

# Geologisch-geotechnische Grundlagen der Gebirgslösung im Fels

---

Kuroschi Thuro & Ralf J. Plinninger

Im vorliegenden Kapitel werden die technischen Grundlagen für drei wichtige Tunnelvortriebsarten in Fels beschrieben:

- Bohr- und Sprengvortrieb
- Vortrieb mit Teilschnittmaschinen
- und Vortrieb mit Tunnelbohrmaschinen (Vollschnittmaschinen)

Dabei werden die erfassbaren Leistungs- und Verschleißparameter für die verschiedenen Vortriebsarten gemäß Tabelle 1 vorgestellt und ihre Einflussfaktoren besprochen. Bei der sog. „Basis-Gebirgslösbarkeit“ werden die gesteinspezifischen Kennwerte, insbesondere die Festigkeitseigenschaften und der Mineralgehalt, auf ihren Einfluss auf diese technischen Parameter hin untersucht. Die wichtigsten geologischen Faktoren, welche sowohl steuernd als auch limitierend für Vortriebsleistung und Werkzeugverschleiß wirken, werden aufgeführt und schließlich ihre Einflüsse auf die Prozesse bei der Gebirgslösung beschrieben. Für einige – jedoch längst nicht alle – Faktoren lassen sich Leitparameter definieren, mit denen auch eine Prognose möglich ist.

Tabelle 1: Übersicht der erfassbaren Leistungs- und Verschleißparameter beim Tunnelvortrieb mit den verschiedenen Vortriebsverfahren.

Vortrieb	Leistungsparameter	Verschleißparameter
Bohren & Sprengen	Bohrgeschwindigkeit und Sprengstoffverbrauch	Bohrkronenstandzeit bzw. –standlänge
Teilschnittmaschinen	Fräsleistung	Rundschaftmeißelverbrauch
Tunnelbohrmaschinen	Schneidleistung oder Spezifische Penetration	Diskenrollweg

## 1 Klassifikation der Gebirgslösung im Tunnelbau

### 1.1 Bohren beim Bohr- und Sprengvortrieb

Der Begriff der *Bohrbarkeit* wird hier im Zusammenhang mit der Erstellung kleinkalibriger Löcher im Durchmesserbereich zwischen 32 mm und ca. 100 mm verwendet. Diese Löcher werden im Untertagebau für das Besetzen mit Sprengstoff beim kon-

ventionellen Bohr- und Sprengvortrieb und für den Einbau von Ankern hergestellt. Zur Untersuchung der Bohrbarkeit beim Bohr- und Sprengvortrieb haben sich zwei Leitparameter als besonders aussagekräftig erwiesen [1, 2, 3, 4, 5]:

1. Die (Netto-) Bohrgeschwindigkeit für den Bohrfortschritt
2. Die Standzeit (Standlänge) der Bohrkronen quantitativ als Lebensdauer einer Bohrkronen stellvertretend für den Verschleiß in einem Gestein oder Gebirge und der qualitative Verschleiß der Bohrkronen aufgrund des Verschleißstyps.

Als wichtigster Leitwert der Bohrbarkeit gilt der Bohrfortschritt in einem bestimmten Gebirge. Die Bohrgeschwindigkeit wird aus der Einzelbohrzeit (Nettobohrzeit, [6]) ermittelt, die benötigt wird, um ein Sprengloch herzustellen. Demgegenüber hat sich die Bohrzeit (Zeit, um einen Abschlag zu bohren) und die Vortriebsleistung als weniger günstig erwiesen, um die Zusammenhänge mit gesteintechnischen Parametern nachzuweisen.

Der Bohrkronenverschleiß lässt sich quantitativ als Standzeit bzw. Standlänge [6] der Bohrkronen bis zum notwendigen Auswechseln erfassen. Die Standlänge berechnet sich aus den gebohrten Laufmetern (Spreng- und Ankerlöcher), die durch die Anzahl der verbrauchten Bohrkronen geteilt werden.

Oftmals stellt sich in der Baupraxis die Frage, welche Bohrgeschwindigkeiten oder Bohrkronenstandzeiten auf eine erschwerte Bohrbarkeit hindeuten. Dazu kann das von [7] vorgestellte Klassifikationsdiagramm für die ermittelten Wertepaare von Bohrgeschwindigkeit und Bohrkronenstandzeit verwendet werden. Für die am Markt erhältlichen verschiedenen Leistungsklassen von Bohrhämmern muss jeweils ein eigenes Klassifikationsdiagramm aufgestellt werden, da die erzielbaren Bohrgeschwindigkeiten bei ein und demselben Gestein entsprechend der Bohrhammerleistung unterschiedlich ausfallen. In Bild 1 sind fünf Leistungsklassen von Schlagbohrhämmern am Beispiel der erzielbaren relativen Bohrgeschwindigkeiten zusammengestellt.

Bezogen auf den heutigen Leistungsstandard (22 kW) liegt die Bohrgeschwindigkeit des 15 kW-Hammers nur bei etwa 67%, des schwächsten 7,5 kW-Hammers sogar nur bei 42%.

Das Diagramm (Bild 2) zeigt Referenzwerte für die 20 kW-Leistungsklasse aus verschiedenen Gesteinstypen bzw. aus den zugehörigen Gebirgstypen. In diese Zusammenstellung flossen Werte aus bisher 20 verschiedenen Tunnelprojekten ein. Die beiden linearen Einteilungen von Verschleiß und Bohrgeschwindigkeit spannen eine Matrix auf, die alle Kombinationen der beiden Größen erlaubt. Die zunächst willkürlich erscheinenden Feldgrenzen haben sich in der Praxis vielfach bewährt. Beispielsweise gilt als *normal bohrbar* üblicherweise ein „geringer“ Verschleiß bei „hoher“ Bohrgeschwindigkeit. Aber auch „sehr hohe“ Bohrgeschwindigkeiten und ein „mittlerer“ Verschleiß werden als *normal bohrbar* bezeichnet, ebenso wie eine „mittlere“ Bohrgeschwindigkeit und „sehr geringer“ Verschleiß.

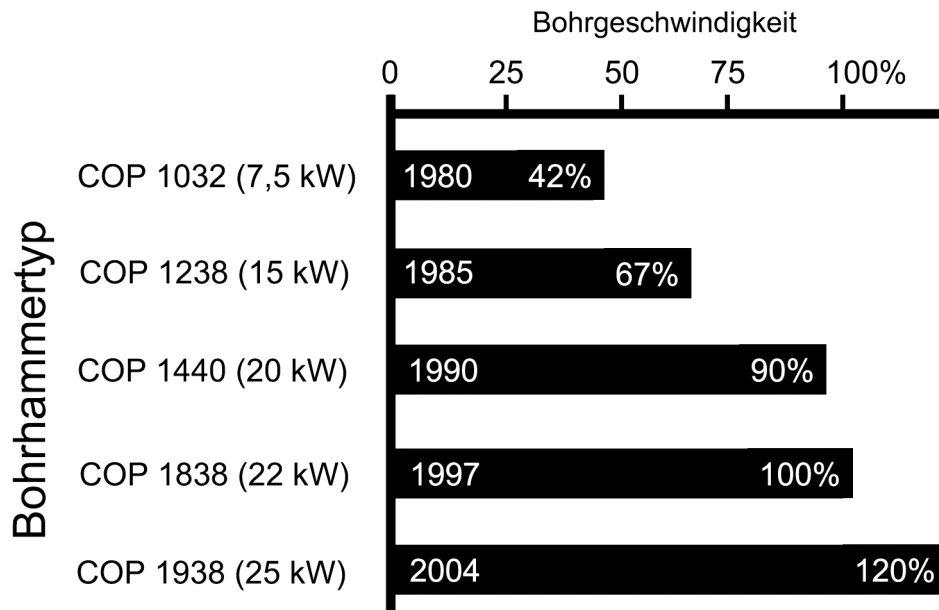


Bild 1: Leistungsklassen von Schlagbohrhämmer am Beispiel der erzielbaren, relativen Bohrgeschwindigkeiten.

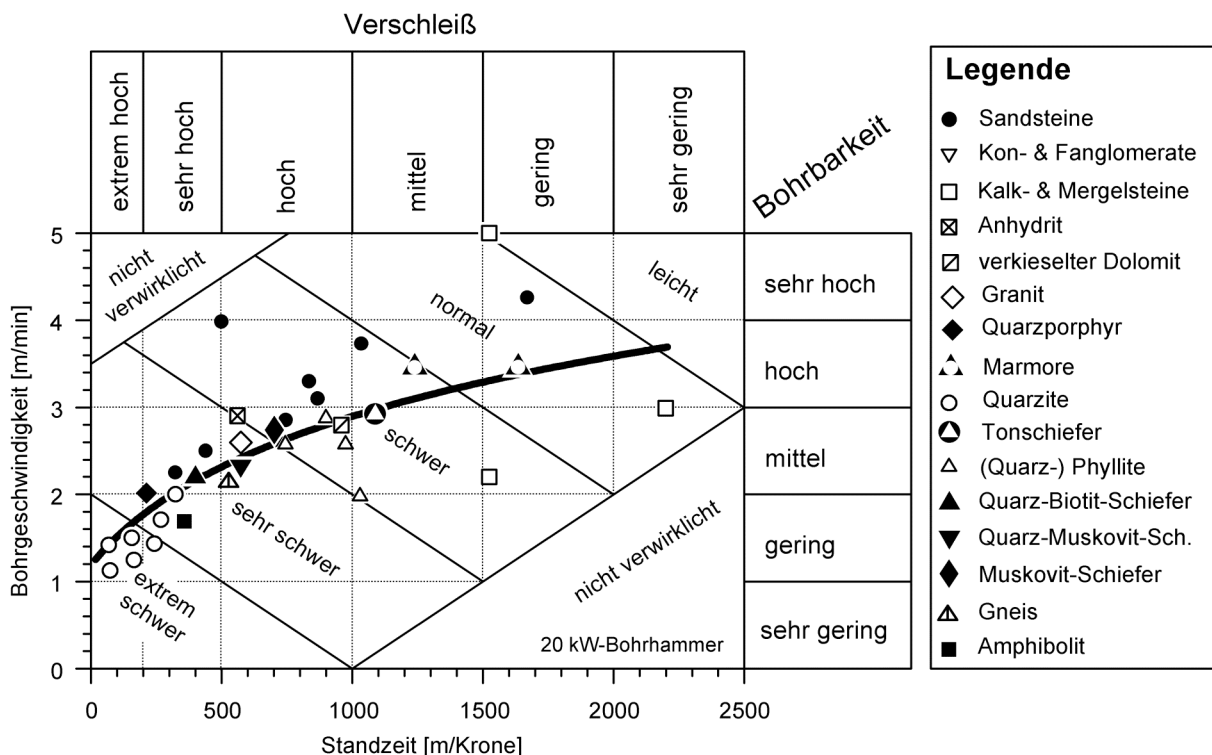


Bild 2: Klassifikationsdiagramm einiger Gesteine für die 20 kW-Leistungsklasse von Bohrhämmern. Die eingezeichnete Linie soll lediglich einen Trend andeuten [1].

Die zusätzlich eingezeichnete Korrelationskurve gibt einen Trend der verknüpften Parameter an: Er besagt, dass in der Regel hoher Verschleiß auch mit einer geringen Bohrgeschwindigkeit verbunden ist, niedriger Verschleiß mit hoher Bohrgeschwindigkeit. Diese Regel wird dabei überwiegend von Kalken durchbrochen, die durch ihren geringen bis sehr geringen Verschleiß und ebenfalls durch ihre mittleren

bis geringen Bohrgeschwindigkeiten auffallen. Obwohl es Tendenzen für schwer bohrbare Gesteine gibt, können die meisten der abgebildeten Gesteinsgruppen nicht pauschal als schwer oder leicht bohrbar bezeichnet werden. Vielmehr liegt dies in den geotechnischen Eigenschaften der Gesteine begründet, die auch innerhalb eines Gesteinstyps sehr unterschiedlich sein können.

## 1.2 Sprengen beim Bohr- und Sprengvortrieb

Auf den Begriff der *Sprengbarkeit* wird hier nur in Bezug auf den Bohr- und Sprengvortrieb und den Verbrauch von Sprengstoff eingegangen. Ausführungen zur Qualität des Sprengergebnisses und zur Steuerung der Haufwerksgröße werden ausgeklammert. Als Maß für die Sprengbarkeit der einzelnen Gebirgstypen kann der spezifische Sprengstoffverbrauch in der Kalotte ausgewertet werden. Er berechnet sich aus der Summe der Sprengstoffmasse geteilt durch das gesprengte Volumen (= Sprengquerschnitt mal Abschlagtiefe). Als rein statistischer Wert gibt der spezifische Sprengstoffverbrauch an, wie viel Munition aufgewendet werden muss, um einen Abschlag vorgegebener Dimension auszurechnen. Da der Sprengmeister allein mit seiner Erfahrung abschätzen muss, wie viel Sprengkraft in die Trennflächen nutzlos verpuffen wird, ergibt sich erfahrungsgemäß eine relativ große Varianz der verwendeten Munitionsmengen und damit eine große Streuung der Werte des spezifischen Sprengstoffverbrauchs.

Die Beurteilung der Sprengbarkeit beruht auf der Einteilung von [8] die nach oben hin stark erweitert wurde (Tabelle 2). Leider gibt es international noch keine gängige Einteilung der Sprengbarkeit [9].

Tabelle 2: Einteilung der Sprengbarkeit in Sprengbarkeitsgrade.

<b>Sprengbarkeitsgrad</b>	<b>Vorstollen kg/m<sup>2</sup></b>	<b>Kalottenvortrieb kg/m<sup>2</sup></b>	<b>Vollausbruch kg/m<sup>2</sup></b>
leicht schießbar	1,0 - 2,0	0,2 - 0,7	0,1 - 0,4
mittelschwer schießbar	2,0 - 3,5	0,7 - 1,3	0,4 - 0,8
schwer schießbar	3,5 - 5,0	1,3 - 2,1	0,8 - 1,3
sehr schwer schießbar	5,0 - 6,5	2,1 - 3,0	1,3 - 2,0
extrem schwer schießbar	6,5 - 8	> 3,0	> 2,0

## 1.3 Fräsen mit Teilschnittmaschinen

Der Begriff der *Fräsbarkeit* wird im engeren Sinne für den Vortrieb mit Teilschnittmaschinen benutzt. Grundsätzlich gelten die folgenden Ausführungen allerdings auch für die technisch sehr ähnlich ausgelegten Grabenfräsen (Leitungsfräsen und Dredger, vgl. [10, 11]) oder Straßenbelagsfräsen. Analog zur Erfassung der Bohrbarkeit werden zwei Leitparameter zur Beschreibung der Fräsbarkeit herangezogen [12, 13]:



1. Die Fräsleistung, gemessen in gelösten Festkubikmeter Fels pro Arbeitsstunde
2. Der Meißelverschleiß quantitativ als Verbrauch von (Rundschaft-) Meißeln pro Festkubikmeter gelösten Fels (spezifischer Meißelverbrauch) und qualitativ aufgrund des Verschleißtyps oder der Verschleißklasse

Die Netto-Fräsleistung wird dabei im Gegensatz zur Brutto-Fräsleistung ohne Stillstandzeiten gerechnet, die z.B. bei hohem Materialanfall für das Schüttern oder bei Staubentwicklung für das Bewässern der Ortsbrust benötigt werden. Der Verbrauch von Rundschaftmeißeln lässt sich quantitativ über die Standzeit (Standlänge) des Meißels bis zum notwendigen Auswechseln erfassen. Die gelöste Kubatur lässt sich dabei sehr einfach über die Regelprofile, bei höheren Ansprüchen an die Genauigkeit auch über die Aufmaßprotokolle ermitteln.

Um die Fräsbarkeit zu beurteilen, wird ein Klassifikationsdiagramm analog zur Klassifikation der Bohrbarkeit auf der Basis von Fräsleistung und Meißelverbrauch benötigt. Auch hier muss für die am Markt erhältlichen verschiedenen Leistungsklassen von Teilschnittmaschinen jeweils ein eigenes Klassifikationsdiagramm aufgestellt werden. Das Diagramm (Bild 3) zeigt Referenzwerte für die 300 kW-Leistungsklasse aus verschiedenen Gesteinstypen bzw. aus den zugehörigen Gebirgstypen. In diese Zusammenstellung flossen Werte aus fünf verschiedenen Tunnelprojekten ein.

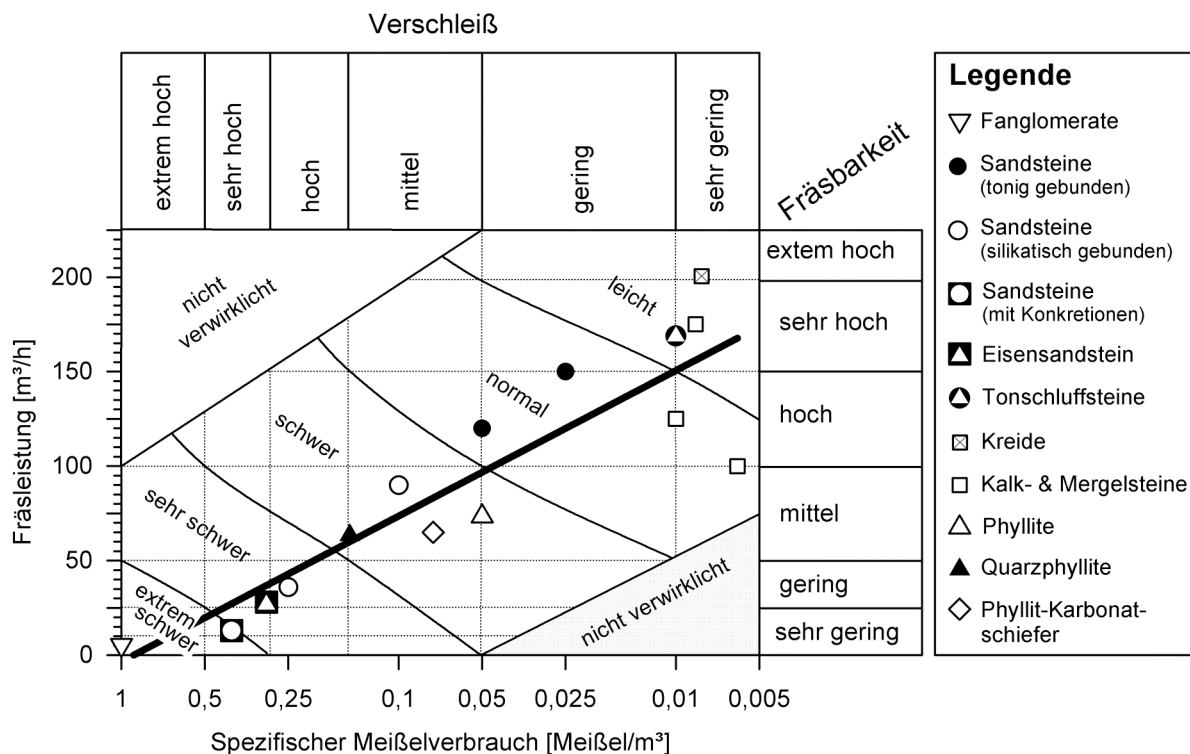


Bild 3: Klassifikationsdiagramm für 300 kW Teilschnittmaschinen [1].

Die beiden Einteilungen von spezifischem Meißelverbrauch (Verschleiß; logarithmisch) und Fräsleistung (Fräsengeschwindigkeit; linear) spannen eine Matrix auf, die alle Kombinationen der beiden Größen erlaubt. Die zunächst willkürlich erscheinenden-

den Feldgrenzen haben sich in der Praxis jedoch vielfach bewährt. Beispielsweise gelten nicht nur „hohe“ Fräsleistungen bei geringem Verschleiß als *normal fräsbar*, sondern auch eine „sehr hohe“ Fräsleistung bei einem „mittleren“ Verschleiß ebenso wie eine „mittlere“ Fräsleistung bei einem „sehr geringen“ Verschleiß.

Die zusätzlich eingezeichnete Korrelationskurve gibt einen Trend der verknüpften Parameter an: Er besagt, dass in der Regel hoher Verschleiß auch mit einer geringen Fräsleistung verbunden ist, niedriger Verschleiß mit hoher Fräsleistung. Obwohl es Tendenzen für schwer fräsbar Gesteine gibt, können die meisten der abgebildeten Gesteinsgruppen nicht pauschal als schwer oder leicht fräsbar bezeichnet werden. Vielmehr liegt dies in den geotechnischen Eigenschaften der Gesteine begründet, die auch innerhalb eines Gesteinstyps sehr unterschiedlich sein können. Zu den besonders schwer fräsbar Gesteinen zählen im Allgemeinen unverwitterte magmatische und metamorphe Gesteine sowie – bei den Sedimentgesteine – Konglomerate und Fanglomerate mit Komponenten hoher Festigkeit sowie Sandsteine mit guter Zementierung oder harten Konkretionen (Quacken, quarzitisches Sandsteine).

### 1.4 Schneiden mit Vollschnittmaschinen

Obwohl der Begriff Fräsbarkeit und Schneidbarkeit in der Baupraxis sehr häufig synonym verwendet werden, wird im Folgenden der Begriff der *Schneidbarkeit* durchgängig nur auf den Vortrieb mit Tunnelbohrmaschinen (TBMs) angewandt, um die beiden Vortriebsarten auch sprachlich voneinander zu unterscheiden.

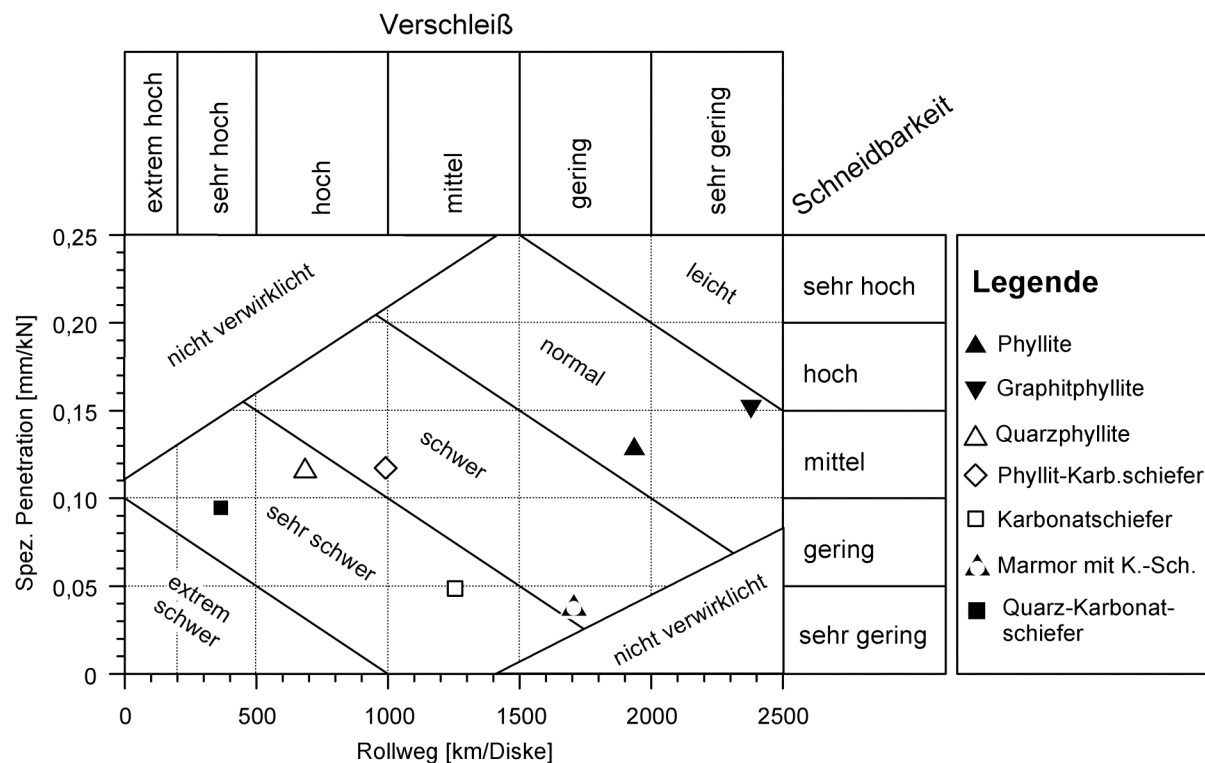


Bild 4: Klassifikationsdiagramm für eine 600 kW TBM (Ø 3,60 m; [1]).

Auch hier werden zwei Leitparameter verwendet [14, 15]:

1. Die Bohrkopf-Penetration, definiert als mittleres Eindringen in ein Gestein oder Gebirge bei einer einzigen Umdrehung des Bohrkopfes, gilt allgemein als Maß für den Bohrfortschritt (oft gleichgesetzt mit der Bohrbarkeit). Das Verhältnis der Bohrkopf-Penetration zur Eindringkraft wird als spezifische Penetration bezeichnet und gilt als Vergleichsmaß für TBMs verschiedener Durchmesser und Bohrkopfauslegung.
2. Der Verschleiß der Diskenmeißel wird als Rollstrecke einer Diske in Kilometern erfasst oder als Verbrauch von (Disken-) Meißeln pro Festkubikmeter gelösten Fels (spezifischer Meißelverbrauch). Durch die üblicherweise langen Rollstrecken und Anordnungsgeometrien am Schneidrad sind die Verschleißwerte wegen der zu geringen Auflösung meist jedoch nicht zur Charakterisierung von kurzfristig wechselnden Gebirgsverhältnissen verwendbar. Analog wird auch der quantitative Verschleiß beurteilt.

Das Klassifikationsdiagramm für die Schneidbarkeit (Bild 4) umfasst Skalen für den Rollweg einer Diske (Verschleiß) und die spezifische Penetration als normierte Schneidleistung (bezogen auf die Anpresskraft). Anders als bei der Klassifikation der Bohrbarkeit und der Fräsbarkeit sollte das Diagramm damit bereits für unterschiedliche TBM-Leistungsklassen normiert sein. Das Diagramm zeigt Referenzwerte aus verschiedenen Gebirgs-Homogenbereichen des Projekts Erkundungsstollen Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach [14].

## 2 Prognose von Leistungsparametern

Für die Untersuchung der Gebirgslösung muß zwischen der gesteinsbedingten „Basis-Gebirgslösbarkeit“ und deren Beeinflussung durch den Gebirgscharakter unterschieden werden, welcher vor allem durch das Trennflächengefüge bestimmt wird. Bei einem möglichst homogenen und isotropen Gebirge können die felsmechanischen Kennwerte direkt mit den Leistungsparametern korreliert werden. Gleiches gilt für die petrographischen (Äquivalenter Quarzgehalt [7]) oder Indexparameter (Rock Abrasivity Index [2]) mit den Verschleißparametern.

Die unten aufgeführten felsmechanischen bzw. petrografischen Parameter haben sich zur Korrelation mit den Leistungs- und Verschleißparametern als besonders geeignet erwiesen:

- Die *spezifische Zerstörungsarbeit* hat sich als hochsignifikanter Parameter bezüglich der Bohrgeschwindigkeit, dem spezifischen Sprengstoffverbrauch, der Fräs- und der Schneidgeschwindigkeit erwiesen. Dabei müssen – wie bei allen Korrelationen mit felsmechanischen oder petrophysikalischen Kennwerten – die Leistungsdaten der verwendeten Gerätschaften berücksichtigt werden.
- Die *einaxiale Druckfestigkeit* hat sich als signifikanter Parameter bezüglich der oben genannten Leistungsparameter erwiesen. Als günstig hat sich herausgestellt, dass die Zerstörungsarbeit und die einaxiale Druckfestigkeit im selben Versuch ermittelt werden können. Kommt der einaxiale Druckversuch z.B. wegen

niedriger Bohrkernqualität nicht in Frage, so können Druckfestigkeitswerte über den Punktlastversuch abgeschätzt werden [16].

- Die indirekte Zugfestigkeit (*Spaltzugfestigkeit*) hat sich ebenfalls als signifikanter Parameter bezüglich der oben genannten Leistungsparameter erwiesen. Da sich jedoch kein Unterschied zum Signifikanzniveau der einaxialen Druckfestigkeit ergibt, wird häufig aus praktischen, d.h. meist Kosten-Gründen auf die Ermittlung von indirekten Zugfestigkeiten verzichtet.
- Geotechnische Verschleißindices (z.B. der Äquivalente Quarzgehalt [7], der Gesteinsabrasivitätsindex RAI [2], Schimatzeck-Index  $F_{Schim}$  [17]) haben sich als hochsignifikante Parameter bezüglich der Standzeit der Bohrkronen erwiesen. Leider liegen zur Korrelation des Meißelverbrauchs von Teilschnittmaschinen immer noch zu wenige Daten für stichhaltige Korrelationen vor [2]. Ähnliches gilt für Tunnelbohrmaschinen: Hier sind die Verschleißwerte durch die üblicherweise langen Rollstrecken und die damit zu geringe Auflösung i.d.R. nicht zur Charakterisierung von kurzfristig wechselnden Gebirgsverhältnissen verwendbar.

Im folgenden Abschnitt sollen die wesentlichen Ergebnisse dieser Korrelationen von Leistungs- und Verschleißparametern mit den felsmechanischen und petrographischen Parametern vorgestellt werden.

## **2.1 Basis-Gebirglösbarkeit: Abhängigkeit von felsmechanischen Parametern**

### **2.1.1 Bohrgeschwindigkeit**

In Bild 5 ist die Bohrgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Zerstörungsarbeit aufgetragen. Der hohe Wert des Bestimmtheitsmaßes ( $R^2=85\%$ ) belegt die hohe Güte der Korrelation. Den am häufigsten verwendeten Parameter zur Korrelation mit der Bohrgeschwindigkeit stellt jedoch nach wie vor die einaxiale Druckfestigkeit dar. Die einaxiale Druckfestigkeit hat den Vorteil, dass sie auch über indirekte Versuche, insbesondere den Punktlastversuch, ermittelt werden kann [16]. Deshalb ist es nach wie vor wichtig, Korrelationsdiagramme mit der einaxialen Druckfestigkeit aufzustellen. Allerdings ist der Zusammenhang in Bild 6 wesentlich weniger signifikant als beim Diagramm der Zerstörungsarbeit.

Möchte man das Diagramm der einaxialen Druckfestigkeit beispielsweise als Prognoseinstrument verwenden, so zeigen die deutlichen Ausreißer an, dass die Druckfestigkeit nicht optimal geeignet ist, die Bohrgeschwindigkeit vorherzusagen.

In den Diagrammen von Bild 7 ist die Bohrgeschwindigkeit gegen einige weitere felsmechanische Parameter für den 20 kW-Bohrhammer COP 1440 aufgetragen. Dabei zeigt nur die Spaltzugfestigkeit eine ähnlich gute Signifikanz der Korrelation wie die einaxiale Druckfestigkeit. Sowohl das Verhältnis von Druck- zur Zugfestigkeit – in der Literatur oft als „Zähigkeit“ bezeichnet – als auch der Elastizitätsmodul ergeben schlechtere Werte für das Bestimmtheitsmaß und damit keine Signifikanz. Demgegenüber zeigt die Trockenrohddichte der Gesteine sogar noch eine bessere Korrelation.

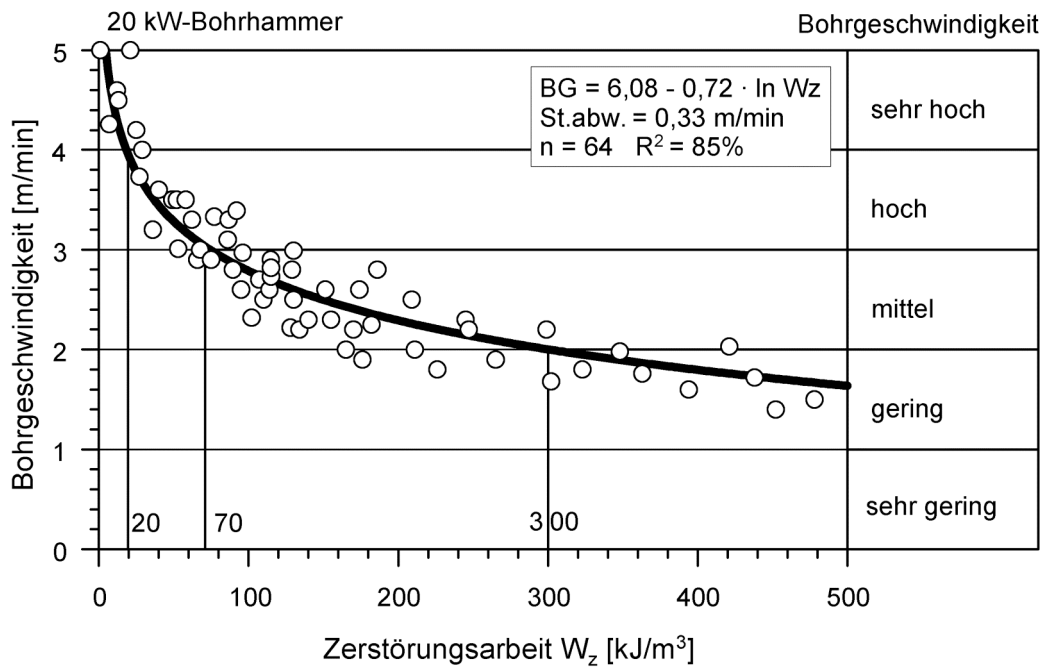


Bild 5: Bohrgeschwindigkeit und Zerstörungsarbeit [1].

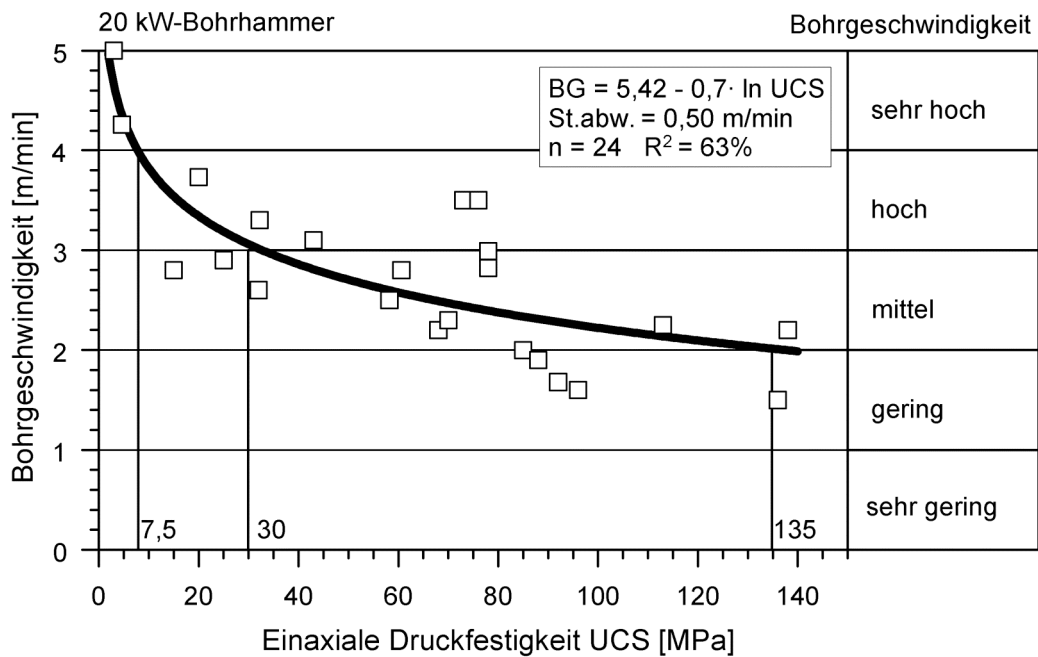


Bild 6: Bohrgeschwindigkeit und einaxiale Druckfestigkeit [1].

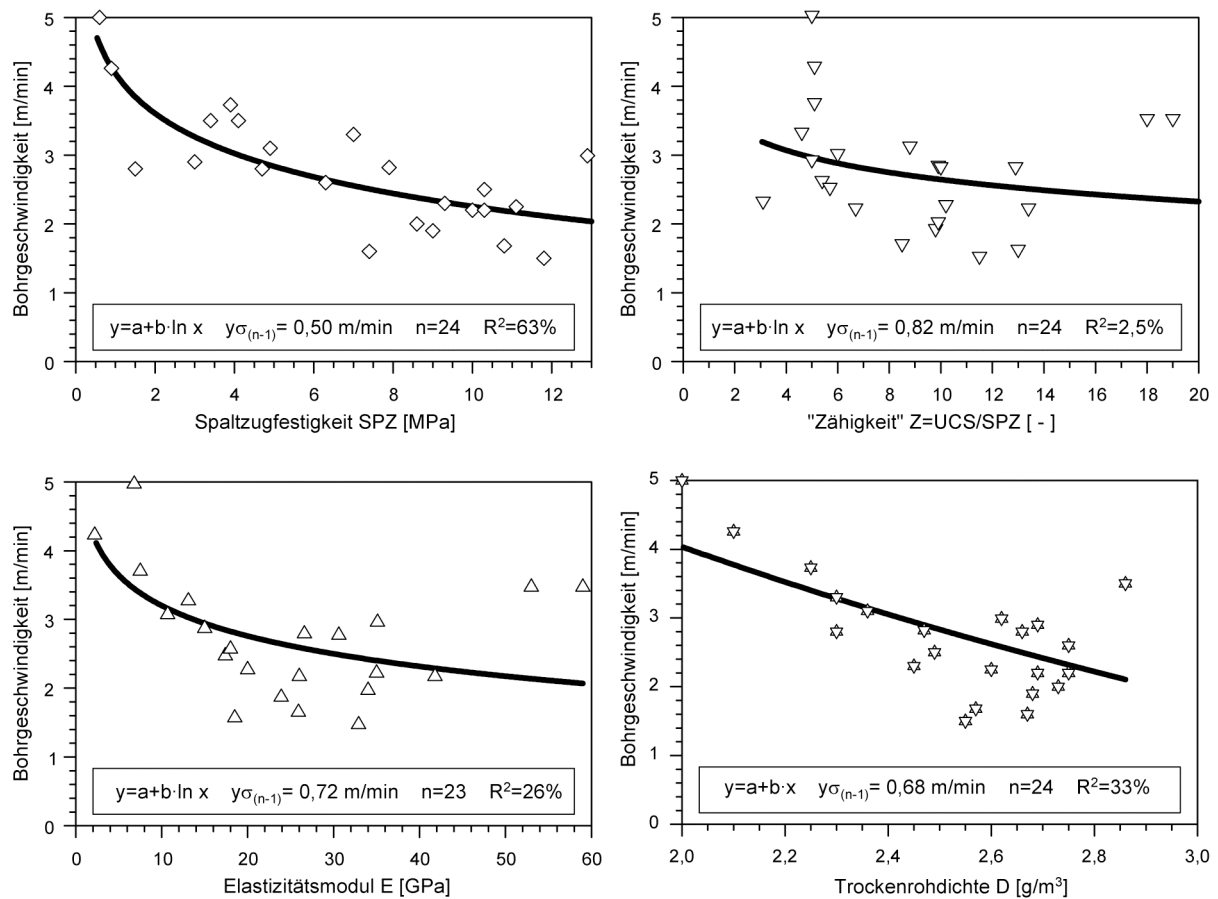


Bild 7: Bohrergeschwindigkeit mit einem 20 kW-Bohrhammer. Diagramme für Spaltzugfestigkeit, Verhältnis Druck- / Zugfestigkeit („Zähigkeit“), Elastizitätsmodul und Trockenrohdichte. Zusätzlich angegeben sind einige statistische Parameter: St.abw. =  $y\sigma_{(n-1)}$  = Standardabweichung,  $n$  = Anzahl der Werte,  $R^2$  = Bestimmtheitsmaß [1].

Obwohl viele Autoren aufgrund bruchmechanischer Überlegungen zu dem Schluss kommen, dass die Zugfestigkeit eine weit größere Rolle spielen müsse als die ein-axiale Druckfestigkeit [18, 19] ließ sich diese Behauptung bisher weder durch unsere Arbeiten noch durch die anderer Bearbeiter [15], die bereits über mehrere Jahrzehnte Versuchserfahrung verfügen, experimentell bestätigen.

## 2.1.2 Spezifischer Sprengstoffverbrauch

Beim Sprengvortrieb ergibt sich ebenfalls eine brauchbare Abhängigkeit des spezifischen Sprengstoffverbrauchs von der spezifischen Zerstörungsarbeit mit (Bild 8). Wesentliche Voraussetzung ist eine möglichst hohe Homogenität des betrachteten Gebirgsabschnittes, vergleichbare Detonationsgeschwindigkeit der verwendeten Sprengmittel und vergleichbare Vortriebsweise (Querschnittsfläche & -volumen, Sprengleitbild bzw. Einbruch). Bild 9 zeigt eine gleich gute Korrelation mit der einaxialen Druckfestigkeit, was diese zu einem guten Parameter macht, um bereits eine überschlägige Prognose durchzuführen.

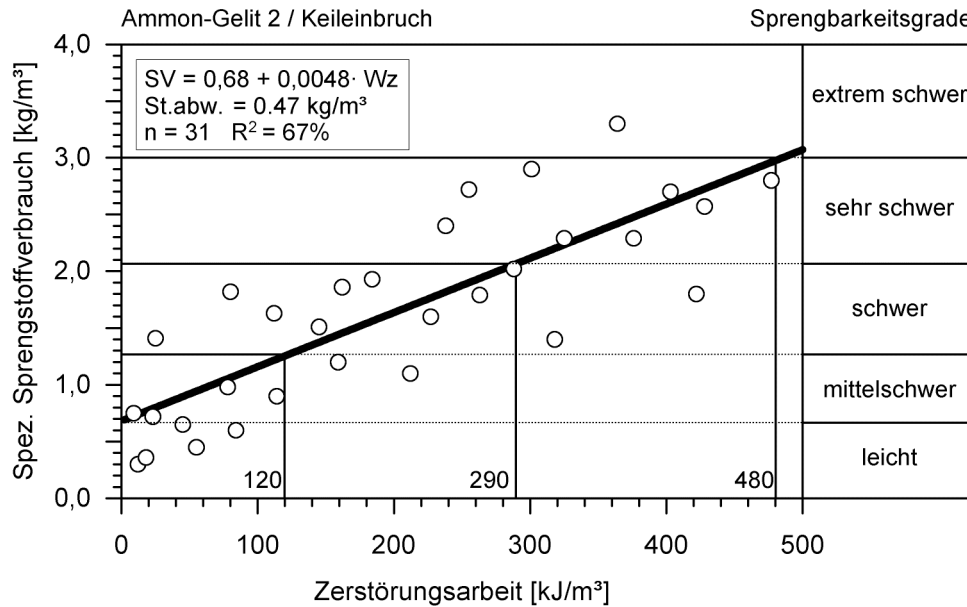


Bild 8: Spezifischer Sprengstoffverbrauch und Zerstörungsarbeit [1].

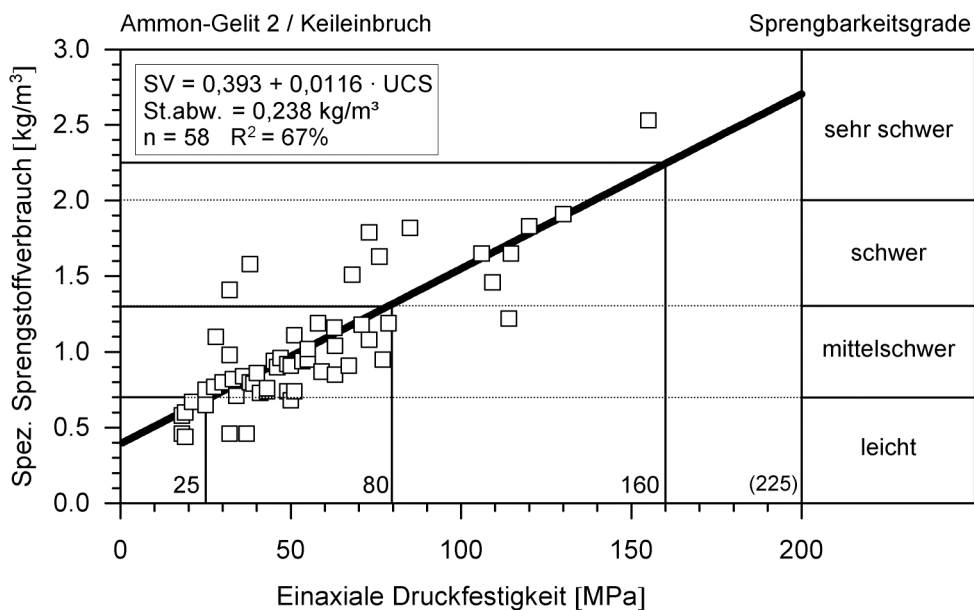


Bild 9: Spezifischer Sprengstoffverbrauch und einaxiale Druckfestigkeit [1].

### 2.1.3 Fräsgeschwindigkeit

Auch bei der Untersuchung von Vortrieben mit Teilschnittmaschinen stellte sich heraus, dass die Zerstörungsarbeit, also das Integral der Spannungs-Längsdehnungskurve beim einaxialen Druckversuch inklusive des Post-failure-Bereichs, die hervorragende Korrelationen mit der Fräsleistung ergibt (Bild 10). Die Signifikanz der errechneten Abhängigkeit mit der einaxialen Druckfestigkeit ist demgegenüber deutlich weniger befriedigend (Bild 11). Die einaxiale Druckfestigkeit stellt zum gegenwärtigen Stand der Technik beim Teilschnittmaschinenvortrieb immer noch den am weitesten verbreiteten Parameter für die Prognose der Fräsleistung dar. Allerdings ist die Fräsleistung ganz besonders vom Zerlegungsgrad des Gebirges abhängig.

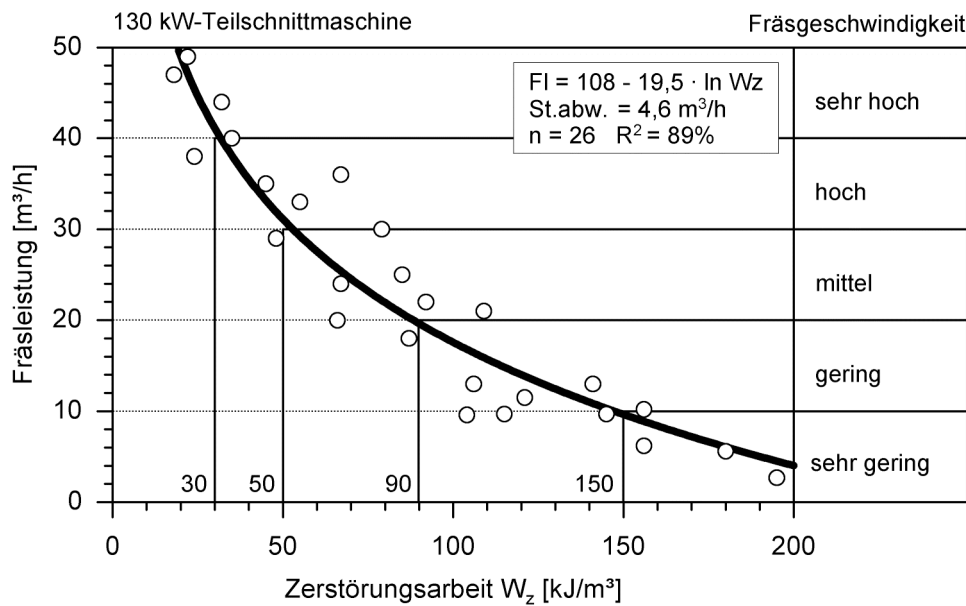


Bild 10: Fräsleistung und Zerstörungsarbeit für Tonschiefer und Quarzite [13].

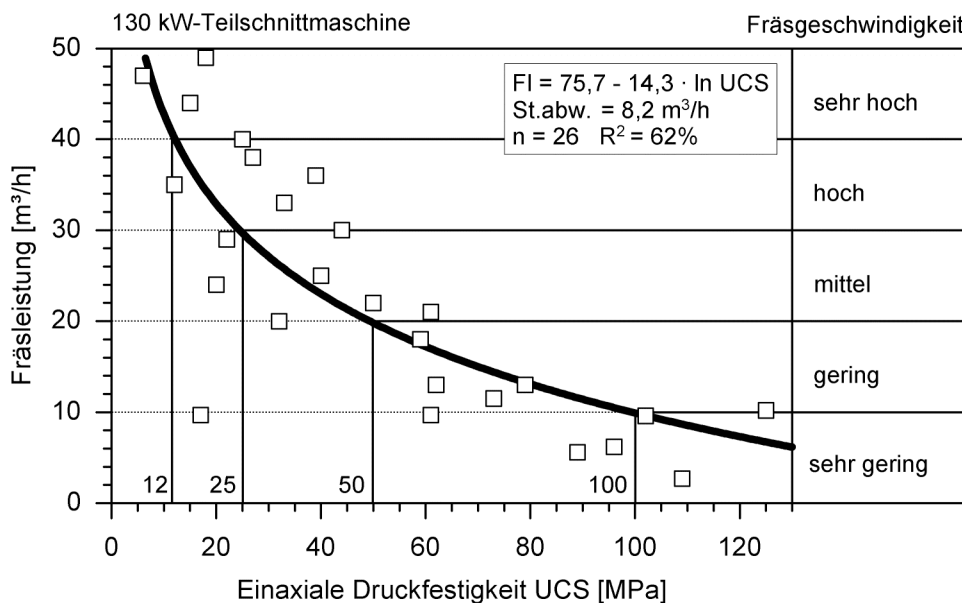


Bild 11: Fräsleistung und einaxiale Druckfestigkeit für Tonschiefer und Quarzite [13].



In den Fräsleistungsdiagrammen, welche die Maschinenhersteller für ihre Teilschnittmaschinen liefern, werden deshalb immer eine maximale und eine minimale Leistungskurve angegeben. Diese Kurven spiegeln unterschiedliche Durchtrennungsgrade des Gebirges wider, da – wenn das Gebirge entsprechend „vorzerkleinert“ ist – die Fräsleistung entsprechend ansteigt. Bild 12 zeigt ein solches Fräsleistungsdiagramm einer schweren Teilschnittmaschine mit 300 kW installierter Leistung.

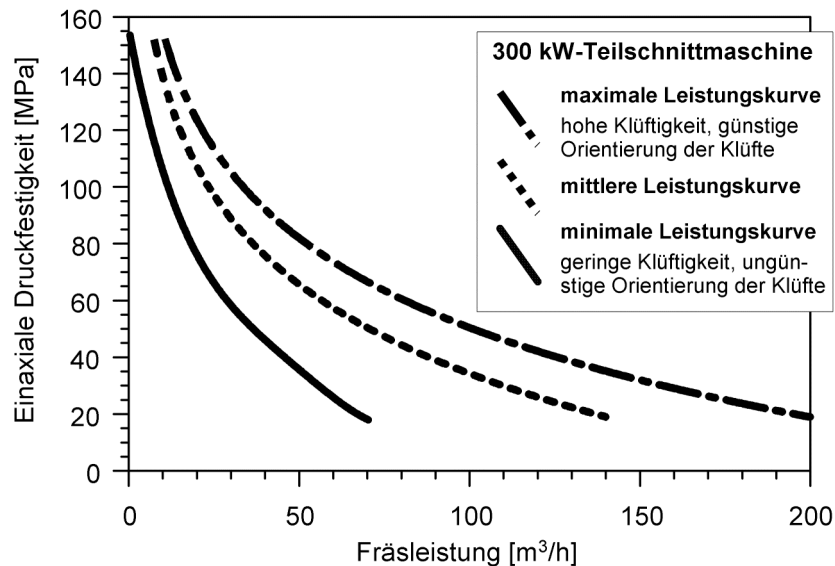


Bild 12: Fräsleistungsdiagramm einer Teilschnittmaschine mit 300 kW Leistung in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit und des Zerlegungsgrades [20].

#### 2.1.4 Spezifische Penetration

Bei der Schneidbarkeit bzw. Schnittgeschwindigkeit mit einer Tunnelbohrmaschine zeigt wieder der Parameter der Zerstörungsarbeit den besten Zusammenhang mit der Penetration (Bild 13).

Bei solchen Gegenüberstellungen ist es ganz wesentlich, dass die geologischen Bedingungen weitestgehend konstant bleiben. Beispielsweise dürfen nur Homogenbereiche in solch ein Diagramm eingehen, in denen das Gebirge wenig zerlegt ist (geringer Durchtrennungsgrad) und die Orientierung der Schieferung einheitlich ist, da beide Faktoren einen ganz wesentlichen Einfluss auf die Penetration haben, wie im folgenden Abschnitt zu sehen sein wird.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die felsmechanischen Parameter, insbesondere die Zerstörungsarbeit, zwar sehr gute Korrelationen mit Leistungsparametern ergeben, die Voraussetzung - homogenes Gebirge möglichst ohne störende geologische Einflüsse - jedoch in der Baupraxis nur selten anzutreffen ist.

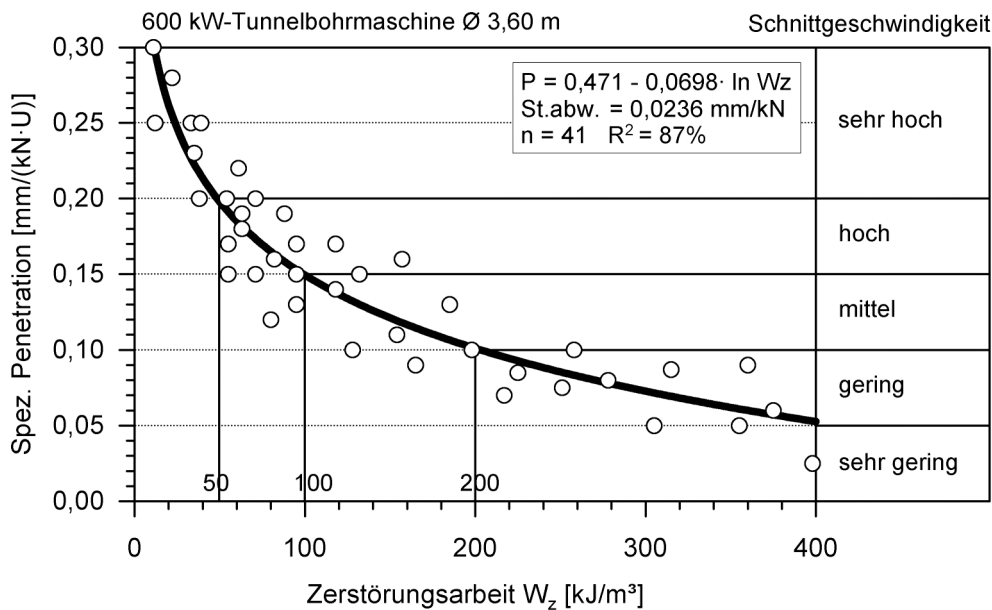


Bild 13: Spezifische Penetration und Zerstörungsarbeit für kristalline Schiefer [1].

## 2.2 Abhängigkeit der Gebirglösbarkeit von geologischen Faktoren

### 2.2.1 Einfluss des Trennflächengefüges

Das Gebirge wird in Festgesteinen insbesondere durch das Vorhandensein von Diskontinuitäten oder Trennflächen gekennzeichnet. Unter Diskontinuitäten oder Trennflächen werden hier Schichtflächen, die als Bankung auftreten, Schieferungs- und Klufflächen sowie Störungszonen bezeichnet, die den Gebirgsverband durchtrennen und in einem mehr oder weniger gleichartig aufgebauten Bereich – einem sog. Homogenbereich – eine geregelte Raumstellung ihrer Scharen und Verteilung ihrer Häufigkeiten aufweisen. Die räumliche Anordnung, Ausbildung, Verteilung und die daraus resultierenden Abstände aller Trennflächen stellen das Trennflächengefüge dar. Das Trennflächengefüge bestimmt in den meisten Fällen das Festigkeitsverhalten des Gebirges entscheidend [21]. Durch das Trennflächengefüge werden Kluffkörper unterschiedlicher Form und Größe begrenzt, die im Gebirge völlig oder nur teilweise von den benachbarten Kluffkörpern getrennt sind. Als Indiz für den räumlichen Durchtrennungsgrad des Gebirges wird im Folgenden der mittlere Kluffabstand als semiquantitativ ermittelter Leitparameter für die Korrelation ausgewählt. Dieser lässt sich zum einen selbst an der Tunnelortsbrust kartieren, kann aber auch durch Auswertung einer baugelologischen Dokumentation mit ausreichender Genauigkeit ermittelt werden.

Da die Gebirglösungsvorgänge von Bohrgerät, Teilschnittmaschine und TBM bei unterschiedlichen Größenverhältnissen stattfinden – bei Sprenglochbohrungen wird das Gebirge im  $\text{cm}^2$ -Bereich bearbeitet, bei TBM auf eine Fläche von bis zu  $> 100 \text{ m}^3$  – sind die Einflüsse zwar hinsichtlich ihrer Auswirkung ähnlich, treten jedoch bei unterschiedlichen Ausbildungen und Abständen auf. Dies ist insbesondere bei der Leistungsprognose zu berücksichtigen. Die Auswirkungen sollen anhand von ausgesuchten Beispielen der drei Vortriebsarten demonstriert werden.

## Bohrgeschwindigkeit

Als Beispiel um den Einfluss der Klüftigkeit auf die Bohrgeschwindigkeit zu zeigen, dient ein sehr homogen ausgebildeter Muschelkalk (Bild 14). Das Diagramm zeigt, dass die Bohrgeschwindigkeiten im Bereich zwischen mittel- und sehr weitständigen Trennflächenabständen (Klüftung und Schichtung) in etwa konstant sind. Hier scheinen die Gesteinseigenschaften die Bohrgeschwindigkeit zu steuern. Der Einfluss der Gebirgseigenschaften wird erst bei engständiger Klüftung überhaupt spürbar und ab dichtständiger Klüftung deutlich – vermutlich durch eine Zunahme von Makro- und Mikrorissen im Gebirge.

In Störungszonen konnten sich die Bohrgeschwindigkeiten sogar verdoppeln. Charakteristisch ist die Zunahme der Streuung mit enger werdenden Kluftabständen. Die Ursache ist sicher darin zu suchen, dass die Einschätzung der Trennflächenabstände an der gerade aktuellen Ortsbrust vorgenommen wurde, die Verteilung der Trennflächenscharen vor der Ortsbrust jedoch nicht zu sehen ist.

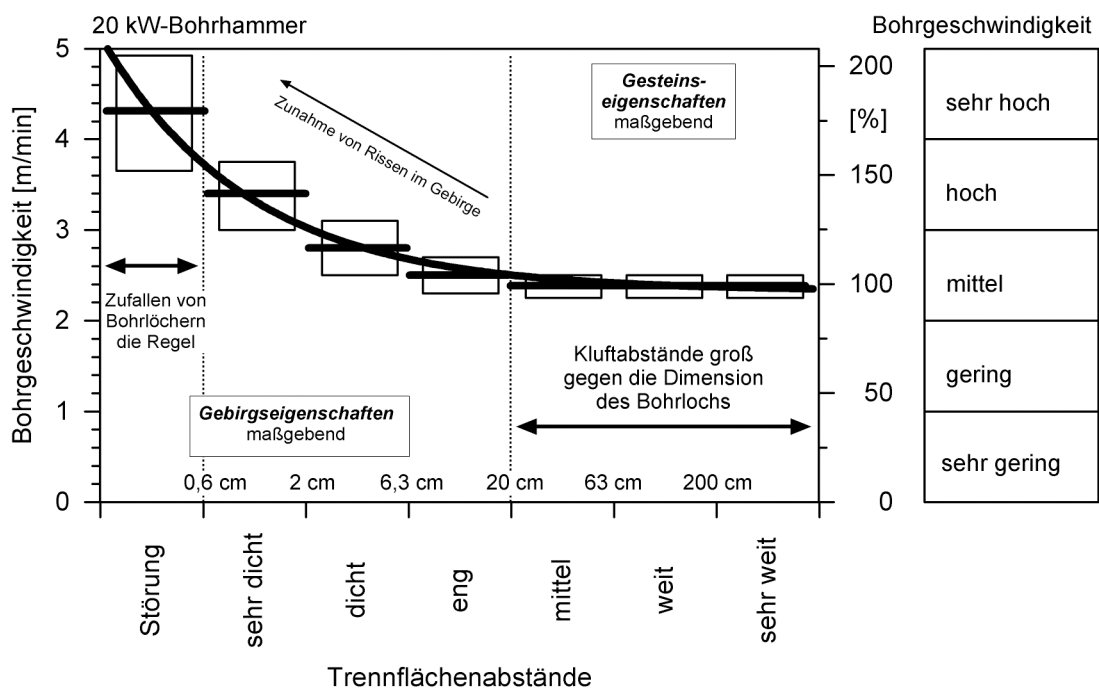


Bild 14: Bohrgeschwindigkeit beim Bohr- & Sprengvortrieb und Trennflächenabstand. Balken: Standardabweichung vom Mittelwert [7].

Als Ergebnis ist zu erkennen, dass ein Einfluss des Durchtrennungsgrades erst deutlich wird, wenn die Trennflächenabstände in die Dimension des Bohrlochdurchmessers rücken ( $\varnothing$  45 mm, dichtständig). Der weitaus größte Einfluss ist in Störungsnähe zu verzeichnen. Ungewöhnlich hohe Bohrgeschwindigkeiten weisen zum Beispiel in einem Gestein auch auf einen hohen Durchtrennungsgrad beziehungsweise eine Störungszone hin. Ist der Durchtrennungsgrad zu groß, kommt es oft zum Verklemmen der Bohrstange im instabil gewordenen Bohrloch. Dieser Effekt ist jedoch üblicherweise dem der Geschwindigkeitszunahme quantitativ unterlegen. Allerdings kann es in gestörtem Gebirge immer wieder vorkommen, dass die Sprenglöcher bis

zum Besetzen bereits zufallen, so dass sie nachgebohrt oder beräumt werden müssen. Diese unangenehme Störung des Betriebsablaufs kann den Zeitgewinn durch die Beschleunigung des Bohrvorgangs wieder zunichte machen. Hohe Bohrgeschwindigkeiten sind daher eher als Warnsignal vor Störungszonen und den damit üblicherweise verbundenen Stabilitätsproblemen im ausgebrochenen Hohlraum zu werten.

### Spezifischer Sprengstoffverbrauch

Ein ganz anderes Bild zeigt Bild 15: Im Bereich, in dem die Trennflächenabstände größer sind als die mittleren Abstände der Sprenglöcher sind noch die Gesteinseigenschaften maßgebend für den spezifischen Sprengstoffverbrauch. Der Abfall zu einem geringeren Sprengstoffaufwand ist zwar zunächst deutlicher, sinkt aber wieder bei Trennflächenabständen von ca. 2 cm. Dies resultiert aus einem Dämpfungseffekt des Gebirges, in dem viel Sprengenergie in der relativ großen spezifischen Oberfläche des zerbrochenen und zerscherten Materials verpufft.

Die Form der Kurve dürfte vor allem durch die Detonationsgeschwindigkeit des Sprengstoffes bedingt sein: bei geringer Detonationsgeschwindigkeit, so zeigt die Praxis, ist dieser Effekt geringer als bei hoher Brisanz des verwendeten Sprengstoffes. Anzumerken ist noch, dass die Streuung der Werte, insbesondere in den stärker zerlegten Bereichen durch ein unregelmäßiges Sprengbild bedingt sein kann. Ist das Sprengergebnis unbefriedigend z.B. eine unregelmäßige Ortsbrust oder Unterprofil, so wird beim nächsten Abschlag möglicherweise mehr Ladung in den – vielleicht weniger stark geklüfteten – Bereichen besetzt.

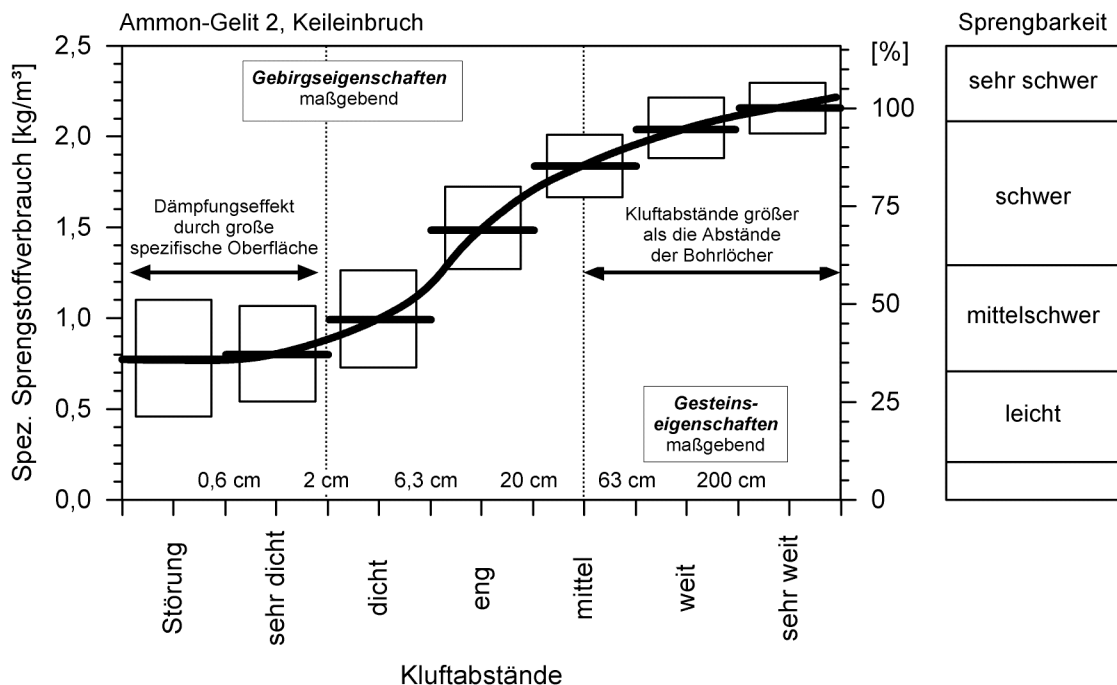


Bild 15: Spezifischer Sprengstoffverbrauch beim Bohr- und Sprengvortrieb und Kluftabstand. Balken: Standardabweichung vom Mittelwert [1].

## Fräsgeschwindigkeit

Der Einfluss auf die Fräsleistung beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen soll in Bild 16 anhand schluffiger Tonschiefer (Abwasserstollen Zeulenroda, Thüringen) sichtbar gemacht werden. In einem Abschnitt des Stollens wurde der Vortrieb von einer mächtigen Störungszone (Weißendorfer Störung) bestimmt. Die Fräsleistungen stiegen mit sinkenden Trennflächenabständen (Klüftung und Schieferung) und entsprechender Zunahme von Makro- und Mikrorissen im Gestein deutlich an.

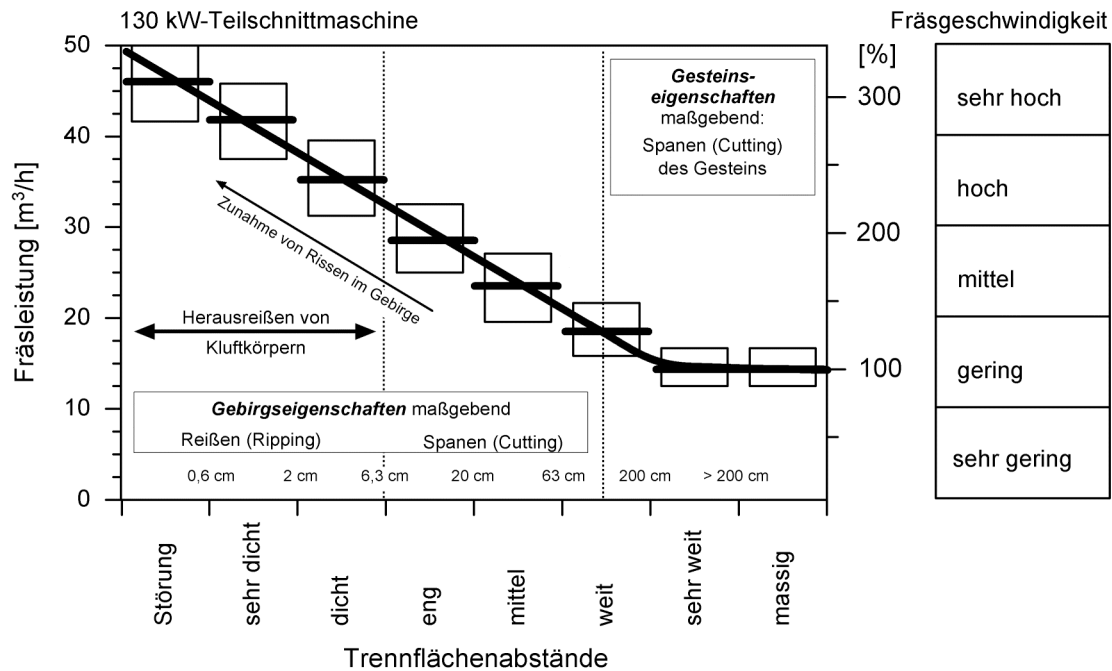


Bild 16: Fräsleistung beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen und Kluffabstand. Balken: Standardabweichung vom Mittelwert [20].

Das Diagramm verdeutlicht, dass mindestens zwei Prozesse bei der Gebirgslösung stattfinden: Solange das Gebirge massig ist, dominiert das Fräsen und Schneiden von Material. Es wird relativ viel Energie benötigt, das Gestein zu zerspanen, was nur eine relativ geringe Fräsleistung ergibt. Rücken die Trennflächenabstände zusammen, ist der Fräskopf in der Lage, ganze Kluffkörper oder zumindest größere Stücke herauszureißen, die bereits durch die begleitenden Kleinstklüfte und Risse im Gebirge vorzerlegt sind. Dieser Prozess benötigt wesentlich weniger Energie pro Volumeneinheit und die Fräsleistung steigt entsprechend an. Die Gesteinseigenschaften sind dann nicht mehr maßgebend für die Löseleistung.

Ähnliche Beobachtungen wurden beispielsweise beim Fräsen von Leitungsgräben gemacht [10, 22]. Durch diesen Effekt wurden bei gleicher Druckfestigkeit des Gesteins – jedoch unterschiedlichem Durchtrennungsgrad – in Zeulenroda Fräsleistungen zwischen 15 m²/h und 50 m²/h bei einem Mittelwert von 30 m²/h erreicht. Obwohl die Nettofräsleistungen in der Störungszone gut waren, stieg die Zeit für den Einbau der benötigten Sicherungsmittel wesentlich stärker an, so dass die Bruttoleistung und damit die tägliche Vortriebsleistung entsprechend stark abfiel.

## Spezifische Penetration

Der Einfluss der Trennflächenabstände (Klüftung und Schieferung) auf die Schneidleistung beim Vortrieb mit einer Tunnelbohrmaschine konnte beim Projekt Erkundungsstollen Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach studiert werden. Das Diagramm der Bild 17 zeigt die spezifische Penetration in Abhängigkeit der Trennflächenabstände. Die spez. Penetrationsraten stiegen mit zunehmendem Durchtrennungsgrad und entsprechender Zunahme von Makro- und Mikrorissen im Gestein bis ca. 5 cm Trennflächenabstand an. Danach fiel die spezifische Penetration stark ab.

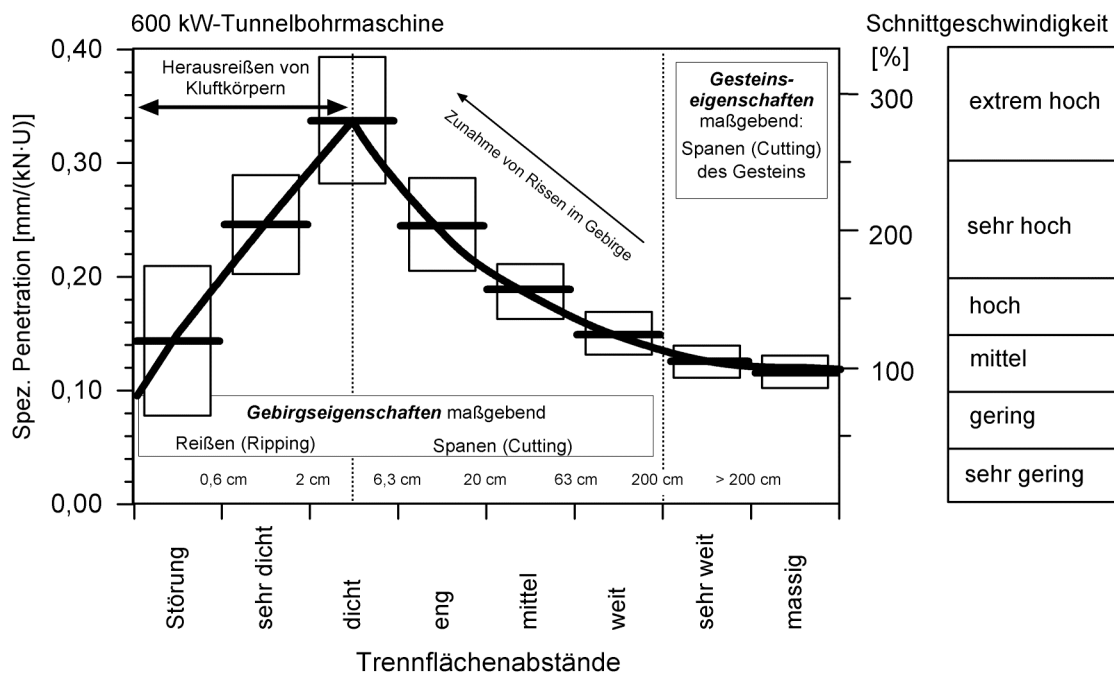


Bild 17: Spezifische Penetration beim TBM-Vortrieb und Kluffabstand.  
Balken: Standardabweichung vom Mittelwert [1].

Beim Schneiden finden – ähnlich wie beim Fräsen – zwei Prozesse der Gebirgslösung statt: Solange das Gebirge massig ist, dominiert das Schneiden von Material. Die Energie, die benötigt wird um das Gestein zu zerspanen sinkt dabei mit der „Vorzerkleinerung“ des Gebirgs durch die zusammenrückenden Trennflächen. Sind die Trennflächenabstände kleiner als der Schneidspurabstand (hier 80 mm), so werden beim Eindringen der Diskenrollen ganze Klüftkörper herausgerissen. Die Folge wäre eigentlich eine wesentlich höhere Schnittgeschwindigkeit – wenn das Material schnell genug abgefördert werden kann. Ist die Abförderung z.B. durch nicht großzügig genug dimensionierte Räumschlitze dazu nicht in der Lage, so kommt es zum Zermahlen des Schnittgutes durch das Schneidrad und die weitere Penetration ist behindert. Das Ergebnis dieses Effekts ist abhängig zum einen von der Quantität des anfallenden Materials, zum anderen auch von seiner Qualität – vor allem der Festigkeit.

Da es sich in vorliegendem Fall um Phyllite (Schwarzphyllite & Serizitphyllite) und Quarzphyllite relativ geringer Festigkeit handelte, kam es lediglich zu einem deutlichen Abfall der Schneidleistung. Die Konsequenz könnte jedoch noch weit schwerwiegender ausfallen – beispielsweise bei spröden Quarziten hoher bis extrem hoher Festigkeit. Bei laufenden großen Bauprojekten sind Fälle bekannt, in denen durch ein

Blockieren der Diskenrollen durch Verkeilen von Kluttkörpern in den Rollengehäusen innerhalb kürzester Zeit Disken extrem asymmetrisch verschleifen, wodurch nicht nur der Vortrieb fast schlagartig auf Null sinkt sondern auch ein großer Teil der Diskenmeißel ausgetauscht werden muss. Auf die möglicherweise hinzukommenden Stabilitätsprobleme, die bis hin zum Blockieren der TBM im geschnittenen, aber instabilen Hohlraum führen können, sei hier nur hingewiesen.

Ein Anstieg der spezifischen Penetration mit abnehmendem Trennflächenabstand ist in der Literatur mehrfach und schon seit langem in Dissertationen [z.B. 23, 24, 25, 26] sowie der einschlägigen Fachliteratur [u.a. 15, 27, 28, 29, 30] belegt. Über das absinken der Penetrationsraten finden sich allerdings nur spärliche Hinweise aus Praxisberichten [33].

Obwohl die Nettoschneidleistungen in Störungszonen eigentlich hervorragend sind, steigt die Zeit für den Einbau der benötigten Sicherungsmittel überproportional an, so dass die tägliche Vortriebsleistung stark abfallen kann.

## **2.2.2 Einfluss der Anisotropie**

### *Bohrgeschwindigkeit und spezifischer Sprengstoffverbrauch*

Der Einfluss der Anisotropie auf die Bohrgeschwindigkeit ist am deutlichsten in geschieferten Gesteinen zu erkennen. Im nachfolgenden Beispiel wird die Winkelabhängigkeit von der Orientierung der Schieferung an den Gesteinen des Innsbrucker Quarzphyllits (Inntaltunnel [7]) und an Gesteinen der Nördlichen Grauwackenzone vorgestellt (Schönbergtunnel [34, 35]). Die Winkelabhängigkeit von einaxialer Druckfestigkeit und spezifischer Zerstörungsarbeit wird in der Regel mit Hilfe von orientiert gewonnenen Zylinderproben im einaxialen Druckversuch ermittelt. Um die Spaltzugfestigkeit in Abhängigkeit von der Orientierung der Schieferung zu erhalten, muss die Schieferung zwischen den Grenzfällen „parallel“ und „rechtwinklig“ durchrotiert werden. Die Werte zwischen diesen Grenzfällen sind als Scherfestigkeiten entlang einer erzwungenen Scherfläche zu werten. Allerdings entspricht diese Versuchsanordnung am ehesten der Beanspruchung an der Bohrlochsohle beim Bohrvorgang. In den Diagrammen werden die Kurven für einen Quarzphyllit mit ebenen, glatten Schieferungsflächen (hochgradige Anisotropie; durchgehende Linie) und für einen Quarzphyllit mit welligen Schieferungsflächen (starke Anisotropie; gestrichelte Linie) dargestellt.

Das linke Diagramm in Bild 18 zeigt die Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit von der Orientierung der Schieferung. Die Kurve weist ein typisches Minimum bei ca.  $60^\circ$  auf, das mit der fehlenden seitlichen Einspannung des Prüfkörpers begründet werden kann: Die geringste Druckfestigkeit wird in den Versuchen immer dann ermittelt, wenn die Schieferung in etwa diagonal zu den Stirnflächen durch den Prüfkörper verläuft. Die höchsten Druckfestigkeiten treten immer senkrecht zur Schieferung auf, parallel werden dagegen nur etwa 80-90% erreicht. Bei Prüfkörpern im parallelen Lastfall können während des Versuchs typische Trennbrüche parallel zur Schieferung beobachtet werden. Die Zugkräfte, welche im Prüfkörper rechtwinklig zur Belas-

tungsrichtung auftreten, könnten so der Grund für das – vorzeitige – Versagen und die etwas niedrigeren Druckfestigkeiten sein.

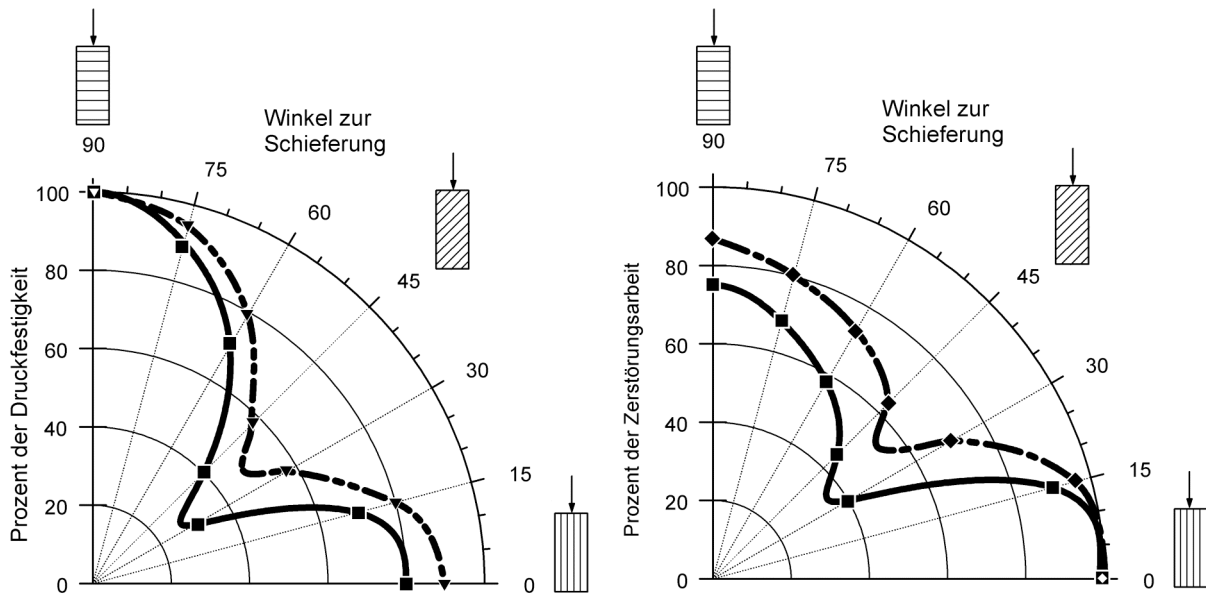


Bild 18: Abhängigkeit der Druckfestigkeit und der Zerstörungsarbeit von der Einfallsrichtung. Durchgehende Linie: ebene, glatte Schieferungsflächen, hochgradige Anisotropie. Gestrichelte Linie: wellige Schieferungsflächen, starke Anisotropie [7].

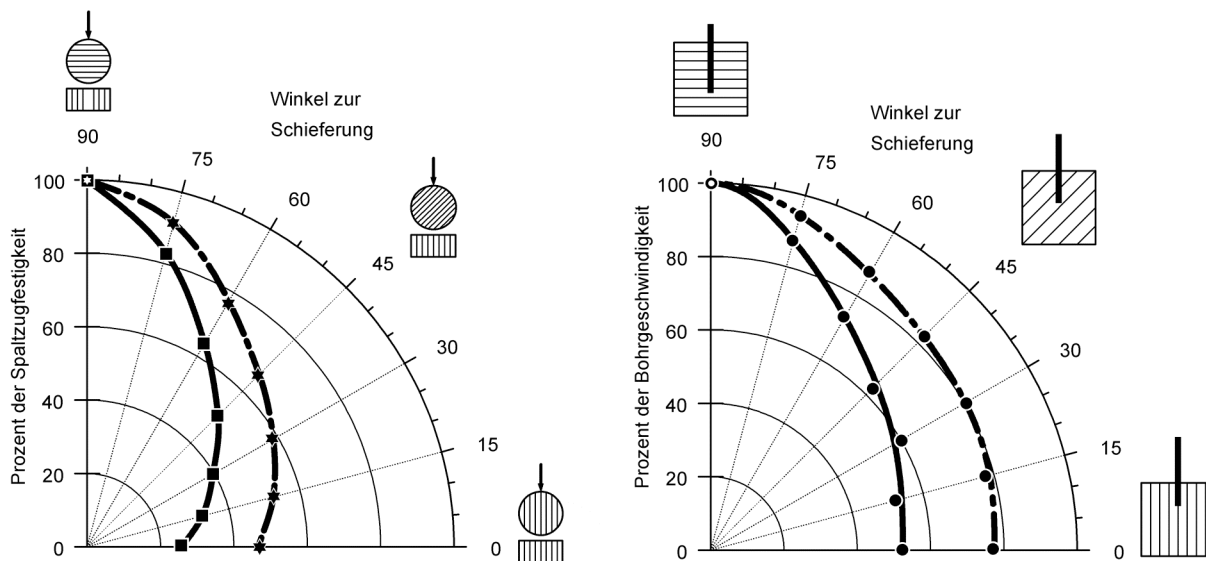


Bild 19: Abhängigkeit der Spaltzugfestigkeit von der Einfallsrichtung und der Bohrgeschwindigkeit von der Bohrrichtung. Durchgehende Linie: ebene, glatte Schieferungsflächen, hochgradige Anisotropie. Gestrichelte Linie: wellige Schieferungsflächen, starke Anisotropie [7].

Im Diagramm der spezifischen Zerstörungsarbeit ist eine ganz ähnliche Kurvenform zu sehen (Bild 18, rechts). Das Minimum tritt ebenfalls bei etwa 60° auf, allerdings werden die höchsten Werte der Zerstörungsarbeit durchwegs parallel zur Schieferung gemessen. Dies stimmt mit der Beobachtung bei der Versuchsdurchführung



überein: Beim parallelen Lastfall werden die höchsten Verformungen und das ausgeprägteste Post-failure-Verhalten gemessen.

Im linken Diagramm von Bild 19 ist die Spaltzugfestigkeit (bzw. Scherfestigkeit) gegen den Winkel der Einfallrichtung der Schieferung aufgetragen. Dabei wird eine stetige Abnahme der Zugfestigkeit (bzw. Scherfestigkeit) deutlich. Die geringsten Festigkeiten treten erwartungsgemäß rechtwinklig zur Schieferung ( $90^\circ$ ) auf. Die Bohrgeschwindigkeit zeigt im rechten Diagramm von Bild 19 ein analoges Verhalten zur Spaltzugfestigkeit: Die hohen Bohrgeschwindigkeiten korrespondieren mit niedrigen Spaltzugfestigkeiten bei Beanspruchung rechtwinklig zur Schieferung (niedrige Zugfestigkeiten bei  $90^\circ$ ), die niedrigen Bohrgeschwindigkeiten mit den hohen Spaltzugfestigkeiten parallel zu ihr (hohe Zugfestigkeiten bei  $0^\circ$ ).

### *Geometrisch-felsmechanisches Modell der Vorgänge*

Bei den Überlegungen zum physikalischen Bohrvorgang (Bild 20, rechter Ausschnitt) ist zunächst der Fall eines isotropen, wenn auch möglicherweise inhomogenen Gesteins zugrunde gelegt. Bei inhomogenem, anisotropem Gestein hat die Orientierung des Trennflächengefüges (Schieferung, Schichtung) jedoch einen großen Einfluss auf die Lösbarkeit des Gebirges an der Bohrlochsohle. Verläuft die Schieferung rechtwinklig zur Bohrrichtung, so ist der Scherwiderstand an der Bohrlochsohle gering, gleichbedeutend mit einer geringen Zugfestigkeit rechtwinklig zur Schieferung und die Bohrgeschwindigkeit ist hoch. Liegt dagegen die Bohrrichtung parallel zur Schieferung, so ist der Scherwiderstand und damit die Zugfestigkeit gleichermaßen hoch, die Bohrgeschwindigkeit um bis zu 50% geringer (Bild 19).

Bei der Durchführung von felsmechanischen Untersuchungen im Zuge von Voruntersuchungen muss damit auf die richtige Versuchsanordnung – bezogen auf die Orientierung von Schieferung und Prüfkörper – geachtet werden (Bild 20). Verläuft der Vortrieb in etwa rechtwinklig oder stumpfwinklig zur vorherrschenden Schieferungsrichtung, also günstig, muss die Belastung beim einaxialen Druckversuch rechtwinklig zur Schieferung erfolgen und bei der Spaltzugfestigkeit parallel zur Schieferung (vgl. Piktogramme links unten in Bild 20). Liegt die Orientierung des Vortriebs in etwa parallel oder spitzwinklig zur vorherrschenden Schieferungsrichtung, also ungünstig, so muss die Belastung beim einaxialen Druckversuch parallel zur Schieferung erfolgen und bei der Spaltzugfestigkeit rechtwinklig zur Schieferung (vgl. Piktogramme rechts unten in Bild 20)

Im Gegensatz zum Spaltzugversuch ist der einaxiale Druckversuch mangels seitlicher Einspannung des Prüfkörpers nicht in der Lage, den Bohrvorgang an der Bohrlochsohle realistisch abzubilden. Tatsächlich liegt das Gestein im eingespannten Zustand vor, also im dreiaxialen Spannungszustand. Es handelt sich an der Bohrlochsohle um eine Überlagerung der beiden Belastungstypen (Scher- und Druckbelastung), die sich bei unterschiedlicher Lage der Schieferung unterschiedlich stark auf die Lösbarkeit auswirkt. In der Folge kann dieses Phänomen auf ein geometrisches Problem zurückgeführt werden.

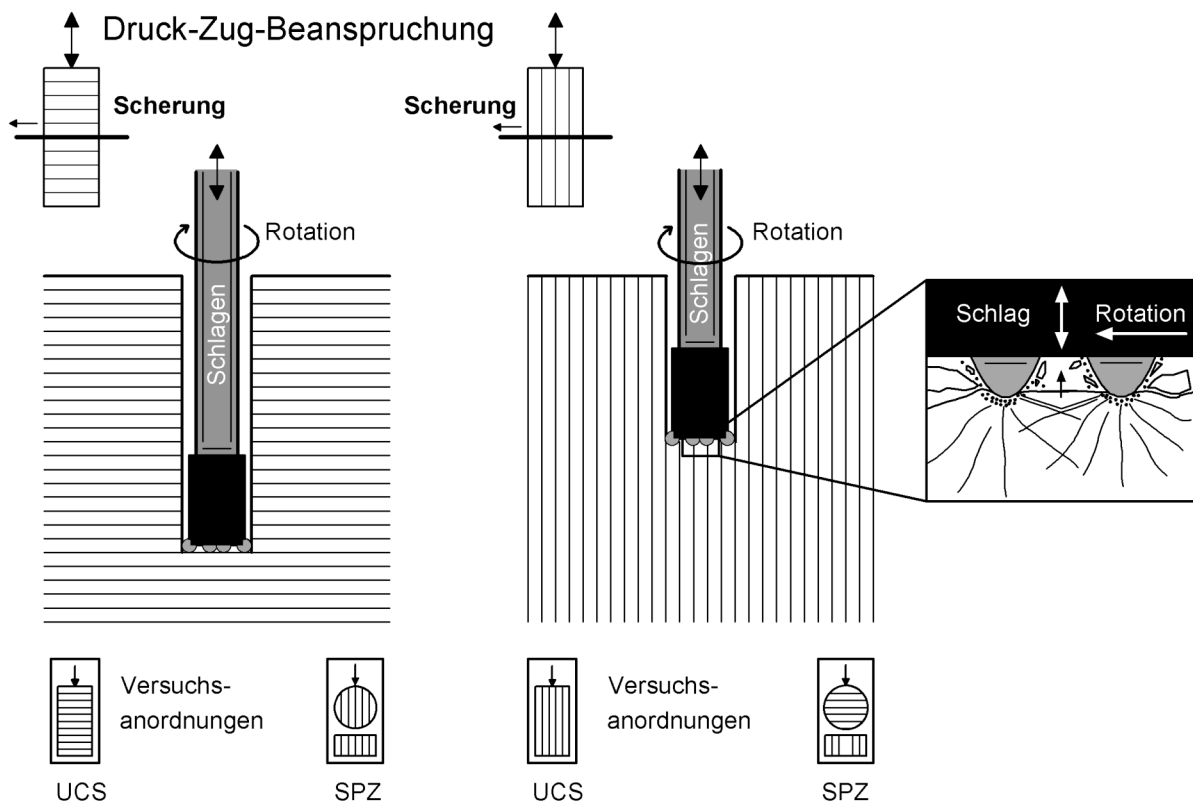


Bild 20: Modell des Bohrvorgangs bei unterschiedlicher Orientierung der Schieferung mit notwendigen Versuchsanordnungen für felsmechanische Untersuchungen [7].

Bild 21 zeigt ein Modell des Zerstörungsmechanismus unterhalb der Bohrkronenstifte beim Drehschlagbohren in anisotropem, geschiefertem Gestein [4]. Die schlagende Beanspruchung erzeugt Mikrorisse im Gestein. Da parallel zur Schieferung die geringsten Festigkeiten auftreten, sind die Mikrorisse entlang der Schieferungsflächen sicher länger ausgebildet als senkrecht zu ihnen. Die Lagen senkrecht zur Schieferung werden deshalb wahrscheinlich nur von kurzen Mikrorissen durchtrennt.

Bei der scherenden Beanspruchung werden die bereits latent angelegten Splitter weggedrückt. Im Falle der Orientierung der Schieferung rechtwinklig zur Bohrachse können große, längliche Splitter abgeschert werden. Senkrecht zur Schieferung ist ein Abscheren von langen Splintern nicht möglich, da die Mikrorisse zu kurz sind. In der Folge müssen eher gedrungene Splitter abgelöst werden, die in der Summe eine größere Bohrarbeit verlangen.

Mit steigendem Winkel zwischen diesen beiden Grenzfällen rechtwinklig bzw. parallel  $0 < \beta < 90^\circ$  ist die Größe der Splitter aus geometrischen Gründen in etwa eine Funktion des Cosinus des Zwischenwinkels. Bei der Spaltzugfestigkeit ist die tatsächliche Zugbeanspruchung ebenfalls eine Funktion des Cosinus des Zwischenwinkels. Analog lassen sich auch die Kurvenformen in den Diagrammen der einaxialen Druckfestigkeit und Zerstörungsarbeit (Bild 18) abschnittsweise erklären.

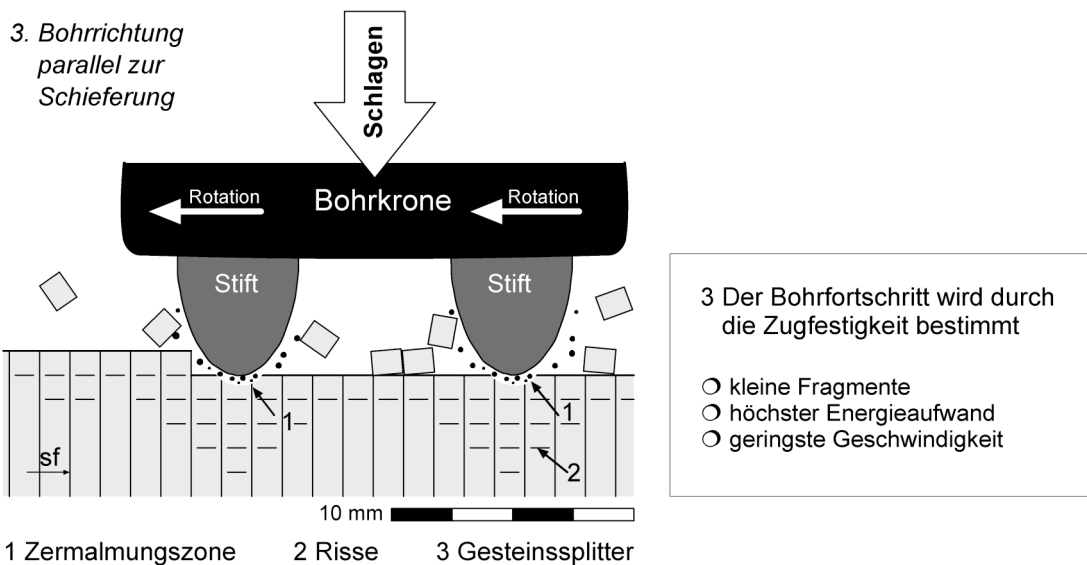
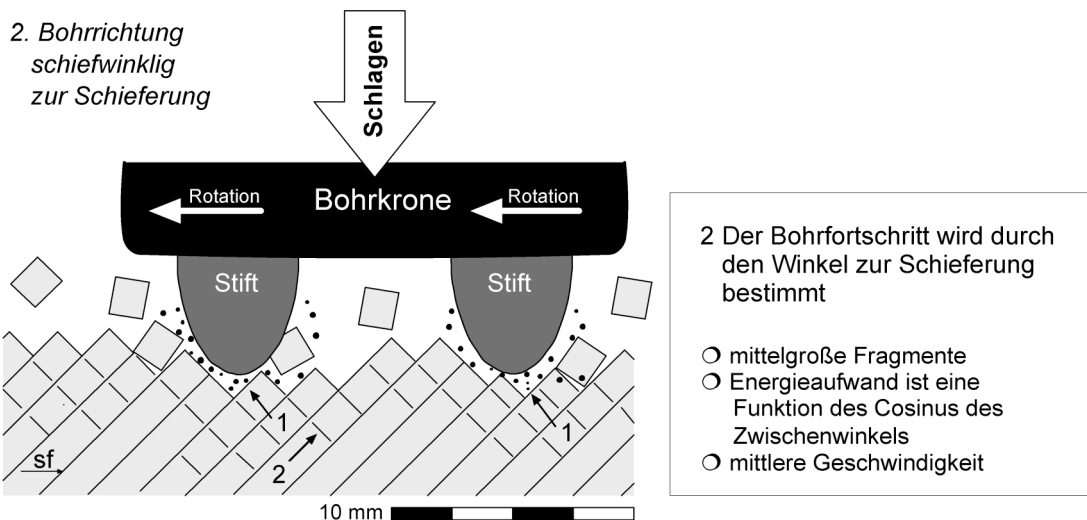
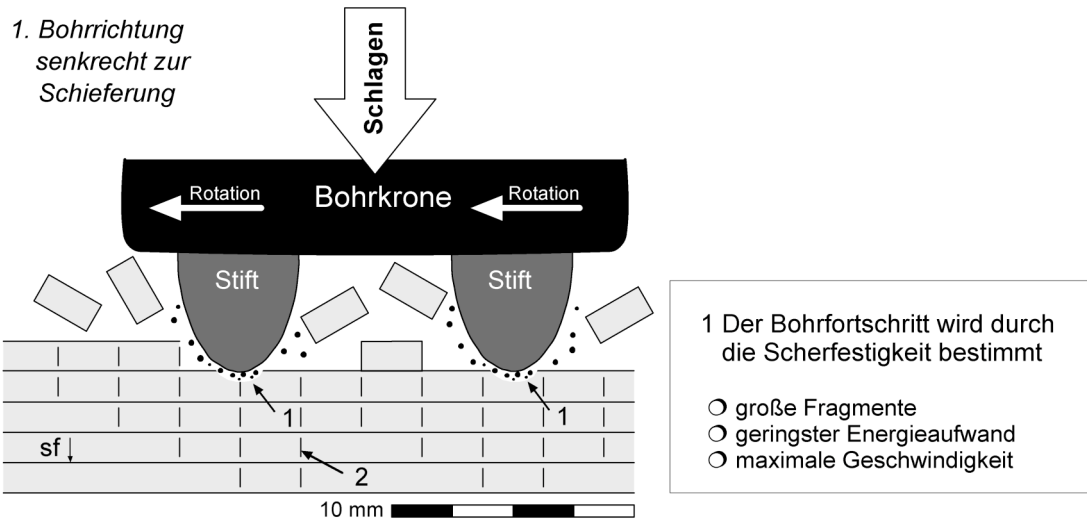


Bild 21: Modell für den Zerstörungsmechanismus unterhalb der Bohrkrone stifte beim Drehschlagbohren in anisotropem, geschiefertem Gestein [4].

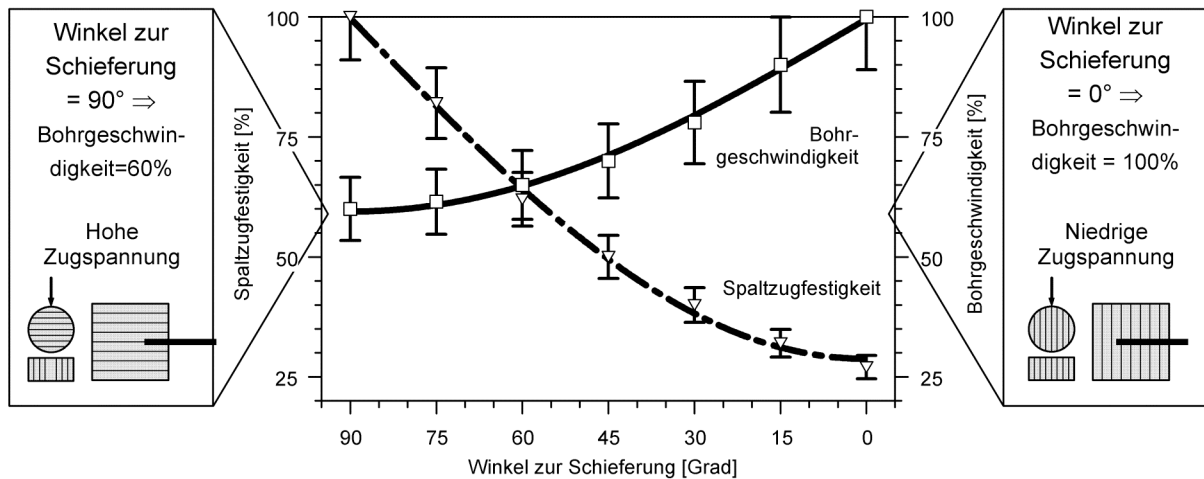


Bild 22: Bohrgeschwindigkeit und Spaltzugfestigkeit, jeweils gegen den Winkel zwischen Schieferung und Belastungs- bzw. Bohrrichtung aufgetragen [7].

Zur überschlägigen Überprüfung dieser Hypothese wurden Spaltzugfestigkeit und Bohrgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Winkels zur Schieferung mit einer allgemeinen Cosinus-Kurve angenähert. Bei den verwendeten Werten eines hochgradig anisotropen Quarzphyllits mit glatten, durchgehenden Schieferungsflächen ergeben sich dabei augenscheinlich passende Kurvenformen (Bild 22).

### *Sprengbarkeit*

Analog zu den Leistungsparametern ist auch der spezifische Sprengstoffverbrauch von der Orientierung der Schieferung abhängig, wenngleich die Wechselwirkung durch die radiale Ausbreitung der Detonationswelle komplizierter ist.

Ein vereinfachtes Modell erklärt den Kurvenverlauf in Bild 23:

- Verläuft die Schieferung senkrecht zu den Sprengbohrlöchern ( $90^\circ$  in Bild 23), muss nur die relativ niedrige Scherfestigkeit entlang der Schieferung und die geringe Zugfestigkeit senkrecht zur Schieferung überwunden werden. Die hervorragende Spaltbarkeit parallel zur Schieferung hilft sozusagen beim Werfen des Abschlags. Daher ist die Ortsbrust meist auch entsprechend der Orientierung der Schieferung gut und möglicherweise eben ausgebildet.
- Liegt die Schieferung parallel zu den Sprenglöchern, so verpufft ein Teil der Sprenggase durch die sich bei der Detonation öffnenden Schieferungsflächen. Damit kann nur ein geringerer Teil der Sprengenergie zum Zerkleinern und Werfen des Abschlags genutzt werden. Da die Schieferung bezüglich des Wurfs auch noch ungünstig orientiert ist, muss die relativ hohe Zugfestigkeit parallel zur Schieferung überwunden werden. Die neu entstandene Ortsbrust weist eine der Schieferung entsprechenden Rauigkeit auf. Dieser Effekt ist genauso abhängig von der Geometrie wie die bereits betrachteten Vorgänge.

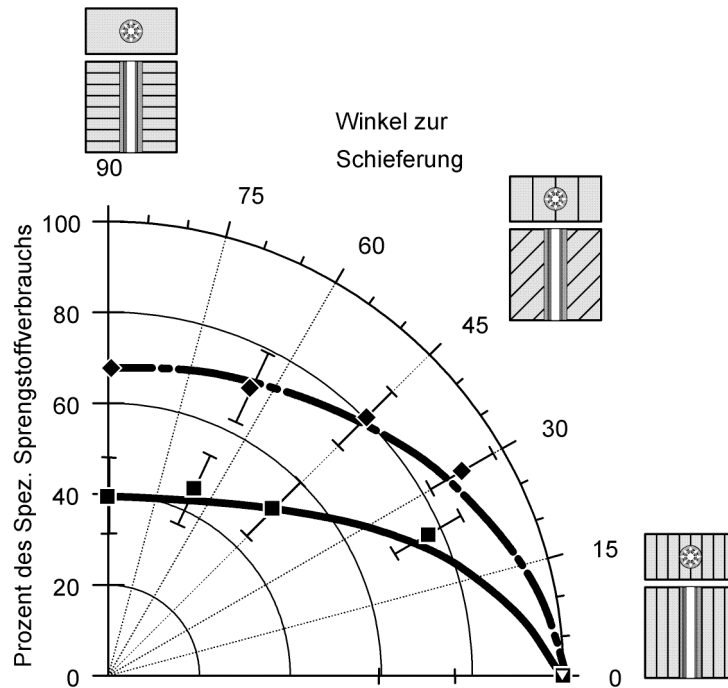


Bild 23: Abhängigkeit des spezifischen Sprengstoffverbrauchs von der Orientierung der Sprenglöcher (= Bohrrichtung) zur Schieferung. Durchgehende Linie: Schwarzsphyllite. Gestrichelte Linie: Karbonatphyllite mit Standardabweichung [1].

Das Diagramm, das aus dem Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach, entwickelt wurde, erlaubt sicher keine statistisch gesicherten Aussagen, bestätigt aber die vorangegangenen Überlegungen. Die prinzipielle Abhängigkeit von der Orientierung zur Schieferung wird zwar immer wieder in den einschlägigen Lehrbüchern [36, 37, 38, 39, 40] und Dissertationen [41] erwähnt, konkrete Werte werden jedoch nicht angegeben.

In [41] wird aufgrund von Erkenntnissen aus Modellversuchen an Plexiglas zwar beschrieben, dass für einen Gefügewinkel von 45° der höchsten Energieaufwand zu vermuten sei; dies konnte jedoch bei den Geländestudien nie bestätigt werden. Dabei geht der Autor schlussendlich auch davon aus, dass unter Tage der Sprengenergieaufwand parallel zur Schieferung wesentlich höher sein muss als senkrecht dazu.

### *Abweichung von Bohrspuren und Profilungenaugigkeiten*

In metamorphen Schiefen und Gneisen taucht immer wieder das Phänomen auf, dass die Bohrspuren der Sprenglöcher zur Normalen auf die Schieferungsfläche hin abweichen. Dies führt bei ungünstiger Raumstellung, also schräg zur Tunnelachse verlaufender Schieferung, zu einer erheblichen Profilungenaugigkeit, obwohl oft noch alle Bohrspuren sichtbar sind.

Die Fotos von Bild 24 und Bild 25 illustrieren die typischen Auswirkungen der Bohrspurkrümmung in Augengneisen (Michaelstunnel, Stat. 1332,5, Baden-Baden [7]) bei stumpfwinklig zur Tunnelachse streichender Schieferung. Dabei wurde auf der jeweils linken Seite der Ortsbrust ein geologisch bedingtes Überprofil gebildet. Auf der jeweils rechten Seite der Ortsbrust trat dabei ein Unterprofil auf, welches den Vortrieb nur deshalb nicht störte, weil dieses erst im Zuge der Nachprofilierung mit dem Profilwagen beseitigt werden musste (auch wenn dies wesentlich aufwendiger ist). Eine hilfreiche Methode, um die Auswirkungen derartiger Bohrlochauslenkungen auf ein erträgliches Maß zu reduzieren, ist die Verwendung steiferer (dickerer) Bohrstan- gen oder die Zurücknahme der Angriffstiefe. Auch die Verwendung von Bohrkronen mit besonders langem Schaft kann Abhilfe schaffen.

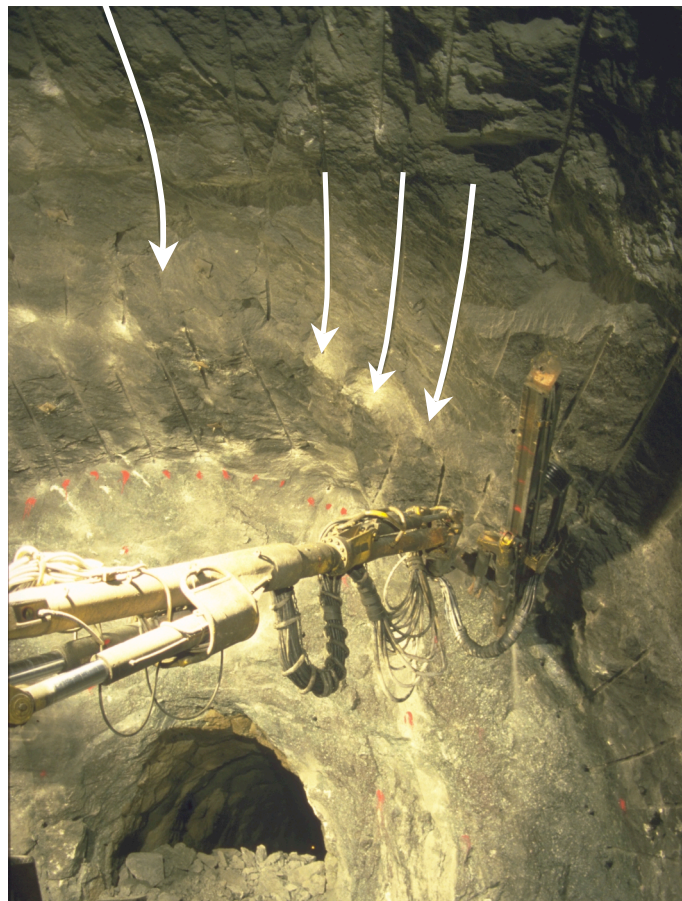


Bild 24: Weiße Pfeile: Abweichung / Krümmung der Kranzloch-Bohrspuren im Augengneis zur Normalen auf die Schieferungsfläche hin.



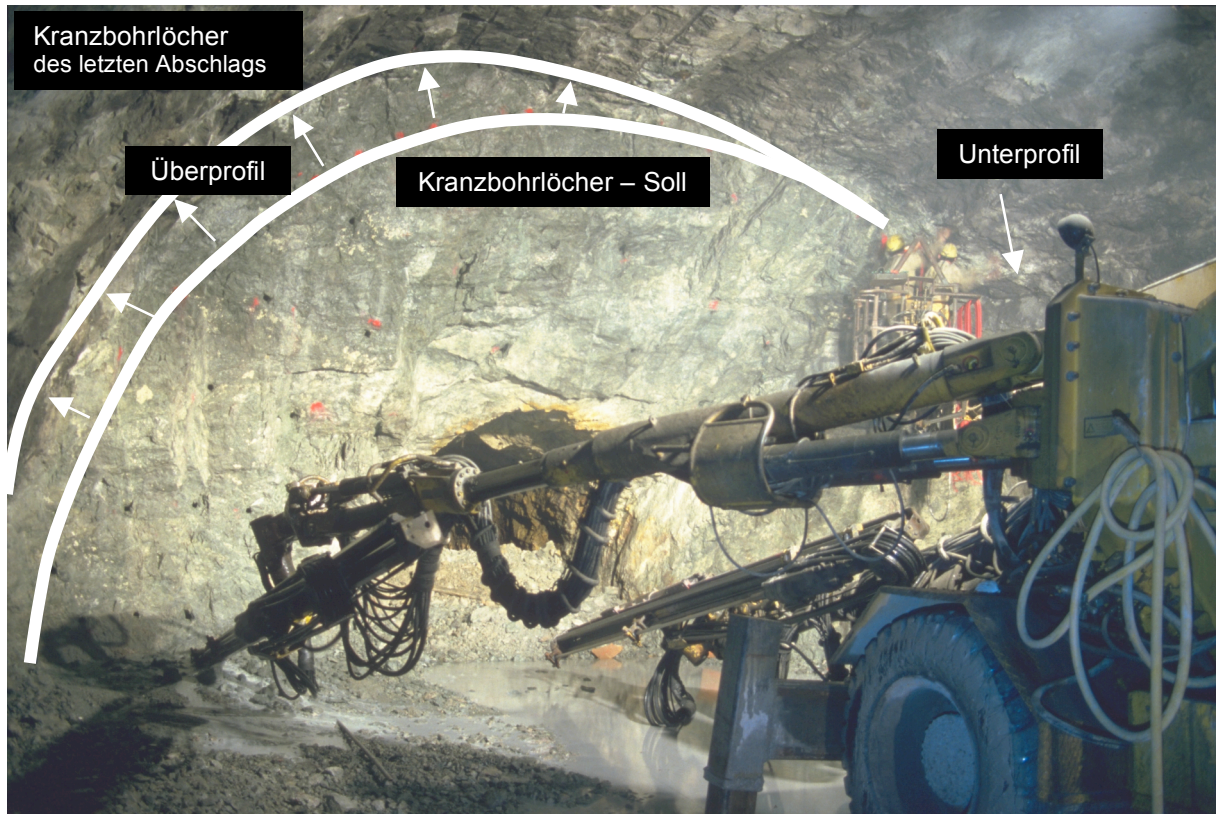


Bild 25: Überprofil durch Abweichung der Bohrspuren. Grün: SOLL-Linie des aktuellen Abschlags. Rot: IST-Linie des letzten Abschlags. Pfeile = Überprofil. Links: Unterprofil durch Überlappung der Kalottenumrisse.

### *Einfluss auf die Fräsleistung*

Der Einfluss der Anisotropie auf die Fräsleistung beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen ist in Bild 26 zu sehen. Die Fräsleistungen, gemessen beim Abwasserstollen Zeulenroda in Thüringen waren senkrecht zur Schieferung am höchsten und sanken mit schräg zur Vortriebsrichtung verlaufender Schieferung deutlich bis auf etwa 60% (Tonschiefer) bzw. 80% (Schluffschiefer) ab. Lag die Schieferung in Tunnelachse – gleich ob bei senkrechter oder horizontaler Lagerung – so waren die Fräsgeschwindigkeiten entsprechend am geringsten.

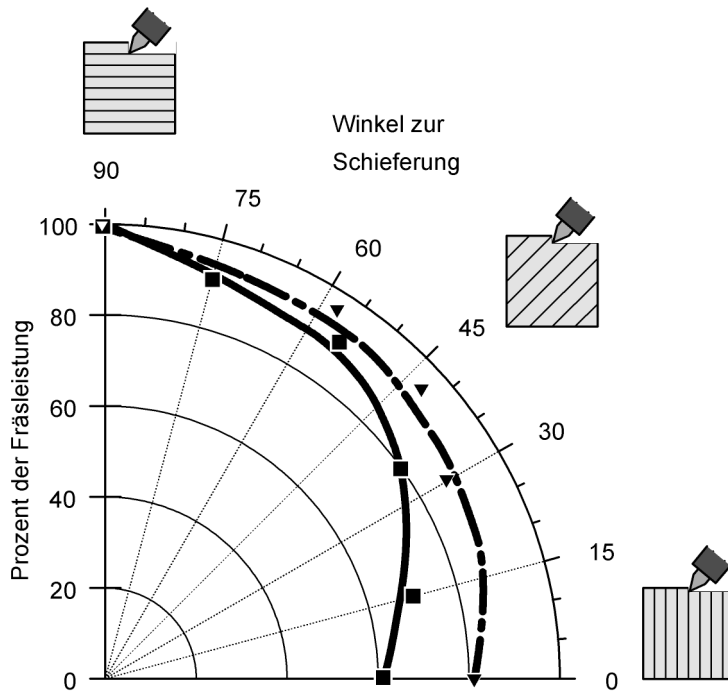


Bild 26: Abhängigkeit der Fräsleistung von der Orientierung der Vortriebsrichtung zur Schieferung. Durchgehende Linie: Tonschiefer. Gestrichelte Linie: Schluffschiefer [1].

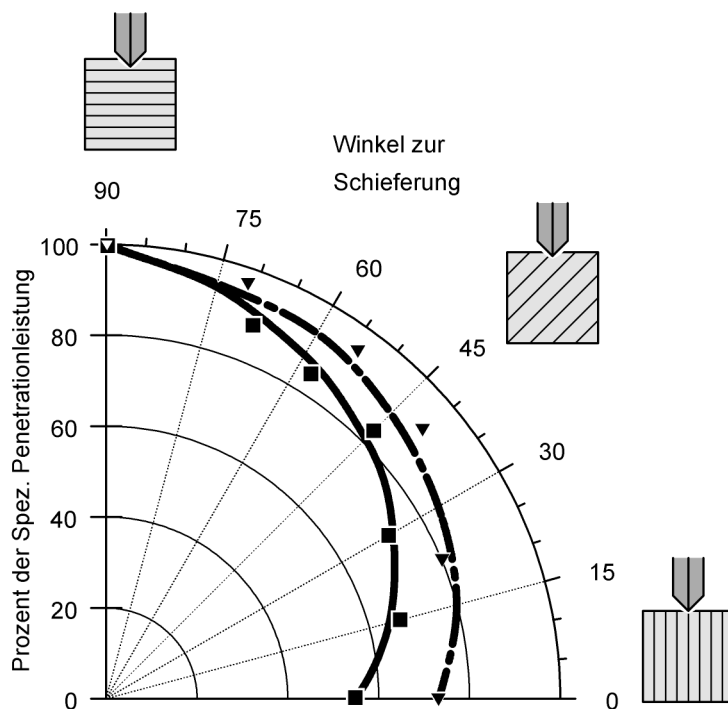


Bild 27: Abhängigkeit der spezifischen Penetration von der Orientierung der Vortriebsrichtung zur Schieferung. Durchgehende Linie: Phyllite. Gestrichelte Linie: Phyllit-Karbonatschiefer-Wechselfolge [1].



Ähnliche Beobachtungen werden immer wieder von Experten und Maschinenherstellern geschildert. Dabei soll sich die Orientierung parallel zur Tunnel- bzw. Vortriebsachse besonders ungünstig auf den Verschleiß an Rundschafftmeißeln auswirken. Die Kurvenform legt denselben Mechanismus für den Zerstörungsmechanismus unterhalb eines Rundschafftmeißels nahe wie er schon für das Drehschlagbohren (Bild 21 auf Seite 23) vorgestellt wurde. Die Überlegungen zur Rißausbreitung und Versuchsanordnung bei felsmechanischen Laboruntersuchungen gelten daher analog.

### *Einfluss auf die Schneidleistung*

Die Schneidleistungen in Bild 26 sind senkrecht zur Schieferung am höchsten und sinken mit schräg zur Vortriebsrichtung verlaufender Schieferung deutlich bis auf etwa 55% (Phyllite) bzw. 75% (Phyllit-Karbonatschiefer-Wechselfolge) ab. Liegt die Schieferung in Tunnelachse - gleich ob bei senkrechter oder horizontaler Lagerung - so sind die Schneidleistungen entsprechend am geringsten. Dieser Einfluss der Anisotropie auf die TBM-Schneidleistung wurde beim Vortrieb des Erkundungsstollens zum Schönbergtunnel Umfahrung Schwarzach im Salzburger Land beobachtet.

Diese Erfahrungen stehen in Widerspruch zu den Ergebnissen beispielsweise von [23] und [25], die von einer erheblichen Zunahme der spezifischen Penetration bei einem Winkel von 50-60° zwischen Bohrrichtung und Trennflächengefüge berichteten. In [23] wird allerdings eingeräumt, dass die spezifische Penetration bei Trennflächen senkrecht zur Stollenachse größer sei als diejenige parallel zur Vortriebsrichtung. Da eher spröde Gesteine wie Kalke, Dolomite und Sand- bzw. Kieselkalke bearbeitet wurden, liegt die Erklärung nahe, dass das andere Materialverhalten beim Lösevorgang die Ursache für diesen Unterschied ist. Die hier betrachteten Phyllite wiesen eine sehr feine Foliation im Millimeterbereich auf, die naturgemäß parallel zur Schieferung eine äußerst geringe Scherfestigkeit bzw. hohe Teilbeweglichkeit aufweisen. Dies fördert in erheblichem Maße die Chipbildung parallel zur Schieferung.

Wieder macht die Kurvenform im Diagramm dasselbe Konzept für den Zerstörungsmechanismus unterhalb eines Rollenmeißels sehr wahrscheinlich wie er schon für das Drehschlagbohren (Bild 21 auf Seite 23) vorgestellt und für das Fräsen nahe gelegt wurde. Die Überlegungen zur Rissausbreitung und Versuchsanordnung bei felsmechanischen Laboruntersuchungen gelten ebenfalls analog.

## **3 Prognose des Werkzeugverschleißes**

### **3.1 Verschleißparameter und Einflussfaktoren**

Anders als andere Materialgrößen, wie z.B. Druckfestigkeit oder Zugfestigkeit stellt der Verschleiß keine „stoffbezogene“ Größe dar, für die ein physikalischer Kennwert ermittelt werden kann. Bei Verschleißvorgängen handelt es sich vielmehr um sehr komplexe Systeme mit Wechselbeziehungen zwischen Werkzeug, Gebirge, Spülme-

dien, Luft und Gesteinsbruchstücken. Der Verschleiß am Werkzeug ist dabei nur eines von vielen Resultaten des Verschleißvorgangs.

Zwei Kenngrößen können dabei zur Beschreibung des Verschleißes eingesetzt werden: Die Werkzeugverschleißform, auch als qualitativer Verschleiß bezeichnet, sowie die Werkzeugverschleißrate (quantitativer Verschleiß):

- Die *Werkzeugverschleißform* beschreibt die zu beobachtende, spezifische Ausbildung des Verschleißes am Werkzeug. Sie kann einfach mit Hilfe spezieller Klassifizierungsbilder (siehe Tabellen 3 – 6) bestimmt werden.
- Die *Werkzeugverschleißrate* beschreibt die Geschwindigkeit des Materialverlustes am Werkzeug. Dieser Kennwert wird üblicherweise als Kubatur- oder längenbezogene Verschleißrate angegeben. Übliche Kennwerte für die gebräuchlichsten Gebirgslösungsarten stellen die Bohrkronenstandlänge (gebohrte Laufmeter/Krone), der spezifische Meißelverschleiß (Meißel/gefräste m<sup>3</sup> fest) bzw. die spezifische Diskenlauflänge (km/Diske) dar. Die Werkzeugverschleißrate stellt einen grundlegenden Faktor für die Kostenermittlung im Hohlraumbau dar.

Die komplexe Struktur der Verschleißsysteme führt dazu, dass eine ganze Reihe von Faktoren aus den Bereichen Geologie, Maschinen / Werkzeuge sowie Logistik / Baubetrieb erheblichen Einfluss auf Art und Werkzeugverschleißrate nehmen können. Eine vollständige Aufzählung aller Faktoren, die sich in entscheidender Weise auf den Werkzeugverschleiß auswirken können, würde bei weitem den Rahmen dieses Beitrags sprengen [2].

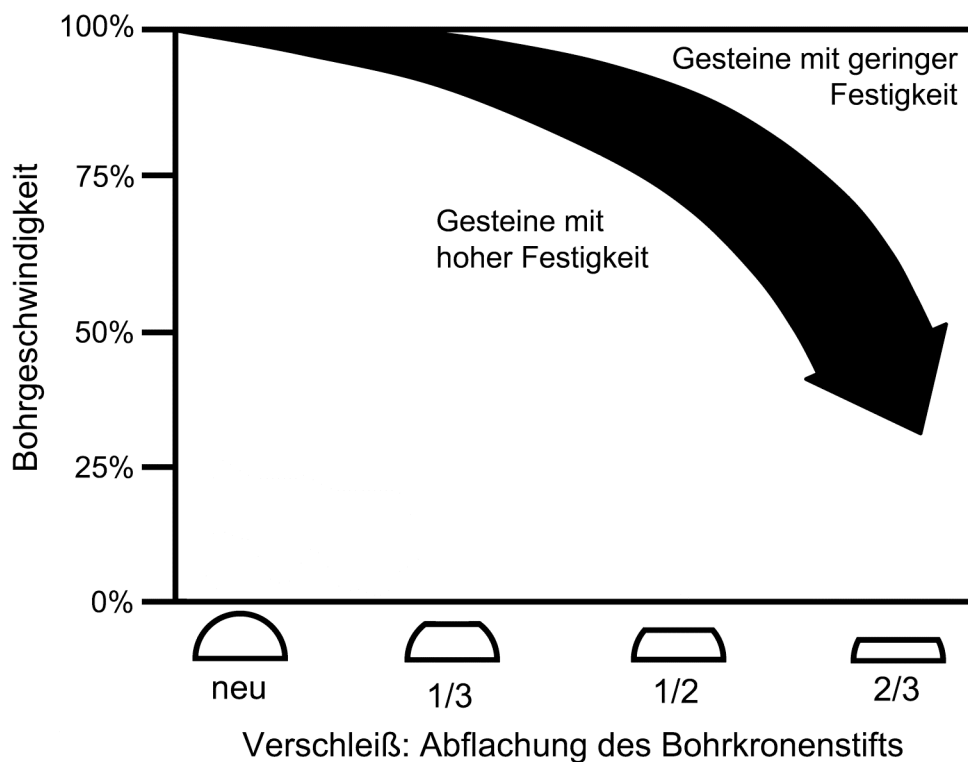


Bild 28: Schematische Darstellung der Bohrgeschwindigkeit mit zunehmendem Verschleiß der Hartmetallstifte einer Bohrkronen (nach Atlas-Copco).

Verschleißphänomene wirken sich nicht nur direkt (über die mit der Werkzeugneubestückung verbundenen Kosten) auf den Bauablauf aus, sondern beeinflussen in vielfältiger Weise Vortriebsleistung sowie Rüst- und Wartungsaufwand. Nachstehendes Bild zeigt beispielhaft das Absinken der Bohrkronenpenetration – und damit Bohrgeschwindigkeit – mit fortschreitendem Verschleiß der Bohrkronen.

### 3.2 Erfassung von Verschleißparametern

Zur Beurteilung der Werkzeugverschleißform wird i.d.R. eine repräsentative Anzahl verschlissener Lösewerkzeuge (i.d.R. 50 – 100 Stück) vor Ort rückgestellt und auf deren Verschleißform hin untersucht. Für die Dokumentation der Werkzeugstandlänge wird der ermittelte Werkzeugverbrauch [Stück] auf die im entsprechenden Einsatzzeitraum erstellten Bohrmeter [m] (z.B. aus Sprengleitbild zur Ermittlung von Tiefe und Anzahl der Bohrlöcher) bzw. gefräste Kubatur [m<sup>3</sup>] oder spezifische Diskenlauflänge [km] bezogen. Zur Erfassung des Werkzeugverbrauchs stehen vor Ort drei prinzipielle Wege der Datenerfassung zur Auswahl (Tabelle 3). Diese Verfahren unterscheiden sich – wie aufgeführt – hinsichtlich des zusätzlichen Aufwands und ihrer Verlässlichkeit.

Tabelle 3: Generelle Möglichkeiten zur Ermittlung von Werkzeugverbrauchszahlen.

Methoden	Mehraufwand	Fehler
Dokumentation von Einsatz- und Austauschzeitpunkt markierter Einzelwerkzeuge	hoch	ca. 1%
Führen und Auswerten von Magazinausgangslisten	gering	ca. 2%
Auswerten von Liefer- und Bestellscheinen	kein	ca. 5-10%

### 3.3 Klassifikation der Werkzeugverschleißform (qualitativer Werkzeugverschleiß)

Bei der Gebirgslösung untertage ist unter realen Verhältnissen eine genaue Beobachtung des Vorgangs und exakte Bestimmung der Systembedingungen des Tribosystems unmöglich. Die Beurteilung der Verschleißvorgänge ist in der Regel nur auf theoretischer Basis möglich, gestützt auf Beobachtungen während des Lösungsvorgangs, nachträgliche Untersuchungen am Werkzeug und - in seltenen Fällen – nachträgliche Beobachtungen am Gebirge. Vereinfacht werden von [2] vier Kategorien von Verschleißvorgängen zusammengefasst:

- *Abrasivverschleiß* als „herkömmlicher“, mechanischer Verschleiß infolge von gleitenden Kontakten zwischen Werkzeug- und Gesteinsoberfläche bzw. Partikeln. Abrasivverschleiß stellt einen mehr oder minder kontinuierlichen Materialabtrag vor allem durch mikroskopische Abrasions- und Adhäsionsvorgänge dar.
- *Verschleiß durch Sprödbruch* von Werkzeugmaterialien infolge hoher Spannungen, z.B. bei schlagender Beanspruchung (Prall- und Stoßverschleiß). Sprödbrü-

che führen oft zu einem katastrophalen Versagen von Teilen des Lösewerkzeuges (Sprödbbruch von Hartmetalleinsätzen oder Stahlbauteilen).

- *Thermischer Verschleiß* infolge hoher Temperaturen am Lösewerkzeug. Er repräsentiert keine eigenen Verschleißarten, sondern wird lediglich dann ausgewiesen, wenn durch hohe Werkzeugtemperaturen herkömmliche Verschleißvorgänge mit unverhältnismäßig hoher Verschleißrate ablaufen. Hierdurch kann sowohl kontinuierlicher Materialabtrag, als auch katastrophales Versagen forciert werden. Thermischer Verschleiß tritt nach eigener Erfahrung nur bei der Gebirgslösung durch Teilschnittmaschine auf und ist für das drehschlagende Bohren bei Einsatz eines effektiven Spülsystems zu vernachlässigen.
- *Sonderformen des Verschleißes* fassen nicht klassifizierbare Verschleißbilder jeglicher Ursache (Totalverschleiß) sowie technisch bedingte oder durch Kontakte zwischen Werkzeugoberfläche und Zwischenstoffen (Spülmedien und mitgeführte Stoffe) hervorgerufenen Verschleiß zusammen. Neben den o.a. Verschleißarten des Abrasiv-, Sprödbbruch- und thermischen Verschleißes zusätzlich auch Erosionsverschleiß und Kavitationserosion beteiligt. Erosionsverschleiß und Kavitationserosion rufen kontinuierlichen Materialabtrag hervor und sind in höchstem Maße von maschinenbedingten Parametern, wie z.B. Art, Menge und Fließgeschwindigkeiten evtl. eingesetzten Spülmediums abhängig.

Diese Verschleißkategorien können näher unterteilt und in Form aussagekräftiger Schemata dargestellt werden. Die Begutachtung der qualitativen Verschleißform gibt als „Fingerabdruck“ des Verschleißvorgangs Hinweise auf die Ursache des Werkzeugverschleißes und lässt Rückschlüsse auf das gelöste Gebirge oder spezifische Probleme beim Maschinen- und Werkzeugeinsatz zu.

#### *Verschleißformen und -ursachen bei Stiftbohrkronen und Rundschافتmeißeln*

Tabelle 3 und 4 zeigen die in [2] erarbeiteten Verschleißbild-Klassifizierungen für Stiftbohrkronen und Rundschافتmeißel. Obwohl sich die Verfahren des drehschlagenden Bohrens und des Fräsens sich hinsichtlich ihrer Beanspruchungen stark unterscheiden, sind die Verschleißkategorien und -formen der Werkzeuge sehr ähnlich. Dies hat seine Ursache in der vergleichbaren generellen Werkzeugauslegung, die auf einem Stahlgrundkörper mit eingesetzten Hartmetallspitzen beruht. Eine Übertragung auf Rollenmeißel und Disken ist hingegen aufgrund der Andersartigkeit des Gebirgslösungsvorgangs und der Werkzeugbeanspruchungen nicht möglich.

Nach den bisherigen Erfahrungen lassen sich verallgemeinernd folgende typische Ursachen für die einzelnen Verschleißformen aufzählen:

*Normaler Verschleiß* (A1) ist Folge eines mehr oder minder gleichmäßigen, Hartmetall als auch Werkzeugträger betreffenden Abrasivverschleißes. Er tritt in der Regel bei festen, abrasiven Gesteinen, wie z.B. unverwitterten Quarziten, Gneisen, Graniten (relevant nur für Bohren) und sehr gut zementierten Quarzsandsteinen auf. Bei diesen Gesteinen dringt das Werkzeug nur in geringem Maße in das Gebirge ein, so dass vor allem der Hartmetallstift in direkten 2-Körper-Kontakt mit dem Gebirge tritt. Obwohl Minerale, die als abrasiv gegenüber Hartmetall gewertet werden müssen, gesteinsbildend nicht oder nur sehr untergeordnet auftreten, werden die Hartmetall-

einsätze dennoch – bei niedrigen Verschleißraten – durch Mikroabrasions- und –bruchvorgänge von weniger abrasiven Mineralen abgenutzt.

*Trägerverschleiß:* Bevorzugter Verschleiß des Werkzeugträgermaterials (A2) mit der Gefahr von *Totalausbruch*. Stiftausbrüchen infolge Bettungsverlusts (A3) ist ein typisches Phänomen beim Lösen wenig fester Gesteine. Häufig (und hier mit z.T. hohen Verschleißraten verbunden) ist dieser Verschleißtyp bei gleichzeitig hohem Gehalt an schleißscharfen Mineralen, wie z.B. mürben Quarzsandsteinen, sandigen Mergelsteinen, verwitterten oder hydrothermal zersetzten Graniten oder Gneisen. Auch bei Gesteinen mit geringer Abrasivität ist (bei entsprechend niedrigen Verschleißraten) vor allem der Werkzeugträger vom Abrasivverschleiß betroffen. Da in den angesprochenen Gesteinen eine tiefe Penetration der Werkzeuge und ein großer Andrang gelösten Materials anzutreffen sind, tritt auch der Werkzeugträger vermehrt in Kontakt mit Partikeln und Bruchstücken. Das typische Verschleißbild resultiert dann aus der Tatsache, dass bei identischer Exposition gegenüber Abrasivverschleiß die verschleißresistenteren Hartmetallstifte einer geringeren Verschleißrate unterworfen sind, als das „weichere“ Werkzeugträgermaterial. Die Einsätze werden zunehmend aus ihrer Bettung herauspräpariert, bis hin zum vollständigen Ausbruch von Stiften (A3), der durch fehlende oder schlechte Verbindung zwischen Hartmetallstift und Werkzeugträger noch forciert wird.

*Kaliberverschleiß* von Bohrkronen (K-A4, K-A5) ist typisch für instabile Gebirgsverhältnisse in abrasivem Gebirge, wenn das erstellte Bohrloch innerhalb kürzester Zeit deformiert wird und/oder einzelne „Keile“ in den Hohlraum gedrückt werden. Damit kann abrasives Gestein auf die Mantelfläche der Krone einwirken. Häufig kann als Frühstadium ein seitliches „Anschmiegen“ der peripheren Hartmetallstifte an die Bohrlochwandung beobachtet werden, bei fortschreitendem Kaliberverschleiß ist häufig das Ausbrechen peripherer Hartmetallstifte zu erkennen, während die stirnseitigen Stifte oftmals noch wenig Verschleiß zeigen. Dieser Verschleißtyp kann bis hin zu „papierdünnen“ Kronenaußenseiten gehen [7].

Makroskopisches *Spröbruchversagen von Hartmetallstiften* (S1, S2) ist primär unabhängig von der Abrasivität des zu lösenden Gesteins und hängt vor allem von der Gesteinsfestigkeit, dem Gesteinsgefüge, dem Gebirgsverband sowie zahlreichen Begleitumständen, wie Maschinen- und Werkzeugeigenschaften, Sicherungsmitteln etc. ab. Hierbei treten Abrasion und Adhäsion als Verschleißvorgänge gegenüber Prall- und Stoßbeanspruchungen oder thermischen Belastungen zurück. Vor allem die Verschleißform S2 (vollständiger Ausbruch des Hartmetallstifts) kann ihre Hauptursache auch in einer schlechten Einpassung und Verbindung von Hartmetallstift und Werkzeugträger haben.

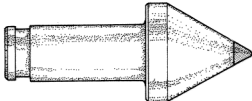
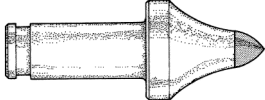



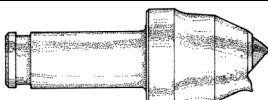
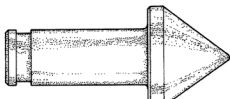


Folgende geologische Verhältnisse sind typische Ursachen für vorrangigen Verschleiß durch Spröbruchversagen von Hartmetallstiften:

- Drehschlagendes Bohren: feste Gesteine mit Trennflächen, wie geöffneten oder mit Lockergestein gefüllten Klüften; stark inhomogen zusammengesetzte Gesteine mit sehr harten Komponenten größer 2 cm, wie Konglomerate und Fanglomerate.

Tabelle 4: Verschleißklassifizierung von Stiftbohrkronen [2].

Verschleißart Verschleißbild	Kürzel	Beschreibung
<b>Neues Werkzeug</b>		
	K-0	<b>Kein Verschleiß:</b> Fabrikneue, unbenutzte Stiftbohrkrone.
<b>Abrasivverschleiß</b>		
	K-A1	<b>Normaler Verschleiß:</b> Mehr oder minder gleichmäßiger Abtrag von Hartmetallstift und Werkzeugträgermaterial. Werkzeugwechsel nach Abnutzung bis auf sinnvolles Niveau.
	K-A2	<b>Trägerverschleiß:</b> Bevorzugter Abtrag des Werkzeugträgers. Bei ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis des Hartmetallstifts besteht Gefahr eines A3-Verschleißes.
	K-A3	<b>Totalausbruch:</b> Ausbruch von Hartmetallstiften aufgrund fehlender Bettung und ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis der Stifte.
	K-A4	<b>Kaliberverschleiß:</b> „Anschmiegen“ der Hartmetallstifte, Reduzierung des Kronendurchmessers.
	K-A5	<b>Fortgeschrittener Kaliberverschleiß:</b> Überaus deutliche Reduzierung des Kronendurchmessers. Bruch und Ausbruch peripherer Hartmetallstifte.
<b>Verschleiß durch Sprödbruch</b>		
	K-S1	<b>Sprödbruch:</b> Brüche innerhalb der Hartmetallstifte, die zur teilweisen Zerstörung führen.
	K-S2	<b>Totalausbruch:</b> Vollständiger Ausbruch von Hartmetallstiften durch Versagen der Verbindung zwischen Werkzeugträger und Hartmetall.
	K-S3	<b>Kronenschaftbruch:</b> Bruch des Kronenschafts unterhalb des mit Stiften besetzten Bereiches.
<b>Sonder-und Mischformen</b>		
	K-So1	<b>Totalverschleiß:</b> Zuordnung zu Verschleißklassen nur bedingt möglich.
	K-So2	<b>Erweiterung der Spülkanäle:</b> u.U. bis hin zum Ausfall der zentralen Hartmetallstifte und vollständigen Abtragung der Kronenstirn. In Kombination mit anderen Verschleißklassen möglich.

Tabelle 5: Verschleißklassifizierung von Rundschaftmeißeln [2].

Verschleißart Verschleißbild	Kürzel	Beschreibung
<b>Neues Werkzeug</b>		
	M-0	<b>Kein Verschleiß:</b> Fabrikneuer, unbenutzter Rundschaftmeißel.
<b>Abrasivverschleiß</b>		
	M-A1	<b>Normaler Verschleiß:</b> Gleichmäßiger Abtrag von Hartmetall und Werkzeugträgermaterial. Werkzeugwechsel nach Abnutzung bis auf sinnvolles Niveau.
	M-A2	<b>Trägerverschleiß:</b> Bevorzugter Abtrag des Werkzeugträgers. Bei ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis des Hartmetallstifts besteht Gefahr eines M-A3.
	M-A3	<b>Totalausbruch:</b> Ausbruch des Hartmetallstifts aufgrund fehlender seitlicher Bettung und ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis des Hartmetallstifts.
<b>Verschleiß durch Sprödbbruch</b>		
	M-S1	<b>Sprödbbruch:</b> Brüche innerhalb des Hartmetallstifts, die zur teilweisen oder vollständigen Zerstörung führen.
	M-S2	<b>Totalausbruch:</b> vollständiger Ausbruch des Hartmetallstifts durch Versagen der Verbindung zwischen Werkzeugträger und Hartmetall.
	M-S3	<b>Meißelschaftbruch:</b> Bruch des Meißelschafts
<b>Thermischer Verschleiß</b>		
	M-T	<b>Thermischer Verschleiß:</b> Verschleißbild entspricht dem der Kategorien A+S, eventuell charakteristische Anlauffarben am Werkzeugträger
<b>Sonder- und Mischformen</b>		
	M-So1	<b>Totalverschleiß:</b> Zuordnung zu Verschleißklassen nicht oder nur bedingt möglich.
	M-So2	<b>Stiftverschleiß:</b> Ausgeprägte Verflachung des Hartmetallstifts.
	M-So3	<b>Asymmetrischer Verschleiß:</b> Ausgeprägt einseitige Abnutzung des Meißels.

- Teilschnittmaschine: stark inhomogene Gebirgsverhältnisse mit festen und wenig festen Partien in Wechsellagerung, wie z.B. Konkretionslagen (bei Rundschafftmeißeln).
- Teilschnittmaschine: Hohe Werkzeugtemperaturen können zur Veränderung der Materialeigenschaften und in der Folge zu vermehrtem Spröbruchversagen führen.
- Drehschlagendes Bohren + Teilschnittmaschine: Vor allem beim Bohren von Spießen durch bestehende Ausbaubögen, aber auch beim Erstellen von Ankerlöchern durch bzw. Fräsen von stahlarmierter Sicherung kommt es vermehrt zu Spröbruchversagen durch Ausschlagen oder Bruch von Hartmetallstiften.

*Spröbruchversagen von Meißel- oder Kronenschafft (S3)* ist in der Regel Gewalt-schaden oder Materialdefekt und lässt kaum Rückschlüsse auf geologische Ursachen zu. Insbesondere bei Rundschafftmeißeln können jedoch nicht nur fehlerhafte Werkzeuge sondern auch verschlissene Meißelhalterungen am Schneidkopf zum Schafftbruch führen.

*Thermischer Verschleiß (M-T)* an Rundschafftmeißeln ist in seinem äußeren Erscheinungsbild ähnlich dem der Kategorien M-A und M-S, was daran liegt, dass thermischer Verschleiß keine eigene Verschleißart darstellt sondern durch die Erhitzung lediglich anderen Verschleißarten Vorschub geleistet wird. Zur Diagnose von thermischem Verschleiß und entstehenden Temperaturen können jedoch unter Umständen die charakteristischen Anlassfarben des Stahls herangezogen werden.

Als *Sonder- und Mischformen* werden Verschleißformen bezeichnet, deren Ursachen meist nicht direkt mit den Eigenschaften des gelösten Gebirges zusammenhängen:

- *Totalverschleiß (So1)* wird dann unterschieden, wenn aufgrund des fortgeschrittenen Verschleißes tatsächlich keine klare Aussage mehr über die Verschleißform getroffen werden kann.
- Die *Erweiterung von Spülkanälen* von Bohrkronen (K-So2) ist ein Phänomen, das vor allem auf abrasive Schwebstofffracht oder aggressive Bestandteile im Spülwasser zurückzuführen ist.
- Ausgeprägt *einseitige Abnutzung* von Rundschafftmeißeln (M-So3) tritt meist dann auf, wenn die Rotation des Rundschafftmeißels in seiner Fassung z.B. durch Verklebung behindert ist. Einseitiger Verschleiß kann auch durch Bruch des Hartmetallstifts eingeleitet werden [49] und kann in solchen Fällen mit den bei den Verschleißformen M-S1 und M-S2 beschriebenen geologischen Ursachen zusammenhängen. In allen Fällen werden durch die fehlende Meißelrotation die Vorteile zunichte gemacht, die den Rundschafftmeißel gegenüber anderen Bauformen auszeichnen.
- Ausgeprägte *Verflachung des Hartmetallstifts* bei Rundschafftmeißeln (M-So2) kann Folge von falsch angeordneten (zu steil eingreifenden) oder mit zu geringem Vorschub eingesetzten Meißeln sein.



## *Verschleißformen und -ursachen bei TBM-Einringdisken*

Aufgrund der homogenen Bauart von Disken und der rollend-schneidenden Gebirgslösung ist die Varianz der Verschleißformen weniger groß als diejenige bei Stiftbohrkronen und Rundschaftmeißeln. Tabelle 6 zeigt die typischen Verschleißbilder von Einringdisken auf Basis von Einsatzerfahrungen [14, 43].

Nach den bisherigen Erfahrungen lassen sich verallgemeinernd folgende typische Ursachen für die einzelnen Verschleißformen aufzählen:

*Normaler Verschleiß (A1)* betrifft vor allem die Diskenschneide. Dieser Verschleißtyp ist typisch für Gesteine hoher Festigkeit, wobei bei niedriger Penetration fast ausschließlich die Schneide in Kontakt mit dem Gebirge tritt. Der Verschleiß wird vor allem durch 2-Körper-Kontakte hervorgerufen, welche die Diskenschulter kaum betreffen.


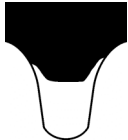




*Gleichmäßiger Verschleiß (A2)* wird oftmals bei Gesteinen mittlerer Festigkeit bei gleichzeitig geringer Abrasivität angetroffen. Die Abrasion auch der Diskenschulter wird durch eine Kombination tieferer Penetration und nennenswertem seitlichem Abtransport von Bruchstücken verursacht, die neben der Diskenschneide auch die Diskenschulter abnutzen.

Ein charakteristisches *Zuspitzen der Diskenschneide* ist vor allem bei wenig festen Gesteinen zu beobachten. Der „Selbstschärfefeekt“ tritt bei sehr hoher Penetration durch sehr hohen Materialfluss zu den Seiten hin auf, wo das gelöste Gestein vorrangig die Schultern der Diske abnutzt.

*Makroskopischer Spröbruch von Meißelringpartien* tritt in der Praxis meist als chipförmiges Splittern der Diskenschneide auf. Ähnlich wie auch bei Bohrkronen und Rundschaftmeißeln hängen Größe und Häufigkeit solcher Splitterbrüche von auftretenden Spannungen, die wiederum wesentlich von der Gesteinsfestigkeit, Ausbildung und Orientierung von Trennflächen sowie den maschinenseitig aufgebraachten Kräften beeinflusst werden.

*Asymetrische Abnutzung* von Disken wird als technisch verursachte Sonderform bei Kaliberdisken beobachtet, die aufgrund ihrer Anordnung nur einseitig mit dem Gebirge in Kontakt treten.

Tabelle 6: Verschleißklassifizierung von TBM-Einringdisken.

Verschleißart Verschleißbild	Kürzel	Beschreibung
<b>Neues Werkzeug</b>		
	D-0	<b>Kein Verschleiß:</b> Fabrikneue, unbenutzte Einringdiske.
<b>Abrasivverschleiß</b>		
	D-A1	<b>Normaler Verschleiß:</b> Symmetrischer Materialabtrag, bevorzugt jedoch der Diskenschneide
	D-A2	<b>Gleichmäßiger Verschleiß:</b> Symmetrischer Abtrag von Diskenschneide und Diskenschulter
	D-A3	<b>Zuspitzen der Schneide</b>
	D-S1	<b>Sprödbbruch</b> von Meißelringpartien
	D-So1	<b>Asymmetrische Abnutzung</b> v.a. von Kaliberdisken.

### 3.3.1 Quantitativer Verschleiß: Werkzeugverschleißrate

Eine Bewertung, d.h. Klassifizierung des Werkzeugverschleißes ist für die begriffliche Fassung des quantitativen Verschleißes sinnvoll. Für das dreh Schlagende Bohren mit üblichen Stiftbohrkronen-Durchmessern von 43 – 48 mm stellt Tabelle 7 die von [7] erarbeitete Standlängenklassifizierung vor. Tabelle 8 und Tabelle 9 geben entsprechende Klassifizierung für Rundschafftmeißel und Einringdisken. Die Klassifizierungen entstanden auf Basis der untersuchten Projekte in Zusammenarbeit mit Ingenieuren und Geologen der Bauunternehmungen und Maschinenhersteller sowie unter Verwendung von Literaturangaben [44]. Sie haben sich mittlerweile in der Praxis bei einer Vielzahl von Projekten bewährt.

Tabelle 7: Einteilung der Standlänge (Standzeit) von Stiftbohrkronen  $\varnothing$  43 - 48 mm für das Sprenglochbohren [7].

<b>Verschleiß- Bezeichnung</b>	<b>Bohrkronenstandlänge [m/Krone]</b>	<b>Bohrkronenstandlänge Bezeichnung</b>
sehr gering	> 2000	sehr hoch
gering	1500 - 2000	hoch
mittel	1000 - 1500	mittel
hoch	500 - 1000	niedrig
sehr hoch	200 - 500	sehr niedrig
extrem hoch	< 200	extrem niedrig

Tabelle 8: Einteilung der Standlänge von Rundschafftmeißeln für Teilschnittmaschinen [2].

<b>Verschleiß- Bezeichnung</b>	<b>Spezifischer Meißel- verbrauch [Meißel/m<sup>3</sup> (fest)]</b>	<b>Meißelstandzeit Bezeichnung</b>
sehr gering	< 0,01	sehr hoch
gering	0,01 - 0,05	hoch
mittel	0,05 – 0,15	mittel
hoch	0,15 - 0,3	niedrig
sehr hoch	0,3 - 0,5	sehr niedrig
extrem hoch	> 0,5	extrem niedrig

Tabelle 9: Einteilung des Rollwegs von 17“ Diskenmeißeln für Tunnelbohrmaschinen [1].

<b>Verschleiß- Bezeichnung</b>	<b>Rollweg [km/Diske]</b>	<b>Diskensstandzeit Bezeichnung</b>
sehr gering	> 2000	sehr hoch
gering	1500 - 2000	hoch
mittel	1000 - 1500	mittel
hoch	500 - 1000	niedrig
sehr hoch	200 - 500	sehr niedrig
extrem hoch	< 200	extrem niedrig

### 3.4 Die Vorhersage von Werkzeugverschleiß

#### 3.4.1 Ein Überblick über Verschleißprognoseverfahren und ihre Anwendung

Zur Untersuchung eines Verschleißvorgangs ist eine Vielzahl von Prüfverfahren denkbar, die – abhängig von Zielsetzung und Kostenaufwand – unterschiedlich aussagekräftige Prognosekennwerte liefern können. Dabei kann zwischen verschiedenen Kategorien der Verschleißprüfung unterschieden werden, die vom Betriebsversuch bis hin zum Modellversuch mit einfachen Prüfkörpern und mineralogischen oder chemischen Untersuchungen reichen. Die nachstehende Aufzählung, geordnet nach dem Größenmaßstab der Untersuchungsverfahren, stellt einige der am häufigsten angewandten Methoden dar:

- Vor-Ort-Versuche (Maßstab 1:1) am Gebirge oder Bohr-, Fräs- und Schneidversuche an m<sup>3</sup>-großen Blöcken unter Verwendung originaler Maschinen und Werkzeuge.
- Modellversuche mit vereinfachten Werkzeugen (Indextests), z.B. Siever's Miniatur-Bohrversuch und Abrasion-Value-Test zur Bestimmung des Bit Wear Index, BWI oder Cutter Life Index CLI [43, 45], der Cerchar-Ritztest zur Bestimmung des Cerchar Abrasiveness Index, CAI [46] oder der LCPC-Abroy-Versuch zur Bestimmung des Abrasivitätsindex ABR [47].
- Geologisch-geotechnische Methoden zur Bestimmung von Verschleißindices, wie der SiO<sub>2</sub>- und Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Gehalt, der Abrasive mineral content AMC, auch als Mean hardness bezeichnet [48], der Äquivalente Quarzgehalt [1, 7], die Vickers hardness number of the rock VHNR [43], der Schimatzek-Verschleißindex [17], der auf dieser Basis erweiterte modifizierte Schimatzek-Verschleißindex [19], der Cutting Wear Index [32], die Specific wear equation SPW [10] oder der von [2] eingeführte Rock Abrasivity Index RAI.

Fallstudien [1, 2, 10] lassen zum gegenwärtigen Stand der Versuchstechnik folgende generelle Schlussfolgerungen zur Anwendung und Anwendbarkeit der Verfahren ziehen:

- *Vor-Ort-Versuche* oder Versuche an größeren Gesteinsblöcken stellen bei repräsentativer und entsprechend umfassender Wahl von Probestrecke bzw. Probenmaterial eine verlässliche Möglichkeit für eine Lösbarkeitsbeurteilung (Verschleiß und Löseleistung) dar. Die meisten geologischen und maschinentechnischen Einflussfaktoren werden hierbei berücksichtigt. Die Verfahren sind jedoch mit erheblichen Versuchskosten durch hohen materiellen und personellen Aufwand verbunden und werden daher nur selten durchgeführt.
- *Modellversuche*, wie das Cerchar-Verfahren oder der LCPC-Versuch werden mittlerweile sehr häufig eingesetzt und liefern meist schnell zu ermittelnde, kostengünstige Indexparameter zur Verschleißabschätzung. Die z.T. aufwändigen Verfahren, berücksichtigen aber einige grundlegende geologische und maschinentechnische Einflussfaktoren nicht bzw. unterscheiden sich in Ihrer Versuchsanordnung grundlegend von den tatsächlichen Verhältnissen. Es muss berück-

sichtigt werden, dass die Anwendung verschiedener Versuchsverfahren zu nicht immer miteinander korrelierenden Ergebnissen [10]. Es sind in diesem Bereich zunehmende Anstrengungen zur Normierung und Optimierung der Versuchsverfahren zu verzeichnen.

- *Geologisch-geotechnische Ansätze* sind relativ kostengünstig durchzuführen und verwenden überwiegend Parameter, die auch für andere Belange (z.B. Stabilitätsabschätzung, Weiterverwendbarkeit des Ausbruchmaterials, etc.) von Relevanz sind. Die Bestimmung dieser Indices stellt also z.B. im Zuge der Vorerkundung keinen oder einen nur geringen Mehraufwand dar. Neben den bekannten und gebräuchlichen Verschleißindices *Äquivalenter Quarzgehalt*, *VHNR* und *Schimatzeck-Verschleißindex* wird von [2] weiterer, einfach ermittelbarer Verschleißindex, der *Rock Abrasivity Index* (RAI) vorgeschlagen. Die später vorgestellten Datensätze zeigen, dass Rock Abrasivity Index und Äquivalenter Quarzgehalt als geeignete Kennwerte z.B. für die Prognose des quantitativen Bohrkronenverschleißes angesehen werden können.

### 3.4.2 Verschleiß von Bohrkronen

Als praxistaugliche Verschleißprognoseverfahren sollen in diesem Absatz der *Äquivalente Quarzgehalt* (ÄQu, [1, 7]) sowie der *Rock Abrasivity Index* (RAI, [2]) vorgestellt werden. Beide Kennwerte werden aus petrographisch-felsmechanischen Analysen an Gesteinsproben berechnet. Sie zählen damit ebenso wie die ebenfalls erfolgversprechend anwendbare *Vickers Hardness Number for the Rock* (VHNR, [43]) oder der *modifizierte Schimatzeck-Verschleißindex* ( $F_{\text{mod}}$ , [19]) zu den geologisch-geotechnischen Indices. Bei der Korrelation mit Standlängen (oder Standzeiten) sollte jedoch stets berücksichtigt werden, dass die Ermittlung dieser Kennwerte an Gesteinen durchgeführt wird, während Bohrkronenstandzeiten als Mittelwerte über Homogenbereiche des Gebirges berechnet werden.

In Bild 29 sind Bohrkronenstandzeit und Äquivalenter Quarzanteil verschiedenster untersuchter Homogenbereichen (Gesteinen bzw. Gebirge) gegeneinander aufgetragen. Dabei wird deutlich, dass sich das Diagramm aus drei „Ästen“ zusammensetzt, die getrennt diskutiert werden müssen:

- einem Hauptast, der aus den Werten fester Kalke, Konglomerate, Fanglomerate, Phyllite und Gneise besteht,
- einem dem Hauptast  $\pm$  parallelen Nebenast, der aus den Werten von hydrothermal zersetzten Gesteinen gebildet wird und
- einem steil stehenden Nebenast, der die Werte unterschiedlich verfestigter Sandsteine repräsentiert.

Im Diagramm der Bild 30 wurde der äquivalente Quarzanteil als Grundlage für die Klassifizierung der Gesteine des „Hauptastes“ verwendet. Die Grenzen der Klassen sind als Werte gerundet an der x-Achse angegeben. Durch die Punktestreuung sind die Bereichsgrenzen notgedrungen unscharf. Zu den Gesteinen des Hauptastes gehören Gesteine mit mineralischer Kornbindung wie beispielsweise Kalke, Mergel,

Fanglomerate und Konglomerate, Phyllite, Schiefer und Gneise. Bei angegriffener Kornbindung z. B. durch Verwitterung oder hydrothermale Zersetzung, wandern die Bereichsgrenzen etwas in Richtung der höheren Standzeiten. Mit der Einstufung nach dem Hauptast ist man jedoch grundsätzlich auf der „sicheren Seite“.

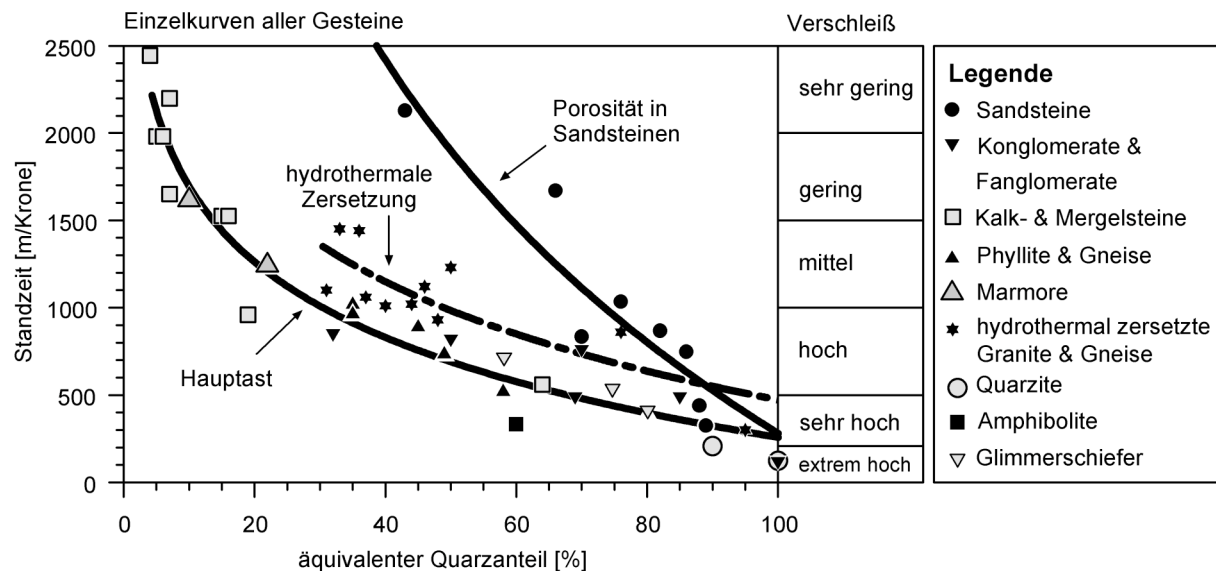


Bild 29: Standzeit der Bohrkronen und äquivalenter Quarzanteil für verschiedene Gesteinsgruppen [7].

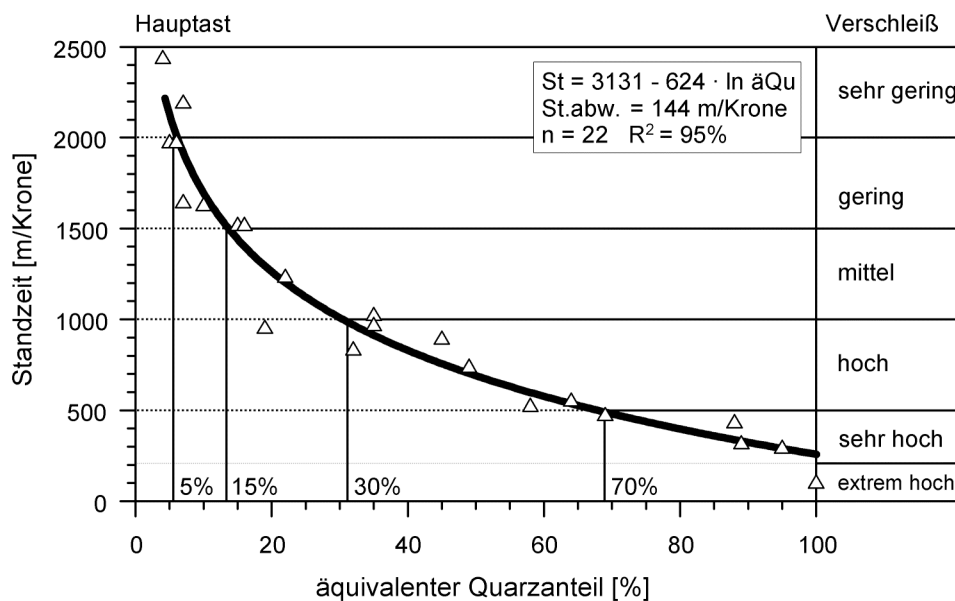


Bild 30: Standzeit der Bohrkronen und äquivalenter Quarzanteil für die Gesteine des „Hauptastes“ (Gesteine mit Korn-Korn-Bindung [7]).

Das Diagramm der Sandsteine (Bild 31) zeigt, dass die Gefügefestigkeit – und damit bei Sandsteinen hauptsächlich die Porosität – den maßgeblichen Parameter für die Standzeit darstellt. Die statistischen Kennzahlen sind wegen der geringen Wertean-

zahl jedoch unter Vorbehalt zu sehen. Prinzipiell erlauben diese Diagramme auch eine Prognose, die den bisher ermittelten Wertebereich nicht überschreiten sollte.

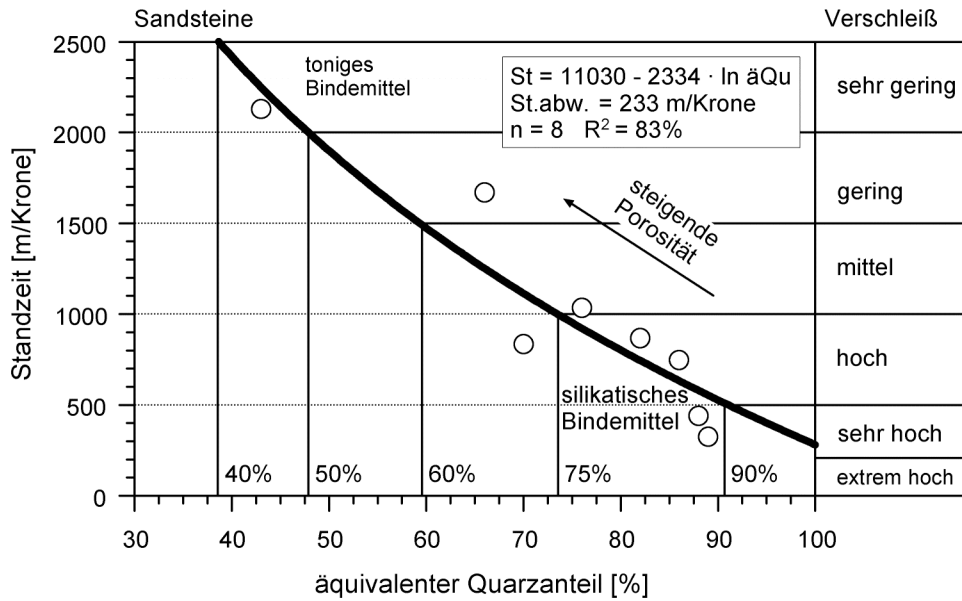


Bild 31: Standzeit der Bohrkronen und äquivalenter Quarzanteil für Sandsteine (Gesteine mit Bindemittel [7]).

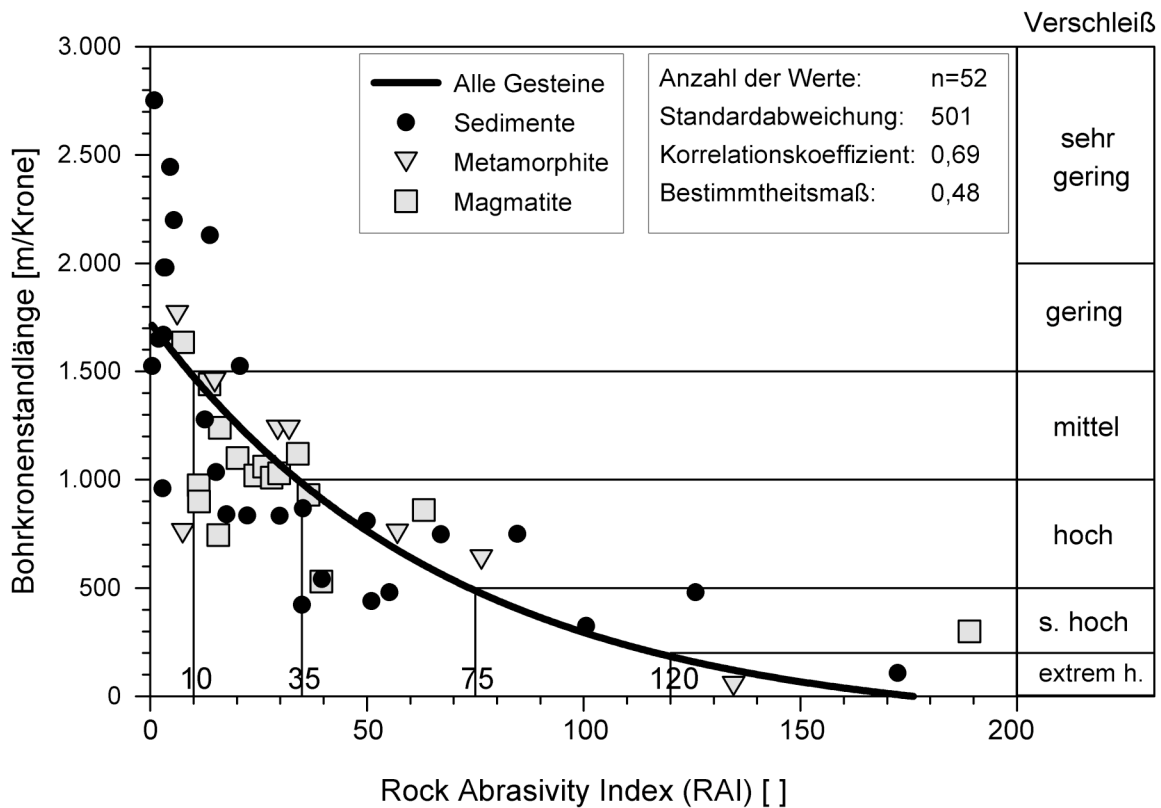


Bild 32: Bohrkronenstandlänge (Standzeit) und Gesteinsabrasivitätsindex RAI [2].

Die komplexe Zuordnung der verschiedenen Gesteine zeigt vor allem, dass der Grad der Kornbindung einen wesentlichen Einflussfaktor neben dem im äquivalenten Quarzgehalt berücksichtigten Gehalt schleißscharfer Minerale darstellt. Diesem Umstand tragen andere Parameter, wie der in [2] eingeführte Rock Abrasivity Index oder der modifizierte Schimatzek-Verschleißindex Rechnung, indem sie felsmechanische Kennwerte, wie den Punktlastindex oder die einaxiale Gesteinsdruckfestigkeit als Maß für die Kornbindung in die Kennwerte integrieren. So erübrigt sich die Betrachtung verschiedener lithologischer Äste.

In Bild 32 ist die Bohrkronenstandlänge von  $\varnothing$  38-45 mm Stiftbohrkronen gegen den Gesteinsabrasivitäts-Index RAI aufgetragen. Obwohl der RAI einige weitere wesentliche Einflussfaktoren (wie Korngrößeneinfluss, Einfluss der Kornrundung, etc.) vernachlässigt – und damit erheblich einfacher zu bestimmen ist als z.B. der modifizierte Schimatzek-Verschleißindex – zeichnet er sich bei Verwendung einer identische Datenbasis gegenüber dem äquivalenten Quarzgehalt und dem Schimatzek-Index durch eine bessere Bestimmtheit der Kurve, geringere Streubreiten und eine ausgeglichenerere Punkteverteilung aus. Die Streuung der Bohrkronenstandlängen (Standzeit) nimmt mit sinkendem RAI zu – ein Umstand, der mit dem zunehmenden Einfluss bau- und maschinentechnischer Faktoren beim Tunnelvortrieb in wenig festen Gesteinen erklärt werden kann, bei denen beispielsweise durch die Sicherung hindurch gebohrte Spieße zu vermehrten Gewaltschäden am Bohrwerkzeug führen können.

### 3.4.3 Verschleiß von Rundschafftmeißeln

Die Korrelation des äquivalenten Quarzgehalts, des CAI oder des RAI mit dem spezifischen Meißelverbrauch ist derzeit nicht mit gesicherter Datenbasis verfügbar [2]. Die Ursache hierfür liegt jedoch wohl auch in der schlechteren Möglichkeit, aussagekräftige Kennwerte vor Ort zu ermitteln: Zum einen liegt die Zahl von Tunnelvortrieben mit Teilschnittmaschinen mindestens um den Faktor 5-10 unter derjenigen mit Bohren & Sprengen, andererseits ist die Erfassung des Meißelverbrauchs bei gleichzeitiger, exakter Erfassung der geologischen Homogenbereiche noch aufwendiger als beim Bohr- und Sprengvortrieb. Allerdings existieren bei Maschinenherstellern oft Datenbanken mit solchen Kennwerten (z.B. Voest-Alpine Bergtechnik).

Zum derzeitigen Stand der Technik erscheint es möglich, mit „traditionellen“ Parametern, wie dem Quarzgehalt und der einaxialen Druckfestigkeit zu arbeiten. Bei den Maschinen- und Werkzeugherstellern ist der Quarzgehalt eines Gesteins neben seiner einaxialen Druckfestigkeit der wichtigste Parameter zur Erfassung des Meißelverbrauchs. Durch die große Vielfalt an Rundschafftmeißeln, Fräskopfgeometrien und Gerätetypen liegen allerdings nur sehr spärliche Daten vor. Die Bild 33 zeigt den Meißelverschleiß in Abhängigkeit von einaxialer Druckfestigkeit mit Isolinien für den Quarzgehalt („SiO<sub>2</sub>“) zusammengestellt nach Angaben von Maschinenherstellern. Dieses Diagramm hat sich in der Praxis als Schätzvorgabe für den spezifischen Meißelverbrauch sehr gut bewährt. Mithilfe des Diagramms lässt sich eine Prognose des Verschleißes bei gegebener einaxialer Druckfestigkeit und Quarzgehalt ohne großen Aufwand erstellen.



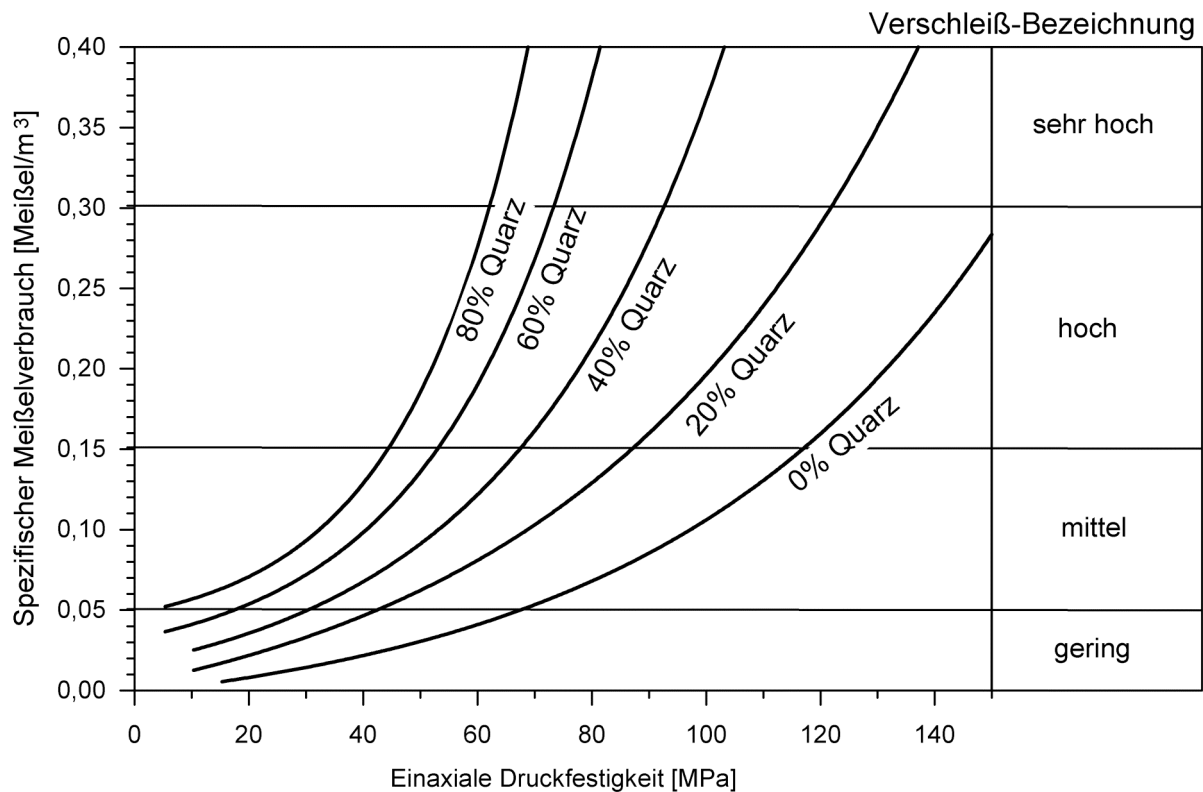


Bild 33: Verschleißdiagramm einer 300 kW Teilschnittmaschine in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit mit Isolinien für den Quarzgehalt.

### 3.4.4 Verschleiß von Diskenmeißeln

Für die Prognose des TBM-Diskenschleiß werden derzeit vorwiegend – weit häufiger als bei anderen Gebirgslösungsverfahren – Verschleißkennwerte aus Modellversuchen, wie der *Cerchar Abrasiveness Index* (CAI [2, 46, 47]) oder der *Cutter Life Index* (CLI [43]), z.T. in Kombination mit felsmechanischen Kennwerten, z.B. der einaxialen Druckfestigkeit eingesetzt. Eine praxisrelevante Korrelation zwischen mittlerer Meißelringstandzeit [ $\text{m}^3/\text{Diske}$ ] in Abhängigkeit von CAI und einaxialer Druckfestigkeit ist in [50] dargestellt worden (Bild 34). Das vor allem im skandinavischen Raum gebräuchliche Prognosesystem der NTNU Trondheim [43] verwendet als geologische Parameter den ebenfalls auf der Basis von Modellversuchen ermittelten CLI sowie den Quarzgehalt, die in eine Prognoseformel eingehen.

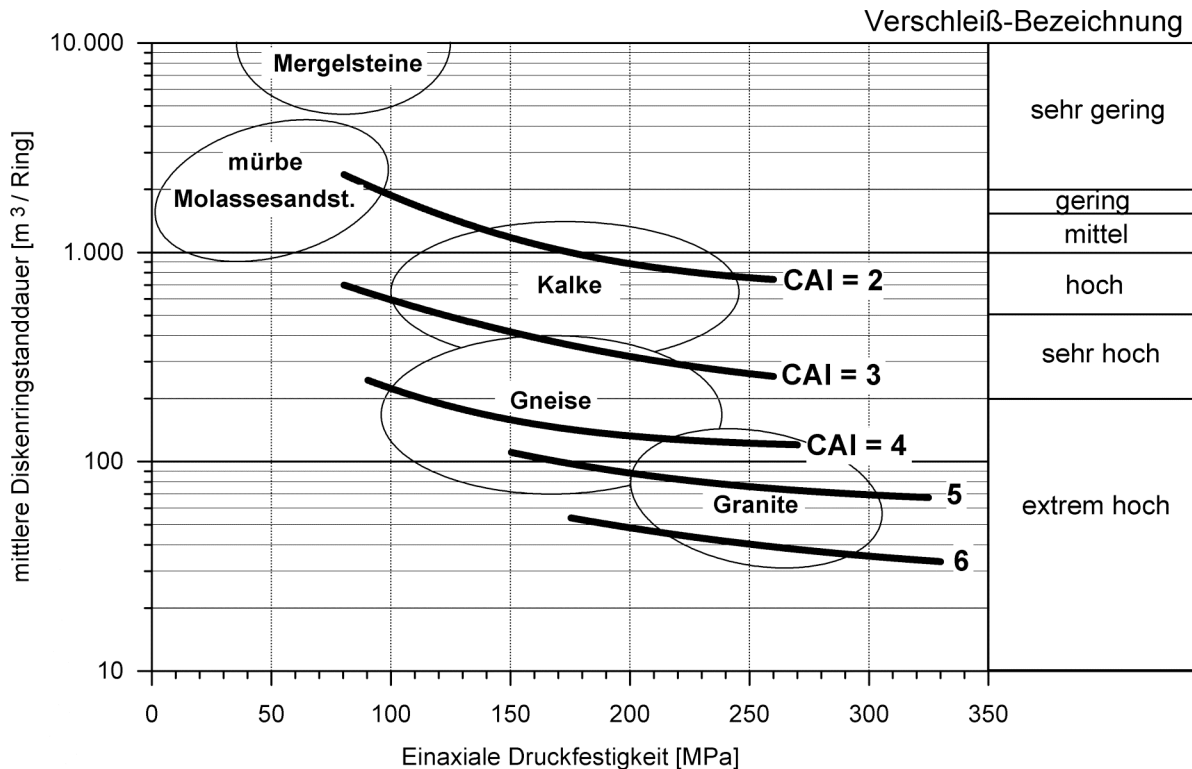


Bild 34: Mittlere Meißelringstanddauer (= Diskenstandzeit, Diskenstandlänge) und einaxiale Druckfestigkeit als Funktion des Cerchar-Abrasivitätsindex CAI [50].

#### 4 Schlussbemerkung

Auf der Basis der vorgestellten Parameter der Basis-Gebirgslösbarkeit lässt sich eine verlässlich Prognose für Bohrgeschwindigkeit und Bohrkronenverschleiß beim Bohr- und Sprengvortrieb durchführen. Für den Vortrieb mit Teilschnittmaschinen ist dies für die Fräsleistung und für den Meißelverbrauch ebenfalls sehr gut möglich. Durch die große Varianz in den TBM-Typen (Leistung, Bauausführung, Schneidradgeometrie, Werkzeugbestückung) erscheint eine Vorhersage der Schnittgeschwindigkeit auf der Basis geotechnischer Kennwerte und im Hinblick auf den starken geologischen Einfluss (Trennflächengefüge, Anisotropie, Festigkeitsunterschiede) zur Zeit nur bedingt machbar. Hierbei sei auf die ausführliche Literatur verwiesen [15, 18, 19, 24, 25, 26, 27, 30, 31, 32] sowie auf die ausführlichen Arbeiten [1, 2, 51]. Eine Reihe von Forschergruppen bemüht sich zurzeit, die Prognosemöglichkeiten zu verbessern.

Bei einer Prognose mittels einaxialer Druckfestigkeit muss angemerkt werden, dass die Unsicherheit – z.B. sichtbar durch eine große Standardabweichung – bei der Anwendung relativ groß ist. Allerdings hat die einaxiale Druckfestigkeit den Vorteil, dass sie praktisch bei allen Voruntersuchungen standardmäßig ermittelt wird und z.B. auch bei schlechter Probenqualität über den Punktlastversuch abgeschätzt werden kann. Dadurch lassen sich auch in Bereichen, in denen keine Prüfkörper für Zylinderdruckversuche gewonnen werden können, Aussagen über die Festigkeit und den Bohrfortschritt in Gesteinen treffen.

Eine Prognose mit Hilfe der vorgestellten Korrelationskurven von Zerstörungsarbeit und Druckfestigkeit bzw. äquivalentem Quarzgehalt und Rock Abrasivity Index ist prinzipiell innerhalb des Bereichs der bisher erhaltenen Werte erlaubt. Zu beachten ist auch, dass die Gerätschaft den technischen Daten der in dieser Arbeit vorgestellten maschinellen Parametern vergleichbar sein muss. Dies gilt im besonderen Maße für die Leistung und Anpressdruck am Bohrhammer, am Fräskopf oder am Schneidrad) und für die eingesetzten Werkzeugformen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass auch in Zukunft die Entwicklung neuer Geräte und Werkzeuge weitergehen wird. Nicht zuletzt spielt die Qualifikation der Vortriebsmannschaften eine große Rolle.

Für besonders zähe und als schwer bohrbar geltende Gesteine wie Amphibolite, Eklogite, Granulite fehlt bisher noch die Datenbasis. Besonders wichtig wäre es in diesem Zusammenhang, die theoretischen und praktischen Erkenntnisse über die spezifische Zerstörungsarbeit zu vertiefen.

Da es häufig problematisch ist, Probekörper für Zylinderdruckversuche mit einem Längen- Durchmesser Verhältnis von 2:1 zu gewinnen, wäre es günstig, für einaxiale Druckfestigkeiten bezüglich der Bohrbarkeit die Probekörper auf ein Längen- Durchmesser Verhältnis von 1:1 zu reduzieren – allerdings unter Verzicht auf die Ermittlung der Verformungsparameter. Dabei ist der Maßstabeffekt, der die Ergebnisse ganz wesentlich steuert, entsprechend zu berücksichtigen [52].

## Literatur

- [1] THURO, K. (2002): Geologisch-felsmechanische Grundlagen der Gebirgslösung im Tunnelbau. – Münchner Geologische Hefte, Reihe B: Angewandte Geologie, XIV + 158, in Druck.
- [2] PLINNINGER, R.J. (2002): Klassifizierung und Prognose von Werkzeugverschleiß bei konventionellen Gebirgslösungsverfahren im Festgestein. – Münchner Geologische Hefte, Reihe B: Angewandte Geologie, B17, XI + 146.
- [3] THURO, K. & SPAUN, G. (1996): Geologisch-felsmechanische Parameter zur Erfassung der Bohrbarkeit beim konventionellen Sprengvortrieb. – Taschenbuch für den Tunnelbau 1997, Essen: Glückauf, 63-106.
- [4] THURO, K. & SPAUN, G. (1996): Drillability in hard rock drill and blast tunnelling. – Felsbau, 14, 103-109.
- [5] THURO, K. (1997): Drillability prediction - geological influences in hard rock drill and blast tunnelling. – Geologische Rundschau, 86, 426-437.
- [6] DIN 20301 (1999): Gesteinsbohrtechnik - Begriffe, Einheiten, Formelzeichen. – 7 S., Berlin (Beuth).
- [7] THURO, K. (1996): Bohrbarkeit beim konventionellen Sprengvortrieb. Geologisch-felsmechanische Untersuchungen anhand sieben ausgewählter Tunnelprojekte. – Münchner Geologische Hefte, Reihe B: Angewandte Geologie, B1: XII + 145.
- [8] LEINS, W. & THUM, W. (1970): Ermittlung und Beurteilung der Sprengbarkeit von Gestein auf der Grundlage des spezifischen Sprengenergieaufwandes. - Forsch.-ber. d. Landes Nordrhein-Westfalen, 2118.

- [9] FOURNEY, W.L. (1993): Mechanisms of rock fragmentation by blasting. – In: HUDSON, J. [ed.-in-chief]: Comprehensive rock engineering. Principles, practice & projects. Vol. 4. Excavation, support and monitoring. – 849 S., Oxford, New York, etc. (Pergamon), 39-70.
- [10] DEKETH, H.J.R. (1995): The wear of rock cutting tools. Laboratory Experiments on the abrasivity of rock. – 144 p., Rotterdam: Balkema.
- [11] VERHOEF, P.N.W. (1997): Wear of rock cutting tools - Implication for the site investigation of rock dredging projects. – 340 p., Rotterdam, Brookfield: Balkema.
- [12] THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (1999): Predicting roadheader advance rates. – Tunnels & Tunnelling International, 6, 36-39.
- [13] THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (1999): Roadheader excavation performance – geological and geotechnical influences. – VOUILLE, G. & BEREST, P. (eds.): Proceedings of the 9th ISRM Int. Congr. on Rock Mech., 1241-1244, Rotterdam, Brookfield: Balkema.
- [14] THURO, K. & BRODBECK, F. (1998): Auswertung von TBM-Vortriebsdaten - Erfahrungen aus dem Erkundungsstollen Schwarzach. – Felsbau, 16, 8-17.
- [15] GEHRING, K. (1997): Classification of drillability, cuttability, borability and abrasivity in tunnelling. – Felsbau, 15, 183-191.
- [16] THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (2001): Scale effects in rock strength properties. Part 2: Point load test and point load strength index. – In: SÄRKKÄ, P. & ELORANTA, P. (eds.): Rock mechanics - a challenge for society. – 881 S., Proceedings of the ISRM Regional Symposium Eurock 2001, Espoo, Finland, 4-7 June 2001, Lisse (Balkema/Swets & Zeitlinger), 175-180.
- [17] SCHIMATZEK & KNATZ (1970): Der Einfluss des Gesteinsaufbaus auf die Schnittgeschwindigkeit und den Meißelverschleiß von Streckenvortriebsmaschinen. – Glückauf, 106, 6, 274-278.
- [18] SANYO, H.-P. & KUTTER, H.K. (1982): Der Einfluß des geologischen Gefüges auf die Wirkungsweise von Vollschnittmaschinen im Streckenvortrieb. – 52 S., Bundesministerium für Forschung und Technologie, Forschungsbericht T 82-189.
- [19] EWENDT, G. (1989): Erfassung der Gesteinsabrasivität und Prognosen des Werkzeugverschleißes beim maschinellen Tunnelvortrieb mit Diskenmeißeln. – 88 S., Bochumer geol. und geotechn. Arb., 33, Bochum.
- [20] THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (1998): Geologisch-geotechnische Grenzfälle beim Einsatz von Teilschnittmaschinen. – Felsbau, 16, 358-366.
- [21] SPAUN, G. & THURO, K. (2000): Geologische Gesichtspunkte bei der Klassifizierung des Gebirges. – In: EICHLER, K. et. al.: Fels- und Tunnelbau. Verwitterung und Verbauung, Baustoffe und Umwelt, Vortrieb und Sicherung, Abdichtung und Ankerung. – 353 S., Kontakt und Studium, Bd. 592, Renningen-Malmsheim (Expert), 1-53.
- [22] DEKETH, H.J.R., ALVAREZ GRIMA, M., HERGARDEN, I.M., GIEZEN, M. & VERHOEF, P.N.W. (1998): Towards the prediction of rock excavation machine performance. – Bull. Eng. Geol. Env., 57, 3-13.
- [23] AEBERLI, H.U. (1978): Einsatz von Tunnelvortriebsmaschinen in schwach metamorphen kalkigen Sedimentgesteinen. Abhängigkeit des Vortriebs von geologisch-petrographischen Bedingungen. – 201 S., Diss.-Nr. 6089, ETH Zürich.
- [24] BÜCHI, E. (1984): Einfluß geologischer Parameter auf die Vortriebsleistung einer Tunnelbohrmaschine (mit besonderer Berücksichtigung der Gesteinsanisotropie). – 137 S., Inauguraldissertation, Universität Bern.

- [25] WANNER, W.J. (1975): Einsatz von Tunnelvortriebsmaschinen im kristallinen Gebirge. Abhängigkeit des Vortriebs von geologisch-petrographischen Bedingungen. – Diss Nr. 5594, ETH Zürich.
- [26] RUTSCHMANN, W. (1974): Mechanischer Tunnelvortrieb im Festgestein. – 200 S., Düsseldorf (VDI-Verlag).
- [27] WANNER, H. (1975): On the influence of geological conditions at the application of tunnel boring machines. - Bull. Int. Ass. Eng. Geol., 12, 21-28.
- [28] WANNER, H. (1980): Klüftigkeit und Gesteinsanisotropie beim mechanischen Tunnelvortrieb. - Rock Mech. Suppl. 10., 155-169.
- [29] FAWCETT, D.F. (1993): The effects of rock properties on the economics of full face TBMs. – In: HUDSON, J. (ed.-in-chief): Comprehensive rock engineering. Principles, practice & projects. Vol. 4. Excavation, support and monitoring. – 849 S., Oxford, New York, etc. (Pergamon), 293-311.
- [30] FOWELL, R.J. (1993): The mechanics of rock cutting. – In: HUDSON, J. [ed.-in-chief]: Comprehensive rock engineering. Principles, practice & projects. Vol. 4: Excavation, support and monitoring. – 849 S., Oxford, New York, etc. (Pergamon), 155-176.
- [31] GEHRING, K. (1995): Leistungs- und Verschleißprognosen im maschinellen Tunnelbau. – Felsbau, 13, 439-448.
- [32] MC FEAT-SMITH, I. & FOWELL, R.J. (1977): Correlation of rock properties and the cutting performance of tunnelling machines. – Proceedings Conference on Rock Engineering, University Newcastle upon Tyne: 587-602.
- [33] PIRCHER, W. (1980): Erfahrungen im Fräsvortrieb bei der Kraftwerksgruppe Sellrain-Silz. – Rock Mech., 10, 127-154.
- [34] EDER, M. & LUTZ, H. (1997): Umfahrung Schwarzach - Schönbergtunnel. – Felsbau, 15, 526-532.
- [35] EDER, M. & STADLMANN, TH. (1998): Umfahrung Schwarzach im Pongau - Schönbergtunnel: Baugeologische Erkundung - Geotechnik - Bautechnik. – In: THURO, K., LOKAU, K., DEFFNER, F. & PLINNINGER, R. J. [eds.]: Festschrift Prof. Georg Spaun zum 60. Geburtstag. – Münchner Geologische Hefte, Reihe B: Angewandte Geologie, B7: VI + 162 S., 85-102.
- [36] HEINIÖ, M. [ed.] (1999): Rock excavation handbook for civil engineering. – 364 S., Tampere (Sandvic Tamrock).
- [37] HEINZE, H. (1993): Sprengtechnik. Anwendungsgebiete und Verfahren. – 543 S., 2. Aufl., Leipzig, Stuttgart (Dt. Verlag f. Grundstoffindustrie).
- [38] JOHANSEN, J. & MATHIESEN, C.F. (2000): Modern trends in tunnelling and blast design. – 154 S., Rotterdam (Balkema)
- [39] LANGEFORS, U. & KIHLESTRÖM, B. (1978): The modern technique of rock blasting. – 438 S., New York, London etc. (Wiley & Sons).
- [40] WILD, W. (1984): Sprengtechnik in Bergbau, Tunnel- und Stollenbau sowie in Tagebauen und Steinbrüchen. – 362 S., 3. Aufl., Essen (Glückauf).
- [41] KULOZIK, R.G. (1984): Der Einfluss des geologischen Gefüges auf die Sprengbarkeit des Gebirges. – 109 S., Dissertation, Köln.
- [42] STEINMÜLLER, A. (ed., 1991): Metalltechnik - Metallbau und Fertigungstechnik. – 305 S., Haan-Gruiten (Europa).
- [43] BRULAND, A. (1998): Project report 13A-98 - Hard rock tunnel boring: Drillability Test methods. – 22 S., NTNU Trondheim.

- [44] NELSON, P.P. (1993): TBM performance analysis with reference to rock properties. – In: HUDSON, J. (ed.-in-chief): Comprehensive rock engineering. Principles, practice & projects. Vol. 4. Excavation, support and monitoring. – 849 S., Oxford, New York, etc. (Pergamon), 261-291.
- [45] BRULAND, A., DAHL, T.S. & NILSEN, B. (1995): Tunnelling performance estimation based on drillability testing. – Proceedings 8<sup>th</sup> ISRM Congress, Tokyo, 1: 123-126.
- [46] CERCHAR (1986): The Cerchar Abrasiveness Index. – 12 p., Centre d' Etudes et Recherches de Charbonnages de France.
- [47] BÜCHI, E, MATHIER, J.-F. & WYSS, CH. (1995): Gesteinsabrasivität - ein bedeutender Kostenfaktor beim mechanischen Abbau von Fest- und Lockergestein. – Tunnel, 5, 38-43.
- [48] ATKINSON, H. (1993): Hardness tests for rock characterization. – In: HUDSON, J (ed.-in-chief): Comprehensive rock engineering. Principles, practice & projects. Vol. 3: Rock testing and site characterization. – 982 S., Oxford, New York (Pergamon)
- [49] HAAF, J. (1992): Das Verschleiß- und Drehverhalten von Meißeln für Teilschnitt-Vortriebsmaschinen. – Diss. TU Clausthal.
- [50] MAIDL, B., SCHMID, L., RITZ, W. & HERRENKNECHT, M. (2001): Tunnelbohrmaschinen im Hartgestein. – 350 p., Ernst & Sohn.
- [51] THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (2001): Bohren, Sprengen, Fräsen - Können die geologischen Faktoren der Gebirgslösung quantifiziert werden? – Felsbau, 19, 114-121.
- [52] THURO, K., PLINNINGER, R.J. & ZÄH, S. (2001): Scale effects in rock strength properties. Part 1: Unconfined compressive test and Brazilian test. – In: SÄRKKÄ, P. & ELORANTA, P. [eds.]: Rock mechanics - a challenge for society. – 881 p., Proceedings of the ISRM Regional Symposium Eurock 2001, Espoo, Finland, 4-7 June 2001, Lisse (Balkema/Swets & Zeitlinger), 169-174.