

Sonderdruck

THURO, K. & PLINNINGER, R.J. (2002): Klassifizierung und Prognose von Leistungs- und Verschleißparametern im Tunnelbau. – In: Taschenbuch für den Tunnelbau 2002, 27., Dt. Ges. für Geotechnik e.V., Essen (Glückauf), 62-126.

Klassifizierung und Prognose von Leistungs- und Verschleißparametern im Tunnelbau

K. THURO

Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Schweiz

R. J. PLINNINGER

Technische Universität München, Deutschland

In vorliegender Arbeit werden die technischen Grundlagen für drei wichtige Tunnelvortriebsarten in Festgesteinen – Bohr- und Sprengvortrieb, Vortrieb mit Teilschnittmaschinen und Vortrieb mit Tunnelbohrmaschinen (Vollschnittmaschinen) – beschrieben und die erfaßbaren Leistungsparameter (Bohr-, Fräs- und Schneidgeschwindigkeit sowie Sprengstoffverbrauch) und Verschleißparameter (Bohrkronenstandzeit/-standlänge, Rundschäftmeißelverbrauch sowie Diskenrollweg) vorgestellt. Es handelt sich dabei um eine Zusammenfassung der ausführlichen Arbeiten von THURO (1) zur Gebirgslösung und PLINNINGER (2) zum Werkzeugverschleiß im Tunnelbau.

Bei der sog. „Basis-Gebirgslösbarkeit“ werden die felsmechanischen und petrographischen Kennwerte, insbesondere die spezifische Zerstörungsarbeit, die einaxiale Druckfestigkeit und der äquivalente Quarzgehalt, auf ihre Korrelation mit diesen technischen Parametern 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 Quantifizierung möglich ist.

1 Klassifikation der Gebirgslösbarkeit bei den verschiedenen Verfahren 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 konventionellen 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 (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 Verschleißtyps.

Als wichtigster Leitwert der Bohrbarkeit gilt der Bohrfortschritt in einem bestimmten Gebirge. Die Bohrgeschwindigkeit wird aus der Einzelbohrzeit (Nettobohrzeit DIN 20301, 6) ermittelt, die benötigt wird, um ein Sprengloch herzustellen. Demgegenüber haben 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 Bohrhämmerleistung unterschiedlich ausfallen. In Bild 1 sind drei Leistungsklassen von Schlagbohrhämmer am Beispiel der erzielbaren Bohrgeschwindigkeiten in Innsbrucker Quarzphyllit (Inntaltunnel, Innsbruck) zusammengestellt. Bezogen auf den heutigen Leistungsstandard (20 kW) liegen die Bohrgeschwindigkeiten des 15 kW-Hammers bei nur etwa 75%, des schwächsten 7,5 kW-Hammers sogar nur bei weniger als 50%.

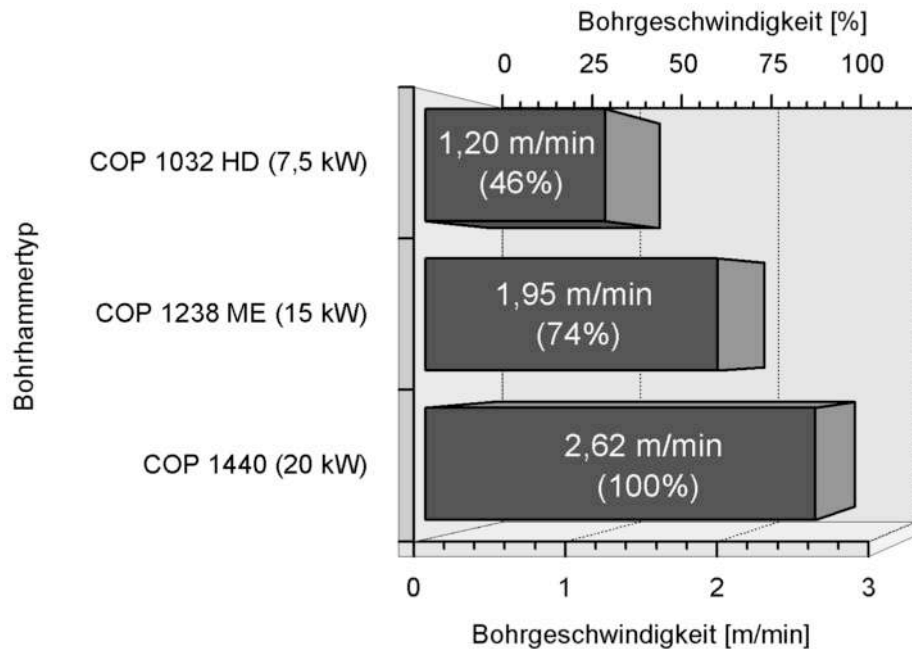


Bild 1: Leistungsklassen von Schlagbohrhämmer am Beispiel der erzielbaren, mittleren Bohrgeschwindigkeiten in Innsbrucker Quarzphyllit (Inntaltunnel, Innsbruck; nach 1).

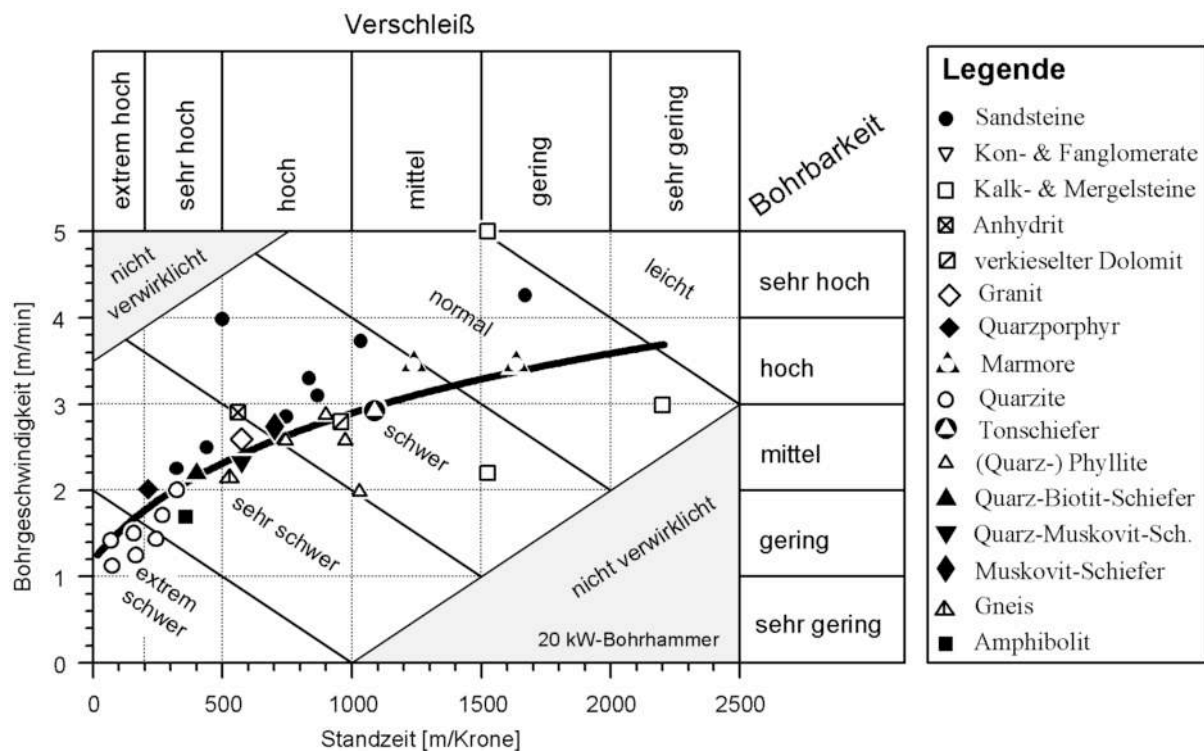


Bild 2: Klassifikationsdiagramm einiger Gesteine für die 20 kW-Leistungsklasse von Bohrhämmern. Wertepaare aus 20 Tunnelprojekten. Die eingezeichnete Linie soll lediglich einen Trend andeuten (1).

Das Diagramm (Bild 2) zeigt Referenzwerte für die 20 kW-Standardleistungsklasse aus verschiedenen Gesteinstypen bzw. aus den zugehörigen Gebirgstypen. In diese Zusammenstellung flossen Werte aus bisher 20 verschiedenen Tunnelprojekten ein. 15-kW-Bohrhämmer sind demgegenüber heute nur noch

untergeordnet in Gebrauch. 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.

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 Kalcken 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 wurde der spezifische Sprengstoffverbrauch in der Kalotte ausgewertet. Er berechnet sich aus der Summe der Sprengstoffmasse geteilt durch das gesprengte Volumen (= Sprengquerschnitt mal Abschlagstiefe). Als rein statistischer Wert gibt der spez. Sprengstoffverbrauch nur an, wieviel Munition aufgewendet werden muß, um einen Abschlag vorgegebener Dimension auszubrechen. Da der Sprengmeister allein mit seiner Erfahrung abschätzen muß, wieviel 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 spez. Sprengstoffverbrauchs.

Zur Beurteilung der Sprengbarkeit wurde die Arbeit von (8) benutzt. Dabei mußte die Skala der Sprengbarkeitsgrade, die hauptsächlich in den Sandsteinen des Ruhrkarbons entwickelt wurde, nach oben hin stark erweitert werden (Tabelle 1). Leider gibt es international noch keine gängige Einteilung der Sprengbarkeit (9).

Tabelle 1: Einteilung der Sprengbarkeit in Sprengbarkeitsgrade (8), nach oben hin erweitert nach eigenen Erfahrungswerten (1).

Sprengbarkeitsgrad (nach LEINS & THUM 1970)	Vorstollen kg/m ²	Kalottenvortrieb kg/m ²	Vollausbruch kg/m ²
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
Sprengbarkeitsgrad (erweiterte Skala)	Vorstollen kg/m ²	Vorstollen kg/m ²	Vollausbruch kg/m ²
sehr schwer schießbar	--	2,1 - 3,0	(1,3 - 2,0)
extrem schwer schießbar	--	> 3,0	(> 2,0)

1.3 Fräsen mit Teilschnittmaschinen

Der Begriff der **Fräsbarkeit** wird hier 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):

Analog zur Erfassung der Bohrbarkeit werden zwei Leitparameter zur Beschreibung der Fräsbarkeit herangezogen: Es sind dies

- (1) die Fräsleistung, gemessen in gelösten Festkubikmeter Fels pro Arbeitsstunde
- (2) und 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 Schuttern 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-Standardleistungsklasse aus verschiedenen Gesteinstypen bzw. aus den zugehörigen Gebirgstypen mit ihren jeweiligen, oft charakteristischen Ausbildungen. In diese Zusammenstellung flossen Werte aus fünf verschiedenen Tunnelprojekten ein.

Die beiden Einteilungen von spezifischem Meißelverbrauch (Verschleiß; logarithmisch) und Fräsleistung (Fräsgeschwindigkeit; linear) spannen eine Matrix auf, die alle Kombinationen der beiden Größen erlaubt. Die zunächst willkürlich erscheinenden Feldgrenzen haben sich in der Praxis 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.

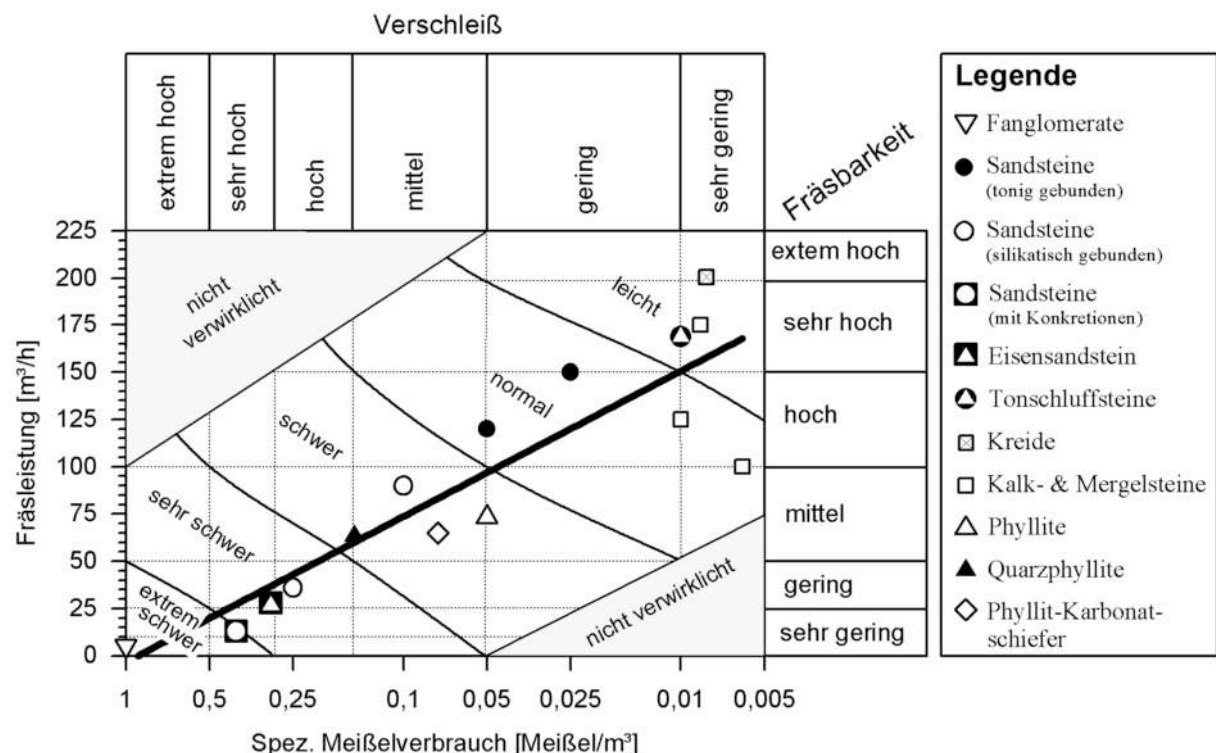


Bild 3: Klassifikationsdiagramm einiger Gesteine für die 300 kW-Leistungsklasse von Teilschnittmaschinen. Es wurden Daten aus 5 Tunnelprojekten verwendet (1).

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 be-

zeichnet werden. Vielmehr liegt dies in den geotechnischen Eigenschaften der Gesteine begründet, die auch innerhalb eines Gesteinstyps sehr unterschiedlich sein können. Zu den besonders schwer fräsbaaren Gesteinen gehören beispielsweise Fanglomerate mit Komponenten hoher Festigkeit und Sandsteine mit harten Konkretionen (Quacken, Eisensandstein).

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. 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 umfaßt Skalen für den Rollweg einer Diske (Verschleiß) und die spez. 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. Bild 4 zeigt Referenzwerte aus verschiedenen Gebirgs-Homogenbereichen des Projekts Erkundungsstollen Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach (14).

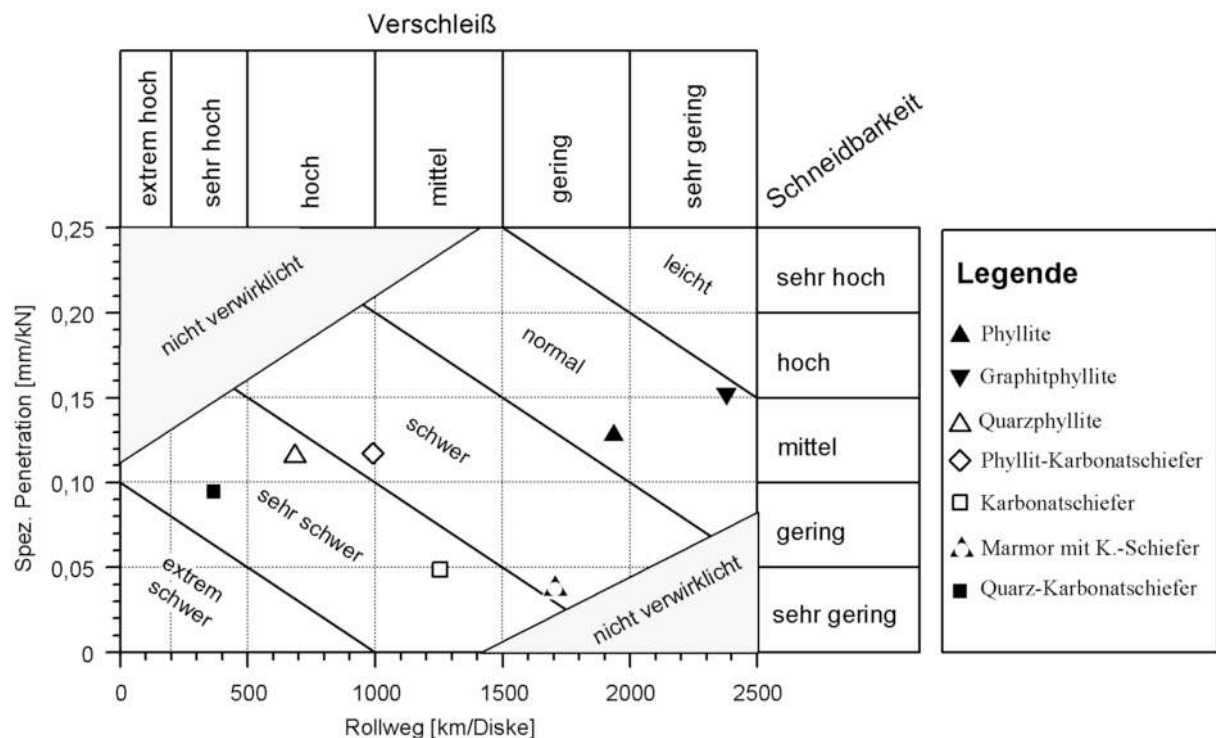


Bild 4: Klassifikationsdiagramm für die Schneidbarkeit von TBMs. Wertepaare aus dem Projekt Erkundungsstollen Schönbergtunnel, Schwarzach mit einer TBM Typ ATLAS COPCO Mark 12 CF (600 kW, 3,60 m; nach 1).

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.

Bereits in früheren Arbeiten wurde auf Eignung verschiedener felsmechanischer Kennwerte für die Korrelation mit der Bohrgeschwindigkeit eingegangen (3, 5).

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

- Die *spezifische Zerstörungsarbeit* erwies sich als hochsignifikanter Parameter bezüglich der Bohrgeschwindigkeit, dem spezifischen Sprengstoffverbrauch, der Fräs- und der Schneidgeschwindigkeit. Dabei müssen – wie bei allen Korrelationen mit felsmechanischen oder petrophysikalischen Kennwerten – die Leistungsdaten der verwendeten Gerätschaften berücksichtigt werden.
- Die *einaxiale Druckfestigkeit* erwies sich als signifikanter Parameter bezüglich der oben genannten Leistungsparameter. 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)* erwies sich ebenfalls als signifikanter Parameter bezüglich der oben genannten Leistungsparameter. Da sich bisher jedoch kein Unterschied zum Signifikanzniveau der *einaxialen Druckfestigkeit* ergab, wurde häufig aus praktischen (Kosten-) Gründen auf die Ermittlung von indirekten Zugfestigkeiten verzichtet.
- Geotechnische Verschleißindices (z.B. der Äquivalente Quarzgehalt (7), der Gesteinsabrasivitätsindex RAI (2), Schimatzek-Index F_{Schim} (17)) erwiesen sich als hochsignifikanter Parameter bezüglich der Standzeit der Bohrkronen. Leider liegen zur Korrelation des Meißelverbrauchs von Teilschnittmaschinen immer noch zu wenige Daten für stichhaltige Korrelationen vor (PLINNINGER 2002). 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-Gebirgslösbarkeit: 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 erscheint 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 der 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 Trockenrohdichte der Gesteine sogar noch eine bessere Korrelation.

Obwohl viele Autoren aufgrund bruchmechanischer Überlegungen zu dem Schluß kommen, daß die Zugfestigkeit eine weit größere Rolle spielen müsse als die einaxiale Druckfestigkeit (18, 19) ließ sich diese Behauptung bisher weder durch unsere Arbeiten noch durch die anderer Bearbeiter (GEHRING 1995), die bereits über mehrere Jahrzehnte Versuchserfahrung verfügen, experimentell bestätigen.

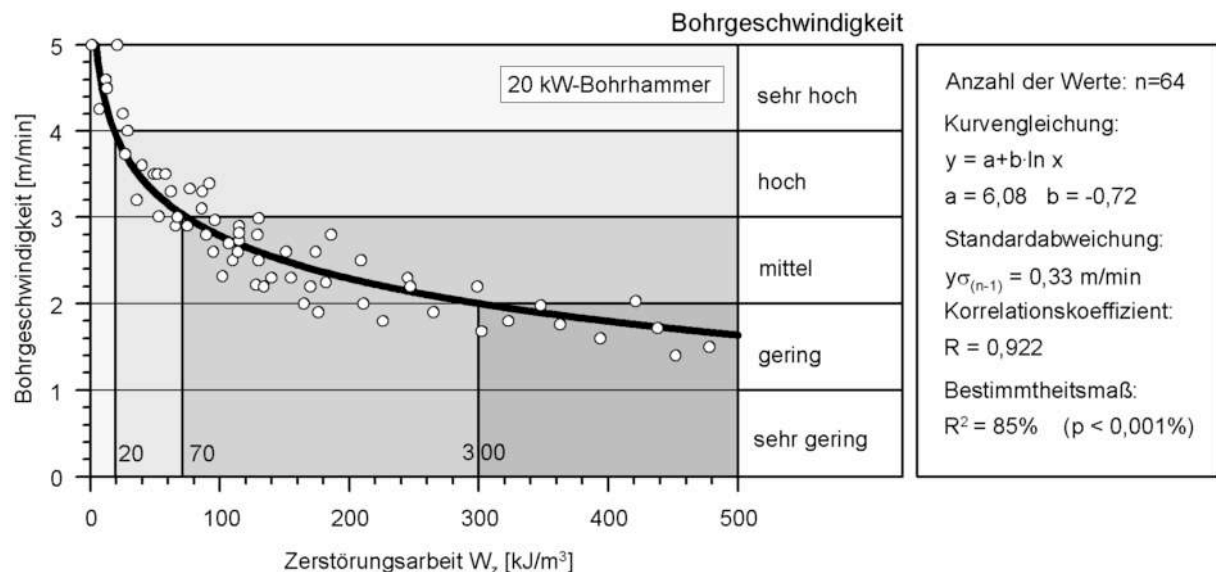


Bild 5: Bohrgeschwindigkeit, aufgetragen gegen die Zerstörungsarbeit (1).

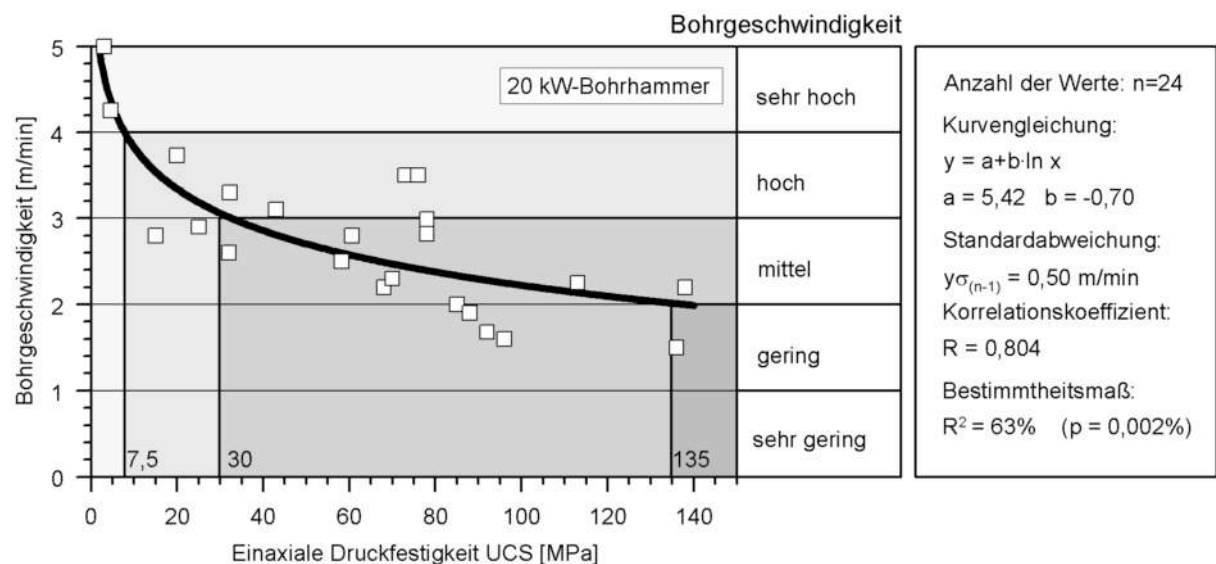


Bild 6: Bohrgeschwindigkeit, aufgetragen gegen die einaxiale Druckfestigkeit (1).

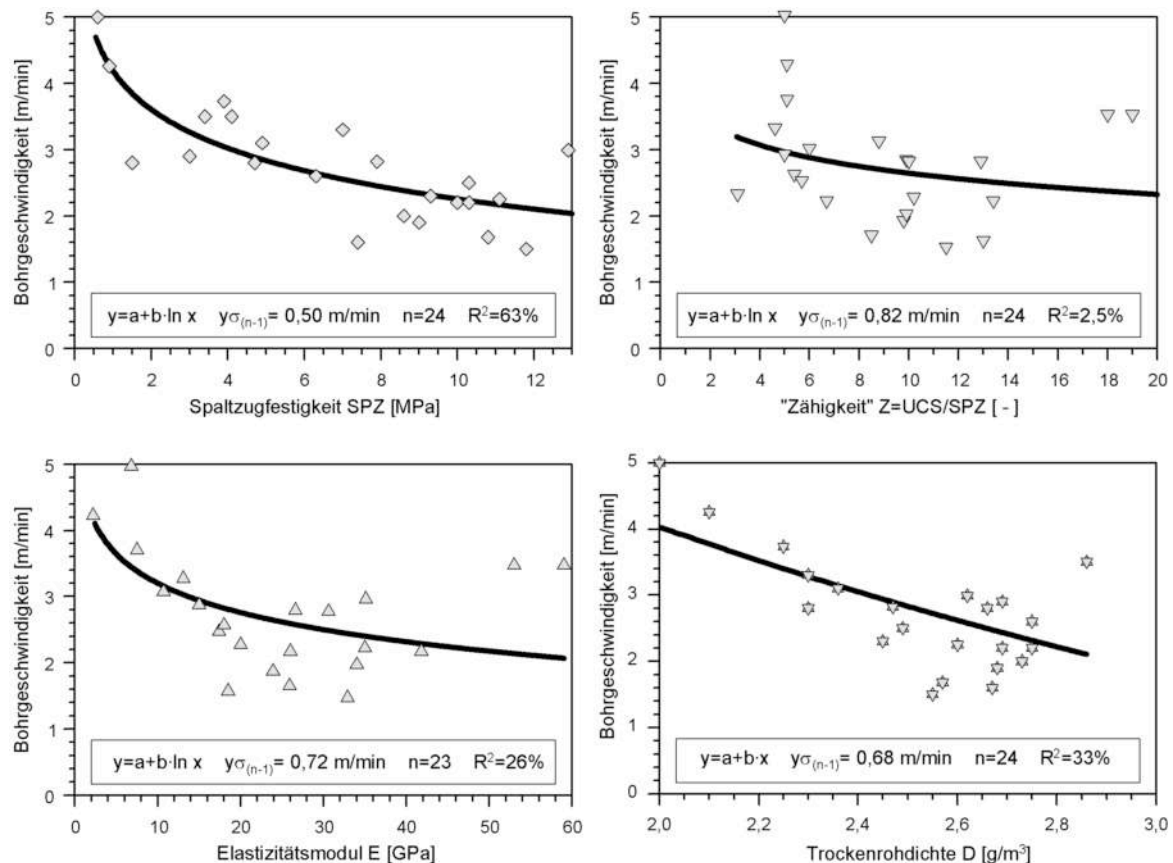


Bild 7: Bohrgeschwindigkeit (mit dem 20 kW-Bohrhammer COP 1440), aufgetragen gegen die Spaltzugfestigkeit, das Verhältnis von Druck- zur Zugfestigkeit („Zähigkeit“), den Elastizitätsmodul und die Trockenrohdichte. Zusätzlich angegeben sind einige statistische Parameter ($y_{\sigma(n-1)}$ = Standardabweichung, n = Anzahl der Werte, R^2 = Bestimmtheitsmaß; nach 1).

2.1.2 Spezifischer Sprengstoffverbrauch

Beim Sprengvortrieb ergibt sich ebenfalls eine brauchbare Korrelation der spezifischen Zerstörungsarbeit mit dem spezifischen Sprengstoffverbrauch (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).

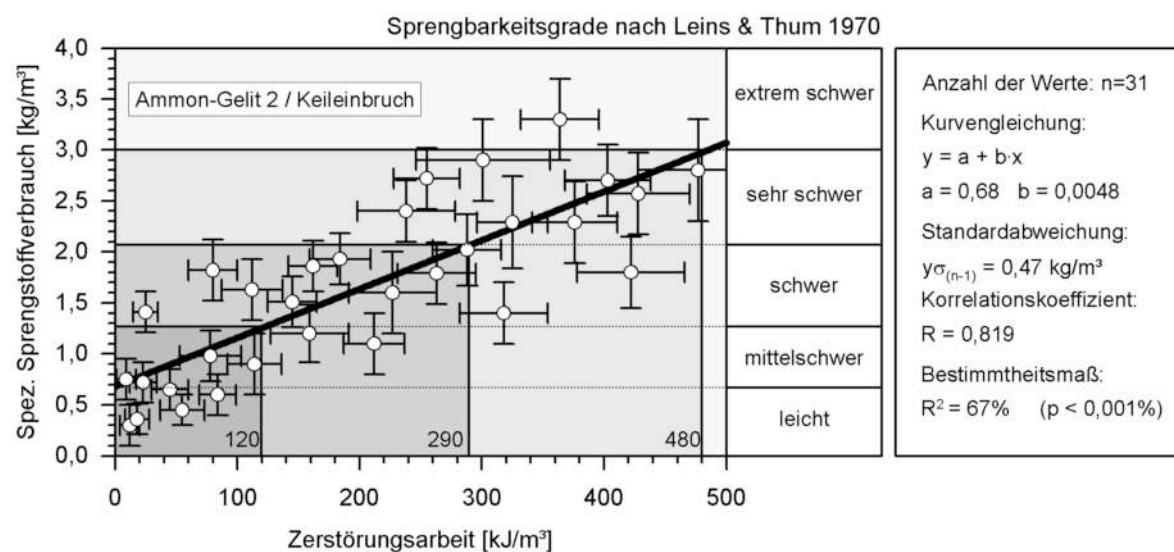


Bild 8: Spezifischer Sprengstoffverbrauch aufgetragen gegen die Zerstörungsarbeit (31 Homogenbereiche aus 8 Tunnelprojekten). Standardabweichungen der Werte als Fehlerbalken (1).

2.1.3 Fräsgeschwindigkeit

Auch bei der Untersuchung von Vortrieben mit Teilschnittmaschinen stellte sich heraus, daß die Zerstörungsarbeit (Integral der Spannungs-Längsdehnungskurve beim einaxialen Druckversuch inklusive dem Post-failure-Bereich) die besten Korrelationen mit der Fräsleistung ergibt (Bild 9). Die Signifikanz der errechneten Abhängigkeit mit der einaxialen Druckfestigkeit ist demgegenüber weniger befriedigend. (Bild 10).

Die einaxiale Druckfestigkeit stellt zum gegenwärtigen Stand der Technik beim TSM-Vortrieb immer noch den am weitesten verbreiteten Parameter für die Prognose der Fräsleistung dar. Allerdings ist die Fräsleistung ganz besonders vom Zerlegungsgrad des Gebirges abhängig.

In den Fräsleistungsdigrammen, welche die Maschinenhersteller für ihre Teilschnittmaschinen liefern, wird deshalb immer eine maximale und eine minimale Leistungskurve angegeben. Aller Erfahrung nach korrelieren diese Kurven mit dem Durchtrennungsgrad des Gebirges, da – wenn das Gebirge entsprechend „vorzerkleinert“ ist – die Fräsleistung entsprechend ansteigt. Bild 11 zeigt ein solches Fräsleistungsdigramm einer schweren Teilschnittmaschine mit 300 kW installierter Leistung, Bild 12 eines für eine leichte Teilschnittmaschine mit 132 kW. Das letztere Diagramm entspricht dem von Bild 10 mit vertauschten Achsen; die Datenpunkte sind zur Information eingetragen.

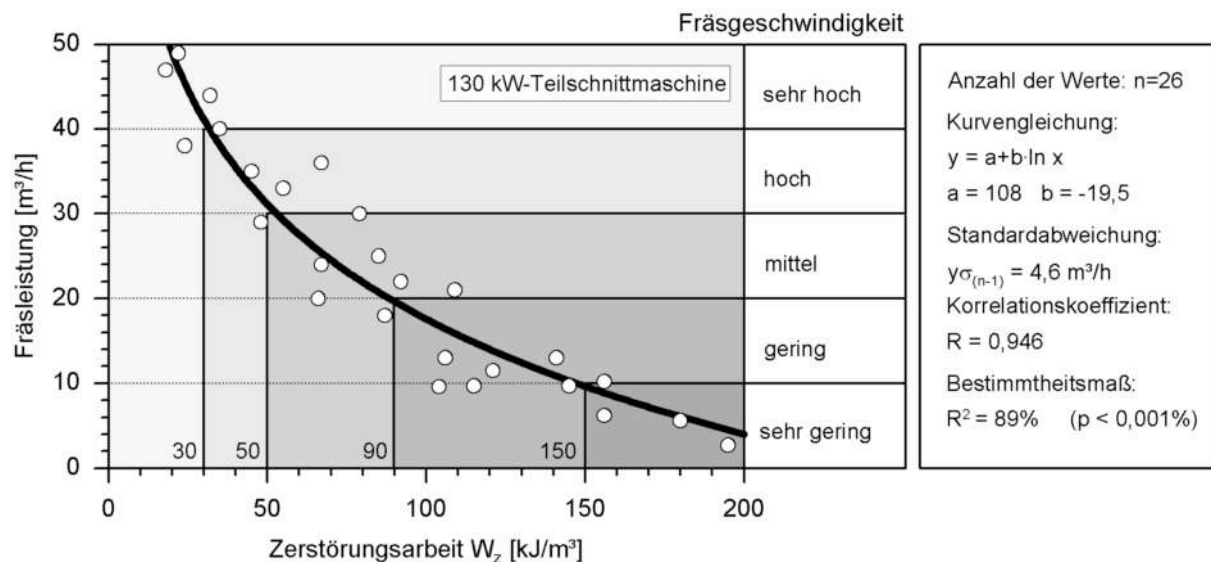


Bild 9: Fräsleistung, aufgetragen gegen die Zerstörungsarbeit (Tonschiefer und Quarzite, Abwassertunnel Zeulenroda (nach 13, verändert)).

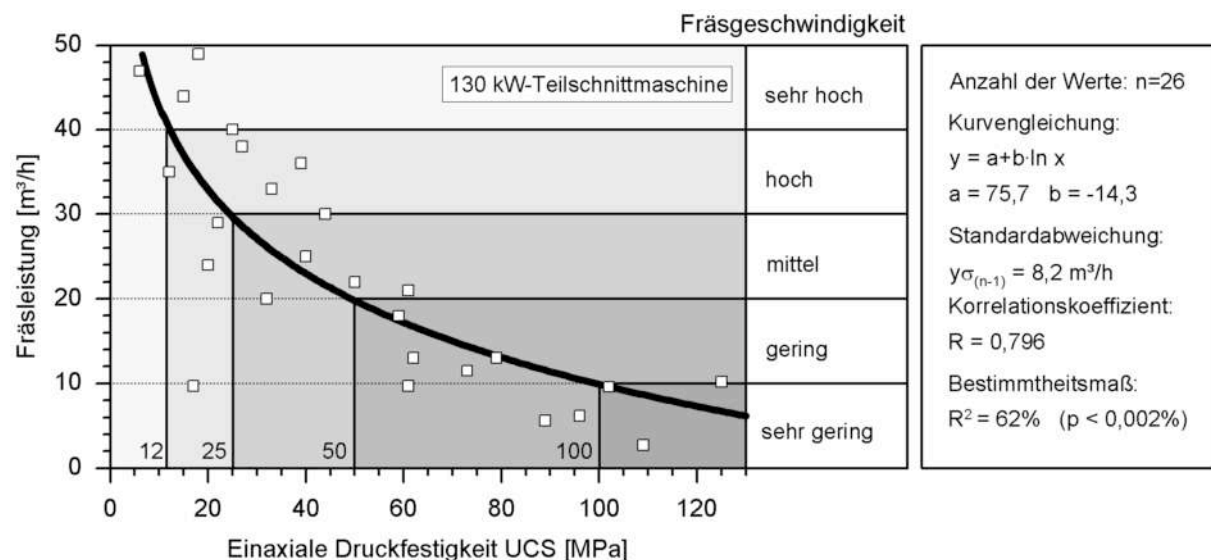


Bild 10: Fräsleistung, aufgetragen gegen die einaxiale Druckfestigkeit (nach 13, verändert).

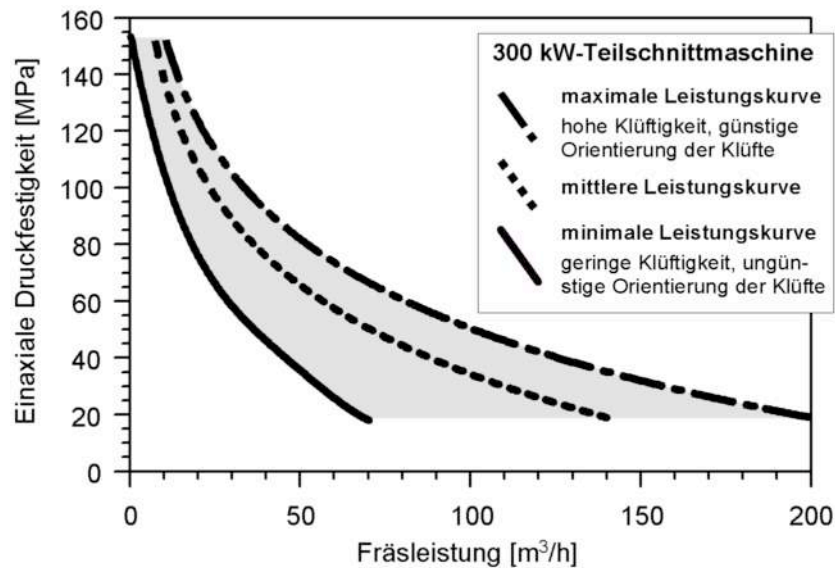


Bild 11: Fräsleistungsdiagramm einer Teilschnittmaschine mit 300 kW Leistung in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit und des Zerlegungsgrades (Paurat E-242B; nach 20, verändert).

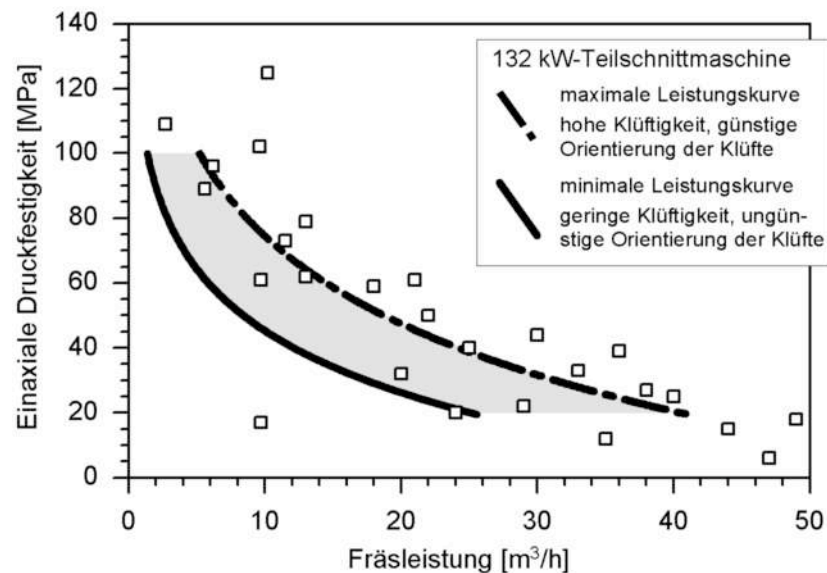


Bild 12: Fräsleistungsdiagramm einer Teilschnittmaschine mit 132 kW Leistung in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit und des Zerlegungsgrades (AC-ET 120) nach 20, verändert).

2.1.4 Spezifische Penetration

Ein ähnliches Bild ergibt sich bei der Schneidbarkeit mit einer Hartgesteins-Tunnelbohrmaschine (Bild 13), wenn man nur Maschinenhübe in wenig zerlegtem Gebirge und bei gleicher Orientierung der Schieferung miteinander korreliert.

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 nur selten anzutreffen ist.

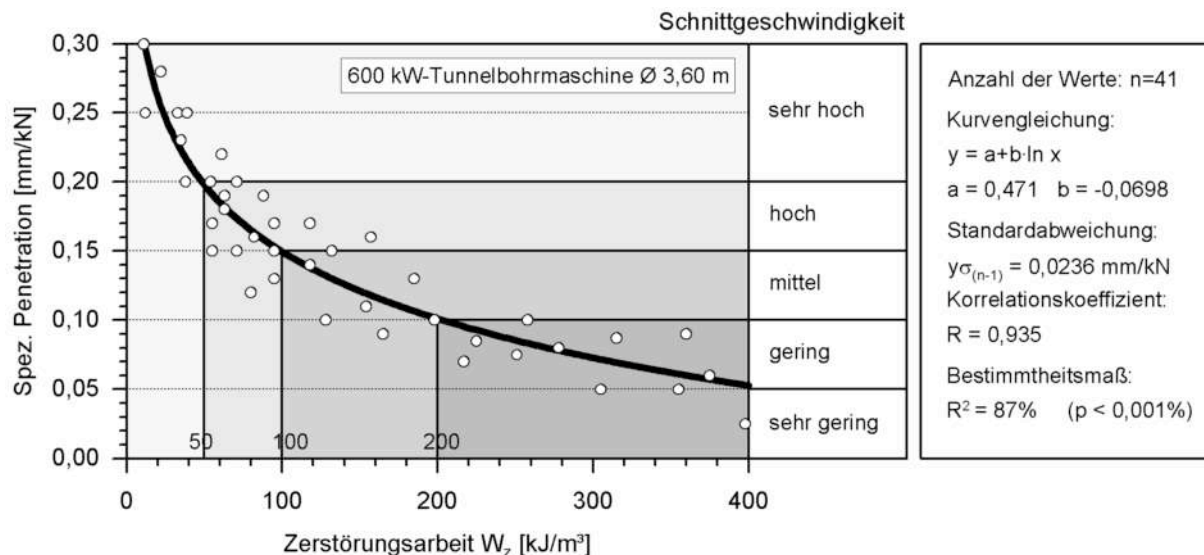


Bild 13: Spezifische Penetration aufgetragen gegen die Zerstörungsarbeit (Phyllite und Karbonatschiefer, Schönbergtunnel, Schwarzach). Atlas Copco Mark 12 CF 3,60 m (1).

2.2 Gebirgslösbarkeit: Abhängigkeit von geologischen Faktoren

2.2.1 Diskontinuitäten – Einfluss des Trennflächengefüges

Das Gebirge wird in Festgesteinen insbesondere durch das Vorhandensein von Diskontinuitäten oder Trennflächen gekennzeichnet. Unter Diskontinuitäten oder Trennflächen werden hier Schicht-, Schieferungs- und Kluftflächen 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 Kluftkörper unterschiedlicher Form und Größe begrenzt, die im Gebirge völlig oder nur teilweise von den benachbarten Kluftkörpern getrennt sind. Als Indiz für den räumlichen Durchtrennungsgrad des Gebirges wird im Folgenden der mittlere Kluftabstand 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. Die Auswirkungen sollen anhand von ausgesuchten Beispielen der drei Vortriebsarten demonstriert werden.

2.2.1.1 Bohrgeschwindigkeit

Als Beispiel um den Einfluß der Klüftigkeit auf die Bohrgeschwindigkeit zu zeigen, dient ein sehr homogen ausgebildeter Muschelkalk (Bild 14). Es wurde das gleiche Beispiel wie in THURO (1996: 108) ausgewählt, um für die selben Homogenbereiche auch den spezifischen Sprengstoffverbrauch auftragen zu können (Bild 15).

Das Diagramm der Bild 14 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.

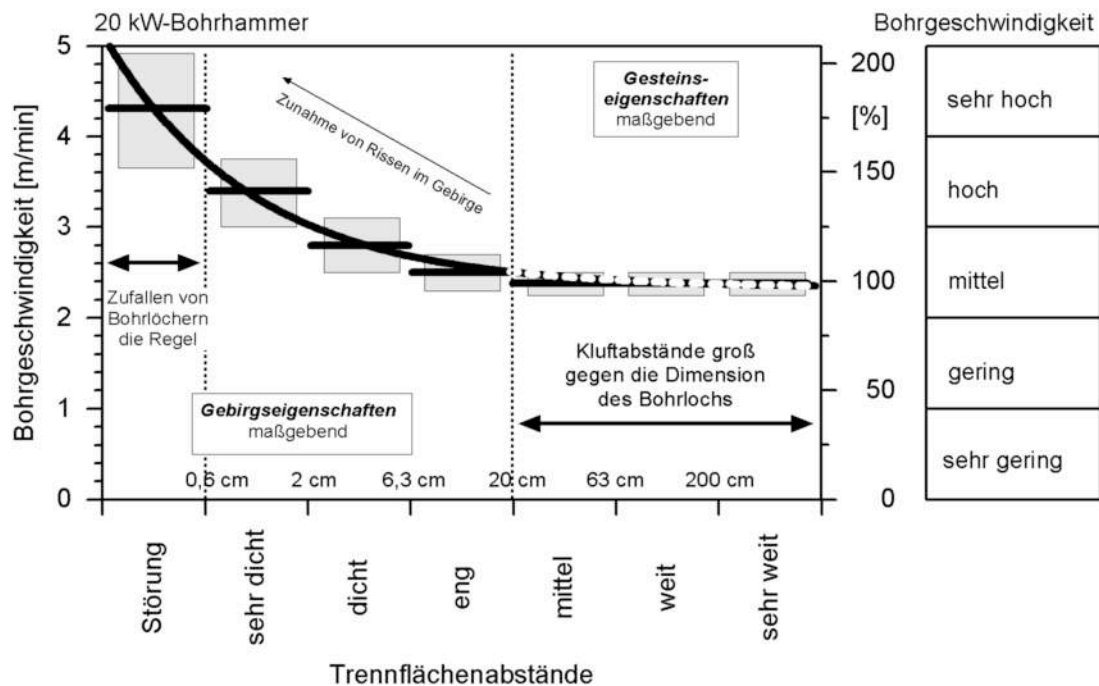


Bild 14: Bohrgeschwindigkeit beim Bohr- und Sprengvortrieb, aufgetragen gegen den Trennflächenabstand in Mittlerem Muschelkalk (Rammersbergtunnel, Nantenbacher Kehre, Bayern). Grauer Balken: Standardabweichung vom Mittelwert (7).

Als Ergebnis ist zu erkennen, daß ein Einfluß des Durchtrennungsgrades erst deutlich wird, wenn die Trennflächenabstände in die Dimension des Bohrlochdurchmessers rücken (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 bräunt 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.

2.2.1.2 Spez. 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 geringerem Sprengstoffaufwand ist zwar zunächst deutlicher, sinkt aber wieder bei Trennflächenabständen von ca. 2 cm. Dies könnte aus einem Dämpfungseffekt des Gebirges resultieren, 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 Steuerung 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.

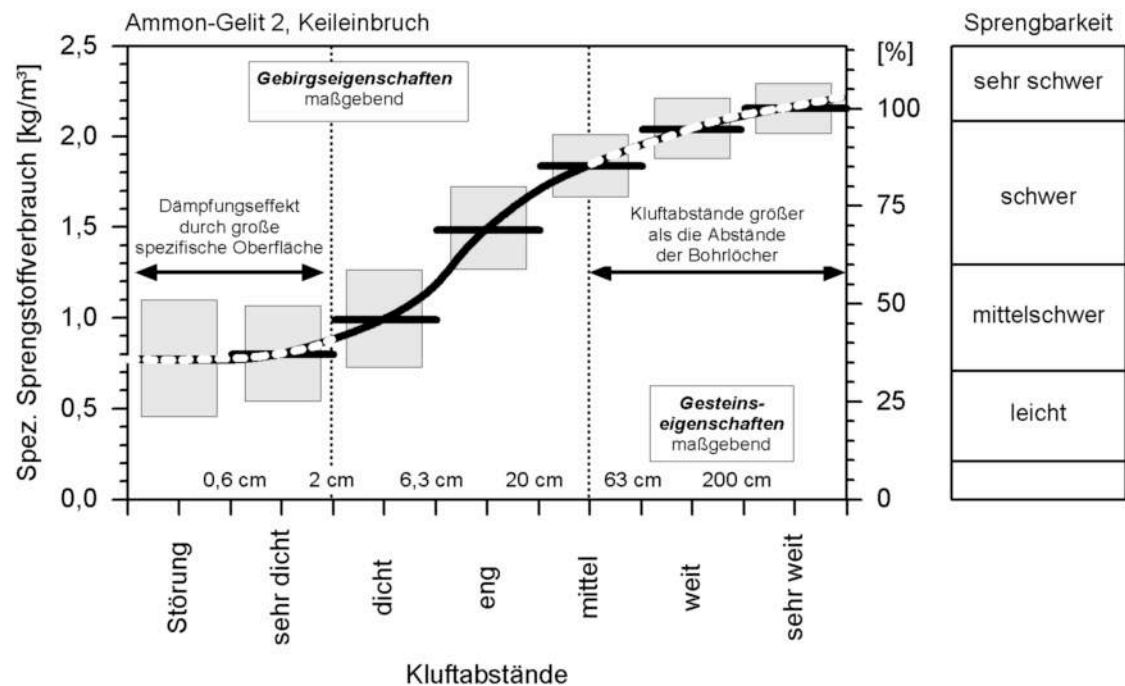


Bild 15: Spezifischer Sprengstoffverbrauch beim Bohr- und Sprengvortrieb, aufgetragen gegen den Kluftabstand in Mittlerem Muschelkalk (Rammersbergtunnel, Nantenbacher Kehre, Bayern). Grauer Balken: Standardabweichung vom Mittelwert (1).

2.2.1.3 Fräsgeschwindigkeit

Der Einfluß auf die Frätleistung 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 Frätleistungen stiegen mit sinkenden Trennflächenabständen (Klüftung und Schieferung) und entsprechender Zunahme von Makro- und Mikrorissen im Gestein deutlich an.

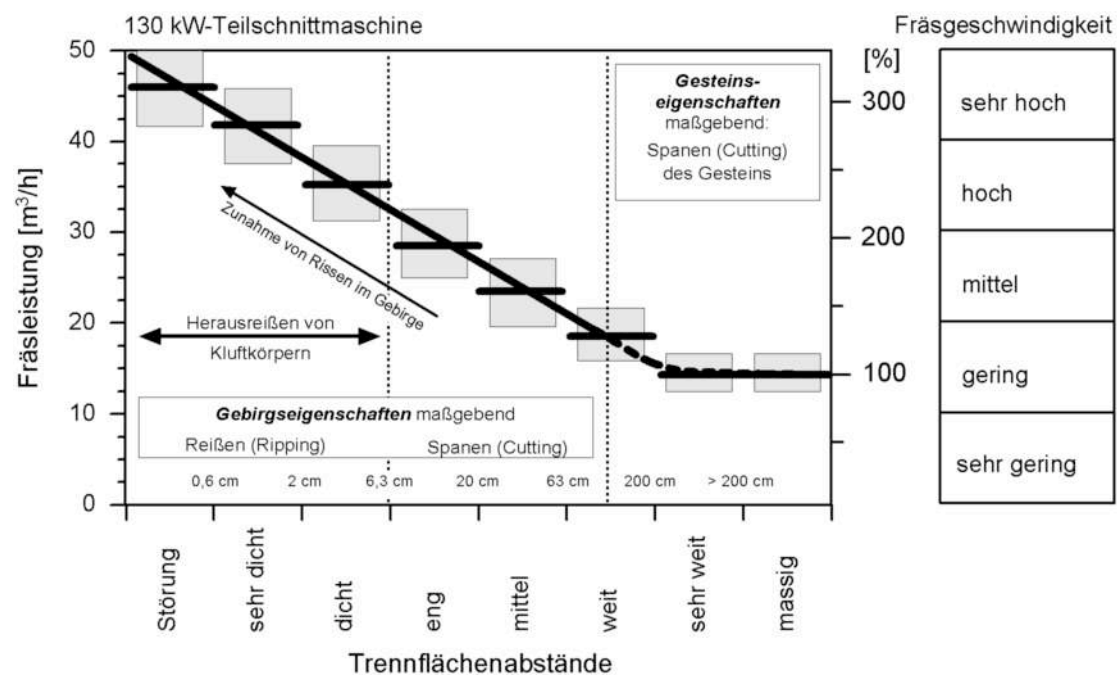


Bild 16: Frätleistung beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen, aufgetragen gegen den Kluftabstand in schluffigen Tonschiefern (Abwasserstollen Zeulenroda, Thüringen). Grauer Balken: Standardabweichung vom Mittelwert (20).

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 Kluftkörper 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 (10, 21, 22) gemacht. 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.

2.2.1.4 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.

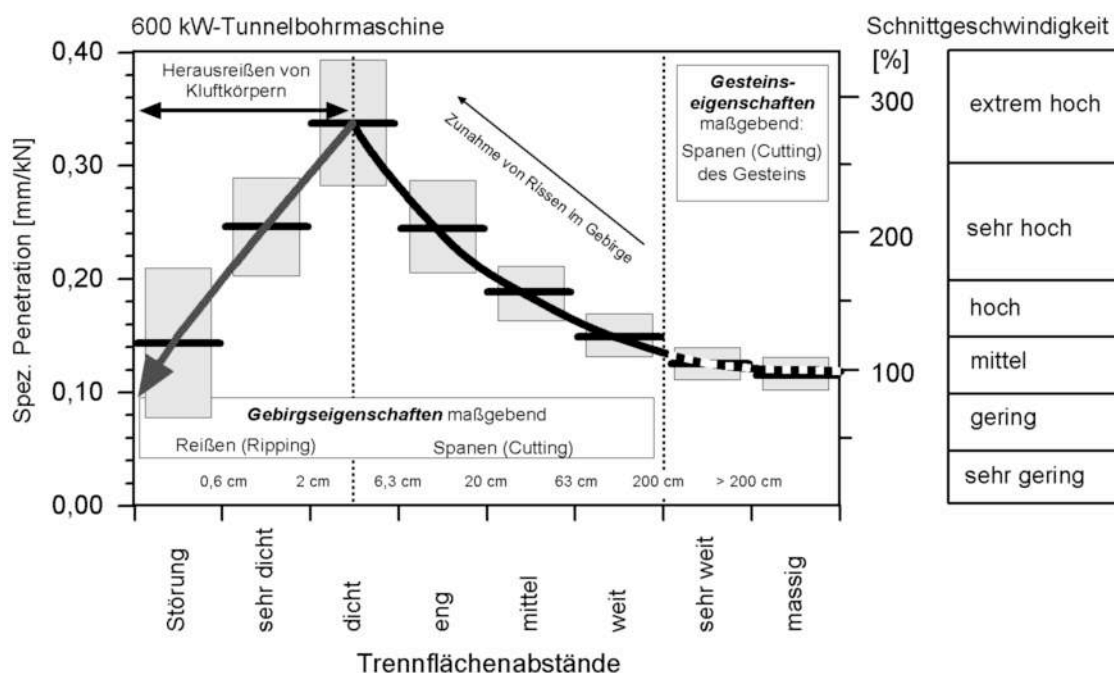


Bild 17: Spezifische Penetration beim TBM-Vortrieb, aufgetragen gegen den Kluftabstand in Phylliten (Erkundungsstollen Schönbergtunnel, Schwarzach). Grauer Balken: Standardabweichung vom Mittelwert (1).

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 Kluftkörper 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 den TBM-Herstellern sind Fälle bekannt, in denen durch ein Blockieren der Diskenrollen durch Verkeilen von Kluftkörpern 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 mußte. 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, 27) sowie der einschlägigen Fachliteratur (u.a. 15, 28, 29, 30, 31, 32) belegt. Über das absinken der Penetrationsraten finden sich allerdings nur spärliche Hinweise aus Praxisberichten (z.B. 33).

Obwohl die Nettoschneidleistungen in der Störungszone gut waren, stieg die Zeit für den Einbau der benötigten Sicherungsmittel wesentlich stärker an, so daß die tägliche Vortriebsleistung entsprechend stark abfiel.

2.2.2 Anisotropie – Einfluss der Anisotropie

2.2.2.1 Einfluß auf die Bohrgeschwindigkeit und den spezifischen 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, mußte 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 wurden 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° 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 Belastungsrichtung auftreten, könnten so der Grund für das (vorzeitige) Versagen und die etwas niedrigeren Druckfestigkeiten sein.

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 der Bild 19 ist die Spaltzugfestigkeit (bzw. Scherfestigkeit) gegen den Winkel der Einfallsrichtung der Schieferung aufgetragen. Dabei wird eine stetige Abnahme der Zugfestigkeit (bzw. Scherfestigkeit) deutlich. Die geringsten Festigkeiten treten erwartungsgemäß rechtwinklig zur

Schieferung (90°) auf. Die Bohrgeschwindigkeit zeigt im rechten Diagramm der Bild 19 ein analoges Verhalten zur Spaltzugfestigkeit: Die hohen Bohrgeschwindigkeiten korrespondieren mit niedrigen Spaltzugfestigkeiten bei Beanspruchung rechtwinklig zur Schieferung (niedrige Zugfestigkeiten bei 90°), die niedrigen Bohrgeschwindigkeiten mit den hohen Spaltzugfestigkeiten parallel zu ihr (hohe Zugfestigkeiten bei 0°).

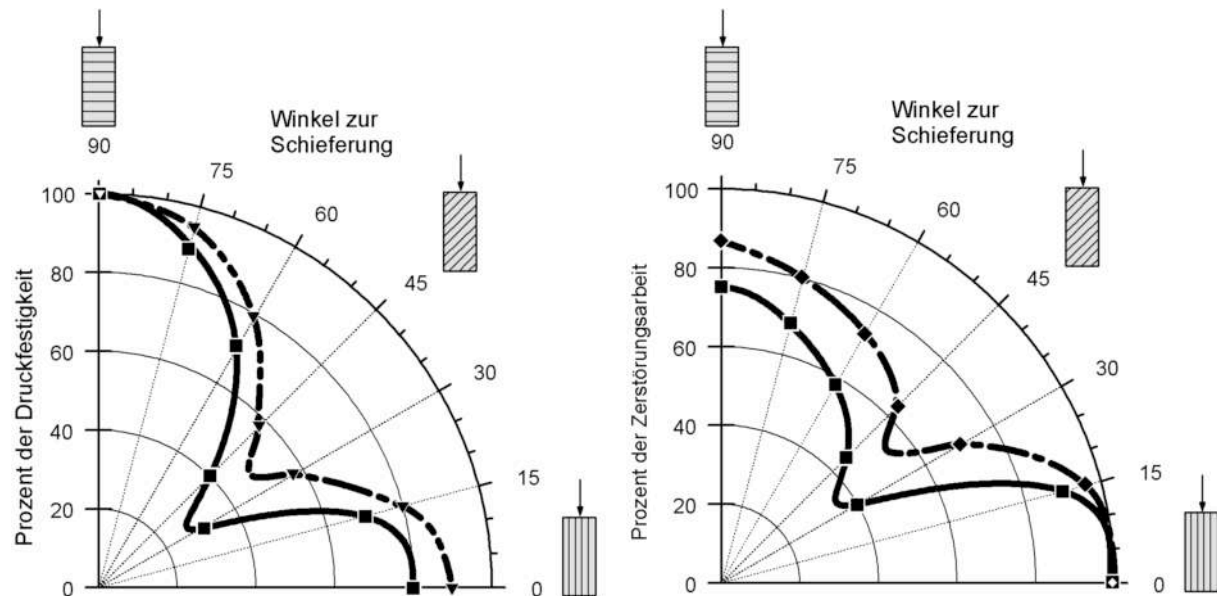


Bild 18: Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit und der Zerstörungsarbeit von der Einfallsrichtung für einen Quarzphyllit mit ebenen, glatten Schieferungsflächen (hochgradige Anisotropie; durchgehende Linie) und mit welligen Schieferungsflächen (starke Anisotropie; gestrichelte Linie). Projekt Inntaltunnel, Innsbruck (7).

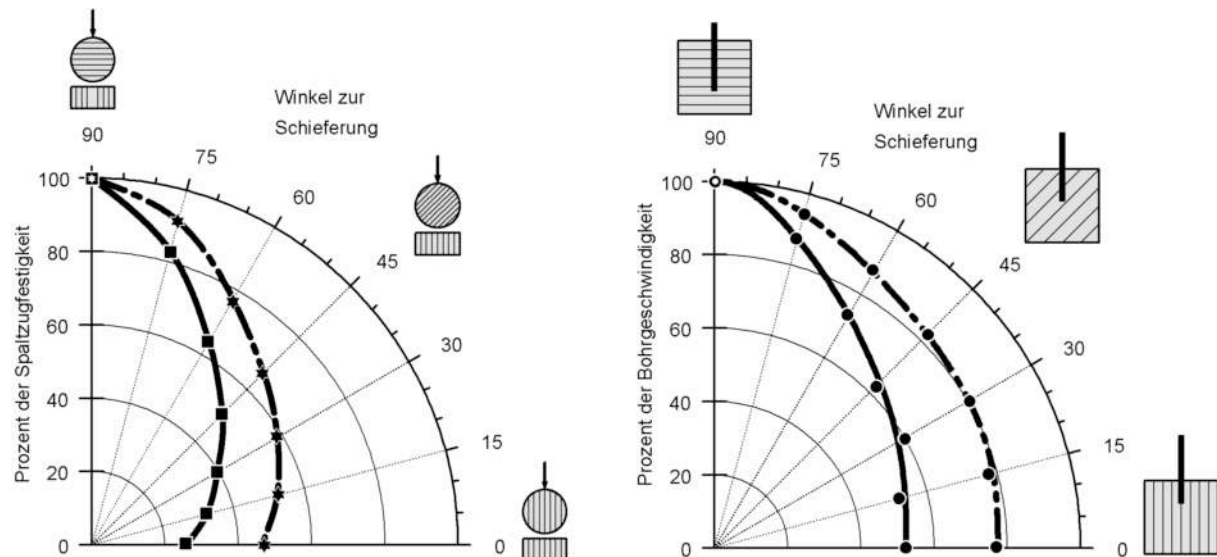


Bild 19: Abhängigkeit der Spaltzugfestigkeit von der Einfallsrichtung und der Bohrgeschwindigkeit von der Bohrrichtung für einen Quarzphyllit mit ebenen, glatten Schieferungsflächen (hochgradige Anisotropie; durchgehende Linie) und mit welligen Schieferungsflächen (starke Anisotropie; gestrichelte Linie). Projekt Inntaltunnel, Innsbruck (7).

Geometrisch-felsmechanisches Erklärungsmodell

Bei den Überlegungen zum physikalischen Bohrvorgang (Bild 20, rechts, Ausschnitt) ist zunächst der Fall eines isotropen (wenn auch möglicherweise inhomogenen) Gesteins zugrundegelegt. Bei inhomogenem, anisotropem Gestein hat die Orientierung eines Trennflächengefüges (Schieferung, Schichtung) – d. h. die Anisotropie – jedoch einen großen Einfluß auf die Lösbarkeit des Gebirges an der Bohrlochsohle (Bild 20).

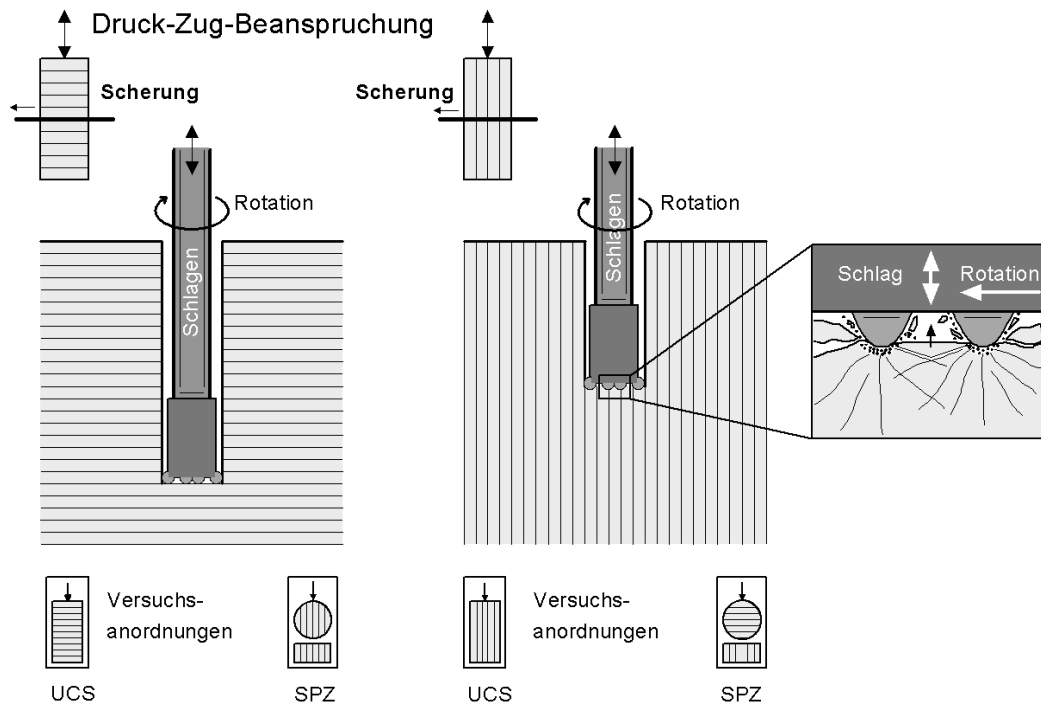


Bild 20: Konzeptuelles Modell des Bohrvorgangs bei unterschiedlicher Orientierung der Schieferung mit notwendigen Versuchsanordnungen für felsmechanische Untersuchungen (7).

Ist die Schieferung also rechtwinklig zur Bohrrichtung orientiert, so ist der Scherwiderstand gering – gleichbedeutend mit einer geringen Zugfestigkeit rechtwinklig zur Schieferung – und die Bohrgeschwindigkeit hoch. Liegt dagegen die Arbeitsrichtung parallel zur Schieferung, so ist der Scherwiderstand und damit die Zugfestigkeit gleichermaßen hoch, die Bohrgeschwindigkeit deutlich geringer (bis zu 40%).

Im Gegensatz zum Spaltzugversuch (oder Scherversuch) ist der einaxiale Druckversuch – mangels seitlicher Einspannung des Prüfkörpers – offensichtlich nicht in der Lage, den Bohrvorgang an der Bohrlochsohle zu simulieren. Es wird deshalb eine Überlagerung der beiden Zerstörungsmechanismen an der Bohrlochsohle vermutet, die sich bei unterschiedlicher Lage der Schieferung unterschiedlich stark auf die Lösbarkeit auswirkt. In der Folge kann dieses Phänomen möglicherweise auf ein geometrisches Problem zurückgeführt werden. Bild 21 zeigt ein konzeptuelles Modell des Zerstörungsmechanismus unterhalb der Bohrkronenstifte beim Drehschlagbohren in anisotropem, geschiefertem Gestein (nach 4, verändert).

- 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 scherenenden 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 Splittern 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 $0 < \alpha < 90^\circ$ müßte aus geometrischen Gründen die Größe der Splitter in etwa eine Funktion des Cosinus des Zwischenwinkels sein.
- Bei der Spaltzugfestigkeit ist die tatsächliche Zugbeanspruchung S_z ebenfalls eine Funktion des Cosinus des Zwischenwinkels. Analog lassen sich auch die Kurvenformen in den Diagrammen der einaxialen Druckfestigkeit und Zerstörungsarbeit abschnittsweise erklären.

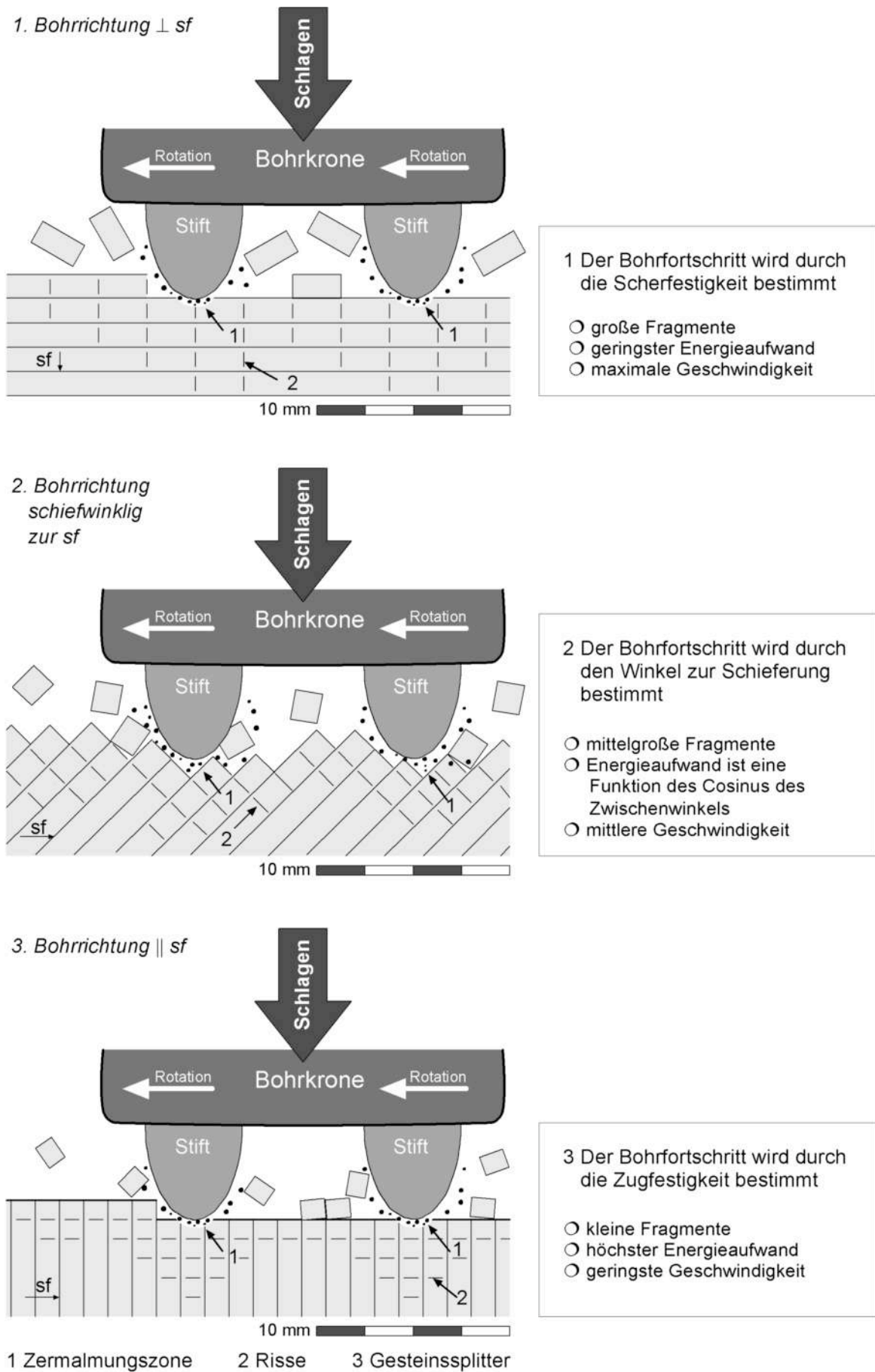


Bild 21: Konzeptuelles Modell für den Zerstörungsmechanismus unterhalb der Bohrkronenstifte beim Dreh-schlagbohren in anisotropem, geschiefertem Gestein (nach 4, verändert).

Bei der Durchführung der felsmechanischen Untersuchungen muß damit auf die richtige Versuchsanordnung - bezogen auf die Orientierung von Schieferung und Prüfkörper - berücksichtigt werden (vgl. Bild 20):

- Orientierung des Vortriebs in etwa parallel oder spitzwinklig zur vorherrschenden Schieferungsrichtung
fi Untersuchung der einaxialen Druckfestigkeit und Spaltzugfestigkeit parallel zur Schieferung.
- Orientierung des Vortriebs in etwa rechtwinklig oder stumpfwinklig zur vorherrschenden Schieferungsrichtung
fi Untersuchung der einaxialen Druckfestigkeit und Spaltzugfestigkeit rechtwinklig zur Schieferung.

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).

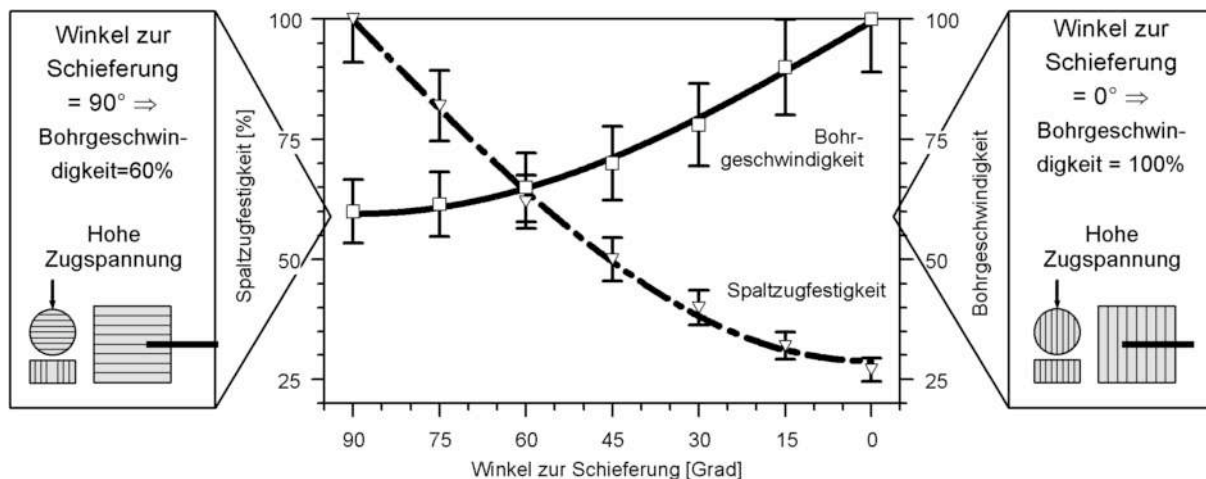


Bild 22: Bohrgeschwindigkeit und Spaltzugfestigkeit, jeweils gegen den Winkel zwischen Schieferung und Belastungs- bzw. Bohrrichtung aufgetragen. Mittelwerte eines hochgradig anisotropen Quarzphyllits mit der Standardabweichung als Fehlerbalken (7).

Sprengbarkeit

Gestützt auf das Modell wurde auch versucht, an einem geeigneten Fallbeispiel eine Abhängigkeit des spezifischen Sprengstoffverbrauchs von der Orientierung der Schieferung zu erhalten. Beim Projekt Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach, konnte durch den kurvenförmigen Verlauf sowie durch geeignete Querschläge wenigstens einige wenige Stützpunkte für den Verlauf des Graphen gewonnen werden (Bild 23). Dieses Diagramm erlaubt sicher keine statistisch gesicherte Aussage, bestätigt aber im Grunde 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. KULOZIK (41) beschreibt zwar aufgrund seiner Erkenntnisse von Modellversuchen an Plexiglas, daß er für einen Gefügewinkel von 45° den höchsten Energieaufwand vermutet, konnte dies jedoch bei den Geländestudien nicht bestätigen. Auch er geht davon aus, daß unter Tage der Sprengenergieaufwand parallel zur Schieferung wesentlich höher sein muß als senkrecht dazu.

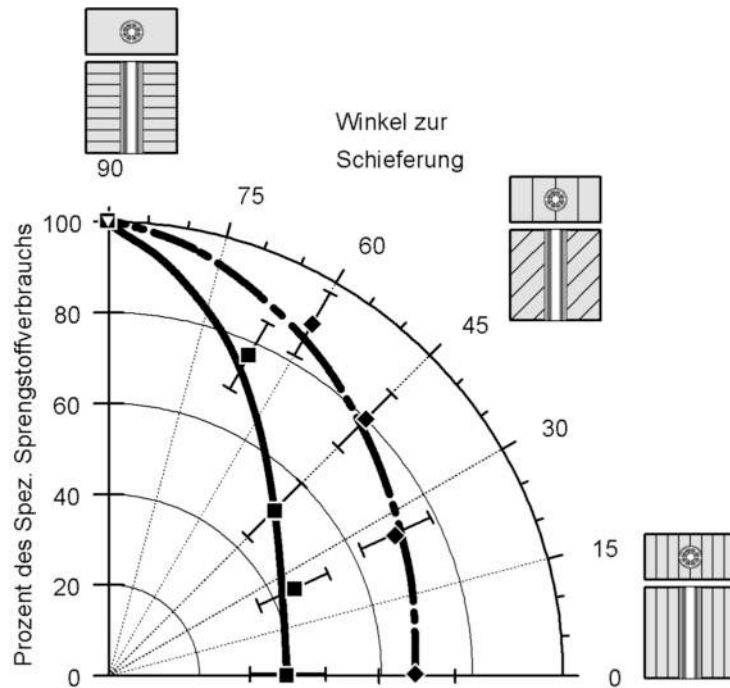


Bild 23: Abhängigkeit des spezifischen Sprengstoffverbrauchs von der Orientierung der Sprenglöcher (= Bohr- richtung) für Schwarzschiefer (durchgehende Linie) und Karbonatschiefer (gestrichelte Linie). Projekt Schönbergtunnel, Umfahrung Schwarzach. Fehlerbalken zeigt die Standardabweichung an (1).

Abweichung von Bohrspuren und Profilungenauigkeiten

In metamorphen Schiefern 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 Profilungenauigkeit, obwohl oft noch alle Bohrspuren sichtbar sind.

Die Fotos von Bild 24 und Bild 25 illustrieren die typischen Auswirkungen der Bohrspurkrümmung in Augengneisen (Michaelstunnel, 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) Bohrstangen oder die Zurücknahme der Angriffstiefe. Auch die Verwendung von Bohrkronen mit besonders langem Schaft kann Abhilfe schaffen.

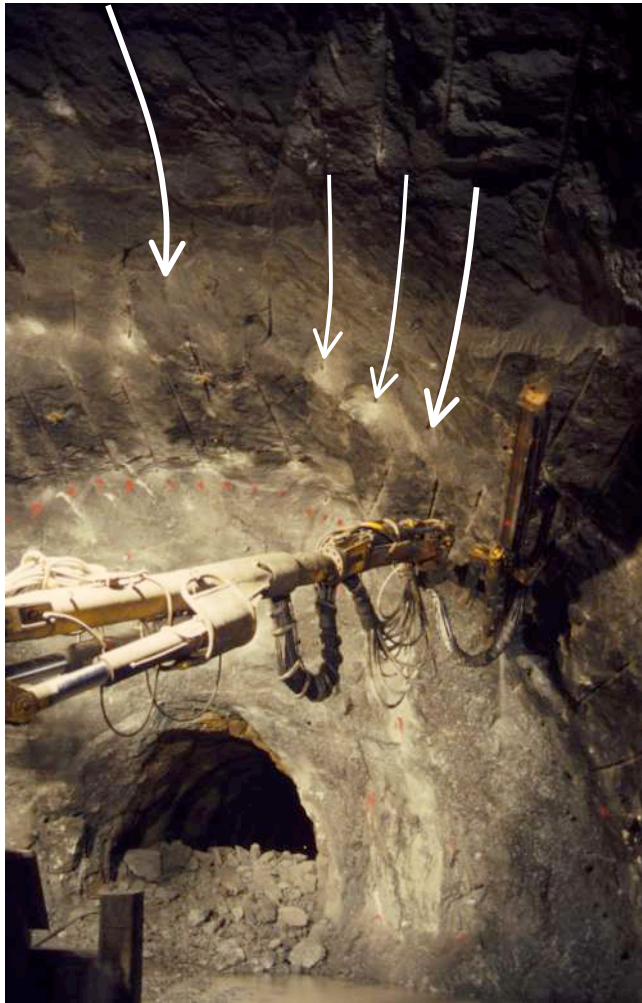


Bild 24: Weiße Pfeile: Abweichung / Krümmung der Kranzloch-Bohrspuren zur Normalen auf die Schieferungsfläche hin. Michaelstunnel, Baden-Baden, Stat. 1332,5, Augengneis

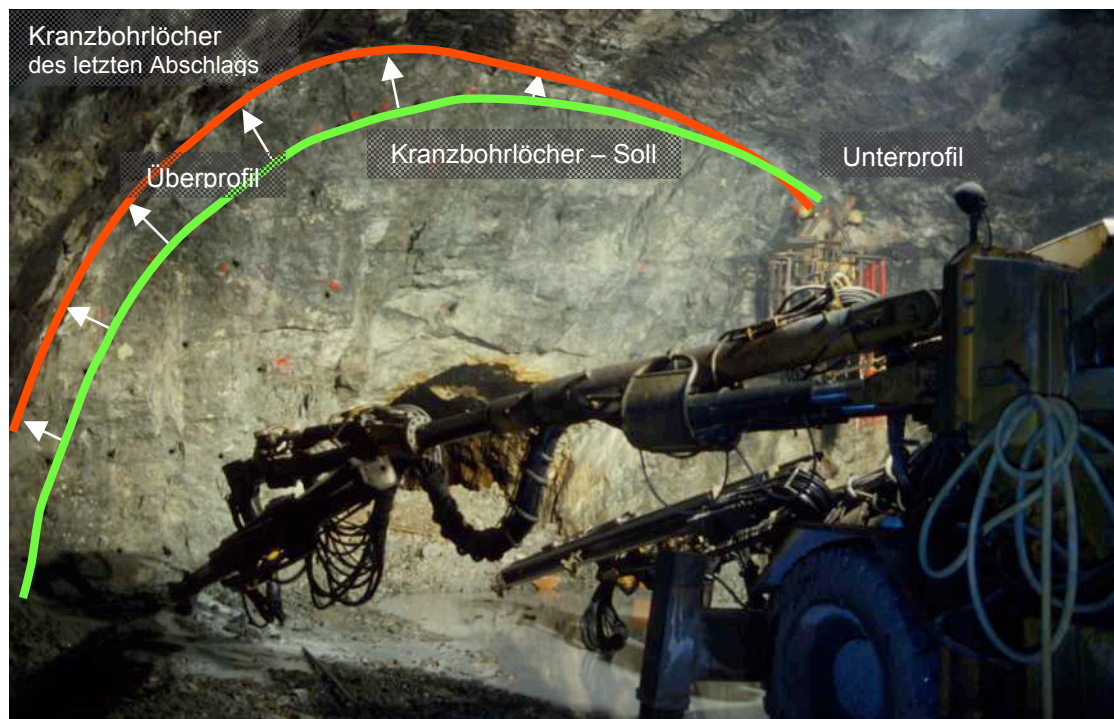


Bild 25: Überprofil durch Abweichung der Bohrspuren. Grün: Sollinie des aktuellen Abschlags. Rot: Istlinie des letzten Abschlags. Pfeile = Überprofil. Links: Unterprofil durch Abweichung nach links oben.

2.2.2.2 Einfluß auf die Fräsleistung

Der Einfluß der Anisotropie auf die Fräsleistung beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen konnte im Abwasserstollen Zeulenroda, Thüringen nachgewiesen werden. In der bereits erwähnten Störungszone (Weißendorfer Störung) waren die anstehenden, schluffigen Tonschiefer immer wieder als Blöcke gegenüber der Vortriebsrichtung verdreht. Die Fräsleistungen (Bild 26) 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. Die eingezeichneten Kurven sollen lediglich einen Trend vermitteln; eine statistische Auswertung wurde wegen der geringen Anzahl an Wertepaaren nicht durchgeführt.

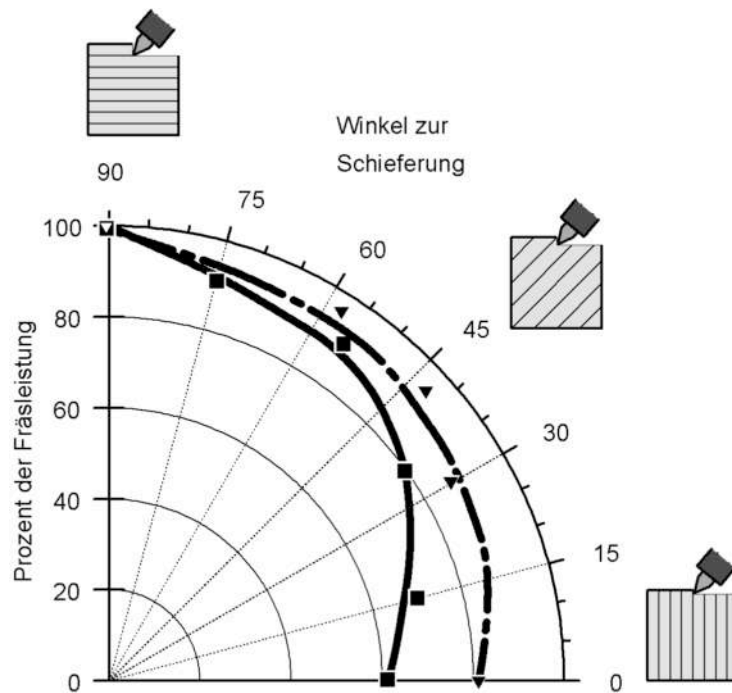


Bild 26: Abhängigkeit der Fräsleistung von der Orientierung der Vortriebsrichtung in Tonschiefern (durchgehende Linie) und sandigen Schluffschiefern (gestrichelte Linie). Der Übersichtlichkeit halber sind nur Mittelwerte eingezeichnet. Projekt Abwasserstollen Zeulenroda, Thüringen (1).

Ähnliche Beobachtungen werden auch von anderen Experten und Maschinenherstellern geschildert. Dabei soll sich die Orientierung parallel zur Tunnel- bzw. Vortriebsachse besonders ungünstig auf den Verschleiß an Rundschachtmeißeln auswirken. Wegen der sich schnell ändernden Schieferungsrichtung in der Störungszone konnte dies am Abwasserstollen Zeulenroda jedoch nicht nachgewiesen werden. Die Kurvenform legt denselben Mechanismus für den Zerstörungsmechanismus unterhalb eines Rundschachtmeißels nahe wie er schon für das Drehschlagbohren (Bild 21 auf Seite 18) vorgestellt wurde.

Die Kurvenform legt das selbe Konzept für den Zerstörungsmechanismus unterhalb eines Rundschachtmeißels nahe wie er schon für das Drehschlagbohren (Bild 21 auf Seite 18) vorgestellt wurde. Die Überlegungen zur Rißausbreitung und Versuchsanordnung bei felsmechanischen Laboruntersuchungen gelten analog.

2.2.2.3 Einfluß auf die Schneidleistung

Um den Einfluß der Anisotropie auf die Schneidleistung beim Vortrieb mit einer Tunnelbormaschine zu erhalten, wurde die ausführliche Dokumentation ausgewertet, die beim Vortrieb des Erkundungstollens zum Schönbergtunnel Schwarzach erstellt wurde.

Die Schneidleistungen (Bild 26) waren senkrecht zur Schieferung am höchsten und sanken mit schräg zur Vortriebsrichtung verlaufender Schieferung deutlich bis auf etwa 55% (Phyllite) bzw. 75% (Phyllit-Karbonatschiefer-Wechselfolge) ab. Lag die Schieferung in Tunnelachse (gleich ob bei senkrechter oder horizontaler Lagerung), so waren die Schneidleistungen entsprechend am geringsten. Die einge-

gezeichneten Kurven sollen lediglich einen Trend vermitteln; eine statistische Auswertung wurde wegen der Unsicherheit in der nachträglichen Bestimmung aus der Dokumentation heraus nicht durchgeführt.

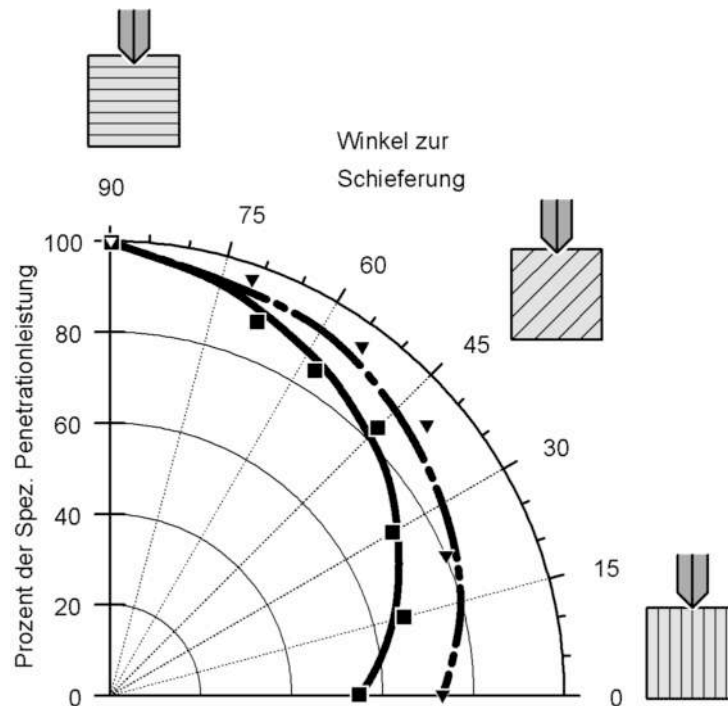


Bild 27: Abhängigkeit der spezifischen Penetration von der Orientierung der Vortriebsrichtung in Phylliten (durchgehende Linie) und in der Phyllit-Karbonatschiefer-Wechselfolge (gestrichelte Linie). Der Übersichtlichkeit halber sind nur Mittelwerte eingezeichnet. Projekt Erkundungstollen Schönbergtunnel, Schwarzach (1).

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 er eher spröde Gesteine wie Kalke, Dolomite und Sand- bzw. Kieselkalke bearbeitete liegt die Erklärung nahe, daß das andere Materialverhalten beim Lösevorgang die Ursache für diesen Unterschied ist. Die hier betrachteten Phyllite wiesen eine sehr feinen 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.

Auch die Kurvenform im Diagramm macht das selbe Konzept für den Zerstörungsmechanismus unterhalb eines Rollenmeißels sehr wahrscheinlich wie er schon für das Drehschlagbohren (Bild 21 auf Seite 18) vorgestellt und für das Fräsen nahegelegt wurde. Die Überlegungen zur Rißausbreitung und Versuchsanordnung bei felsmechanischen Laboruntersuchungen gelten ebenfalls analog.

3 Prognose von Werkzeugverschleiß

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 generell sehr komplex zusammengesetzte tribologische Systeme mit Wechselbeziehungen zwischen Werkzeug, Gebirge, Spülmedien, 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 spezifischer 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 m³ 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).

3.2 Erfassung von Verschleißparametern

Zur Beurteilung der Werkzeugverschleißform sollte eine repräsentative Anzahl verschlissener Lösewerkzeuge (i.d.R. 50-100 Stück) vor Ort rückgestellt und nach sorgfältiger Reinigung auf deren Verschleißform hin untersucht werden. 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 [m³] oder spezifische Diskenlauflänge [km] bezogen. Zur Erfassung des Werkzeugverbrauchs stehen vor Ort drei prinzipielle Wege der Datenerfassung zur Auswahl (Tabelle 2). Diese Verfahren unterscheiden sich - wie aufgeführt - hinsichtlich des zusätzlichen Aufwands und Ihrer Verlässlichkeit.

Tabelle 2: Generelle Möglichkeiten zur Ermittlung von Werkzeugverbrauchszahlen.

Methode	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 des qualitativen Werkzeugverschleiß (Werkzeugverschleißform)

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 Sprödbbruch* von Werkzeugmaterialien infolge hoher Spannungen, z.B. bei schlagender Beanspruchung (Prall- und Stoßverschleiß). Sprödbüche 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.


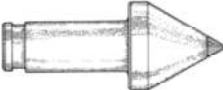
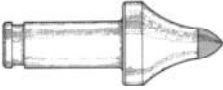
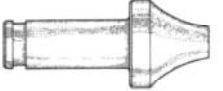
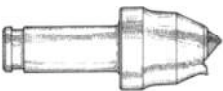
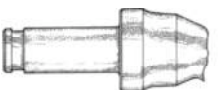

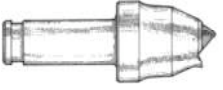
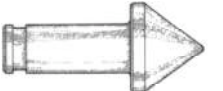
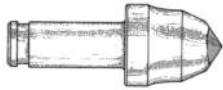

3.3.1 Verschleißformen und -ursachen bei Stiftbohrkronen und Rundschaftmeißeln

Tabelle 3 und 4 zeigen die in (2) erarbeiteten Verschleißbild-Klassifizierungen für Stiftbohrkronen und Rundschaftmeißel. 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.

Tabelle 3: Einteilung der Verschleißform von Stiftbohrkronen in 10 Verschleißklassen (2).

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

Tabelle 4: Einteilung der Verschleißform von Rundschaftmeißeln in 11 Verschleißklassen (2).

Verschleißart Verschleißbild	Kürzel	Beschreibung
Neues Werkzeug		
	M-0	<u>Fabrikneuer</u> , unbenutzter Rundschaftmeißel.
Abrasivverschleiß		
	M-A1	<u>„Normaler“ Verschleiß</u> : Gleichmäßiger Abtrag von Hartmetall und Werkzeugträgermaterial. Werkzeugwechsel nach Abnutzung bis auf sinnvolles Niveau.
	M-A2	Bevorzugter <u>Abtrag des Werkzeugträgers</u> . Bei ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis des Hartmetallstifts besteht Gefahr eines M-A3 (Ausbruch des Stiftes).
	M-A3	<u>Ausbruch des Hartmetallstifts</u> aufgrund fehlender seitlicher Bettung und ungenügender Werkstoffverbindung an der Basis des Hartmetallstifts.
Verschleiß durch Sprödbruch		
	M-S1	<u>Sprödbrüche innerhalb des Hartmetallstifts</u> , die zur teilweisen oder vollständigen Zerstörung führen.
	M-S2	Vollständiger <u>Ausbruch des Hartmetallstifts</u> durch Versagen der Verbindung zwischen Werkzeugträger und Hartmetall.
	M-S3	<u>Bruch des Meißelschafts</u> .
Thermischer Verschleiß		
	M-T	Verschleißbild entspricht dem der Kategorien A+S, eventuell sind charakteristische Anlauffarben im Werkzeugträger erkennbar (Tabelle 5)
Sonder-und Mischformen		
	M-So1	<u>Totalverschleiß</u> . Zuordnung zu Verschleißklassen nicht oder nur bedingt möglich.
	M-So2	Ausgeprägte Verflachung des Hartmetallstifts.
	M-So3	Ausgeprägt einseitige Abnutzung des Rundschaftmeißels.

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 Hartmetalleinsätze dennoch - bei niedrigen Verschleißraten - durch Mikroabrasions- und -bruchvorgänge von weniger abrasiven Minerale abgenutzt.

Bevorzugter *Verschleiß des Werkzeugträgermaterials* (A2) mit der Gefahr von *Stiftausbrüchen infolge Bettungsverlust* (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“ Kronenaußen-seiten gehen (7).

Makroskopisches *Sprödbbruchversagen 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 Sprödbbruchversagen von Hartmetallstiften:

- Drehschlagendes Bohren: feste Gesteine mit Trennflächen, wie geöffneten oder mit Lockergestein gefüllten Klüften; stark inhomogen zusammengesetzte Gesteine mit sehr harten Komponenten > ca. 2 cm, wie Konglomerate und Fanglomerate.
- Teilschnittmaschine: stark inhomogene Gebirgsverhältnisse mit festen und wenig festen Partien in Wechsellagerung, wie z.B. Konkretionslagen (bei Rundschaftmeißeln).
- Teilschnittmaschine: Hohe Werkzeugtemperaturen können zur Veränderung der Materialeigenschaften und in der Folge zu vermehrtem Sprödbbruchversagen 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 Sprödbbruchversagen durch Ausschlagen oder Bruch von Hartmetallstiften.

Sprödbbruchversagen von Meißel- oder Kronenschaft (S3) ist in der Regel Gewaltschaden oder Materialdefekt und lässt kaum Rückschlüsse auf geologische Ursachen zu. Insbesondere bei Rundschaftmeißeln können jedoch nicht nur fehlerhafte Werkzeuge sondern auch verschlissene Meißelhalterungen am Schneidkopf zum Schaftbruch führen.

Thermischer Verschleiß (M-T) an Rundschaftmeißeln 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 herangezogen werden, die nachstehend im relevanten Bereich von bis zu ca. 360°C (Tabelle 5) für niedrig legierte Werkzeugstähle (Werkzeugträgermaterial) aufgeführt sind.

Tabelle 5: Anlassfarben für niedrig legierte Stähle (42).

Farb-Oberbegriff	Einzelfarben	Temperatur
gelb	weißgelb-strohgelb-goldgelb	200-230°C
braun/rot	gelbbraun-braunrot-rot-purpurrot	240-270°C
violett/blau	violett-dunkelblau-kornblumenblau-hellblau	280-320°C
grau	blaugrau-grau	340-360°C







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 Rundschaftmeißeln (M-So3) tritt meist dann auf, wenn die Rotation des Rundschaftmeißels in seiner Fassung behindert ist. Als geologische Ursache ist meist das Eindringen feinkörnigen Gesteinsmehls in den Ringspalt zwischen Meißel und Meißelhalter zu erwägen. Vor allem Ton-Schluffsteine führen in Verbindung mit Wasserzutritten zum Verschmieren und Verkleben des Schneidkopfs und Meißelhalters. 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. Auf maschinentechnischer Seite kann eine fehlerhafte Meißelstellung oder falsche Dimensionierung des Meißelschafts zu asymmetrischer Abnutzung führen. In allen Fällen werden durch die fehlende Meißelrotation die Vorteile zunichte gemacht, die den Rundschaftmeißel gegenüber anderen Bauformen auszeichnen. Da das Grundprinzip des Werkzeuges außer Kraft gesetzt ist und zudem das am Meißel zur Verfügung stehende Verschleißvolumen nicht ausgenutzt werden kann, sind mit der einseitigen Abnutzung zwangsläufig höhere Werkzeugverschleißraten verbunden.
- Ausgeprägte *Verflachung des Hartmetallstifts* bei Rundschaftmeißeln (M-So2) kann Folge von falsch angeordneten (zu steil eingreifenden) oder mit zu geringem Vorschub eingesetzten Meißeln sein.

3.3.2 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 der Einsatzerfahrungen von 14, 43).

Tabelle 6: Einteilung der Verschleißform von Einringdisken in 6 Verschleißklassen.

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

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, die 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 Sprödbbruch 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 aufgebrachten Kräften beeinflusst werden.

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

3.3.3 Quantitativer Verschleiß: Die 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 Rundschafmeißel 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 von Stiftbohrkronen 43 - 48 mm (7).

Verschleiß- Bezeichnung	Bohrkronenstandlänge [m/Krone]	Bohrkronen- standlänge Bezeichnung
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 Rundschafmeißeln (2).

Verschleiß- Bezeichnung	Spezifischer Meißelverbrauch [Meißel/m ³ (fest)]	Meißelstandzeit Bezeichnung
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 (1).

Verschleiß- Bezeichnung	Rollweg [km/Diske]	Diskenstandzeit Bezeichnung
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 sind zunächst 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 m³-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 (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 47).
- Geologisch-geotechnische Methoden zur Bestimmung von Verschleißindices, wie der SiO₂- und Al₂O₃-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 (44), DEKETHs Specific wear equation SPW (10) oder der von (2) eingeführte Rock Abrasivity Index RAI.

Fallstudien (u.a. 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 zwar häufiger eingesetzt, sind aber nach (2, 10, 19) per se nicht als angemessene Verfahren zur exakten Verschleißprognose anzusehen. Die versuchstechnisch z.T. aufwendigen Verfahren berücksichtigen grundlegende geologische und maschinentechnische Einflussfaktoren nicht bzw. unterscheiden sich in Ihrer Versuchsanordnung grundlegend von den tatsächlichen Verhältnissen. Nur wenige Versuchsverfahren haben weite Verbreitung gefunden, auch führt die Anwendung verschiedener Versuchsverfahren zu nicht immer miteinander korrelierenden Ergebnissen (10).
- *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 *Schimatzek-Verschleißindex* wird von (2) weiterer, einfach ermittelbarer Verschleißindex, der *Rock Abrasivity Index* (RAI) vorgeschlagen. Die hier publizierten Datensätze zeigen, dass Rock Abrasivity Index, Schimatzek-Verschleißindex und Äquivalenter Quarzgehalt als geeignete Kennwerte z.B. für die Prognose des quantitativen Bohrkronenverschleiß 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 Schimatzek-Verschleißindex* (F_{mod} , 19) zu den geologisch-geotechnischen Indices. Bei der Korrelation mit Standlängen 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 28 sind Bohrkronenstandzeit und Äquivalenter Quarzanteil verschiedenster untersuchter Homogenbereiche (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.

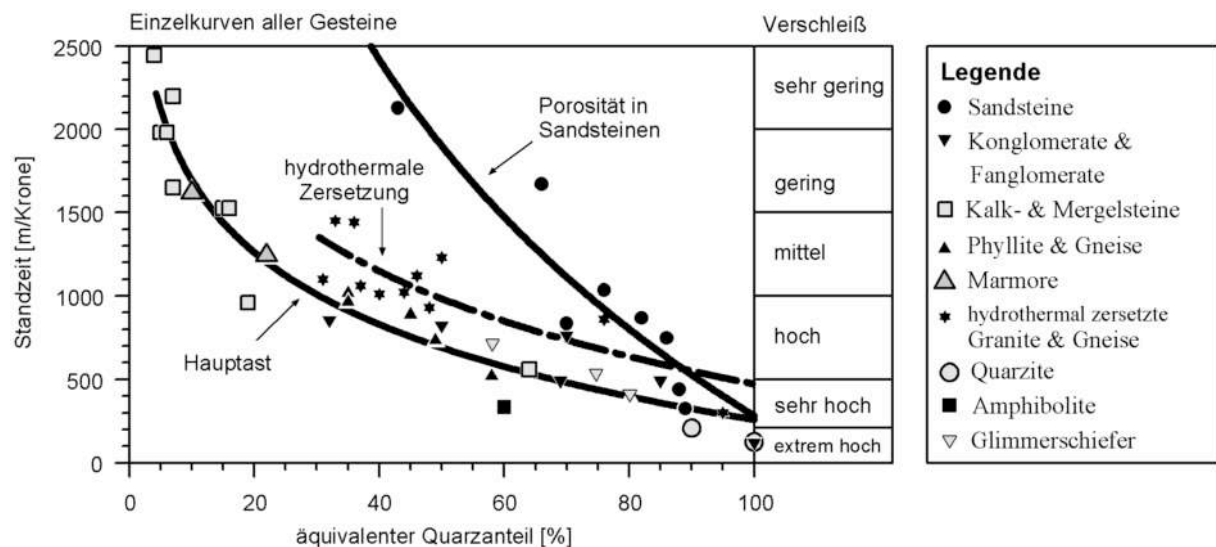


Bild 28: Standzeit der Bohrkronen, aufgetragen gegen den äquivalenten Quarzanteil. Die Werte sind in Gesteinsgruppen zusammengefaßt und in Einzelkurven gezeichnet. Werte aus 10 Tunnelprojekten (7).

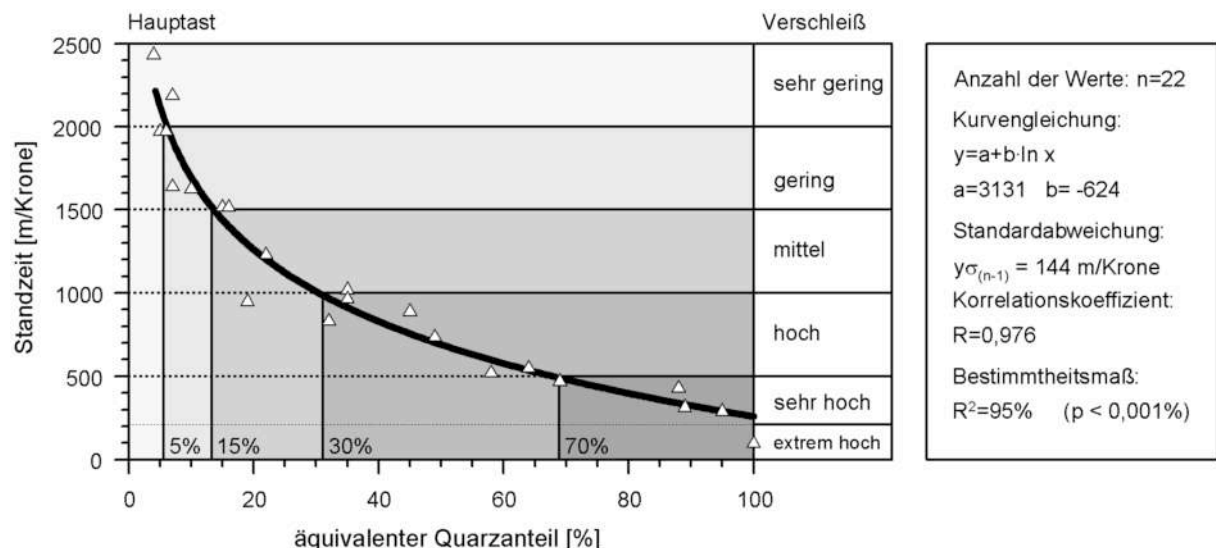


Bild 29: Einteilung des Verschleißes (Bohrkronenstandzeit) nach dem äquivalenten Quarzanteil für die Gesteine des „Hauptastes“ (Gesteine mit Korn-Korn-Bindung,; 7).

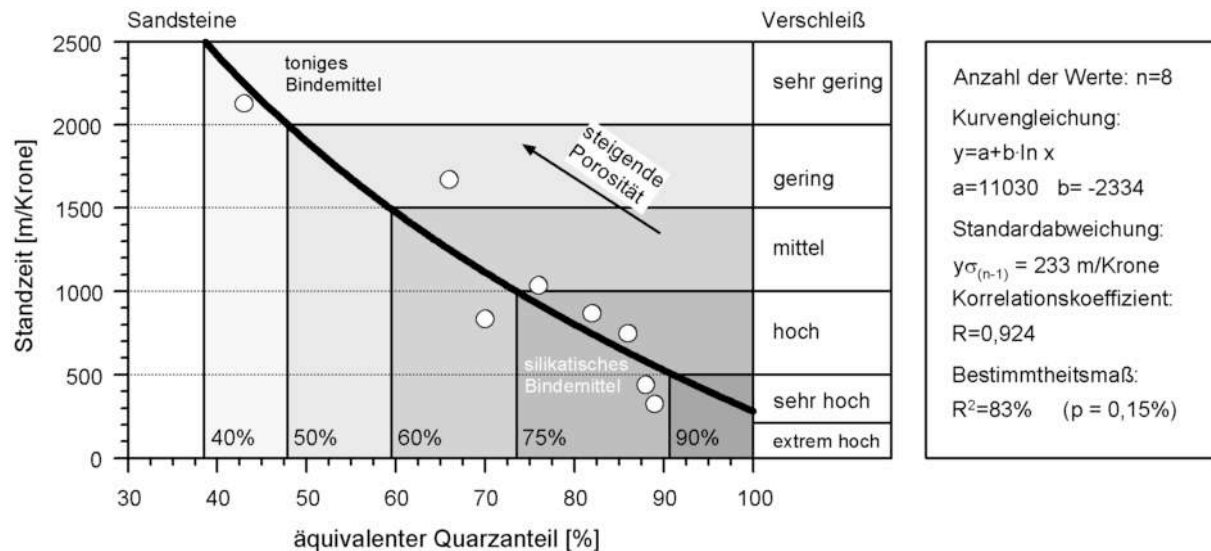


Bild 30: Einteilung des Verschleißes (Bohrkronenstandzeit) nach dem äquivalenten Quarzanteil für Sandsteine (Gesteine mit Bindemittel; 7).

Im Diagramm der Bild 29 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 auf der „sicheren Seite“.

Das Diagramm der Sandsteine (Bild 30) 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 Werteanzahl jedoch unter Vorbehalt zu sehen. Prinzipiell erlauben diese Diagramme auch eine Prognose, die den bisher ermittelten Wertebereich nicht überschreiten sollte.

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 neu in (2) eingeführte Rock Abrasivity Index oder der modifizierte Schimatzek-Verschleißindex Rechnung, indem sie felsmechanische Kennwerte, wie den Point-Load-Index oder die Einaxiale Gesteinsdruckfestigkeit als Maß für die Kornbindung in die Kennwerte integrieren. So erübrigt sich die Betrachtung verschiedener lithologischer Äste.

In Bild 31 ist die Bohrkronenstandlänge von 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 ausgeglichene Punkteverteilung aus. Die Streuung der Bohrkronenstandlängen 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.

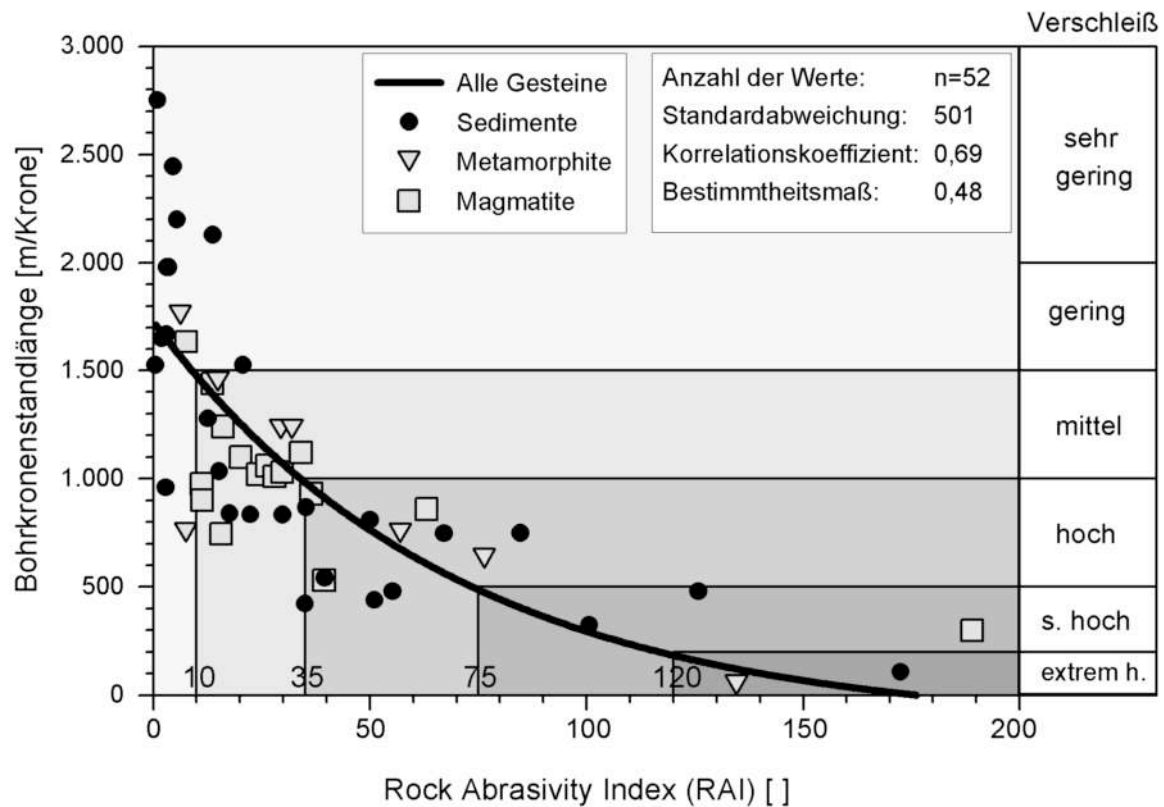


Bild 31: Bohrkronenstandlänge aufgetragen gegen den Gesteinsabrasivitätsindex RAI (nach 2, verändert).

3.4.3 Verschleiß von Rundschaffmeißeln

Bisher konnte eine Korrelation des äquivalenten Quarzgehalts, des CAI oder des RAI mit dem spezifischen Meißelverbrauch noch nicht auf einer gesicherten Datenbasis ermittelt werden (2). Auch die an der TU Delft entwickelten Ansätze (10, 11), komplexe Prognoseformeln für den Rundschaffmeißelverschleiß anzuwenden, waren bisher nicht erfolgreich. 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 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.

Zum derzeitigen Stand der Technik erscheint es möglich, mit „traditionellen“ Parametern, wie dem SiO_2 -Gehalt, der Einaxialen Druckfestigkeit oder dem Schimatzek-Index 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 Rundschaffmeißeln, Fräskopfgeometrien und Gerätetypen liegen allerdings nur sehr spärliche Daten vor. Die Bild 32 zeigt den Meißelverschleiß in Abhängigkeit von einaxialer Druckfestigkeit mit Isolinien für den Quarzgehalt („ SiO_2 “). Hohe Präzision ist von diesem Diagramm zwar nicht zu erwarten, es hat sich jedoch in der Praxis als Schätzworlage für den spezifischen Meißelverbrauch bewährt. Das Diagramm ergibt immerhin Anhaltspunkte für die Entwicklung des Verschleißes mit zunehmender einaxialer Druckfestigkeit und zunehmendem Quarzgehalt.

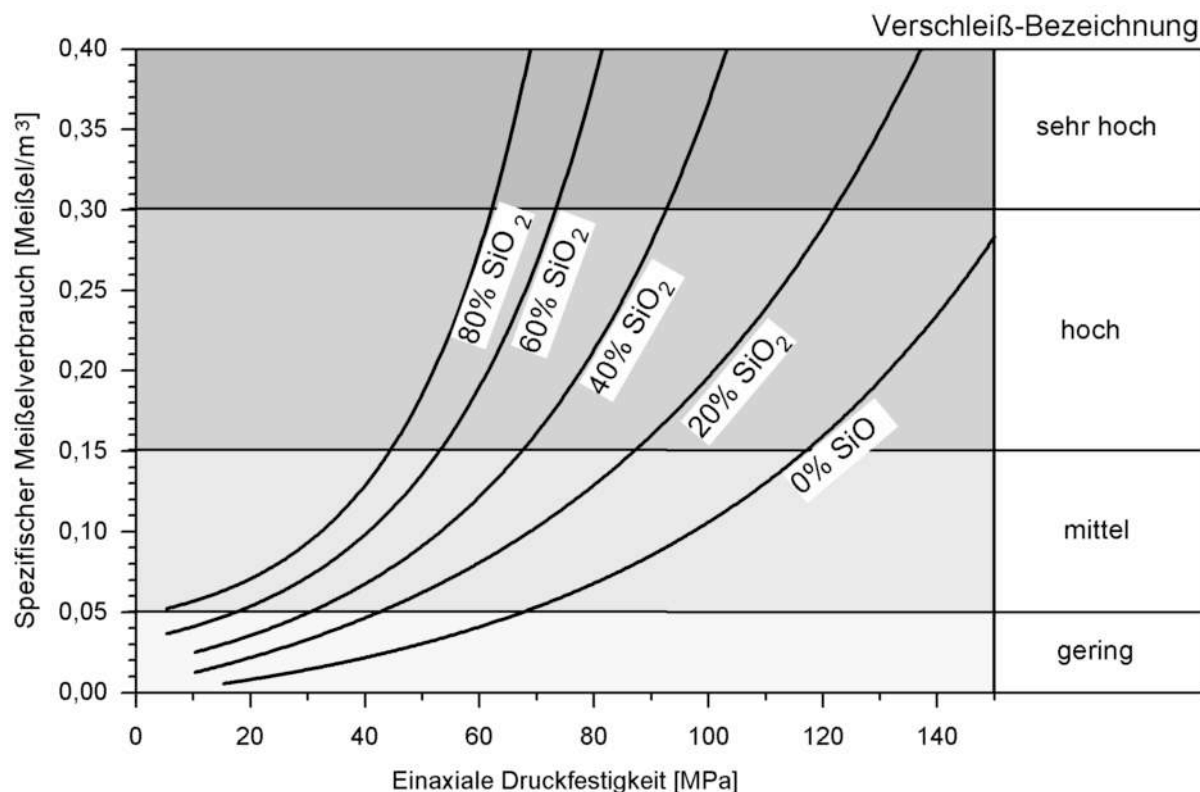


Bild 32: Verschleißdiagramm einer 300 kW Teilschnittmaschine in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit mit Isolinien für den Quarzgehalt (zusammengestellt nach Angaben von Maschinenherstellern).

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 [m^3/Diske] in Abhängigkeit von CAI und Einaxialer Druckfestigkeit ist in (50) dargestellt worden (Bild 33). 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.

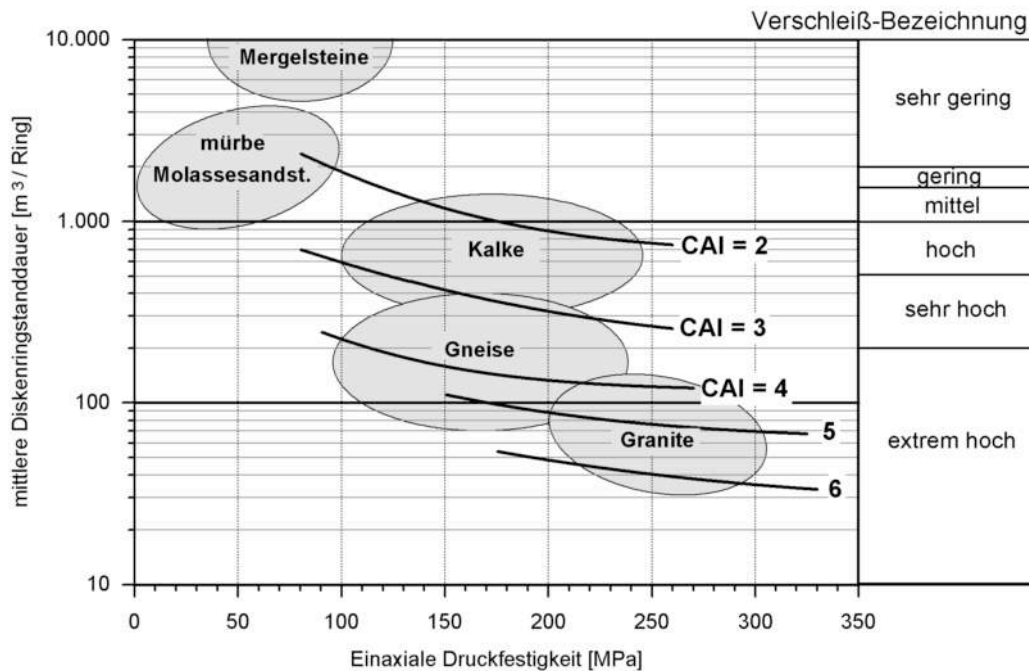


Bild 33: Mittlere Meißelringstanddauer (= -Diskenstandzeit, Diskenstandlänge) in Abhängigkeit der Einaxialen Druckfestigkeit und des Cerchar-Abrasivitätsindex CAI (nach 50, verändert).

4 Schlussbemerkung

Auf der Basis der in dieser Arbeit vorgestellten Parameter der Basis-Gebirgslösbarkeit läßt sich bereits eine brauchbare Prognose für Bohrgeschwindigkeit und Bohrkronenverschleiß beim Bohr- und Sprengvortrieb durchführen. Für den Vortrieb mit Teilschnittmaschinen ist dies für die Fräsleistung bereits gut, für den Verschleiß zumindest bedingt 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 (u.a. 15, 18, 19, 24, 25, 26, 27, 30, 32,) sowie auf die ausführlichen Arbeiten (1, 2 und 51).

Bei einer Prognose mittels einaxialer Druckfestigkeit muß angemerkt werden, daß die Unsicherheit (große Standardabweichung) relativ groß ist. Allerdings hat die einaxiale Druckfestigkeit den Vorteil, daß sie z.B. auch bedingt über den Point-Load-Test ermittelt 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 nur im Bereich der bisher erhaltenen Werte sinnvoll. 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 (Bohrhämmer, Fräskopf, 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, durch verstärkte Grundlagenforschung die theoretischen und praktischen Erkenntnisse über die spezifische Zerstörungsarbeit zu vertiefen und ihre Ermittlung im Versuch zu standardisieren. Da es häufig problematisch ist, Proben für Zylinderdruckversuche mit einem Längen- Durchmesser Verhältnis von 2:1 zu gewinnen, wäre es günstig, für Tests bezüglich der Bohrbarkeit auf ein Verhältnis von 1:1 zu reduzieren. Dabei ist der Maßstabeffekt, der die Ergebnisse ganz wesentlich steuert, entsprechend zu berücksichtigen (52).

5 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. 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.
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., GIEZEN, M., ALVAREZ GRIMA, M. & DEN HARTOG, M.H. (1996): Performance of rock cutting trenchers at different sites. – In: AUBERTIN, HASSANI & MITRI [eds.]: 2nd North American Rock Mechanics Symposium. Rock Mechanics. Tools and Techniques, Rotterdam (Balkema), 669-675.
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, H. (1975): On the influence of geological conditions at the application of tunnel boring machines. – Bull. Int. Ass. Eng. Geol., 12, 21-28.
26. WANNER, W.J. (1975): Einsatz von Tunnelvortriebsmaschinen im kristallinen Gebirge. Abhängigkeit des Vortriebs von geologisch-petrographischen Bedingungen. – Diss Nr. 5594, ETH Zürich.
27. WANNER, H. (1980): Klüftigkeit und Gesteinsanisotropie beim mechanischen Tunnelvortrieb. – Rock Mech. Suppl. 10., 155-169.
28. 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.
29. 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.
30. GEHRING, K. (1995): Leistungs- und Verschleißprognosen im maschinellen Tunnelbau. – Felsbau, 13, 439-448.
32. RUTSCHMANN, W. (1974): Mechanischer Tunnelvortrieb im Festgestein. – 200 S., Düsseldorf (VDI-Verlag).
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. 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.
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 8th 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, practise & 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.