die Zugabe von Bentonitsuspension zusammenfassen [33, 35]:

- Die Verwendung einer 5%igen, frisch angemischten Bentonitsuspension hatte in etwa dieselbe Auswirkung wie die Verwendung von Leitungswasser (Erhöhung der Abrasivität im Vergleich mit der trockenen Bodenprobe).
- Bei der Verwendung einer 20%igen, frisch angemischten Bentonitsuspension wurde, im Vergleich mit einer nassen Bodenprobe vergleichbaren Wassergehalts, eine deutliche Verschleißerhöhung am Drehflügel festgestellt. (Probe A2: $AIW_{tr} = 122$; $AIW_n = 212$; $AIW_{Bentonit\ 20\%} = 298$)
- Die abrasivitätssteigernde Wirkung von Bentonitsuspension scheint bei feinkörnigem Probenmaterial größer zu sein als bei grobkörnigem, die versuchstechnische Verifikation dieser Hypothese erwies sich jedoch aus Gründen der verschärften Freischlagproblematik als schwierig.
- Eine Erhöhung des Wassergehalts des Boden-Bentonitsuspensions-Gemischs reduzierte den Drehflügelverschleiß, während eine Erhöhung des Feststoffgehalts der Bentonitsuspension (durch die Verwendung von gebrauchter Bentonitsuspension aus Baustellenproben im Versuch) den Drehflügelverschleiß vergrößerte.

Die beobachtete Steigerung der Abrasivität lässt sich durch die **erhöhte Viskosität der Boden-Bentonitsuspension** erklären, die zu einem größeren Drehwiderstand des Flügels bei seiner Bewegung durch das Abrasivgut führt.

Bei der Verwendung von Bentonitsuspension (statt Leitungswasser) zeigte sich die, bereits aus den nassen Versuchsdurchführungen grundsätzlich bekannte, Freischlagproblematik des Drehflügels besonders deutlich bzw. frühzeitig.

6.3 Diskussion der Abrasivitäten verschiedener Materialien

Nachfolgend sollen die TU Wien Abrasivitätsindizes verschiedener natürlicher Materialien bzw. Labormischungen untereinander verglichen werden, wozu jeweils nur Ergebnisse aus derselben Ausbaustufe des TU Wien Abrasimeters herangezogen werden können.

In der **Orientierungsphase** wurden vergleichbare Versuche (Auflastgewicht 11,5 kg und Drehflügeloberfläche mit Zunderschicht) an folgenden weitgestuften Materialien durchgeführt:

- A4 → Labormischung 4 – 31,5 mm des quartären Donauschotters aus dem Marchfeld (für das natürlich anstehende Lockermaterial nicht repräsentativ),
- A6 → Labormischung 8 – 31,5 mm des quartären Donauschotters aus dem Marchfeld (für das natürlich anstehende Lockermaterial nicht repräsentativ),
- B2 → rezenter Donauschotter aus der Lobau in Wien, auf 0,063 – 31,5 mm reduziert (repräsentative Probe, da der nicht berücksichtigte Anteil > 31,5 mm zwischen 12 M% und 16 M% der natürlichen Kornverteilung beträgt).

Bei vergleichbar großen äquivalenten Quarzgehalten unterscheiden sich die ggst. Materialien hauptsächlich durch ihre Korngrößen und -verteilungen. Die Kurzbeschreibung der Proben sowie die Ergebniswerte der Abrasimeterversuche sind in Tabelle 6-10 zusammengefasst.

Tabelle 6-10: TU Wien Abrasivitätsindizes AIW , Einflussfaktoren der Befeuchtung der Probe f_w [-] und auf die Versuchsdauer bezogene Verfeinerungsgrade $\Delta G/D$ [cm^2/h] verschiedener Lockergesteinsmaterialien aus Versuchen der Orientierungsphase, Daten aus [33, 35].

Beschreibung der Materialien		d_{gm} [mm]	\ddot{A}_{Qu} [-]	AIW_{tr} [-]	AIW_n [-]	f_w [-]	$\Delta G/D$ [cm^2/h]	
							w = 0	w ~ 10%
A Quartärer Donauschotter Marchfeld (Niederösterreich)								
A4	Mischung 4 – 31,5 mm	13,9	67	119	177	1,5	9	16
A6	Mischung 8 – 31,5 mm	18,0		224	293	1,3	8	14
B Rezenter Donauschotter Lobau (Wien)								
B2	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	~12,0	~66	128	165	1,3	6	16

Die höchste Abrasivität weist das Material A6 auf, das sich gemäß Tabelle 6-3, zu jeweils 50 M% aus den Kornfraktionen 8 – 16 mm und 16 – 31,5 mm zusammensetzt. Aufgrund des großen mittleren Korndurchmessers der Probe ($d_{gm} > 16$ mm), wurden die Abrasimeterversuche mit dem kurzen Passstück der Drehwelle durchgeführt, siehe Tabelle 5-3. Die Abrasivität dieser grobkörnigen Mischung ist auch im trockenen Abrasimeterversuch größer als die Nass-Abrasivitäten der beiden Vergleichsproben. Der Abrasivitäts-Steigerungsfaktor von $f_w = 1,3$ ist geringer als jener der vergleichsweise weitergestuften Mischung A4. Die Verfeinerungsgrade der Mischung A6 sind geringfügig kleiner als die der weniger abrasiven Mischung A4.

Bei der Probe B2 handelt es sich um natürliches Material aus einem Schachtaushub. Während die Kornverteilungen der Mischungen A4 und A6 im Labor hergestellt wurden, variieren die reduzierten Proben B2 leicht, entsprechend ihrer natürlichen Ausgangs-Kornzusammensetzungen. Dies könnte

auch die Erklärung für den vergleichsweise niedrigen Wasser-Einflussfaktor f_w sein, der, aufgrund des Sandanteils in der Probe B2, größer erwartet worden wäre. Wie auch aus Abbildung 6-11 hervorgeht, unterscheidet sich die Abrasivität der Donauschotterprobe B2 kaum von der größeren Probe A4.

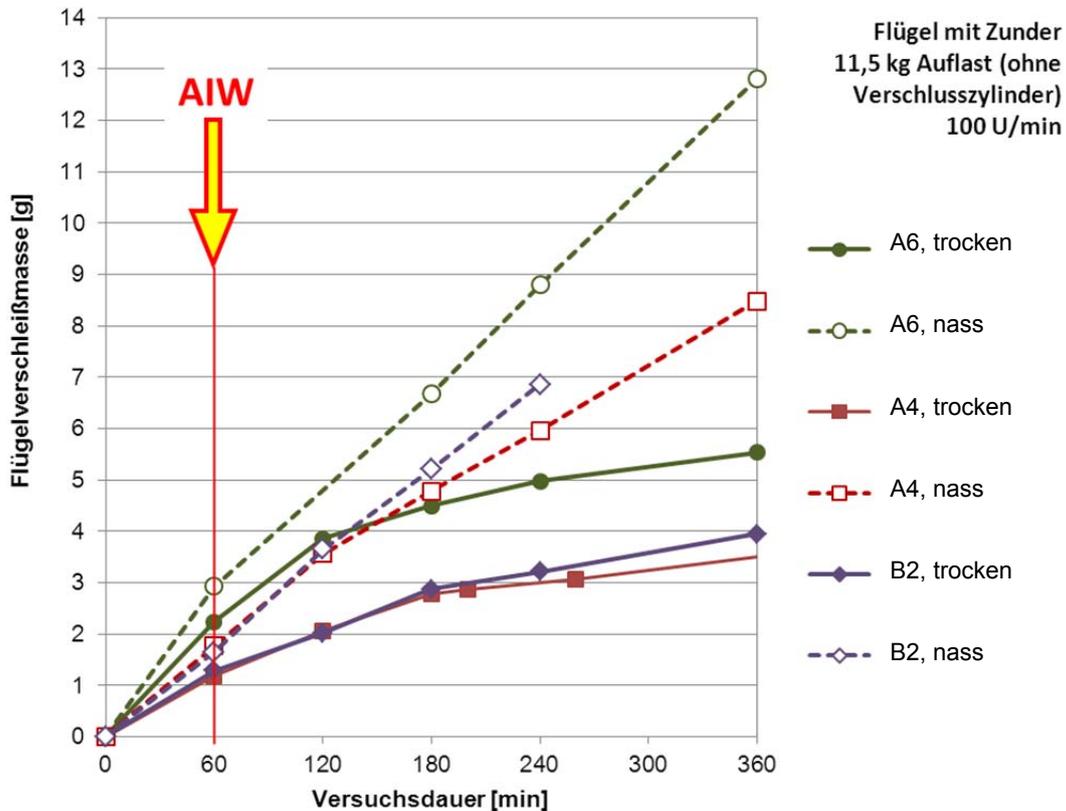


Abbildung 6-11: Versuchszeit-Verschleißmassediagramm von TU Wien Abrasimeterversuchen in der Orientierungsphase und Visualisierung der Ermittlung des TU Wien Abrasivitätsindex AIW [-], Daten aus [33, 35].

Die Orientierungsphase war davon geprägt, die optimalen Versuchsrandbedingungen für die Durchführung der TU Wien Abrasimeterversuche zu bestimmen. Daher wurden u.a. auch die Messzeitpunkte und die Versuchsgesamtdauer variiert. Wie die Abbildung 6-11 zeigt, wiesen die trockenen Abrasimeterversuche ab einer Dauer von 2 – 3 Stunden eine deutliche Dämpfung der Drehflügelverschleißmassen auf. (Dies führte letztendlich dazu, die Standardversuche nicht länger als drei Stunden auszuführen und einen zusätzlichen Messzeitpunkt bei 30 Minuten einzuführen.) Bei den nassen Abrasimeterversuchen ergab sich hingegen auch bei sechsständiger Versuchsdurchführung oft keine maßgebliche Reduktion der Verschleißgeschwindigkeiten.

Wichtiges Ergebnis der gesamten Orientierungsphase mit dem TU Wien Abrasimeter war der große Einfluss der Zunderschicht an der Oberfläche der Drehflügel auf deren Verschleißmassen. Diese, durch den Herstellungsvorgang der Stahlbleche entstehende, ca. 0,3 mm dicke, spröde „Walzhaut“ wird durch die abrasive Beanspruchung während des Versuchs fast vollständig abgetragen, was die gemessenen Verschleißbeträge entsprechend vergrößert [35]. Das Sandstrahlen der Drehflügeloberflächen sollte daher zu verlässlicheren Messwerten beitragen.

Mit dem **standardisierten TU Wien Abrasimeter** (Auflastgewicht 13,5 kg und sandgestrahlter Drehflügeloberfläche) wurden folgende Probenmaterialien untersucht:

- C3 → rezenter Donauschotter aus dem Wiener Prater, auf 0,063 – 31,5 mm reduziert (repräsentative Probe, da der nicht berücksichtigte Anteil > 31,5 mm nur maximal 12 M% der natürlichen Kornverteilung beträgt),
- C4 → Sonderproben, welche aufgrund ihrer (bewusst herbeigeführten) stark veränderten mineralogischen Zusammensetzung und ihrer künstlichen Kornverteilung als eigenständige Materialien („Quarz“ und „Rest“) behandelt werden, die mit dem rezenten Donauschotter aus dem Wiener Prater nicht mehr vergleichbar sind.
- D2 → Innschotter, auf den Korngrößenbereich 4 – 31,5 mm reduziert (für das natürliche Ausgangsmaterial nicht repräsentativ).

Die Ergebniswerte der Abrasimeterversuche sind in Tabelle 6-11 zusammengestellt.

Tabelle 6-11: TU Wien Abrasivitätsindizes AIW , Einflussfaktoren der Befeuchtung der Probe f_w [-] und auf die Versuchsdauer bezogene Verfeinerungsgrade $\Delta G/D$ [cm^2/h] verschiedener Lockergesteinsmaterialien aus Standardversuchen gem. [18], Daten aus [34, 35].

Beschreibung der Materialien		d_{gm} [mm]	\ddot{A}_{QU} [-]	AIW_{tr} [-]	AIW_n [-]	f_w [-]	$\Delta G/D$ [cm^2/h]	
							w = 0	w ~ 10%
C Rezenter Donauschotter Prater (Wien)								
C3	reduzierte Probe 0,063 – 31,5 mm	10,7	70	63	183	2,9	20	26
C4	Sonderprobe 6,3 – 31,5 mm QUARZ	15,3	~90	81	196	2,4	7,5	12,5
C4	Sonderprobe 6,3 – 31,5 mm REST	15,3	~50	33	-	-	13,5	-
D Quartärer Innschotter (Unterinntal, Tirol)								
D2	reduzierte Probe 4 – 31,5 mm	15,9	29	84	239	2,8	32	53

Das Sondermaterial C4-„Rest“, welches durch Entfernen aller Quarzkiese aus dem Probenkollektiv entstand, weist sich durch einen vergleichsweise sehr niedrigen äquivalenten Quarzgehalt aus. Obwohl der gewogene mittlere Korndurchmesser groß ist, hat das „Restmaterial“ C4 die geringste Abrasivität aller Proben. Aufgrund des hohen Aufwands zur Probenherstellung dieser Sonderproben, und dem relativ hohen Anteil an Quarzen in den Ausgangskörnungen, konnte nicht ausreichend „Rest“-Probenmaterial hergestellt werden, um auch einen nassen Vergleichsversuch durchzuführen.

Die Sonderprobe C4-„Quarz“, mit einem geschätzten äquivalenten Quarzanteil von $\ddot{A}_{QU} \geq 90$ und überwiegend (gut) gerundeten Kornformen hat eine deutlich höhere Trocken-Abrasivität als die repräsentative Donauschotterprobe C3. Die Nass-Abrasivität ist jedoch nur wenig größer als die des Donauschotters, der Steigerungsfaktor von Wasser auf die Abrasivität ist bei der Quarzprobe am niedrigsten ($f_w = 2,4$). Auch die Verfeinerungsgrade der Probe C4 sind kleiner als die aller anderen Proben im ggst. Vergleich, was sich auf die hohe Abriebsfestigkeit (Härte) der Quarze zurückführen lässt.

Vergleicht man die Soderprobe C4-„Quarz“ mit der Probe D2, so zeigt sich, dass der leicht größere mittlere Korndurchmesser sowie die überwiegend (rund)kantigen Kornformen der Innschotter-Mischung den deutlich geringeren äquivalenten Quarzgehalt wettmachen: Die Trocken-Abrasivität der reduzierten Innschotter ist leicht höher als die der (gut) gerundeten Quarzprobe, die Nass-Abrasivität ist deutlich höher. Im Vergleich mit dem rezenten Donauschotter C3 (0,063 – 31,5 mm) wirken sich die größeren Korndurchmesser der Probe D2 (4 – 31,5 mm) deutlich abrasivitätsintensivierend aus, und zwar sowohl im trockenen als auch im nassen Abrasimeterversuch.

Nachfolgende Abbildung 6-12 zeigt die Verläufe der Drehflügel-Verschleißmassen über die Versuchszeit. Es lässt sich erkennen, dass die reduzierte Innschotterprobe D2 im trockenen Abrasimeterversuch während der ersten zwei Stunden im Wesentlichen gleich hohen Verschleiß am Drehflügel verursachte wie die „Quarz“-Probe, während sie im nassen Abrasimeterversuch in der Anfangsphase eine höhere Verschleißgeschwindigkeit aufwies. Im Verlauf der zweiten Versuchsstunde wurde bei Probe D2 (nass) das Freischlagen des Drehflügels vermerkt, weshalb der dritte Messwert (120 Minuten) für das Probenmaterial nicht mehr aussagekräftig ist. Das relativ frühe Freischlagen ist im Zusammenhang mit dem großen festgestellten Verfeinerungsgrad der Probe nachvollziehbar.

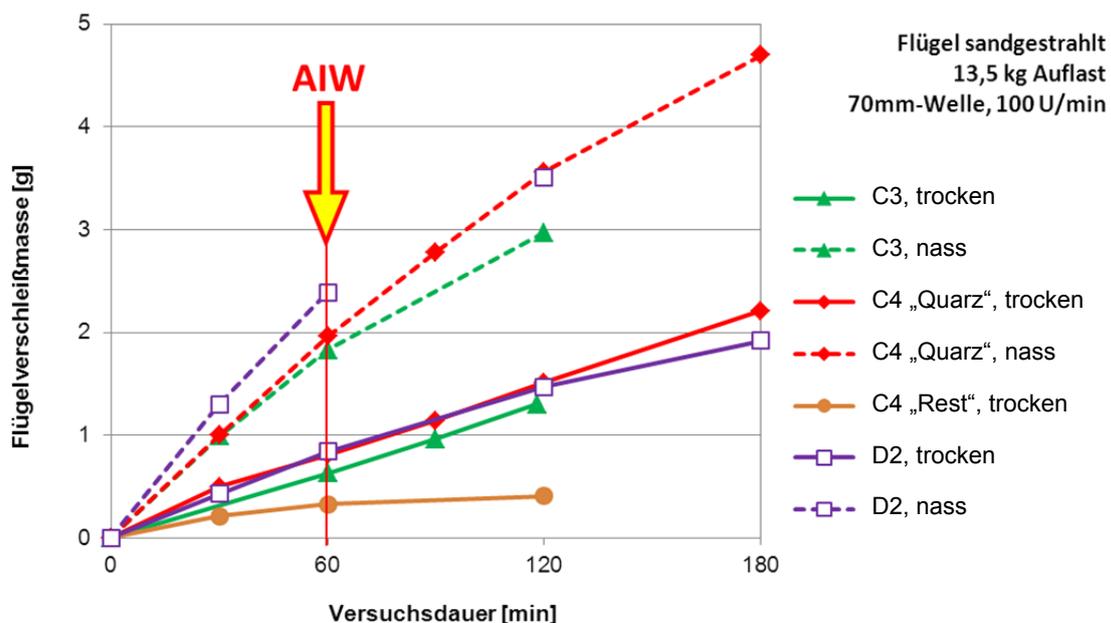


Abbildung 6-12: Versuchszeit-Verschleißmassediagramm der TU Wien Standard-Abrasimeterversuche und Visualisierung der Ermittlung des TU Wien Abrasivitätsindex AIW [-], Daten aus [34, 35].

Die Donauschotterprobe C3 weist im trockenen Abrasimeterversuch durchgehend geringere Verschleißmassen aus als die Quarzprobe C4 und die Innschotterprobe D2, jedoch deutlich mehr als die Sonderprobe C4 „Rest“. Im nassen Abrasimeterversuch ist die Donauschotterprobe vergleichbar abrasiv wie die Quarzprobe, das Absinken der Verschleißgeschwindigkeit in der zweiten Versuchsstunde lässt sich wiederum durch den vergleichsweise größeren Verfeinerungsgrad der Probe erklären.

Der **TU Wien Abrasivitätsindex AIW** wird aus dem Wert der Verschleißmasse des Drehflügels zum Versuchszeitpunkt von einer Stunde, multipliziert mit dem Faktor 100, ermittelt (siehe Abschnitt 5.2.2).

Wie der Abbildung 6-12 ebenfalls zu entnehmen ist, ist diese Festlegung für das vorliegende Probenkollektiv als durchaus sinnvoll zu bewerten: Zu einem früheren Messzeitpunkt sind die Unterschiede der ermittelten Verschleißmassen noch nicht genügend ausgeprägt und die späteren Messwerte sind bereits z.T. von der Kornverfeinerung (Freischlagen) zu stark beeinflusst. Die AIW-Werte beschreiben die Reihung der Abrasivitäten der ggst. Proben richtig.

Für das **Probenkollektiv C** lässt sich zusammenfassend sagen, dass die Trocken-Abrasivitäten deutlich vom äquivalenten Quarzgehalt bestimmt sind und weniger von den gewogenen mittleren Korngrößen der Mischungen. Die scharfkantigen Sande, die nur in der Probe C3 enthalten sind, könnten dafür verantwortlich sein, dass die Differenz der Trocken-Abrasivitäten der Proben C3 und C4-„Rest“ größer ist, als aus der Differenz der äquivalenten Quarzgehalte und dem Vergleich zur „Quarz“-Probe zu erwarten gewesen wäre. Im nassen Abrasimeterversuch „verliert“ die „Quarz“-Probe im Vergleich zur Donauschotterprobe C3 viel von ihrer Abrasivität. Es spricht viel dafür, dass der Sandgehalt der Probe C3 für den vergleichsweise hohen Abrasivitäts-Steigerungsfaktor infolge Wasserzugabe ($f_w = 2,9$) verantwortlich ist.

Die hohe Abrasivität der **reduzierten Innschotterprobe D** wäre zufolge der alleinigen Berücksichtigung des äquivalenten Quarzgehalts nicht zu erwarten gewesen. Der große gewogene mittlere Korndurchmesser der Mischung, verbunden mit einer starken Kornverfeinerung im Abrasimeterversuch führen, trotz des vergleichsweise niedrigen äquivalenten Quarzgehalts, zu den höchsten TU Wien Abrasivitätsindizes (sowohl im trockenen als auch im nassen Versuch) aller betrachteten Proben. Eine Erklärungshypothese für dieses Materialverhalten könnte in den vorherrschenden (rund)kantigen Kornformen und im (vermutlich scharfkantigen) Bruchverhalten der Innschotter zu finden sein. Auf den relativ hohen Einflussfaktor infolge Wasserzugabe von $f_w = 2,8$ muss besonders hingewiesen werden, da sich dieser trotz fehlender Sandfraktion in der Ausgangsprobe einstellte.

Immer vorausgesetzt, die vorliegenden Versuchsdaten weisen keine Fehler auf, bestätigen die Untersuchungen der reduzierten Innschotterprobe D2 den Ansatz, dass die Abrasivität eine zu komplexe Bodeneigenschaft ist, als dass sie – mit dem heutigen Wissensstand – aus anderen Bodenkennwerten zuverlässig abgeleitet werden könnte. Die Korngröße und die Kornformen können einen größeren Einfluss auf die Abrasivität des grobkörnigen Lockermaterials ausüben als der Gehalt an schleißscharfen Mineralen.

6.4 Vergleichbarkeit mit dem LCPC-Versuch

Die Frage nach der Vergleichbarkeit zwischen Ergebnissen aus TU Wien Abrasimeterversuchen und LCPC-Versuchen drängt sich auf, nicht nur weil letztere einen geringeren Versuchsaufwand bedeuten, sondern auch, weil der LCPC-Versuch in jüngster Zeit sehr populär geworden ist und daher mittlerweile viele Vergleichswerte für österreichische und deutsche Locker- und Festgesteine vorliegen.

Obwohl die Werkstoffeigenschaften der verwendeten Drehflügel von TU Wien Abrasimeter- und LCPC-Versuch gleich gewählt wurden, erscheint ein direkter Vergleich der ermittelten Verschleißmassen problematisch. Wie der Überblick in Tabelle 6-12 deutlich macht, weisen die wesentlichen Systembestandteile der beiden Versuchs-Tribosysteme maßgebliche Unterschiede auf.

Tabelle 6-12: Vergleich der Tribosysteme „LCPC-Versuch“ und „TU Wien Standard-Abrasimeterversuch“.

Systemkomponente	LCPC-Versuch	TU Wien Abrasimeterversuch
Grundkörper: Drehflügel (Stahlsorte, Abmessungen)	C15E (Werkstoffnummer 1.1141)	
	50 x 25 x 5 mm	67 x 134 x 13 mm
Gegenstoff: Bodenprobe (Korngröße, Probemasse)	4 – 6,3 mm 500 g	≤ 31,5 mm Korndurchmesser 7.000 g
Beanspruchungskollektiv	4.500 U/min → $v \sim 13,2$ m/s	100 U/min → $v \sim 0,8$ m/s Auflast 13,5 kg
rechn. Verschleißweg	ca. 3.951,5 m (5 min)	ca. 2.824 m (1 Std.)

Erste Überlegungen und Versuche zur Vergleichbarkeit erfolgten bereits in der Orientierungsphase des TU Wien Abrasimeters, mit Material aus der Kiesgrube im Marchfeld (Tabelle 6-2: Material A). Zu diesem Zweck wurde der erste Messzeitpunkt des Drehflügels so gewählt, dass der bis dahin zurückgelegte Verschleißweg der Drehflüglecke dem der LCPC-Drehflüglecke nach 5 min entsprach. Weiters wurden die Verschleißmassen des TU Wien Drehflügels auf die jeweilige Gesamtversuchsmasse (Auflast + Probenmasse) bezogen und anschließend der Mittelwert über alle Versuche mit der gleichen Bodenprobe gebildet. Zum Vergleich wurden LCPC-Versuche mit der natürlichen Teilfraktion 4 – 8 mm und mit den auf die LCPC-Versuchskorngröße gebrochenen Proben A2 (8 – 16 mm) und A3 (16 – 31,5 mm) durchgeführt. [35, 67]

Es zeigte sich, dass die LCPC-Abrasivitätskoeffizienten der Bruchkörnungen vergleichbar groß sind (lediglich 6% Unterschied) und nicht den Abrasivitätsunterschied der Ausgangskörnungen A2 und A3 widerspiegeln, der sich aufgrund der Differenz der äquivalenten Quarzgehalte (rd. 15%) und der mittleren Korngrößen der Ausgangsfraktionen ergeben müsste (siehe Tabelle 6-2). Im Gegensatz dazu weisen die auf die Gesamtmasse bezogenen Verschleißmassen der TU Wien Abrasimeterdrehflügeln, die mit den natürlichen Kornfraktionen 8 – 16 mm und 16 – 31,5 mm ermittelt wurden, eine Differenz von rd. 80% auf, siehe Abbildung 6-13. Dieser qualitative Abrasivitätsunterschied erscheint für die Bodenproben A2 und A3 plausibel.

Die Kiesfraktion 8 – 16 mm (Probe A2, $\ddot{A}_{Qu} = 62$) weist sich im TU Wien Abrasimeterversuch um rund 30% abrasiver aus als die Probe A1 (4 – 8 mm, $\ddot{A}_{Qu} = 69$), was darauf hinweist, dass sich **die größere Korngröße des Materials stärker auf die Abrasivität auswirkt als die Verminderung des äquivalenten Quarzgehalts**. Insgesamt scheinen die Ergebnisse der TU Wien Abrasimeterversuche plausibler als die LCPC-Abrasivitätskennwerte, eine Korrelation zwischen den Ergebnissen der beiden Versuche konnte nicht abgeleitet werden. Dies gilt insbesondere für Korngrößen > 8 mm, welche im LCPC-Versuch nur als Bruchkörnungen geprüft werden können.

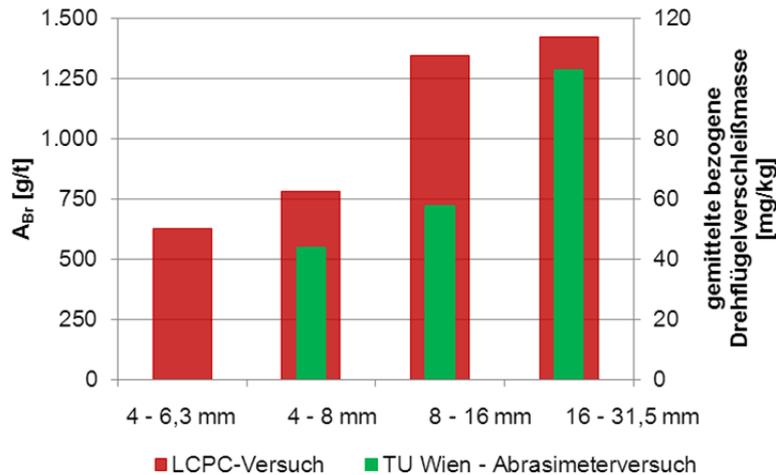


Abbildung 6-13: Vergleich von LCPC-Abrasivitätskoeffizienten und mittleren, auf die Gesamtversuchsmasse bezogenen Drehflügelverschleißmassen beim TU Wien Abrasimeterversuch.

Trotz dieser ersten negativen Erfahrungen wurde ein weiterer Versuch unternommen, Ergebnisse von LCPC-Versuchen und TU Wien Abrasimeterversuchen miteinander zu vergleichen, indem nur Versuche mit natürlichen Körnungen herangezogen wurden. Auf diese Weise sollte der Frage nachgegangen werden, ob der qualitative **Einfluss der natürlichen Korngrößen** auf den Drehflügelverschleiß vergleichbar abgebildet wird. Dazu wurden LCPC-Versuche mit dem natürlichen Material zwischen 2 mm und 8 mm Korndurchmesser aus der Marchfelder Kiesgrube durchgeführt und mit TU Wien Abrasimeterversuchen (Ausbaustand II) an Körnungen und Mischungen zwischen 2 mm und 31,5 mm (Proben A2 und A4 bis A6 gem. Tabelle 6-2) verglichen.

Ein unmittelbarer Vergleich der gemessenen Verschleißmassen zeigt, dass diese bei beiden Versuchen in guter Näherung linear mit der dritten Potenz der arithmetisch gemittelten Korngrößen der Proben korrelieren, siehe Abbildung 6-14 links. Die Bandbreite der äquivalenten Quarzgehalte der verwendeten Probekörnungen (\ddot{A}_{Qu} von 62 bis 71) wird dabei allerdings nicht abgebildet.

Berücksichtigt man zusätzlich die unterschiedlichen Einflüsse der maßgebenden Tribosystemunterschiede (siehe Tabelle 6-12) auf die gemessenen Verschleißmassen, indem diese rechnerisch darauf bezogen werden, so erscheint eine unmittelbare Vergleichbarkeit der Versuche jedoch fraglich.

Die in Abbildung 6-14 rechts verwendete **Vergleichs-Verschleißrate** $k_{m,sM}$ errechnet sich wie folgt:

$$k_{m,sM} = \frac{w_m}{s \cdot M} \quad [\text{mg}/(\text{m} \cdot \text{kg})]$$

mit: w_m [mg] ... Verschleißmasse des jeweiligen Drehflügels
 s [m] ... zurückgelegter Weg der Drehflüglecke bis zum Messzeitpunkt
 M [kg] ... Gesamtgewicht aus Probemasse und Auflast (nur Probemasse LCPC-Versuch)

Diese Vorgangsweise zur „Angleichung“ der Tribosysteme lässt sich wie folgt begründen:

1. Ermittlung der Verschleißintensität w_{ms} [g/m] durch Bezug der Verschleißmassen w_m [g] auf den bis zum jeweiligen Messzeitpunkt zurückgelegten Verschleißweg s [m] der jeweiligen Drehflüglecke.
2. Berücksichtigung der unterschiedlichen Beanspruchungen des Drehflügels durch Bezug der Verschleißmassen auf das Gesamtgewicht von Probe und Auflast im TU Wien Abrasimeterversuch (7 + 11,5 kg) bzw. nur auf die Probemasse im LCPC-Versuch.
3. Eine zusätzliche Berücksichtigung der geometrischen Unterschiede der Grundkörper durch den Bezug der jeweils gemessenen Verschleißmassen auf die Ausgangsmassen der Drehflügel wurde zwar versucht, ergab jedoch keine Verbesserung der Ergebnisse.

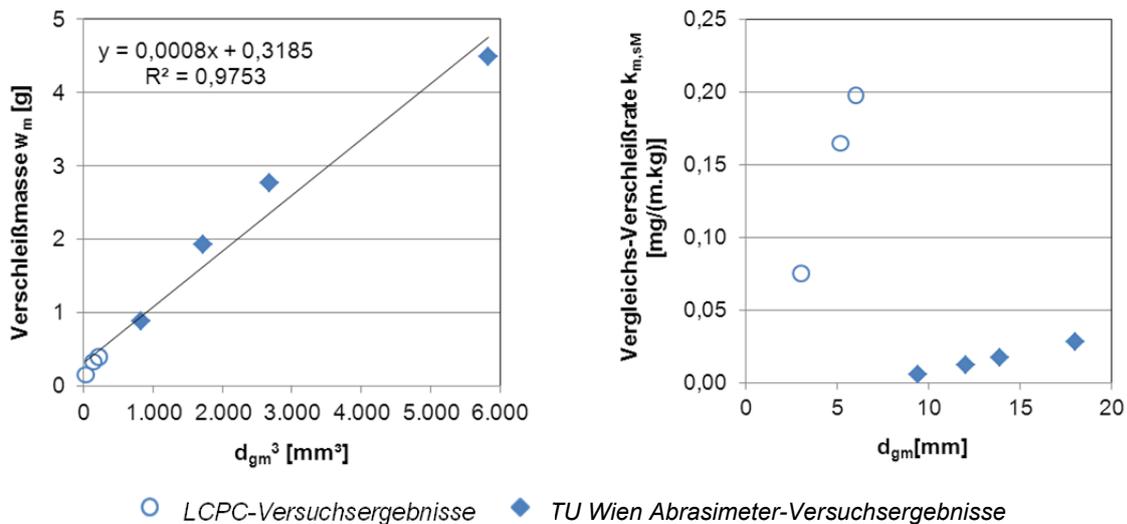


Abbildung 6-14: Links: Korrelation von Drehflügel-Verschleißmassen und gewogenem mittlerem Korndurchmesser d_{gm} in 3. Potenz. Rechts: Keine Vergleichbarkeit der Versuche bei Berücksichtigung der unterschiedlichen Gesamtversuchsmassen M [kg] und Verschleißwege s [m].

Aus Abbildung 6-14 rechts zeigt sich, dass der Verschleiß des LCPC-Drehflügels wesentlich stärker vom Korndurchmesser der Probe beeinflusst wird als beim TU Wien Abrasimeter. Dieser Umstand wird auf die hohe Umdrehungsgeschwindigkeit des Flügels beim LCPC-Versuch, bzw. auf die dabei wirkenden Fliehkräfte, zurückgeführt.

Der **Einfluss einer Befeuchtung** des Abrasivguts auf den Drehflügelverschleiß könnte durch jeden der beiden betrachteten Verschleißtopfversuche im jeweils geeigneten Korngrößenbereich richtig abgebildet werden: Während die Verschleißsteigerung durch Zugabe von Wasser bei den LCPC-Abrasivitätskoeffizienten ($w = 15\%$) für die natürlichen Kornformen das 2- bis 3-fache ausmachte (für die Bruchkörnungen zwischen 1,4 bis 1,8), wiesen die Proben im TU Wien Abrasimeterversuch Steigerungsfaktoren von 1,3 bis 1,7 auf (Proben A in Tabelle 6-8). Dies entspricht den Erfahrungen und den in Abschnitt 4.1.5 angestellten Überlegungen, dass bei gleichbleibender Mineralogie und vergleichbaren Kornformen der abrasivitätssteigernde Einfluss von Wasser mit zunehmender Korngröße abnimmt. Die Auswirkungen von Wasser auf die Menge des in den jeweiligen Verschleißtopfversuchen entstehenden Mahlguts sind jedoch gegenläufig: Während der LCPC-Brechbarkeitsindex

mit zunehmender Befeuchtung der Probe abnimmt (siehe Abbildung 4-16), ist der Verfeinerungsgrad bei nassen TU Wien Abrasimeterversuchen größer als bei trockenen (siehe Abschnitt 6.2.1).

Auf Grundlage der vorliegenden Untersuchungsergebnisse zeigt sich, dass die Eignung des LCPC-Versuchs zwar möglicherweise geringfügig über den in NF P 18-579 bedungenen Korngrößenbereich (4 – 6,3 mm) des Prüfguts hinausgeht (Versuche am *Institut für Geotechnik der TU Wien* wurden an Kornfraktionen von 2 mm bis 8 mm durchgeführt), darüber hinaus jedoch keine zutreffenden Aussagen über größere Proben-Korndurchmesser getroffen werden können. **Bei Verwendung von Bruchkörnungen im LCPC-Versuch besteht keine Vergleichbarkeit zwischen LCPC-Drehflügelverschleiß und dem Drehflügelverschleiß im TU Wien Abrasimeterversuch mit den natürlichen (Ausgangs-) Kornfraktionen.** Die für grobkörniges Lockergestein vorliegenden Erfahrungswerte der LCPC-Abrasivitätskoeffizienten müssen vor diesem Hintergrund in Zweifel gezogen werden.

Abschließend sei auf die Gefahr eines direkten Vergleiches unterschiedlicher Abrasivitätskennwerte, ohne zusätzliche geotechnische Interpretationen der Ergebnisse hingewiesen. Wie aus Tabelle 6-13 hervorgeht, weist Material C einen deutlich niedrigeren TU Wien Abrasivitätsindex AIW_{tr} auf als Material D, obwohl die LCPC-Abrasivitätskoeffizienten A_{Br} wesentlich höher sind. Die Unterschiede lassen sich erst verstehen, wenn die jeweiligen Versuchskorngrößen und das Brechbarkeitsverhalten der Materialien einbezogen werden.

Tabelle 6-13: Vergleich der Ergebnisse von LCPC-Versuchen und TU Wien Standard-Abrasimeterversuchen anhand zweier Probenmaterialien, Daten aus [34, 35].

	Kennwert	Material C3	Material D2
Abrasivität	$AIW_{tr} (f_w)$ [-]	63 (2,9)	84 (2,8)
	LCPC- A_{Br} [g/t]	810 / 1.366	406 / 574
Brechbarkeit	$\Delta G/D$ [cm ² /h]	20	32
	LCPC- B_R [%]	35 / 35	41 / 40
Mineralogie	\ddot{A}_{Qu} [-]	70	29

Während die Probe C3 ein für den rezenten Donauschotter aus dem Wiener Prater repräsentatives Korngemisch (0,063 – 31,5 mm) darstellt, handelt es sich bei der Probe D2 um eine stark reduzierte Innschotterprobe (4 – 31,5 mm), bei der alle Feinanteile fehlen. Die Ergebnisse der TU Wien Abrasimeterversuche erfassen u.a. auch die Einflüsse der natürlichen Kornformen, die Korngrößen sowie das Materialbruchverhalten auf die Abrasivität. Im Gegensatz dazu spiegeln die Ergebnisse der LCPC-Versuche lediglich die Unterschiede der mineralogischen Zusammensetzungen der beiden Proben wider, alle anderen Eigenschaften der Bodenproben werden im Versuch nicht berücksichtigt.

Die gute Brechbarkeit von Material D hat darüber hinaus reduzierenden Einfluss auf den Drehflügelverschleiß im LCPC-Versuch, während sich das entstehende Mahlgut beim TU Wien Abrasimeter, aufgrund des größeren Probevolumens, nicht so stark auswirkt.

7. Werkzeugverschleiß bei Spezialtief- und Tunnelbauarbeiten

„Verschleiß“ ist als Ergebnis eines tribologischen Vorgangs zu begreifen, bei dem sämtliche Systembestandteile zusammenwirken (s.a. Abschnitt 2 dieser Arbeit). Durch die Relativbewegung eines Bauwerkzeuges im Untergrund wird ein – i.d.R. sehr spezifisches – tribologisches System definiert und die Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß sind durch die jeweiligen Systemkomponenten bestimmt. Generell kann für alle Tiefbaumaßnahmen festgehalten werden, dass, neben der Abrasivität des Baugrunds und den Werkstoff- bzw. Oberflächeneigenschaften des Bauwerkzeugs, alle Faktoren, welche die Art und/oder die Länge des Kontakts zwischen Boden und Werkzeug (also das Beanspruchungskollektiv) bestimmen, für den Werkzeugverschleiß maßgeblich relevant sind.

Die **verschleißbestimmenden Faktoren** von Werkzeugen im Spezialtief- und Tunnelbau lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Boden (Gegenkörper): Summe aller verschleißwirksamen Eigenschaften (~ Abrasivität).
2. Werkzeug (Grundkörper): Werkstoff bzw. Werkstoffkombinationen an der Oberfläche (z.B. Verschleißschutzschichten), Art, Geometrie und Abmessungen der Einzelwerkzeuge sowie der gesamten Werkzeugbestückung (z.B. Anzahl und Abstände der Einzelwerkzeuge).
3. Baumethode und Ausführungsbedingungen (Beanspruchungskollektiv): Maschinentyp und Bauart sowie Leistungsdaten bestimmen die Kontaktkinematik und Kontaktspannung zwischen Werkzeug und Bodenkorn (z.B. drehende, schlagende oder greifende Verfahren, Anpressdruck, Kontaktgeschwindigkeit) und üben auch Einfluss auf die Temperaturentwicklung am Werkzeug aus.
4. Projektgegebenheiten (Beanspruchungskollektiv): Bauteilgeometrie (z.B. Bohrpfahl- oder Ausbruchsdurchmesser), Überlagerungshöhe, Vortriebslänge bzw. Baulosgröße, Terminvorgaben etc.
5. Umgebungsmedium: Grundwasser (Vorhandensein, Druckhöhe, Chemismus), Temperatur.
6. Zwischenstoffe: Vorhandensein und Art von z.B. Zerkleinerungsprodukten aus dem Bodenabbau, verfahrensbedingte Zugaben von Brauchwasser, Bentonitsuspension, Konditionierungsmittel, etc.

Alle genannten Systembestandteile sind an der Entstehung von Werkzeugverschleiß qualitativ und quantitativ beteiligt. Das Ausmaß der einzelnen Auswirkungen ist jedoch nachträglich – anhand des sichtbaren Verschleißes – kaum mehr auf den jeweiligen „Verursacher“ zurückzuführen. Die bislang verwendete Abrasivitätsdefinition als „die den Verschleiß verursachende Bodeneigenschaft“ ist insofern nicht stringent, denn der **Werkzeugverschleiß ist keine Bodenkonstante**. Mit ungeeignetem Werkzeug und/oder unsachgemäßer Maschinenbedienung kann auch in wenig abrasivem Boden verhältnismäßig viel Verschleiß entstehen. Oder, positiv formuliert: Der bei Arbeiten in abrasiven Böden

zu erwartende Werkzeugverschleiß kann durch adäquate werkstoffliche, gerätetechnische und/oder planerische Maßnahmen reduziert werden (siehe dazu weiter in Abschnitt 7.3).

Gehring (2009) hat für **Tunnelvortriebsmaschinen** im Festgestein einige verschleißrelevante, maschinentechnische Parameter genannt, die qualitativ auch für Lockergesteinsmaschinen gelten können, z.B. die Bohrkopfsteifigkeit oder eine Bohrkopfwölbung. Weiters nimmt der Verschleiß der Kaliberwerkzeuge im Verhältnis zur Zunahme ihres Rollweges gegenüber weiter im Bohrkopfzentrum liegenden Werkzeugen überproportional zu, was auf folgende erschwerte Betriebsbedingungen an der Kaliberposition (Umfang des Schneidrads) zurückgeführt wird [46]:

- Asymmetrische Belastung von Rollmeißeln und deren Lager,
- Höhere Kontaktkraft zum Gebirge pro Werkzeug aufgrund der geneigten Anordnung (was häufig durch eine Verringerung der Werkzeugabstände kompensiert wird),
- Dreiachsiger Spannungszustand im Gebirge aufgrund des Übergangs zwischen Ortsbrust und Tunnellaibung.

Der Umstand, dass Unterschiede bei den Verschleißmassen von Schneidradwerkzeugen nicht ausschließlich auf deren Situierung am Schneidrad (und damit auf ihre jeweiligen, im Vortrieb zurückgelegten Verschleißwege) zurückgeführt werden können, wurde auch durch eigene Beobachtungen bestätigt [33].

Werkzeugverschleiß zufolge (überwiegend) abrasivem Kontakt mit dem Baugrund nimmt vorstellungsgemäß mit der Kontaktlänge (dem Verschleißweg) kontinuierlich zu und ist daher von **singulären „Verschleiß-Ereignissen“** abzugrenzen. Darunter sind mehr oder weniger lokale Vorkommnisse, wie z.B. das Antreffen von Hindernissen, zu verstehen, die zu einer Beschädigung der Werkzeuge durch Gewalteinwirkung führen. Die beschädigten Teile werden auf der Baustelle ausgetauscht oder repariert und häufig als „Verschleißkosten“ in der internen Baustellenabrechnung dokumentiert. Abbildung 7-1 zeigt Beispiele für Werkzeuge, deren Schäden auf singuläre Ereignisse zurückzuführen sind und die nicht als Werkzeugverschleiß im „abrasiven Sinn“ gelten.



Abbildung 7-1: *Kein Abrasivverschleiß. Links: Infolge Überbeanspruchung gebrochenes Schneckenbohrgestänge. Rechts: Durch ein Hindernis beschädigte Bohrfahlverrohrung.*

Die Abgrenzung, bzw. die Zuordnung von Verschleißerscheinungen zu singulären Ereignissen im Baugrund ist jedoch nicht immer so eindeutig wie in Abbildung 7-1 dargestellt. Eine wenig ausgeprägte Beschädigung, die für sich alleine die Nutzung des Werkzeugs nicht einschränken würde, kann den Verschleißprozess an der betroffenen Stelle jedoch frühzeitig initiieren und damit insgesamt beschleunigen. Das Verschleißbild zum Zeitpunkt des erforderlichen Werkzeugtausches bietet dann u.U. keinerlei Hinweise mehr auf eine ursprüngliche Beschädigung des Bauteils. Derartige „Zufallsfaktoren“, die dazu führen, dass an den betroffenen Stellen der Abrasionsprozess früher oder stärker einsetzt als an anderen Stellen, können nicht nur durch Hindernisse im Baugrund, sondern auch durch punktuelle Unebenheiten, Inhomogenitäten oder Schwachstellen auf der Werkzeugoberfläche begründet sein.

Abbildung 7-2 zeigt einen sog. Räumler, am Außenumfang eines TVM-Schneidrades: An der Stelle wo – aus Gründen die nicht mehr nachvollziehbar sind – die Schneidezähne an der Werkzeugfront fehlen, ist auch der Verschleiß am Werkzeugmantel besonders groß, sodass in diesem Bereich z.B. auch der vordere Hartmetallbesatz abgetragen wurde.



Abbildung 7-2: *Seitenansicht eines verschlissenen Räumers am Schneidrad einer Tunnelvortriebsmaschine mit suspensionsgestützter Ortsbrust.*

7.1 Übertragbarkeit von Laborergebnissen auf den Werkzeugverschleiß

Eine quantitative Übertragung von Verschleißmassen aus tribologischen Laborversuchen (z.B. Abrasivitätsuntersuchungen) auf den Werkzeugverschleiß unter realen Betriebsbedingungen von Spezialtief- und Tunnelbaumaschinen ist nicht möglich, da sich die jeweils betrachteten Tribosysteme zu stark voneinander unterscheiden. Der Drehflügelverschleiß des TU Wien Abrasimeters dient einzig zur Bestimmung der Abrasivität einer Bodenprobe, denn der tatsächliche Kontakt zwischen dem Werkzeug einer Tiefbaumaßnahme und dem Baugrund wird von deutlich anderen tribologischen Bedingungen geprägt, als der des Drehflügels mit der Bodenprobe im Verschleißtopf.

Bei der Frage nach der Übertragbarkeit von Abrasivitätskennwerten auf den Werkzeugverschleiß ist allem voran die grundlegende **Hochlage-Tieflage-Charakteristik** in Erinnerung zu rufen (siehe Abschnitt 4.1.1): Sämtliche Abrasivitätstests haben gemeinsam, dass die Grundkörper im Versuch aus Metallen geringer Härte bestehen, es wird für die Versuche bewusst eine Verschleißhochlage angestrebt, damit auch weichere Bodenbestandteile ihre abrasiven Einflüsse ausüben können. Im Gegensatz dazu werden die Werkzeuge einer Baumaschine, oder andere verschleißbeanspruchte Bauteile, immer aus vergleichsweise hartem Material hergestellt sein und es wird möglichst eine Interaktion mit dem Boden in der Verschleißtieflage angestrebt.

Die Erdrinde besteht etwa zu drei Viertel aus Silikaten (Quarz, Quarzit, Opal, Bergkristall, Flint, etc. und alle Verwitterungsprodukte daraus) [81]. Es kann also durchaus davon ausgegangen werden, dass Werkzeugbereiche, die Bodenkontakt haben, zumindest eine Vickershärte von 1.000 HV aufweisen müssen, damit sie härter als die meisten Bodenbestandteile sind, wie die Abbildung 7-3 visualisiert. Insofern werden Tiefbauwerkzeuge aus Hartmetallen bestehen, oder zumindest an der Oberfläche mit Hartmetallbeschichtungen oder -beschlägen vergütet sein. Im Vergleich dazu haben die Drehflügel des LCPC-Versuchs eine Rockwellhärte von ca. 76 HRB, bzw. eine Vickershärte von i.M. 146 HV30 und die TU Wien Abrasimeter-Drehflügel rd. 66 HRB bzw. 126 HV30 [35]. Alleine der Größenvergleich dieser Härten mit der Mohs'schen Härte von Quarz macht es offensichtlich, dass die, durch die genannten Verschleißtopfversuchen ermittelten, Verschleißmassen nicht auf die Verschleißmassen von Tiefbauwerkzeugen umgelegt werden können.

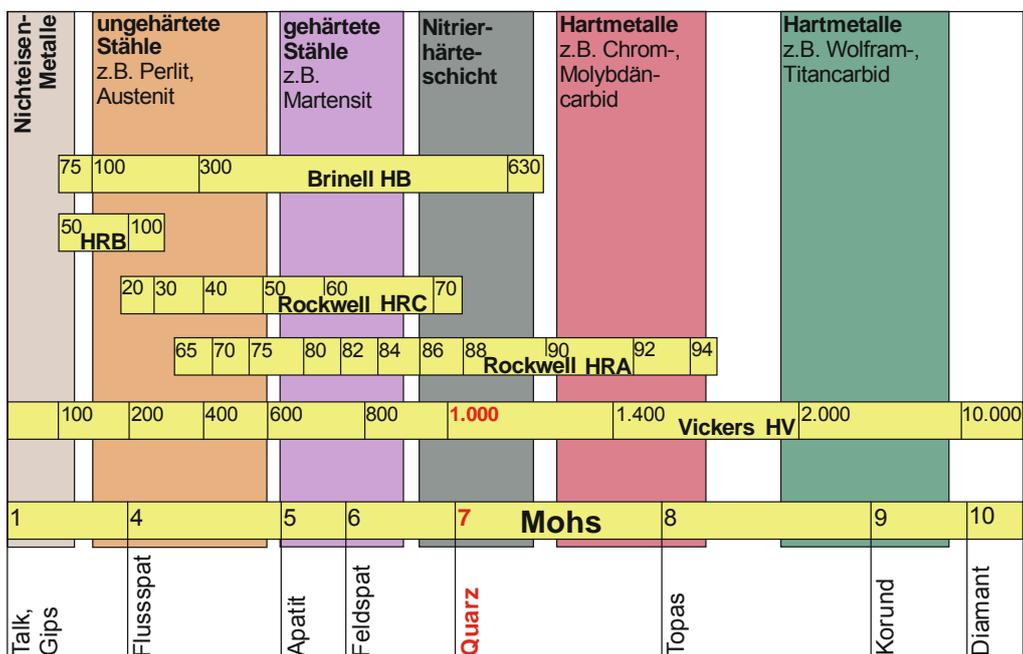


Abbildung 7-3: Härtevergleichstabelle: Metallische Werkstoffe nach verschiedenen Härtebestimmungsverfahren in Relation zur Mohs'schen Härte von Mineralen, nach [22, 81, 109].

Neben dem grundlegenden Härteunterschied zwischen einem Prüfkörper im Abrasivitätsversuch und den üblichen Tiefbauwerkzeugen, sind auch andere verschleißrelevante Werkstoffunterschiede, z.B. im Gefügebau und der Bruchzähigkeit, zu berücksichtigen.

Schließlich stellen Spezialtiefbauwerkzeuge in der Regel hochtechnologische Bauteile dar, für deren Entwicklung und Produktion entsprechende werkstoff- und maschinenbautechnischen Kenntnisse erforderlich sind. Im Gegensatz dazu sind die Grundkörper in Abrasivitätsversuchen, sowohl werkstofftechnisch als auch hinsichtlich ihrer Geometrien, vergleichsweise simpel (starke Vereinfachungen entsprechend tribologischer Prüfkategorie V oder VI). In Abbildung 7-4 ist beispielhaft das unterschiedliche Furchungsverhalten eines Abrasivpartikels bei einem Grundkörper mit Einphasenstruktur, also z.B. dem Abrasimeter-Drehflügel aus Stahl C15E gleichbleibender Härte, und einem strukturierten Grundkörper, mit zwischengelagerten harten Bestandteilen, dargestellt. Die Hartphase innerhalb der weicheren Matrix bewirkt eine Abweisung des Abrasivpartikels und die Zweiphasenstruktur führt somit zu einer Verbesserung des Verschleißwiderstandes [44]. Dieses Prinzip macht man sich beispielsweise bei Rollenmeißel von Tunnelvortriebsmaschinen zunutze, wie die Aufnahme in Abbildung 7-4 rechts zeigt.

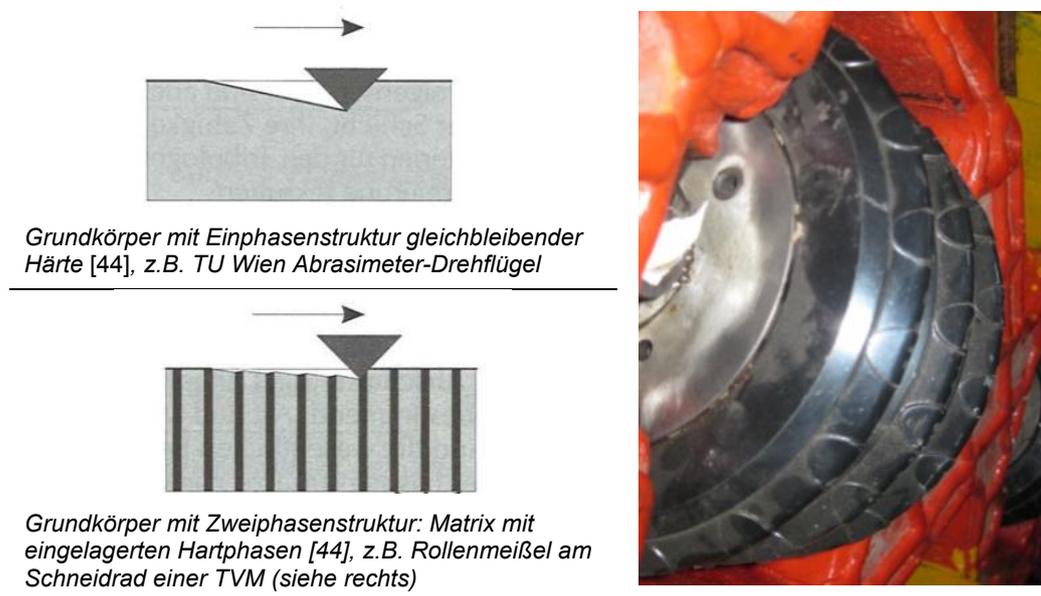


Abbildung 7-4: *Qualitativ unterschiedliche Auswirkung einer strukturierten Grundkörperhärte auf den Abrasivverschleiß als Beispiel für die Unvergleichbarkeit des TU Wien Abrasimeter-Drehflügels mit einem realen Spezialtiefbauwerkzeug, [35] – adaptiert.*

Das **Beanspruchungskollektiv** ist vermutlich der wesentlichste Unterschied zwischen dem tribologischen Laborversuch und dem tatsächlichen Beanspruchungsfall der Werkzeuge im Baugrund. Im Verschleißtopfversuch wird zwar die tatsächlichen Kinematik beim maschinellen Abbau- bzw. Löseprozess so gut als möglich angenähert (als Zufallsabfolge von rollenden, gleitenden als auch stoßenden Kontakten), jedoch lassen sich weder die tatsächliche Kontaktlänge noch der auftretenden Kontaktdruck zwischen Einzelkorn und der Werkzeugoberfläche realistisch abbilden. Insbesondere die mit dem Bauwerkzeug auf den zu bearbeitenden Untergrund aufgebrachte Kraft ist in starkem Ausmaß verschleißbestimmend. Sie ist einerseits vom Baugrund abhängig („Lösefestigkeit des Bodens“ [57], „Gewinnungsfestigkeit“ [58]), andererseits vom eingesetzten Gerät und auch von dessen Bedienungsweise.

Schließlich sind auch die **Projektgegebenheiten** verschleiß(mit)bestimmend. Man denke bspw. an, beim maschinellen Tunnelbau in Lockergestein erforderliche, Durchörterungen von Start- und Zielschachtwänden (sowie allenfalls Dichtblöcke und Zwischenschächte), Bodenverbesserungsmaßnahmen oder die Herstellung einer überschnittenen Bohrpfahlwand. Der „Beitrag“ den die (i.d.R. unbewehrten) Bauteile zum Gesamtverschleiß der Werkzeuge leisten, lässt sich im Nachhinein nicht mehr von dem des gewachsenen Bodens unterscheiden.

7.2 Verschleißprognose im Spezialtiefbau

Die vorausschauende Abschätzung von dem bei einer geplanten Baumaßnahme zu erwartenden Werkzeugverschleiß ist überwiegend im maschinellen (Lockergesteins-)Tunnelbau notwendig, da hier die Zugänglichkeit zu den Abbauwerkzeugen nur selten gegeben und dadurch keine laufende Kontrolle des Werkzeugzustandes möglich ist. Die Wartung und Instandsetzung der Schneidradwerkzeuge ist während eines laufenden Vortriebs unter Grundwasser mit einem Einstieg in die Abbaukammer unter Druckluft verbunden, was einen sehr hohen Aufwand bedeutet.

Weiters ist eine Verschleißprognose bei allen Tiefbauarbeiten dann von besonderer Bedeutung, wenn mehr als der verfahrensbedingte „normale“ Verschleiß zu erwarten ist, woraus nennenswerte Kosten resultieren würden. (Letzteres bedeutet allerdings, dass der „normale“ Verschleiß, der „erfahrungsgemäß aus der Beobachtung vergleichbarer Tribosysteme bekannt ist“ [15], als Ausgangsgröße einwandfrei erfasst und dokumentiert ist.)

Verschleißprognosen von Tiefbauwerkzeugen dienen ganz allgemein zur genaueren **Leistungs- und Kostenkalkulation**. Vorwiegend sind die direkten Verschleißkosten von Interesse, also z.B. die Anzahl der benötigten Werkzeuge (Schneidzähne, Bohrkronen, Meißel, etc.) und die daraus abgeleiteten Stillstandszeiten für die erforderlichen Werkzeugwechsel und Reparaturarbeiten. Die indirekt vom Verschleiß beeinflussten Kosten, also z.B. die Verminderung der Netto-Bohrleistung durch Einsatz von abgenutztem Werkzeug, sind nur sehr schwer zu erfassen und noch schwerer zu kalkulieren (siehe dazu auch Abschnitt 1.2.1).

Mit der vorliegenden Forschungsarbeit wird in erster Linie die Basis geschaffen, den verschiedenen Prognosemodellen zukünftig realitätsnahe, vergleich- und reproduzierbare Baugrund-Eingangswerte zur Verfügung stellen zu können. Die darüber hinausgehenden, bereits genannten, verschleißbestimmenden Faktoren müssen jedoch ebenfalls möglichst weitreichend Berücksichtigung finden. Die Erstellung von Verschleißprognosemodellen für Tiefbauwerkzeuge ist an sich nicht Kernfrage der gegenständlichen Arbeit, es sollen im Folgenden lediglich die Systematik bestehender Modelle und Vorgangsweisen aufgezeigt und folglich einige Denkanstöße für weiterführende Forschungen gegeben werden.

7.2.1 Analytische Verschleißprognosemodelle

Bislang sind nur wenige Prognosemodelle für den Verschleiß von Spezialtiefbauwerkzeugen bekannt und ihre Praxistauglichkeit ist mit dem gegenwärtigen Kenntnisstand nicht verifizierbar. Die zumindest erforderlichen Modelleingangsparameter lassen sich wie folgt generalisieren [29]:

- Kennwert(e) zur Beschreibung von zumindest „Rauheit“ (Oberflächenstruktur des Kornkollektivs inkl. Bewegungsmöglichkeiten der Einzelkörner) und Härte des mineralischen Gegenstoffs (~ Abrasivität des Bodens),
- Materialkennwerte des Grundkörpers (zumindest die Werkstoffhärte),
- Tatsächliche Kontaktpressung zwischen Grund- und Gegenkörper, was auf die Ermittlung der tatsächlichen Kontaktfläche und der tatsächlichen Kontaktkraft zurückgeführt werden kann.

Insbesondere der letztgenannte Punkt führt dazu, dass die Existenz einer allgemein gültigen Prognoseformel für den Werkzeugverschleiß im Tiefbau illusorisch erscheint, da die Vielzahl an möglichen Beanspruchungskollektiven im Spezialtiefbau nicht universell erfasst werden kann. Im Prinzip bewirkt jedes Aushub-, Bohr- oder Bearbeitungsverfahren eigene, nur bedingt vergleichbare Beanspruchungen am Werkzeug, die darüber hinaus auch vom Baugrund („Bodenfestigkeit“) abhängig sind. Die deutsche Normung sieht beispielsweise eine nach Gewerken differenzierte Einstufung der Bodenklassen vor [58].

Das System „Bauwerkzeug – Boden“ ist, aufgrund seiner Dynamik, ständigen Veränderungen der Belastungen unterworfen und gleichzeitig variieren auch die physikalischen und geometrischen Zustände des Erdstoffs. Dies führt dazu, dass die Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Boden bislang nicht ausreichend genau erfasst werden können. Eine ressourcengerechte Maschinengestaltung wird letztendlich durch die Problematik der mangelnden Lastannahmen verhindert. [55]

Für **Graborgane** wurde, unter der Voraussetzung, dass

- die Beanspruchung des Einzelkorns kleiner ist als dessen mittlere Druckfestigkeit und
- die Rauigkeit der Schüttgutoberfläche viel größer ist als die der Metalloberfläche

der **mittlere Druck auf das Einzelkorn** p_r wie folgt angegeben [29]:

$$p_r = H_w \cdot a \cdot \left(\frac{p_a}{H_w} \right)^v$$

mit: H_w ... Werkstoffhärte des Grundkörpers (z.B. Baggerzahn)

p_a ... nomineller Kontaktdruck (Flächenpressung)

a, v ... „schüttgutspezifische Parameter“ (versuchstechnisch zu bestimmen)

Für Probenmaterial aus Quarz (Wassergehalt $w = 7 - 9\%$) wurde $a = 0,25$ und $v = 0,05$ angegeben [29].

Auf der Modellbasis eines stochastischen Feldes wurde weiters der Zufallscharakter der Schüttguttraugigkeit erfasst und, unter Berücksichtigung des oben angeführten mittleren Drucks des

Einzelkontaktes, das Verhältnis von plastischer Kontaktfläche (diese unterliegt einer Scherwirkung) und nomineller Kontaktfläche von Schüttgut und Grabwerkzeug bestimmt. In der Folge kann daraus die lineare Verschleißintensität berechnet werden, zu diesem Zweck wurde ein computerunterstütztes Prognosemodell entwickelt. [29, 50]

Es ist jedoch nicht bekannt, ob das in den 1980er Jahren, an der Ingenieurhochschule Zittau entwickelte Programm in der Zwischenzeit auf andere Lockergesteine als „Quarz“ erweitert wurde.

Heinrich (1995) führt zur Erfassung der Einflussgrößen von natürlichem Lockergestein eine **Abrasivitätszahl A [mm²/N]** ein, welche auf umfangreichen Versuchsdurchführungen beruht. In Abhängigkeit vom Wassergehalt und dem Anteil der enthaltenen Kiese (> 2 mm) der Bodenproben, wurden Abrasivitätszahlenwerte mittels „mathematisch einfachen, physikalisch interpretierbaren Regressionsansätzen“ aus Versuchen mit dem Freiburger Ringkanalversuchsstand (Abbildung 3-5 rechts) ermittelt. Die untersuchten Korngemische wurden anschließend in drei Gruppen unterteilt, die sich jeweils durch ihren Anteil an Schlämmkorn ($\leq 0,063$ mm Korndurchmesser) unterscheiden, sodass die Abrasivitätszahlen in Nomogrammen zusammengefasst werden konnten [50]. Diese, in Abbildung 7-5 abgebildeten, Nomogramme machen die starke Abhängigkeit der Abrasivität von der Korngröße, bzw. dem Gehalt an Kieskörnern in der Versuchsmischung, und – bei den grob- und gemischtkörnigen Proben – vom Wassergehalt deutlich.

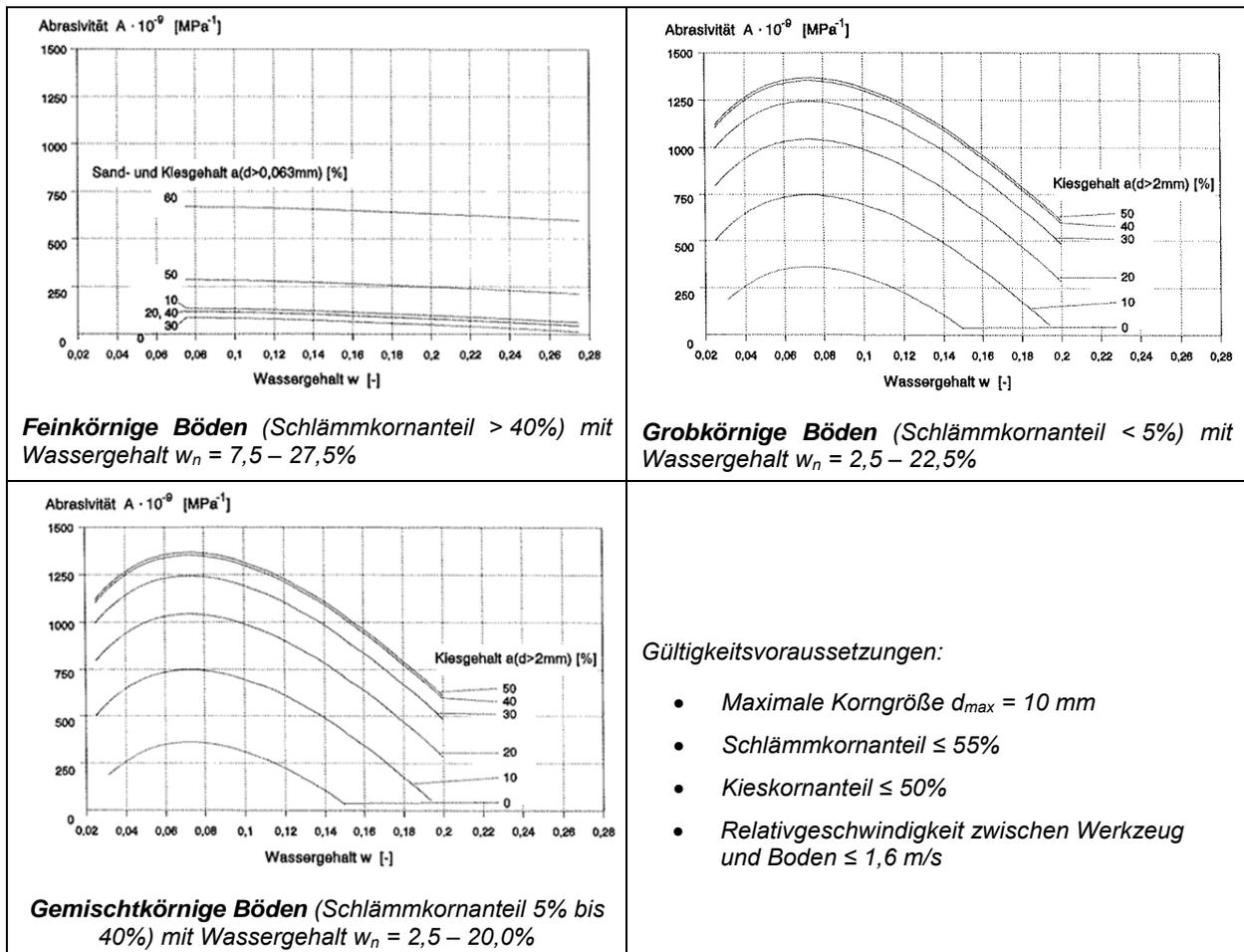


Abbildung 7-5: Nomogramme zur Ermittlung der Abrasivitätszahlen A [mm²/N] nach Heinrich (1995) [50].

Die Berechnung einer **geschätzten Verschleißintensität für Grabwerkzeuge I^* [-]** wird wie folgt vorgeschlagen [50]:

$$I^* = p_a^* \cdot A \quad [-]$$

mit: I^* ... geschätzte Verschleißintensität [-]

p_a^* ... geschätzter nomineller Kontaktdruck bezogen auf die Gewinnung von Sand

$$p_a^* = k_p \cdot 0,05 \quad [\text{N/mm}^2]$$

k_p ... Bodenfestigkeitsindex [-], ermittelt aus dem linearen Grabwiderstand nach *Strzodka* bezogen auf Sand. Werte nach [50] z.B.:

Sand $\rightarrow k_p = 1$

lockerer Kies, Kiessand $\rightarrow k_p = 2,5$

sandiger Lehm mittelfest $\rightarrow k_p = 3,9$

sandiger Lehm sehr fest $\rightarrow k_p = 4,4$

A ... Abrasivitätszahl nach *Heinrich (1995)* [mm^2/N]

Der Wert von $0,05 \text{ N/mm}^2$ für die Berechnung von p_a^* ergibt sich aus der Schätzung eines nominellen Kontaktdrucks bei der Gewinnung von Sand; ist ein tatsächlicher Kontaktdruck für ein konkretes Grabwerkzeug, z.B. aus Versuchen, bekannt, so kann dieser Wert verwendet werden.

Mit dem Verfahren nach *Heinrich* kann somit für bestimmte Böden eine lineare Verschleißintensität prognostiziert werden, die als Quotient aus Längenverlust und zurückgelegtem Verschleißweg des Werkzeugs definiert ist. Soll daraus jedoch eine andere Verschleißkenngröße abgeleitet werden, ist dazu eine Übertragungsfunktion (Proportionalitätsfaktor) erforderlich, für die wiederum eine statistisch abgesicherte Anzahl von Verschleißmessungen unter vergleichbaren Betriebsbedingungen durchzuführen ist. [50]

Die Erfassung des tatsächlichen Kontaktdrucks in der Berührungsfläche zwischen Bodenbearbeitungswerkzeug und Boden ist Voraussetzung für alle Verschleißberechnungen. Diesbezüglich bestehen allerdings auch die größten Unsicherheiten. Schneidkraftmessungen unter Laborbedingungen zeigten etwa Abhängigkeiten des Schneidwiderstands von der Vorschubgeschwindigkeit, der Schnitttiefe und dem Anstellwinkel. Für diese Untersuchungen wurde ein „Messzahn“ mit zahlreichen ein- und zweixialen Kraftsensoren bestückt. [45]

Mithilfe der Diskreten Elemente Methode (DEM) konnten auch bereits aussichtsreiche Simulationen der diskontinuierlichen Stoffeigenschaften von Schüttgütern bei Grabprozessen durchgeführt werden. Abbildung 7-6 zeigt ein Beispiel der Simulation eines Lockergesteins als Mischung aus würfel- und kugelförmigen Gutbrocken. [55]

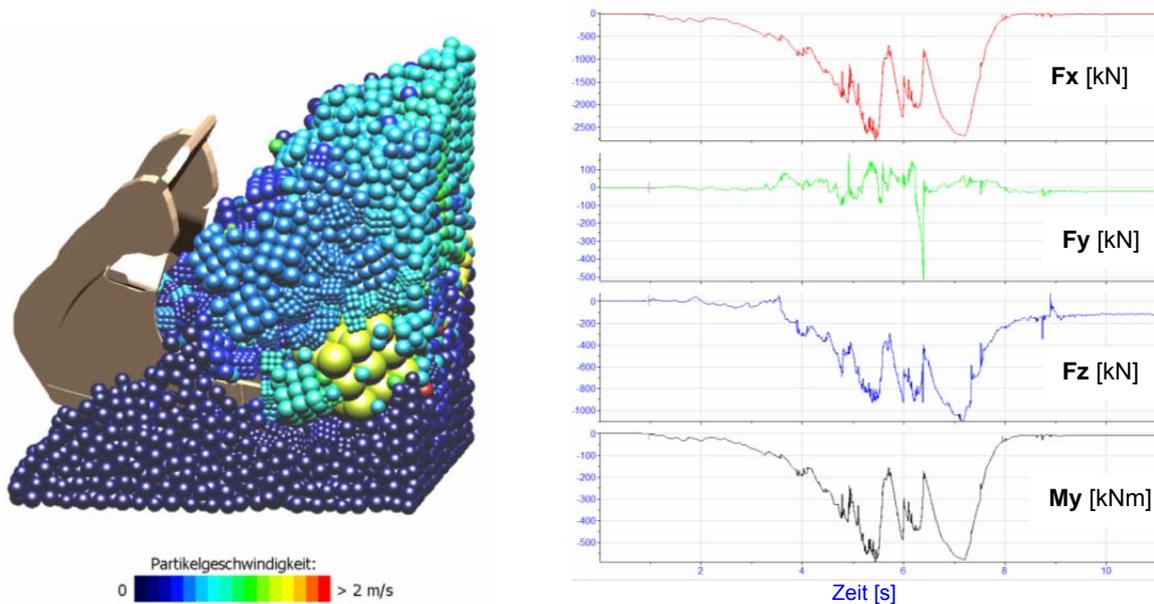


Abbildung 7-6: Simulation von Grabprozessen mittels DEM, Darstellung der Partikelbewegung als Relativgeschwindigkeit (links) und des Kraft- und Momentenverlaufes an der Baggerschaufel (rechts) während des Eindringvorganges [55].

7.2.2 Empirische Verschleißprognosen

Aus dem vorangegangenen Abschnitt geht hervor, dass für die Berechnung von Werkzeugverschleiß vielfach Annahmen getroffen werden müssen, was nicht nur zu entsprechenden Prognoseunsicherheiten führt, sondern auch einen nennenswerten Aufwand bei der Modellerstellung mit sich bringt. Im Bauwesen ist jedoch weniger die eigentliche Verschleißmasse der Werkzeuge von Interesse, sondern es werden vielmehr Informationen über die zu erwartende **Standzeit der Werkzeuge** benötigt. Damit ist die (prognostizierte) Lebensdauer gemeint, also die Zeit die zu veranschlagen ist, bis ein neuwertiges Werkzeug durch den Gebrauch derart abgenützt ist, dass es unbrauchbar geworden ist. Als indirekte Verschleißmessgröße (siehe Abschnitt 2.2.4) ist die Standzeit auf die effektive Beanspruchungsdauer der betrachteten Werkzeuge zu beziehen. Auch die Gebrauchsdauer bis zur neuerlichen Aufbringung einer Verschleißschuttschicht durch Auftragsschweißungen an beanspruchten Werkzeug- oder Bauteilen kann als indirekte Verschleißmessgröße verstanden werden, wobei in solchen Fällen oft als eigentliche „Verschleißmessgröße“ lediglich der erforderliche Zeit- und/oder Materialaufwand zur Instandsetzung dokumentiert wird.

Rechtzeitiger Werkzeugwechsel ist zur Vorbeugung von sog. „Sekundärverschleiß“ (Begriff nach [51]) wichtig, da die Abbauwerkzeuge auch zum Schutz ihrer Trägerbauteile dienen. Werden die Werkzeuge über ihre verschleißbedingte Lebensdauer hinaus beansprucht, so können sie ihre Schutzfunktion oft nur mehr teilweise oder gar nicht mehr erfüllen und es kommt zu Verschleißerscheinungen an Bauteilen, die ursprünglich nicht als Verschleißteile konzipiert sind (z.B. Werkzeughalterungen). Die Verschleißproblematik nimmt bei weiterem Einsatz des Gerätes progressiv zu.

Empirische Verschleißprognosen werden für eine Prognose der Werkzeugstandzeit herangezogen, bei welcher die zu erwartenden Standzeiten von Erfahrungswerten vergleichbarer Bauführungen

abgeleitet werden. Voraussetzung dafür ist eine zuverlässige Datenbasis, welche alle verschleiß-relevanten Randbedingungen umfasst.

Aus Nachkalkulationen von Bauausführungen lässt sich häufig eine mittlere Standzeit der Werkzeuge ermitteln, indem der dokumentierte Werkzeugverbrauch (Anzahl der getauschten Werkzeuge) auf die Gesamtbetriebszeit des jeweiligen Gerätes bezogen wird. Dabei ist jedoch einschränkend zu beachten, dass die tatsächliche Betriebszeit, außer von technischen Faktoren (z.B. Grabtiefe, Gerätezustand, Entleerungsgenauigkeit), auch von humanen, organisatorischen und umweltbedingten Faktoren (z.B. Qualifikation des Geräteführers, Arbeitsvorbereitung, Witterungsbedingungen und Baugrundeigenschaften) bestimmt wird [48]. Letztendlich hat der Werkzeugverschleiß selbst, bzw. allgemein der Gerätezustand, ebenfalls Einfluss auf die erforderliche Betriebszeit des Baugerätes zur Herstellung des Gewerks. Darüber hinaus finden die geometrischen Randbedingungen des Bauprojekts, wie z.B. der Bohr- oder Ausbruchsdurchmesser, keinen Eingang in eine derart ermittelte Standzeit. Erfahrungswerte für die Werkzeug-Standzeit [Stück pro Betriebsstunde] sind daher in der Regel nur für die Baustelle repräsentativ auf der sie gewonnen wurden und können nicht vorbehaltlos auf andere Baustellen umgelegt werden.

Eine Verbesserung der Aussagekraft wird erzielt, wenn die Anzahl der verbrauchten Werkzeuge gleichartiger Baumaschinen auf projektspezifische Kennwerte, z.B. hergestellte Bohrmeter oder m³ abgebauten / verarbeiteten Boden, bezogen wird. Tabelle 7-1 gibt ein Beispiel für die Angabe des **spezifischen Werkzeugverbrauchs** von zwei baugleichen Hydroschildmaschinen (SM-V4 gem. [19]), bei Vortrieben in vergleichbaren geologischen Untergrundverhältnissen wieder.

Tabelle 7-1: Beispiele für den spezifischen Werkzeugverbrauch im maschinellen Tunnelbau gem. [56].

Werkzeugtyp	Situierung am Schneidrad	Spezifischer Werkzeugverbrauch [Stk/1.000 m ³]	
		Vortrieb A	Vortrieb B
alle Werkzeuge	Gesamtfläche	3,37	2,95
Räumer	Kaliberbereich	0,22	0,23
Rollmeißel (Disken)	Gesamtfläche	1,26	1,17
	Zentralbereich	0,92	0,93
	Peripheriebereich	1,38	1,31
Schälmesser	Gesamtfläche	1,88	1,55
	Zentralbereich	1,68	0,72
	Peripheriebereich	2,02	2,04

Durch die Angabe der Werkzeugtypen und des betrachteten Bereichs am Schneidrad werden wichtige Zusatzinformationen geliefert, die Ergebnisinterpretationen erlauben. Eine Beurteilung der Unterschiede zwischen den spezifischen Werkzeugverbräuchen der beiden Tunnelvortriebe ist jedoch nur möglich, wenn darüber hinaus weitere projektspezifische Randbedingungen berücksichtigt werden. Bei den gegenständlichen Projekten wurden beispielsweise u.a. die unterschiedlichen Überlagerungshöhen und Suspensionsdichten der Stützflüssigkeiten für die Verschleißunterschiede der Schälmesser im Zentralbereich der Schneidräder verantwortlich gemacht [56].

Die Angabe von indirekten Verschleißmessgrößen bietet jedoch generell keine verlässliche Aussage über den tatsächlichen Verschleißzustand der getauschten Werkzeuge. Aufgrund (sicherheits-) technischer und/oder wirtschaftlicher Überlegungen bzw. bauvertraglicher Anforderungen kann es dazu kommen, dass Werkzeuge getauscht werden, bevor sie ihre verschleißbedingte Lebensdauer erreicht haben. Ein **vorbeugender Werkzeugwechsel** wird immer dann erfolgen, wenn festgelegte Wartungsintervalle oder -zeitpunkte vorgesehen sind, die sich üblicherweise aus dem Bauprojekt ergeben (z.B. Zwischen- oder Zielschächte bei maschinellen Rohrvorpressungen, Bauphasenabstimmung mit anderen Gewerken), und Wartungsarbeiten außerhalb der vorgesehenen Zeiträume nur mit erheblichem Aufwand (Zeit, Kosten, technisches Risiko) realisiert werden können. Bei den Beispielen in Tabelle 7-1 wurden bspw. vor sensiblen Bauwerksunterfahrungen eigene Wartungsbahnhöfe (Dichtblock in den die Schildmaschine einfährt, um in möglichst gesicherter Umgebung Wartungsarbeiten am Schneidrad durchführen zu können) errichtet [56]. Darüber hinaus ist auch der Werkzeugzustand nach Abschluss der Vortriebsarbeiten nicht dokumentiert und geht nicht in die Zahlen für den spezifischen Werkzeugverbrauch in Tabelle 7-1 ein.

Mit relativ wenig Aufwand lässt sich die Verschleißdokumentationen auf der Baustelle bereits als **Betriebsversuch im Sinne der tribologischen Prüfkategorie I** (siehe Abschnitt 2.4) durchführen: Ist das Ausgangsgewicht der Werkzeuge bekannt, so können die jeweiligen Verschleißmassen durch Wägung der getauschten Werkzeuge bestimmt werden. Alternativ ist die Ermittlung eines linearen oder volumetrischen Verschleißbetrages, durch Vergleich der abgenutzten Werkzeuge mit einer Schablone, denkbar, siehe Abbildung 7-7 rechts. Diese Vorgangsweise hat vor allem für fix montierte oder selten getauschte Maschinenbauteile (z.B. Brecherleisten) ihre Berechtigung.



Abbildung 7-7: *Detaillierte Verschleißdokumentation auf der Baustelle. Links: Gewichtsmessung eines ausgetauschten Schälmessers [33]. Rechts: Abgenutzte Bohrmeißel in Schablone [42].*

Durch derartige Verschleißmessungen können detaillierte Vergleiche über örtliche, technische oder humane Einflussfaktoren auf den konkreten Verschleißfall angestellt werden (Vergleich von z.B. einzelnen Baustellenabschnitten, Werkzeugtypen, Maschinenfahrern). Für den theoretischen Fall, dass sämtliche andere Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß konstant sind, könnten sogar Aussagen über die Abrasivität des Baugrundes getroffen werden, was allerdings praktisch nicht vorkommen wird.

Bei einem maschinellen Rohrvortrieb DN1800 wurden die Verschleißmassen aller nach Abschluss einer 280 m langen Vorpressung getauschten Werkzeuge (Schälmesser, Räumer und Rollmeißel) auf der Baustelle gemessen. Weiters ließ sich aus den Protokolldaten der Vortriebsmaschine die effektive Vortriebszeit (ohne Stillstände ≥ 10 Minuten) ermitteln und daraus, sowie der mittleren Schneidrad-drehzahl und den Abmessungen der Werkzeugbestückung am Schneidrad, konnten die ungefähren Verschleißwege jedes einzelnen Werkzeugs berechnet werden. Schließlich wurde ein einheitsfreier Werkzeugverschleißsummenfaktor eingeführt, eine Kennzahl die sich zum Vergleich unterschiedlicher Vortriebe eignet, da sie den Ausbruchsdurchmesser und die Vortriebslänge berücksichtigt. [33]

Der **Werkzeugverschleißsummenfaktor** ΣW_i lässt sich wie folgt berechnen [33]:

$$\sum W_i = \sum_{i=1}^n \frac{\Delta M_i}{M_{0,i} \cdot s_i} \cdot 10.000 \cdot L \quad [-]$$

mit: ΔM_i [kg] ... Gewichtsreduktionen der Einzelwerkzeuge
 $M_{0,i}$ [kg] ... Ausgangsgewichte der Einzelwerkzeuge
 s_i [m] ... Verschleißwege der Einzelwerkzeuge
 L [m] ... Vortriebsstrecke
 i [-] ... betrachtetes Einzelwerkzeug (Anzahl der Werkzeuge $i = 1, \dots, n$)
 10.000 ... gewählter Multiplikationsfaktor zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse, physikalisch kann der Werkzeugverschleißsummenfaktor als Verschleiß-masse [kg] pro 10.000 kg eingesetzter Werkzeugmasse interpretiert werden.

Auf die beschriebene Weise errechneten sich für die 8 Räumer und die 10 Schälmesser der ggst. Vortriebsmaschine, nach 280 m Vortrieb im rezenten Donauschotter, bei der Lobau in Wien, die Werkzeugverschleißsummenfaktoren zu [33]:

$$\sum W_{\text{Räumer}} = 27,6 \quad \text{bzw.} \quad \sum W_{\text{Schälmesser}} = 20,4$$

Ein **Beispiel für die Leistungs- und Verschleißprognose** von Doppelkopf- bzw. Kelly-Bohranlagen, auf Basis empirisch ermittelter Kennwerte, ist das sog. „Ingenieurmodell Großbohrtechnik“ [21]. Dabei wird bei der Prognose der Nettobohrleistung ein Leistungsfaktor berücksichtigt und bei der Prognose der Stillstandszeiten darüber hinaus auch ein Verschleißfaktor. Die Leistungsfaktoren basieren auf firmeninternen Leistungsauswertungen, wobei Baugrundeigenschaften, wie etwa die Korngröße und die Lagerungsdichte, Berücksichtigung fanden. Für die Ermittlung der bodenschichtbezogenen Verschleißfaktoren wurden Erfahrungswerte von Bohrkronenstandzeiten einem Abrasivitätskennwert (hier – mangels besserer Alternativen – dem Rock Abrasivity Index, siehe Abschnitt 3.4.1) gegenübergestellt und über Korrelationsdiagramme aus der Literatur (siehe Abbildung 3-11) wurden daraus die sog. „Bauer-Verschleißklassen“, in Abhängigkeit von LCPC-Abrasivitätskoeffizient und äquivalentem Quarzgehalt, entwickelt. [21]

Nachteil aller vorgestellten Verfahren und Vorgangsweisen zur Ermittlung von Verschleißdaten ist deren Einschränkung auf die Erfassung von Primärverschleiß, also Verschleiß an den (für eine Abnutzung vorgesehenen) Werkzeugen. Sekundärverschleiß tritt definitionsmäßig unplanmäßig, an nicht als Verschleißteilen konzipierten Bauteilen auf [51], die Erfassung und Dokumentation von sekundärem Verschleiß erscheint dementsprechend schwierig.

Darüber hinaus wird als problematisch erachtet, dass bis dato kein verlässlicher Abrasivitätskennwert für grobkörniges Lockergesteine zur Verfügung stand, woraus in weiterer Folge resultiert, dass alle vorliegenden Erfahrungswerte über Werkzeugverschleiß-Messgrößen nur eingeschränkt brauchbar sind. Häufig sind die Verschleißdaten lediglich mit Beschreibungen der Bodenstruktur gekoppelt, also z.B. ob es sich um feinkörnige, kohäsive, rollige, geschichtete etc. Böden handelt, was i.d.R. die Art der eingesetzten Baumaschinen und -werkzeuge bestimmt. Eine zuverlässige Interpretation und Beurteilung von unterschiedlichen Verschleißerfahrungen ist jedoch Voraussetzung für jede Art von empirischer Verschleißprognose. Diese Lücke kann nunmehr durch den neu entwickelten TU Wien Abrasimeterversuch, für einen großen Bereich der verschleißrelevanten Böden geschlossen werden.

7.3 Tribologische Optimierungsmaßnahmen im Tiefbau

Verschleißreduzierende Maßnahmen können im Prinzip an allen, unter Abschnitt 7 genannten, verschleißbestimmenden Faktoren im Tiefbau ansetzen, wobei eine bewusst herbeigeführte Veränderung (Verbesserung) der Abrasivität des Bodens (~ Gegenkörper) als schwierig eingestuft wird (siehe dazu weiter in Abschnitt 7.3.1). In der Regel wird man die natürliche Abrasivität des Baugrundes als gegeben betrachten müssen und wird versuchen, diese im Zuge der Bautätigkeit nicht noch weiter zu erhöhen. Aus wirtschaftlichen und aus Umweltschutzgründen scheidet der Einsatz von klassischen Schmierstoffen zur Verschleißreduktion von Bodenabbau- und -bearbeitungswerkzeugen aus. Bei Tiefbaumaßnahmen sind daher in erster Linie verschleißreduzierende Maßnahmen, die an den übrigen Systemelementen ansetzen, in Erwägung zu ziehen, das sind **werkstoffliche, konstruktive sowie verfahrenstechnische Maßnahmen** [22].

Eine gänzliche Verhinderung von Verschleiß ist jedoch nicht möglich. Jede Maßnahme kann nur eine Optimierung bewirken, d.h. die Lebensdauer von Bauteilen (Werkzeugen) erhöhen. Oft zwingen auch nichttribologische Gesichtspunkte im Hinblick auf die Gesamtfunktion des Bauteils zu Entscheidungen für eine tribologisch nicht optimale Konstruktionslösung.

Unter tribologischen Optimierungsmaßnahmen sollen im gegenständlichen Kontext alle Maßnahmen verstanden werden, die tatsächlich verschleißreduzierend wirken. Nicht gemeint sind die Vielzahl an Möglichkeiten mit denen darüber hinaus eine bauwirtschaftliche Leistungsoptimierung bzw. eine Senkung der direkten und indirekten Verschleißkosten erzielt werden kann, z.B.:

- Eine Erhöhung der Größe der Einzelwerkzeuge führt zu einer Vergrößerung des möglichen Verschleißvolumens bevor das Werkzeug untauglich wird und getauscht werden muss, was zu einer Verlängerung der Wartungsintervalle führt (jedoch u.U. auch zu einem erhöhten Aufwand für den Tausch der größeren Werkzeuge) [46].

- Erforderliche Wartungszeiten können reduziert werden, indem bei der Gerätekonzeptionierung bereits eine entsprechende Zugänglichkeit und leichte Auswechselbarkeit der Verschleißteile berücksichtigt wird [22, 105].
- Maßnahmen zur frühzeitigen Schadenserkenkung (Verschleißdetektoren) ermöglichen einen rechtzeitigen Werkzeugtausch bzw. rechtzeitige Instandsetzung, wodurch sog. Sekundärverschleiß vermieden werden kann [99].
- Begrenzungen der maximalen Vortriebslängen durch Anordnung von z.B. Zwischenschächten ermöglichen die rechtzeitige Revision der Abbauwerkzeuge am Schneidrad [20].
- Sorgfältige Wartungsarbeiten, regelmäßige Kontrollen und Reinigungsarbeiten tragen grundsätzlich dazu bei, direkte Verschleißkosten insgesamt zu senken [22].

7.3.1 Werkstoffoptimierung

Die naheliegendste Maßnahme zur Verschleißreduzierung ist die unmittelbare Verbesserung der Verschleißwiderstände der betroffenen Bauteile. Für den maschinellen Festgesteinsvortrieb liegen bspw. Erfahrungen vor, dass die Meißellebensdauer [m^3 Ausbruchskubatur pro Meißel] für Meißel „höherer Qualität“ bis zu 45% über den Werten für Meißel „normaler Qualität“ liegen kann und dieser Unterschied mit steigender Abrasivität des abzubauenen Gesteins zunimmt [46].

Werkstoffliche Maßnahmen beruhen darauf, das (werkstoffliche) Eigenschaftsprofil eines tribologisch beanspruchten Bauteils an das Beanspruchungskollektiv sowie an die wirksamen Verschleißmechanismen anzupassen. Für die durch Mineralstoffe ausgelösten Verschleißmechanismen im Tief- und Tunnelbau, sowie im Bergbau und bei Materialaufbereitungsanlagen haben sich nachfolgende Materialeigenschaften als vorteilhaft bzw. notwendig erwiesen [22, 44]:

- Werkstoffoberfläche mit hoher Zähigkeit und gleichzeitige großer Härte (Beanspruchung in der Verschleißhochlage wird angestrebt),
- gutes Rissauffangvermögen,
- ausreichende Schichtdicke von Oberflächenbeschichtungen,
- gradueller Härteübergang zwischen Oberflächen- und Grundwerkstoff.

Massivlösungen aus hochkarbidhaltigen Hartgussteilen scheitern jedoch häufig an der erforderlichen Bruchfestigkeit, um den beim Betrieb von Baumaschinen i.d.R. auftretenden, stoßartigen Belastungen Stand zu halten [22, 43].

Eine für das Bauwesen typische Maßnahme zur Oberflächenvergütung und -instandsetzung von Werkzeugen und Werkzeuteilen stellt das Anbringen von **Auftragsschweißungen** dar, siehe Abbildung 7-8. Das Aufschweißen von Hartmetalllegierungen erfolgt vornehmlich zum Schutz von besonders exponierten Werkzeugen und Werkzeugbereichen; bei Baggerzähnen erreicht man damit auch einen Selbstschärfefekt der Zähne und in weiterer Folge höhere Maschinenwirkungsgrade [22, 105]. Ein effektiver und oft auch kostengünstiger Werkzeugschutz wird durch das Anschweißen von Panzerungen erzielt.

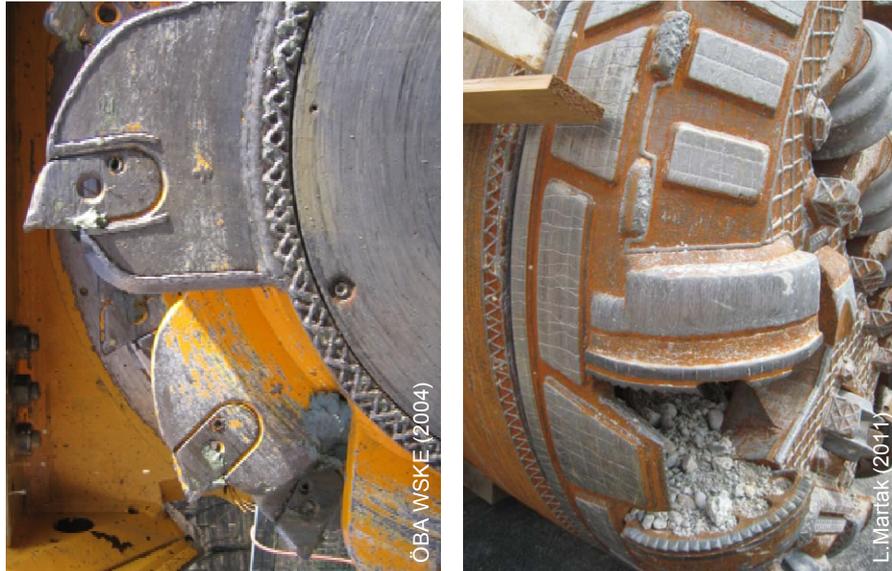


Abbildung 7-8: Auftragsschweißungen und Panzerplatten als Verschleißschutz am Beispiel einer Schlitzwandfräse (links) bzw. eines Schneidrades einer Rohrvortriebsmaschine (rechts).

Fasst man die **Abrasivität** des Bodens im Tribosystem „Bauwerkzeug – Boden“ als Werkstoffeigenschaft des Gegenstoffes auf, so ist es naheliegend, dass alle Maßnahmen, die die gegebene (natürliche) Abrasivität erhöhen können, vermieden werden müssen. Dieser Grundsatz ist vor allem vor dem Hintergrund seiner Widersprüchlichkeit zur Funktion des betrachteten Tribosystems, nämlich der Bearbeitung oder dem Abbau des Bodens, zu sehen.

Durch jede Bautätigkeit im Untergrund erfolgt ein Eingriff in den natürlichen Spannungszustand, durch Spannungsumlagerungen entstehen i.d.R. vorlaufende **Auflockerungen** im Baugrund. Bei Tunnelbauprojekten mit Vortriebsmaschinen mit suspensionsgestützter Ortsbrust wurde allerdings auch eine, der Ortsbrust vorlaufende, Kompaktierung des anstehenden Lockergesteins beobachtet, die als „unnatürlich stark verdichtet“ bzw. als „konglomeratartige Verfestigung“ beschrieben wurde [56, 98]. Eine dadurch hervorgerufene Reduktion der Beweglichkeit der Einzelkörner im Kornverband kann jedoch beim abrasiven Gleitkontakt nur eine Erhöhung des Verschleißes am Abbawerkzeug nach sich ziehen (Festgesteinscharakter). Zur Verschleißminderung müsste folglich eine Erhöhung der Bewegungsmöglichkeiten des Kornkollektivs angestrebt werden, was einer Auflockerung gleichkommt, was wiederum im Tiefbau zu – meist höchst unerwünschten – Setzungen an der Geländeoberfläche führen würde. Es wird also in der Regel anzustreben sein, die Lagerungsdichte des Baugrundes möglichst unverändert zu belassen.

Eine andere, für Baumaßnahmen im Lockergestein typische, Veränderung der Baugrundeigenschaften ist die mit der Bodenbearbeitung einhergehende **Kornzerkleinerung**. Insbesondere die Grobkomponenten, Steine und Blöcke, werden i.d.R. zerkleinert, sofern sie nicht durch das Bearbeitungswerkzeug verdrängt werden. Die dadurch entstehenden frischen Bruchkanten haben prinzipiell eine abrasivitätserhöhende Wirkung gegenüber einer vormals rundkantigen Kornform. Gleichzeitig vermindert der Kornbruch jedoch auch das enthaltene Größtkorn im Kornkollektiv und der gewogene mittlere Korndurchmesser der Mischung wird kleiner, was die Abrasivität wiederum

reduziert. So haben bspw. Untersuchungen an Grobfraktionen von Ausbruchsmaterial einer maschinellen Rohrvorpressung, trotz einer deutlichen Steigerung des Anteils an gebrochenen Körnern gem. ÖNORM EN 933-5 um i.M. 65% verglichen mit dem natürlich anstehenden Material gleichen Korngrößenbereichs, keine signifikanten Unterschiede im TU Wien Abrasimeterversuch ergeben [33]. Eine Anreicherung von feinkörnigen, scharfkantigen Zerkleinerungsprodukten im abgebauten oder geförderten Boden kann jedoch zu empfindlichen Verschleißsteigerungen an betroffenen Bauteilen führen. Dies ist z.B. bei einer Bentonitsuspension, die bereits mehrfach den Separierungskreislauf mit gebotem Trennschnitt durchlaufen hat, der Fall.

Aus dem maschinellen Tunnelbau ist die Wirksamkeit der zur Bodenconditionierung eingesetzten Tenside für die Verschleißreduktion bekannt [52, 99], siehe auch Abschnitt 4.4.2.

7.3.2 Optimierung der Systemkonstruktion

Konstruktive Maßnahmen haben zum Ziel, die Beanspruchung von Bauteilen zu reduzieren oder eine werkstoffgerechte Wechselwirkung mit dem Abrasivstoff herbeizuführen. Als Folge davon sollen die in den Werkstoff eingeleiteten Energieanteile, welche zur Verschleißentstehung beitragen, vermindert werden.

Konstruktive Möglichkeiten zur Verlängerung der Lebensdauer von Verschleißteilen sind z.B. [22]:

- Erhöhung des Ausnutzungsgrades, z.B. durch Möglichkeiten zur Nachstellung von verschleißbedingten Bauteiländerungen,
- Verschleißgünstige Geometrien, z.B. Verringerung der örtlichen Pressungen durch Erhöhung der effektiven Kontaktflächen,
- Einbau von Schutzvorrichtungen gegen Überlastung,
- Verhinderung unnötiger Abrasionsbeanspruchung, z.B. durch Vorschalten eines Grobsiebes.

Verschleißschutz kann auch durch eine massivere Ausführung des auf Verschleiß beanspruchten Bauteiles (bzw. tiefreichende Ausbildung der Oberflächenschutzschicht) erreicht werden, was im Prinzip eine Zurverfügungstellung von „Reservemasse“ darstellt [44, 94].

Eine Reduktion des Anpressdrucks kann auch durch die Verringerung der Bauteilgrößen erreicht werden, bspw. zeichnen sich Speichenschneidräder bei Tunnelvortriebsmaschinen durch geringeres erforderliches Drehmoment und durch weniger Verschleiß aus als geschlossene Schneidräder [99].

Das **Bauprojekt** selbst kann ebenfalls als Systembestandteil aufgefasst werden, jedoch werden die herzustellenden Bauwerke und ihre Abmessung in der Realität kaum aus tribologischer Sicht konzipiert werden. Der Vollständigkeit halber soll jedoch nicht unerwähnt bleiben, dass eine Reduktion von Bohr- oder Ausbruchsdurchmesser sowie eine Minimierung von Bauwerksdurchörterungen verschleißreduzierend für die Bauwerkzeuge wirken. Im Gegenzug können Bauhilfsmaßnahmen, wie z.B. Injektionen auf Zementbasis oder Untergrundvereisung, den Werkzeugverschleiß erhöhen.

7.3.3 Optimierung des Beanspruchungskollektivs

Verschleißprobleme werden systembedingt oft erst bei steigender Anlagengröße (bzw. Beanspruchungszeit) gravierend, wenn die eingeleiteten und umgesetzten Energien entsprechendes Ausmaß erreichen. Alle Maßnahmen die reduzierend auf die Kräfte und die Menge des Abrasivguts wirken, sind daher grundsätzlich auch verschleißreduzierend. [22]

Maßnahmen am verschleißrelevanten Beanspruchungskollektiv können das Bauverfahren und/oder das gesamte Bauprojekt betreffen. Möglichkeiten hierfür sind:

- Reduktion des Verschleißweges und/oder der Beanspruchungsdauer (z.B. Durchmesserminimierung, Beschränkung der Bohr- od. Vortriebslänge),
- Optimierung der Relativbewegung (z.B. Reduktion von Bohrgeschwindigkeit oder von Erschütterungen, schlagendes statt drehendes Verfahren),
- Minimierung der Belastungen, was allerdings i.d.R. mit einer Verlängerung der effektiven Herstellungszeit einhergeht.

Das Beanspruchungskollektiv kann häufig durch die **Betriebsweise** von verschleißbeanspruchten Maschinenteilen mitbestimmt werden, so kann bspw. der Geräteführer durch eine möglichst gleich verteilte und langsam aufgebaute Lastaufbringung und die Vermeidung von Überbeanspruchungen (z.B. durch „Fallenlassen“ der Baggerschaufel) verschleißreduzierende Wirkungen erzielen. Durch eine einschlägige Schulung des Bedienungspersonals kann deshalb eine Standzeiterhöhung von Verschleißteilen erreicht werden, ohne gerätemäßige Veränderungen durchführen zu müssen. [22]

Ein sachgerechter Maschineneinsatz und die aufgabenspezifische und bodengerechte Auswahl der Werkzeuge werden vorausgesetzt.

8. Zusammenfassung und Ausblick

Bei der bisherigen Definition von Abrasivität als „werkzeugverschleißbestimmende Gesteinseigenschaft“ [5] wird außer Acht gelassen, dass sich der Werkzeugverschleiß aus tribologischen Betriebs- oder Feldversuchen im Maßstab 1:1 ergibt. Ergebnisse solcher tribologischen Prüfungen der Kategorie I (siehe Kapitel 2.4) sind jedoch in der Regel sehr spezifisch und können nicht vorbehaltlos miteinander verglichen werden, weshalb Parameterstudien auch nur äußerst eingeschränkt möglich sind. Als wichtiges Ergebnis der Abrasivitätsforschung der letzten Jahre ergab sich daher eine **neue Definition von „Abrasivität“**, als „Eigenschaft eines Gegenkörpers, in einem Tribosystem Verschleiß an einem Grundkörper zu erzeugen“. Für den Tiefbau wird konkretisiert, dass die „Abrasivität des zu lösenden Bodens einen mehr oder weniger großen Materialabtrag am – i.d.R. metallischen – Werkzeug“ (abrasiven Verschleiß) bewirkt. [18]

Das nunmehrige Verständnis von der Abrasivität des Bodens als eigenständige Bodenkenngroße welche, neben anderen Einflussfaktoren auch, Auswirkungen auf den Werkzeugverschleiß von Tiefbaumaschinen hat, führt zu einer Begriffstrennung, auf die zukünftig zu achten sein wird. Zusammenfassend werden daher die wichtigsten Erkenntnisse über die Abrasivität von Lockergestein und über den Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau getrennt voneinander behandelt.

8.1 Abrasivität von Lockergestein

Nach dem bisherigen Stand der Technik wurden bei der Bestimmung und Interpretation von Abrasivitätskennwerten keine, oder nur geringfügige Unterscheidungen für Locker- und Festgestein vorgenommen, was aus der tradierten Abrasivitätsdefinition resultiert. Diese entwickelte sich im Prinzip aus Erfahrungen beim Gesteinsbohren und wurde später für Bautätigkeiten im Lockergestein einfach übernommen. Dabei werden jedoch zwei Aspekte völlig außer Acht gelassen: Zum einen unterscheiden sich die Stoffeigenschaften, welche in Summe die Abrasivität ausmachen, maßgebend (siehe Tabelle 1-1) und zum anderen sind die Beanspruchungen und die Kinematik der Werkzeuge in Locker- und in Festgestein nicht miteinander zu vergleichen.

Die Abrasivität von Lockergestein kann nicht ausschließlich auf die Festigkeit (Härte) des Einzelkorns zurückgeführt werden, da in Lockergesteinskollektiven jedes Korn über gewisse „Freiheitsgrade“ verfügt. Diese Freiheitsgrade der Einzelkörner äußern sich durch deren Vermögen, dem abrasiven Gleitkontakt mit einem Grundkörper durch Rollen oder Zurückweichen in das Kornkollektiv auszuweichen. Die Bodeneigenschaft „Abrasivität“ ergibt sich daher viel mehr aus einem, analytisch bislang nicht erfassbaren, komplexen Wechselspiel von mineralogischer Zusammensetzung, Korngrößen, -formen und -verteilung, Wassergehalt sowie Lagerungsdichte des gesamten Kornkollektivs. Die Komplexität der Zusammenhänge zwischen den verschiedenen Einflussfaktoren auf den Abrasiv-Gleitverschleiß rechtfertigt den Ansatz einer (empirischen) Abrasivitätsermittlung durch Laborversuche.

Um die Eigenschaften eines heterogenen Kornkollektivs versuchstechnisch weitgehend erfassen zu können, ist eine repräsentative Probemenge unerlässlich. Weiters ist ein geeigneter Versuchsaufbau erforderlich, bei dem die wesentlichen Lockergesteinseigenschaften möglichst unverändert berücksichtigt werden. Der neu entwickelte **TU Wien Abrasimeter-Versuch** erfüllt die genannten Voraussetzungen. Das TU Wien Abrasimeter gehört zu der Gruppe der Verschleißtopfversuche und eignet sich, aufgrund seiner Größe (Topfdurchmesser von 25 cm), zur Untersuchung von mittel- bis grobkörnigem Lockergestein, bis zu einem Größtkorn von 31,5 mm. Die einbezogene Probemasse (i.d.R. 7 kg Trockenmasse) entspricht der gemäß ÖNORM B 4412 für diese Korngrößen geforderten Mindestprobenmenge für die Bestimmung einer repräsentativen Korngrößenverteilung.

Mit dem TU Wien Abrasimeter wird die Abrasivität einer Bodenprobe durch die, unter gleichbleibenden Versuchsbedingungen ermittelte Verschleißmasse [g] eines standardisierten Stahldrehflügels, infolge vorwiegend abrasiver Beanspruchung durch die Bodenprobe ausgedrückt. Da die Bodenprobe die einzige Veränderliche im standardisierten TU Wien Abrasimeterversuch darstellt, ist der Drehflügelverschleiß proportional zur Abrasivität der Bodenprobe.

Die auf diese Weise gewonnenen Erfahrungen über die **Einflussfaktoren auf die Abrasivität** von grobkörnigem Lockergestein stimmen überwiegend, aber nicht immer, mit den (ebenfalls empirischen) Erkenntnissen aus der zugänglichen Literatur überein. Die ermittelten Zusammenhänge lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Abrasivität von ofengetrocknetem Material steht in direkt proportionalem Zusammenhang mit dem (gewogenem gemittelten) Korndurchmesser des Kornkollektivs in dritter Potenz.
- Scharfkantiges Korn (Bruchkorn) ist immer abrasiver als Rundkorn der gleichen Korngröße, doch ist das Ausmaß der Abrasivitätssteigerung zumindest auch von der Korngröße und dem Wassergehalt der Probe abhängig.
- Die tatsächliche Korngröße wirkt sich stärker auf die Abrasivität aus als die Scharfkantigkeit bei Bruchkörnungen kleineren Korndurchmessers, d.h. bei einer Reduktion der Korngrößen (durch Brechen) ergeben sich geringere Abrasivitäten als bei den Ursprungskorngrößen.
- Die Korngröße und die Kornform (Bruchkantigkeit) können die Abrasivität von Lockergestein stärker beeinflussen als die mineralogische Zusammensetzung (Gehalt an schleißscharfen Mineralen).
- Das Vorhandensein von Wasser im Kornkollektiv hat grundsätzlich abrasivitätssteigernde und kornverfeinerungsfördernde Wirkung (im Vergleich zu ofengetrocknetem Boden). Die Größe der Abrasivitätszunahme ist bodenabhängig, insbesondere haben die mineralogische Zusammensetzung, Kornverteilung und die Kornformen Einfluss darauf. Mit zunehmendem mittleren Korndurchmesser der Bodenprobe nimmt die Abrasivitätssteigerung zufolge Wasser tendenziell ab.
- Bei weit gestuften, grobkörnigen Bodenproben konnte kein ausgeprägtes Abrasivitätsmaximum bei einem bestimmten Wassergehalt festgestellt werden.

- Der Einfluss von vereinzelt auftretenden Steinen und Blöcken auf die Abrasivität von Korngemischen lässt sich kaum quantifizieren: In Abhängigkeit vom Grad ihrer „Einspannung“ in die Lockergesteinsmatrix (Möglichkeit zur Durchführung von Ausweichbewegungen), können die Grobkomponenten die Abrasivität entweder gar nicht beeinflussen oder bis hin zur Festgesteinsabrasivität maximieren.
- Die Zugabe von Bentonitsuspension ist tendenziell abrasivitätserhöhend, das Ausmaß der Steigerung ist von der Viskosität der Suspension bestimmt.
- Eine Korrelation zwischen LCPC-Abrasivitätskoeffizient A_{Br} [g/t] und TU Wien Abrasivitätsindex AIW [-] konnte nicht gefunden werden.

Sowohl die Vernachlässigung der Feianteile eines Korngemischs, als auch die Einbeziehung grobkörniger Bestandteile durch Brechen auf den gewünschten Durchmesser führt zu einer maßgebenden Veränderung der versuchstechnisch ermittelten Abrasivitäten. Aufgrund der vorliegenden Erkenntnisse mit dem TU Wien Abrasimeter sollten daher diese bislang gängigen Vorgehensweisen zur Bestimmung der Abrasivität von Lockergestein nicht mehr angewandt werden. Stattdessen stellt das TU Wien Abrasimeter die notwendige Erweiterung des Standes der Technik zur Bestimmung der Abrasivität von grob- und gemischtkörnigem Lockergestein dar. Die Problematik der Erfassung der Eigenschaften von eingelagerten Steinen und Blöcken bleibt jedoch, auch was die Abrasivitätseigenschaften betrifft, weiterhin aufrecht.

8.1.1 Zukünftige Forschungen auf dem Gebiet der Lockergesteinsabrasivität

Bislang liegen noch relativ wenige Vergleichswerte von TU Wien Abrasivitätsindizes vor. Für die Bauwirtschaft wäre die Erstellung eines Katalogs von TU Wien Abrasivitätsindizes verschiedenster Lockergesteine jedoch wertvoll. Mit Vorliegen einer ausreichend großen Datensammlung könnte in weiterer Folge ein **Klassifizierungsschema** ausgearbeitet werden, das zumindest die Wertebereiche der TU Wien Abrasivitätsindizes AIW für wenig, mittel und stark abrasive Lockergesteinen voneinander abgrenzt.

Darüber hinaus bestehen noch **spezielle Fragestellungen** bezüglich der Zusammenhänge zwischen den Einflussfaktoren auf die Abrasivität von Lockergestein, welche bislang nicht ausreichend untersucht wurden. So könnte bspw. der Vermutung nachgegangen werden, dass Sand in trockenen und in nassen Abrasimeterversuchen unterschiedliche Auswirkungen auf die Abrasivität des Korngemisches hat. Der Einfluss von Grobkomponenten in einer feinkörnigen Matrix ist vermutlich von den Plastizitätseigenschaften der Matrix bestimmt, was durch einige gezielte Versuche verifiziert werden könnte. Durch umfassende Parameterstudien könnten eventuell Korrelationen zwischen Drehflügelverschleißmassen bei Verwendung von Bruchkörnungen und jenen bei Verwendung der ursprünglichen Korngrößen herausgearbeitet werden.

Schließlich wären auch Korrelationsuntersuchungen zwischen dem im TU Wien Abrasimeterversuch aufgetragenen Auflastgewicht und den Lagerungsdichten von natürlichen Böden erforderlich. Zu

diesem Zweck könnte ein gänzlich neuer Lösungsansatz entwickelt werden, der ein Gerät zur **in situ-Abrasivitätsuntersuchung** vorsieht. Ein solches Gerät wäre ähnlich einer schweren Rammsonde vorstellbar, mit einer normierten Prüfspitze, die mit konstanter Kraft und gleichbleibender Kinematik in den Boden eingebracht werden müsste. Auf diese Weise wäre das Prüfprinzip aller Abrasivitätstests umsetzbar und aus dem Verschleiß der Prüfspitze könnte auf die Abrasivität des Bodens geschlossen werden. Steine und Blöcke, aber auch Verhärtungen und andere Inhomogenitäten des untersuchten Bodens könnten – entsprechend ihrer Auftretenswahrscheinlichkeit – mit der direkten Untersuchungsmethode erfasst werden. Der größte Vorteil einer in situ-Abrasivitätsermittlung läge jedoch in der Einbeziehung der natürlichen Lagerungsdichte am Aufschlusspunkt. Dem steht der Nachteil gegenüber, dass gezielte Parameterstudien mit einem in situ-Test nicht durchführbar wären, Vergleichsversuche mit dem TU Wien Abrasimeter würden hierzu hilfreich sein.

Schließlich besteht auch für das TU Wien Abrasimeter noch ein **Geräteverbesserungspotential**: Die Messung der Leistungsaufnahme des Motors könnte bspw. Rückschlüsse auf den Drehflügelverschleiß (und damit auf die Abrasivität der Bodenprobe) sowie über dessen Verlauf während der Versuchsdurchführung (und damit auf die Kornverfeinerungen) erlauben. Eine automatische Zählung und Dokumentation der ausgeführten Drehflügelumdrehungen könnte nicht nur die Beaufsichtigung der Versuchsdurchführung unnötig machen, sondern würde auch den im Messintervall zurückgelegten Verschleißweg absichern.

8.2 Werkzeugverschleiß im Spezialtiefbau

Bauarbeiten in Lockergestein führen immer zu Verschleiß an den mit dem Boden in Kontakt stehenden Werkzeugen und Bauteilen, was in weiterer Folge **Kosten** verursacht. Direkte Verschleißkosten sind alle Kosten für die Wartung und Instandhaltung der Werkzeuge (Personalkosten, Stillstandszeiten, Kosten der Ersatzteile). Darüber hinaus entstehen durch Leistungsminderungen infolge des Einsatzes von verschlissenen Werkzeugen auch indirekte Verschleißkosten. Das übergeordnete Ziel einer Verschleißprognose im Tiefbau ist die Kalkulation der direkten und indirekten Verschleißkosten. Dazu wird in der Regel die Standzeit der Werkzeuge z.B. in Abhängigkeit von der geförderten Bodenkubatur herangezogen, welche erfahrungsgemäß auch bodenabhängig ist.

Größe und Ausbildungsform der **Verschleißerscheinungen** (ebenso wie etwa Temperaturentwicklungen oder akustische Phänomene) sind jedoch Resultate des gesamten wirksamen tribologischen Systems. Der im Umgang mit losem, mineralischem Material i.A. vorherrschende Verschleißmechanismus ist Abrasion, zusätzlich können aber auch Oberflächenzerrüttung und Tribokorrosion in nennenswertem Ausmaß wirksam werden. Das in Ausarbeitung befindliche Merkblatt „Abrasivitätsbestimmung von grobkörnigem Lockergestein“ definiert „abrasiven Verschleiß“ daher als „Materialabtrag in einem Tribosystem, wenn Rauheitsspitzen des Gegenkörpers, oder harte Teilchen eines Zwischenstoffs, in die Randschicht des Grundkörpers eindringen“ [18]. Abrasiver Verschleiß ist darüber hinaus von ereignisbezogenen Bruch- oder Verformungsschäden der Werkzeuge abzugrenzen.

Nachfolgende Abbildung 8-1 verdeutlicht die **komplexen Zusammenhänge** innerhalb des tribologischen Systems „bodenbearbeitendes Werkzeug – Boden“: Der Werkzeugverschleiß wird qualitativ und quantitativ von der Abrasivität und den Umgebungseigenschaften des Baugrunds, den werkstofflichen und geometrischen Eigenschaften des Werkzeugs selbst sowie von dem, durch das Bauprojekt und das Ausführungsverfahren definierte, Beanspruchungskollektiv bestimmt. Gleichzeitig können, in Abhängigkeit vom bearbeiteten Boden und der Bearbeitungsart, bzw. dem Werkzeug, sowie dem Umgebungsmedium, sog. Zwischenstoffe entstehen, die definitionsgemäß „verschleiß-erhöhende oder -vermindernde Wirkung“ [12] haben können. Das Bauprojekt wird in der Regel von den Baugrundgegebenheiten mitbestimmt sein und die realisierten Bauverfahren werden, ebenso wie das eingesetzte Werkzeug, konkret auf den Baugrund abgestimmt. Häufig wird das Umgebungsmedium durch spezifische Bauverfahren verändert, bspw. durch den Einsatz von Bentonitsuspension.

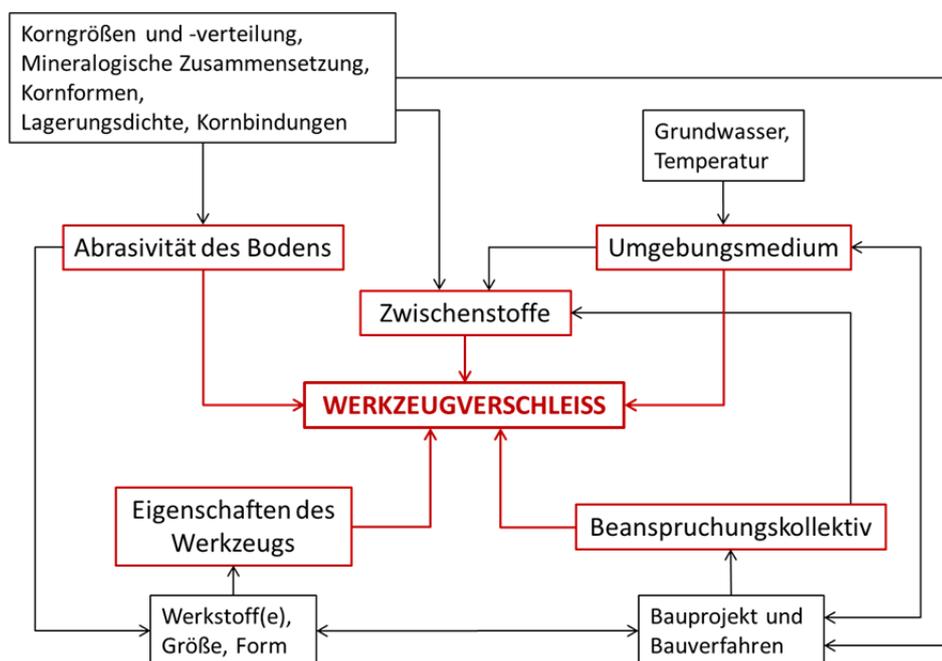


Abbildung 8-1: Einflussfaktoren auf den Werkzeugverschleiß bei Spezialtiefbau- und Tunnelbauarbeiten und Darstellung der komplexen Abhängigkeiten innerhalb des Tribosystems.

Die Vielfalt der Bodenabbau- und Bodenbearbeitungsverfahren und -geräte, bzw. die generelle Unterschiedlichkeit der beteiligten Systemelemente, führt dazu, dass keine universell einsetzbaren Verschleißprognosemodelle existieren. In der Praxis werden daher häufig **empirische Verschleißprognosen**, auf Basis von Erfahrungswerten über den gewerkspezifischen Werkzeugverbrauch, erstellt. In weiterer Folge können die dokumentierten Werkzeugstandzeiten mit Leistungsaufzeichnungen in Relation gebracht werden, wobei jedoch einschränkend zu berücksichtigen ist, dass beides nicht nur von technischen Randbedingungen abhängt, sondern auch von umweltbedingten, organisatorischen und humanen Faktoren stark beeinflusst wird.

8.2.1 Zukünftige Forschungen auf dem Gebiet des Werkzeugverschleißes von Baumaschinen

Im Zusammenhang mit der **Erstellung von Verschleißprognosemodellen** von Tiefbaumaschinenwerkzeugen besteht noch ein großes Entwicklungspotential. Insbesondere für die Erfassung der tatsächlichen Kontaktspannungen zwischen bodenbearbeitendem Werkzeug und Boden erscheinen computerunterstützte Berechnungsmethoden mit Modellkalibrierungen anhand von sensorbestückten Messwerkzeugen vielversprechend. Sind realistische Spannungsverteilungen an den betroffenen Oberflächen bekannt, können diese mit den bereits überwiegend gut bekannten Werkstoffeigenschaften der Werkzeuge und dem TU Wien Abrasivitätsindex AIW [-] gekoppelt werden, sodass zukünftig Bewertungsalgorithmen zur Verschleißquantifizierung entwickelt werden können.

Weitere Forschungsaktivitäten wären für ein besseres Verständnis von „Sekundärverschleiß“ erforderlich. Diese betreffen insbesondere die Frage, wann der beste Zeitpunkt ist, um ein Werkzeug zu tauschen (bevor es seine Schutzfunktion für den Trägerbauteil verliert).

Kurzfristig und mit vergleichsweise geringem Aufwand könnten Maßnahmen zur Verbesserung bzw. Vereinheitlichung von empirischen Verschleißprognosen ausgearbeitet werden. Dazu wäre die Erstellung eines gewerkspezifischen Anforderungskataloges denkbar, der die jeweils wesentlichen Einflussparameter der Bauausführung auf den Verschleiß auflistet. Daraus ließe sich eine „Checkliste“ ableiten, welche Daten während der Ausführungsarbeiten betreffend Werkzeugverschleiß sinnvoll zu dokumentieren wären. Ausführende Spezialtiefbauunternehmen könnten durch eine derart strukturierte Datensammlung ihre internen Leistungsprognosen verbessern. Auftraggebern würde die Möglichkeit eingeräumt werden, die Sammlung der verschleißrelevanten Daten zu fordern, auf deren Grundlage der erfolgte Werkzeugverschleiß interpretier- und nachvollziehbar wird.

9. Referenzen

9.1 Normen und andere Regelwerke

- [1] ASTM G75-07 Standard Test Method for Determination of Slurry Abrasivity (Miller Number) and Slurry Abrasion Response of Materials (SAR Number). American Society for Testing and Materials.
- [2] DIN 22021:1985 Rohstoffuntersuchungen im Steinkohlebergbau. Unterteilung der Nebengesteine aufgrund mikroskopischer Untersuchungen zur Kennzeichnung technologischer Eigenschaften.
- [3] GfT Arbeitsblatt 7: Tribologie – Verschleiß, Reibung – Definitionen, Begriffe, Prüfung. www.gft-ev.de: Gesellschaft für Tribologie (2002).
- [4] NF P 18-579:1990 Granulats. Essai d'abrasivité et de broyabilité: Normalisation Francaise.
- [5] ÖNORM B 2203-2:2005 Untertagebauarbeiten – Werkvertragsnorm. Teil 2: Kontinuierlicher Vortrieb.
- [6] ÖNORM B 4400-1:2010 Geotechnik. Teil 1: Benennung, Beschreibung und Klassifizierung von Böden.
- [7] ÖNORM B 4412:1974 Erd- und Grundbau, Untersuchung von Bodenproben. Korngrößenverteilung.
- [8] ÖNORM EN 932-3:2004 Prüfverfahren für allgemeine Eigenschaften von Gesteinskörnungen. Teil 3: Durchführung und Terminologie einer vereinfachten petrographischen Beschreibung.
- [9] ÖNORM EN 933-5:2005 Prüfverfahren für geometrische Eigenschaften von Gesteinskörnungen Teil 5: Bestimmung des Anteils an gebrochenen Körnern in groben Gesteinskörnungen.
- [10] ÖNORM EN 933-6:2001 Prüfverfahren für geometrische Eigenschaften von Gesteinskörnungen. Teil 6: Beurteilung der Oberflächeneigenschaften – Fließkoeffizienten von Gesteinskörnungen.
- [11] ÖNORM EN ISO 14688-1:2003 Geotechnische Erkundung und Untersuchung – Benennung, Beschreibung und Klassifizierung von Boden. Teil 1: Benennung und Beschreibung.
- [12] ÖNORM M 8120-Teil 1:1985 Tribologie - Tribotechnik Tribosysteme. Allgemeine Grundlagen, Begriffsbestimmungen.
- [13] ÖNORM M 8120-Teil 2:1985 Tribologie - Reibung. Begriffsbestimmung und Einteilung.
- [14] ÖNORM M 8120-Teil 3 Beiblatt 1:2005 Übersicht: Tribologie – Verschleiß. Begriffsbestimmungen und Einteilung
- [15] ÖNORM M 8120-Teil 3:1987 Tribologie – Verschleiß. Begriffsbestimmungen und Einteilung.
- [16] ÖNORM M 8121-1:1987 Tribotechnik. Tribologische Prüfung, Kategorien.
- [17] ÖNORM M 8121-3:1994 Tribotechnik. Tribologische Prüfung, Verschleiß-Messgrößen.
- [18] ÖBV-Merkblatt "Abrasivebestimmung von grobkörnigem Lockergestein" (Arbeitstitel). Österreichische Bautechnik Vereinigung (Bearbeitungsstand Jänner 2013).
- [19] ÖBV-Richtlinie Schildvortrieb. Österreichische Bautechnik Vereinigung (2009).

9.2 Literatur

- [20] Auer J, Drucker P. Rohrvorpressung im Wiener Donauschotter - Probleme mit der Abrasivität. 8 Kolloquium Bauen in Boden und Fels. Ostfildern / Stuttgart 2012.
- [21] Beckhaus K, Thuro K. Abrasivität in der Großbohrtechnik – Versuchstechnik und praktische Erfahrungen. Deutsche Baugrundtagung. Dortmund2008. p. 171 - 180.
- [22] Beitzel H. et al. Konstruktion und wirtschaftlicher Einsatz von Erdbaumaschinen. Ehningen: expert verlag; 1988.
- [23] Brandl H. Die Kornverfeinerung von Kiesen beim Einbau als Tragschichtmaterial. Straßen- und Tiefbau, Heft 7 und 8. 1970: p.579 - 589 und 662 - 668.
- [24] Brandl H. Ungebundene Tragschichten im Straßenbau (Verdichtung, Kornverfeinerung, Frostbeständigkeit, Tragverhalten, Dimensionierung, Qualitätsforderungen, Prüfung). Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung Heft 67, Wien 1977.
- [25] Büchi E, Mathier JF, Wyss C. Gesteinsabrasivität – ein bedeutender Kostenfaktor beim mechanischen Abbau von Fest- und Lockergestein. Tunnel. 1995; 5/95: p.38 – 44.
- [26] CERCHAR. The Cerchar Abrasiveness Index. Verneul: Centre d'Etudes et des Recherches des Charbonages de France; 1986.
- [27] Correia A.G, Brandl H. Geotechnics for Roads, Rail Tracks and Earth Structures: Swets & Zeitlinger B.V., Lisse, The Netherlands; 2001.
- [28] Czichos H, Habig KH. Tribologie-Handbuch: Vieweg + Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH; 2010.
- [29] Dierich P, Beckmann G, Ponto H. Modellierung der Verschleißbeanspruchung von Graborganen. Schmierungstechnik, Berlin. 1987;18 (1987) 12: p.366 - 370.
- [30] Drucker P. Abrasivität von Lockergestein und der Werkzeugverschleiß im Tief- und Tunnelbau. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift. 2011;156. Jg., Heft 1-6/2011 und Heft 7-12/2011: p.219 - 225.
- [31] Drucker P. Aussagekraft des LCPC-Abrasivitätskoeffizienten am Beispiel eines rezenten Donauschotters. Geomechanics and Tunneling. 2011;6: p.681 - 691.
- [32] Drucker P. Das TU Wien Abrasimeter - Ein neuer Verschleißstopfversuch für die Ermittlung der Abrasivität von grobkörnigem Lockergestein. BAUextra. 2013: p.10 - 11.
- [33] Drucker P, Adam D. Forschungsbericht "Verschleiß an Werkzeugen beim Pressrohrvortrieb" TU Wien Institut für Geotechnik; Österreichische Vereinigung für grabenloses Bauen und Instandhalten von Leitungen (ÖGL); 2012 (unveröffentlicht).
- [34] Drucker P, Blovsky S. Untersuchungsbericht Abrasivitätsuntersuchungen Unterinntal. TU Wien, Institut für Geotechnik – Erdbaulabor 2013 (unveröffentlicht).
- [35] Drucker P, Ostermann V, Adam D. Ergebnisbericht zum Forschungsprojekt "Abrasivität in Lockergestein". TU Wien, Institut für Geotechnik; Österreichische Bautechnik Veranstaltungs GmbH (ÖBV); 2012 (unveröffentlicht).
- [36] Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenebau, 21. Auflage Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York; HG: Grote, KH.; Feldhusen, J.; 2005.
- [37] Schultze E, Muhs H. Bodenuntersuchungen für Ingenieurbauten. Verlag Springer Berlin, Heidelberg, New York 1967.
- [38] Eberl S, Restner U, Galler R, Mali H. The Influence of the Parameter "Temperature" on the Abrasiveness of Rock. Geomechanik und Tunnelbau. 2008;1: p.77 - 83.
- [39] Eckmayr J. Verschleiß von Mischwerkzeugen beim Deep Soil Mixing Verfahren [Diplomarbeit]. Universität für Bodenkultur Wien 2009.
- [40] Eppensteiner W, Krzemien R. Einflüsse der Kornform und Oberflächenbeschaffenheit von Brech- und Natursanden auf die Verdichtungswilligkeit und das Verformungsverhalten

- bituminösen Mischgutes. Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung Heft 16, Wien 1974.
- [41] Eppensteiner W, Krzemien R. Versuche zur Bestimmung des Mürbkornanteils. Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung Heft 16, Wien 1983.
- [42] Falk E. Deep Mixing Applications in Europe. Deep Mixing 2009 Okinawa Symposium (Int. Symposium on Deep Mixing & Admixture Stabilization) 2009 (Vortragsunterlagen, unveröffentlicht).
- [43] Föhl J, Sommer K. Forschungsvorhaben "Abrasiveverschleiß von Bau- und Baustoffmaschinen" - Abschlussbericht. Staatliche Materialprüfanstalt Universität Stuttgart; 1991.
- [44] Franek F, Pauschitz A, et al.. Tribologie – Konstruktive Richtlinien zur Reibungs-, Verschleiß- und Schmieringstechnik. Schriftenreihe des Wirtschaftsförderungsinstitutes. Wien: WIFI Österreich.
- [45] Gehbauer F, Beretitsch S. Zum Kräftespiel im System Schneidwerkzeug - Boden. Baumaschine und Bautechnik. 1994;1 (Februar) und 2 (April) 1994: p.35 - 37 und 68 - 73.
- [46] Gehring K. Der Einfluss von TBM-Konstruktion und Maschineneigenschaften auf Leistung und Werkzeugverbrauch in Gestein. Geomechanics and Tunneling. 2009;2(No.2): p.140 - 155.
- [47] Gharahbagh EA, Rostami J, Palomino AM. New soil abrasion testing method for soft ground tunneling applications. Tunneling and Underground Space Technology. 2011;26: p.604 - 613.
- [48] Girmscheid G. Leistungsermittlungshandbuch für Baumaschinen und Bauprozesse. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2010.
- [49] Havranek M. Abrasivitätsbestimmung von Lockergestein mittels Los-Angeles Versuch Interdisziplinäre Seminararbeit TU Wien, 2011 (unveröffentlicht).
- [50] Heinrich R. Untersuchungen zur Abrasivität von Böden als verschleißbestimmender Kennwert [Dissertation]. Technische Universität Bergakademie Freiberg 1995.
- [51] Holzhäuser J, Nilsen B. Abrasivität von Lockergestein bei Tunnelvortrieben – Aktuelle Erfahrungen aus der Baupraxis und Entwicklung eines neuen Laborversuchs. Deutsche Baugrundtagung. 2006. p. 169 - 176.
- [52] Jakobsen PD, Dahl F, Langmaack L. Reduzierung der Hartgesteins-Abrasion durch Einsatz von Schaum. Tunnel. 8 / 2009: p.40 - 47.
- [53] Käsling H, Thiele I, Thuro K. Abrasivitätsuntersuchungen mit dem Cerchar-Test – eine Evaluierung der Versuchsbedingungen. 16 Tagung für Ingenieurgeologie und Forum "Junge Ingenieurgeologen". Bochum 2007: p. 229 - 235.
- [54] Käsling H, Thuro K. Bestimmung der Gesteinsabrasivität – Versuchstechniken und Anwendung. Deutsche Baugrundtagung 2010. p. 233 - 240.
- [55] Katterfeld A, Mothes M, Deimel T. DEM-Simulation von Grabprozessen. Fachtagung Baumaschinentechnik. Dresden 2009. p. 152 - 159.
- [56] Köhler M, Maidl U, Scholz M, Wendl K. Geotechnische Erkenntnisse aus den Hydroschildvortrieben der Baulose H3-4 und H8 im Unterinntal. Geomechanics and Tunneling. 2012 (No.5): p. 581 - 593.
- [57] Kühn G. Bodenuntersuchungen im maschinellen Erdbau. Baumaschine und Bautechnik. 1958;5. Jahrgang, Hefte 2 und 3: p.33 - 39 bzw. 85 - 91.
- [58] Kunze G, Göhring H, Jacob K. Baumaschinen – Erdbau- und Tagebaumaschinen: Vieweg + Teubner Verlag Wiesbaden; 2012.
- [59] Laurenci SD, Gallipoli D, Augarde C, Toll D, Fischer P, Congreve A. Formation and evolution of water menisci in unsaturated granular media. Géotechnique 62, No3. 2012: p.193 - 199.
- [60] Maidl U, Wingmann J. Leistungsprognose von Erddruckschilden im Lockergestein. Geomechanics and Tunneling. 2009;2: p.189 - 197.
- [61] Miller JE, Miller JD. The Miller Number – A Review. 12th International Conference on Slurry Handling and Pipeline Transport – Hydrotransport 12. Brugge, Belgium 1993. p. 175 - 189.

- [62] Misra A, Finnie I. On the Size Effect in Abrasive and Erosive Wear. *Wear*. 1981;65: p.359 - 373.
- [63] Moore MA. A Review of Two-Body Abrasive Wear. *Wear*. 1974;27: p.1 - 17
- [64] Moore MA, McLees VA. Effect of Speed on Wear of Steels and a Copper by Bonded Abrasive and Soils. *Journal of Agricultural Engineering Research* 25. 1980: p.37 - 45.
- [65] Nathan GK, Jones WJD. The Empirical Relationship Between Abrasive Wear and the Applied Conditions. *Wear*. 1966;9: p. 300 - 309.
- [66] Natsis A, Petropoulos G, Pandazaras C. Influence of local soil conditions on mouldboard ploughshare abrasive wear. *Tribology International*. 2007;41 (2008): p.151 - 157.
- [67] Nehybova E. Orientierungsversuche mit dem TU-Abrasimeter zur Untersuchung von Lockergesteinsabrasivität [Diplomarbeit]. Technische Universität Wien 2011.
- [68] Nilsen B, Dahl F, Holzhäuser J, Raleigh P. New Test Methodology for Estimating the Abrasiveness of Soils for TBM Tunneling. *RETC2007*. p. 104 - 116.
- [69] Plinninger R, Restner U. Abrasivitätstest, quo vadis? A Commented Overview of Abrasiveness Testing Methods. *Geomechanik und Tunnelbau*. 2008;1: p. 61 - 70
- [70] Plinninger RJ. Abrasivitätsbewertung in Festgesteinen mit dem "Rock Abrasivity Index (RAI)" - Erfahrungen aus acht Jahren Anwendung. *Geotechnik*. 2010;33 (2010), Nr. 2: p.185 - 189.
- [71] Plinninger RJ, Käsling H, Thuro K. Praktische Aspekte der Abrasivitätsuntersuchung und Verschleißprognose mit den Cerchar-Abrasivitätstest (CAI). 15. Tagung für Ingenieurgeologie. Erlangen, Deutschland 2005. p. 371 - 375.
- [72] Popov VL. *Kontaktmechanik und Reibung*: Springer-Verlag, Berlin Heidelberg; 2009.
- [73] Rabinowicz E, Dunn LA, Russell PG. A Study of Abrasive Wear under Three-Body Conditions. *Wear*. 1961;4: p.345 - 355.
- [74] Rabinowicz E, Mutis A. Effect of Abrasive Particle Size on Wear. *Wear*. 1965;8(5): p.381 - 390.
- [75] Richardson RCD. The Wear of Metallic Materials by Soil - Practical Phenomena. *Journal of Agricultural Engineering Research* 12 (1). 1967: p.22 - 39
- [76] Richardson RCD. The Wear of Metals by Hard Abrasives. *Wear*. 1967;10(4): p. 291 - 309
- [77] Richardson RCD. The Wear of Metals by Relatively Soft Abrasives. *Wear*. 1968;11(4): p. 245 - 275.
- [78] Richter K, Wiedemeyer J. *Handbuch der Tribologie und Schmierungstechnik, Band 3: Abrasion – Erosion, Volkswirtschaftliche Bedeutung - Kosten und Aspekte zur Kostensenkung*: Expert-Verlag, Ehningen bei Böblingen; 1989.
- [79] Rohatsch A. Freundliche mündliche Mitteilung über die mineralogische Zusammensetzung der Grobkiesfraktionen der Lockergesteinsprobe 400/5; Institut für Geotechnik Fachbereich Ingenieurgeologie. 2011.
- [80] Rosiwal A. Neuere Ergebnisse der Härtebestimmung von Mineralien und Gesteinen. Ein absolutes Maß für die Härte spröder Körper. *Verhandlungen der kk geologischen Reichsanstalt*, Wien. 1916; Nr. 5 u. 6; p.117 - 147.
- [81] Rösler HJ. *Lehrbuch der Mineralogie*: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig; 1991.
- [82] Rostami J, Gharahbagh EA, Palomino A, Mosleh M. Development of soil abrasivity testing for soft ground tunneling using shield machines. *Tunnelling and Underground Space Technology* 28. 2012: p. 245 - 256.
- [83] Schimazek J, Knatz H. Die Beurteilung der Bearbeitbarkeit von Gesteinen durch Schneid- und Rollenbohrwerkzeuge. *Erzmetall* Bd 29, H 3. 1976: p.113 - 119
- [84] Sommer K, Heinz R, Schäfer J. *Verschleiß metallischer Werkstoffe*: Vieweg + Teubner Verlag, Springer Fachmedien Wiesbaden; 2010.
- [85] Stark U, Müller A. Effektive Methoden zur Messung der Korngröße und Kornform. *Aufbereitungs Technik* 45. 2004: p.6 - 16.

- [86] Stein D. Grabenloser Leitungsbau: Ernst & Sohn Verlag, Berlin; 2003.
- [87] Thuro K. Abrasivität & Verschleiß - Altes Thema in neuem Licht? Vortrag TU Wien. 2011.
- [88] Thuro K, Käsling H. Klassifikation der Abrasivität von Boden und Fels. Geomechanics and Tunneling. 2009;2, p.179 - 188.
- [89] Thuro K, Plinninger R.J. Klassifizierung und Prognose von Leistungs- und Verschleißparametern im Tunnelbau. Essen: Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V., Taschenbuch für den Tunnelbau; 2002.
- [90] Thuro K, Singer J, Käsling H, Bauer M. Abrasivitätsuntersuchungen an Lockergesteinen im Hinblick auf die Gebirgslösung. 29. Baugrundtagung DGGT. Bremen, 2006. p. 283 - 290.
- [91] Thuro K, Singer J, Käsling H, Bauer M. Soil Abrasivity Using the LCPC Testing Device. Felsbau. 2006; 24 No.6: p.37 - 45.
- [92] Uetz H. Verschleiß durch körnige mineralische Stoffe. Aufbereitungstechnik. 1969; Nr. 3: p.130 - 141.
- [93] Wang QL. Wear Resistance of Steels under Wet-Abrasive Erosion Conditions. Wear. 1986;112: p.207 - 216.
- [94] Weißenbach W. Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. Wiesbaden: Vieweg & Sohn Verlag / GWV Fachverlag GmbH; 2007.
- [95] Wellinger K, Uetz H. Gleitverschleiß, Spülverschleiß, Strahlverschleiß unter der Wirkung von körnigen Stoffen. VDI-Forschungsheft 449, Beilage zu "Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens" Ausgabe B Band 21; 1955.
- [96] Wellinger K, Uetz H. Gleit-, Spül- und Strahlverschleiß-Prüfung. Wear. 1957/58;1: p.225 - 231.
- [97] Wellinger K, Uetz H, Gürleyik M. Gleitverschleiß-Untersuchungen an Metallen und nicht-metallischen Hartstoffen unter Wirkung körniger Stoffe. Wear. 1968;11: p.173 - 199
- [98] Wendl K. Möglichkeiten und Grenzen der ingenieurgeologischen Dokumentation von Hydro-schildvortrieben - Erkenntnisse aus den Vortrieben im Unterinntal. 31 Baugrundtagung / Forum für junge Geotechnik-Ingenieure. München 2010. p.127 - 134.
- [99] Willis D. Reducing the Cutterhead Wear at EPB Tunnel Boring Machines. Tunnel 7. 2012.
- [100] Wilms J. Zum Einfluss der Eigenschaften des Stützmediums auf das Verschleißverhalten eines Erddruckschildes [Dissertation]. Universität - Gesamthochschule Essen 1995.
- [101] Xie Y, Bhushan B. Effects of particle size, polishing pad and contact pressure in free abrasive polishing. Wear. 1996;200: p.281 - 295.
- [102] Zingg T. Beitrag zur Schotteranalyse [Promotionsarbeit]. ETH Zürich 1935.
- [103] Zum Gahr K-H. Wear by hard particles. Tribology International. 1998;31, No. 10: p.587 - 596.

9.3 Internetquellen

- [104] <http://www.astm.org/Standards/G65.htm> (abgerufen am 09.11.2012).
- [105] <http://www.baumaschine.de/wissensportal-archiv/2012-02> Finzel, K.: Zahnwechsel schnell und sicher bewerkstelligen (abgerufen am 14.12.2012).
- [106] http://www.hsu-hh.de/werkstoffkunde/index_huQOyUZjlxEbSZ5c.html (abger. am 09.11.2012).
- [107] <http://www.isaf.tu-clausthal.de/abteilungen/verschleisspruefung/millertest-astm-g75-07/> (abgerufen 21.09.2010).
- [108] <http://www.isaf.tu-clausthal.de/abteilungen/verschleisspruefung/reibrad-verfahren-astm-g65-04/> (abgerufen am 07.11.2012).
- [109] <http://www.retsch.de/de/downloads/prospekte/> (abgerufen am 11.11.2009).

Werdegang Dipl.-Ing. Petra Drucker



26. 11. 1971 geboren in Eisenstadt
- 1977 – 1981 Volksschule 1030 Wien
- 1981 – 1989 BRG III Radetzkystraße 1030 Wien
23. 06. 1989 Matura mit ausgezeichnetem Erfolg
- 1989 – 1997 Studium Bauingenieurwesen an der Technischen Universität Wien, Studienzweig Wasserwirtschaft und Wasserbau
- 1995, 1999 Geburt der Kinder Fridolin und Helene
06. 06. 1997 Diplomprüfung
- 1998 – 1999 TBW GmbH.; Kleinvolderberg 14/2, 6111 Volders
- 2000 – 2009 Stadt Wien, MA 29 – Brückenbau und Grundbau; Fachbereich Grundbau, Gruppe: Bauberatung Hochbau, Tiefbau und U-Bahnbau; Wilhelminenstraße 93, 1160 Wien
24. 06. 2002 Dienstprüfung für den höheren technischen Dienst mit sehr gutem Erfolg
- 2004 – 2009 Bildungsbeauftragte für alle MitarbeiterInnen der MA 29
- 2008 – 2009 Leiterin des Kompetenzzentrums „Tunnelbau in offener und geschlossener Bauweise“ der Stadt Wien
- seit 03.2009 Karenzierung als Mitarbeiterin der Stadt Wien
- 2009 – 2013 Universitäts-Assistentin an der Technischen Universität Wien, Institut für Geotechnik, Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik; Karlsplatz 13, 1040 Wien
- 2009 – 2011 Freie Mitarbeiterin bei Geotechnik Adam ZT GmbH; Wiener Straße 66-72/15/4, 2345 Brunn am Gebirge
- 2010 – 2012 Mitglied im Arbeitskreis für Gleichbehandlungsfragen der TU Wien gem. §42 Abs. 2 UG 2002
- seit 09.2012 Allgemein beeidete und gerichtlich zertifizierte Sachverständige für die Fachgebiete Grundbau und Bodenmechanik, Tiefbau sowie Tunnelbau (eingeschränkt auf Lockergestein)
- ab 01.03.2013 Ingenieurbüro ste.p ZT GmbH; Mommseng. 31, 1040 Wien