

**Untersuchungen zum Zusammenhang zwischen
Gesteinsfestigkeitseigenschaften und Kenngrößen der
Gesteinszerstörung durch einzelne Bohrzähne zur Beschreibung
des Bohrens mit Rollenbohrwerkzeugen**

Von der Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau
der Technischen Universität Bergakademie

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor–Ingenieur

(Dr. -Ing.)

vorgelegt

von Diplom-Ingenieur Kai-Uwe Belohlavek

geboren am 20. März 1967

in Schwerin / Mecklenburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Gloth, Freiberg

Prof. em. Dr.-Ing. Claus Marx, Clausthal-Zellerfeld

Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Konietzky, Freiberg

Tag der Verleihung:

Vorwort

Das Gelingen einer solchen Arbeit setzt immer die Unterstützung durch andere voraus.

Herrn Prof. H. Gloth danke ich für die fachliche Unterstützung und die Anregungen bei der Behandlung des Themas.

Ebenfalls danke ich Herrn Prof. C. Marx für die Möglichkeit die experimentellen Untersuchungen am ITE der TU Clausthal-Cellerfeld durchführen zu können und für die Diskussionsbereitschaft während meines Aufenthaltes am ITE. Für die Unterstützung bei den praktischen Arbeiten am ITE danke ich besonders dem damaligen Oberingenieur Herrn Dr. Luy und dem Werkstattmeister Herrn Winter und seinem Team.

Ganz besonders möchte ich meiner Frau Micaela für ihre Geduld und für die Unterstützung bei der Erstellung der schriftlichen Arbeit danken.

Inhalt

	Symbolverzeichnis	
1	Einleitung und Aufgabenstellung	2
1.1	Einleitung	2
1.2	Aufgabenstellung	3
2	Stand des Wissens	4
2.1	Bohrprozessbeschreibung, Bohrgeschwindigkeitsmodelle	4
2.1.1	Der Bohrprozess	4
2.1.2	Bohrgeschwindigkeit	7
2.2	Bohrmodelle zur Berechnung der Bohrgeschwindigkeit mit Rollenbohrwerkzeugen	10
2.3	Spezifische Energie	18
2.4	Gesteinsmechanik – Gesteinsfestigkeit	24
2.4.1	Mechanische Beanspruchung eines Körpers	24
2.4.2	Festigkeitshypothesen, Festigkeitskriterien	26
2.4.3	Einfluss eines Porenraumdruckes auf die Gesteinsfestigkeit	33
2.4.4	Verhalten von Gesteinen im Nachbruchbereich	35
2.5	Gesteinszerstörung durch Bohrzähne	35
2.5.1	Der Gesteinsbruchmechanismus	35
2.5.2	Erforderlicher Zahneindringkraftbedarf	38
2.5.3	Gelöstes Kratervolumen beim Einzelzahneindringen	40
2.5.4	Spezifische Energie beim Einzelzahneindringen	41
2.6	Zusammenfassende Aussagen und Schlussfolgerungen für die weiteren Arbeiten	45
2.6.1	Zusammenfassende Aussagen	45
2.6.2	Schlussfolgerungen für die weiteren Arbeiten	46
3	Berechnung der Gesteinszerstörung unter einem Meißelzahn	47
3.1	Möglichkeiten der Berechnung des Beanspruchungszustandes unter einem Meißelzahn	47
3.2	Numerische Berechnung der Gesteinszerstörung unter einem Werkzeugzahn	52
3.2.1	Zielstellung	52
3.2.2	Das zur Berechnung genutzte Programmsystem	53
3.2.3	Geometrisches Modell, Stoffmodelle, Druckrandbedingungen	53
3.2.4	Berechnungsergebnisse	55
4	Einzelzahneindringversuche	58
4.1	Zielstellung	58
4.2	Versuchstechnik, Versuchsdurchführung	59
4.2.1	Versuchsgesteine	59
4.2.2	Prüfkörperherstellung, Versuchsanordnung	62
4.2.3	Messtechnik, Messgrößenerfassung	64
4.3	Versuchsdurchführung	65
4.4	Versuchsauswertung	68
4.4.1	Begriffsbestimmungen zur Versuchsauswertung	68
4.4.2	Vorversuche	71
4.4.3	Versuche mit Postaer Sandstein	72
4.4.4	Versuche mit Demitzer Granit	77
4.4.5	Zusammengefasste Betrachtung der spezifischen Energie	81
5	Entwicklung eines Modells für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen	82
5.1	Werkzeugcharakteristik	82
5.1.1	Energiebilanz	82
5.1.2	Charakterisierung des Leistungsbedarfes für scherende Gesteinszerstörung	82
5.1.3	Charakterisierung des Leistungsbedarfes für Rollenbohrwerkzeuge	88
5.2	Anwendung des entwickelten Modells auf Bohrversuche in einem Sandstein	91
5.3	Anwendung des entwickelten Modells auf Bohrversuche in einem Tonstein	101
5.4	Anwendung des Modells auf Ergebnisse mit Bohrdaten aus dem Mittleren Buntsandstein in Nordwestdeutschland	104
6	Zusammenfassung	107
	Literaturverzeichnis	110
	Abbildungsverzeichnis	120
	Tabellenverzeichnis	123
	Anlagenverzeichnis	123

Symbolverzeichnis

A	Bohrlochquerschnittsfläche	m^2
$A_{\text{Schn.}}$	Oberfläche des Schneidelementes	m^2
a,b,c,d,e,f	Exponenten	-
AK	Anlagenkosten je Zeiteinheit	
A_{schnitt}	Querschnittsfläche der Schnitttiefe	m^2
BMK	Bohrmeterkosten	
BZ	Bohrzeit	
C	Kohäsion	MPa
C^*	Konstante	-
C^{**}	Konstante	-
C_1, C_2, C_3	werkzeugabhängige Kennzahlen	-
C_{Reibung}	Werkzeugkonstante, die den Einfluss der Reibung ausdrückt	-
D	Werkzeugdurchmesser	m
EK	Energiekosten	
E_k	Einzelkraterbildungsenergie	J
E_{Schlag}	Einzelschlagenergie	J
$E_{\text{spez.}}$	Spezifische Energie	MPa
$E_{\text{spez. (II)}}$	spezifische Energie, berechnet nach Gleichung	MPa
$E_{\text{spez. II}}$	Anteil der spezifischen Energie aus dem zweiten Term der linken Seite Gleichung 5.11	MPa
F	Werkzeugandruckkraft	N
F_c	Andruckkraft, bei Schnittpunkt der Geraden mit der Abszisse	N
F_h	Schnittkraft	N
F_v	Vertikale Andruckkraft	N
h	Zahneindringtiefe	mm
I_m	Spülungsstrahlimpuls auf der Bohrlochsohle	$kg\ m\ s^{-1}$
k	Konstante in der der konstruktive Einfluss des Werkzeuges und alle nicht mit der Gleichung beschriebenen Einflüsse enthalten sind	-
k_c	Meißelkennzahl	-
K	Meißelkennzahl	-
l	Zahnlänge	mm
y	Kennzahl	-
m	Steigung	m^2/N
M_D	Drehmoment	Nm
N	Werkzeugdrehzahl	min^{-1}
n	Entlastungskoeffizient	-
$P_{\text{hyd.}}$	Hydraulische Leistung	Watt

Symbolverzeichnis

P_m	mechanische Leistung am Bohrwerkzeug	Watt
P	Druck auf gGesteinsoberfläche	MPa
p_p	Porenraumdruck	MPa
p_p	Porenraumdruck	MPa
$p_{\ddot{u}}$	Überlagerungsdruck	MPa
Q	Kennzahl	-
r	Bohrlochradius	m
S	Gesteinsfestigkeitswert	-
S_E	Zahneindringfestigkeit	MPa
s	Schnitttiefe je Umdrehung	m
s_c	Formbeiwert	-
s_p	Formbeiwert	-
$s_{\text{drückend}}$	Schnitttiefenanteil aus der drückenden Gesteinszerstörung	m
s_{gesamt}	Gesamtschnitttiefe	m
SL	Standlänge des Werkzeuges	m
s_{scher}	Schnitttiefenanteil aus der scherenden Gesteinszerstörung	mm
SZ	Stillstandzeiten	h
TZ	Tripzeit (Ein- und Ausbaizeit für das Werkzeug)	h
T_k	Kratertiefe	m
T_z	Zahneindringtiefe	m
V_k	Kratervolumen	cm ³
$v_{\text{mech.}}$	mechanische Bohrgeschwindigkeit	m/h
V	pro Zeiteinheit herausgebrochenes Gesteinsvolumen	cm ³ /min
w	Zahnauflagefläche	mm ²
WK	Werkzeugkosten	Geldeinheit
W_v	Spezifische Bruchenergie	J/cm ³
x	Kugeldurchmesser	m
y	Kennzahl	-
Z	Zahnbesatzdichte	
z	Konstante	-
$\Delta E_{\text{spez.}}$	spezifische Energiedifferenz	MPa
Δp	Druckdifferenz über der Bohrlochsohle	MPa
Δp_{eff}	Effektiver Druckdifferenz über der Bohrlochsohle	MPa
Δs	berechnete anteilige Schnitttiefe	m
α	Bohrbarkeitsindex	N/m
β	Halbzahnwinkel	Grad
γ	Schnittwinkel	Grad

Symbolverzeichnis

ε_1	Axiale Dehnung	-
ψ	Tangens des Reibungswinkels	-
ρ	Spüldichte	kg/m ³
σ^T	Spannungstensor	-
σ	Totale Spannung	MPa
σ'	Effektive Spannung	MPa
σ_1	Axiale Spannung (Maximale Hauptspannung)	MPa
σ_3	Manteldruck (Minimale Hauptspannung)	MPa
σ_{BF}	sogenannte Bohrfestigkeit	MPa
σ_D	triaxiale Druckfestigkeit	MPa
σ_{Deff}	Effektive Druckfestigkeit	MPa
σ_E	Zahneindringfestigkeit	MPa
σ_{ED}	Einaxiale Druckfestigkeit	MPa
σ_n	Normalspannung auf versagensfläche	MPa
σ_v	vertikale Eindringfestigkeit	MPa
σ_s	Schnittfestigkeit	MPa
τ	Scherfestigkeit	MPa
η	Spülviskosität	mPas
ϕ	Winkel der inneren Reibung	Grad
μ	Reibungskennwert	-
μ_k	Kopplungsfaktor	-
μ_r	Reibungskoeffizient	-
μ_s	Zerspanungsfaktor	-

1 Einleitung und Aufgabenstellung

1.1 Einleitung

Die Weltbevölkerung wird auch im 21. Jahrhundert die in der Erdkruste vorhandenen Kohlenwasserstoffe als Hauptenergieträger sowie als Hauptrohstoff für die Kohlenstoffchemie nutzen. Die großen, leicht zugänglichen Lagerstätten sind bekannt und werden zum großen Teil bereits ausgebeutet. Neue große Lagerstätten werden vor allem in unzugänglicheren Gegenden entdeckt. Deren Nutzung sowie die Ausbeutung kleinerer Lagerstätten in gut zugänglichen Gebieten hängt von der Wirtschaftlichkeit ab.

Ein Kostenfaktor ist die Herstellung eines Zuganges zu diesen Lagerstätten über Bohrungen. Die Bohrkosten hängen zu einem nicht geringen Teil vom Zeitbedarf für die Herstellung einer Bohrung ab. Dieser Zeitbedarf ist unter anderem eine Funktion der Bohrgeschwindigkeit. Für die Planung von Bohrungen ist es demzufolge von Bedeutung, Kenntnisse über erreichbare Bohrgeschwindigkeiten zu haben. Eine Vielzahl von Tiefbohrungen wird mit dem Rotarybohrverfahren bei Verwendung von Rollenbohrwerkzeugen abgeteuft.

Die Auswahl des Bohrwerkzeuges, das hinsichtlich der Bohrkosten die optimale Bohrgeschwindigkeit und maximale Standlänge erbringt, erfolgt heute vor allem aufgrund von Erfahrungswerten. Dies liegt zum einen an der Komplexität des Prozesses der Gesteinszerstörung unter einem Rollenbohrwerkzeug, an der Abhängigkeit des Verschleißes des Bohrwerkzeuges von dessen konstruktiver Gestaltung und an den verwendeten Werkstoffen.

Mathematische Modelle zur Berechnung der Bohrgeschwindigkeit sind empirisch geprägt. Sie gründen sich zumeist auf Dimensionsanalysen der Einflussfaktoren auf den Bohrprozess. Die dabei in den Bohrformeln vorkommenden Parameter werden durch Anpassungen von berechneten an gemessene Werte für die Bohrgeschwindigkeit ermittelt und gelten nur für die Randbedingungen, unter denen sie gewonnen wurden.

Eine komplette Analyse des Bohrprozesses während einer kommerziell oder auch zu Forschungszwecken abgeteuften Bohrung ist wirtschaftlich nicht vertretbar. Aus diesem Grund sind weltweit Bohrversuche in Originalgröße unter Laborbedingungen durchgeführt worden. Die Forderung dabei ist die Übertragbarkeit der im Labor gewonnenen Erkenntnisse oder der Bohrmodellparameter auf die Verhältnisse in-situ zu gewährleisten. Dies kann nur gelingen, wenn die Modellvorstellungen die Prozesse der Gesteinszerstörung auf der Bohrlochsohle abbilden und die Einflüsse des Rollenbohrwerkzeuges, des Gesteins und der Bohrrandbedingungen getrennt betrachtet werden können.

1.2 Aufgabenstellung

Die vorliegende Arbeit stellt einen Beitrag zur Beschreibung des Bohrprozesses mit Rollenbohrwerkzeugen dar.

Dazu wird das Lösen des Gesteins aus der Bohrlochsohle unter Berücksichtigung der Gesteinseigenschaften und der Bohrlochsohlendruckverhältnisse betrachtet. Eine Beschreibung des Abtransportes des herausgelösten Gesteins soll nicht vorgenommen werden.

Da die Druckfestigkeit eine gesteinsmechanische Kenngröße im klassischen Sinn darstellt, soll untersucht werden, wie sie zur Beschreibung des Einflusses des Gesteins auf den Bohrprozess genutzt werden kann.

Die Übertragung dieser Erkenntnisse auf den Bohrprozess soll zu einer Modellvorstellung führen, die eine Berechnung der Bohrgeschwindigkeit unter der Berücksichtigung der Bohrlochsohlendruckverhältnisse, der Gesteinsfestigkeiten und der konstruktiven Gestaltung des Rollenbohrwerkzeuges gestattet.

2 Stand des Wissens

2.1 Bohrprozessbeschreibung, Bohrgeschwindigkeitsmodelle

2.1.1 Der Bohrprozess

Die vorherrschende Methode des mechanischen Abteufens von Tiefbohrungen ist das Rotarybohrverfahren. Es ist ein Drehbohrverfahren mit kontinuierlichem Bohrkleinaustrag. Beim Rotarybohren wird das Gestein durch die gesteinszerstörenden Elemente eines Rollenbohrwerkzeuges durch Einwirkung einer mechanischen Belastung zerstört und vom Spülungsstrom nach Übertage abtransportiert. Die zur Gesteinszerstörung erforderliche Energie wird über den Bohrstrang in Form von Andruckkräften und Rotation des Bohrwerkzeuges in das Gestein eingebracht. Abbildung 2.1 stellt den Bohrprozess und die messbaren bzw. bestimmbareren Größen schematisch dar.

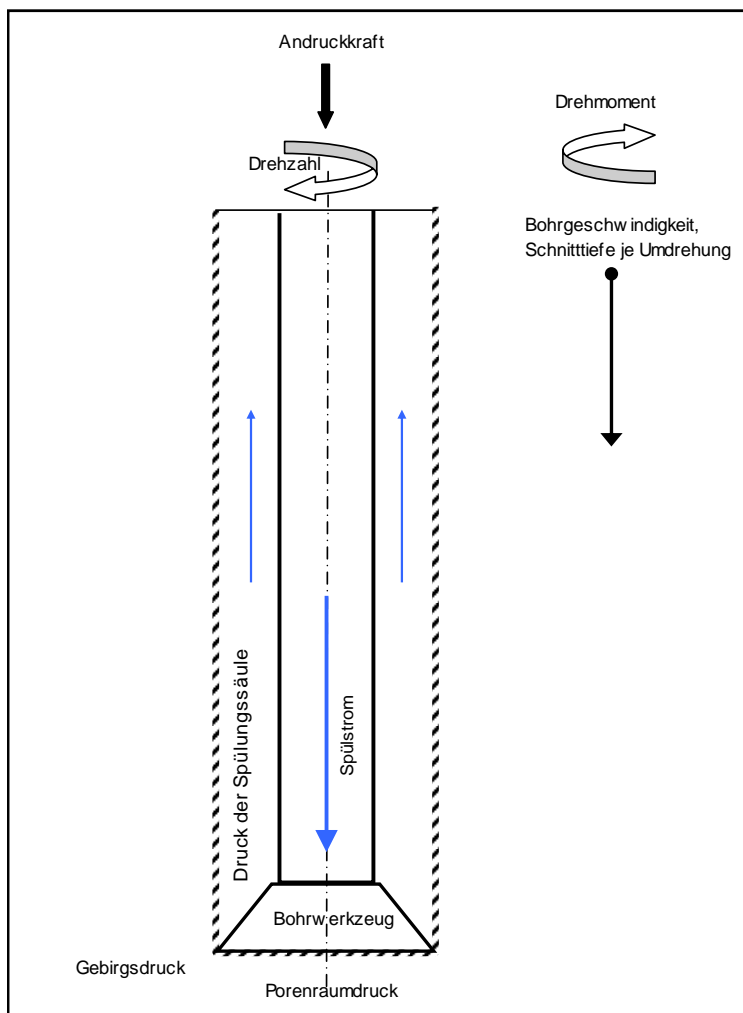


Abbildung 2.1: Der Rotarybohrprozess schematisch

Die Hauptaufgaben des Bohrprozesses auf der Bohrlochsohle sind demzufolge :

- die Zerstörung des Gesteins auf der Bohrlochsohle
- und der
- Abtransport des zerstörten Gesteins

Der Abtransport des Bohrkleins durch den Spülungsstrom sollte so erfolgen, dass es nicht zu einer Nachzerkleinerung kommt. Nur in diesem Fall kann man von einer idealen Bohrlochsohlenreinigung sprechen.

Die Hauptbohrwerkzeugarten beim Abteufen von Tiefbohrungen sind:

- Rollenmeißel (drückende Gesteinszerstörung, scherende Gesteinszerstörung);
- Mit Diamantplatten (PDC) besetzte Bohrwerkzeuge (hauptsächlich scherende Gesteinszerstörung);
- Oberflächenbesetzte Diamantbohrwerkzeuge (ritzende, scherende, schleifende Gesteinszerstörung);
- Imprägnierte Diamantbohrwerkzeuge (ritzende, schleifende, scherende Gesteinszerstörung).

Im Nachfolgenden wird das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen betrachtet.

In der kommerziellen Praxis erfolgt die Entscheidung für eine Bohrtechnologie und/oder für ein Bohrwerkzeug vor allem hinsichtlich der Bohrkosten. Die allgemeinste Kostenberechnungsformel für einen Bohrmeter in der operativen Bohrphase lautet:

$$BMK = \frac{EK + WK + AK \cdot (TZ + BZ + SZ)}{SL} \quad (2.1)$$

Man erkennt an dieser Gleichung, dass sowohl mit der Erhöhung der Standlänge (SL), als auch mit der Erhöhung der Bohrgeschwindigkeit (Quotienten aus Standlänge (SL) und Bohrzeit (BZ)) die Bohrmeterkosten sinken. Diesen Einfluss der Bohrgeschwindigkeit und der Standlänge auf die Bohrmeterkosten zeigten aktuelle Analysen der Bohrergebnisse aus der Nordwestdeutschen Tiefebene /3/.

Man kann auf der Grundlage von Analysen der Bohrmeterkosten in einem Bohrfeld die aktuell kostengünstigste Bohrvariante finden. Voraussetzung dafür ist eine große Datenmenge. Eine ausreichende Menge von Daten steht bei neuen Feldern oder Feldern mit nur wenigen Bohrungen häufig nicht zur Verfügung. Demzufolge ist aus diesen Analysen nur ein Optimalkostenergebnis aus der vorhandenen Datenmenge erhältlich, aber kein Minimalergebnis für die Bohrmeterkosten, die man erreichen kann. Um ein Minimalergebnis zu erhalten, ist es notwendig den Bohrprozess so zu verstehen bzw. mathematisch so zu beschreiben, dass man aus den wenigen vorhandenen Bohrungsdaten die erreichbaren Bohrgeschwindigkeiten und die erreichbaren Standlängen mit einem Bohrmodell berechnen kann.

Der Bohrprozess wird durch eine Vielzahl von Faktoren hinsichtlich der Bohrgeschwindigkeit und der Standlänge beeinflusst. BINGHAM /6/ spricht von mehr als 26 Faktoren, die den Bohrprozess beeinflussen. Die nachfolgende Abbildung 2.2 zeigt in einer Übersicht die Komplexität des Bohrprozesses mit den wesentlichen Einflüssen auf die Bohrgeschwindigkeit und die Standlänge.

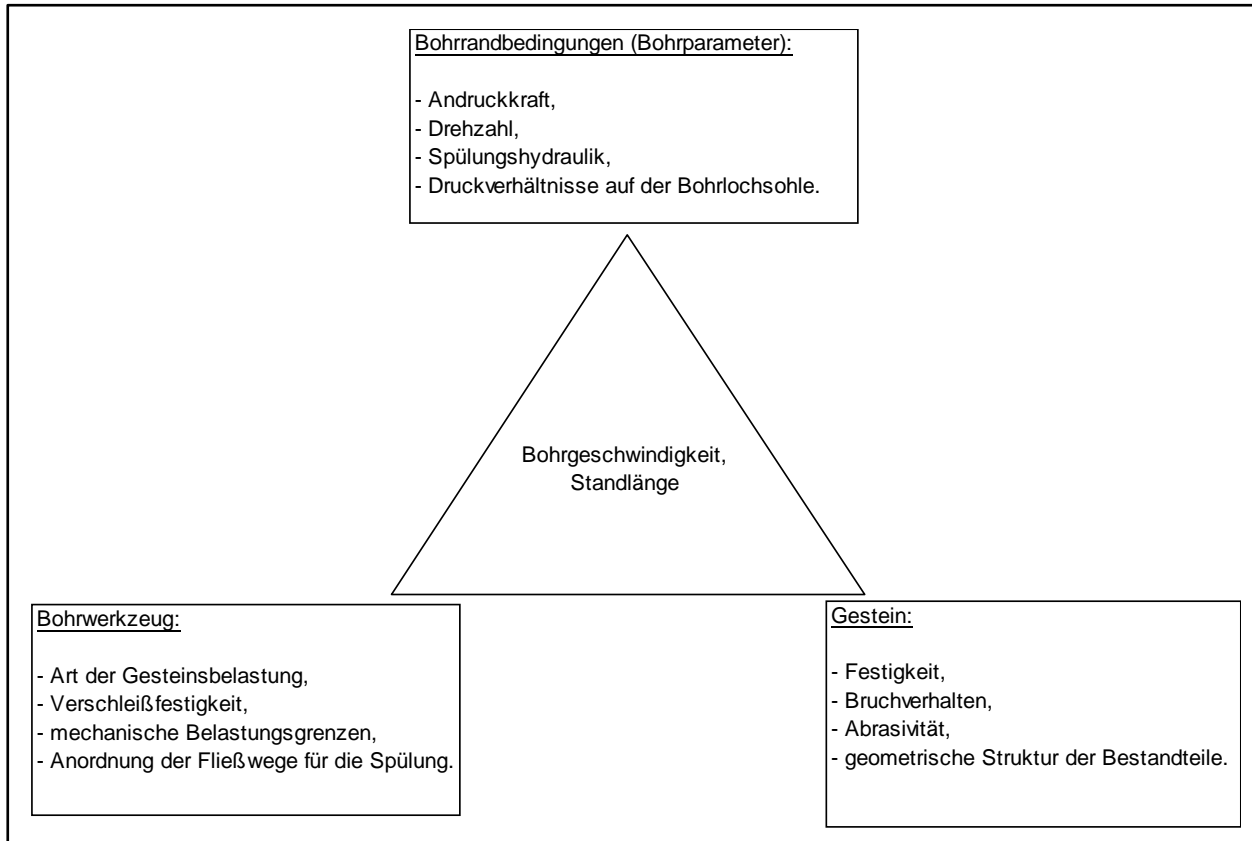


Abbildung 2.2: Der Bohrprozess als Systembetrachtung

- Standlänge

Die Standlänge eines Bohrwerkzeuges wird durch dessen Konstruktion, dessen Fertigungsqualität, durch die anwendbaren Bohrparameter (maximal ertragbare Andruckkraft und Drehzahl) und die Abrasivität des zu bohrenden Gesteins bestimmt. Höhere Standzeiten bzw. Standfestigkeiten lassen sich meist durch jahrelange Untersuchungen der Wirksamkeit von Werkzeugkonstruktionen und Bohrstrangelementen in Verbindung mit den verwendeten Bohrparametern in einem Bohrfeld unter ganz konkreten Bedingungen erzielen (NEAL /53/, BARNES /5/, DYKSTRA /23/). Dabei hat die Analyse des Bohrwerkzeugverschleißes eine besondere Bedeutung. Hinsichtlich der erreichbaren Standlängen bzw. Standzeiten wird von den Bohrwerkzeugherstellern häufig eine Auswertung der in das Bohrwerkzeug eingetragenen Energien und/oder den durch das Bohrwerkzeug ertragenen Gesamtumdrehungen vorgenommen. Diese Werte hängen von den Bohrrandbedingungen ab und sind somit keine universellen Größen. Sie lassen aber Abschätzungen der Standlängen zu.

Eine mathematische Vorausberechnung der Standlänge eines in der Konstruktion veränderten Bohrwerkzeuges scheint demzufolge nicht möglich.

- Bohrgeschwindigkeit

Eine Berechnung der Bohrgeschwindigkeit ist möglich, wenn der Gesteinszerstörungsmechanismus und der Bohrkleinabtransport auf der Bohrlochsohle mathematisch beschrieben werden können. Für die Entscheidung über einen Wechsel eines Werkzeuges, einer Werkzeugart oder der Änderung der Bohrparameter, um höhere Bohrgeschwindigkeiten zu erzielen, ist es darum wichtig, die mit dem Alternativwerkzeug erreichbare Bohrgeschwindigkeit berechnen zu können.

2.1.2 Bohrgeschwindigkeit

Bohrparameter, die die Bohrgeschwindigkeit mit einem bestimmten Bohrwerkzeug am stärksten beeinflussen sind:

- Andruckkraft,
- Drehzahl,
- Hydraulische Leistung der Spülung am Werkzeug.

Eine qualitative Darstellung, wie die Bohrparameter die Bohrgeschwindigkeit beeinflussen, zeigt Abbildung 2.3.

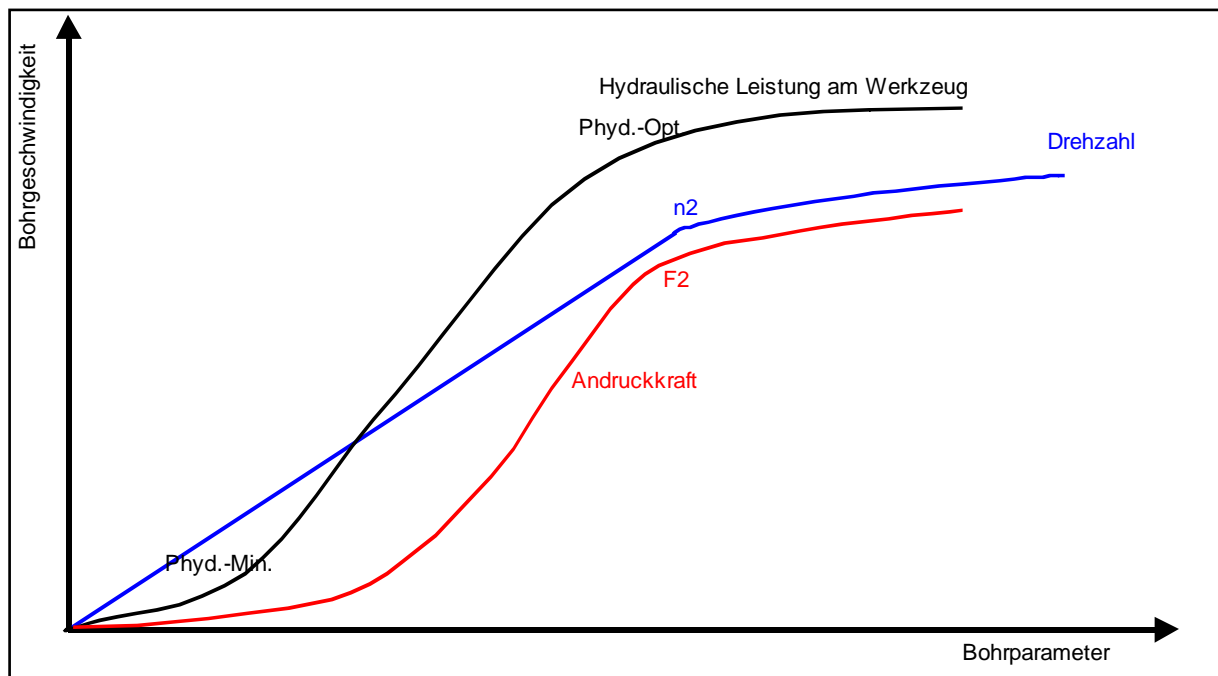


Abbildung 2.3: Einfluss verschiedener Bohrparameter auf die Bohrgeschwindigkeit – schematisch

Mit zunehmender Andruckkraft, Drehzahl und hydraulischer Leistung am Bohrwerkzeug steigt die Bohrgeschwindigkeit. Die in der Abbildung 2.3 enthaltenen Punkte (F2, n2) kennzeichnen die Änderung

der Abhängigkeit der Bohrgeschwindigkeit von den Bohrparametern infolge ungenügender Bohrlochsohlenreinigung. Die Andruckkraft beeinflusst bei idealer Bohrlochsohlenreinigung die Bohrgeschwindigkeit quadratisch. Um zu einer volumetrischen Gesteinszerstörung auf der Bohrlochsohle zu kommen, muss eine Mindestandruckkraft aufgebracht werden. Diese Mindestandruckkraft ist abhängig von der konstruktiven Gestaltung des Bohrwerkzeuges (spezifische Belastung) und der Gesteinsfestigkeit. Die Drehzahl hat über die Häufigkeit der Gesteinszerstörungsereignisse auf der Bohrlochsohle einen linearen Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit (bei idealer Bohrlochsohlenreinigung). Die Größe der hydraulischen Leistung am Bohrwerkzeug beeinflusst die Bohrgeschwindigkeit durch die Qualität der Bohrlochsohlenreinigung. Ab einem Mindestleistungsangebot kommt es zu einer ausreichenden Bohrlochsohlenreinigung (Punkt $Phyd_{min}$).

Die Bohrgeschwindigkeit wird ganz entscheidend von den Druckverhältnissen auf der Bohrlochsohle und durch die Festigkeit des zu durchbohrenden Gesteins beeinflusst (CUNNINGHAM /18/). Abbildung 2.4 zeigt dazu Laborergebnisse.

Laborversuche in Autoklavgefäßen, in denen neben dem Bohrlochsohlendruck auch der Porenfluiddruck im Gestein und der Überlagerungsdruck der Gesteinssäule simuliert werden konnte, ergaben, dass der Differenzdruck zwischen Porenfluiddruck und Bohrlochsohlendruck der Spülungssäule den entscheidenden Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit hat (VAN LINGEN /26/, VIDRINE /76/, BLACK /8/). Eine Steigerung der Druckdifferenz auf der Bohrlochsohle ruft eine "Gesteinsverfestigung" und einen erschwerten Abtransport des Bohrkleins hervor (VAN LINGEN /26/, BINGHAM /6/, BLACK /7/, WARREN /79/). Dabei wird die Porenraumdruckverteilung unterhalb der Bohrlochsohle von der Filtrationsrate der Spülung über die Bohrlochsohle und von der Durchlässigkeit des Gesteins entscheidend beeinflusst (PELTIER /58/). Schon geringe Differenzdrücke verursachen eine starke Abnahme der Bohrgeschwindigkeit. Der Überlagerungsdruck der Gesteinssäule hat keinen Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit (VAN LINGEN /26/, MAURER /47/).

Feste, über einen weiten Druckbereich spröde versagende Gesteine reagieren unempfindlicher gegenüber geringen Bohrlochsohlendruckerhöhungen als weniger feste Gesteine. WARREN /79/ führt dies bei impermeablen Tonsteinen auf eine durch Dilatanz (Porenvolumenvergrößerung) bei der Gesteinsentlastung verursachte Porendruckverminderung und damit Differenzdruckerhöhung zurück.

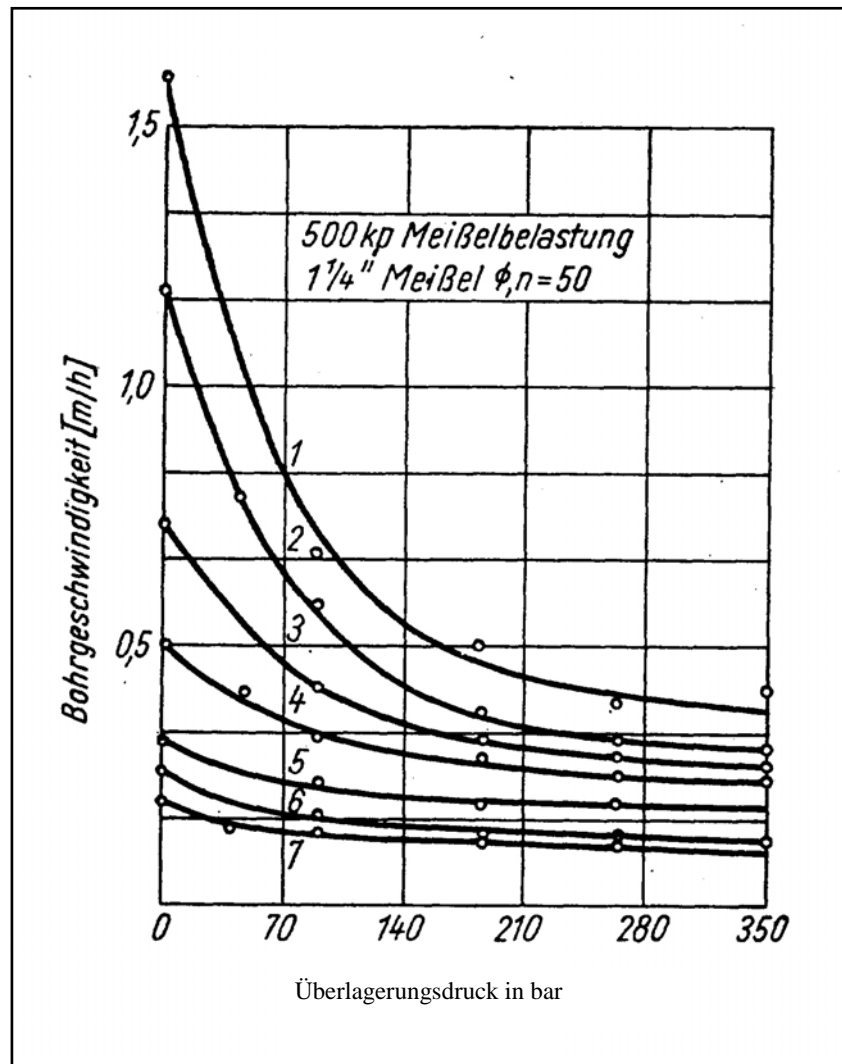


Abbildung 2.4: Einfluss des Bohrlochsohlendruckes (und damit des Differenzdruckes) und der Gesteinsart auf die Bohrgeschwindigkeit nach CUNNINGHAM /18/. Die Festigkeit der Gesteine nimmt mit zunehmender Bezeichnungsnummer zu.

In der Praxis wird versucht, den negativen Einfluss des Differenzdruckes auf die Bohrgeschwindigkeit durch eine Erhöhung von Andruck und Drehzahl, d. h. durch ein erhöhtes mechanisches Leistungsangebot auf der Bohrlochsohle zu verringern. Abbildung 2.5 (aus /3/) zeigt den Einfluss eines Differenzdruckes und des Produktes aus Andruck und Drehzahl auf die Bohrgeschwindigkeit beim Bohren mit Rollenmeißeln im Keuper der Nordwestdeutschen Tiefebene. Es ist eine deutliche Abhängigkeit der Bohrgeschwindigkeit von dem Produkt aus Drehzahl und Andruckkraft sowie vom Differenzdruck über der Bohrlochsohle zu erkennen. Ferner ist zu sehen, dass dem negativen Einfluss des Differenzdruckes auf die Bohrgeschwindigkeit bei diesen Bohrungen nur zum Teil durch eine Erhöhung des Andruckes bzw. der Drehzahl begegnet werden konnte.

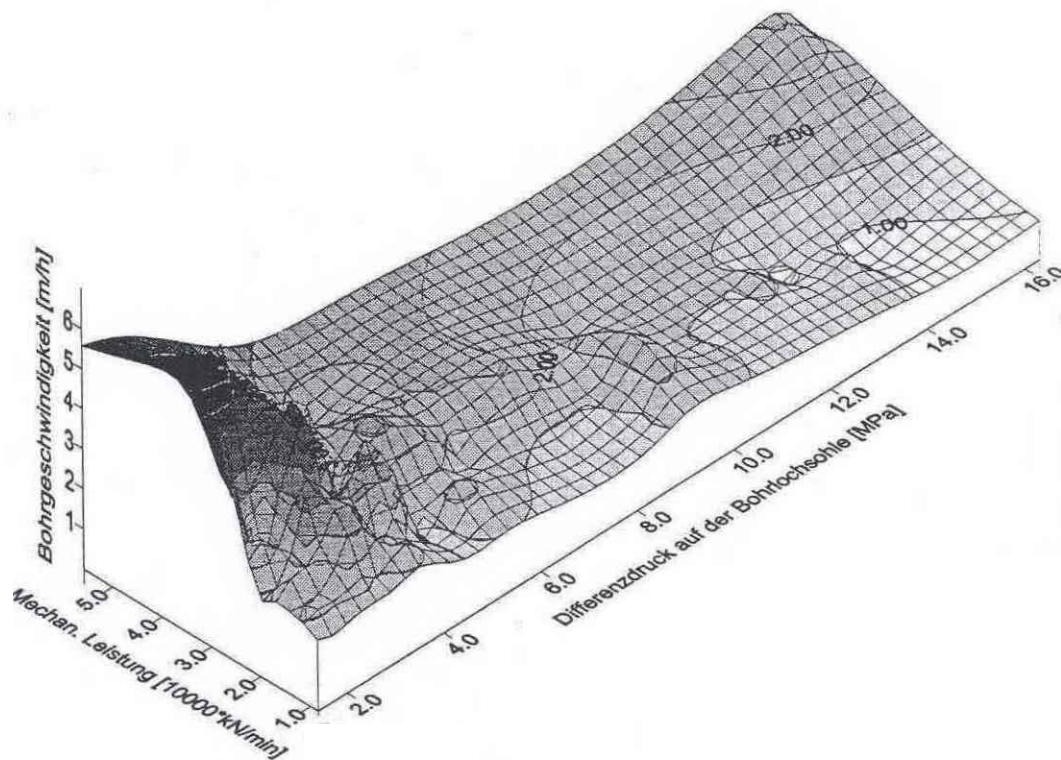


Abbildung 2.5: Einfluss der eingetragenen mechanischen Leistung aus Andruckkraft und Drehzahl ($F \cdot N$) und eines berechneten Differenzdruckes auf die Bohrgeschwindigkeit von Rollenmeißeln im Keuper (aus /3/)

2.2 Bohrmodelle zur Berechnung der Bohrgeschwindigkeit mit Rollenbohrwerkzeugen

Die heute genutzten Bohrmodelle zur Berechnung der Bohrgeschwindigkeit mit Rollenbohrwerkzeugen beruhen auf Dimensionsanalysen, die die obengenannten Einflüsse beschreiben. Die Berücksichtigung der Einflüsse der einzelnen Bohrparameter, des Gesteins, des Werkzeugs und der Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle erfolgt über eine multiplikative Verknüpfung. Die Größe der jeweiligen Einflüsse wird durch Exponenten ausgedrückt. Die wohl allgemeinste Bohrformel lautet:

$$v_{\text{mech.}} = k \cdot F^a \cdot N^b \cdot D^c \cdot P_{\text{hydr.}}^d \cdot S^e \cdot \Delta p^f \quad (2.2)$$

Die Exponenten werden aus theoretischen Überlegungen und/oder aus Anpassungen von gemessenen Bohrgeschwindigkeiten an berechneten ermittelt. MAURER /48/ erkannte, dass beim schlagenden Bohren das Kratervolumen linear proportional der Schlagenergie ist. Daraus leitet sich ab:

$$V_k \sim E_{\text{Schlag}} \quad (2.3)$$

Das Verhältnis aus Schlagenergie und Kratervolumen ist demzufolge unabhängig von der Schlagenergie. Für keilförmige Zähne gilt weiterhin, dass die Zahneindringtiefe proportional der Zahnbelastungskraft ist.

$$F \sim T_Z \quad (2.4)$$

Die Kratertiefe, die erzeugt wird, ist nach MAURER /48/ umgekehrt proportional einem Gesteinsfestigkeitswert S .

$$T_K \sim 1/S \quad (2.5)$$

Geht man davon aus, dass die Kratertiefe gleich der Zahneindringtiefe ist oder beide Größen linearproportional voneinander abhängen, so ergibt sich nach MAURER /48/ für einen Einzelkrater:

$$V_K \sim F^2/S^2 \quad (2.6)$$

Die Bohrgeschwindigkeit ist ein Ausdruck für das Kratervolumen, das aus der Bohrlochsohle je Zeiteinheit herausgebrochen wird. Die Anzahl der Kraterbildungsereignisse je Zeiteinheit wird durch die Drehzahl bestimmt. Die Bohrgeschwindigkeit ist bei idealer Bohrlochsohlenreinigung demzufolge proportional der Drehzahl. Bohrversuche mit Rollenmeißeln zeigten, dass die Bohrgeschwindigkeit umgekehrt proportional dem Quadrat des Bohrungsdurchmessers ist. Daraus und aus dem obengenannten ergibt sich nach MAURER /48/:

$$v_{mech.} \propto \frac{F^2 \cdot N}{D^2 \cdot S^2} \quad (2.7)$$

Beim Hinzufügen eines Proportionalitätsfaktors ergibt sich für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen:

$$v_{mech} = k \cdot \frac{F^2 \cdot N}{D^2 \cdot S^2} \quad (2.8)$$

Zahlreiche Bohrmodelle mit dieser Struktur anderer Autoren existieren. Dabei werden die Exponenten durch Anpassung von gemessenen an berechnete Werte unterschiedlich ermittelt. Nach ALLIQUANDER /1/ sind die Ursachen dieser Unterschiede bei der Bestimmung der Exponenten in der nicht idealen Bohrlochsohlenreinigung zu finden. Nachfolgend werden einige Bohrmodelle vorgestellt. Die Bohrlochsohlenreinigung wird bei den meisten dieser Modelle als ideal vorausgesetzt.

Bohrmodell nach SOMERTON /71/

Dieses Bohrmodell (Gleichung 2.9) entstand auf der Grundlage einer Dimensionsanalyse des Bohrens mit Mikrorollenmeißeln unter atmosphärischen Bedingungen. Die das Gestein kennzeichnende Größe S hat die Dimension einer Druckfestigkeit. In seiner Arbeit vergleicht SOMERTON /71/ die Bohrfestigkeit mit

der einachsialen Druckfestigkeit. Dabei stellte er fest, dass bei dem von ihm verwendeten Sandstein die Bohrfestigkeit kleiner und bei einem Tonstein größer ist, als die einaxiale Druckfestigkeit.

$$v_{mech.} = k \cdot \frac{F^2 \cdot N}{D^3 \cdot S^2} \quad (2.9)$$

Für künstlich hergestellte Betonsteine stimmen die Bohrfestigkeit und die Druckfestigkeit überein. Der Werkzeugeinfluss wird in der Gleichung 2.9 durch einen Kennwert k dargestellt. Es wird davon ausgegangen, dass der Werkzeugeinfluss für das Bohren in allen Gesteinen konstant ist. Dies schließt also die Berücksichtigung einer je nach Gestein vorhandenen Abweichung des Werkzeugeinflusses aus.

In der Arbeit von SOMERTON et.al. /72/ wird diese Bohrfestigkeit für mehrere Kalk- und Sandsteine für das Bohren mit Mikrorollenmeißel unter atmosphärischen Bedingungen ermittelt. Für die Gesteine wird in dieser Arbeit lediglich die triaxiale Druckfestigkeit bei Manteldrücken (in einer KARMAN-Zelle) von 14 MPa angegeben. Die Korrelation der ermittelten Bohrfestigkeiten mit diesen triaxialen Druckfestigkeiten ergibt eine lineare Abhängigkeit. Gegenüber anderen Gesteinseigenschaften korrelieren die Druckfestigkeiten am besten mit den Bohrfestigkeiten. Eine Rückrechnung der triaxialen Druckfestigkeiten auf die einachsialen Druckfestigkeiten nach der Festigkeitsformel von Hoek & Brown ergibt Werte, die in der Größenordnung der Bohrfestigkeiten liegen.

Bohrmodell nach BINGHAM /6/

BINGHAM /6/ zeigte, dass die Schnitttiefe (Bohrfortschritt je Umdrehung) aufgetragen über den Quotienten aus Andruckkraft und Bohrungsdurchmesser eine den Rotarybohrprozess beschreibende Darstellung (Abbildung 2.7) ist, aus der man die Wirkungen der Bohrparameter, der Gesteinsfestigkeit und der Bohrlochsohlenreinigung auf den Bohrprozess erkennen kann. Die das beste Bohrergebnis repräsentierenden Daten werden durch eine Gerade approximiert.

$$s = m \cdot \frac{F - F_c}{D} \quad (2.10)$$

Der Anstieg m dieser Leistungsgeraden ist für ein bestimmtes Werkzeug in einem bestimmten Gestein eine das Werkzeug kennzeichnende Größe. F_c stellt den Abszissenschnittpunkt der Leistungsgeraden dar. Ein Verschleiß des Werkzeuges führt zu einer Verringerung des Anstieges der Leistungsgeraden. Mit

$$K = m \cdot \sqrt{\frac{F_c}{D}} \quad (2.11)$$

wird der Einfluss des Werkzeuges beschrieben. K verringert sich mit dem Verschleiß des Werkzeuges. Abweichungen von der Leistungsgeraden sind auf Bohrlochsohlenreinigungseffekte zurückzuführen. Die niedrigsten Bohrergebnisse liegen auf einer Geraden, die einen Anstieg von 0,1 bis zum 0,33-fachen des Anstieges der Leistungsgerade besitzt. BINGHAM /6/ erkannte weiterhin einen Zusammenhang zwischen

dem aus der Idealisierung entstandenen Abszissenschnittpunkt der Leistungsgeraden und der Scherfestigkeit des Gesteins (Abbildung 2.6).

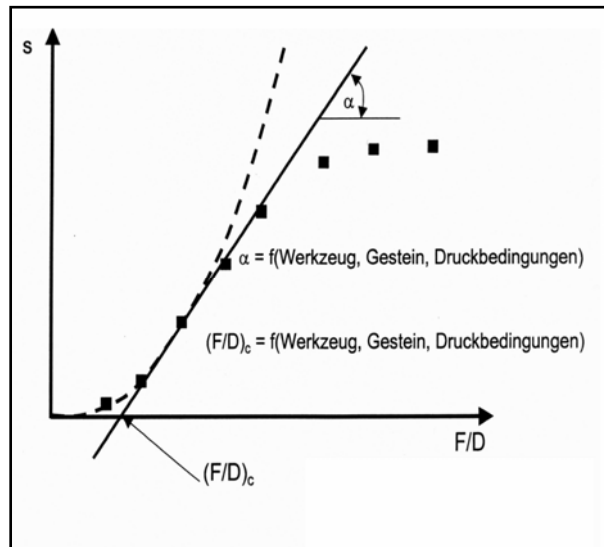


Abbildung 2.6: v_{mech}/n - F/D Darstellung des Bohrprozesses

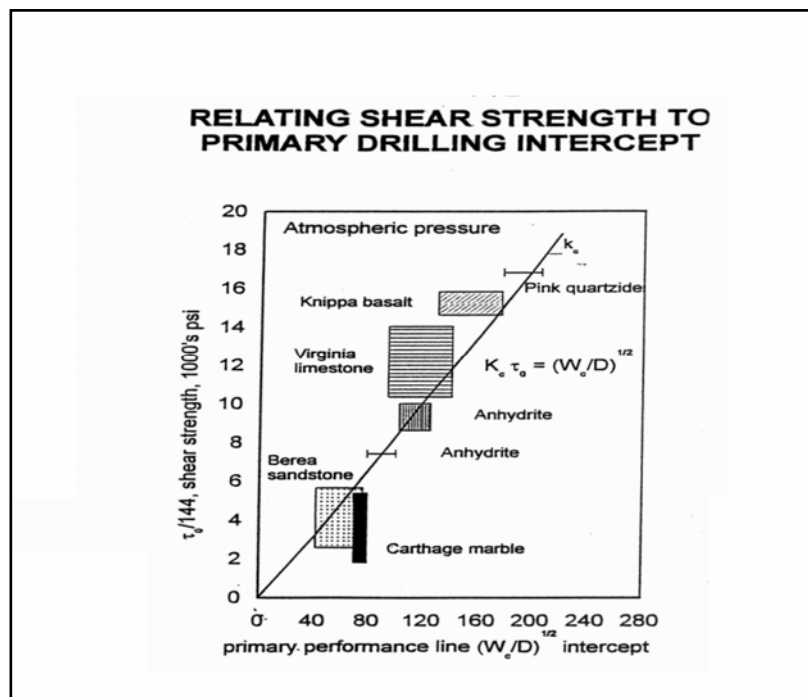


Abbildung 2.7: Zusammenhang zwischen Scherfestigkeit und Abszissenschnittpunkt der Leistungsline (/6/)

Mit

$$k_c = \sqrt{\frac{F_c}{D}} \cdot \frac{1}{\tau} \quad (2.12)$$

wird die Beziehung zwischen diesen beiden Größen hergestellt.

Die aus diesen Zusammenhängen abgeleitete Bohrformel (ohne Berücksichtigung eines Verschleißes) lautet:

$$v_{mech.} = \frac{K}{k_c} \cdot N \cdot \frac{F - F_c}{D \cdot \tau} \quad (2.13)$$

Der das Gestein kennzeichnende Wert in BINGHAM's Bohrformel stellt die Scherfestigkeit τ des Gesteins, wie man sie in Triaxialversuchen ermitteln kann, dar. Dies ist bis heute der einzig direkte Bezug einer klassischen gesteinsmechanischen Kenngröße zu einer Bohrgeschwindigkeit in Bohrformeln. GAULT /27/ fand, dass der Wert für K eines Werkzeuges bei gleicher Gesteinsfestigkeit auch vom Bruchverhalten des Gesteins abhängt (spröder Bruch oder plastischer Bruch). Die Unterschiede von K variieren bis zum Faktor 4. Demzufolge ist K bei gleicher Scherfestigkeit des Gesteins nicht gesteinsunabhängig. Deshalb lassen sich in dieser Bohrformel der Gesteinfluss und der Werkzeugeinfluss auf den Anstieg der Leistungsgeraden und damit auf die Berechnung der Bohrgeschwindigkeit nicht trennen.

Bohrmodell nach WARREN /79/

WARREN /79/ stellte ein Bohrmodell vor, dass von der einfachen Vorstellung ausgeht, nach der das Kratervolumen bei einer Einzelzahnaktion gleich

$$V_k = \left(\frac{F}{S \cdot l} \right)^2 \quad (2.14)$$

ist.

Mit l = Zahnlänge, S = Gesteinskennwert, F = auf den Zahn wirkende Andruckkraft

Weiterhin gibt es je nach Rollenmeißelkonstruktion mit zunehmender Schnitttiefe eine zunehmende Anzahl von Bohrzähnen, die an der Gesteinszerstörung beteiligt sind. Des weiteren wird der Einfluss der Bohrlochsohlenreinigung auf die Bohrgeschwindigkeit durch den Quotienten aus Spülungsstrahlkraftwirkung (Impuls) auf der Bohrlochsohle und dem Produkt aus Spüldichte und Spülungviskosität berücksichtigt. Die von ihm aufgestellte Bohrformel lautet:

$$v_{mech.} = \left(\frac{a \cdot S^2 \cdot D^3}{N \cdot F^2} + \frac{b}{N \cdot D} + \frac{c \cdot D \cdot \rho \cdot \eta}{I_m} \right)^{-1} \quad (2.15)$$

Der das Gestein kennzeichnende Wert S ist ein Relativwert zu einem Wert, der durch Anpassung dieser Formel in einem bekannten Gestein gewonnen wurde und wird für dieses Referenzgestein gleich 1 gesetzt. Die Unterschiede in der Größe des Wertes S von anderen Gesteinen gegenüber diesem Referenzgestein müssen durch Laborversuche gefunden werden. Die Parameter a , b , c kennzeichnen den Einfluss der

Werkzeugkonstruktion und müssen aus Anpassungen von gemessenen und von berechneten Werten gewonnen werden. Diese Parameter variieren mit dem Bohrlochsohlendruck und mit dem verwendeten Spülungstyp. Sie stellen also keine Konstanten für den Werkzeugeinfluss dar.

Bohrmodell nach BOURGOYNE & YOUNG /11/

In diesem Bohrmodell ist die Bohrgeschwindigkeit eine Funktion acht verschiedener Variablen. Die einzelnen Variablen werden mit einem Faktor verknüpft und stehen als Summe im Exponenten einer Exponentialfunktion. Für jede Variable gilt es demzufolge durch Anpassungen von berechneten an gemessenen Kurven die Faktoren zu erhalten.

$$v_{mech} = e^{a_1 + \sum_{j=2}^8 a_j \cdot x_j} \quad (2.16)$$

Die Variable x_j stellt selbst Funktionen von Kompaktionseigenschaften der Gesteine, des Andruckes, der Drehzahl, des Zahnverschleißes und der Werkzeughydraulik dar. Der Faktor a_1 zum Beispiel beschreibt den Einfluss der Gesteinsfestigkeit. Bei dieser Bohrformel müssen die 9 Parameter a_i durch Regressionsanalysen gefunden werden.

MAIDLA et al. /44/ stellten ein ähnliches Modell vor. Wobei auch bei diesem Modell wieder mehrere Parameter gefunden werden müssen.

Bohrmodell nach WIJK /83/

WIJK /83/ nutzt in seiner Bohrformel für das Bohren mit Rollenmeißeln in Festgesteinen unter atmosphärischen Bedingungen die Eindringfestigkeit S_E eines definierten Stempels in das zu durchbohrende Gestein als eine das Gestein kennzeichnende Festigkeit. Dieser Wert entspricht der Gesteinshärte-Definition nach SCHREINER /73/.

$$v_{mech} = k \cdot N \cdot Z^{0.25} \cdot \frac{F^{1.5}}{(D \cdot S_E)^{1.5}} \quad (2.17)$$

Er benutzt einen Wert für die Zahnbesatzdichte Z bei Rollenwerkzeugen und eine zusätzliche gesteinsunabhängige, werkzeugspezifische Kennzahl k , die für einen Werkzeugtyp konstant sein soll, um den Einfluss des Werkzeuges zu kennzeichnen. Diese gesteinsunabhängige Kennzahl ist für eine Rollenmeißelart vom Durchmesser des Werkzeugtyps abhängig. Die Schwierigkeit besteht nach WIJK in der Bestimmung der Zahnbesatzdichte, deren Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit, die sich mit den Zahneingriffsverhältnissen auf der Bohrlochsohle ändert und in der Auswahl einer, die Bohrzähne repräsentierenden Stempelform. Mit dieser Bohrformel wurden Schnitttiefen berechnet, die bis um den Faktor 2 von den gemessenen abweichen. Für das Bohren in sehr festen Formationen (einaxiale Druckfestigkeiten größer als 120 MPa) und unter atmosphärischen Bedingungen ist diese Bohrformel nutzbar. WIJK /83/ approximiert wie auch BINGHAM /6/ die Daten einer s-F/D-Darstellung durch eine

Gerade, um den Abszissenschnittpunkt zu erhalten. Der Abszissenschnittpunkt ist von der Stempeleindringfestigkeit und von der Anzahl der mit dem Gestein in Kontakt stehenden Bohrzähne abhängig. Da die Stempeleindringfestigkeit mit der Druckfestigkeit bzw. der Scherfestigkeit des Gesteins im Zusammenhang steht, ist diese Erkenntnis analog der von BINGHAM /6/.

Bohrmodell nach KAHRAMAN /39/

KAHRAMAN /39/ verwendet in seiner Bohrformel für das Bohren mit Rollenwerkzeugen in Festgesteinen unter atmosphärischen Bedingungen einen Bohrbarkeitsindex α . Dieser ist das Verhältnis aus einer Eindringkraft und einem Eindringweg bei Einzelzahneindringversuchen.

$$v_{mech} = k \cdot \frac{F \cdot N}{\alpha \cdot D} \quad (2.18)$$

Der Bohrbarkeitsindex α ist abhängig vom Gestein und von der Zahngeometrie. Eine Kennzahl K dient der Beschreibung des Werkzeugeinflusses. Die Andruckkraft geht linear und der Durchmesser linear umgekehrt proportional in die Bohrformel ein. Da der Bohrbarkeitsindex und diese Werkzeugkennzahl voneinander abhängig sind, kann man sie nicht unabhängig vom zu bohrenden Gestein gewinnen. Für das Bohren unter atmosphärischen Bedingungen in Gesteinen mit einaxialen Druckfestigkeiten größer als 50 MPa ist diese Bohrformel bei Kenntnis des Indexes und der werkzeugspezifischen Kennzahl nutzbar, um Bohrgeschwindigkeiten zu berechnen.

Fazit:

Wie die oben angeführten Bohrmodelle zeigen, kann man die Einflüsse der Bohrparameter, des Gesteins und des Bohrwerkzeuges auf die erreichbare Bohrgeschwindigkeit von Rollenbohrwerkzeugen bisher nur bei Versuchen unter atmosphärischen Bedingungen voneinander trennen. Der Einfluss des Gesteins auf die Bohrgeschwindigkeit lässt sich für das Rollenmeißelbohren vermutlich durch die Gesteinsdruckfestigkeit, die Stempeleindringfestigkeit oder durch die Gesteinsscherfestigkeit beschreiben. Der Nachteil der Bohrformeln für das Bohren unter erhöhten Bohrlochdruckbedingungen besteht in der ungenügenden Kenntnis über die in sie eingehenden Koeffizienten und Exponenten, wenn man nur wenige Bohrversuche durchführt oder nur Daten weniger Bohrmärsche zur Verfügung hat. Die Vielzahl der in einige der obengenannten Bohrformeln eingehenden Koeffizienten und Exponenten sind nur bei einer sehr großen Anzahl von Bohrungsdaten eines Bohrfeldes zu erhalten.

Häufig sind diese Koeffizienten und Exponenten von den Bohrrandbedingungen abhängig und stellen somit keine Konstanten dar. Für die Nutzung von Bohrformeln zur Vorausberechnung von Bohrgeschwindigkeiten in Tiefbohrungen ist es aber erforderlich, die Einflüsse des Gesteins, des

Werkzeuges und der Bohrparameter auch unter dem Einfluss der Bohrlochsohlendrucke voneinander trennen zu können.

Für die Einschätzung der relativen Bohrbarkeit von Gesteinen und als Hilfe für die Auswahl von Bohrwerkzeugen oder von Bohrverfahren gibt es Möglichkeiten zur Einordnung der Gesteine hinsichtlich Textur und Mineralbestand (GYSS /30/, HOWARTH /37/), Eindringwiderständen verschiedener Stempelformen bei unterschiedlichen Belastungen (SHEPERD /67/, SCHREINER /73/) oder aber durch Relativgrößen zu Festigkeitswerten aus einaxialen Druckversuchen der Gesteinsmechanik (PROTODJAKONOV /62/). Die von diesen Autoren mit einer Bohrfestigkeit in Zusammenhang gebrachten, oben genannten Eigenschaftswerte sind Ausdruck für den Widerstand eines Gesteins gegen seine Zerstörung und sind für qualitative und einordnende Aussagen geeignet. Weiterhin wurden auch sogenannte Modellbohrversuche zur Beschreibung einer Bohrbarkeit herangezogen (SIEVERS /70/). Die wiederum lassen nur eine relative Aussage zu. Aus diesen Versuchen kann man bei festeingestellten Bohrparametern je nach Gesteinsfestigkeit unterschiedliche Bohrgeschwindigkeiten erreichen und Aussagen zur Abrasivität der Gesteine erhalten. Die erreichten Modellbohrgeschwindigkeiten dienen lediglich der relativen Bewertung der Bohrbarkeit der Gesteine.

Wie die Arbeiten im Rahmen eines Projektes zur Optimierung der Bohrgeschwindigkeit im Nordwestdeutschen Becken (DGMK-Thema 482 /3/) zeigen, lassen sich aus einer Vielzahl von Daten zu Bohrmärschen in einer geologischen Formation Trendlinien an einfache Bohrmodelle der obigen Struktur anpassen. Trägt man die Schnitttiefe für Werkzeuge mit verschiedenen Durchmessern und Bohrtechnologien (mit Sohlenmotor, ohne Sohlenmotor) über die Bohrgeschwindigkeit auf, so erkennt man eine Möglichkeit, die Bohrgeschwindigkeit hinsichtlich höherer Drehzahlen zu steigern. Die in der Abbildung 2.8 zu sehenden Trendlinien wurden durch die Auswertung einer Vielzahl von Meißelmärschen gewonnen. Abweichungen von diesen Linien konnten als Änderungen der Gesteinseigenschaften erkannt und als „Bohrbarkeit“ der durchteuften Formation interpretiert werden. Durch die Anordnung dieser Abweichungen in Teufenhorizonten eines Bohrfeldes lassen sich lithologische Unterschiede erkennen. Die Abweichungen korrelierten mit den Versenkungsteufen der durchbohrten geologischen Formation, den Ultraschalllaufzeiten der durchbohrten Gesteine und somit mit den Gesteinseigenschaften.

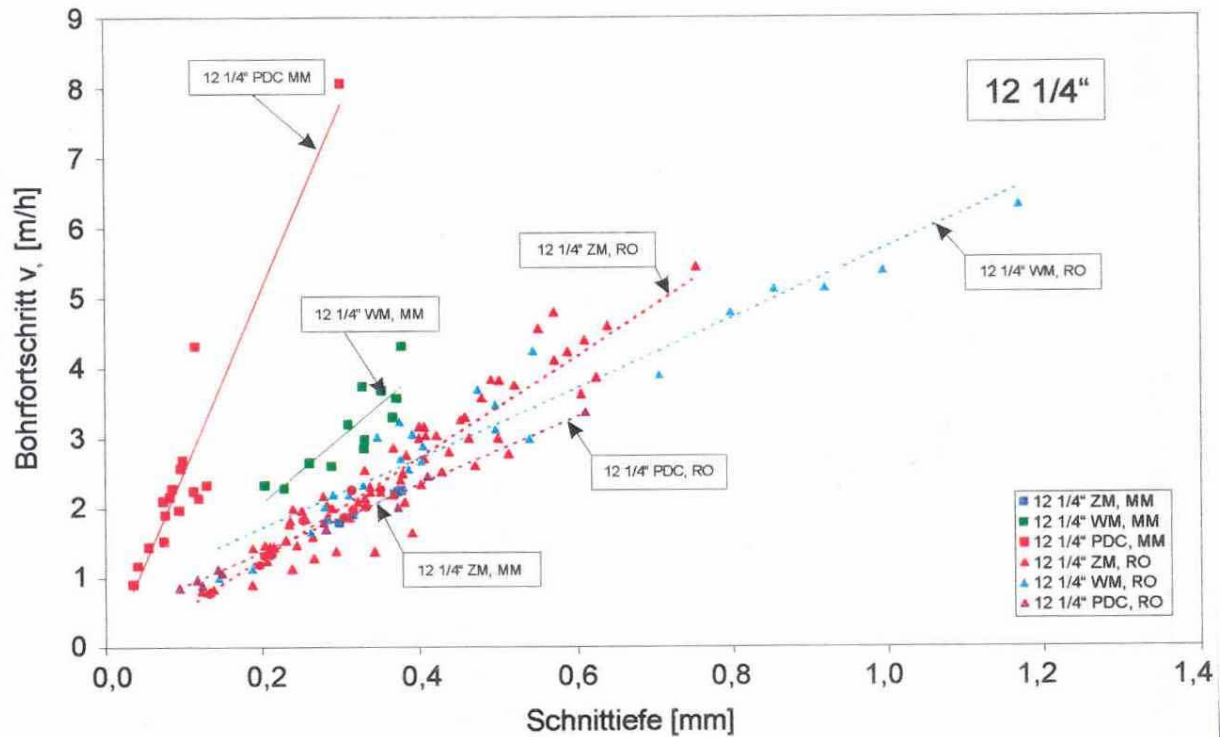


Abbildung 2.8: Bohrgeschwindigkeit über Schnitttiefe – Regressionen bei Auswertung von Meißelmärchen aus der Nordwestdeutschen Tiefebene /3/

2.3 Spezifische Energie

Um die Effizienz eines Bohrprozesses beschreiben zu können, nutzt man in der Bohrtechnik häufig die spezifische Energie. Diese stellt das Verhältnis aus in den Bohrprozess eingebrachter mechanischer Energie und dem herausgebrochenen Gesteinsvolumen dar. In der Gesteinsgewinnungsindustrie ist die Angabe des spezifischen Energieverbrauches seit langem in Gebrauch, um die Effizienz des Gewinnungsprozesses beurteilen zu können. Sie ist eine bilanzierbare Größe und kann somit als Grundlage für eine wissenschaftliche Betrachtung des Bohrprozesses genutzt werden. Beim Bohren bleibt die spezifische Energie über einen weiten Bereich der gewählten Bohrparameter konstant. Änderungen der spezifischen Energie während des Bohrens deuten auf eine Änderung der Gesteinsfestigkeit oder aber auf Änderungen der Effizienz des Bohrens hin (Erhöhung der spezifischen Energie durch verminderte Bohrlochsohlenreinigung oder durch Vibrationen, Schwingungen) GRUNWALD /93/, DUPRIEST /94/.

In die Berechnung der spezifischen Energie beim Bohrprozess geht der gesamte Energiebedarf für den Bohrprozess ein (Gleichung 2.13).

$$E_{\text{spez.}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot N \cdot M_D}{A \cdot v_{\text{mech}}} + \frac{F}{A} \quad (2.13)$$

Der zweite Term der rechten Gleichungsseite beträgt größenordnungsmäßig 2% bis 5% der Gesamtgröße und wird häufig vernachlässigt. Bei der Berechnung der spezifischen Energie für reale

Bohrprozesse mit der obigen Gleichung werden alle mechanischen Energiewandlungsprozesse berücksichtigt. Die rein zur Gesteinszerstörung benötigte Energie macht dabei nur einen Teil aus. Der nicht zur Gesteinszerstörung gehörende Anteil kann unterteilt werden in:

- Mehraufwand an Energie durch Meißelverschleißprozesse,
- Energieaufwand zum reinen Drehen des Werkzeuges (Lagerreibung),
- Mehraufwand aufgrund einer Nachzerkleinerung von Gesteinsmaterial,
- Energieverluste durch Reibung des Werkzeuges und des Stranges bis zum Momentenmessgerät mit der Spülung und der Bohrlochwand.

Einen Überblick über die beim Bohrprozess erforderlichen spezifischen Energien (hier bereits umgerechnet in eine Druckeinheit) gibt die nachfolgende Tabelle 2.1. Für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen liegen die Werte in Bereichen der Druckfestigkeiten von Gesteinen.

Bohrverfahren	Spezifische Energie in MPa
Rollenmeißelbohren	100 – 1000
Schlagbohren	300 - 800
Bohren mit oberflächenbesetzten Diamant- Werkzeugen	300 – 1500
Bohren mit imprägnierten Diamant- Werkzeugen	1000 - 5000

Tabelle 2.1: Größenordnungen der spezifischen Energien bei unterschiedlichen Bohrmethoden errechnet aus Werten nach LUY /42/.

ROWLEY /63/ untersuchte den Zusammenhang zwischen der mechanischen Leistungsaufnahme und der Andruckkraft beim Bohrprozess. Unter der Annahme, dass die spezifische Energie einer Einzelkraterbildung in einem Gestein konstant ist, leitet er folgende Beziehung ab:

$$v_{mech.} = \frac{4 \cdot V_K \cdot P_m}{E_K \cdot D^2 \cdot \pi} \quad (2.14)$$

Mit:

$$P_m = 2 \cdot \pi \cdot N \cdot M_D = \text{mechanische Leistung am Bohrwerkzeug}$$

In diese Gleichung gehen keine weiteren Energieverluste ein. Er erkannte, dass das Drehmoment bei idealer Bohrlochsohlenreinigung proportional dem Quadrat der Andruckkraft ist.

Da die Einheiten der spezifischen Energie und der Druckfestigkeit gleich sind, wurde untersucht, in welchem Zusammenhang diese beiden Größen beim Bohren stehen. Die spezifische Energie wurde von TEALE /74/, WARREN /80/ für das Rollenmeißelrotarybohren und von BRENNSTEINER /12/ für

das schlagende Bohren unter atmosphärischen Bedingungen bestimmt. Dabei stellten sie fest, dass die minimale spezifische Energie, die auftreten kann, der Größenordnung der einachsialen Druckfestigkeit der erbohrten Gesteine entsprach. Als Erklärung dafür gibt er an, dass sich beim Schlagbohren unter günstigen Verhältnissen ähnliche Belastungsgeometrien herausbilden, wie beim einachsialen Druckversuch.

Für schneidendes Bohren mit einem zweiflügligen Blattmeißel fand TEALE /74/ ebenfalls, dass die spezifische Energie beim Bohren unter atmosphärischen Bedingungen in der Größenordnung der einachsialen Druckfestigkeit der erbohrten Gesteine lag.

RABIA /66/ nutzt die spezifische Energie als ein Kriterium für die Entscheidung über die Leistungsfähigkeit eines Werkzeuges. Zur Berechnung der spezifischen Energie nutzte er die Andruckkraft bezogen auf das Doppelte der gesamten Bohrlochfläche. Dabei zeigte er, dass die Kosten mit der spezifischen Energie bei der Abteufung einer Tiefbohrung korrelieren.

Die von SOMERTON /72/ berechnete gesamte spezifischen Energie beim Bohren mit Mikrorollenmeißeln in verschiedenen Kalk- und Sandsteinen unter atmosphärischen Bedingungen ist um den Faktor 3 bis 10 größer, als die einaxiale Druckfestigkeit dieser Gesteine.

GSTALDNER /33/ hat die bei einer Gesteinszerstörung eingesetzten spezifischen Energien mit den Gesteinshärten der zerstörten Gesteine in Zusammenhang gebracht. Die Korrelationen waren sehr gut. Definitionsgemäß ist die von ihm genannte Gesteinsfestigkeit (Gesteinshärte) gleich einer Stempeleindringfestigkeit nach SCHREINER /73/. Da diese Gesteinshärte in einem direkten Zusammenhang zur Druckfestigkeit steht, besteht demzufolge ein direkter Zusammenhang zwischen der spezifischen Energie und der Druckfestigkeit.

SCHAMP /64/ stellte fest, dass die spezifische Energie mit abnehmender Bohrkleingröße zunimmt. Eine direkte Beziehung zur Vorherbestimmung einer Bohrleistung aus dieser Erkenntnis erscheint ihm aber nicht möglich. Für das schlagende Bohren in einem Granit stellte er fest, dass die Zahnform einen Einfluss auf die spezifische Energie hat. Aggressivere Zahnformen verursachen ein größeres Bohrklein und somit eine geringere spezifische Energie. Interessant ist, dass die minimal auftretende spezifische Energie bei beiden Zahnformen in der gleichen Größenordnung liegt. Das heißt, dass hinsichtlich der minimal erforderlichen spezifischen Energie die Zahnform keinen Einfluss hat.

In den achtziger Jahren wurde ein Forschungsprojekt durchgeführt, in welchem der Zusammenhang zwischen der Zerkleinerung von Gesteinsteilchen in der Verfahrenstechnik und der Gesteinszerstörung in der Bohrtechnik untersucht wurde. Dabei ging man von der Idee der Fehlstellenverteilung an einer

Probenoberfläche aus, die WEIBULL-verteilt ist und die Ursache für einen bestimmten Energiebedarf zur Zerkleinerung der Probe nach bruchmechanischen Gesichtspunkten ist. Bei Kenntnis der Fehlstellenverteilung und der Zugspannungen an der Probenoberfläche lassen sich für verschiedenste Belastungsarten und Probengeometrien die Bruchwahrscheinlichkeiten berechnen. Für den Spezialfall des Kontaktes einer kugelförmigen Probe und einer Platte ermittelte WEICHERT /84/ den Zusammenhang zwischen der volumenspezifischen Bruchenergie und dem Kugeldurchmesser (Gleichung 2.15).

$$W_V \cdot x^{\frac{2}{z}} = C^* \quad (2.15)$$

Mit

W_V = volumenspezifische Bruchenergie,

x = Kugeldurchmesser,

z = Konstante,

C^* = Konstante.

Im allgemeinen Fall ist für x eine der Belastungsart entsprechende charakteristische Länge einzuführen. Die Konstanten sind auch von der Art der Belastung abhängig. Für das Diamantbohren wurde für x die Schnitttiefe und für die volumenspezifische Bruchenergie die spezifische Energie gefunden. Trägt man die spezifische Energie über die Schnitttiefe oder aber über einen die Bohrkleingröße repräsentierenden Wert auf, so erhält man in einer doppeltlogarithmischen Darstellung eine Gerade. Diese verläuft so, dass man bei kleiner werdenden Schnitttiefen oder Bohrkleingrößen immer größere spezifische Energien benötigt (SCHAMP /64/). Somit konnte gezeigt werden, dass das Diamantbohren praktisch die Fortsetzung der Zerkleinerung bei Verwendung höherer Energien und Vorhandensein kleinerer charakteristischer Größen ist (Abbildung 2.9).

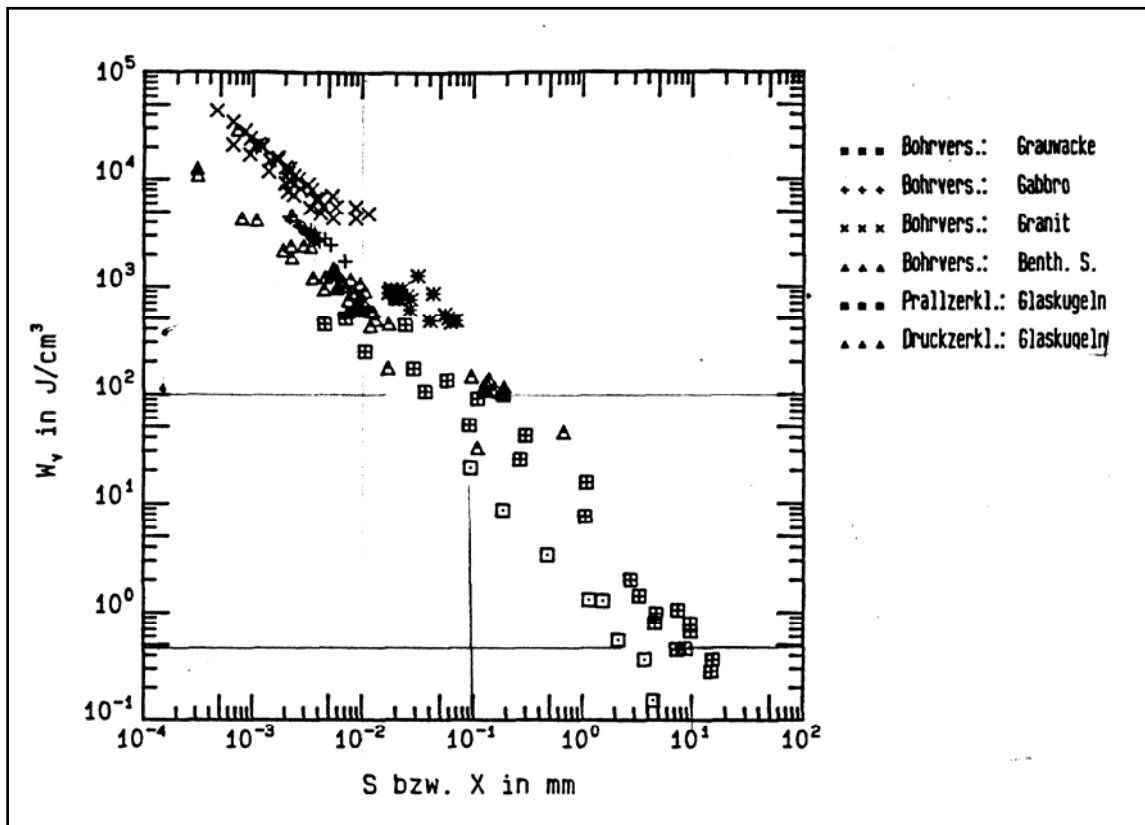


Abbildung 2.9: Zusammenhang zwischen Zerkleinerung und Bohrprozess nach WEICHERT /84/ mit W_v als spezifische Bruchenergie bzw. spezifische Bohrenergie und x als Partikelgröße bzw. s als Schnitttiefe

DEUTSCH /21/ nutzte diesen Zusammenhang für eine neue Bohrleistungsdarstellung. Die Herleitung der Gleichung für die Bruchwahrscheinlichkeit in Abhängigkeit von der spezifischen Bruchenergie und der Partikelgröße ergibt für das Bohren in Gesteinen eine doppeltlogarithmische Darstellung:

$$\lg(E_{\text{spez.}}) = -m \cdot \lg(V) + \lg(C^{**}) \quad (2.16)$$

oder aber

$$E_{\text{spez.}} = C^{**} V^{-m} \quad (2.17)$$

Mit: $m = 2/z$

V = Bohrleistung bzw. erbohrtes Gesteinsvolumen je Zeiteinheit

SCHAMP /64/ erweitert diese Darstellung durch Hinzunahme der Bestimmungsgleichung für die spezifische Energie. Wenn man den Exponenten $m = 1$ setzt, kommt man nach einigen Umstellungen, auf die Gleichung:

$$E_{\text{spez.}} = \frac{C^{**}}{\dot{V}^m} = \frac{P_m}{\dot{V}} \quad (2(2.18))$$

Der Verschiebungsbeitrag C^{**} in der doppeltlogarithmischen Darstellung ist also gleich der Änderung mechanischen Gesamtleistung, auf der Bohrlochsohle (Abbildung 2.10).

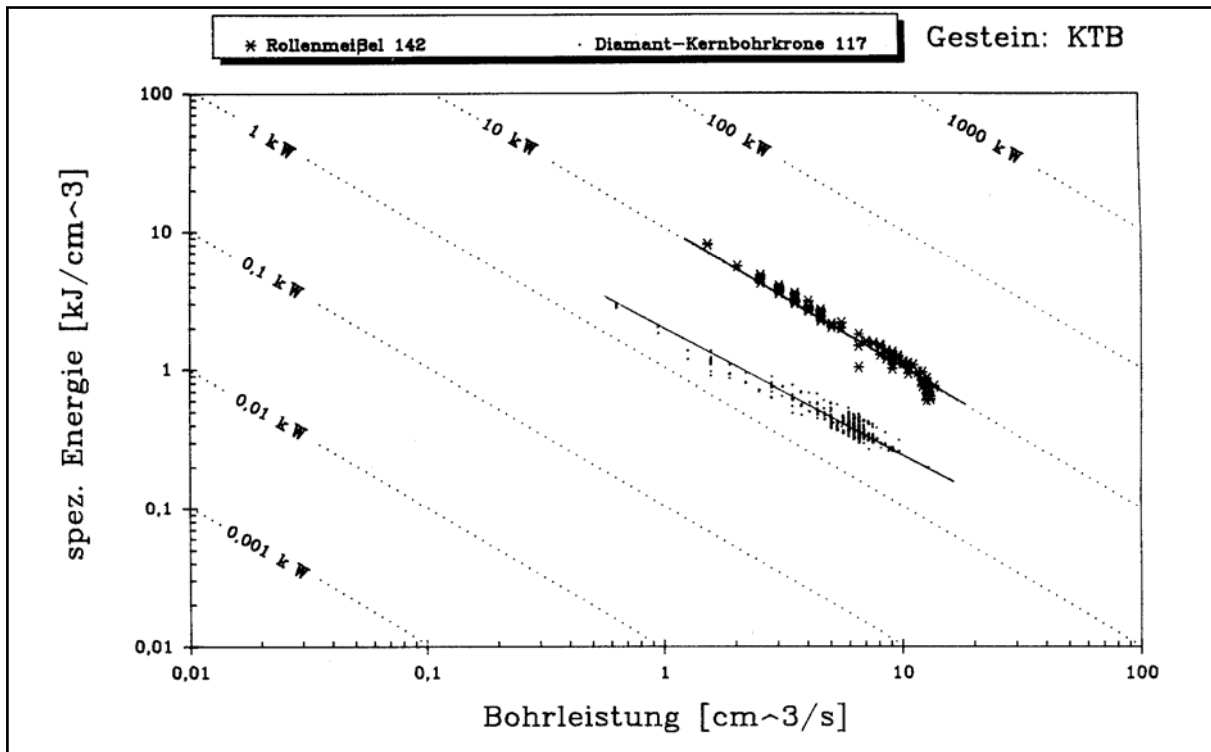


Abbildung 2.10: Bohrleistungsdarstellung für das Bohren mit einem Rollenmeißel und einer Diamantkronenbohrkrone SCHAMP /64/

Resumee

- Die spezifische Energie hängt direkt mit der Gesteinsfestigkeit zusammen.
- Für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen unter atmosphärischen Bedingungen liegt die spezifische Energie in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine.
- Die Gesteinszerstörung durch einen Bohrprozess ist gleichartig der Zerstörung von einzelnen Gesteinsteilchen aber mit einem höheren Energieaufwand verbunden.
- Die Theorien und Beschreibungen der Gesteinszerkleinerung können also auch auf die Bohrtechnik übertragen werden.
- Der Zusammenhang der spezifischen Energie mit dem erbohrten Gesteinsvolumen je Zeiteinheit ist in einer doppelt-logarithmischen Darstellung für einen Bohrprozess charakteristisch.

2.4 Gesteinsmechanik – Gesteinsfestigkeit

2.4.1 Mechanische Beanspruchung eines Körpers

Die Gesteinsmechanik befasst sich mit der Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Gesteinen bei äußeren und inneren Belastungen. Der Aufbau der Gesteine bestimmt ihr mechanisches Verhalten. Die Anteile der einzelnen Minerale, ihre Größe, Form und ihre Bindungen untereinander wurden durch ihre Entstehungsgeschichte bestimmt und sind entscheidend für das Gesteinsverhalten. Die Beurteilung der mechanischen Eigenschaften der Gesteine hängt vom Betrachtungsmaßstab ab. In der Bohrtechnik ist ein Maßstab vom Millimeterbereich bis zum Dezimeterbereich von Interesse. Dieser Maßstab entspricht dem der klassischen Gesteinsmechanikuntersuchungen im Labor. Die nachfolgenden Aussagen beziehen sich immer auf das Verhalten von Gesteinen in diesen geometrischen Größenbereichen. Da es sich beim Bohrvorgang um das Herauslösen von Teilen aus einem Gesteinsverband handelt, ist die Gesteinsfestigkeit die ausschlaggebende Größe bei der Beurteilung einer „Bohrfestigkeit“ oder „Bohrbarkeit“. Die Festigkeit eines Gesteins wird üblicherweise durch die Angabe eines Spannungszustandes, der zum Versagen des Gesteins führt, dargestellt. Der Spannungszustand in einem Punkt eines Körpers, der als Kontinuum betrachtet wird, kann durch die Angabe des Spannungstensors vollständig beschrieben werden. Üblicherweise werden die Hauptnormalspannungen genutzt.

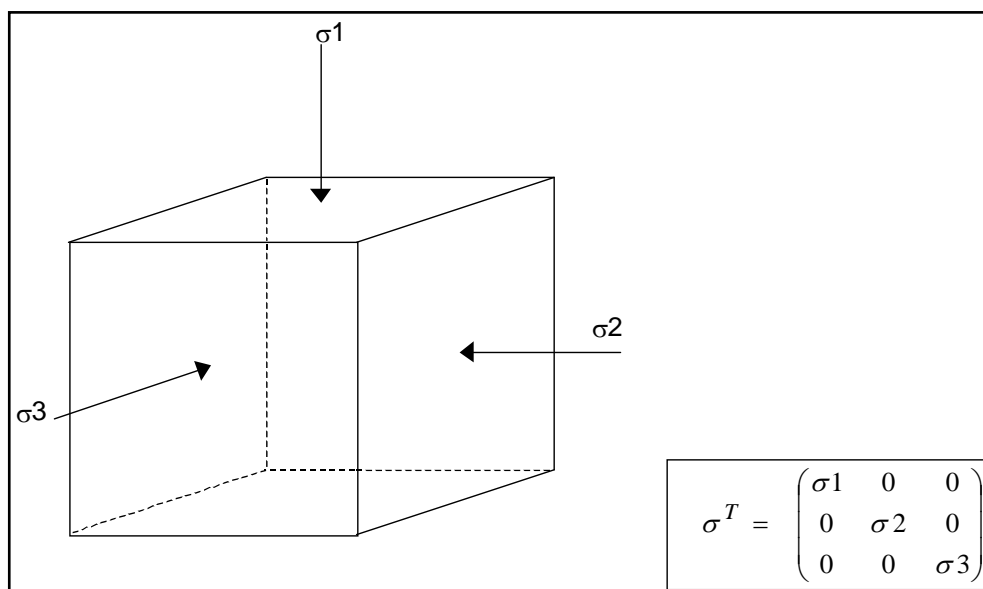


Abbildung 2.11: Mit Hauptnormalspannungen dargestellter Spannungstensor

Für Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Gesteinen wird eine Belastung eines Prüfkörpers angestrebt, die gleichsinnig mit der Hauptnormalspannung ist. Solch eine Belastung kann im KARMAN-Versuch realisiert werden. Abbildung 2.12 zeigt den prinzipiellen Aufbau dieses Testes und die im Versuch gewinnbaren Informationen.

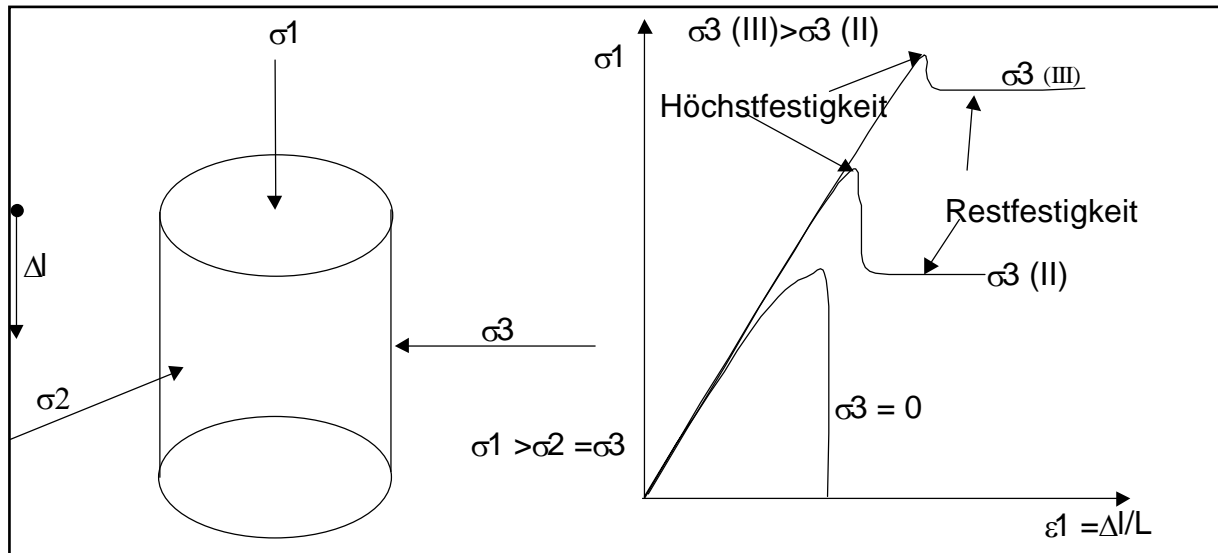


Abbildung 2.12: Gesteinsbelastung im Triaxialversuch nach KARMAN

Bei einem triaxialen Zylinderdruckversuch ist der Manteldruck gleich der mittleren und der minimalen Hauptnormalspannung und der Axialdruck gleich der maximalen Hauptnormalspannung. Somit ist es möglich einen mehraxialen Beanspruchungszustand im Gestein zu erzeugen. Die axiale Belastung wird bei gleichbleibendem Manteldruck solange erhöht, bis es zum Versagen des Gesteinsprüfkörpers kommt.

Entscheidend für das Verhalten der Gesteine (bei zunehmender Deformation) vor dem Versagen ist das Auftreten von Mikrorissen bzw. das Auftreten von Plastizitätserscheinungen. Im Bereich der elastischen Verformung, die reversibel ist, kommt es häufig zur Gesteinsvolumenverringern durch die Schließung von vorhandenen Mikrorissen oder Kompressibilität des Porenraumvolumens bzw. der Gesteinsmatrix. Mit zunehmender Belastung führen im Gestein vorhandene Inhomogenitäten zu einer lokalen Überbeanspruchung und auf diese Weise zu Mikrorissen. Damit verbunden sind eine Volumenzunahme (Dilatanz) des Prüfkörpers und irreversible Verformungen. Diese irreversiblen Verformungen werden häufig als plastische Verformungen bezeichnet.

Es gibt auch eine echte Plastizität, die aber mit einer Volumenkonstanz verbunden ist. Bei weiter steigender axialer Belastung vereinigen sich die herausgebildeten Mikrorisse zu einem Makrobruch. Dieser verläuft in der Richtung der maximal ertragbaren Schubspannung. Die dabei maximal ertragbare Axialspannung wird triaxiale Bruchfestigkeit oder triaxiale Gesteinsdruckfestigkeit genannt. Die ertragbaren Spannungen nach dem Bruch werden in der Beschreibung des Nachbruchverhaltens zusammengefasst.

Einfluss des Manteldruckes

In der Abbildung 2.12 ist zu erkennen, dass mit steigendem Manteldruck der lineare (elastische) Verformungsbereich bis zu einem Grenzwert zunimmt und der Probekörper bis zum Bruch verformt wird. Die lokal im Gestein vorhandenen Inhomogenitäten werden in ihrer Wirkung mit zunehmendem Manteldruck immer mehr unterdrückt.

Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit

Eine feststellbare Zunahme der Verformungsmodule mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit wird von verschiedenen Autoren damit erklärt, dass die Geschwindigkeit der Mikrorissausbreitung und damit der Energiedissipation geringer als die angelegte Belastungsgeschwindigkeit ist und damit die im Gestein gespeicherte Energie (Maß für den Verformungsmodul) größer ist. Gleichzeitig sinken die Nachbruchfestigkeiten mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit. Nach WAWERSKI in BRAUN /89/ haben aber die Manteldrücke einen wesentlich größeren Einfluss auf das Gesteinsverhalten, als die Belastungsgeschwindigkeit, zumal die Belastungsgeschwindigkeitsabhängigkeit des Gesteinsverhaltens mit zunehmendem Manteldruck verschwindet.

Einfluss der Temperatur auf das Gesteinsverhalten

Die Wirkung der Temperatur hat zwei Effekte zur Folge:

- Induzierung einer Temperaturspannung im Gestein durch einen Temperaturgradienten,
- Änderung der Eigenschaften der gesteinsbildenden Minerale.

Die Temperatur beeinflusst das Verhalten der Gesteine sehr unterschiedlich. Dies liegt an den unterschiedlichen Temperaturabhängigkeiten der Eigenschaften der gesteinsbildenden Minerale. Tonsteine und Salzgesteine reagieren beispielsweise mit einer großen Empfindlichkeit ihrer Eigenschaften auf Temperaturänderungen. Während NEWMAN in BRAUN /89/ bei Sandsteinen einen nur geringen Einfluss der Temperatur bis 130° C auf das Verhalten der Gesteinseigenschaften feststellte.

2.4.2 Festigkeitshypothesen, Festigkeitskriterien

Für bohrtechnische Belange ist vor allem die Festigkeit von Gesteinen interessant. Verglichen mit metallischen Festkörpern ist bei realen Gesteinen der Einfluss des Gefüges auf seine Festigkeitseigenschaften hervorzuheben. Nach WAGNER /75/ hat sich gezeigt, dass die Inhomogenitäten und die im Gestein vorhandenen Diskontinuitäten die in technischer Hinsicht herausragendsten Eigenschaften sind. Die Diskontinuitäten und Inhomogenitäten wirken im Gestein als Kerbstellen und

damit als Orte hoher Spannungskonzentrationen, die als Anrissstellen beim Gesteinsversagensprozess in Frage kommen. Dies sind vor allem Poren, Risse und die Ausbildung der Korngrenzen der Minerale (Kerbwirkungen). Das Gefüge selbst kann durch die Art und Anzahl der gesteinsbildenden Minerale, die Struktur des Gesteins und durch die Textur beschrieben werden. Einige Autoren versuchten die mechanische Zerstörbarkeit von Gesteinen allein durch die Gefügemerkmale zu beurteilen. Eine Korrelation zwischen den Festigkeiten und Parametern, die das Gesteinsgefüge (Mineralbestand, Porosität, Mineralkornausbildung usw.) charakterisieren, ist natürlich zu erwarten. Die Bereitstellung relevanter Daten des Gesteinsmaterials dafür ist aufwendig, wäre aber an kleinen Gesteinsproben möglich. Der Vorteil solcher Betrachtungen ist eine mikro-mechanische Betrachtung des Gesteinsverhaltens, die eine Ursachenbeschreibung des Gesteinsverhaltens ermöglicht. Für die Praxis ist solch ein Verfahren sehr aufwendig und deshalb ungeeignet. Auch heute können reale Gesteine nur sehr stark idealisiert und empirisch gestützt beschrieben werden.

Festigkeitshypothesen

Durch Experimente ist klar geworden, dass das Bruchverhalten vom Beanspruchungszustand abhängt. Dabei kommt der kleinsten Hauptnormalspannung bzw. dem Manteldruck im Zylinderdruckversuch die herausragendste Bedeutung zu. Es ist vor allem für Gesteine kennzeichnend, dass im Gegensatz zu Metallen, die zum Versagen notwendige Effektivspannung von der kleinsten Hauptnormalspannung abhängt. Diese Abhängigkeit ist ein Ausdruck für den Einfluss der im Gesteinskörper vorhandenen Inhomogenitäten auf die Gesteinsfestigkeit. Zahlreiche Festigkeitshypothesen sind im Laufe der Zeit für unterschiedliche Materialien entwickelt worden. Wobei jede einzelne ihre Gültigkeit für bestimmte Materialien und Beanspruchungszustände hat. Nachfolgend sind einige aufgeführt.

- Normalspannungshypothese: Die größte auftretende Normalspannung führt zum Versagen.
- Schubspannungshypothese: Die größte auftretende Schubspannung führt zum Versagen.
- Dehnungshypothesen: Die größte auftretende Dehnung führt zum Versagen.
- Formänderungshypothesen: Bei einer bestimmten, eine Formänderung verursachenden Energieaufnahme versagt der Körper.
- Gestaltänderungshypothesen: Bei einer bestimmten, eine Gestaltänderung verursachenden Energieaufnahme versagt der Körper.

Rissbruchhypothesen

Den Ursachen der Anrissbildung und dem Einfluss von Diskontinuitäten und Inhomogenitäten auf das Materialversagen waren Untersuchungen von GRIFFITH /35, 36/ gewidmet. Er untersuchte Glasmaterialien auf Zugfestigkeit und begründete die Abweichungen der Werte von den theoretischen

Molekularfestigkeiten mit dem Vorhandensein von Spannungskonzentrationen an Fehlstellen, die die molekularen Bindungskräfte überschreiten. Diese sind an der Oberfläche WEIBULL-verteilt und stellen die Ausgangsorte für Makrobrüche dar. Bei der Rissbildung werden neue Oberflächen geschaffen. Die Energie dafür wird durch die elastische Verformungsarbeit zur Verfügung gestellt. Danach breitet sich ein Riss aus, wenn die zur Verfügung gestellte Energie größer, als die zur Schaffung neuer Oberflächen notwendige ist. Eine entsprechende Beziehung hat GRIFFITH /35, 36/ für den Fall einer Platte mit Einheitsdicke ermittelt. Aus diesen Betrachtungen ist die Wissenschaftsdisziplin der Bruchmechanik entstanden. Diese Modelle der Bruchmechanik können etwas über die Ursachen des Gesteinsversagens aussagen. Sie machen jedoch Schwierigkeiten bei der Anwendung, wenn man die geometrischen Rissverhältnisse, die sich während des Risswachstums ändern, nicht kennt. Es besteht aber die Möglichkeit, diese Hypothese zur Aussage über einen Anrissbeginn zu nutzen. Zwischen experimentellen Ergebnissen und der GRIFFITH-Hypothese gibt es Abweichungen, die wie folgt begründet werden können:

- idealisierte geometrische Annahme,
- gegenseitige Beeinflussung der Kerbstellen im Gestein,
- durch Druckbeanspruchung schließen sich die Risse und es tritt Reibung zwischen den Rissufern auf.

Verschiedene Arbeiten zur Weiterentwicklung dieser Hypothese führten zu komplexen Modellbeschreibungen, die schwer zu handhaben sind, aber etwas über das Entstehen von Gesteinsversagensbereichen aussagen können. Nach PARRY /57/ hat sich die GRIFFITH-Hypothese auch mit Erweiterungen, die die Schwächen dieser Hypothese ausgleichen sollten, für die Anwendung auf Gesteinsfestigkeiten nicht bewährt.

Empirische Festigkeitskriterien

Empirische Festigkeitskriterien gehen von einem einzigen Bruchmechanismus aus. Die im Karmanversuch bestimmten Bruchfestigkeiten werden den Manteldrücken gegenübergestellt, und es werden durch Regressionen Formeln erzeugt. Die Parameter in diesen Formeln werden durch Modellanpassungen gesucht und Gesteinsgruppen zugeordnet. HOEK & BROWN in (PARRY /57/) fanden für die Höchstfestigkeitswerte von Gesteinen, die im Zylinderdruckversuch belastet wurden folgende empirische Beziehung:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{y \sigma_3 \sigma_{ED} + Q \sigma_{ED}^2} \quad (2.19)$$

Diese Beziehung kann auf die Druckfestigkeit normiert werden. Die Kennzahl y variiert von 0,001 für stark gestörtes bis 25 für sehr festes Gestein. Q reicht von 0 für klüftige Gesteine bis 1 für intaktes Gestein. Die Werte für Q und y sind aus den Spezialfällen einaxialer Druckversuch und einaxialer Zugversuch zu ermittelbar. HOEK & BROWN in (PARRY /57/) geben für verschiedene Gesteinsgruppen folgende Werte an:

- a) y ca. 7 - Dolomite, Kalksteine, Marmor,
- b) y ca. 10 - Tonsteine, Mergelsteine,
- c) y ca. 15 - Quarzite, Sandsteine,
- d) y ca. 17 - Andesite, Rheolite, Diabase, Dolerite,
- e) y ca. 25 - Granite, Gneise, Amphibolithe, Gabbro.

Einen alternativen Ausdruck für die Höchstfestigkeit geben JOHNSTON & CHIU in (PARRY /75/) an.

$$\sigma_{IN} = \left(\frac{M}{B} \sigma_{3N} + 1 \right)^B \quad (2.20)$$

M und B sind Gesteinskonstanten, wobei B mit zunehmender Scherfestigkeit abnimmt und M mit zunehmender Festigkeit ansteigt. Der Index N an den Hauptnormalspannungen bedeutet, dass die Hauptnormalspannungen auf die einaxiale Druckfestigkeit normiert sind. Für die bereits obengenannten Gesteinsgruppen ergeben sich folgende Beziehungen:

- a) $M=2,065+0,17 (\log \sigma_{ED})^2$ (Tonsteine),
- b) $M=2,065+0,231 (\log \sigma_{ED})^2$ (Kalksteine),
- c) $M=2,065+0,27 (\log \sigma_{ED})^2$ (Sandsteine),
- d) $M=2,065+0,276 (\log \sigma_{ED})^2$ (gemittelt über alle Gesteine),
- e) $M=2,065+0,659 (\log \sigma_{ED})^2$ (Granite).

Eine Überprüfung der Werte für diese Kriterien mit Werten für Gesteinsfestigkeiten, ermittelt in Zylinderdruckversuchen, ergab nach PARRY /57/ eine gute Übereinstimmung für das Festigkeitskriterium nach HOEK & BROWN.

Versagenskriterium nach MOHR- COULOMB

COULOMB /17/ beschreibt das Versagen von plastisch reagierenden Gesteinen durch eine Scherbelastung. Die sich ausbildenden Versagensflächen bilden ein Reibsystem. Je nach Größe der auf die Versagensflächen wirkenden Normalspannung ist zur Bewegung der Flächen gegeneinander eine bestimmte Scherspannung notwendig.

$$\tau = \tau_0 + \psi * \sigma_n \quad (2.21)$$

Das Symbol ψ stellt dabei den Tangens des Reibungswinkels, τ_0 die Festigkeit des Gesteins gegen eine reine Scherung und σ_n die Normalspannung auf der Versagensfläche dar.

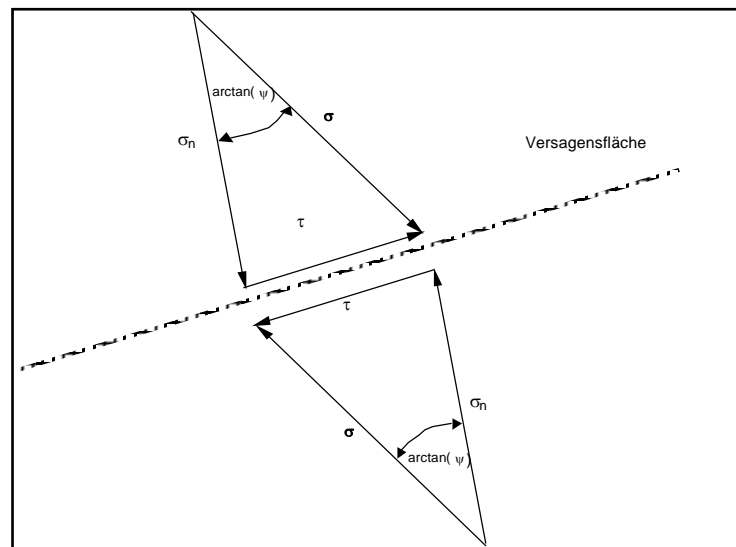


Abbildung 2.13: Modellvorstellung nach COULOMB /17/

Nach MOHR /52/ kann der Spannungszustand in einem Körper bei einer ebenen Betrachtung durch die kombinierte Darstellung der auf eine Fläche im Körper senkrecht (normal) und parallel zu der Betrachtungsfläche (scherend, schiebend) wirkenden Spannungen dargestellt werden. Für einen beliebigen Punkt im Kontinuum ergibt sich bei Rotation der Betrachtungsebene ein Spannungskreis im Normalspannungs-Schubspannungsdiagramm. Dieser Kreis wird durch die Größe der minimalen und maximalen Hauptspannung definiert. Dieser Spannungskreis beschreibt den im Punkt wirkenden Spannungszustand. Für das Versagen kann man die jeweils einen bestimmten Spannungszustand beim Bruch bzw. Versagen (auch plastisches Fließen) bezeichnenden Spannungskreise mit einer einhüllenden Kurve umgeben. (Abbildung 2.14). Diese Einhüllende wird als Mohr'sches Versagenskriterium bezeichnet. Die Hypothese besagt nun, dass ein Spannungszustand der durch einen Spannungskreis unterhalb der Einhüllenden gekennzeichnet ist, nicht zum Versagen führt. Tangiert ein Spannungszustand diese Einhüllende, so kommt es zum Versagen. Ein Spannungskreis, der die Einhüllende schneidet, ist nur rechnerisch möglich.

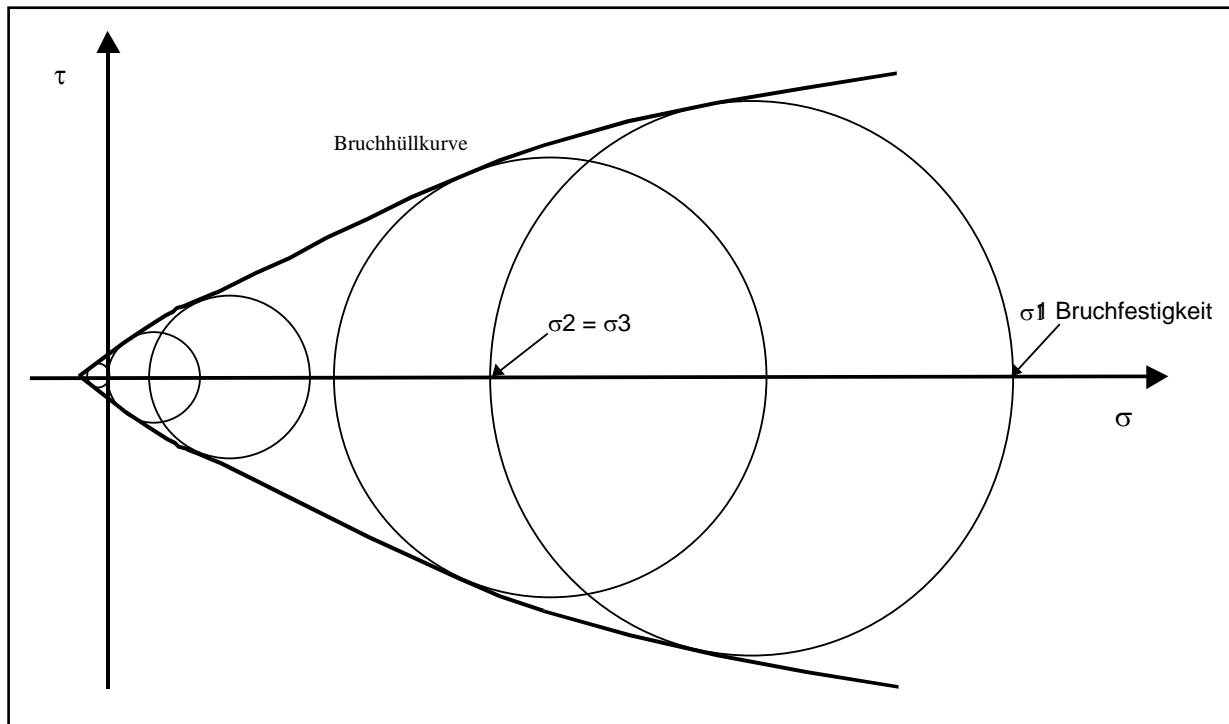


Abbildung 2.14: Das Mohr'sche Versagenskriterium

Soll die MOHR'sche Bruchhüllkurve als alleinige Versagenskurve für ein Gestein herangezogen werden, so müssen alle Brucharten repräsentiert werden können. WAGNER /75/ zum Beispiel unterscheidet drei Brucharten:

- a) Trennbruch,
- b) Gleitungsbruch,
- c) Verschiebungsbruch.

Trennbrüche sind verformungsarme Brüche. Sie werden häufig als Sprödbrech bezeichnet. Diese Bruchflächen stehen mehr oder weniger senkrecht zur Wirkrichtung der größten Zugspannung. Der Gleitungsbruch erfolgt durch Versagen des Gesteins auf der Ebene der größten Schubspannung. Der Gesteinskörper insgesamt verformt sich dabei stark. Der Verschiebungsbruch stellt eine Kombination der obengenannten Bruchformen dar. Die gesamte Hüllkurve enthält das Versagen des Gesteins durch diese verschiedenen Mechanismen. Es kann gezeigt werden, dass die Schubspannungs- und die Normalspannungshypothese als Spezialfälle der MOHR'schen Hypothese behandelt werden können. Die Versagenskurve muss für jedes Gestein experimentell bestimmt werden. In Bereichen geringer Spannungen ist eine lineare oder bilineare Anpassung der Kurve ausreichend. APPL & ROWLEY /2/ geben für eine Vielzahl von Gesteinen eine Exponentialfunktion für die Bruchhüllkurve an.

Eine Linearisierung der Einhüllenden führt zum Versagenskriterium nach COULOMB. Deshalb wird bei Linearisierung der MOHR'schen Versagenskurve (Abbildung 2.15) auch vom Mohr-Coulomb'schen Versagenskriterium gesprochen.

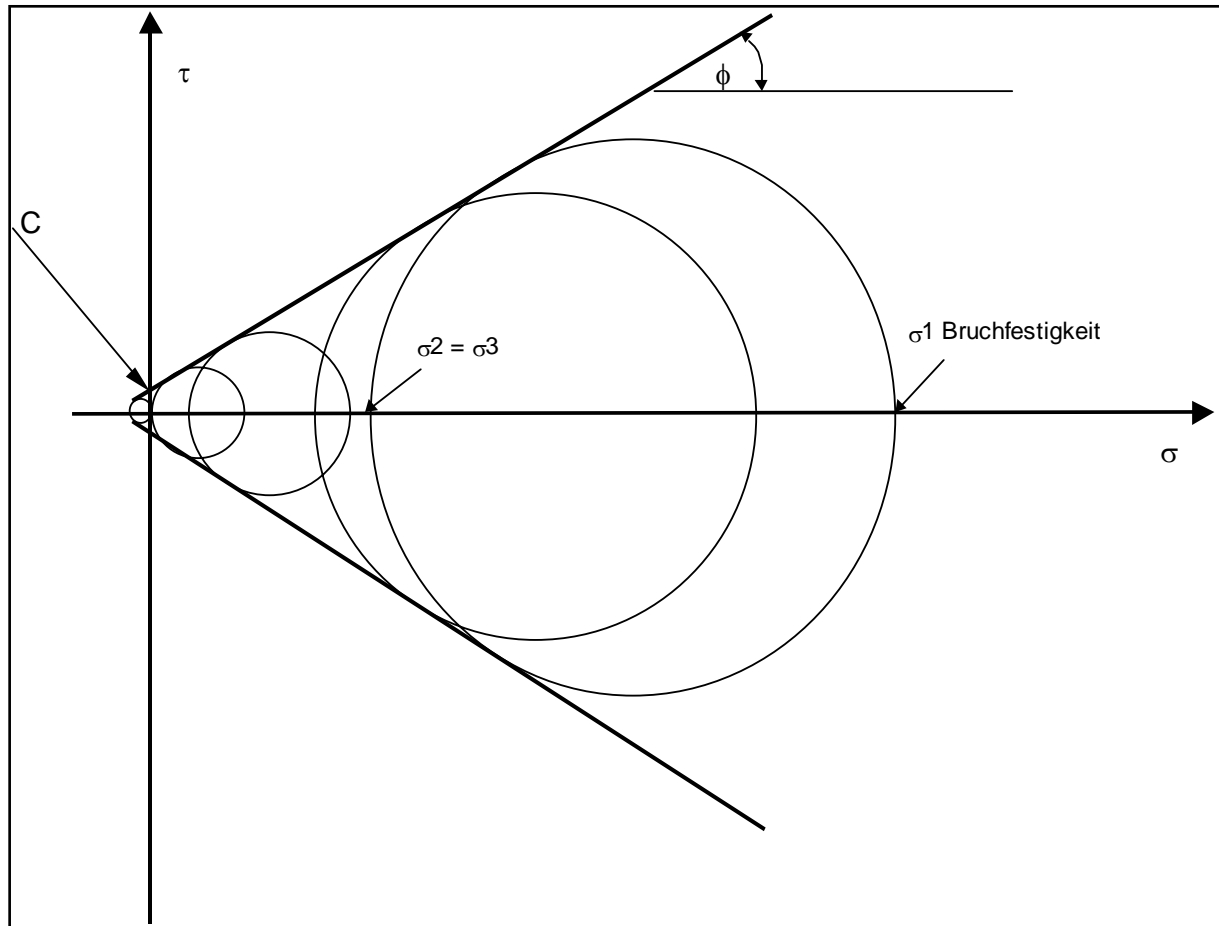


Abbildung 2.15: Mohr-Coulomb'sches Versagenskriterium

Der Winkel ϕ des Anstieges wird als Winkel der inneren Reibung bezeichnet und der Schnittpunkt C mit der Ordinate als Kohäsion des Gesteins.

Diese Linearisierung ist nur bei relativ kleinen minimalen Hauptnormalspannungen sinnvoll, da vor allem bei stark porösen Gesteinen mit zunehmendem Manteldruck im Zylinderdruckversuch die Gesteinsmatrix hoch belastet und zerstört werden kann. Dies führt zum Abfallen der Mohr'schen Bruchhüllkurve bis zu einem Punkt, bei dem ein rein hydrostatischer Spannungszustand bereits zum Versagen (Crushing) des Gesteins führt. GLOTH /28/ zeigte bei Versuchen unter sehr hohen Manteldrücken, dass bei hochporösen Materialien, wie z.B. Sandsteinen oder auch künstlich hergestellten Filtersteinen mit zunehmendem Manteldruck die effektive Bruchspannung, aufgrund des Auftretens eines Porenraumkollaps, abnimmt.

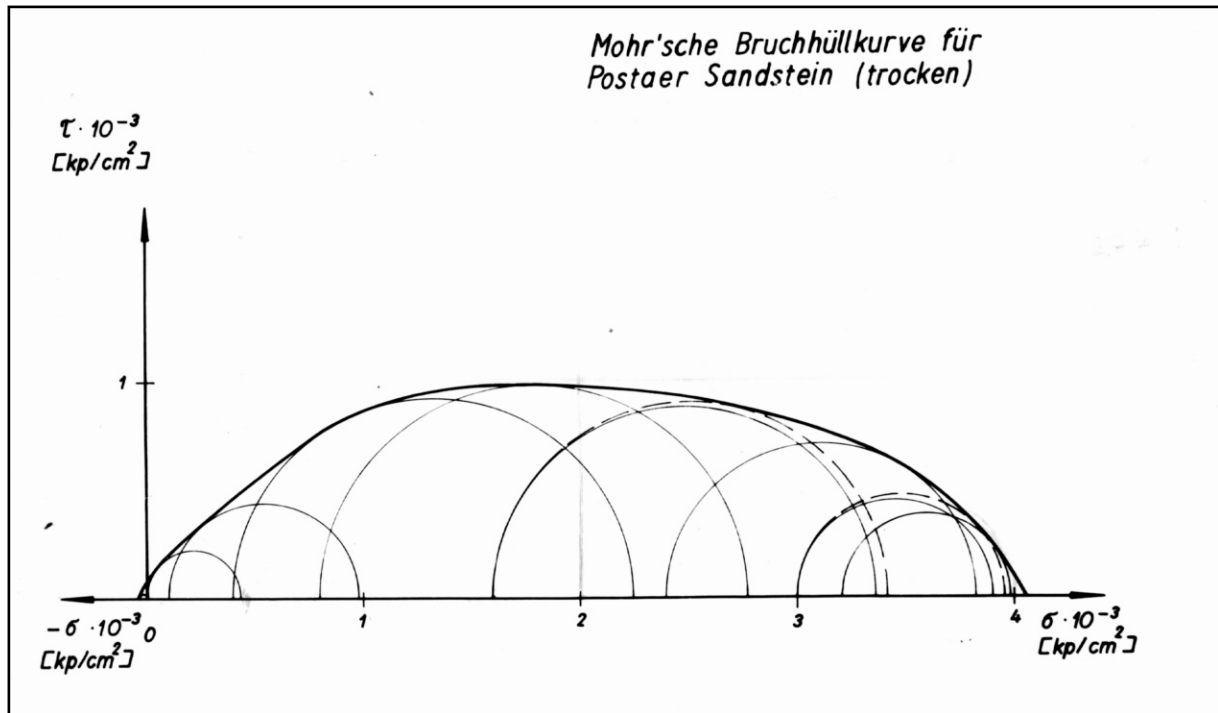


Abbildung 2.16: Die Mohr'sche Bruchhüllkurve für trockenen Posteaer Sandstein (GLOTH /28/)

Die Kritik am MOHR'schen Festigkeitskriterium muss vor allem dahingehend geführt werden, dass sie nur den Bruchzustand eines Gesteinskörpers beschreibt, wenn er versagt hat. Eine Berücksichtigung der Vorgänge der Anrissbildung an Inhomogenitäten und Diskontinuitäten kann aber ebenfalls als Kriterium in einer solchen Darstellung erfolgen.

2.4.3 Einfluss eines Porenraumdruckes auf die Gesteinsfestigkeit

Prinzipiell wirkt ein Porenraumdruck beanspruchungserhöhend. Zu unterscheiden sind Porenraumdrücke, die sich konstant über den Belastungsbereich erweisen und Porenraumdrücke, die durch die angelegten Belastungen erzeugt werden. Die Wirkung eines Porenraumdruckes kann man sich als eine außen allseitig angelegte zusätzliche Zugspannung vorstellen. Damit wirkt der Porenraumdruck einer durch äußere Kräfte verursachten Beanspruchung entgegen. Da der Porenraumdruck allseitig wirkt und die geometrischen Verhältnisse des Porenraumes über einen Entlastungsfaktor berücksichtigt werden, lässt sich die Wirkung auf die Spannungen wie folgt darstellen.

$$\sigma' = \sigma - n \cdot p_p \quad (2.21)$$

Durch den Porenraumdruck werden bei gleichbleibendem deviatorischen Spannungsanteil die Hauptnormalspannungen verringert. Geometrisch ausgedrückt, verschiebt sich der Mohrsche

Spannungskreis in Richtung geringerer Normalspannungswerte bei gleichbleibender Lage der Bruchhüllkurve, die ja die Festigkeit des Gesteins beschreibt.

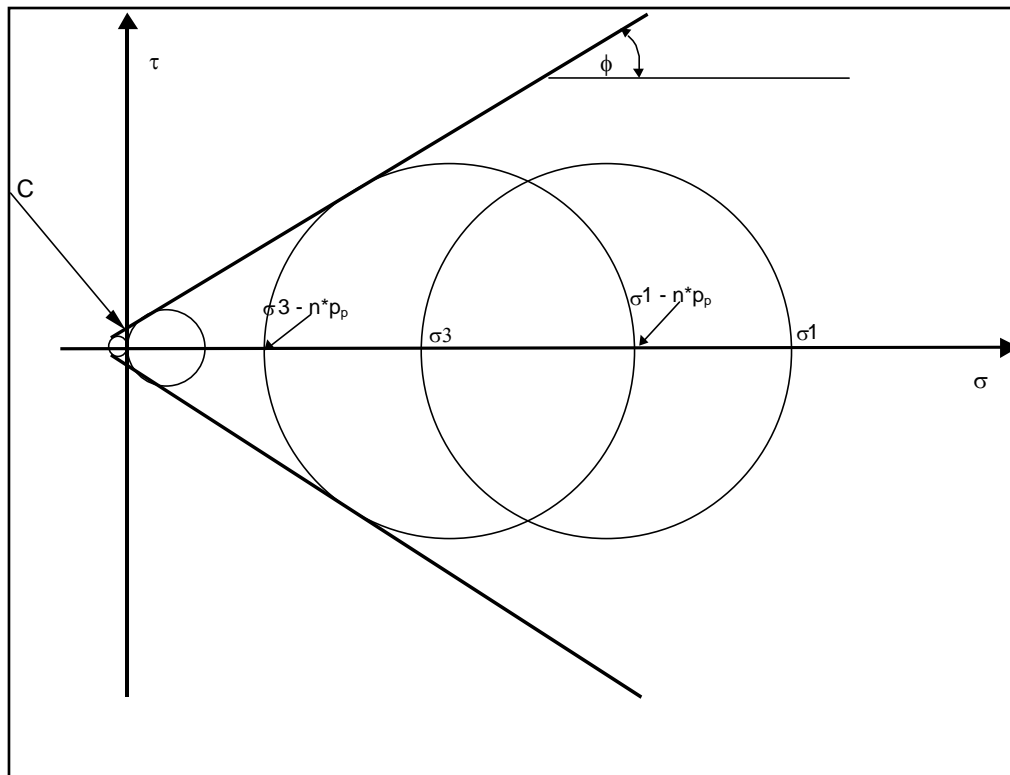


Abbildung 2.17: Einfluss eines Porenraumdruckes auf den Spannungszustand

GLOTH /28/ erkannte bei seinen Untersuchungen zum Einfluss eines Porenraumdruckes auf die Gesteinsfestigkeit des Postaer Sandsteines, dass ein Porenraumdruck eine stützende Wirkung auf die innere Struktur des Sandsteines hat. Diese stützende Wirkung drückt sich durch eine Verringerung des Entlastungskoeffizienten n aus. Mit zunehmendem Porenraumdruck und axialer Belastung nimmt die stützende Wirkung zu. Dies bedeutet, dass bei gleicher Differenz zwischen Manteldruck (bzw. minimaler Hauptnormalspannung) und Porenraumdruck die ertragbare Axialspannung bei zunehmendem Porenraumdruck größer wird. Das heißt, dass sich die Festigkeit des Gesteins erhöht. Durch die Bestimmung des Entlastungskoeffizienten bei Versuchen an trockenem Postaer Sandstein, Versuchen mit Manteldruck gleich Porendruck und Versuchen mit Porenraumdruck kleiner als der Manteldruck konnte er für diesen Sandstein eine eindeutige Beziehung zwischen den effektiven Spannungen darstellen.

2.4.4 Verhalten von Gesteinen im Nachbruchbereich

Ist die Festigkeit eines Gesteines überschritten, wird das mechanische Verhalten vor allem durch die Verschiebungen der Bruchflächen aufeinander bestimmt. Es kann davon ausgegangen werden, dass die sogenannte Restfestigkeit den Gleitmechanismus der Bruchflächen aneinander beschreibt und damit das mechanische Verhalten dieser Bruchflächen. Die noch ertragbaren axialen Spannungen sind wiederum vom Manteldruck abhängig (Abbildung 2.12). In der Praxis wird das Festigkeitsverhalten im Nachbruchbereich durch Funktionen der Kohäsion und des Winkels der inneren Reibung im Nachbruchbereich beschrieben (Abbildung 2.19). Die Verringerung der elastischen Parameter des Gesteins nach dem Bruch kann ebenfalls als Funktion der irreversiblen Verformung dargestellt werden.

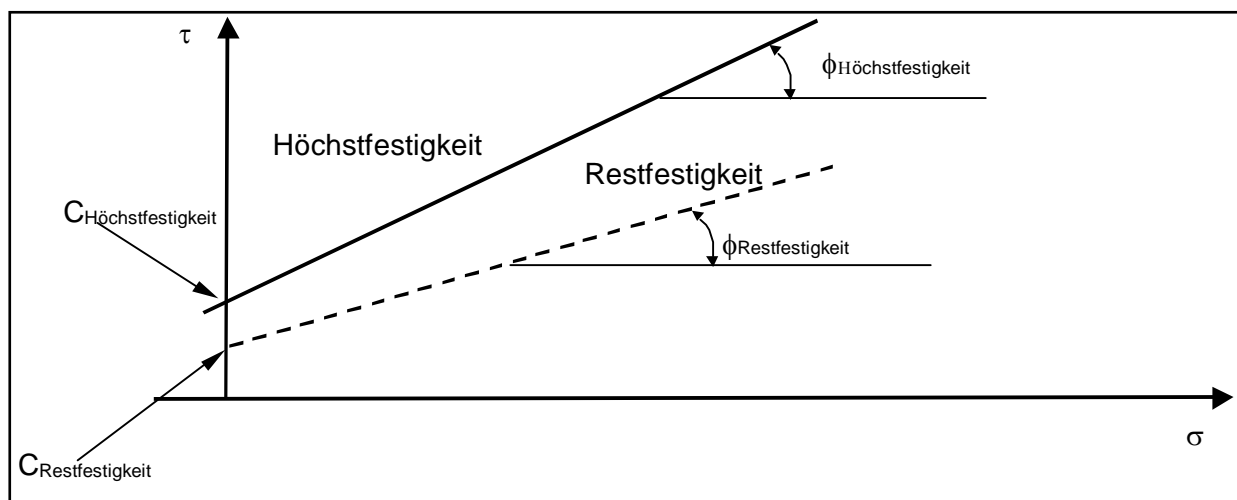


Abbildung 2.19: Mohr-Coulomb'sches Kriterium für den Höchst- und Restfestigkeitsbereich von Gesteinen

Bei Festgesteinen wie Sandsteinen oder Graniten, die kaum plastisch reagieren, kann man davon ausgehen, dass die Restfestigkeit nur marginal von der irreversiblen Verformung abhängt. Es ist also möglich mit nur einem Parametersatz für C und ϕ die Restfestigkeit zu beschreiben.

2.5 Gesteinszerstörung durch Bohrzähne

2.5.1 Der Gesteinsbruchmechanismus

Die Gesteinszerstörung mit einem Rollenmeißel ohne Offset ist drückender Art. Durch die auf den Meißel ausgeübte Andruckkraft werden die mit der Bohrlochsohle in Kontakt stehenden Zähne in das Gestein hineingedrückt. Dabei entsteht nach Überwindung einer Eindringfestigkeit ein Krater. Durch die Rollbewegung des Meißels werden zusätzlich scherende Belastungen auf das Gestein ausgeübt. Nach MAURER /48/ kann man die Phasen der Kraterbildung in folgende Abschnitte einteilen:

- a) Durch die Zahnbelastung erfolgt eine elastische Deformation des Gesteins unter dem Zahn.
- b) Unter dem Zahn entsteht eine Zone pulverisierten oder plastifizierten Materials.
- c) Mit weiter steigender Andruckkraft überträgt die pulverisierte oder plastifizierte Zone die Belastung an das umliegende Gestein, da sie selbst keine weiteren Verformungen mehr zulässt.
- d) Mit weiter zunehmender Belastung kommt es zu einer Überwindung der Festigkeit entlang einer Scherfläche im umliegenden Gestein und somit zu einer Kraterbildung.

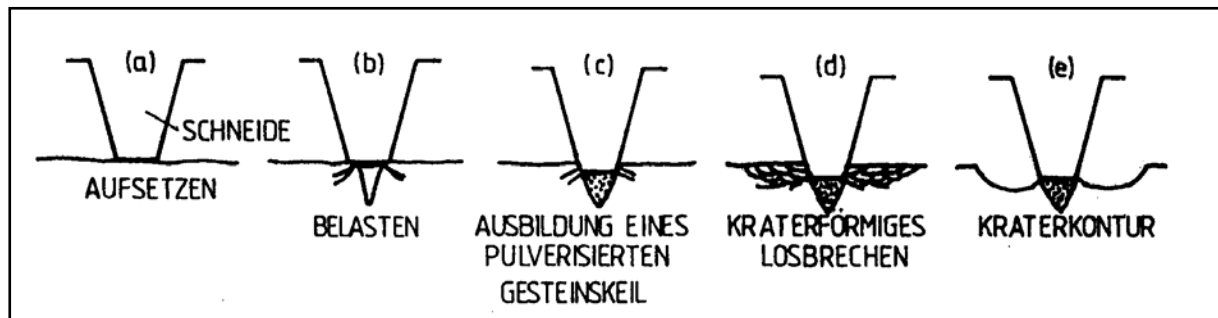


Abbildung 2.20: Phasen der Kraterbildung unter einem Meißelzahn (aus LUY /42/)

Die sich bei festen Gesteinen unter dem Zahn bildenden Zugrisse liefern keinen Beitrag zur Kraterbildung. Der Gesteinszerstörungsmechanismus ist unabhängig von der Zahnform und von der Zahneindringgeschwindigkeit.

Ein auf der Bohrlochsohle wirkender Überlagerungs- oder Differenzdruck oder ein plastisches Verhalten eines Gesteins bewirkt eine Unterdrückung der vollständigen Kraterbildung. Der Kraterbildungsmechanismus, der sich bei einer spröden Gesteinszerstörung plötzlich vollzieht, ist auch bei der sogenannten pseudo-plastischen Kraterbildung vorhanden (Abbildung 2.21). Der Übergang von einem spröden Gesteinsversagen zu einem pseudoplastischen Gesteinsversagen ist an den Eindringkraft-Eindringweg-Kurven erkennbar. Die spröde Kraterbildung ist durch einen plötzlichen Kraftabfall gekennzeichnet, während sich bei einer pseudo-plastischen Kraterbildung lediglich der Anstieg der Kurve verringert. Dabei werden die durch Überwindung der Gesteinsfestigkeit entstehenden Gesteinsteile durch den Überlagerungsdruck an das noch intakte Gestein angepresst. Um die Teile abzulösen, müssen die Reibungskräfte auf den entstandenen Versagensflächen überwunden werden. Es handelt sich demzufolge um eine Art Restfestigkeit, wie man sie auch bei den Triaxialversuchen erkennen kann.

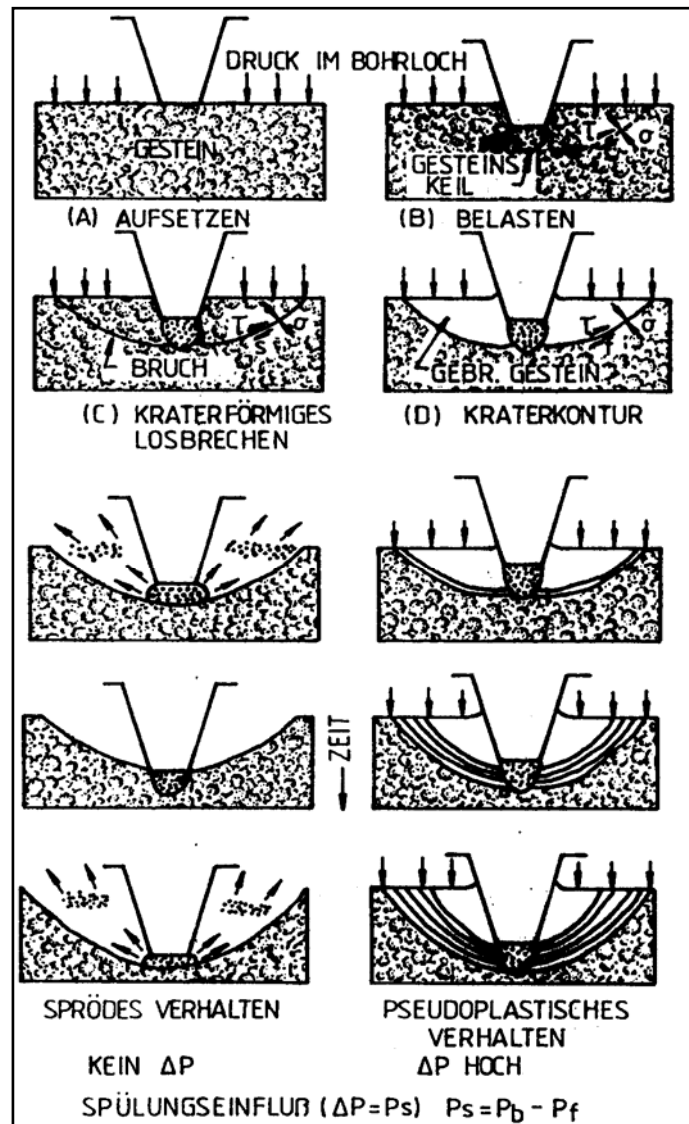


Abbildung 2.21: Spröde und pseudo-plastische Kraterbildung (aus LUY /42/)

Untersuchungen von MAURER /48/ zeigten, dass die Gesteinsteilchen, die sich bei einem hohen Überlagerungsdruck nicht vom intakten Gesteinsverband ablösen, nach Reduzierung des Druckes auf der Gesteinsoberfläche lösen lassen. Das bedeutet, dass sich das Gestein zwar zerstören lässt, aber der Abtransport der Gesteinsteilchen unter hohen Überlagerungsdrücken erschwert wird. Mit größer werdenden Zahneindringgeschwindigkeiten erfolgt der Übergang vom spröden zum pseudo-plastischen Gesteinsverhalten bei immer niedrigeren Überlagerungs- oder auch Differenzdrücken. Dies ist darauf zurückzuführen, dass es bei hohen Geschwindigkeiten nicht zu einem Druckausgleich zwischen dem Bohrlochfluid und dem Porenraumfluid in den entstandenen Kraterissen kommt. Es besteht demzufolge ein Differenzdruck, der ähnlich dem Differenzdruck zwischen Porenraum und Bohrloch wirkt. Dadurch wird eine pseudo-plastische Kraterbildung unterstützt.

2.5.2 Erforderlicher Zahneindringkraftbedarf

Um eine Kraterbildung zu erreichen, muss ein sogenannter Schwellenandruck bzw. die Zahneindringfestigkeit überwunden werden. Dieser Schwellenandruck wird als Schwellenkraft bezogen auf die projizierte Zahnfläche in Höhe der Gesteinsoberfläche berechnet. Mit zunehmendem Überlagerungsdruck oder auch Differenzdruck auf das Gestein erhöht sich der notwendige Schwellenandruck (in Abbildung 2.22 wird dieser Grenzdruck genannt). Bei hydrostatischen Druckverhältnissen (Differenzdruck = 0) kommt es ebenfalls zu einer Erhöhung der Eindringfestigkeit, aber in einem weit geringeren Maße. Ein seitlich auf das Gestein wirkender Druck hat keinen Einfluss auf die Eindringfestigkeit. Dies bedeutet, dass der Differenzdruck über der Bohrlochsohle den entscheidenden Einfluss auf die Eindringfestigkeit hat.

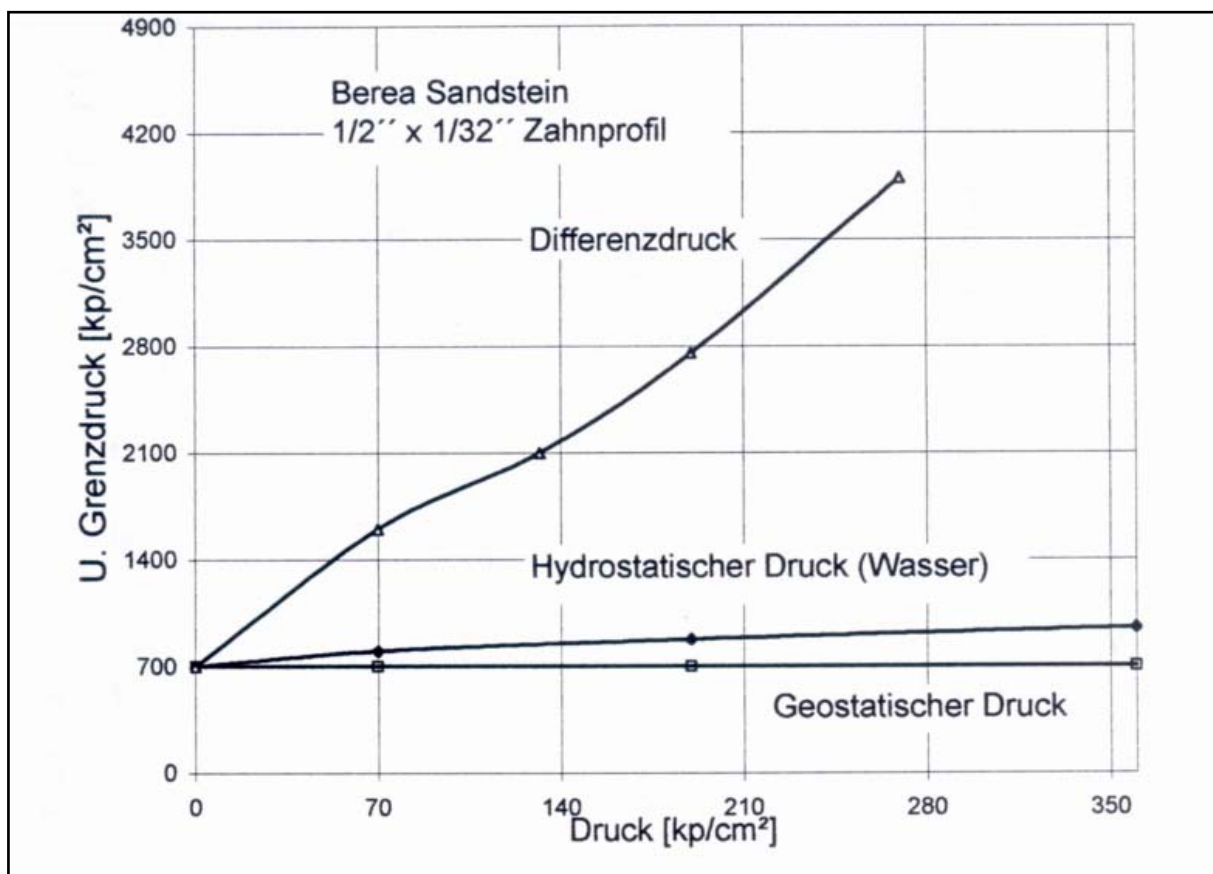


Abbildung 2.22: Erhöhung der Eindringfestigkeit in Abhängigkeit von den auf der Bohrlochsohle herrschenden Druckverhältnissen (nach MAURER /48/)

Die Zahnform hat nach MAURER /48/ keinen Einfluss auf die Eindringfestigkeit. Die Zahnform hat einen Einfluss auf den Kraftbedarf, der notwendig ist, um eine bestimmte Strecke in ein Gestein eindrücken zu können. Mit einem zunehmenden Zahnwinkel, einem zunehmenden Überlagerungs- oder Differenzdruck sowie mit zunehmender Gesteinsfestigkeit steigt der Kraftbedarf (GNIRK /32, 33, 34/).

Die Eindringfestigkeit eines zylindrischen Stempels wurde von SCHREINER /73/ zur Klassifikation der Gesteinsfestigkeit genutzt. Von WIJK /82/ wurden die Eindringfestigkeiten, unter atmosphärischen

Bedingungen, mit verschiedenen zylindrischen Stempeln in Festgesteinen mit einaxialen Druckfestigkeiten größer 80 MPa untersucht. Die Eindringfestigkeit von Gesteinen unter atmosphärischen Bedingungen ist ca. 8 - 10 mal größer als die einaxiale Druckfestigkeit.

Die Zahnform hat einen Einfluss auf den Kraftbedarf, der notwendig ist, um eine bestimmte Strecke in ein Gestein eindringen zu können. Mit einem zunehmenden Zahnwinkel, einem zunehmenden Überlagerungs- oder Differenzdruck sowie mit zunehmender Gesteinsfestigkeit steigt der Kraftbedarf (GNIRK /32, 33, 34/).

Mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit (Zahneindringgeschwindigkeit) steigt der Kraftbedarf vor allem bei gering permeablen Gesteinen um eine jeweils gleichbleibende Wegstrecke eindringen zu können MAURER /48/, Abbildung 2.23 Teilbilder A und B. Dies ist auf die obengenannten Druckausgleichsvorgänge zurückzuführen. Bei Bohrlochfluiden mit niedrigerer Viskosität kann es auch bei gering permeablen Gesteinen zum schnellen Druckausgleich kommen (Teilbild C in Abbildung 2.23). Dies zeigte sich auch bei Versuchen von PODIO et al. /5/ mit Zahneindringgeschwindigkeiten größer als 2 m/s. Bei diesen Versuchen stieg der Kraftbedarf mit größer werdender Viskosität der Porenraumflüssigkeit. Der Zahneindringkraftbedarf variiert ebenfalls mit den Filtrationseigenschaften der Bohrlochfluiden (YANG et al /85/, MYERS et al. /53/).

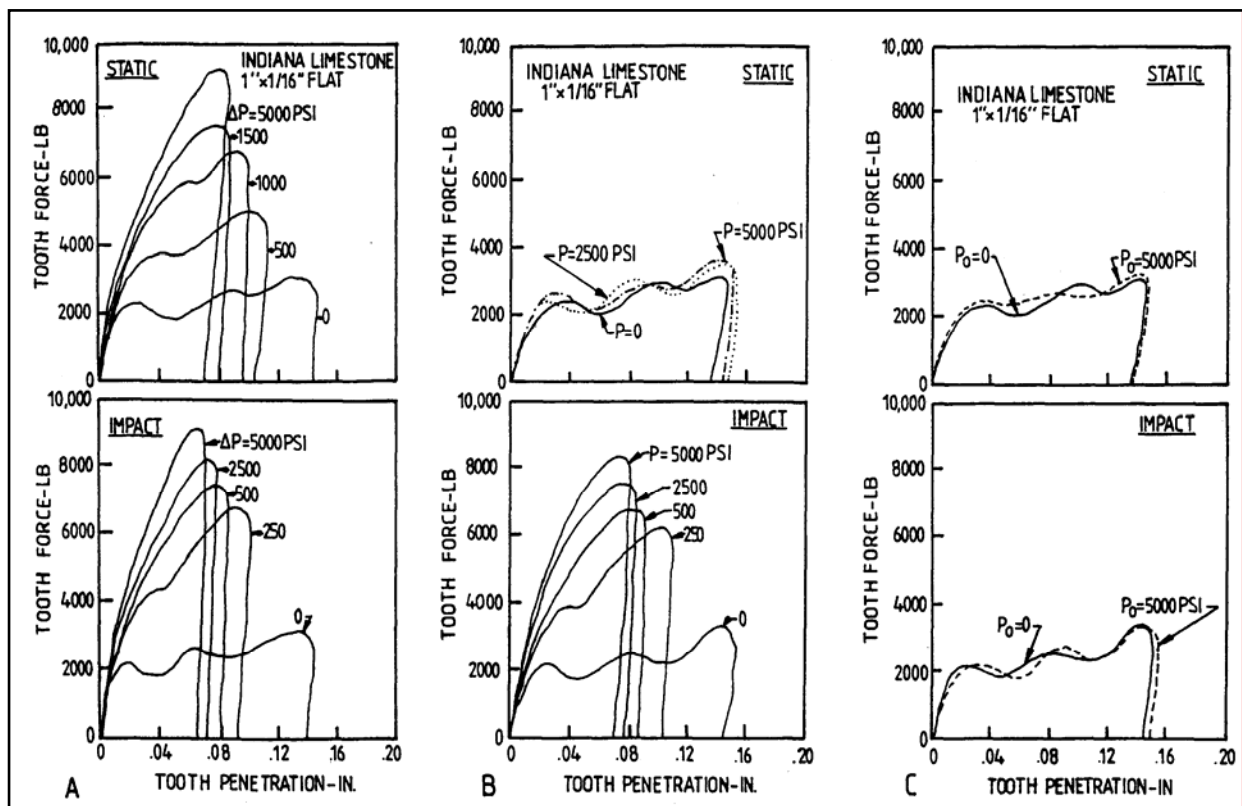


Abbildung 2.23: Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf den Kraftbedarf beim Zahneindringen (MAURER /48/)

(A: $\Delta p > 0$, B: $\Delta p = 0$ (Flüssigkeit als Bohrlochfluid), C: $\Delta p = 0$ (Luft als Bohrlochfluid))

2.5.3 Gelöstes Kratervolumen beim Einzelzahneindringen

Das unter einem eindringenden Zahn gelöste Gesteinsvolumen ist abhängig von den auf der Bohrlochsohle oder auf einer Gesteinsoberfläche herrschenden Druckverhältnissen. Mit einem zunehmendem Überlagerungsdruck verringert sich das Kratervolumen bei gleicher Andruckkraft. Die Versuche von MAURER /48/ zeigen, dass bei gleichen Kräften das herausgebrochene Kratervolumen um bis zu 90 % (Abbildung 2.24) mit einem zunehmenden Differenzdruck sinken kann. Die Zunahme eines hydrostatischen Druckes (Porenraumdruck = Überlagerungsdruck) verursacht bei gleichen Kräften ebenfalls eine, wenn auch geringfügigere Verringerung des Kratervolumens. Ein seitlich auf das Gestein wirkender Druck hat keinen Einfluss auf das Kratervolumen. Die Zahnform hat nach MAURER /48/ ebenfalls keinen Einfluss auf das Kratervolumen, es muss lediglich zu einer Überschreitung der Zahneindringfestigkeit kommen. Dies bedeutet, dass der Differenzdruck über der Bohrlochsohle den entscheidenden Einfluss auf die Größe des Kratervolumens bei gleichbleibender Eindringkraft hat.

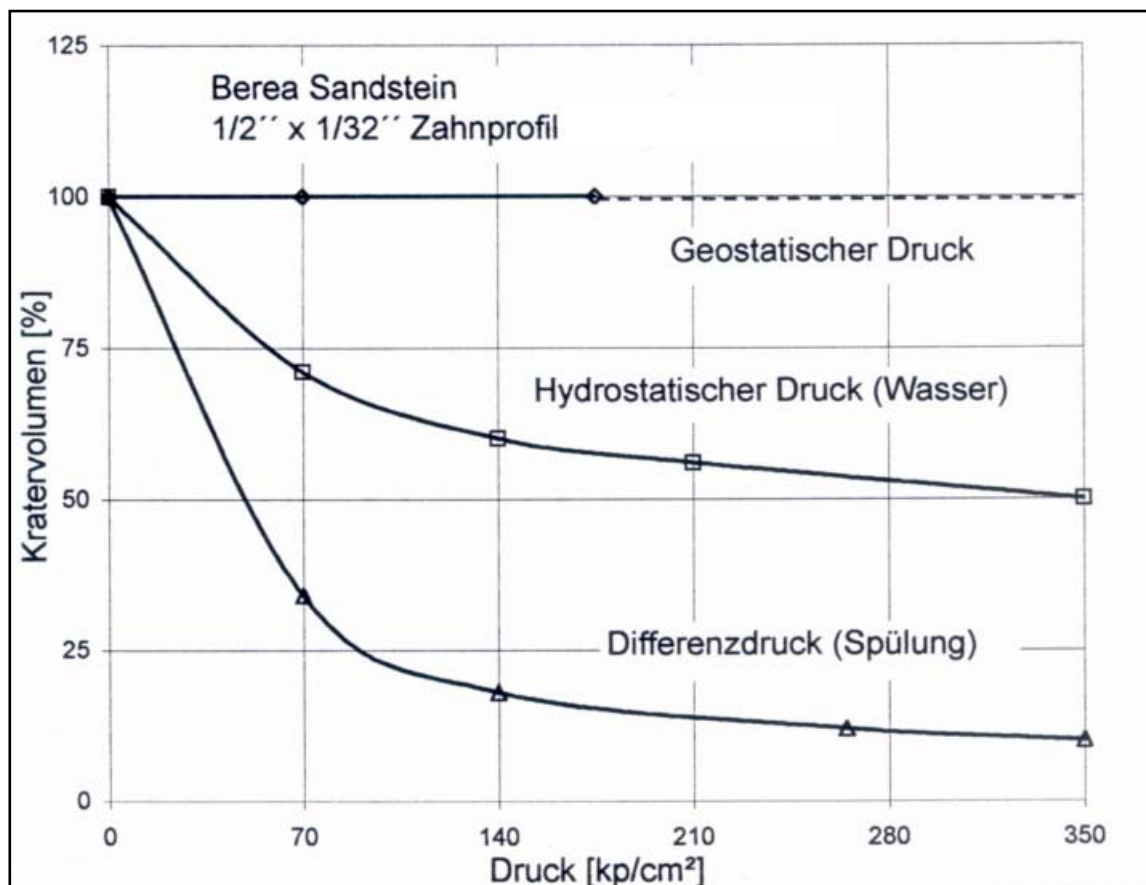


Abbildung 2.24: Einfluss der Druckrandbedingungen auf das Kratervolumen (nach MAURER /48/)

Für die schlagende Gesteinszerstörung mit Einzelzähnen hat LUY /42/ gefunden, dass das Kratervolumen mit einem zunehmendem Überlagerungsdruck bei gleicher Schlagenergie abnimmt. Der Einfluss der Zahnform ist beim Vorhandensein eines Überlagerungsdruckes nicht mehr erkennbar. Unter atmosphärischen Bedingungen kann man mit aggressiveren Zahnformen in einigen Gesteinen ein größeres

Kratervolumen bei gleichem Energieeintrag erzielen. Nach PODIO et al. /59/ ist ein Einfluss der Porenfluidviskosität auf das Kratervolumen und die erforderlichen Kraterbildungsenergien nicht vorhanden.

2.5.4 Spezifische Energie beim Einzelzahneindringen

Für Zahneindringversuche mit keilförmigen Zähnen ergeben sich aus einer Darstellung von CHEATHAM /31/ spezifische Energien zwischen dem 1 bis 1,5-fachen der Druckfestigkeit, wenn die Kraterabstände keinen Einfluss auf das Bruchereignis mehr haben. Diese Werte wurden an verschiedenen Gesteinen bei verschiedenen Überlagerungsdrücken gewonnen (Abbildung 2.25).

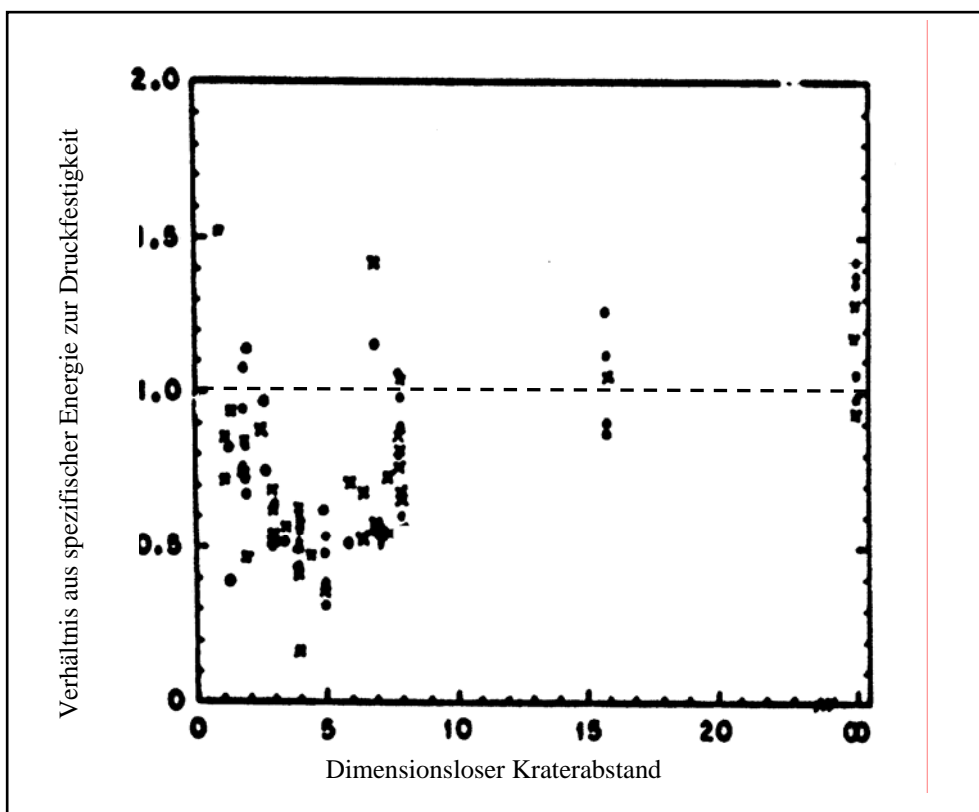


Abbildung 2.25: Verhältnis aus spezifischer Energie zur Druckfestigkeit bei Einzelzahneindringversuchen mit verschiedenen Zähnen nach CHEATHAM /31/ bei verschiedenen Kraterabständen – die eingezogene Linie bedeutet Gleichheit von Druckfestigkeit und spezifischer Energie

SIMON /69/ ermittelte den Spannungszustand in einem Gestein unter einem Meißelzahn für ein rein elastisches Material. Ausgehend von einem Mohr-Coulomb'schen Bruchkriterium hat er den theoretischen Verlauf einer Kraterbildung berechnet. Zusammen mit experimentellen Untersuchungen zum Kratervolumen ergaben sich für das Verhältnis von spezifischer Energie zur Druckfestigkeit Werte zwischen 1,14 und 2,3.

PFORR/ROSETZ /91/ führten Falluntersuchungen mit zylindrischen Stempeln an Salzgesteinsscheiben durch. Dabei wurden die Salzgesteinsscheiben zwischen zwei Stempel senkrecht zur Scheibenoberfläche belastet. Der Durchmesser der Scheiben war um ein Vielfaches größer, als der Stempeldurchmesser. Die Versuchsbedingungen kamen also Einzelzahneindringversuchen sehr nahe. Die spezifische Energie bei diesen Versuchen lag in der gleichen Größenordnung, wie die einaxiale Druckfestigkeit.

LUY /42/ untersuchte den Energiebedarf bei schlagender Gesteinszerstörung mit Einzelzähnen in Hartgesteinen unter hohen hydrostatischen Drücken und fand, dass die spezifische Energie bei gleicher Schlagenergie mit zunehmendem Bohrlochsohlendruck erwartungsgemäß steigt (Abbildung 2.26).

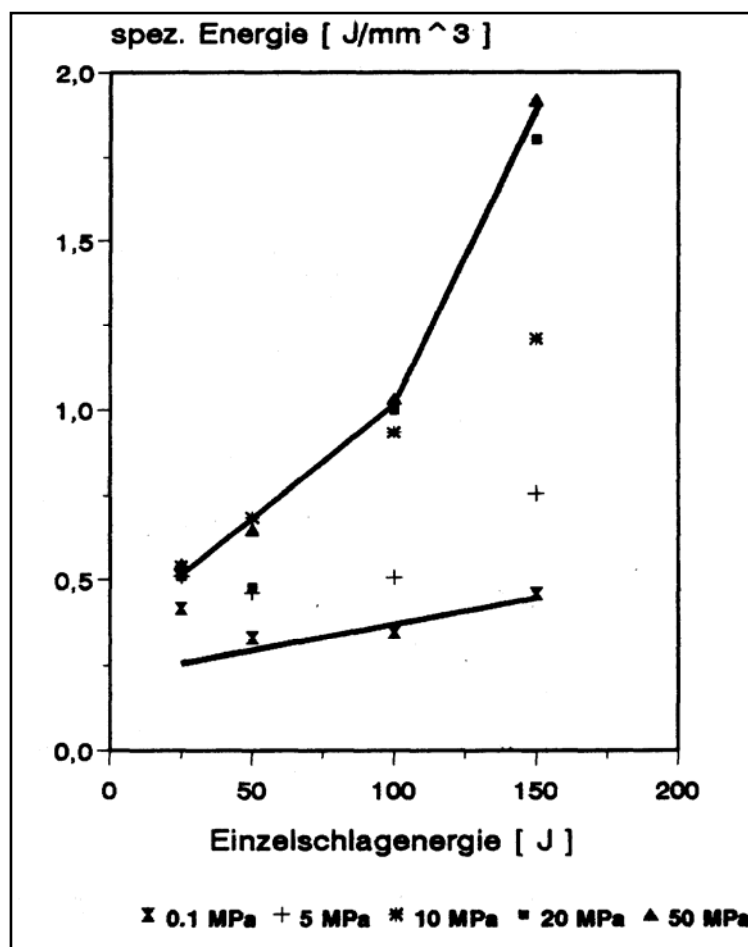


Abbildung 2.26: Spezifische Energie bei schlagender Gesteinszerstörung mit einem Bohrzahn in einem Granit bei verschiedenen Überlagerungsdrücken nach LUY /42/

Die von ihm ermittelten spezifischen Energien bei Versuchen unter verschiedenen Überlagerungsdrücken liegen für kristalline Hartgesteine um den Faktor 2 bis 3 über der Druckfestigkeit der Gesteine. Bei aggressiveren Zahnformen ist die spezifische Energie ca. 1,5 mal kleiner, als bei den anderen (sphärischen) Zahnformen. Mit zunehmendem Überlagerungsdruck verringert sich der Einfluss der Zahnform. Interessant ist, dass bei schlagender Gesteinszerstörung in einem Autoklaven die spezifische

Energie mit zunehmender Schlagenergie größer wird. Dass eine dynamische Belastung auf einer Bohrschneide zu einer bis um den Faktor 4 höheren spezifischen Energie als bei statischer Belastung führt, ist bereits bei SOMERTON /72/ erwähnt worden. Die Ursache dafür kann im Mechanismus der Energieübertragung liegen, der eventuell zu einer schlechter werdenden Energieumsetzung mit zunehmender Schlagenergie führt.

Für das Eindringen von zylindrischen Stempeln in Festgesteine bestimmte WIJK /82/ die spezifischen Energien. Die von ihm ermittelten Werte liegen in der Größenordnung der Hälfte der Druckfestigkeiten der Gesteine. Da aber, wie in Abbildung 2.27 zu erkennen, häufig nur ca. die Hälfte des Energiebetrages zum Eindringen bei der Berechnung genutzt wurde (Fläche unter der Kraft-Weg-Kurve bis zu einem ersten Bruchereignis), ist auch bei seinen Versuchen die spezifische Energie in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine zu finden.

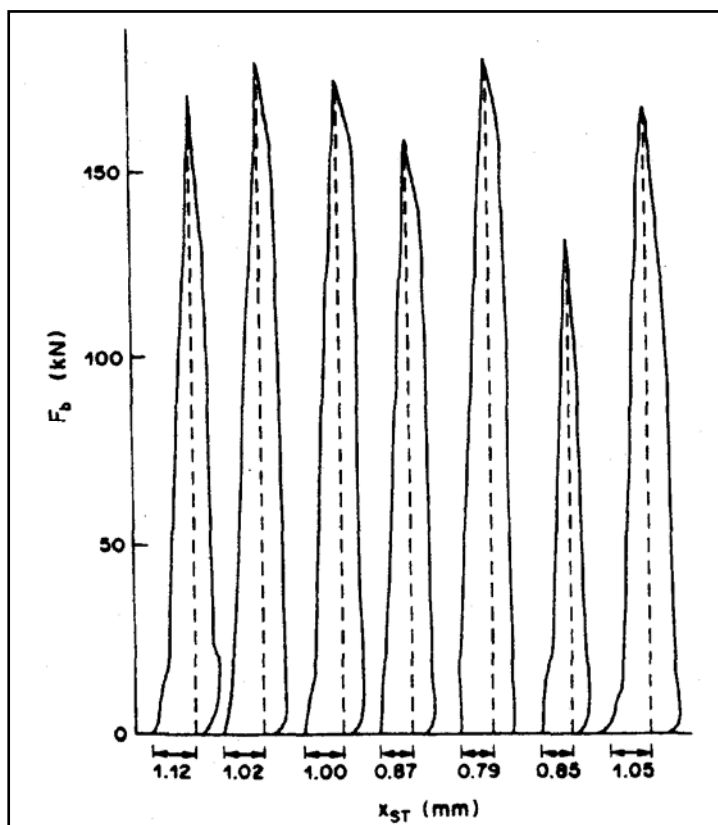


Abbildung 2.27: Kraft-Eindring-Weg-Kurven der Versuche mit zylindrischen Stempeln in einem Granit nach WIJK/82/. Es wurde nur der links der gestrichelten Linien liegende Energianteil zur Berechnung der spezifischen Energie genutzt.

Im Rahmen eines Projektes zur „Optimierung des Bohrfortschrittes in schlecht bohrbaren Formationen“ (DGMK-Thema 482 /3/) sind einige Einzelzahneindringversuche mit sphärischen und ballistischen Zähnen in hochfesten Sandsteinen des mittleren Bundsandsteines der Nord-Westdeutschen Tiefebene durchgeführt worden. In Abbildung 2.28 ist das Verhältnis aus spezifischer Energie und den triaxialen

Druckfestigkeiten dieser Gesteine gegenübergestellt. Erkennbar ist, dass die spezifische Energie mit Schwankungen um den Faktor 2 in der Größenordnung der triaxialen Druckfestigkeit liegt.

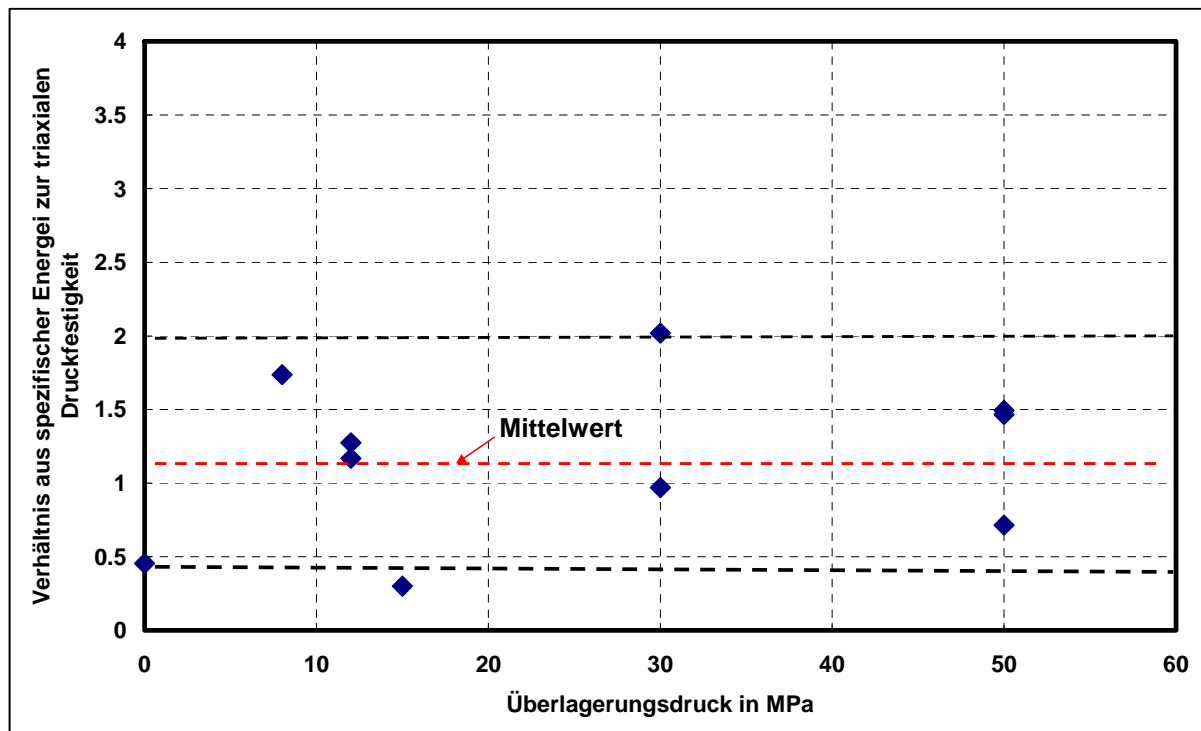


Abbildung 2.28: Verhältnis aus spezifischer Energie zur triaxialen Druckfestigkeit bei Einzelzahn Eindringversuchen in hochfeste Gesteine des mittleren Buntsandsteines (Ergebnisse im Rahmen des DGMK-Themas 482 /3/ gewonnen)

Die Ausführungen zeigen, dass die spezifische Energie bei einer drückenden Gesteinszerstörung in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine liegen kann. Für das Bohren mit Rollenwerkzeugen wäre es also möglich, solch eine Gesetzmäßigkeit für ein Bohrmodell zu nutzen.

2.6 Zusammenfassende Aussagen und Schlussfolgerungen für die weiteren Arbeiten

2.6.1 Zusammenfassende Aussagen

- Die vorgestellten Bohrmodelle für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen lassen eine Trennung zwischen Gesteins- und Werkzeugeinfluss derzeit nur für das Bohren unter atmosphärischen Bedingungen zu, wenn man sich darauf einigt, dass der Einfluss des Werkzeuges konstant ist.
- Unter atmosphärischen Bedingungen korreliert die sogenannte Bohrfestigkeit in der Gleichung 2.8 am besten mit der Druckfestigkeit der Gesteine oder aber mit Festigkeitsgrößen, die in einem direkten Zusammenhang mit der Druckfestigkeit stehen.
- Da die Bohrmodelle von den Modellvorstellungen und den Erkenntnissen einer rein drückenden Gesteinszerstörung ausgehen, wird eine Gesteinszerstörung durch eine scherende Belastung durch einen Meißeloffset nicht berücksichtigt.
- Die spezifische Energie beim Rollenmeißelbohren unter atmosphärischen Bedingungen liegt in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine.
- Bei Einzelzahneindringversuchen wurde festgestellt, dass vor einem Kraterbildungsereignis eine Eindringfestigkeit überwunden werden muss. Diese Eindringfestigkeit ist von der Druckfestigkeit der Gesteine abhängig. Mit einem zunehmendem Differenzdruck oder Überlagerungsdruck auf der Bohrlochsohle wird die Eindringfestigkeit größer. Die Eindringfestigkeit entspricht ca. dem 8 – 10-fachen der Druckfestigkeit der Gesteine. Die Zahnform spielt kaum eine Rolle.
- Mit einem zunehmendem Differenzdruck oder Überlagerungsdruck auf der Bohrlochsohle nimmt das Kratervolumen bei gleicher Zahnbelastung ab. Durch die sogenannte pseudo-plastische Kraterbildung verbleiben Gesteinsteile, die bereits versagt haben im Krater. Diese bilden mit dem noch intakten Gesteinsbereich einen Verbund, der eine Festigkeit analog der Restfestigkeit bei Triaxialversuchen unter einem hohen Manteldruck hat. Porendruckausgleichsvorgänge über die Kraterbestandteile können diesen Effekt vermindern. Die Zahnform spielt kaum eine Rolle.
- Die spezifische Energie beim drückenden Einzelzahneindringen unter atmosphärischen Bedingungen liegt in der Größenordnung der einachsialen Druckfestigkeit der Gesteine. Für die spezifische Energie unter Überlagerungsdruckbedingungen gibt es Hinweise, dass sie ebenfalls in der Größe der Druckfestigkeit liegt.

2.6.2 Schlussfolgerungen für die weiteren Arbeiten

Da sich zeigt, dass die spezifische Energie bei der drückenden Gesteinsbelastung unter atmosphärischen Bedingungen und bei Vorhandensein von Überlagerungsdrücken mit einem Bohrzahn in der Größenordnung der Druckfestigkeit liegt, muss untersucht werden, ob dieses auch bei Vorhandensein eines Porenraumdruckes zutrifft, um das Konzept des Differenzdruckes beizubehalten.

Für das Rollenmeißelbohren muss ein Bohrmodell für eine rein drückende Gesteinszerstörung auch unter erhöhten Druckbedingungen auf der Bohrlochsohle bei idealer Bohrlochsohlenreinigung ergeben, dass die spezifische Energie gleich der Druckfestigkeit ist. Abweichungen davon müssen durch eine scherende Gesteinszerstörung, oder durch einen mangelndem Abtransport des Bohrkleins verursacht werden. Dieses muss bei der Betrachtung des Bohrprozesses erkennbar sein. Dazu ist eine Modellvorstellung zu entwickeln, die von einer Energiebilanz bei der Gesteinszerstörung durch Rollenbohrwerkzeuge ausgeht.

3 Berechnung der Gesteinszerstörung unter einem Meißelzahn

3.1 Möglichkeiten der Berechnung des Beanspruchungszustandes unter einem Meißelzahn

Die mathematische Beschreibung des komplexen Gesteinsverhaltens unter einem eindringenden Meißelzahn ist nur für idealisierte Fälle möglich. Um die Gesteinszerstörung unter einem Meißelzahn mit statischer Lastaufgabe mathematisch zu beschreiben, muss man die Materialeigenschaften des Gesteins und den mechanischen Beanspruchungszustand unter dem Meißelzahn kennen. Das Versagen des Gesteins tritt auf, wenn der Beanspruchungszustand ein Versagenskriterium überschreitet.

Das Differentialgleichungssystem für die Beschreibung des plastischen Gleichgewichts in einem Kontinuum wurde und wird häufig durch die Bestimmung der Spannungscharakteristiken, die das Differentialgleichungssystem charakterisieren gelöst. Im Versagenszustand des Gesteins sind diese Charakteristiken Flächen (im 3d-Fall) oder Linien entlang denen das Versagenskriterium erfüllt ist bzw. entlang denen die Berechnung eines Spannungszustandes überhaupt möglich ist (PRANDTL /60, 61/, DERSKI et al. /88/). Da es sich um Lösungen des plastischen Gleichgewichtes handelt, sind die Lösungsmethoden vor allem in den Bereichen der Umformtechnik und der Bodenmechanik entwickelt worden. Die elastischen Formänderungen werden dabei gegenüber den plastischen vernachlässigt.

Ein mathematisches Modell für die Berechnung der Eindringfestigkeit eines steifen Körpers in ein plastisches Material stammt von PRANDTL /60/ (Abbildung 3.1). Er nimmt den Körper als idealplastisch an, mit einer Fließgrenze, die dem Mohr-Coulomb'schen Versagenskriterium entspricht und beim Fließen keine Volumenvergrößerung zulässt. Die elastischen Formänderungen sind klein gegenüber den plastischen, so dass sie vernachlässigt werden. Er bestimmte die Spannungscharakteristiken des DGL-Systems des plastischen Gleichgewichtes beim Fließen unter einem Zahn für den ebenen Spannungs-Dehnungs-Zustand. Die Eindringfestigkeit entspricht dabei der Spannung an der Zahnoberfläche, die erreicht wird, wenn das plastische Gleichgewicht vorhanden ist.

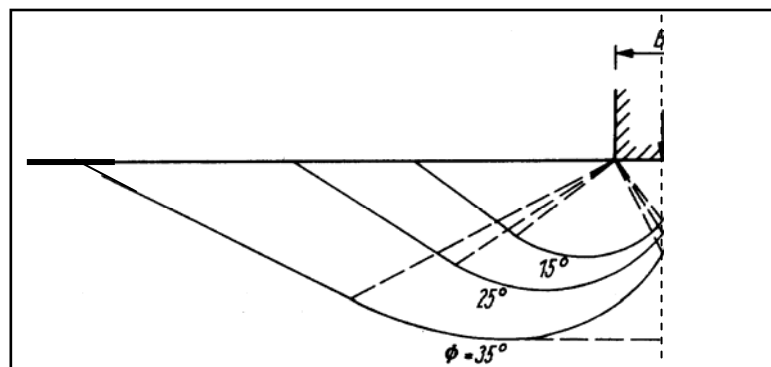


Abbildung 3.1: Ausbildung eines versagenden Gesteinskörpers beim Eindringen eines steifen Körpers in ein idealplastisches Material nach PRANDTL in BOBE et al. /10/ für verschiedene Winkel der inneren Reibung

Die Bruchfigur in der Abbildung 3.1 enthält die beim Eindringen eines Einzelzahnes ebenfalls anzutreffenden Zonen. Direkt unter dem Zahn ist eine Zone mit sehr hoher Beanspruchung, die zu einer Plastifizierung oder Pulverisierung dieses Bereiches führt. Links und recht davon entsprechen die versagenden (plastifizierten) Bereichen den von den „Bohrspänen“ eingenommenen Kraterraum.

Die sich daraus ergebenden analytischen Beziehungen sind zur Berechnung der Eindringfestigkeit für einfache geometrische Fälle unter der Annahme eines ideal-plastischen Materialverhaltens geeignet. Somit ist es möglich unter diesen Umständen den Mindestdruck zu berechnen, der für eine Kraterbildung notwendig ist. Als Krater wird dabei der gesamte Gesteinsbereich verstanden, der sich innerhalb der durch die Gleitlinien eingeschlossenen Gesteinsbereiche befindet.

Die Eindringfestigkeit berechnet sich nach PRANDTL /60/ im ebenen Fall und bei Annahme einer flachen Schneide in einem ideal-plastischen Material mit Mohr-Coulombschen Festigkeitsverhalten (ohne Volumendehnung und ohne Überlagerungsdruck) wie folgt:

$$\sigma_E = \frac{\sigma_{ED}}{2 \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi)} \left((1 + \sin \phi) e^{\frac{\pi \cdot \sin \phi}{\sqrt{1 - (\sin \phi)^2}}} - (1 - \sin \phi) \right) \quad (3.1)$$

Man erkennt, dass die Eindringfestigkeit bei konstantem Reibungswinkel linear von der Druckfestigkeit abhängt. Die Ergebnisse von PRANDTL /60/ sind heute Lösungen des Grundbruchproblems in der Bodenmechanik. In der Bodenmechanik, die den Bodenkörper zumeist als einen nach dem Mohr-Coulomb'schen Kriterium plastisch versagenden Körper beschreibt, wurden hinsichtlich der Form des eindringenden ebenen Körpers durch theoretische Modellrechnungen und praktische Versuche die obige Gleichung erweitert. Diese Gleichungen dienen dann der Berechnung der Grenztragfähigkeit von Böden bei Fundamentbelastungen, die man einer Eindringfestigkeit bei Gesteinen gleichsetzen kann. Die allgemeine Gleichung lautet dann (BOBE et al. /10/):

$$\sigma_E = C \cdot N_c + p \cdot N_p \quad (3.2)$$

Mit:

p = Überlagerungsdruck,

$$N_p = e^{\pi \cdot \tan(\phi)} \cdot \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)$$

$$N_c = (N_p - 1) \cdot \cot(\phi)$$

Die Herleitung dieser Gleichung ist zum Beispiel bei PARRY /57/ nachzusehen. Wenn man das Gesteinsversagen unter einem ebenen Werkzeugzahn ebenfalls nach Mohr-Coulomb beschreibt, sind die

Lösungen aus der Bodenmechanik nutzbar. Die wichtigsten Modifikationen der obigen Gleichung erfolgen hinsichtlich der Geometrie des eindringenden Körpers. Diese Modifikationen werden durch Multiplikation der entsprechenden Terme in Gleichung 3.2 mit Beiwerten beschrieben. Diese Formbeiwerte s_c und s_p sind neben der Geometrie auch vom Winkel der inneren Reibung abhängig. Die Beiwerte für eine kreisförmige Auflagefläche werden für N_p und N_c (BOBE et al. /10/) mit

$$\begin{aligned} s_c &= 1,3 \\ s_p &= 1 + 1,8 \cdot \sin(\phi) \end{aligned} \tag{3.3}$$

berechnet.

Durch Berücksichtigung der Zahngeometrie, der Reibungen zwischen eindringenden Körper und Gestein und hinsichtlich der Verwendung eines axialsymmetrischen Modells (CHEATHAM /29/, COX /15/) könnten diese Lösungen auf das Zahneindringen angewendet werden. Weiterhin wurde vor allem in der Bodenmechanik der Dilatanz Rechnung getragen. Diese beim Versagen des Gesteins- oder Bodenkörpers entstehende Volumenvergrößerung drückt sich in den gegenüber Spannungscharakteristiken veränderten Gleitwegen aus. Für das Versagen unter einem Zahn in einem Festgestein kann man die Dilatanz vernachlässigen. Für den Fall der Modellbildung nach Abbildung 3.1 kann man die Bruchlinien einfach berechnen und somit das versagende Gesteinsvolumen bestimmen.

Da die Vorgeschichte der Belastung nicht erfasst werden kann, ist es nicht möglich die spezifische Energie zu berechnen, es sei denn, man geht von der Vorstellung eines ideal spitzen Zahnes aus, unter dem es keine pulverisierte oder plastifizierte Zone gibt. Man setzt den Zahneindringweg gleich dem Abstand der Zahnspitze bei der Berechnung der auf der Zahnoberfläche wirkenden Spannungen bzw. Kräfte.

CHEATHAM /29/ gibt für das Eindringen von spitzen Zähnen eine Beziehung zur Bestimmung der notwendigen Zahnbelastung (Zahnandruck) an, die für eine zweidimensionale Betrachtung aus der Berechnung der Spannungscharakteristiken hergeleitet wurde Gleichung 3.3). In dieser Gleichung wird zur Charakterisierung der Gesteinsfestigkeit die triaxiale Druckfestigkeit und der Winkel der inneren Reibung genutzt.

$$\sigma_E = \sigma_D \cdot \left[\frac{(1 - \sin\phi)}{\sin\phi} \left[(\tan\phi + \tan\beta) \cdot (1 + \sin\phi) \cdot e^{2\left(\beta + \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right)\tan\phi} - \tan\phi \right] \cdot \frac{h}{w + 2h \cdot \tan\beta} + \dots \right. \\ \left. \dots + \frac{1 - \sin\phi}{2 \cdot \sin\phi} \left[\frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi} \cdot e^{\pi \cdot \tan\phi} - 1 \right] \cdot \frac{w}{w + 2h \cdot \tan\beta} \right] \quad (3.3)$$

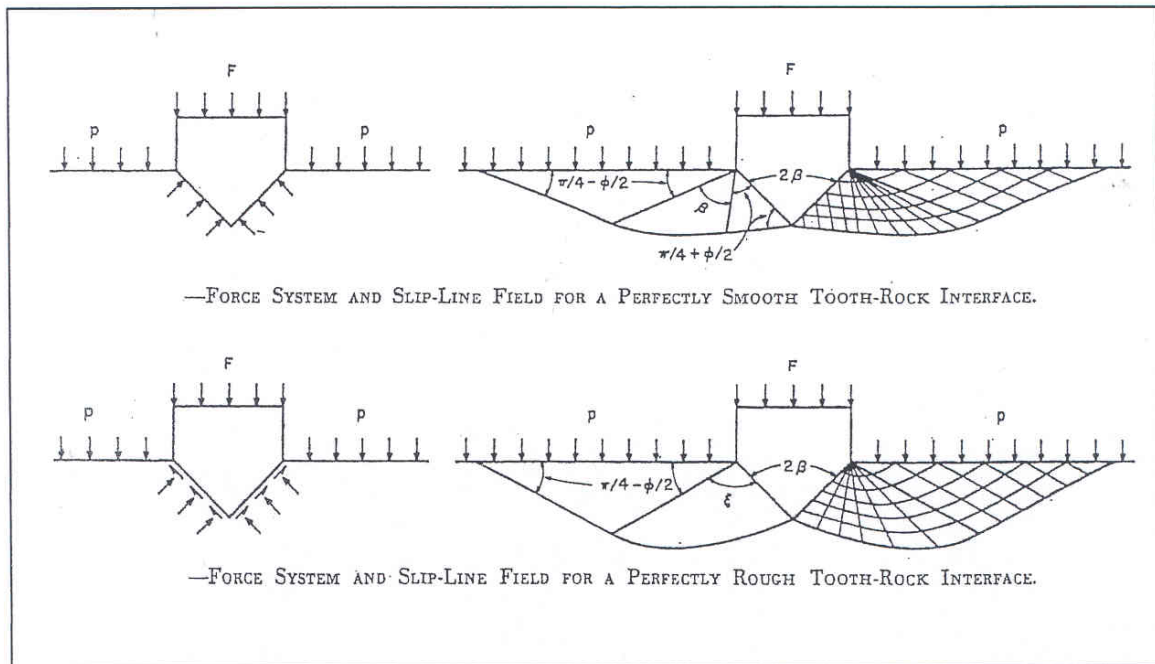


Abbildung 3.2: Geometrisches Modell nach CHEATHAM /29/

CHEATHAM /29/ ermittelte mit einer erweiterten Gleichung, unter Zuhilfenahme von experimentell ermittelten Zahneindringergebnissen, um den Kraft-Eindringwegverlauf vor Erreichen der Eindringfestigkeit zu berücksichtigen, minimal mögliche spezifische Energien für eine 2d-Betrachtung.. Die minimale spezifische Energie betrug 56 % der Gesteinsdruckfestigkeit bei Kraterabständen, die dem 7-fachen der projizierten Breite des Zahnes auf der Gesteinsoberfläche entsprachen. Dabei wurde angenommen, dass sich unterhalb der Zahnspitze keine Versagensbereiche ausbilden und somit die Zahneindringtiefe zusammen mit der Zahneindringkraft zur Energieberechnung genutzt werden kann.

SIMON /69/ ermittelte die Eindringfestigkeit für spitze Zähne in einem zweidimensionalen Modell für atmosphärische Bedingungen. Die Eindringfestigkeit als eine Spannung ist die Eindringkraft bezogen auf die Fläche der geneigten Zahnflanken. Die Eindringkraft ergibt sich als Gleichgewichtskraft zu den auf einer theoretischen Spanbruchfläche wirkenden Kräften bei einem Gesteinsversagen nach Mohr-Coulomb. Der Zusammenhang zwischen Zahneindringweg und der Eindringkraft für einen ideal-spitzen Zahn wird von ihm als linear angenommen. Somit kann er auf einfache Weise die Eindringenergie

rechnerisch bestimmen. Zusammen mit einem berechneten Spanvolumen ermittelt er die spezifische Energie in einem Bereich des 1,14- bis 2-fachen der Gesteinsdruckfestigkeit.

Für die auf der Oberfläche eines kugelförmigen Zahnes auftretenden Spannungen beim Eindringen in ein ideal-plastisches Gestein stellte CHEATHAM /16/ eine Berechnungsfunktion für die Spannungsverteilung auf der Zahnoberfläche vor. Diese wurden von APPL & ROWLEY /2/ für die Berechnung des Kraftbedarfes beim Bohren mit oberflächenbesetzten Diamantwerkzeugen genutzt. Dazu werden die auftretenden Spannungen über die Zahn- bzw. Diamantoberflächen integriert. Eine ganze Bohrtheorie für das Bohren mit Diamantwerkzeugen baut auf diese Betrachtungen auf. Das Volumen, das dabei „erbohrt“ wird, stellt das auf den Schnittquerschnitt projizierte Volumen entlang des Spanweges dar. Für den Fall, dass seitlich der Schnittrichtung kein Gestein gelöst wird, kann man das Volumen berechnen. MARX /46/ schlägt zur Berücksichtigung dieser nicht ermittelbaren Gesteinsbereiche eine entsprechende Korrektur von 10% vor.

SIKARSKI et al. /68/ modellierten das Zahneindringen mit einer zweidimensionalen Modellvorstellung (Abbildung 3.3), die von der Annahme eines vordefinierten Spanweges von der Zahnspitze weg zur Gesteinsoberfläche ausgeht. Die an den Zahn angreifenden Kräfte P werden mit den Kräften entlang des Spanweges ins Gleichgewicht gesetzt.

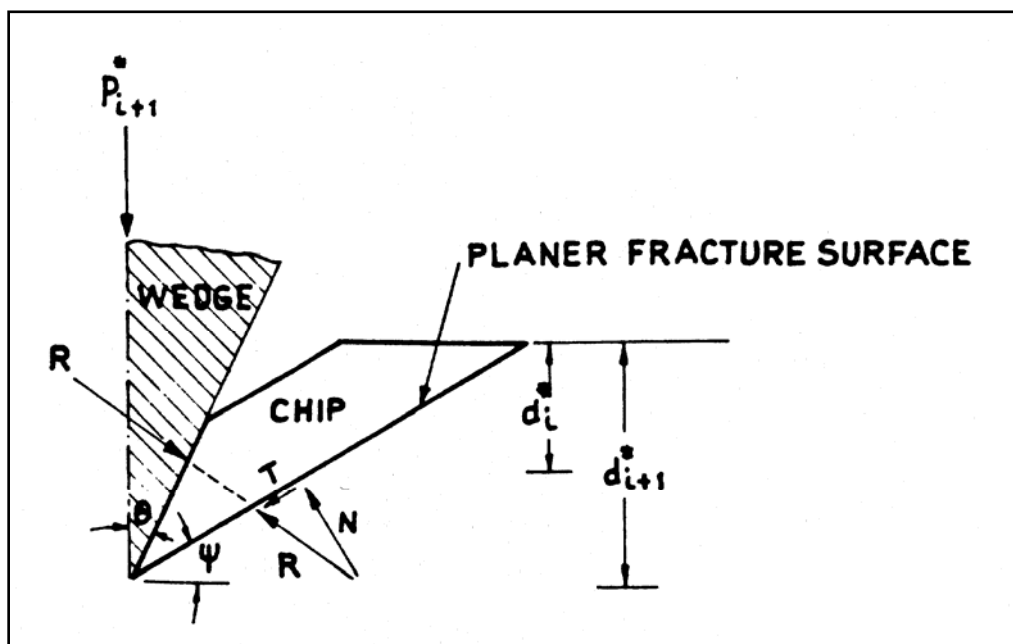


Abbildung 3.3: Modellvorstellung von SIKARSKI et al. /68/ zur Modellierung des Zahneindringens in ein Gestein.

Dabei wird von einer gleichmäßigen Spannungsverteilung entlang des Spanweges ausgegangen. Mit diesen Vorstellungen soll eine spröde Kraterbildung modelliert werden. Nachfolgende Kraterbildungen durch den Index $j+1$ gekennzeichnet, sind gleichartig und die im Gestein gespeicherte elastische Energie geht nach einem Spanbildungsereignis nicht verloren. Der Zusammenhang zwischen Zahneindringweg

und Eindringfestigkeit wird ebenfalls linear dargestellt. Der dazugehörige Proportionalitätsfaktor muss vorher geschätzt werden. Für bestimmte Zahnwinkel und Gesteinsfestigkeitseigenschaften berechnete er spezifische Energien, die gleich der Größe der Druckfestigkeit entsprechen. Er vermutete, dass für die drückende Gesteinszerstörung die spezifische Energie in der Größenordnung der Druckfestigkeiten der Gesteine liegt.

3.2 Numerische Berechnung der Gesteinszerstörung unter einem Werkzeugzahn

3.2.1 Zielstellung

Die obengenannten Zahneindringmodelle sind nicht in der Lage das in Kapitel 2 beschriebene Nachbruchverhalten zu berücksichtigen und auch nicht in der Lage das Zahneindringen bis zum Erreichen des Versagenszustandes zu beschreiben. LINDQUIST et. al /43/ stellten fest, dass die Festigkeitseigenschaften der pulverisierten Zone unter eindringenden kugelförmigen Zähnen nicht mehr die Höchstfestigkeit des ungestörten Gesteins besitzen. Die Festigkeiten verminderten sich um bis zu 20 %. Demzufolge ergibt sich auch eine veränderte Spannungsverteilung unter einem Zahn. Die wiederum kann eine Wirkung auf den umliegenden Gesteinsbereich haben. Andererseits sind bei den in der Erdöl-Erdgas-Bohrtechnik anzutreffenden Gesteinen (Sandsteine und Tonsteine) die Höchst- und Restfestigkeiten nicht um Größenordnungen verschieden (MAURER /48/, BRAUN /13/).

Eine Möglichkeit dieses Materialverhalten zu berücksichtigen und das Materialverhalten bis zum Erreichen des Versagenszustandes zu beschreiben, besteht in der Nutzung numerischer Berechnungsverfahren (Finite Elemente Methode, Finite Differenzen Methode, Randintegralmethode). Diese Verfahren wurden unter anderen von WANG et al. /78/ und WU /90/ genutzt, um den Kraftbedarf beim Einzelzahneindringen bzw. die Spannungsverteilungen unter einem Bohrzahn zu untersuchen. Eine Auswertung hinsichtlich des zerstörten Volumens oder der spezifischen Energie wurde von ihnen nicht vorgenommen.

Um auch für nicht ideal-spitze Bohrzähne die spezifische Energie und die Eindringfestigkeit bei Vorhandensein eines Überlagerungsdruckes berechnen zu können, müssen numerische Methoden genutzt werden.

Im Nachfolgenden wird die mechanische Beanspruchung unter einem kugelförmigen und unter einem zylindrischen Bohrzahn berechnet, um Aussagen über den Einfluss eines Überlagerungsdruckes, der Zahnform und einer Reibung zwischen Gestein und Zahn auf die Eindringfestigkeit und die spezifische Energie zu erhalten.

3.2.2 Das zur Berechnung genutzte Programmsystem

Das Verhalten des Gesteins bis zum ersten Bruch und im Nachbruchbereich kann auf analytischem Wege nicht modelliert werden. Um zu erkennen, welchen Einfluss das Materialverhalten auf das Zahneindringen hat und welche Größenordnung die spezifische Energie hat, wurden Modellrechnungen zum Eindringen eines kugelförmigen Zahnes in einem Sandstein durchgeführt. Die Modellierung wurde mit dem Programmsystem FLAC^{3D} der Firma ITASCA in der Version 2.0 durchgeführt.

FLAC^{3D} ist ein explizites finites Differenzenprogramm, welches das Verhalten eines Kontinuums im dreidimensionalen Raum beschreibt. Das mechanische Verhalten der Körper wird durch die Nutzung von Bewegungsgleichungen im Zusammenhang mit den Stoffeigenschaften eines idealisierten Materials beschrieben. Das daraus resultierende partielle Differenzialgleichungssystem verknüpft den mechanischen Spannungszustand mit kinematischen Variablen (Dehnungsraten, Verformungsgeschwindigkeiten). Dieses Gleichungssystem wird elementweise mittels Finiter Differenzenmethode für gegebene Rand- und Anfangsbedingungen gelöst.

3.2.3 Geometrisches Modell, Stoffmodelle, Druckrandbedingungen

Das Eindringen der Kugel wird durch ein Modell im zweidimensionalen Raum simuliert. Die mechanische Berührung der Kugel mit dem Gestein wird mittels Kontaktelementen hergestellt. Die geometrischen Modellvorstellungen zeigt Abbildung 3.4.

Es wurde ein idealisiertes Stoffverhalten modelliert, das dem des Postaer Sandsteines entspricht. Das Versagen wird durch das Mohr-Coulomb'sche Versagenskriterium beschrieben.

Die Modellierung erfolgte zum einen mit Stoffwerten für ideal-plastisches Verhalten nach dem Versagen und zum anderen für ein Verhalten mit einer von der Höchstfestigkeit verschiedenen Restfestigkeit.

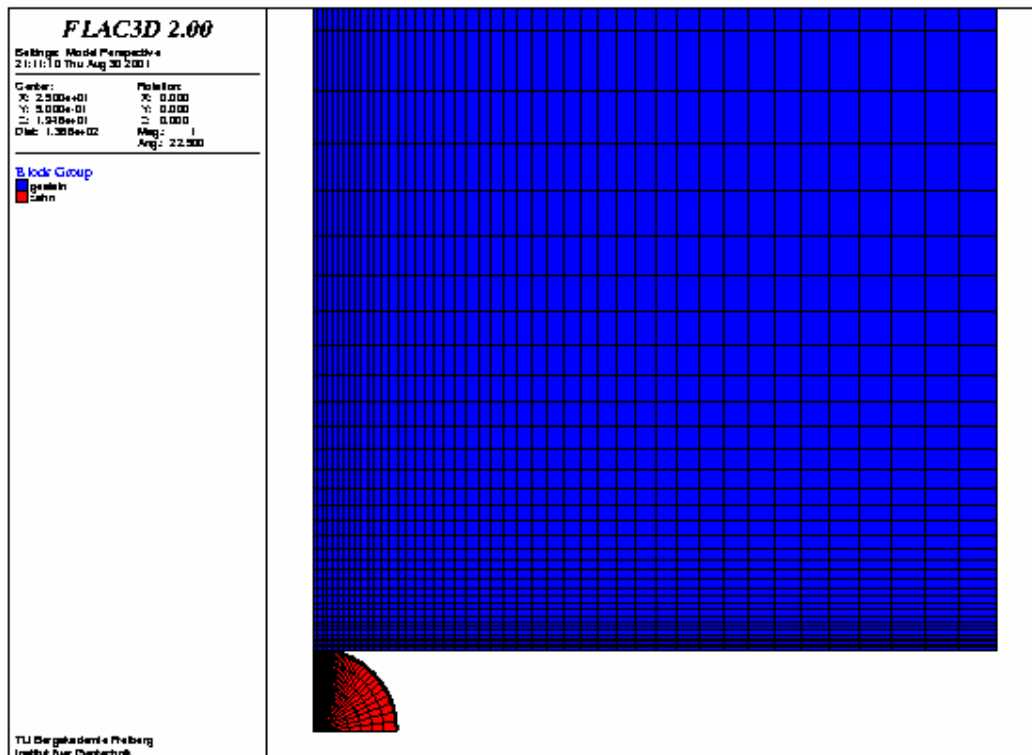


Abbildung 3.4: Geometrisches Modell des Eindringens einer Kugel

Für den Postaer Sandstein wurden Restfestigkeitswerte aus den Spannungs-Dehnungskurven der Versuche von GLOTH /28/ ermittelt. Zur modellhaften Beschreibung der Restfestigkeit wird lediglich die Kohäsion in Abhängigkeit von der irreversiblen Verformung nach Überschreiten der Höchstfestigkeit variiert. Durch Nachrechnung der von GLOTH /28/ durchgeführten Triaxialversuche wurde das Restfestigkeitsmodell kalibriert. Das Restfestigkeitsverhalten wird im Nachfolgenden als „strain-softening“ bezeichnet. Für beide Gesteine wurde angenommen, dass sich die elastischen Eigenschaften nicht ändern. Die Eigenschaften der Kontaktelemente wurden so gestaltet, dass die Berechnungen einmal mit vollständigem Reibschluss und mit zum anderen ohne Reibung durchgeführt werden konnten. In der Tabelle 3.1 sind die Stoffeigenschaften des Gesteins und des Kugelzahnes aufgeführt.

Material	Schubmodul in GPa	Kompressionsmodul in GPa	Kohäsion in MPa	Winkel der inneren Reibung in °
Zahn	90	150	Elastisches Verhalten	
Gestein Höchstfestigkeit	6,7	11,98	11	38
Gestein Restfestigkeit	6,7	11,98	Nach Modell	38

Tabelle 3.1: Stoffeigenschaften des Gesteins und des Kugelzahnes

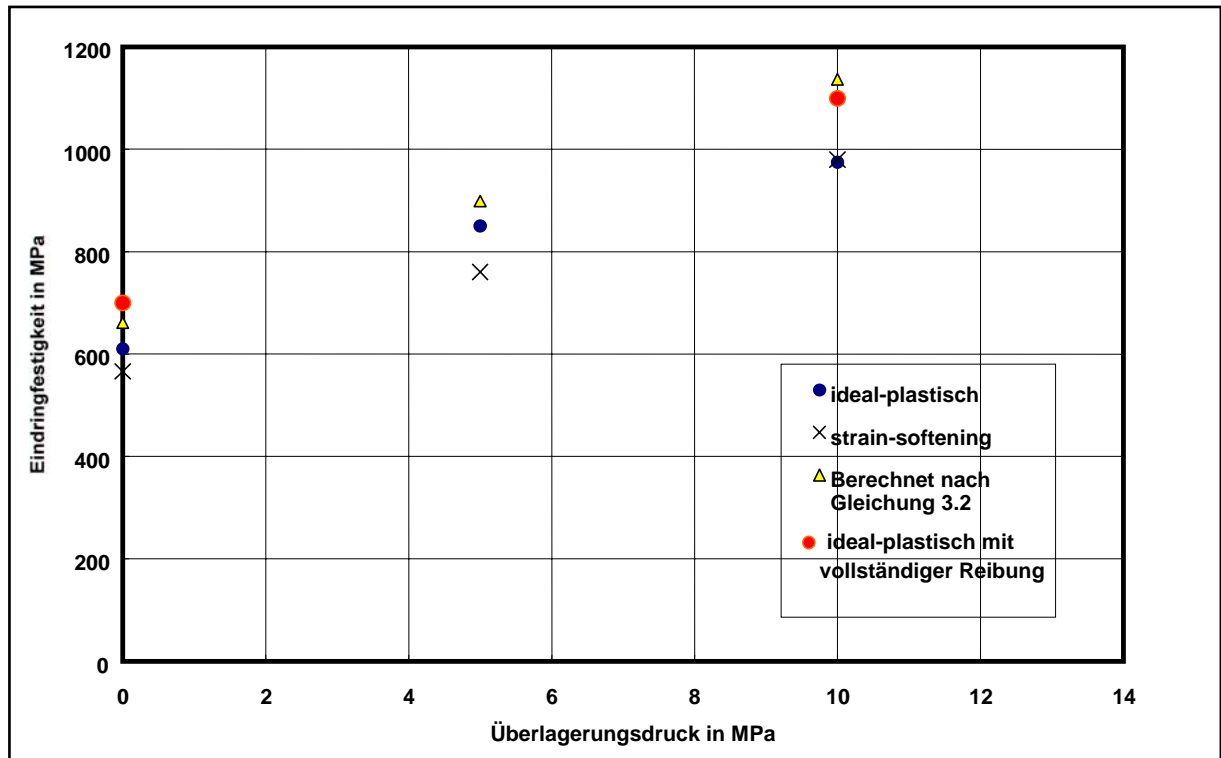


Abbildung 3.7: Berechnete Eindringfestigkeit für das Eindringen eines kugelförmigen Zahnes in den Postaer Sandstein bei verschiedenen Überlagerungsdrücken.

Die Eindringfestigkeiten (Tragfähigkeiten) für den Fall eines strain-softening-Verhaltens für Überlagerungsdrücke kleiner 10 MPa liegen unterhalb der für das ideal-plastische Versagen. Die mit der Gleichung 3.2 berechneten Werte liegen für Drücke kleiner 10 MPa nur unwesentlich über den mit dem ideal-plastischen Versagen berechneten Werten. Bei Vorhandensein eines vollständigen Reibschlusses sind die berechneten Eindringfestigkeiten (Tragfähigkeiten) nur unwesentlich größer. Dies führt zu dem Ergebnis, dass die Berechnung der Eindringfestigkeit bei einem realen Versuch aus der Eindringkraft bei einer ersten Kraterbildung bezogen auf die projizierte Zahnfläche in Höhe der Gesteinsoberkante erfolgen kann.

In der Abbildung 3.8 sind die aus den Modellrechnungen ermittelten spezifischen Energien für den Postaer Sandstein und die Druckfestigkeiten in Abhängigkeit vom Überlagerungsdruck dargestellt. Für diese zweidimensionale Modellierung ist die spezifische Energie für das strain-softening Materialverhalten etwas kleiner als die Druckfestigkeiten und kleiner als bei Annahme eines ideal-plastischen Verhalten. Bei vollständiger Reibung ist die spezifische Energie bei der Berechnung ohne Überlagerungsdruck um 50 % größer, als die Druckfestigkeit. Bei einem Überlagerungsdruck von 10 MPa liegt die spezifische Energie nur unwesentlich über der Druckfestigkeit. Resultat ist, dass die spezifische Energie in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine liegt.

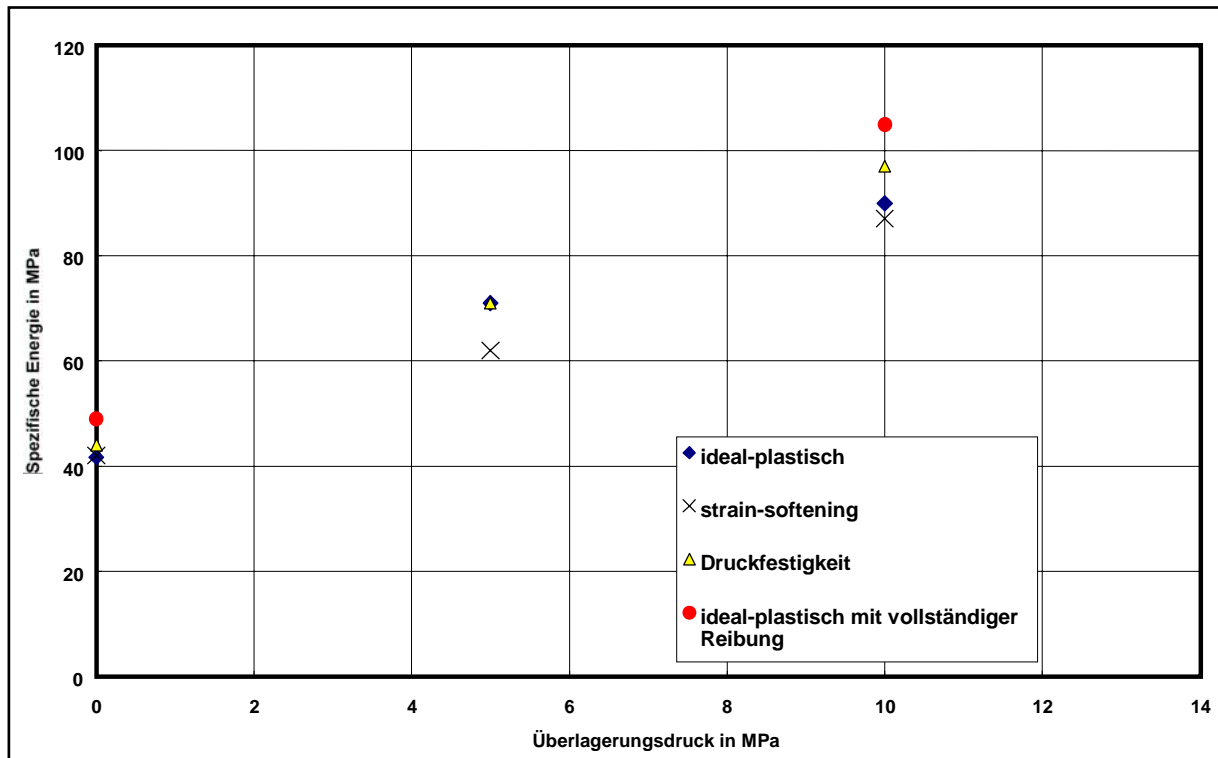


Abbildung 3.8: Berechnete spezifische Energie in Abhängigkeit vom modellierten Überlagerungsdruck – Postaar Sandstein

Bei diesen Berechnungen, die mit einem zweidimensionalen Modell durchgeführt wurden und bei dem die Stoffeigenschaften idealisiert wurden, zeigt sich, dass man theoretisch die spezifische Energie der Druckfestigkeit gleichsetzen kann. Die Eindringfestigkeit nach Gleichung 3.2 wird zwar etwas zu groß berechnet, die Möglichkeit die Eindringfestigkeit wie obengenannt auch bei nichtebenen Zahnformen zu berechnen, ist aber gegeben.

Um diese Erkenntnisse auf den dreidimensionalen Fall zu erweitern und im Gestein vorhandene Porenraumdrücke zu berücksichtigen, wurden die im nächsten Kapitel beschriebenen Einzelzahneindringversuche durchgeführt.

4 Einzelzahneindringversuche

4.1 Zielstellung

Wie in den vorangegangenen Kapiteln dargelegt, ist die Eindringfestigkeit direkt mit den Festigkeitsparametern Kohäsion und Winkel der inneren Reibung bzw. mit der Druckfestigkeit der Gesteine verknüpft. Die spezifische Energie scheint gleich der Druckfestigkeit der Gesteine zu sein. Wenn sich ein im Gestein vorhandener Porenraumdruck oder ein Überlagerungsdruck auf die spezifische Energie, wie auf die triaxiale Druckfestigkeit verhält, so muss sich dies in einer ähnlichen Darstellung finden lassen. Deshalb wurden am Institut für Erdöl- und Erdgastechnik der TU Clausthal-Zellerfeld Einzelzahneindringversuche in einem Bohrautoklaven durchgeführt.

Der Autoklav dient der Untersuchung drückender, ritzender und schlagender Bohrprozesse. Je nach zu simulierenden Bohrprozess stehen unterschiedliche Werkzeugaufsätze zur Verfügung. Der Werkzeughalter für eine drückende Gesteinszerstörung ist so konzipiert, dass Einzelzähne in eine Gesteinsscheibe eingedrückt werden können. Die Gesteinsscheibe kann mit unterschiedlichen Fluiddrücken manteldruckseitig, stirnflächenseitig und im Falle eines durchlässigen Gesteins auch der Porenraum beaufschlagt werden. Abbildung 4.1 erklärt die Simulation der Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle.

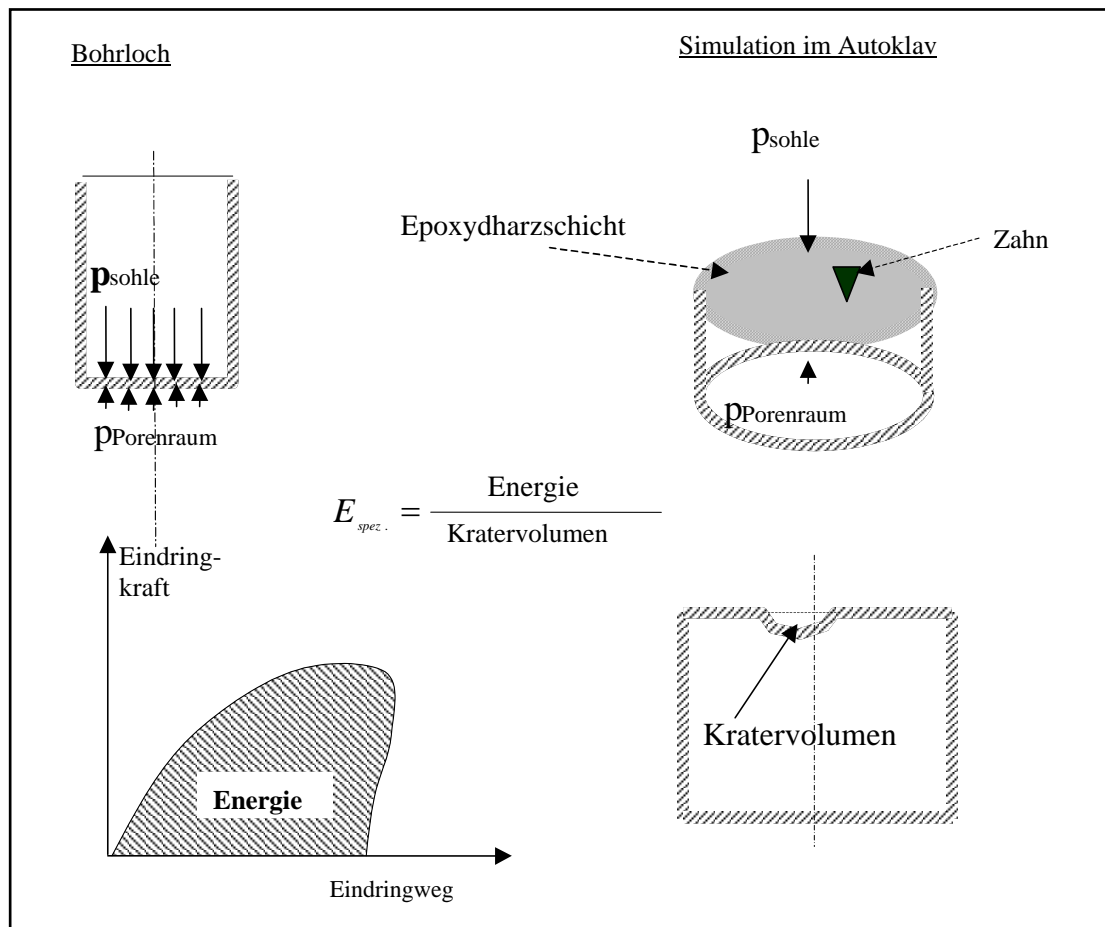


Abbildung 4.1: Zylindrische Belastung eines Gesteins zur Simulation der Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle

Bei unterschiedlichen Fluidruckbedingungen wurden mit zwei unterschiedlichen Zahnformen in einem gut durchlässigen und in einem technisch dichten Gestein Einzelzahneindringversuche durchgeführt. Die kontinuierliche Messung des Zahneindringweges und der Andruckkraft erlaubte es, zusammen mit den geometrischen Werten zum entstehenden Gesteinskrater Aussagen zur Eindringfestigkeit, zur spezifischen Energie und zum Kratervolumen zu treffen.

4.2 Versuchstechnik, Versuchsdurchführung

4.2.1 Versuchsgesteine

Die verwendeten Gesteine wurden nach folgenden Kriterien ausgewählt:

- Kenntnisse des geomechanischen und geohydraulischen Verhaltens der Gesteine,
- einfache Handhabbarkeit bei der Aufbringung der Druckrandbedingungen,
- weitgehende Homogenität und Isotropie der Gesteinseigenschaften,
- gute Beschaffungsmöglichkeiten der Gesteine.

Die Kriterien werden von dem am Institut für Bohrtechnik der TU Freiberg vorhandenen Postaer Sandstein und dem Demitzer Granit erfüllt. Beide Gesteine wurden von GLOTH /28/ gesteinsmechanisch untersucht. Es stehen Gesteinsproben beider Gesteine zur Verfügung.

Postaer Sandstein

Mineralogische Zusammensetzung:

Quarz	: 95,7	Vol.-%
Orthoklas	: 1,7	Vol.-%
Plagioklas	: Spuren	
Glimmer	: Spuren	
Brauneisenerz	: 0,3	Vol.-%
Turmaline	: 0,3	Vol.-%
Matrixmaterial	: 0,7	Vol.-%

Petrophysikalische Eigenschaften:

Rohdichte	: 2,17	g/cm ³
Reindichte	: 2,70	g/cm ³
Porosität	: 20	%
Nutzporosität	: 11	%
Permeabilität	: 1 bis 4	Darcy
Elastizitätsmodul (einachsig)	: 14,5	Gpa
Verformungsmodul(einachsig)	: 11,5	Gpa (s = +/-1 Gpa)
Spaltzugfestigkeit	: 3,12	MPa
Einachsiale Druckfestigkeit	: 43	MPa

Für die nachfolgenden Untersuchungen ist es sinnvoll die Druckfestigkeiten in Abhängigkeit vom Manteldruck bzw. von der effektiven minimalen Hauptspannung darzustellen (Abbildung 4.2).

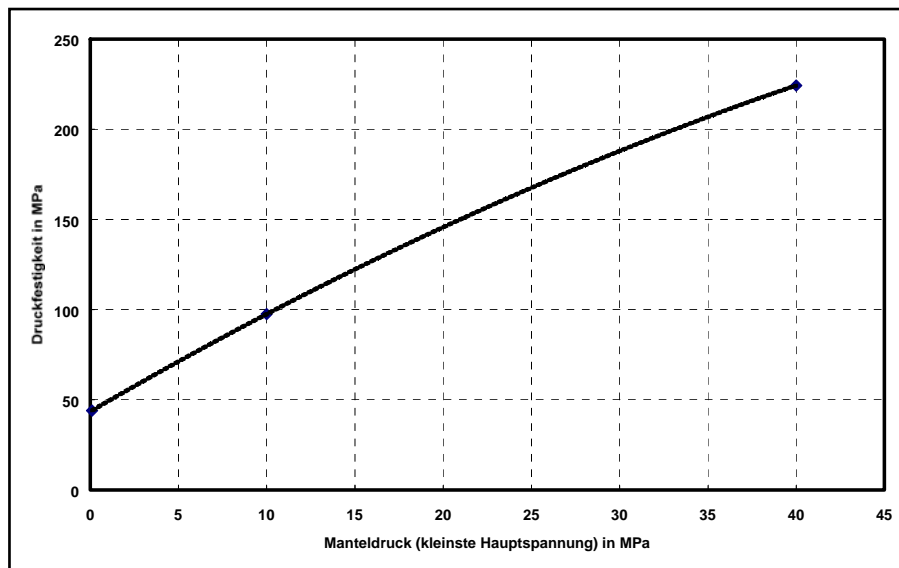


Abbildung 4.2: Druckfestigkeit des Postaer Sandsteins in Abhängigkeit vom Manteldruck (kleinste Hauptspannung) aus GLOTH /28/

Bei Vorhandensein eines Porenraumdruckes kommt es je nach Kombination Manteldruck - Porenraumdruck zu einer Änderung des Entlastungskoeffizienten. Für verschiedene Kombinationen dieser beiden Drücke wurden von GLOTH /28/ Entlastungskoeffizienten ermittelt. Der Entlastungskoeffizient kann in Abhängigkeit des Verhältnisses aus Differenzdruck und dem Quotienten aus Porendruck und Manteldruck dargestellt werden (Abbildung 4.3).

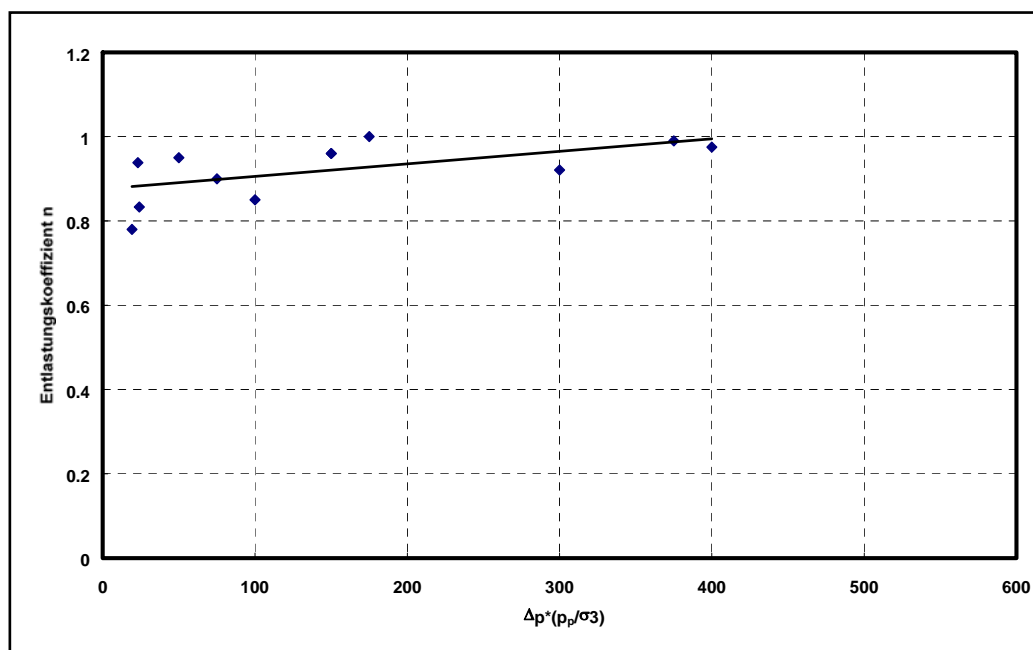


Abbildung 4.3: Entlastungskoeffizient in Abhängigkeit von der Kombination aus Manteldruck und Porenraumdruck ermittelt aus den Versuchsergebnissen in GLOTH /28/

Daraus ergeben sich effektive minimale Hauptspannungen und dazugehörige effektive Druckfestigkeiten.

Demitzer Granit

Der Granit ist ein gleichmäßiges, mittelkörniges und lichtgraues Gestein. Seine Hauptbestandteile sind: Olioklas, Quarz, Alkalifeldspat, Biotit.

Petrophysikalische Eigenschaften:

Dichte	: 2,66 g/cm ³
Porosität	: 0,52 Vol.-%
Spaltzugfestigkeit	: 8,77 Mpa
Einachsiale Druckfestigkeit	: 165 Mpa
Elastizitätsmodul (einachsig)	: 30,01 GPa (+/- 2,3 Gpa)

Die Druckfestigkeit wird in Abbildung 4.4 über den angelegten Manteldruck (minimale Hauptspannung) dargestellt. Da ein Porenraumdruck während der Versuche nicht aufgebracht wird, kann eine eventuelle Wirkung vernachlässigt werden.

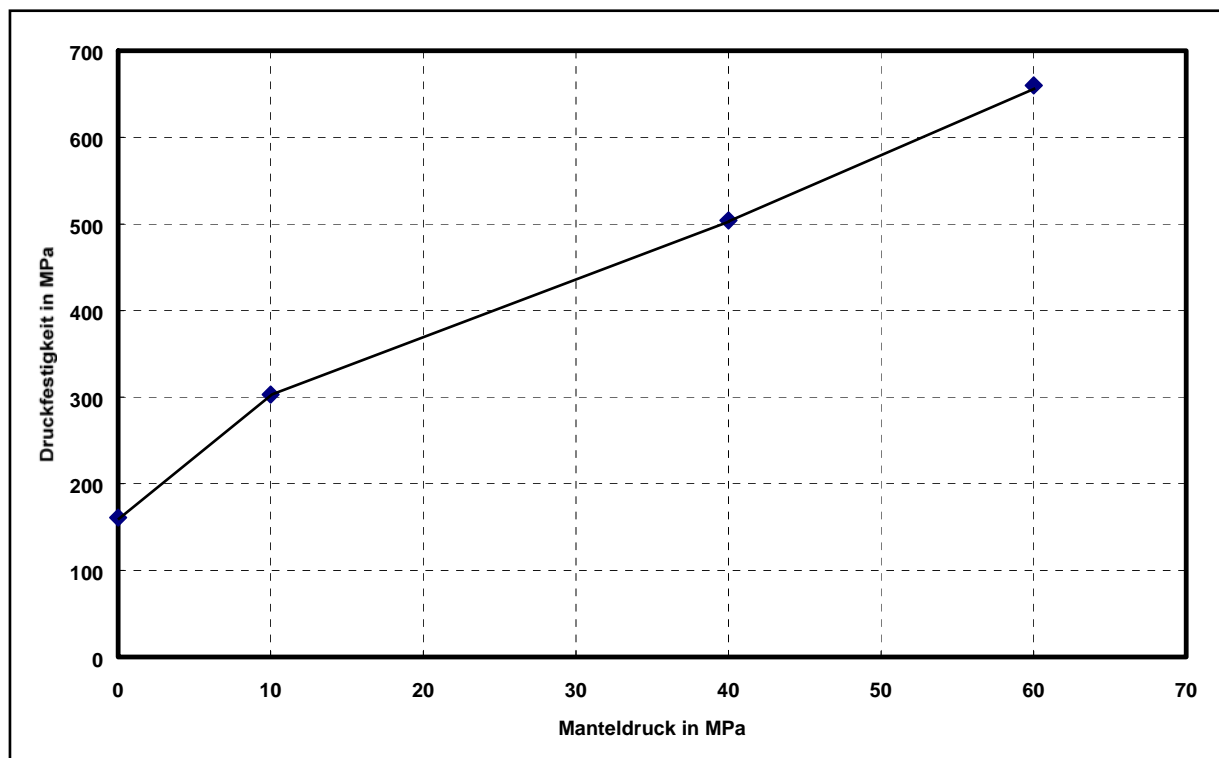


Abbildung 4.4: Druckfestigkeit des Demitzer Granits, in Abhängigkeit vom Manteldruck (kleinste Hauptspannung) aus GLOTH /28/

4.2.2 Prüfkörperherstellung, Versuchsanordnung

Gesteinsprüfkörper

Die Prüfkörper wurden mit einer imprägnierten Diamantkrone aus Blöcken mit ca. 1m x 1m x 1m Kantenlänge nass (Wasserspülung) mit einem später im Versuchsstand verwendeten Durchmesser herausgebohrt. Danach wurden die Kerne mit einer Diamantsäge auf die endgültige Länge in Scheiben geschnitten. Der Durchmesser der Scheiben betrug 200 mm und die Höhe 155 mm. Die Scheiben wurden bei Zimmertemperatur zwei Wochen lang getrocknet. Die gesägte Oberfläche der Sandstein- und auch der Granitscheiben wurde als ausreichend glatt betrachtet, da bei LUY /42/ der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit (gesägt oder gehämmert) als marginal erkannt wurde. Besonders wichtig ist die Rechtwinkligkeit der Zylinderoberfläche zur Mantelfläche, die nicht mehr als $0,3^\circ$ Abweichung betragen durfte, um Kippeffekte und damit Verfälschungen des Zahneindringweges zu vermeiden. Bei Einhaltung dieser Toleranz waren keine Kippeffekte zu erkennen.

Autoklav

Der Hochdruckautoklav ist ein Produkt der Firma UHDE und für einen Betriebsdruck bis zu 130 MPa ausgelegt. Der Autoklav besteht aus dem Autoklavgefäß, welches das Gestein aufnimmt und dem Aufsatz, der die Komponenten zum Zahnandrücken enthält. Das Autoklavgefäß zeigt Abbildung 4.5. Die Gesteinsscheibe wird in eine durch einen Stahlring gestützte Gummimanschette montiert. Dann wird sie in den Gesteinshalter des Autoklavgefäßes gegeben und mit Konterringen eingespannt. Innerhalb des Gesteinshalters werden durch die Gummimanschette die Druckräume Porenraum – Manteldruckraum und Manteldruckraum – Überlagerungsdruckraum, wie sie oben zur Bohrlochsimulation genannt wurden, voneinander getrennt. Die Drücke können mittels eines druckluftbetriebenen Maximators über ein Manifold aufgegeben werden. Als Druckbeaufschlagungsfluid wurde Petroleum gewählt, das sich inert gegenüber den Gesteinen verhält.

Der Werkzeughalter nimmt die in eine Passform gepressten Zähne auf. Der Andruck des Zahnes wird über eine druckkompensierte Kolbenstange in einem Hydraulikzylinder realisiert. Der Hydraulikdruck für diesen Zylinder wird von einem Hydraulikaggregat bereitgestellt. Mit diesem Hydraulikaggregat ist es möglich Andruckkräfte bis zu 90 kN und Kolbengeschwindigkeiten von ca. 40 mm/s zu erreichen. Der Kolbenstangenweg kann über eine Abschaltvorrichtung, die ein Spannungssignal von einem an der Kolbenstange montierten induktiven Weggeber erhält, vordefiniert werden.

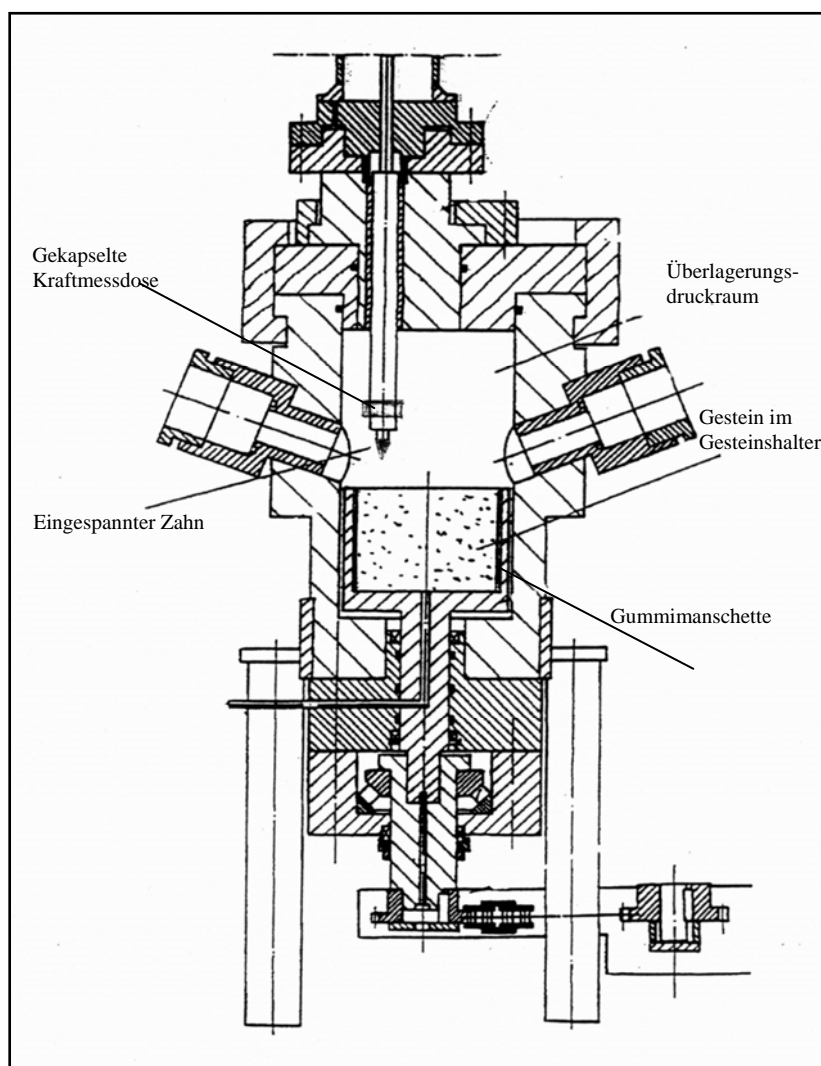


Abbildung 4.5: Das Autoklavgefäß mit Gesteinshalter und Werkzeughalter an Kolbenstange



Abbildung 4.6: Versuchsstand

4.2.3 Messtechnik, Messgrößenerfassung

Kraft:

Die auf den Zahn ausgeübte Kraft wird direkt über der Zahnhalterung mittels einer gegen das Autoklavfluid gekapselten DMS-Vollbrücke gemessen (in Abbildung 4.5). Diese DMS-Brücke wurde gegen eine Kraftmessdose für einen Meßbereich bis 100 kN kalibriert. Der Autoklavfluiddruck verursacht einen Krafteintrag in die Kolbenstange durch Unterschiede in Querschnitt der Zahnhalterung und des gesamten Kraftaufbringungssystems. Dieser Krafteintrag ist vom Autoklavinnendruck abhängig und muss bei der Versuchsauswertung berücksichtigt werden.

Weg:

Der Eindringweg des Zahnes in das Gestein bzw. der Verschiebungsweg der Kolbenstange wurde mit einem induktiven Wegaufnehmer gemessen, der sich außerhalb des Autoklavgefäßes an der Kolbenstange befindet und die Verschiebungen gegen den Autoklavdeckel misst. Die Verformung der als Kraftübertragung dienenden Kolbenstange bei Versuchen mit Kräften bis 100 kN ist so gering (kleiner als 0,05 mm), dass keine Wegkorrektur vorgenommen werden musste. Der induktive Wegaufnehmer wurde gegen Abstandsmaße in einem Meßbereich bis 10 mm kalibriert.

Drücke:

- Elektronischer Drucksensor:

Ein Drucksensor der Firma Hottinger wurde genutzt, um den Porenraumdruck zu bestimmen. Dieser wurde gegen eine Druckwaage kalibriert.

- Manometer:

Die Manometer für den Messbereich von 0 bis 200 bar wurden gegen ein Feinmessmanometer (das selbst gegen eine Druckwaage kalibriert war) kalibriert und dienten der Erfassung des Überlagerungsdruckes und des Manteldruckes.

Kratergeometrie:

- Volumen:

Das Volumen der Ausbruchskrater kann mit verschiedenen Methoden ermittelt werden. Prinzipiell kann man die Methoden nach der Massenmessung (Masse des Gesteinsblockes vor und nach den Versuchen vergleichen) und nach der Volumenmessung (Krater volumenvermessung) unterscheiden. Bei der Montage des Gesteinsblockes in den Autoklaven und aus dem Autoklaven heraus können sich sehr leicht Gewichtsunterschiede durch Sättigungen des Porenraumes und durch Beschädigungen ergeben. Damit ist die Gewichts differenzmethode der Gesteinsscheibe zur Bestimmung eines Krater volumens bei der Durchführung von nur wenigen Versuchen pro Versuchsregime nicht geeignet. Ein Auslitern mit einer

Flüssigkeit ist aufgrund der vorhandenen bzw. durch die Gesteinszerstörung geschaffenen Wegsamkeiten mit zu hohen Fehlern behaftet. Aus diesem Grund wurden mit einer knettbaren Masse mehrmals Abdrücke der Krater genommen und diese dann hinsichtlich des Volumens vermessen. Bei den Versuchen im Postaer Sandstein wird das gesamte Kratervolumen und das Volumen des Kraters ohne pulverisierte Zone ermittelt.

-Kratertiefe

Die Kratertiefe wurde an den Kraterabdrücken bestimmt.

- Kraterdurchmesser

Der Kraterdurchmesser wurde durch Idealisierung des Abdruckes der Krateroberfläche als ein Kreis bestimmt.

Datenerfassung

Neben der Anzeige der Messwerte für den Weg, die Kraft und den Porenraumdruck wurden diese ebenfalls zur nachfolgenden Auswertung registriert. Dazu diente das Datenerfassungsprogramm "NEXTVIEW" mit einer A/D-Wandlerkarte der Firma BMC für einen PC. Die von den Sensoren kommenden Spannungssignale werden verstärkt und der Wandlerkarte zugeführt. Mit dieser Ausrüstung ist es möglich, die drei zu messenden Werte Weg, Kraft und Porenraumdruck mit einer Taktzeit bis zu 0,001 s zu erfassen. Die Speicherung der Daten erfolgt zum einen als ASCII-File und zum anderen als Ausdruck der Kraft-Weg-Kurve.

4.3 Versuchsdurchführung

Die Druckrandbedingungen wurden so gewählt, dass eine Differenzierung der Ergebnisse in Größenordnungen möglich ist. Damit ergeben sich für die verschiedenen Druckrandbedingungen die in der Tabelle 4.1 zugeordneten effektiven Differenzdrücke und effektive Druckfestigkeiten für den Postaer Sandstein.

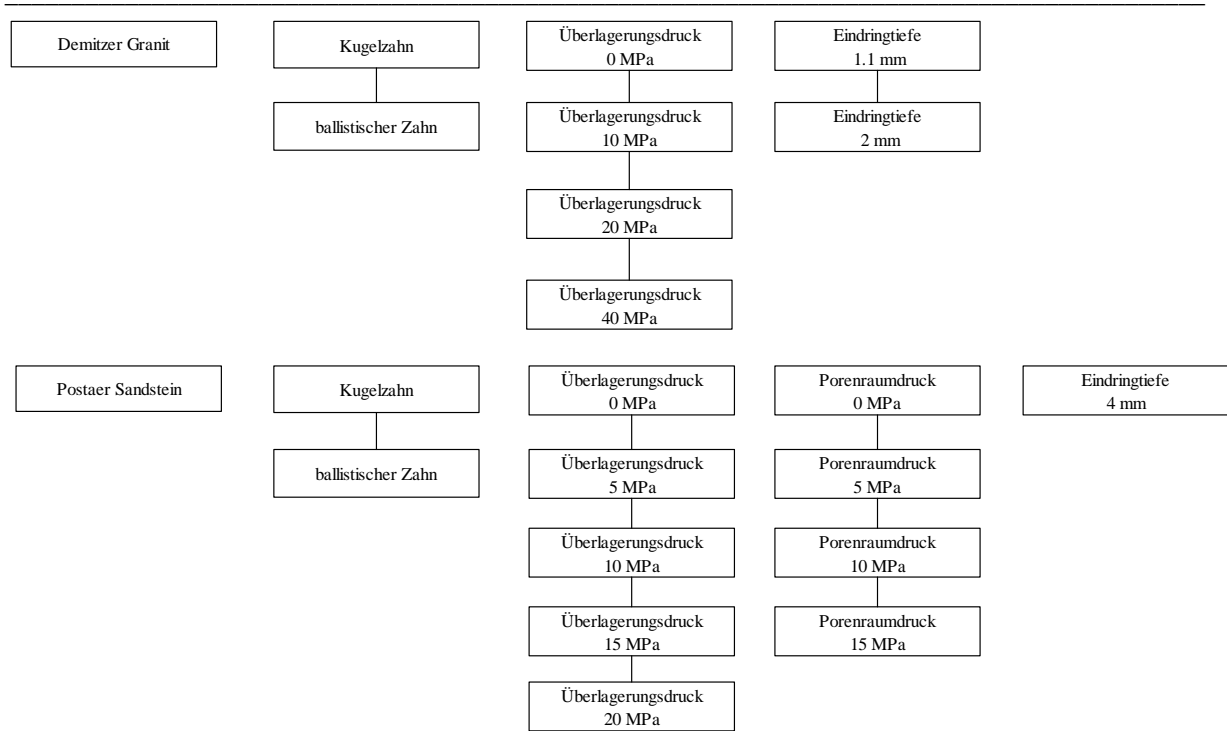


Abbildung 4.7: Versuchsplan zur Durchführung der Einzelzahneindringversuche

Der effektive Differenzdruck wird ermittelt, in dem vom Überlagerungsdruck der mit dem Entlastungskoeffizienten (nach Abbildung 4.3) geminderte Porenraumdruck abgezogen wird.

$$\Delta p_{eff.} = p_{\ddot{u}} - n \cdot p_p \quad (4.1)$$

Die effektive Druckfestigkeit ergibt sich aus der Druckfestigkeit nach Abbildung 4.3, in welcher der Manteldruck (kleinste Hauptspannung) durch die effektive Differenzdruck ersetzt werden muss.

$p_{\ddot{u}}$ MPa	p_p MPa	Δp_{eff} MPa	$\sigma_{d_{eff}}$ MPa
60	60	7,4	84,22
30	30	3,7	64,2
20	20	2,5	57
15	15	1,8	54,2
10	10	1,2	50,1
5	5	0,6	47
0	0	0	44
30	14	15,9	126,8
20	15	6,8	81
15	10	6,2	77,8
10	5	5,6	74,5
5	0	5	71,2
20	10	11,2	103,7
15	5	10,6	100,6
10	0	10	97
20	5	15,6	125
15	0	15	122,2

Tabelle 4.1: Effektive Differenzdrücke und effektive Druckfestigkeiten entsprechend Versuchsprogramm

Die Zahnformen wurden so gewählt, dass die Berechnung der notwendigen geometrischen Größen leicht fällt, aber den beim Bau von Rollenmeißeln verwendeten Zahnformen nahe kommt. Die Geometrie der verwendeten Bohrzähne wurde durch Abfahren der Kontur mit einer Messspitze in einer CNC – Maschine bestimmt. Die verwendeten Hartmetallbohrzähne sind in einen Gesteinshalter eingepresst, der an der Kolbenstange des Autoklavaufsatzes befestigt wird.



Abbildung 4.8: Bei den Versuchen verwendete Zahnformen, links ballistischer Zahn, rechts sphärischer (Kugel-)Zahn

Um den Einfluss benachbarter Krater oder Gesteinskanten zu vermeiden, wurden Abstände zu benachbarten Zahneindringstellen bzw. Gesteinskanten eingehalten, die dem Zehnfachen des auf die Gesteinsoberfläche projizierten maximalen Eindringradiuses entsprechen. Damit sind für die sphärischen Zähne je Gesteinsoberfläche drei Versuche und für die ballistischen Zähne vier Versuche möglich.

Die Gesteinsscheiben des Demitzer Granites wurden nicht in Gummimanschetten eingebaut, sondern in Stahlringe einzementiert und ebenfalls mit der Konterschraubverbindung in der Gesteinshalterung des Autoklavgefäßes fixiert.

UDruckbeaufschlagung

Die Gesteinsscheiben des Postaer Sandsteines wurden zunächst mittels Durchströmung mit Petroleum von unten im Versuchsstand über einen Zeitraum von 12 Stunden gesättigt. Die für die Simulation der Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle notwendige Trennung der Druckräume Porenraumdruck – Überlagerungsdruck erfolgte sowohl über die Gummimanschette, als auch mit einem Epoxydharz, das auf

die Mantel- und die zu bearbeitende Stirnfläche des Gesteinsblockes aufgetragen wurde. Die durchschnittliche Dicke dieser Schicht betrug weniger als 0,5 mm. Durch gleichzeitige Druckbeaufschlagung der Druckräume wurde zuerst ein Zustand gleicher Druckbedingungen geschaffen. Dann wurde der Porendruckraum langsam bis auf den gewünschten Wert abgesenkt. Der Manteldruck (Druck auf die Gummimanschette) diente lediglich der hydraulischen Trennung der Druckräume und war bei den Versuchen ca. 30 bar größer als der Überlagerungsdruck. Bei Konstanz der Druckverhältnisse über einen Zeitraum von mindestens 3 min konnte dann mit dem jeweiligen Eindringversuch begonnen werden. Die Abdichtung des Gesteins nach einem durchgeführten Zahneindringversuch erfolgte wiederum mit Epoxydharz. Die Gesteinsscheiben des Granites wurden ebenfalls mit einer dünnen Epoxydharzschicht (Dicke < 0,2 mm) eingestrichen, um ein Eindringen des Fluides in feine Haarrisse zu vermeiden.

Andrücken des Zahnes

Vor jedem Versuch wurde der Zahn an die Gesteinsoberfläche herangeführt. Dies erfolgte, indem mit kleinster Kolbenstangengeschwindigkeit der Zahn bis zu einer ersten geringen Kraftanzeige gefahren wurde. Der Weggeber wurde so eingestellt, dass er sich in Nullstellung befand. Danach wurde überprüft, ob sich eine Druckänderung im Porenraum ergab. War dies nicht der Fall, so wurde die Messwertaufnahme auf dem PC gestartet und der Hydraulikdruck auf den Andruckzylinder gegeben. Der Versuch wurde beendet, wenn die Abschaltvorrichtung ansprach, das heißt, der voreingestellte Zahneindringweg erreicht war.

4.4 Versuchsauswertung

4.4.1 Begriffsbestimmungen zur Versuchsauswertung

In der Abbildung 4.9 ist eine typische Kraft-Weg-Kurve dargestellt.

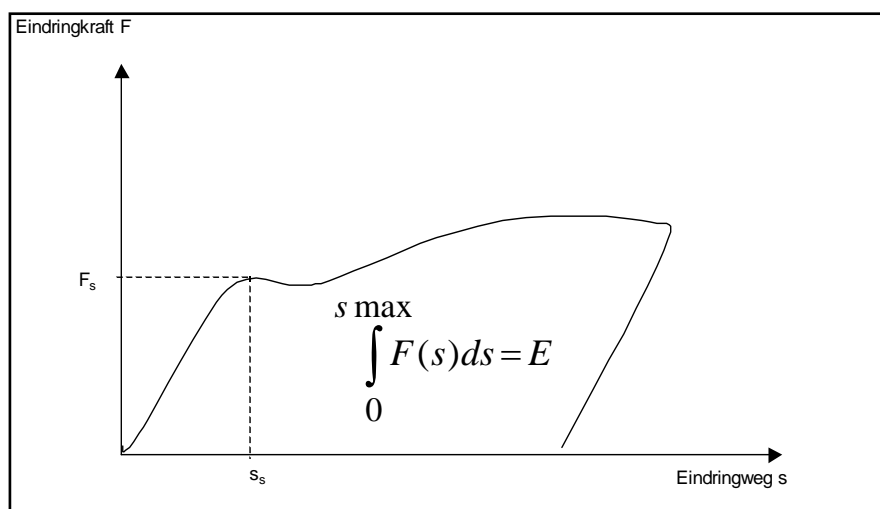


Abbildung 4.9: Typische Kraft-Weg-Kurve

Im folgenden werden die Mess- bzw. Bestimmungsgrößen erläutert:

Direkt ablesbare oder messbare Größen.

- Eindringkraft: F

Damit wird die Kraft bezeichnet, die benötigt wird, um den Zahn in das Gestein einzudrücken.

- Eindringweg: s

Der Eindringweg bezeichnet den Weg, den ein Zahn von der Gesteinsoberfläche an gerechnet in das Gestein zurückgelegt hat.

- Schwellenkraft: F_s

Kraft bis zum Erreichen eines ersten Bruchereignisses.

- Schwellenweg: s_s

Weg bis zum Erreichen eines ersten Bruchereignisses.

- Kratervolumen ohne pulverisierte Zone: $V_{k_{o,p,Z}}$

Damit ist das Kratervolumen gemeint, dass sich ergibt, wenn man die Gesteinsbruchstücke, die man mit einem weichen Pinsel bewegen kann, entfernt hat.

- Kratergesamtvolumen: V_K

Damit ist das gesamte gemessene Kratervolumen gemeint, das entsteht, wenn man auch die pulverisierte Zone aus dem Krater mit einem Holzspatel herausgelöst hat bis das ungestörte Gestein wieder ansteht.

- Kratertiefe ohne pulverisierte Zone: $t_{k_{o,p,Z}}$

Damit ist die Kratertiefe gemeint, die sich ergibt, wenn man die Gesteinsbruchstücke, die man mit einem weichen Pinsel bewegen kann, entfernt hat.

- Kratertiefe: t_K

Damit ist die gesamte gemessene Kratertiefe gemeint, die entsteht, wenn man die pulverisierte Zone aus dem Krater mit einem Holzspatel herausgekratzt hat bis das ungestörte Gestein wieder ansteht.

- Kraterdurchmesser: d_k

Damit ist der Gesamtkraterdurchmesser an der Gesteinsoberfläche gemeint. Dieser wird ermittelt, indem man die Krateroberflächen zu einem Kreis gleicher Fläche idealisiert.

Abgeleitete Größen:

- Zahneindringenergie: E

Sie ist das Integral der Zahneindringkraft über den Zahneindringweg.

- Eindringfestigkeit: σ_E

Bezeichnet die notwendige Kraft um ein erstes Bruchereignis im Gestein zu erreichen, bezogen auf die projizierte Zahnquerschnittsfläche in Höhe der Gesteinsoberkante.

- Spezifische Energie: $E_{\text{spez.}}$

Damit ist der auf das Kratervolumen bezogene Energiebedarf zum Zahneindringen gemeint.

Fehlerbetrachtungen

Die Fehler, die bei der Messung der Versuchswerte bzw. bei den daraus ermittelten Auswertegrößen auftreten, sind:

1. zufällige Fehler bei der Erfassung der Messgrößen,
2. systematische Fehler bei der Erfassung der Messgrößen,
3. Fortpflanzungsfehler bei der Bestimmung indirekter Größen aus den Messwerten.

Zu 1. :

Die zufälligen Fehler betreffen die Gesteinseigenschaften, die sich nicht homogen und isotrop über den Gesteinsblock verteilen. Dies ist vor allem beim verwendeten Granit aufgrund der Kristallgrößen zu beachten. Eine generelle Aussage über die Größe dieser Fehler beim Granit kann nicht gegeben werden. Der zufällige Fehler, der durch Inhomogenitäten im Postaer Sandstein verursacht werden könnte, ist kleiner. Hier treten die Unterschiede in der totalen und der effektiven Porosität in den Vordergrund. Dies bedeutet, dass der Porenraumdruck im Gestein inhomogen verteilt sein kann. Die zufälligen Fehler werden sich in der Streuung der gemessenen Werte bei gleichen Randbedingungen bemerkbar machen.

Zu 2. :

Die systematischen Fehler sind Ablesefehler und Gerätefehler. Damit ergeben sich für die nachfolgenden Messwertgrößen die folgenden mittleren Fehlergrenzen:

-Kratervolumen:

Durch die Abnahme von mindestens fünf Abdrücken je Krater, beträgt der Bestimmungsfehler $0,02 \text{ cm}^3$.

-Eindringweg :

Für den Gesamtsensorweg wird vom Hersteller ein Fehler von $0,005 \text{ mm}$ angegeben. Damit ergibt sich ein Bestimmungsfehler von ca. $0,002 \text{ mm}$ für die Versuche.

-Eindringkraft:

Da gegen eine Kraftmessdose kalibriert wurde, muss der Fehler dieser Kraftmessdose zur Bestimmung des Fehlers herangezogen werden. Damit ist der Fehler kleiner als $0,06 \text{ kN}$.

-Kratertiefe:

Die Kratertiefe wurde an den Kraterabdrücken mit einem elektronischen Messschieber vermessen. Ein Fehler entsteht durch Eindringen der Messschieberenden. Durch mehrmaliges Vermessen wurde ein Fehler von ca. 0,1 .. 0,2 mm festgestellt.

-Kraterradius:

Das Auszählen der auf Millimeterpapier hergestellten Krateroberflächenabdrücke kann sehr genau erfolgen. Der Fehler ist zwar ein systematischer aber sehr subjektiv geprägter. Das mehrmalige Auszählen von zwei Personen unabhängig von einander erbrachte Abweichungen von 2 %.

Zu 3.:

Das für aus Messgrößen bestimmte Fehlerfortpflanzungsgesetz lautet:

z = berechnete Größe = $f(x,y)$ = Funktion der Messgrößen x,y

$$\frac{\Delta z}{z} = \sqrt{\left(\frac{\Delta x}{x}\right)^2 + \left(\frac{\Delta y}{y}\right)^2} \quad (4.3)$$

Damit ergeben sich für die bestimmten Größen die nachfolgenden mittleren Fehler.

Für die Eindringenergie : 1 %

Für die spezifische Energie : 5 %

Für die Eindringfestigkeit : 7 %

4.4.2 Vorversuche

Der Einfluss der Epoxydharzschicht auf das Kraft-Eindringweg-Verhalten wurde durch Versuche unter atmosphärischen Bedingungen am Postaer Sandstein bestimmt, da sich hierbei ein eventuell vorhandener Einfluss am stärksten bemerkbar macht. Es zeigte sich, dass der Einfluss der Epoxydharzschicht zu vernachlässigen ist. Dies war zu erwarten, da die mechanischen Eigenschaften des weichen Harzes gegenüber den Gesteinseigenschaften große Unterschiede aufweisen. Das Epoxydharz kann durch entsprechende Mischungsverhältnisse der beiden Grundkomponenten in der Steifigkeit beeinflusst werden.

Die Eignung des Harzes zur Trennung des Porenraumes vom Autoklavraum (Überlagerungsdruckraum) wurde bei einer Druckdifferenz von 5 MPa untersucht (Porenraumdruck = 0 MPa). Der durch die nachfolgende Gesteinszerstörung von statten gehende Druckausgleich bei den Versuchen im Postaer Sandstein zwischen Porenraum und Überlagerungsraum begann bei sphärische Zähnen im Mittel bei 4,2 mm und bei ballistischen Zähnen im Mittel bei 3,9 mm. Damit zeigte sich die sehr gute Eignung des verwendeten Epoxydharzes für diese Versuche. Entsprechend wurde die maximale Zahneindringtiefe für die Versuche festgelegt.

Hinsichtlich der Zahneindringgeschwindigkeit konnte bis zu einem Wert von 40 mm/s (maximal mögliche Geschwindigkeit des Kolbens) kein Einfluss auf die Zahneindringfestigkeit oder die spezifische Energie festgestellt werden.

4.4.3 Versuche mit Postaer Sandstein

- Eindringfestigkeit

In der Abbildung 4.11 sind aus Literaturangaben (GNIRK /34/, WIJK /82/, MAURER /48) und aus Versuchen im Rahmen eines DGMK-Projektes /3/ ermittelte Eindringfestigkeiten gegen die für die verwendeten Gesteine bekannten Druckfestigkeiten dargestellt. Die Eindringfestigkeiten wurden berechnet, indem der Kraftbedarf bis zum Erreichen eines ersten Bruchereignisses auf die projizierte Zahnfläche in Höhe der Gesteinsoberkante bezogen wurde. Es ist zu erkennen, dass sich die Druckfestigkeit gegenüber der Eindringfestigkeit um den Faktor 8 bis 12 unterscheidet. Man erkennt ebenfalls, dass in Bereichen großer Druckfestigkeiten das Verhältnis zwischen Eindringfestigkeit und triaxialer Druckfestigkeit kleiner wird. Die beste Anpassung ist demnach eine Exponentialfunktion.

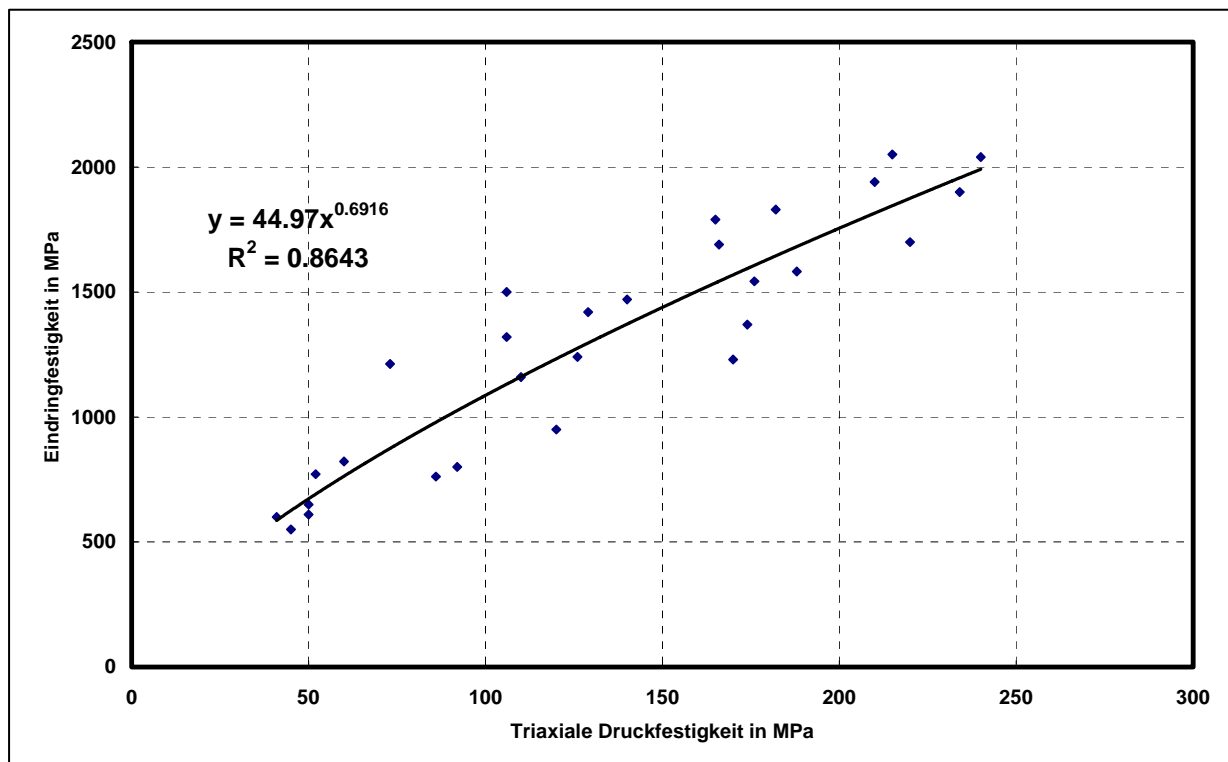


Abbildung 4.11: Gegenüberstellung der Eindringfestigkeiten mit triaxialen Druckfestigkeiten - Daten aus der Literatur zusammengetragen (GNIRK /34/, WIJK /82/, MAURER /48, DGMK-Projekt /3/)

Die in den Versuchen ermittelten Eindringfestigkeiten sind als Mittelwerte über der effektiven Druckfestigkeit in Abbildung 4.12 dargestellt. Zusätzlich sind die für einen zylindrischen Zahn nach Gleichung 3.2 berechneten und die mit der Regressionsformel aus Abbildung 4.11 berechneten Eindringfestigkeiten eingetragen.

Die aus den Versuchen bestimmten Eindringfestigkeiten steigen mit zunehmender effektiver Druckfestigkeit an. Die nach der Gleichung 3.2 berechneten Eindringfestigkeiten sind vor allem bei geringen effektiven Differenzdrücken größer, als nach der Regressionsgleichung und als die experimentell ermittelten.

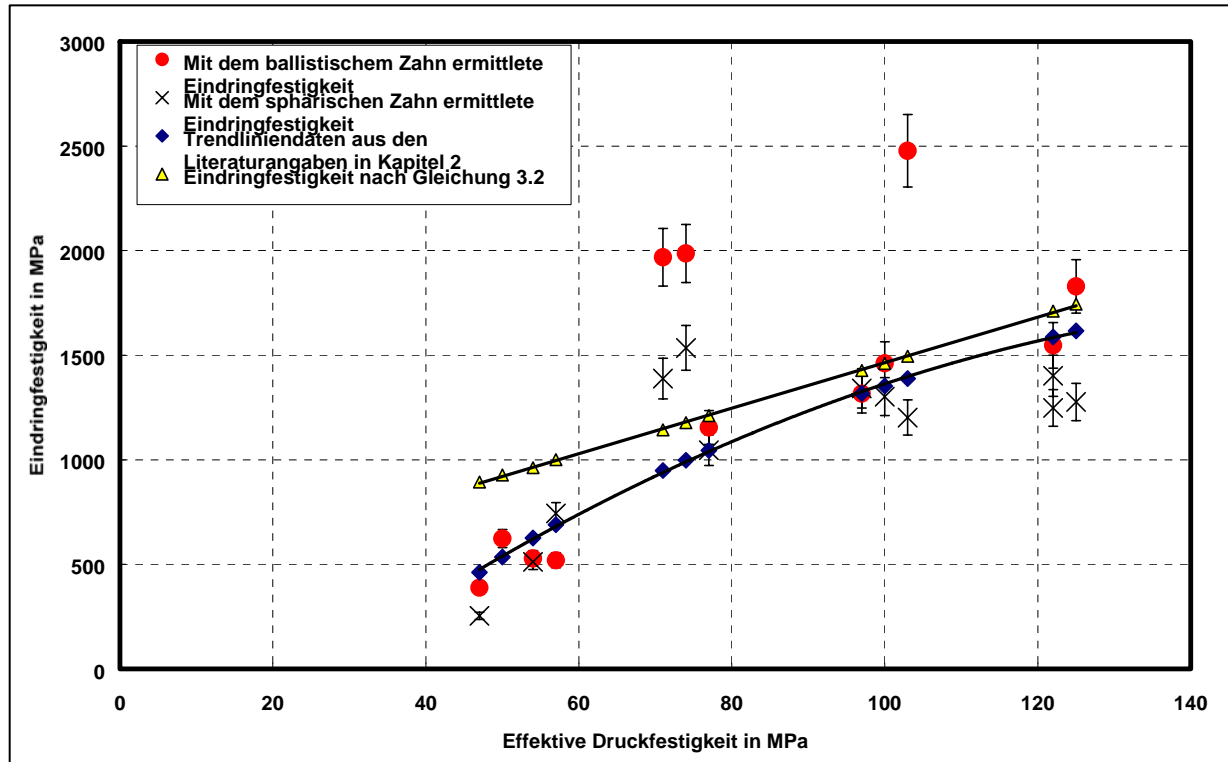


Abbildung 4.12: Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche im Posteaer Sandstein in Abhängigkeit von den effektiven Druckfestigkeiten.

Mit zunehmenden Differenzdrücken verringert sich dieser Unterschied.

Bis auf einige Datenpunkte, die sehr stark von den berechneten Eindringfestigkeiten abweichen, stimmen die Werte die mit dem ballistischen Zahn ermittelt wurden, sehr gut mit denen nach der Regressionsgleichung überein. Die Ursache für die Ausreißerpunkte ist vermutlich die inhomogene Porenraumdruckverteilung (totale Porosität ist nicht gleich effektive Porosität).

Die mit dem sphärischen Zahn ermittelten Eindringfestigkeiten steigen ebenfalls mit zunehmender effektiver Druckfestigkeit an. Die Streuung ist zwar größer, aber eine gute Übereinstimmung mit den Werten nach der Regressionsgleichung ist gegeben. Die Zahnform hat nach Abbildung 4.11 keinen systematischen Einfluss auf die Eindringfestigkeit des Sandsteines.

- Spezifische Energie

Es wurde immer das gesamte Kratervolumen zur Berechnung der spezifischen Energie herangezogen. In der Abbildung 4.13 ist die spezifische Energie in Abhängigkeit vom Überlagerungsdruck = Porenraumdruck, das heißt bei einem Differenzdruck von 0 MPa aufgetragen. Man erkennt, dass die spezifische Energie mit zunehmendem Überlagerungsdruck steigt. Es ist also ein stützender Effekt des Porenraumdruckes vorhanden. Deshalb muss analog in GLOTH /28/ auch bei der spezifischen Energie eine Gegenüberstellung zur effektiven Druckfestigkeit erfolgen.

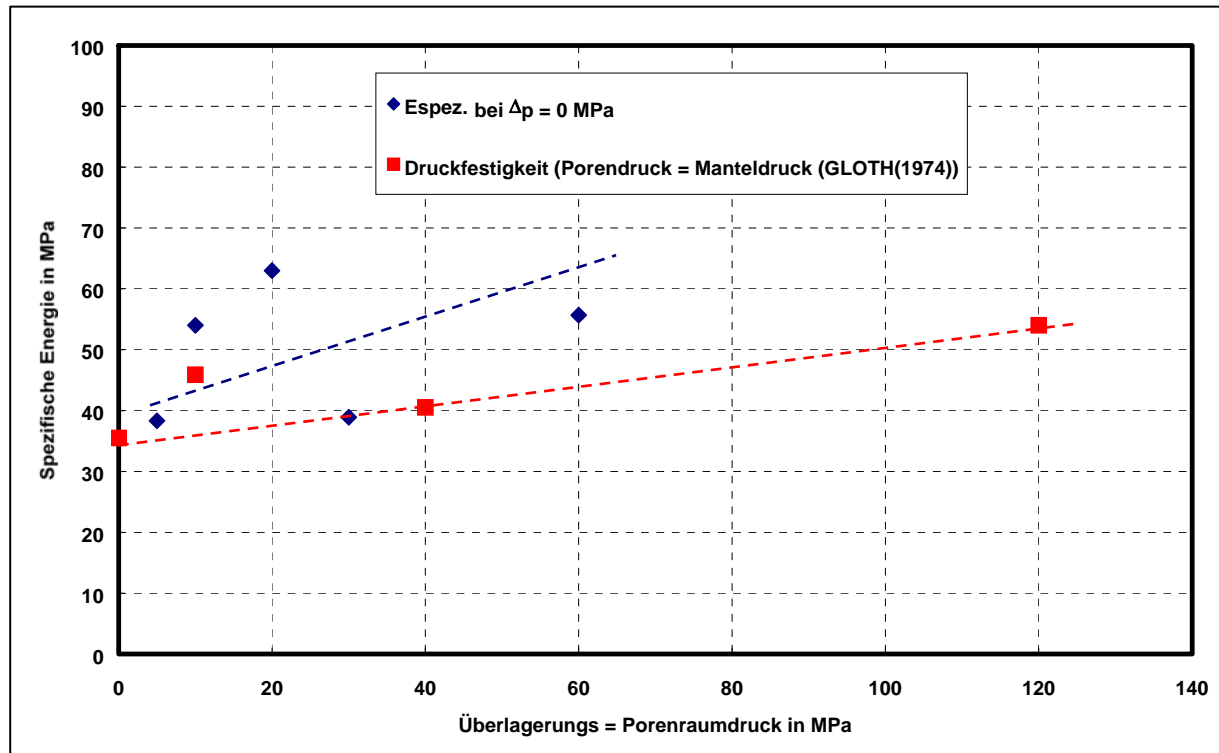


Abbildung 4.13: Spezifische Energie beim Zahneindringen mit dem sphärischen Zahn bei Überlagerungsdruck = Porenraumdruck

Um die Aussage, der Vergleichbarkeit von spezifischer Energie und triaxialer Druckfestigkeit zu überprüfen, dient Abbildung 4.14. Dem effektiven Differenzdruck über der Gesteinsoberfläche wird ein effektiver Manteldruck im Triaxialversuch gleichgesetzt. Man erkennt eine Vergrößerung der spezifischen Energie mit zunehmendem effektiven Differenzdruck. Obwohl die Streuung bis zu 35 % groß ist, kann man erkennen, dass es eine Gleichheit zwischen triaxialer Druckfestigkeit und spezifischer Energie gibt. Ein im Gestein vorhandener Porenraumdruck hat also die gleichen Auswirkungen auf die spezifische Energie, wie auf die Druckfestigkeit im Triaxialversuche.

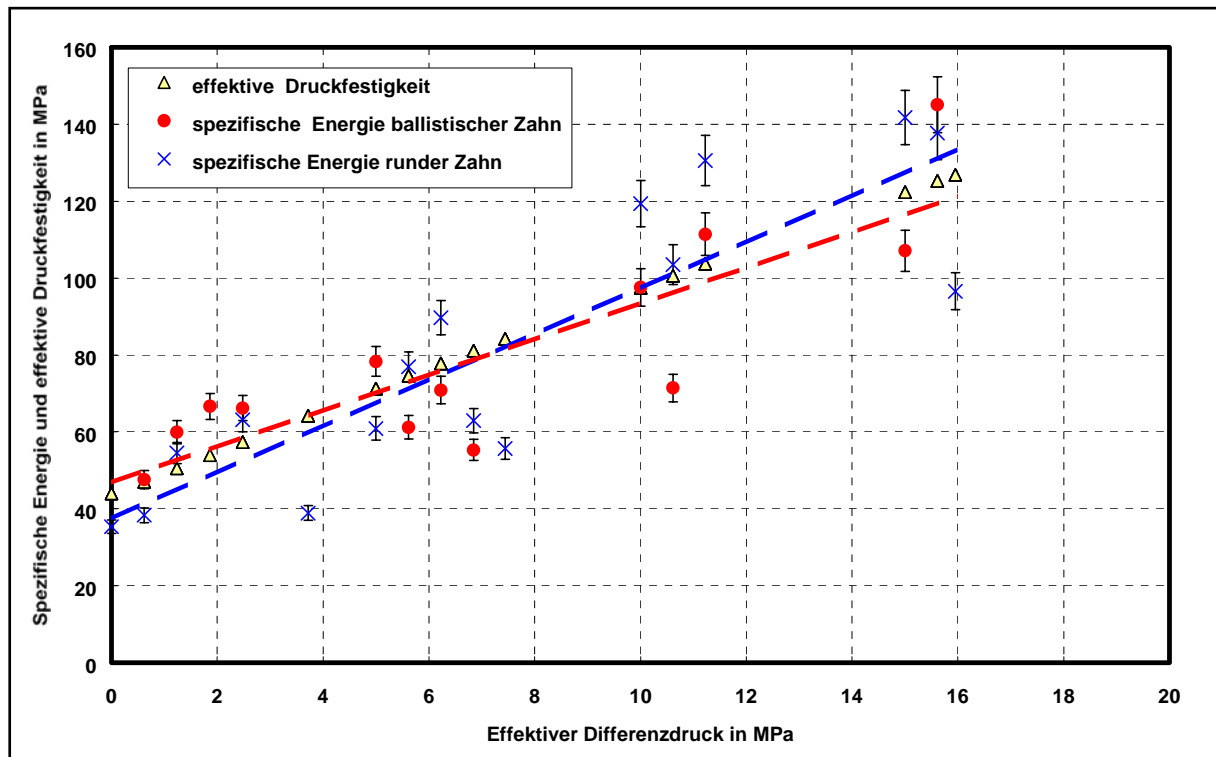


Abbildung. 4.14: Vergleich der effektiven Druckfestigkeiten mit den im Postaer Sandstein ermittelten spezifischen Energien bei verschiedenen effektiven Differenzdrücken (effektiven Manteldrücken)

Die spezifische Energie ist bei den Versuchen im Postaer Sandstein gleich der effektiven Druckfestigkeit.

- Kratervolumen:

Mit einem zunehmendem Anteil der pulverisierten Zone am Gesamtkratervolumen nimmt der Anteil kleineren Bohrkleins an der Gesamtbohrkleinmenge zu. Damit verbunden ist ein schlechter werdender Abtransport dieses kleiner werdenden Bohrkleines. In der nachfolgenden Abbildung 4.15 ist das Kratervolumen ohne pulverisierte Zone zum Gesamtkratervolumen dargestellt. Je kleiner dieses Verhältnis ist, um so größer ist der Anteil der pulverisierten Zone am Kratervolumen und um so kleiner ist die mittlere Bohrkleingröße. Es werden jeweils die Mittelwerte der Versuche mit den gleichen Druckrandbedingungen dargestellt. Das Verhältnis sinkt von ca. 80 % bei einem Differenzdruck von 0 MPa auf ca. 45 % bei 15 MPa ab. Das heißt, dass mit zunehmendem Differenzdruck mehr Volumen der pulverisierten Zone angehört. Dies bedeutet, dass das Problem der Bohrlochsohlenreinigung mit zunehmendem Differenzdruck größer werden muss.

Ein hydrostatischer Überlagerungsdruck hat bei weitem nicht diese Auswirkungen auf das Volumen an pulverisierten Material.

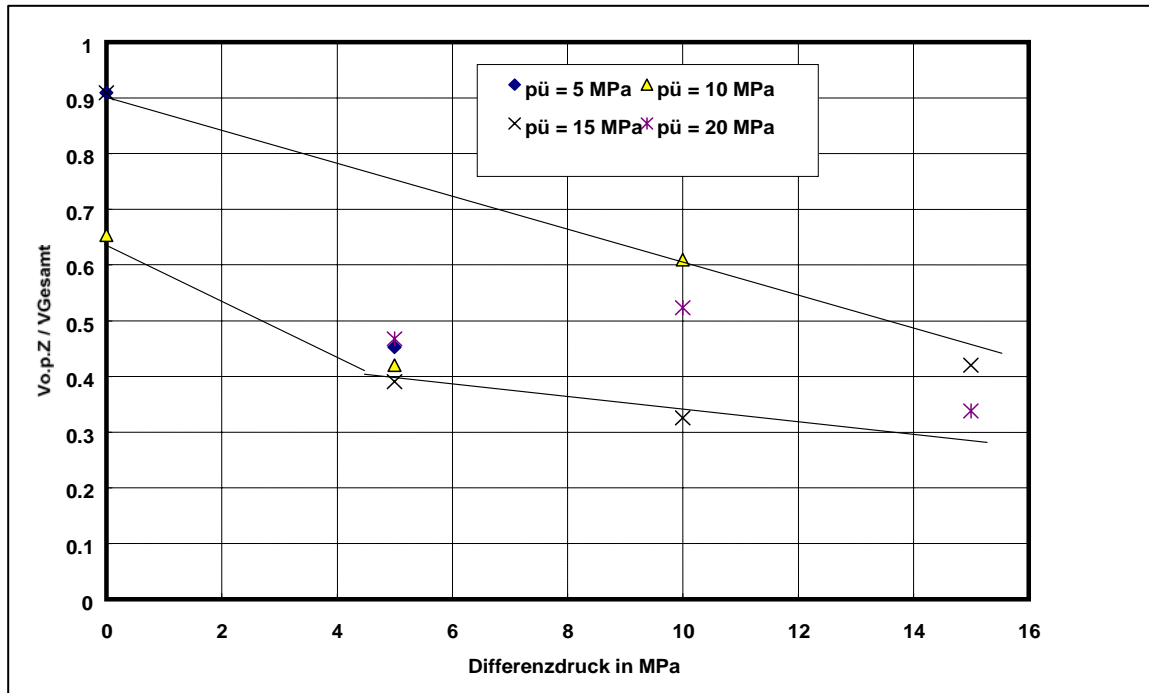


Abbildung 4.15: Verhältnis des Volumens der pulverisierten Zone zum Gesamtvolumen beim Zahneindringen mit dem ballistischen Zahn

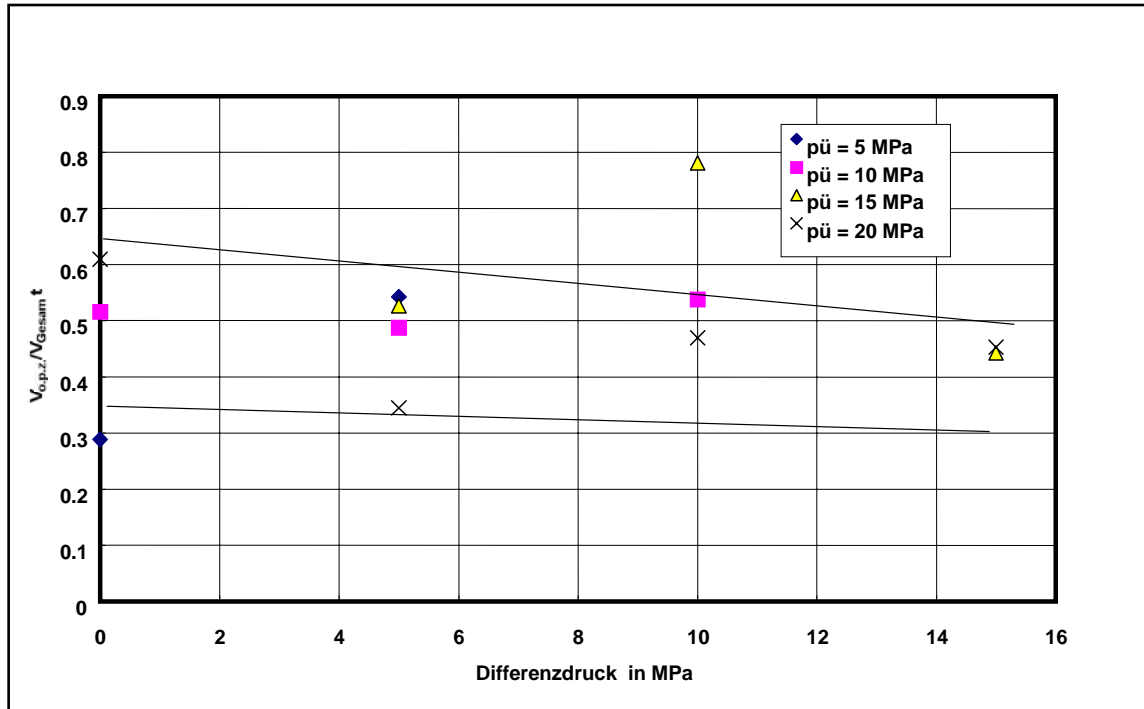


Abbildung 4.16: Verhältnis des Volumens der pulverisierten Zone zum Gesamtvolumen beim Zahneindringen mit den sphärischen Zähnen

Abbildung 4.16 zeigt das Verhältnis zwischen dem Volumen der pulverisierten Zone und dem Gesamtvolumen über den Differenzdruck für alle Versuche mit dem sphärischen Zahn. Auch hier werden wieder die Mittelwerte der Versuche mit gleichen Druckrandbedingungen dargestellt. Die Abnahme dieses Verhältnisses mit zunehmenden Differenzdruck ist bei den sphärischen Zähnen wesentlich geringer; von ca. 55% bei 0 MPa Differenzdruck auf ca. 45% bei 15 MPa Differenzdruck. Das heißt, dass die mittlere Größe der Bohrkleinteilchen auch bei den Versuchen mit den sphärischen Zähnen mit zunehmendem Differenzdruck abnimmt. Da sich dieses Verhältnis mit zunehmendem Differenzdruck für beide Zahnarten angleicht, bestätigt sich die häufig getroffene Aussage, dass bei hohen Differenzdrücken oder auch Überlagerungsdrücken der Einfluß der Zahnform abnimmt.

4.4.4 Versuche mit Demitzer Granit

- Eindringfestigkeit

Die ermittelten Eindringfestigkeiten für den sphärischen Zahn sind als Mittelwerte für die Versuche, die bei gleichen Überlagerungsdrücken durchgeführt wurden, sowie die berechneten Eindringfestigkeiten nach der Regressionsgleichung der Literaturdaten (Abbildung 4.11) und nach der Gleichung 3.2 in der Abbildung 4.17 in Abhängigkeit vom Überlagerungsdruck dargestellt.

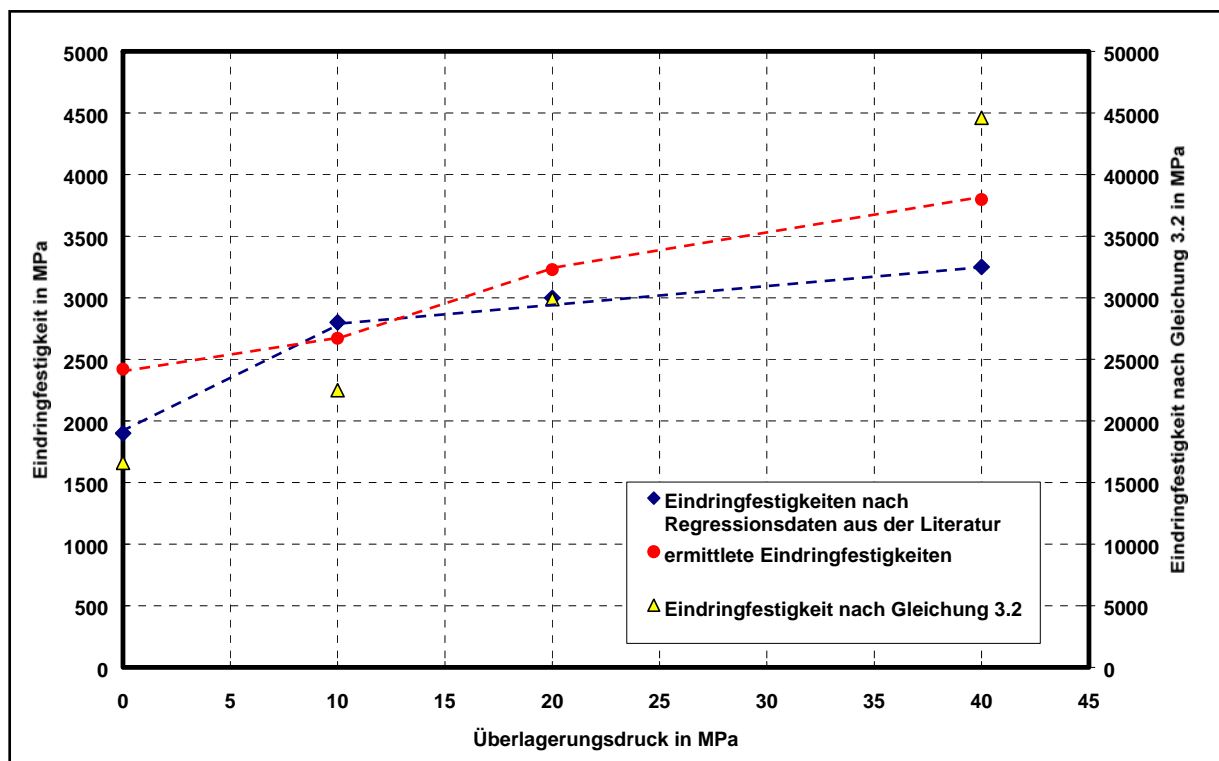


Abbildung. 4.17: Berechnete gegen ermittelte Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche mit den sphärischen Zähnen im Demitzer Granit

Die Eindringfestigkeiten steigen mit zunehmenden Überlagerungsdruck an. Es ist zu erkennen, dass die ermittelten Eindringfestigkeiten gegenüber den berechneten Werten nach Gleichung 3.2 um den Faktor 10 kleiner sind (rechte Ordinatenachse!). Die Übereinstimmung mit den Werten der Regressionsgleichung dagegen ist gut. Sie kann also zur Berechnung der Eindringfestigkeiten des Granites bei Verwendung von sphärischen Zähnen dieser Größe verwendet werden.

Die Eindringfestigkeiten, die bei den Versuchen mit dem ballistischen Zahn auftraten, zeigen ein anderes Bild (Abbildung 4.18). Die ermittelten Eindringfestigkeiten stimmen nur bei den Versuchen bis 10 MPa Überlagerungsdruck gut mit denen der Regressionsgleichung überein. Bei höheren Überlagerungsdrücken erhöhen sich die Eindringfestigkeiten kaum. Die Gesteinszerstörung findet vor allem entlang einiger weniger Korngrenzen statt und nicht mehr intragranular, wie beim sphärischen Zahn, welches mit einem höheren Kraftaufwand verbunden wäre. Die Bohrkleinteilchengröße ist tatsächlich in der Größenordnung der Mineralkorngröße und die Risswege verlaufen bevorzugt entlang der Korngrenzen. Die Beziehung 3.2 ist auf keinen Fall für eine Berechnung geeignet.

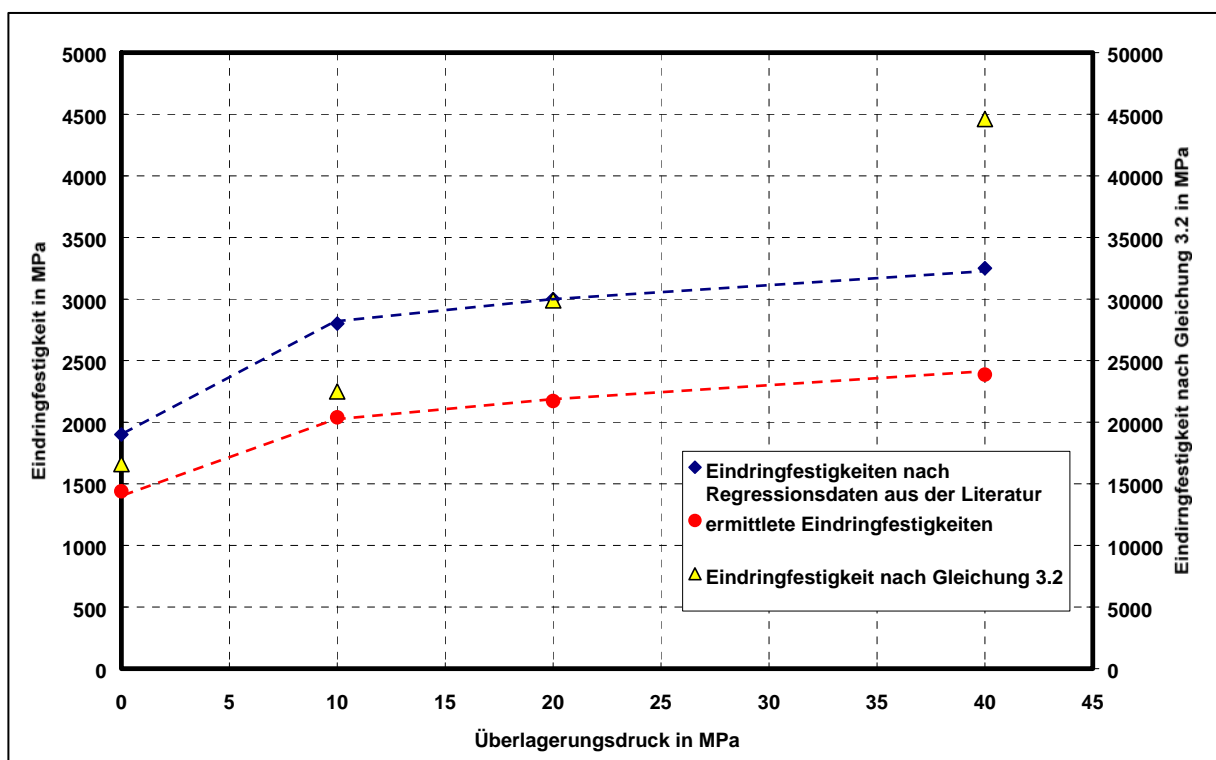


Abbildung. 4.18: Berechnete gegen ermittelte Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche mit dem ballistischen Zahn im Demitzer Granit

- Spezifische Energie

Für die Berechnung der spezifischen Energie wurde wieder das gesamte Kratervolumen herangezogen. Bei den Versuchen mit den sphärischen Zähnen war bei Überlagerungsdrücken von 40 MPa statt eines

Kraters eine Lippenbildung um die Eindruckstelle erkennbar. Die Bohrkleinteilchen mussten zum Teil mit einem Holzspatel abgelöst werden. Dies bestätigt die Modellvorstellung von MAURER /48/, dass es auch bei hohen Überlagerungsdrücken zur Gesteinszerstörung kommt. Hierbei werden die einzelnen Bohrkleinteilchen aber an das noch intakte Gestein angepresst und somit bleibt eine Restfestigkeit erhalten. Bei den Versuchen mit den sphärischen Zähnen stimmt die spezifische Energie gut mit der triaxialen Druckfestigkeit des Granites überein (Abbildung 4.19). In dieser Abbildung sind alle mit dem sphärischen Zahn im Granit durchgeführten Versuche als Mittelwerte je Versuchsrandbedingung enthalten. Erkennbar ist, dass die Zahneindringtiefe keinen Einfluss auf die spezifische Energie hat.

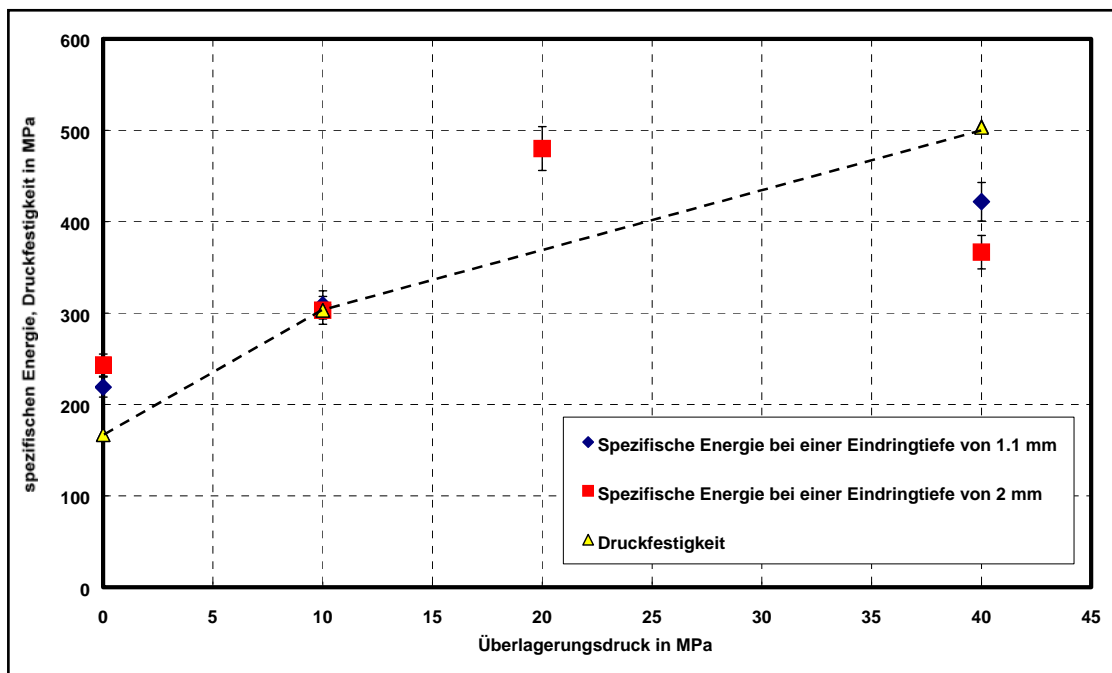


Abbildung 4.19: Triaxiale Druckfestigkeit im Vergleich mit der spezifische Energie für die Versuche mit den sphärischen Zähnen im Demitzer Granit – Mittelwerte aller Versuchsdaten bei gleichen Überlagerungsdrücken

Wie auch schon bei der Betrachtung der Eindringfestigkeiten festgestellt, steigen die spezifischen Energien bei der Verwendung des ballistischen Zahnes kaum über die Werte, die bei den Versuchen unter atmosphärischen Bedingungen erzielt wurden. (Abbildung 4.20). Die spezifische Energie wird kaum größer als die einachsiale Druckfestigkeit. Die Eindringtiefe hat keinen Einfluss auf die Werte der spezifischen Energie. Eine ausgeprägte Lippenbildung und die Ausbildung von am Kraterboden haftenden Gesteinsteilchen wie bei den Versuchen mit sphärischen Zähnen konnte nicht festgestellt werden.

Die Betrachtung der herausgebrochenen Gesteinsteile zeigte, wie oben schon erwähnt, dass im Gegensatz zu den Gesteinsteilchen bei den Versuchen mit den sphärischen Zähnen die Bruchgrenzen bevorzugt an den Kristallgrenzen verlaufen. Da die Gesteinsoberfläche ebenfalls mit einem dünnen

Epoxydharzfilm abgedichtet war, ist ein Eindringen des Petroleums in die, bevorzugt an den Kristallgrenzen angesiedelten, Fließwege auszuschließen. Da bei Triaxialversuchen mit grobkristallinen Gesteinen unter atmosphärischen Bedingungen ebenfalls die Korngrenzen bevorzugte Versagenswege darstellen, ist die noch gute Übereinstimmung mit der einachsialen Druckfestigkeit erklärbar.

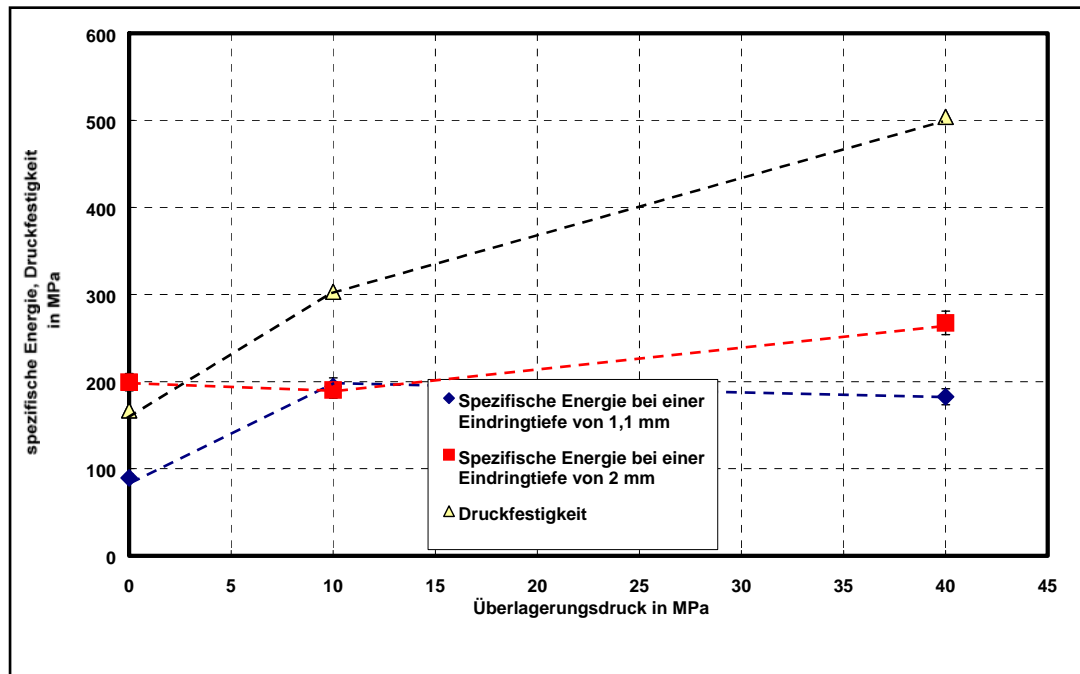


Abbildung. 4.20: Triaxiale Druckfestigkeit gegen die spezifische Energie für die Versuche mit dem ballistischen Zahn im Demitzer Granit.

Vor diesem Hintergrund ist es klar, warum die spezifischen Energien vor allem bei den Versuchen unter höheren Überlagerungsdrücken kleiner als die Druckfestigkeiten sind. Das Verhältnis zwischen den Kristallgrößen und den Zahngrößen hat demzufolge einen Einfluss auf die Zahneindringergebnisse. Die Hypothese, dass die triaxiale Druckfestigkeit gleich der spezifischen Energie ist, hat also nur Gültigkeit, wenn sich Gesteinsinhomogenitäten sowohl im Triaxialversuch, als auch beim Zahneindringen auf die gleiche Art bemerkbar machen. Deutlich wird dies auch bei der Betrachtung der Kraft-Weg-Kurven der Versuche. Bei der Verwendung des ballistischen Zahnes kommt es, im Gegensatz zu den Versuchen mit dem sphärischen Zahn, auch bei Überlagerungsdrücken von 40 MPa zu sprödebruchartigen Ereignissen. Da sich in der Praxis die Zahnformen durch Verschleiß sehr schnell der Geometrie der sphärischen Zähne angleichen, werden sich die Werte, die mit den ballistischen Zähnen erlangt werden, denen der sphärischen Zähne angleichen.

4.4.5 Zusammengefasste Betrachtung der spezifischen Energie

Da es sich zeigte, dass bei Annahme von gleichartigen Bruchprozessen im Triaxialversuch und beim Einzelzahneindringen die spezifische Energie gleich der triaxialen Druckfestigkeit ist, wird der Quotient aus Druckfestigkeit und spezifischer Energie (ohne die Versuchsdaten mit dem ballistischen Zahn im Granit) in einer Häufigkeitsverteilung in Abbildung 4.21 dargestellt.

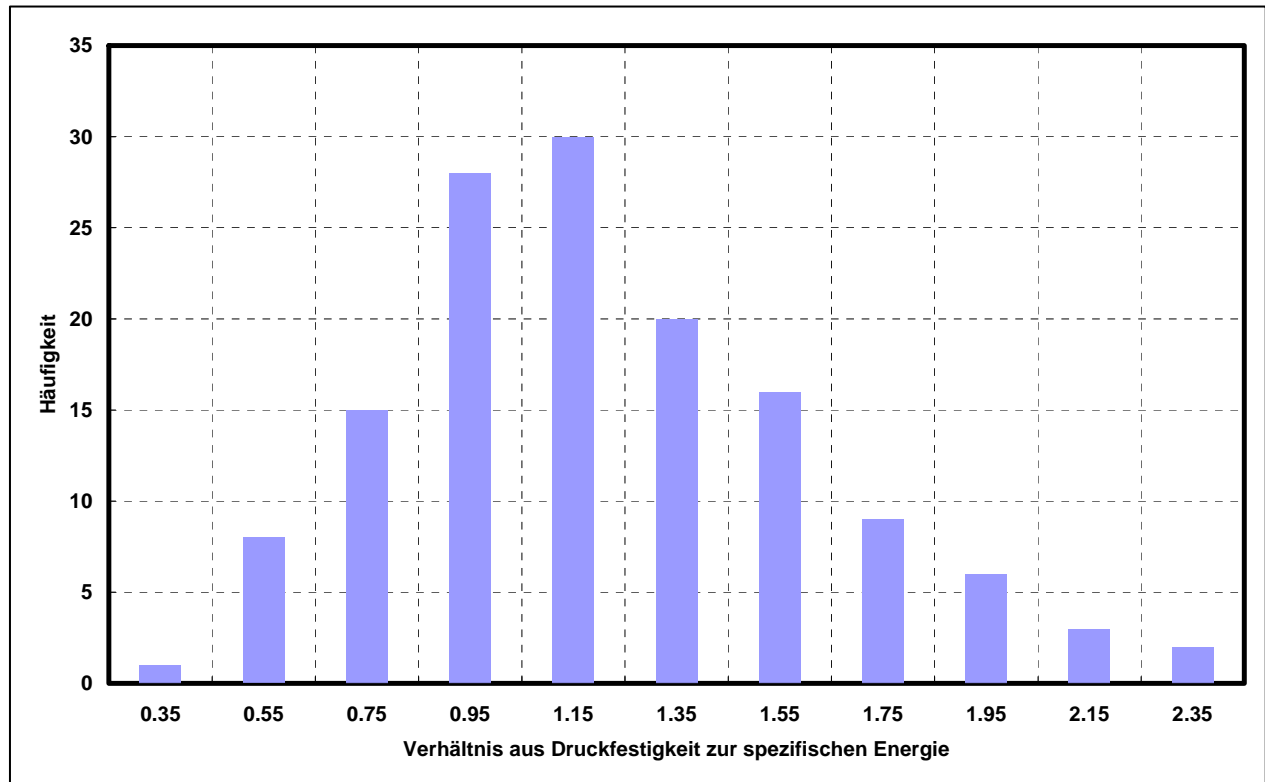


Abbildung 4.21: Häufigkeitsverteilung des Quotienten aus Druckfestigkeit und spezifischer Energie ohne die Versuchsdaten, die mit dem ballistischen Zahn im Granit gewonnen wurden

Ein CHI – Quadrattest ergibt, dass eine Normalverteilung mit einer Irrtumswahrscheinlichkeit kleiner 3% angenommen werden kann. Die Irrtumswahrscheinlichkeit, dass der Wert 1 der Mittelwert ist, liegt bei 3,8%.

Damit kann für die durchgeführten Versuche geschlossen werden, dass die spezifische Energie gleich der triaxialen Druckfestigkeit ist. Dies gilt aber nur, wenn sich Inhomogenitäten des Gesteins, bei den Zahneindringprozessen in gleicher Weise, wie bei Triaxialversuchen bemerkbar machen.

5 Entwicklung eines Modells für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen

5.1 Werkzeugcharakteristik

5.1.1 Energiebilanz

Eine Beschreibung der Gesteinszerstörung durch Rollenbohrwerkzeuge muss ermöglichen, die Bohrgeschwindigkeit, die man mit einem Werkzeug in einem beliebigen Gestein erreichen kann, zu ermitteln und eine Trennung der einflussnehmenden Parameter zuzulassen. Es hat sich gezeigt, dass die spezifische Energie beim drückenden Einzelzahneindringen eine charakteristische Größe für die Beschreibung des Gesteinsbruchergebnisses ist und sie für eine Vielzahl von Gesteinen gleich der Druckfestigkeit ist. Deshalb wird eine Beschreibung auf der Grundlage einer Energiebilanzbetrachtung hergeleitet. Für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen bei idealer Bohrlochsohlenreinigung kann folgende Energiebilanz aufgestellt werden.

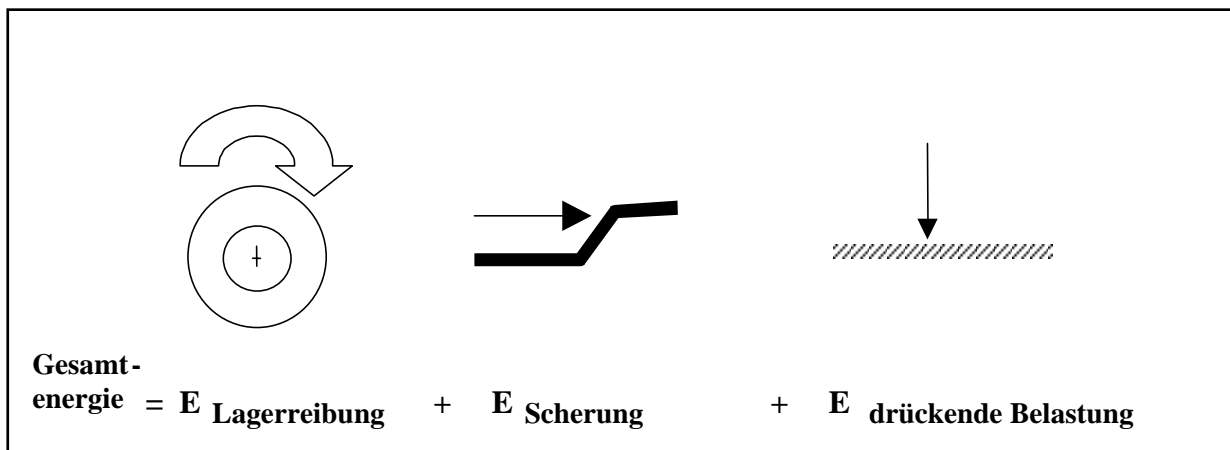


Abbildung 5.1: Energiebilanz beim Rollenmeißelbohren

Demzufolge ist eine Charakteristik zu finden, die es ermöglicht, die durch das Werkzeug in ein Gestein eintragbare Energie für eine drückende und eine scherende Gesteinszerstörung sowie die für die Überwindung der Reibung notwendige Energie zu ermitteln. Diese Charakteristik muss weitestgehend von den Bohrrandbedingungen unabhängig sein, da nur auf diese Weise eine Trennung der Einflüsse des Werkzeuges und des Gesteins auf die Bohrgeschwindigkeit erfolgen kann.

5.1.2 Charakterisierung des Leistungsbedarfes für scherende Gesteinszerstörung

Eine Werkzeugcharakteristik für die obengenannten Ansprüche muss eine Aussage zulassen, wie sich in Abhängigkeit von einer scherenen Werkzeugbelastung, die Leistungsaufnahme für eine Gesteinszerstörung entwickelt.

- Zusammenhang zwischen Andruckkraft und Schnittkraft

Um den Leistungsbedarf für das Bohren mit Diamantbohrwerkzeugen, die ja hauptsächlich eine scherende Gesteinszerstörung verursachen, zu beschreiben, führte MARX /46/ den Kopplungsfaktor

ein, der das Verhältnis aus sich bei der Drehbewegung des Werkzeuges einstellenden Schnittkraft (horizontale Kraft) und vertikalen Andruckkraft darstellt.

$$\frac{F_h}{F_v} = \mu_k \quad (5.1)$$

F_h = Schnittkraft,

F_v = Andruckkraft,

μ_k = Kopplungsfaktor.

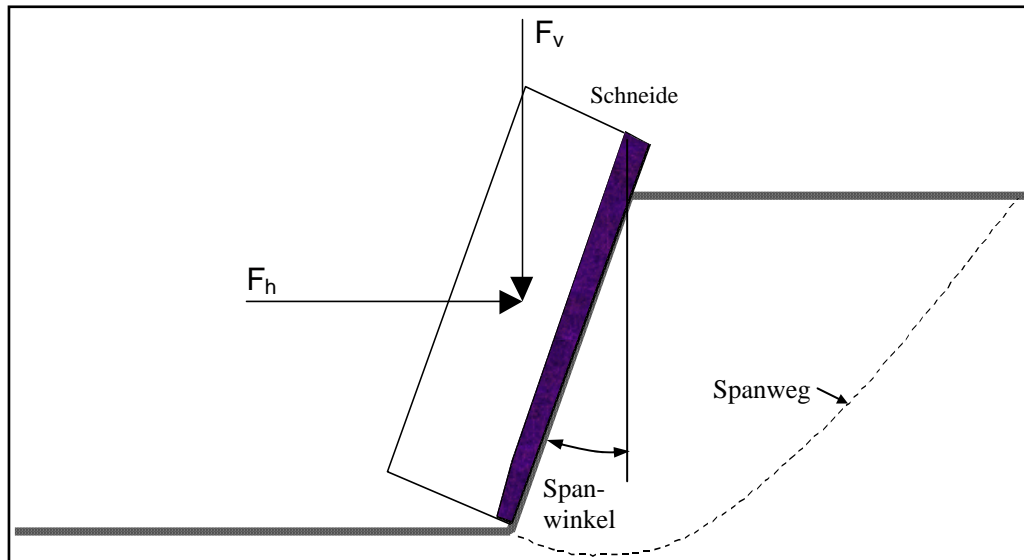


Abbildung 5.2: Zur Definition des Kopplungsfaktors am Beispiel eines PKD Schneidelementes

Der Kopplungsfaktor ist unwesentlich von der Schnittgeschwindigkeit oder der Schnitttiefe abhängig. Bei Kenntnis des Kopplungsfaktors für ein scheres Bohrwerkzeug in einem Gestein kann man den Leistungsbedarf für den Bohrprozess berechnen. Er ist also ein Maß für die Fähigkeit eines Werkzeuges durch die scherende Belastung Energie zur Gesteinszerstörung zu übertragen. Der Kopplungsfaktor enthält sowohl einen Anteil, der die Reibung zwischen Werkzeug und Gestein beschreibt (ist gleichzusetzen mit einem Reibungskoeffizienten) als auch einen Anteil, der die Gesteinszerstörung beschreibt (Zerspanungsanteil).

$$\mu_k = \mu_r + \mu_s \quad (5.2)$$

μ_r = Reibungsanteil,

μ_s = Zerspanungsanteil.

MARX /46/, und YOUNG /86/ fanden für verschiedene spanende Bohrstifte, Diamantvollbohrwerkzeuge und Bohrkronen Kopplungsfaktoren für das Bohren unter atmosphärischen Bedingungen zwischen 0,1 bis 0,8 in Abhängigkeit vom Werkzeugtyp, von der Gesteinsart, vom Spülungsfluid und von der Werkzeugbelastung. Der Reibungsanteil (Werkzeug - Gestein, Bohrklein - Werkzeug) am Kopplungsfaktor liegt dabei zwischen 20% und 70%. YOUNG /86/ ermittelte für eine PKD-Einzelschneide (Seitenwinkel = 0°, Spanwinkel -12° bis -20°) in Kalkstein, nach Abzug des

Reibungsanteiles (Diamant – Gestein) am Kopplungsfaktor, spezifische Energien in der zwei- bis dreifachen Höhe der Druckfestigkeit. Mit Vergrößerung des Spanwinkels erhöhte sich der Kopplungsfaktor. Beim Anstellen der Platten auf einen Seitenwinkel (Seitenwinkel = Winkel des Normalenvektors der ebenen Schneide zur Schnittrichtung) von bis zu 15° verringerte sich der Kopplungsfaktor um 20% bis 50%, während sich die spezifische Energie um bis zu 100% erhöhte. Das heißt, mit steigendem Seitenwinkel verringert sich die Möglichkeit für das Werkzeug mechanische Energie in das Gestein einzutragen. Für verschiedene Gesteine wurden bei Verwendung gleicher Schneidelemente Unterschiede in den Kopplungsfaktoren um den Faktor 4 – 5 gefunden. Dies bedeutet, dass Gesteinseigenschaften einen großen Einfluss auf den Kopplungsfaktor haben.

GLOWKA /92/ fand für Einzelzahnversuche mit scharfen PKD-Schneiden (ohne Verschleißflächen) mit einem Spanwinkel von 20° in einem Sandstein minimale spezifische Energien, die in der Größenordnung der Druckfestigkeiten der Gesteine lagen. Bei Einsatz einer Schneide mit einer simulierten Verschleißfläche erhöhte sich die spezifische Energie um mehr als 50 %. Der Kopplungsfaktor aber blieb gleich.

- Analytische Berechnung des Kraftbedarfes bei scherender Gesteinszerstörung

Die analytische Berechnung des Kraftbedarfes bei einer scherenden Gesteinszerstörung hat ihre Grundlagen in der geotechnischen Betrachtung des aktiven Erddruckes und in der Berechnung des Leistungsbedarfes beim Zerspanen in der Metallbearbeitung. Die theoretischen Grundlagen sind die gleichen, wie bei der Behandlung des Eindringens steifer Körper in ideal-plastisch reagierende Gesteine (Kapitel 3.2). Für eine senkrecht stehende Schneide mit paralleler Verschiebung und einer linearen Versagensfläche bei Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes ergibt sich eine horizontale Kraft bezogen auf die Schneidenfläche, die der Druckfestigkeit des Gesteins entspricht (Abbildung 5.3).

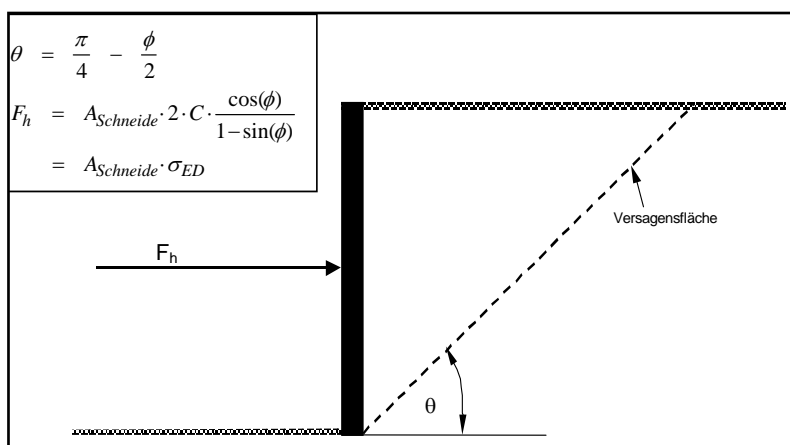
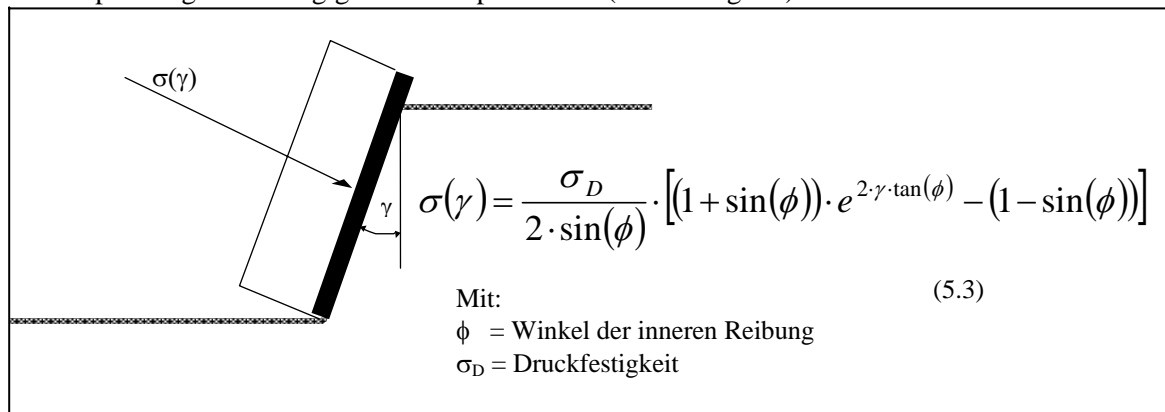


Abbildung 5.3:

Berechnung der horizontalen Kraft bei einer senkrecht stehenden Schneide bei Annahme einer ebenen Versagensfläche

Der Bruch- bzw. Versagenspfad ist bei plastisch reagierenden Gesteinen oder Bodenkörpern zwar nicht mehr linear, aber die Beziehung zeigt die Größenordnung der Festigkeit. Sie ist in diesem speziellen Fall gleich der Druckfestigkeit.

Der Kraftbedarf mit einer Schneide mit Spanwinkel ergibt sich aus der Bestimmung der Spannungen, die sich beim Versagen des Gesteins einstellen. Für ein ideal-plastisch versagendes Gestein kann die Spannung, wie in Kapitel 3 beschrieben, durch das Lösen des Differentialgleichungs-Systems für das Spannungsfeld mit Hilfe der Konstruktion von Spannungscharakteristiken oder Gleitlinienfeldern erfolgen. CHEATHAM (in APPL et al. /2/) ermittelte auf diesem Wege eine Bestimmungsgleichung für die Spannung in Abhängigkeit vom Spanwinkel (Abbildung 5.4).



$$\sigma(\gamma) = \frac{\sigma_D}{2 \cdot \sin(\phi)} \cdot \left[(1 + \sin(\phi)) \cdot e^{2 \cdot \gamma \cdot \tan(\phi)} - (1 - \sin(\phi)) \right] \quad (5.3)$$

Mit:
 ϕ = Winkel der inneren Reibung
 σ_D = Druckfestigkeit

Abbildung 5.4: Modellvorstellung zur Spannungsberechnung bei einer zweidimensionalen Betrachtung der Wirkung einer Schneide in einem ideal-plastischen Material ohne Reibung zwischen Gestein und Schneide

Reibung zwischen Schneide und Gestein wird nicht berücksichtigt. Für die Berechnung der Spannung bei einem senkrecht stehenden, geraden Bohrzahn ($\gamma = 0^\circ$) in einer ebenen Betrachtung (unendlicher langer Zahn) ergibt sich nach der Gleichung 5.3 ein Wert, der wiederum der Druckfestigkeit entspricht. Die horizontal bzw. vertikal wirkende Kraft kann aus einer Zerlegung der der Spannung zugeordneten Kräfte erfolgen. Mit den zusätzlich wirkenden Reibungskräften ergibt sich die horizontale und vertikale Komponente der resultierenden Kraft.

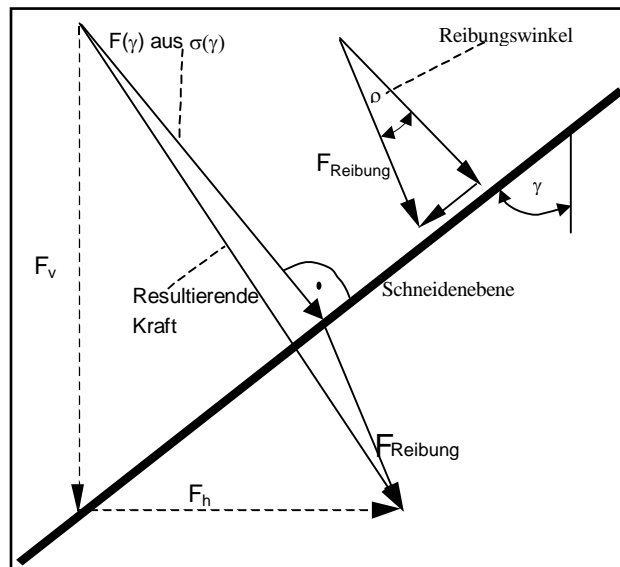


Abbildung 5.5: Horizontale und vertikale Kraftkomponente an einer ebenen, unendlich langen Schneide

Für den Kopplungsfaktor ergibt sich aus der Ableitung nach Abbildung 5.5:

$$\frac{F_h}{F_v} = \mu_k = \frac{\sigma(\gamma) \cdot A_{\text{Schneide}} \cdot \cos(\gamma) - F_{\text{Reibung}} \cdot \cos(\gamma + \rho)}{\sigma(\gamma) \cdot A_{\text{Schneide}} \cdot \sin(\gamma) + F_{\text{Reibung}} \cdot \sin(\gamma + \rho)} \quad (5.4)$$

Mit:

ρ = Reibungswinkel,

$A_{\text{(Schneide)}}$ = Oberfläche des Schneidelementes.

Da in $\sigma(\gamma)$ neben der Druckfestigkeit auch der Winkel der inneren Reibung des Gesteins eingeht, können die Kopplungsfaktoren für Gesteine mit gleicher Druckfestigkeit aber unterschiedlichem Winkel der inneren Reibung unterschiedliche Kopplungsfaktoren aufweisen.

Nach KOLLE /40/ kann der Kopplungsfaktor mit:

$$\frac{F_h}{F_v} = \mu_k = \tan(\gamma + \rho) \quad (5.5)$$

berechnet werden bzw. der nach der Theorie von ERNST & MARCHANT (genannt in KOLLE /40/)

$$\frac{F_h}{F_v} = \mu_k = \tan(\gamma + \phi) \quad (5.6)$$

Mit ϕ = Winkel der inneren Reibung. Aus der Gleichung 5.6 lässt sich ebenfalls ableiten, dass Gesteine mit verschiedenen Winkeln der inneren Reibung unterschiedliche Kopplungsfaktoren bei ansonsten gleichen Bohrrandbedingungen aufweisen.

- Spezifische Energie bei scherender Gesteinszerstörung

Die Spannung, die sich aus der horizontal wirkenden Schnittkraft bezogen auf die horizontale Schneidenquerschnittsfläche ergibt, wird im folgenden als Schnittfestigkeit $\sigma_s = F_h / (A_{\text{Schnitt}} \cdot \cos(\gamma))$ bezeichnet. Berechnet man die spezifische Energie bei einer drehenden, scherenden Gesteinszerstörung mit dieser Schnittfestigkeit, so ergibt sich aus:

$$E_{\text{spez.}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot N \cdot M_D}{v_{\text{mech.}} \cdot A} \quad (5.7)$$

mit: A als Bohrlochquerschnittsfläche

und
$$M_D = \frac{\sigma_s \cdot s \cdot r^2}{2}$$

sowie $s = \frac{v_{\text{mech.}}}{N}$ ergibt sich Gleichung 5.8

$$E_{\text{spez.}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_s \cdot s \cdot r^2}{2 \cdot s \cdot \pi \cdot r^2} \quad (5.8)$$

Nach Kürzen erkennt man, dass die Größe für die spezifische Energie der Schnittfestigkeit des Gesteins entspricht. Für den Spezialfall eines senkrecht stehenden, scharfen Zahns ohne Reibung ist die theoretische spezifische Energie demzufolge gleich der Druckfestigkeit. Für eine geneigte Zahnfläche erhält man eine spezifische Energie, die theoretisch größer, als die Druckfestigkeit des Gesteins ist. Bei Berücksichtigung von Reibungseffekten wird die spezifische Energie noch größer.

DETOURNEY et al. /20/ untersuchten den Zusammenhang zwischen der Andruckkraft bezogen auf

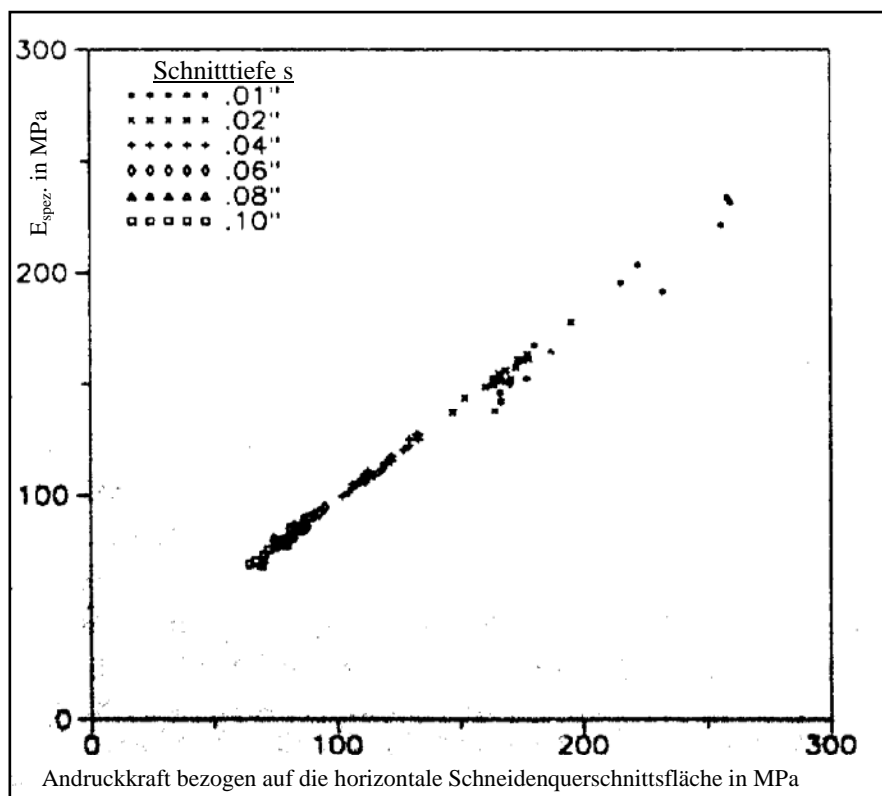


Abbildung 5.6:

Zusammenhang zwischen der spezifischen Energie und der Andruckkraft bezogen auf die horizontale Schneidenquerschnittsfläche bei scherender Gesteinszerstörung mit einer Schneide im Berea Sandstein bei verschiedenen Schnitttiefen, hier in Zoll angegeben - nach DETOURNEY et al. /20/.

die horizontale Schneidenquerschnittsfläche und Schnittfestigkeit (spezifische Energie). Abbildung 5.6 zeigt das Verhältnis bei einer scherenen Gesteinszerstörung mit einem PCD-Element im BERA Sandstein bei unterschiedlichen Schnitttiefen. Die Abhängigkeit ist linear. Wichtig dabei ist die Tatsache, dass mit zunehmender Schnitttiefe die spezifische Energie sinkt, sich die Datenpunkte in der Darstellung nach Abbildung 5.6 aber weiterhin auf der Geraden befinden. Interessanterweise ist das Minimum der Datenmenge bei der scherenen Gesteinszerstörung mit einem PDC-Element mit einem Anstellwinkel von 20° in der gleichen Größenordnung, wie die einaxiale Druckfestigkeit.

Nach den Untersuchungen von KOLLE /40/ ist dies auch bei der scherenen Gesteinszerstörung eines Mancos Tonsteins zu erkennen (PKD-Element mit 20° Schnittwinkel). KOLLE's Untersuchungen zeigten, dass mit einem zunehmendem Überlagerungsdruck bei geringpermeablen Gesteinen der Kopplungsfaktor geringfügig sinkt. Bei größer werdenden Schnittgeschwindigkeiten kommt es vor allem bei geringpermeablen Gesteinen zu größer werdenden spezifischen Energien, bei ansonsten gleichbleibendem Kopplungsfaktor. Die Ursachen liegen in den nicht oder nur geringfügig stattfindenden Druckausgleichsvorgängen zwischen Bohrloch und den Versagensrissen im Gestein. Dadurch wird ein Differenzdruck über die Bohrkleinteilchen erzeugt und auch eine Pseudo-Plastizität (wie bei der drückenden Gesteinszerstörung) gefördert.

Die Übertragung der an Einzelzähnen gewonnenen Erkenntnisse auf das Bohren mit scherenen Gesteinszerstörung ergibt nach DETOURNEY et al. /20/ eine Darstellung, die die auf die horizontale Schnittfläche bezogene Andruckkraft mit der spezifischen Energie verknüpft.

$$E_{spez} = \mu \cdot u \cdot \frac{F}{r \cdot s} \quad (5.9)$$

μ ist eine Reibungskennzahl und u ist eine Kennzahl, die von den Eingriffsverhältnissen der Schneiden in das Gestein abhängt. Die Gleichung 5.9 ist demzufolge eine Charakteristik für ein Werkzeug mit einer scherenen Gesteinszerstörung.

5.1.3 Charakterisierung des Leistungsbedarfes für Rollenbohrwerkzeuge

Eine Werkzeugcharakteristik für Rollenbohrwerkzeuge muss eine Aussage über das Verhältnis von auf das Werkzeug gegebenen Belastung und vom Werkzeug in das Gestein eingetragener Energie gestatten. Dazu kann man das Verhältnis aus sich beim Bohren einstellendem Drehmoment und Andruckkraft nutzen. Dieses Verhältnis stellt im übertragenen Sinn ebenfalls einen Kopplungsfaktor dar. Im nachfolgenden ist immer das direkt am Bohrwerkzeug ermittelbare Drehmoment gemeint. Ein zunehmender Verschleiß des Werkzeuges geht mit einer Verringerung des sich einstellenden Momentes, bei ansonsten konstant gehaltenen Werkzeugbelastungen einher. WARREN /80/ stellte nach Untersuchungen zur Abhängigkeit des Quotienten aus vertikaler Kraft und horizontaler Kraft bei der

Gesteinszerstörung mit Zahnrollen und einer theoretischen Betrachtung der Kräftebilanz über die Kegelrollen eines Rollenbohrwerkzeuges die nachfolgende Beziehung auf.

$$\frac{M_D}{F \cdot D} = C_1 + C_2 \cdot \sqrt{\frac{v_{mech.}}{D \cdot N}} \quad (5.10)$$

Die Kennzahl C_1 wird durch das Meißeloffset beeinflusst, während die Konstante C_2 durch die Werkzeuggeometrie beeinflusst wird. C_1 und C_2 sind Kennzahlen, die mit dem Bohrwerkzeugtyp, nicht aber mit den Druckverhältnissen auf der Bohrlochsohle oder der Gesteinsart variieren.

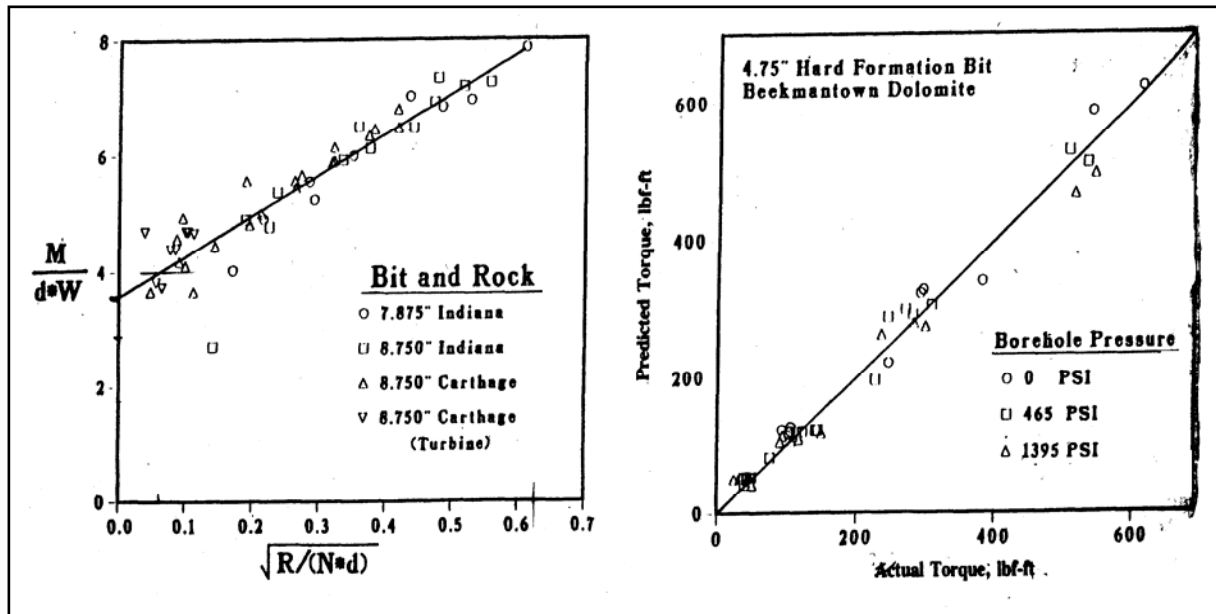


Abbildung 5.7: Darstellung der Beziehung 5.10 für das Bohren mit einem Rollenmeißel in verschiedenen Gesteinen bzw. das mit dieser Gleichung berechnete Drehmoment im Vergleich mit einem gemessenen Drehmoment bei verschiedenen Bohrlochsohlendrücken bzw. Gesteinen (WARREN /80/)

- **Bemerkungen zur scherenenden Gesteinszerstörung mit Rollenmeißeln**

FALCONER & BURGESS /24/. Sie errechneten Relativwerte für den Verschleiß des Rollenbohrwerkzeuges aus den Änderungen von C_1 , mit der Absicht Bohrwerkzeugwechsel effizient zu gestalten. Die Kennzahl C_2 ändert sich nach ihren Untersuchungen nicht mit dem Verschleiß. Der Wert für C_1 ist nach ihren Untersuchungen nicht ausschließlich vom Werkzeug und dessen Verschleiß geprägt, sondern es geht in diesen Wert noch ein Verhältnis aus Eindringfestigkeit vertikal zur Gesteinsoberfläche zur Eindringfestigkeit parallel zur Gesteinsoberfläche ein.

$$\frac{M_D}{F \cdot D} = \underbrace{C_1}_{\frac{\sigma_s}{\sigma_v}} + C_2 \cdot \sqrt{\frac{v_{mech.}}{D \cdot N}} \quad (5.11)$$

mit: σ_s = horizontale Eindringfestigkeit entspricht der oben genannten Schnittfestigkeit,

σ_v = vertikale Eindringfestigkeit.

Der zusätzliche Quotient in dieser Gleichung kann aber auch durch den Kopplungsfaktor und einer geometrischen Größe ausgedrückt werden.

$$\sigma_s = \frac{F_h}{A_{\text{Schneide}} \cdot \cos(\gamma)} \quad (5.12)$$

$$\sigma_v = \frac{F_v}{A_{\text{Schneide}} \cdot \sin(\gamma)} \quad (5.13)$$

Stellt man jetzt den Quotienten mit den obigen Gleichungen dar, so erhält man:

$$\frac{\sigma_s}{\sigma_v} = \frac{F_h \cdot A_{\text{Schneide}} \cdot \sin(\gamma)}{F_v \cdot A_{\text{Schneide}} \cdot \cos(\gamma)} = \mu_k \cdot \frac{1}{\tan(\gamma)} \quad (5.14)$$

Der rechte, erste Term der Gleichung 5.11 beschreibt demnach das Vermögen des Rollenbohrwerkzeuges durch eine scherende Belastung des Gesteins Energie in das Gestein einzutragen, da der Kopplungsfaktor μ_k ja eine charakteristische Größe der scherenden Gesteinszerstörung ist. $\tan(\gamma)$ ist eine Art Formfaktor, der die Geometrie der Schneide und damit die Eingriffsverhältnisse beschreibt. Wenn durch die scherende Belastung die Gesteinsfestigkeit parallel zur Gesteinsfläche nicht überschritten wird, geht dieser Energiebetrag als Reibungsbeitrag in die Gesamtenergie ein, ohne eine Gesteinszerstörung zu verursachen. Dies wird vor allem bei hohen Gesteinsfestigkeiten und bei einem geringen Meißeloffset der Fall sein. Der Energiebeitrag, der nötig ist die Lagerreibung der Rollen zu überwinden, kann mit im ersten Term der Gleichung 5.11 berücksichtigt werden.

- Drückende Gesteinszerstörung

Der zweite Term der rechten Seite der Gleichung 5.11 beschreibt demnach das Vermögen des Rollenbohrwerkzeuges durch eine drückende Belastung Energie in das Gestein einzutragen. Damit stellt die Gleichung 5.11 eine charakteristische Gleichung für Rollenbohrwerkzeuge dar. Wie in aus den eigenen Untersuchungen in Kapitel 4 bekannt, ist die spezifische Energie bei drückender Gesteinszerstörung gleich der triaxialen Druckfestigkeit. Man kann aus dem zweiten Term der rechten Seite der Gleichung 5.11 eine Bestimmungsgleichung für die spezifischen Energie herleiten, es ergibt

$$E_{\text{spezII}} = 8 \cdot C_2 \cdot \frac{F}{D \cdot \sqrt{s \cdot D}} \quad (5.15a)$$

sich:

bzw. mit der Gleichheit zwischen Druckfestigkeit und spezifischer Energie:

$$E_{\text{spez.II}} = \sigma_D = 8 \cdot C_2 \cdot \frac{F}{D \cdot \sqrt{s \cdot D}} \quad (5.15b)$$

- **Vergleich dieser Beziehung mit der Bohrformelstruktur aus Kapitel 2.2**

Für Werkzeuge mit geringen oder ohne Offset der Meißelrollen muss der zweite Term überwiegen. Es ist somit möglich die Bohrgeschwindigkeiten bzw. die Schnitttiefe zu bestimmen.

Stellt man die Bohrformel (2.9) von SOMERTON /71/ im Kapitel 2.2 der nach der Schnitttiefe umgestellten Gleichung 5.15 gegenüber (zur besseren Übersichtlichkeit der Gleichungsstruktur wurden durch den Bohrungsdurchmesser dividiert), so erkennt man die gleiche Struktur. Die sogenannte Bohrfestigkeit beim Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen (ohne Offset und Vernachlässigung der Lagerreibung) entspricht bei idealen Bohrlochsohlenreinigungsbedingungen der Druckfestigkeit, bzw. der spezifische Energie für eine drückende Gesteinszerstörung.

$$\begin{aligned} \text{Bohrformel 2.9} &= \text{Formel aus 2. Term von 5.11} = s/D \\ K \cdot \left[\frac{F}{\sigma_{BF} \cdot D^2} \right]^2 &= 64 \cdot C_2 \cdot \left[\frac{F}{\sigma_D \cdot D^2} \right]^2 = \frac{s}{D} \quad (5.16) \end{aligned}$$

Mit:

σ_{BF} = sogenannte Bohrfestigkeit,

σ_D = triaxiale Druckfestigkeit.

Eine Bohrformel mit dieser allgemein üblichen Struktur, wenn auch häufig anderen Exponenten in den Bohrformeln genügt aber nicht, um den Bohrprozess für ein Rollenbohrwerkzeug in verschiedenen Gesteinen zu beschreiben, wenn es durch den Meißelrollenoffset zu einer zusätzlichen scheren Zerstörung des Gesteins (vor allem bei Gesteinen mit geringen Festigkeiten) kommt.

5.2 Anwendung des entwickelten Modells auf Bohrversuche in einem Sandstein

BLACK et al. /8/ führten Bohrversuche in einem Bohrautoklaven mit einem Berea Sandstein und einem 7 7/8“ Rollenwerkzeug (IADC 536), bei einer Drehzahl 60 min⁻¹, zwei unterschiedlichen Andruckkräften (67 kN und 135 kN) und unterschiedlichen Differenzdrücken durch. Die Bohrlochsohlenreinigung kann mit einer spezifischen hydraulischen Leistung von 0,32 KW/cm² bei maximalen Differenzdrücken von ca. 7 MPa für das Bohren in Sandsteinen als ideal betrachtet werden. Ihre Versuchsanordnung erlaubte es, den Differenzdruck über der Bohrlochsohle zu bestimmen. Der Bohrlochdruck betrug bei allen Versuchen 14,1 MPa. Das umfangreiche Datenmaterial zu Messwerten dieser Versuche enthält neben den Bohrparametern Angaben zu Drehmomenten und Fluiddruckverhältnissen. Das Ziel dieser Untersuchungen war es, den Einfluss verschiedener Spülungstypen auf die Bohrgeschwindigkeit zu bestimmen. Abbildung 5.9 zeigt den Einfluss der Spülungstypen auf die erreichbare Bohrgeschwindigkeit. Sie unterscheiden sich hinsichtlich der Filtrationseigenschaften. Der Spülungstyp 1 weist eine höhere Filtratrate über die auf der Bohrlochsohle gebildete Filterkruste auf. Als Differenzdruck wird der gerechnete Druckabfall über der Filterkruste

auf der Bohrlochsohle verstanden. Die bei den nachfolgenden Betrachtungen verwendeten Daten sind in der Anlage 2 enthalten. Es sind eindeutige Unterschiede zu erkennen, die auf die Filtrationseigenschaften zurückgeführt werden.

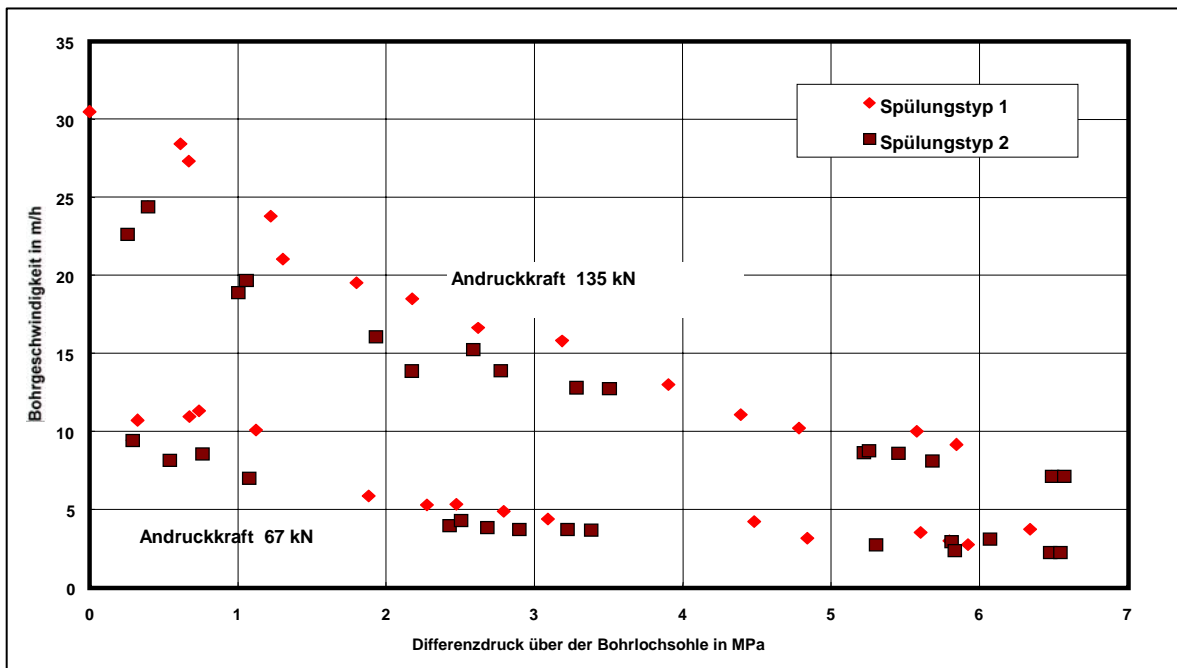


Abbildung 5.9: Bohrgeschwindigkeiten bei den Laborversuchen von BLACK et al. /8/ in Berea Sandstein mit verschiedenen Spülungstypen und Differenzdrücken.

Stellt man jetzt die Meißelcharakteristik (Abbildung 5.10) dar, so erkennt man, dass die Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle keinen Einfluss auf die Meißelcharakteristik haben.

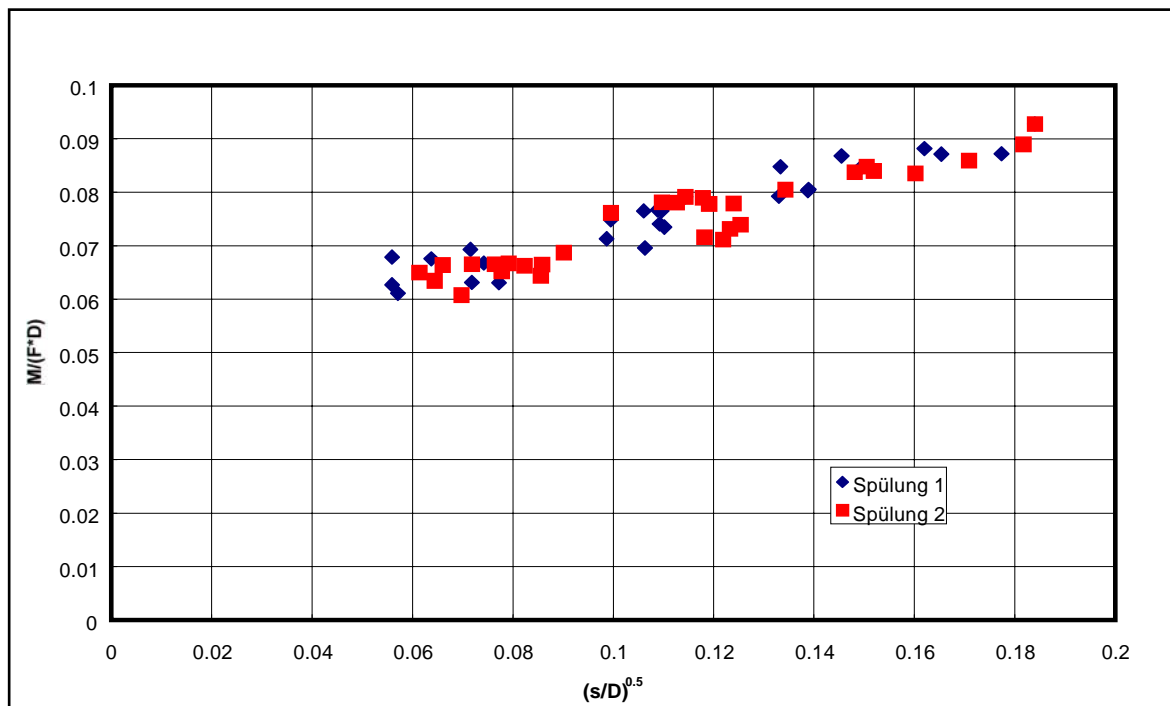


Abbildung 5.10: Werkzeugcharakteristik für einen Rollenmeißel – IADC 532 beim Bohren im Berea Sandstein nach Gleichung 5.10 bzw. Gleichung 5.11

Die Werte für $C_1 = 0,054$ und $C_2 = 0,240$ können aus einer linearen Regression ermittelt werden. Gleichung 5.15a zur Berechnung der spezifischen Energie des drückenden Gesteinszerstörungsanteiles, so ergibt sich eine Abhängigkeit dieser spezifischen Energie vom Differenzdruck auf der Bohrlochsohle nach Abbildung 5.11.

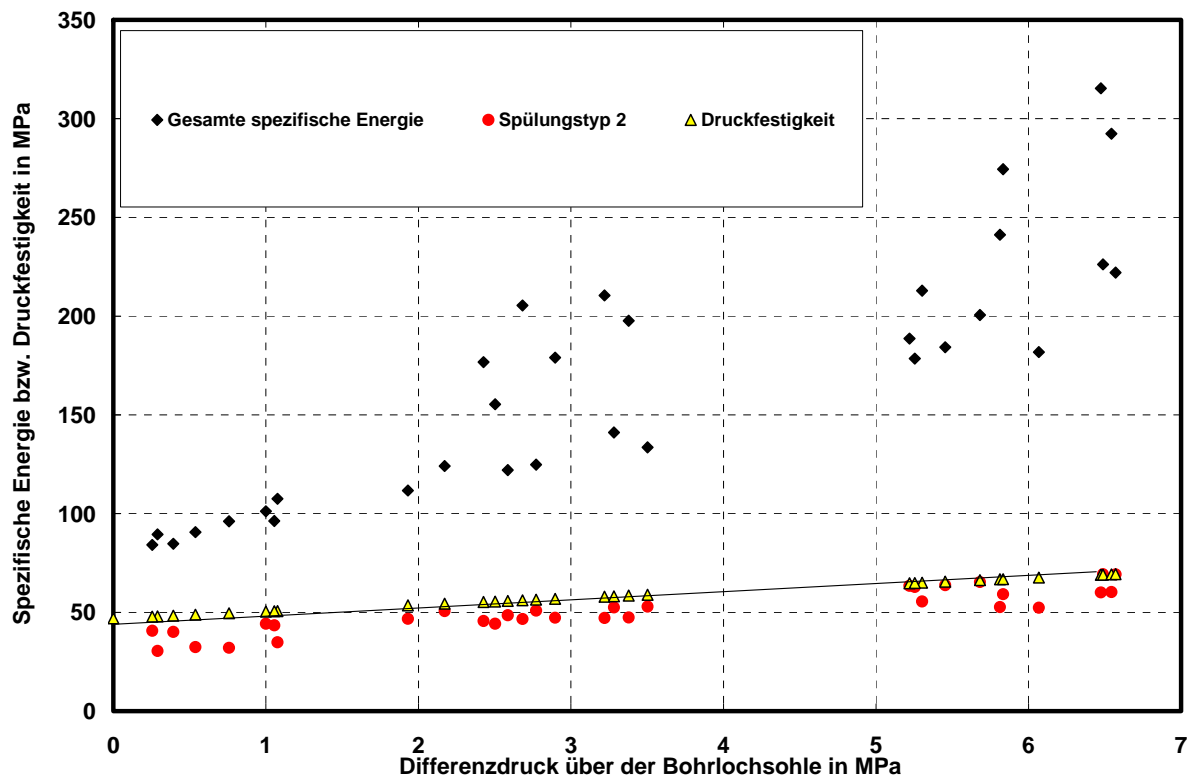


Abbildung 5.11: Berechnete gesamte spezifische Energie und Vergleich des spezifischen Energieanteiles nach Gleichung 5.15a mit der triaxialen Druckfestigkeit des genutzten Sandsteines für das Bohren mit dem Spülungstyp 2

Zusätzlich ist die gesamte spezifische Energie und die Druckfestigkeit für den Berea Sandstein (nach Daten von GNIRK /33/, CHEATHAM 29/, MAURER /48/) eingetragen. Für die Abhängigkeit der Druckfestigkeit vom Manteldruck bei den von ihnen durchgeführten Triaxialversuchen an diesem Gestein gilt:

$$\sigma_D = \sigma_{ED} + 3,4 * \sigma_{\text{effektiver Manteldruck}} \quad (5.17)$$

mit:

$$\sigma_{ED} = 47 \text{ Mpa}$$

Der effektive Manteldruck bei den Triaxialversuchen ist der Druckdifferenz auf der Bohrlochsohle gleichgesetzt. Man erkennt in der Abbildung 5.11, dass die gesamte spezifische Energie mit zunehmendem Differenzdruck steigt. Die Druckfestigkeitswerte liegen in der gleichen Größenordnung, wie die zur drückenden Gesteinszerstörung notwendigen spezifischen Energien. Die Unterschiede (bis zu 25 %) sind in der Auswirkung der scherenen Gesteinszerstörung zu sehen. Stellt

man die Gleichung (5.15b) nach der Schnitttiefe um und berechnet mit der Druckfestigkeit aus Gleichung (5.17) die erreichbaren Schnitttiefen, so ergibt sich eine um bis zu 45 % kleinere Schnitttiefe. Das heißt, dass die scherende Belastung des Gesteins ebenfalls zur Gesteinszerstörung beitragen muss..

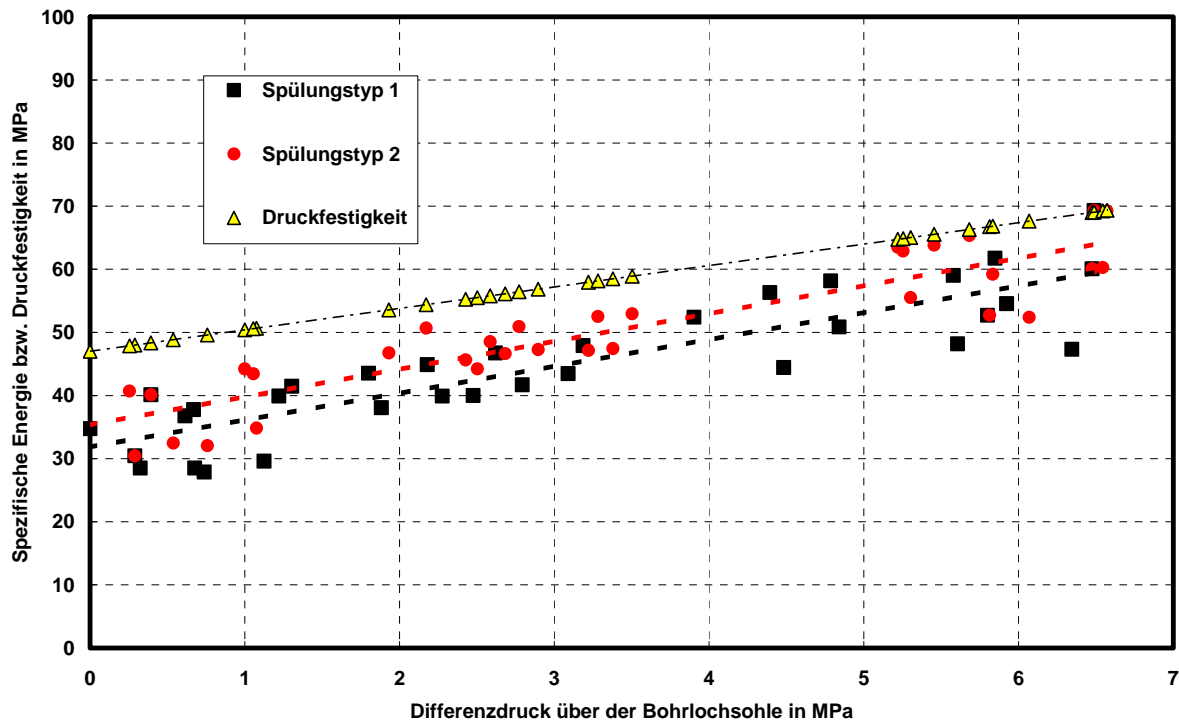


Abbildung 5.12: Spezifische Energie berechnet nach 5.15a für beide Spülungstypen im Vergleich mit der Druckfestigkeit

In der Abbildung 5.12 ist zu erkennen, dass der Spülungstyp einen Einfluss auf die berechnete spezifische Energie nach dem 2. Term hat. Die Ergebnisse mit dem Spülungstyp 1, der auch bei gleichen Bohrrandbedingungen eine höhere Bohrgeschwindigkeit erzielte (Abbildung 5.9) liegen im Mittel um 5 MPa unterhalb der mit dem Spülungstyp 2 bestimmten spezifischen Energien.

- **Bruchmechanische Begründung, dass der zweite Term auf der rechten Seite in 5.11 die drückende Gesteinszerstörung des Rollenmeissels beschreibt**

In Kapitel 2.4 wurde der Zusammenhang zwischen der Zerkleinerung von Gesteinsteilchen in der Verfahrenstechnik und der Gesteinszerstörung in der Bohrtechnik beschrieben. Für den Spezialfall des Kontaktes einer kugelförmigen Probe und einer Platte kann man den Zusammenhang zwischen der volumenspezifischen Bruchenergie (spezifischer Energie) und dem Kugeldurchmesser berechnen (WEICHERT /84/).

$$W_V \cdot x^{\frac{2}{z}} = C^* \quad (5.18)$$

Im allgemeinen Fall ist für x eine der Belastungsart entsprechende charakteristische Länge einzuführen. Für das Bohren wurde für x die Schnitttiefe und für die spezifische Bruchenergie die spezifische Energie gefunden. Die Herleitung der Gleichung für die Bruchwahrscheinlichkeit in Abhängigkeit von der spezifischen Bruchenergie und der Partikelgröße ergibt für das Bohren in Gesteinen eine doppeltlogarithmische Darstellung der Art

$$\lg(E_{spez}) = -m \cdot \lg(V) + \lg(C^{**}) \quad (5.19)$$

oder aber

$$E_{spez} = C V^{-m} \quad (5.20)$$

Nach DEUTSCH /21/ und SCHAMP /64/ kommt man nach einigen Umstellungen auf die Gleichung:

$$E_{spez} = \frac{C}{V^m} = \frac{P_m}{V} \quad (5.21)$$

Mit:

P_m = mechanische Leistung am Bohrwerkzeug, wenn man den Exponenten $m = 1$ setzt.

Der Verschiebungsbeitrag C in der doppeltlogarithmischen Darstellung ist also gleich dem mechanischen Leistungsbedarf auf der Bohrlochsohle. Stellt man jetzt, die Ergebnisse der im Berea Sandstein durchgeführten Versuche in einer solchen Form dar, so erkennt man, dass $m = 0.92$ ist (Abbildung 5.13) und somit nahe 1. Betrachtet man dagegen in dieser Darstellung nur die spezifische Energie nach Gleichung 5.15, so ergibt sich ein Anstieg von $m = 0,48$.

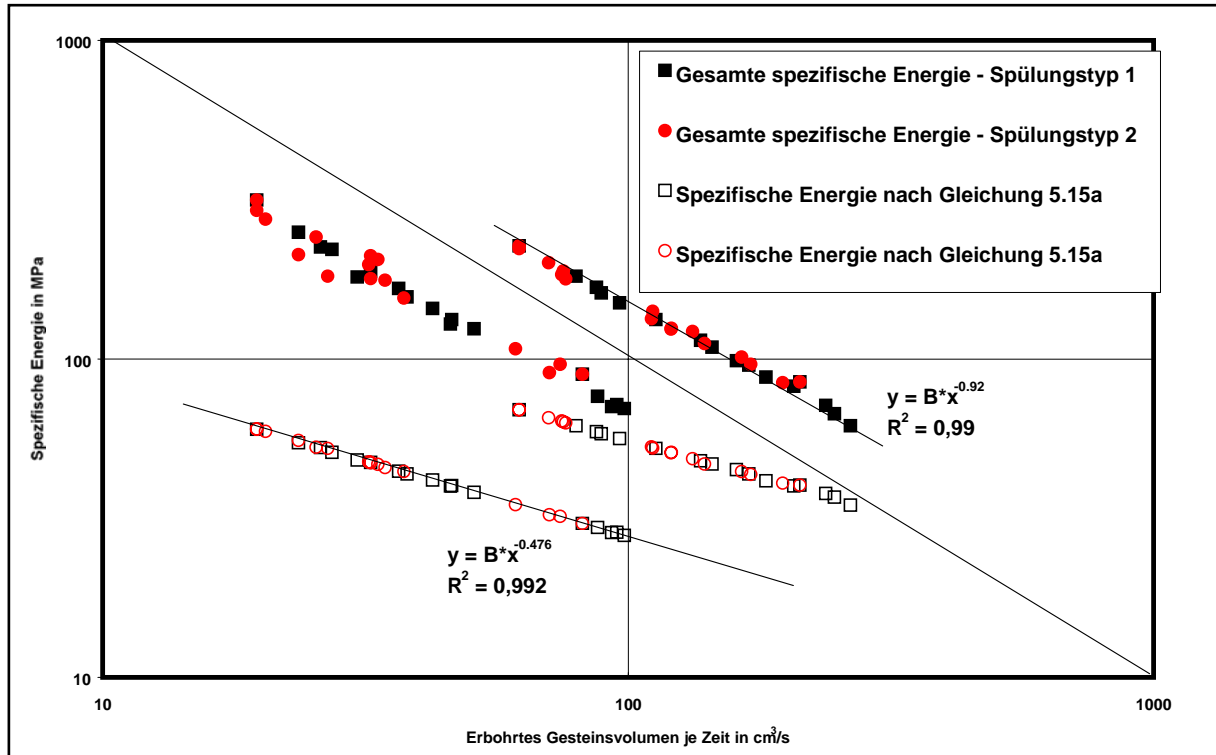


Abbildung 5.13: Bohrleistungsdarstellung nach SCHAMP /64/ bzw. DEUTSCH /21/ mit der gesamten spezifischen Energie und dem spezifischen Energieanteil nach Gleichung 5.15.

Geht man zum Ausgangspunkt der Herleitungen dieser Darstellung zurück, so wird m durch den Exponenten $2/z$ in der obigen Gleichung 5.18 repräsentiert. Die nach dieser Gleichung dargestellten Daten einer Einzelkornfallzerkleinerung in WEICHERT /84/ ergeben für z mit zunehmender Probengröße einen größer werdenden Wert. Dieser Wert liegt bei den größten Proben zwischen 3 und 4. Damit hat der Exponent Werte von 0,5 bis 0,66. Die Ursache dafür kann in einer Verlagerung der bruchrelevanten Fehlstellen in der Probe von der Oberfläche hin zum Probeninneren gesehen werden. Dies ist gleichbedeutend mit einer Gesteinszerstörung, wie sie auch beim Rollenmeißelbohren durch eine drückende Beanspruchung bzw. bei einem Triaxialversuch auftritt.

Da der Postaer Sandstein ein ähnliches Festigkeitsverhalten, wie der Berea Sandstein besitzt, wurde nach den Daten von GLOTH /28/, eine Darstellung der spezifischen Bruchenergie (Energieeintrag in den zylindrischen Prüfkörper bis zum Erreichen der Höchstfestigkeit bezogen auf das Prüfkörpervolumen) über die Bruchdehnung als charakteristische geometrische Größe bei einem Triaxialversuch erzeugt. Der Exponent beträgt 0,49 (Abbildung 5.14). Der Exponent für die Darstellung der spezifischen Energie nach Gleichung (5.15) (Abbildung 5.13) beträgt dagegen 0,48.

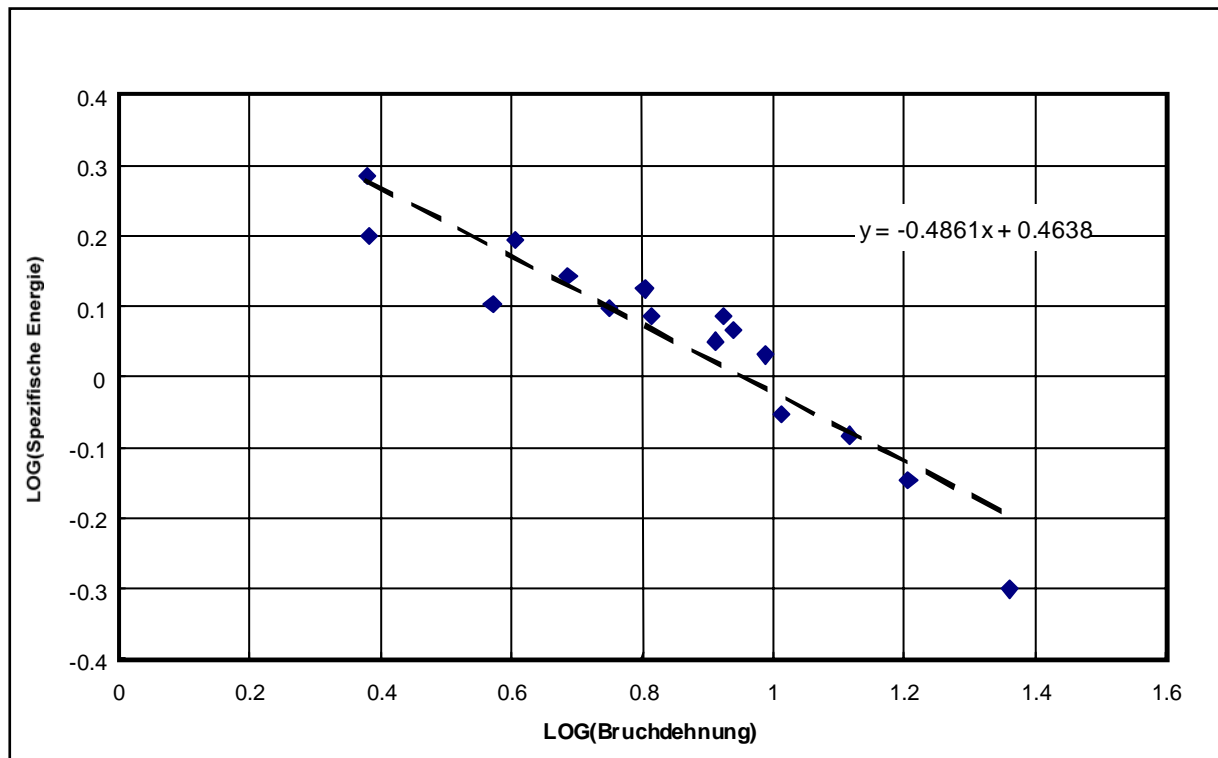


Abbildung 5.14: Spezifische Bruchenergie aufgetragen über die Bruchdehnung als charakteristische geometrische Größe bei Triaxialversuchen an Postaer Sandstein

Damit bestätigt sich, dass der 2. Term der Gleichung (5.11) die Fähigkeit des Rollenmeißels beschreibt, durch eine drückende Belastung Energie in das Gestein einzutragen.

- **Beitrag der scherenen Gesteinszerstörung**

Der Anteil, der für die scherende Gesteinszerstörung notwendigen spezifischen Energie $\Delta E_{\text{spez.}}$ lässt sich aus der Differenz zwischen spezifischer Gesamtenergie und $E_{\text{spez. II}}$ ermitteln. In der Abbildung 5.15 ist diese Differenz über den Quotienten aus $F/(r \cdot s)$ dargestellt. Man erkennt eine lineare Abhängigkeit entsprechend der Gleichung 5.9.

$$E_{\text{spez. (scheren)}} = \mu \cdot u \cdot \frac{F}{r \cdot s} \quad (5.22)$$

Mit:

μ = Reibungskennwert,

u = Werkzeugkennzahl,

$E_{\text{spez. scheren}}$ = spezifische Energie für die scherende Gesteinszerstörung

Der Anstieg der Geraden ist das Produkt aus der Werkzeugkennzahl und einem die Reibung zwischen Werkzeug und Gestein beschreibenden Wert μ .

Ein Einfluss des Spülungstyps auf den Anstieg in dieser Darstellung ist nicht erkennbar. Das heißt, dass die Zahneingriffsverhältnisse und die Reibungsverhältnisse durch den Spülungstyp nicht beeinflusst wurden.

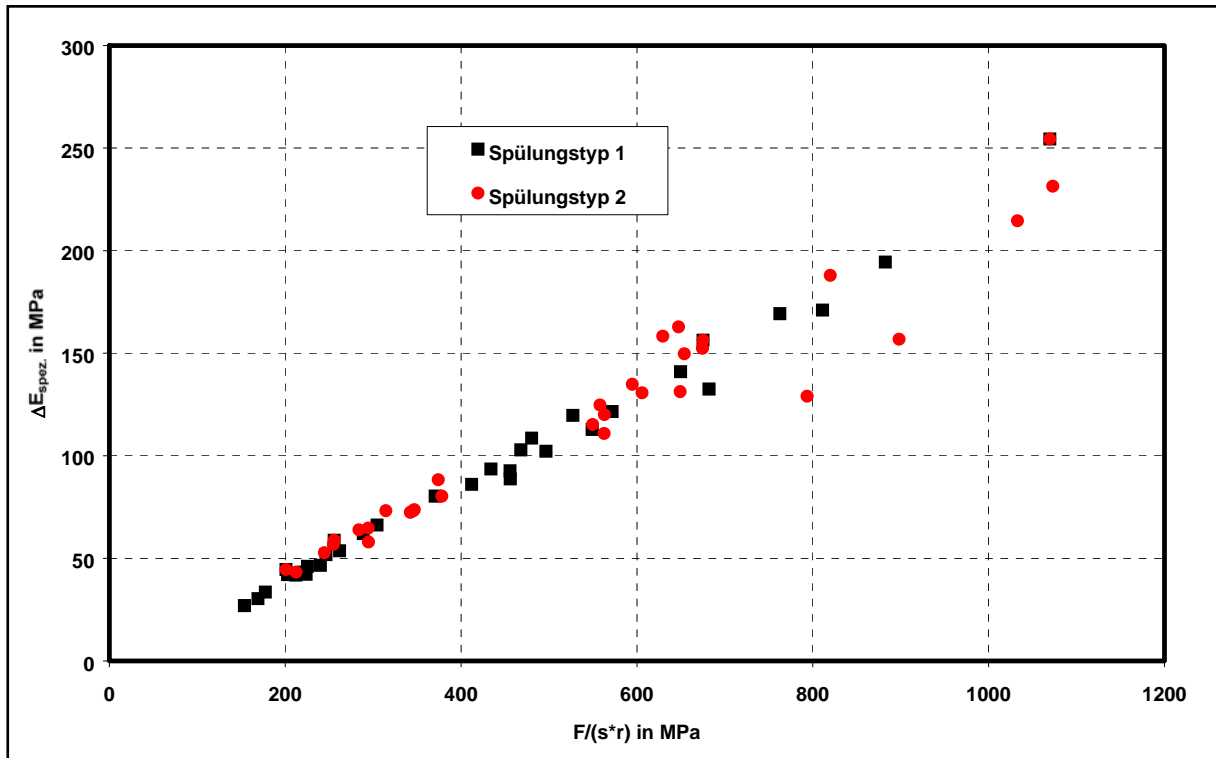


Abbildung 5.15: Darstellung der spezifischen Energie der scherenen Gesteinsbelastung nach Gleichung 5.9

Diese Darstellung ist, wie in Kapitel 5.2.1 dargelegt, eine Charakteristik für eine scherende Gesteinszerstörung. Demzufolge ist die Aussage, dass es neben der drückenden Gesteinszerstörung zu einer scherenen Gesteinszerstörung kommt, zutreffend.

In 5.15 sind alle Versuchswerte (für unterschiedliche Differenzdrücke) eingetragen. Eine Erhöhung der Druckfestigkeit des Gesteins durch den Differenzdruck verschiebt den Wert für die spezifische Energiedifferenz entlang der linearen Abhängigkeit. Das heißt, die Druckfestigkeit des Gesteins ändert den Anstieg der Geraden nicht.

Die Abhängigkeit der spezifischen Energie für die scherende Belastung von der Druckfestigkeit ist in Abbildung 5.16 für das Bohren mit einer Andruckkraft von 135 kN bzw. 67 kN dargestellt. Es ist eine Abhängigkeit zu erkennen. Genau solch eine Abhängigkeit wurde ebenfalls bei JAIN et al./38/ für das schneidende Bohren mit Flügelmeißeln in Gesteinen unterschiedlicher Druckfestigkeit beschrieben. Das heißt, dass nochmals bestätigt wird, dass die Differenz zwischen gesamter spezifischer Energie und der nach Gleichung 5.15a berechneten spezifischen Energie für die drückende Gesteinszerstörung für eine scherende Gesteinszerstörung benötigt wird.

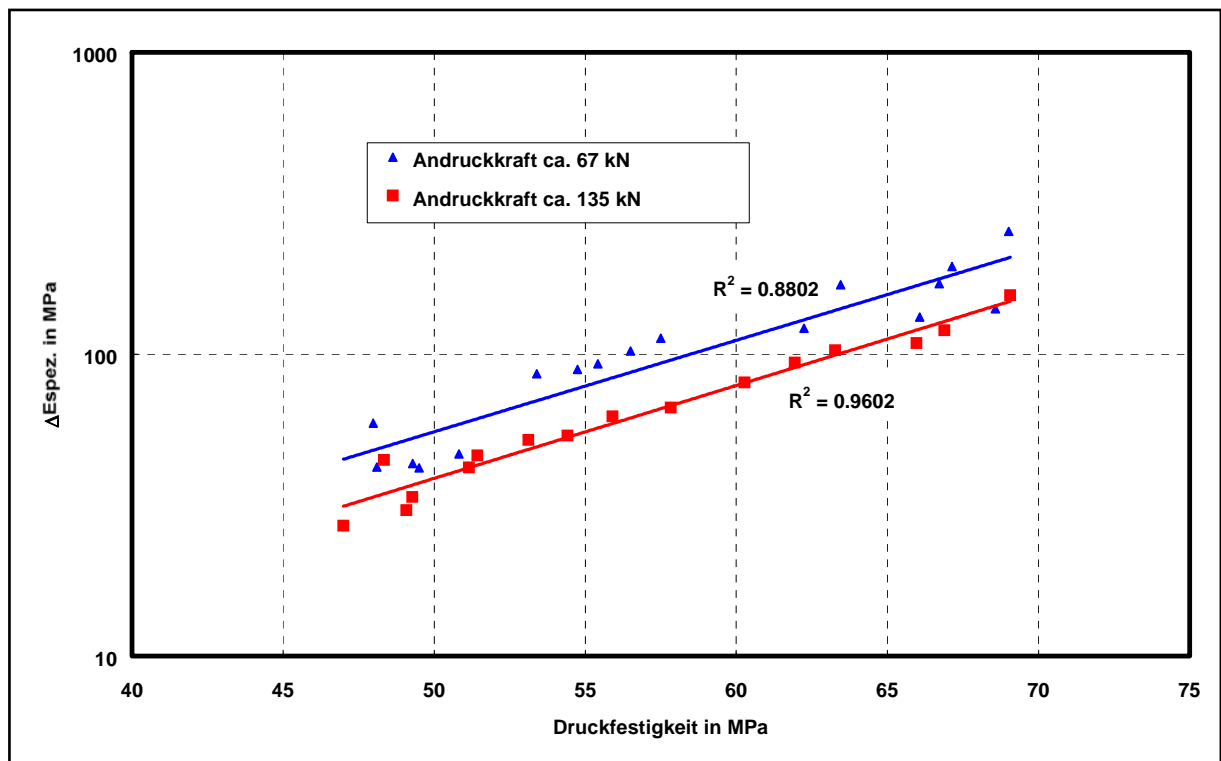


Abbildung 5.16: Darstellung des exponentiellen Zusammenhangs zwischen der Differenz der spezifischen Energie und der Gesteinsdruckfestigkeit

- **Berechnung der Schnitttiefe je Umdrehung des Rollenbohrwerkzeuges**

Die durch die scherende Belastung zusätzlich zur drückenden Gesteinszerstörung erbohrte Volumenmenge kann bestimmt werden, indem folgende Vorstellung entwickelt wird.

Die Druckfestigkeit ist die bei der drückenden Gesteinszerstörung notwendige spezifische Energie. Wenn die spezifische Energie nach Gleichung (5.15) kleiner als die Druckfestigkeit ist, so ist das Verhältnis aus spezifischer Energie nach dieser Gleichung zur Druckfestigkeit gleich dem Verhältnis aus dem durch die drückende Gesteinszerstörung erbohrten Volumen und dem durch die scherende Belastung erbohrten Volumen. Bei gleichen Bohrlochgeometriedaten ergibt sich für die anteilige, durch scherende Belastung erreichte Schnitttiefe:

$$s_{\text{gesamt}} - s_{\text{drückend}} = s_{\text{scher}} = s_{\text{gesamt}} \cdot (1 - E_{\text{spez. (II)}} / \sigma_D) \quad (5.23)$$

Mit:

- s_{gesamt} = Gesamtschnitttiefe,
- $s_{\text{drückend}}$ = Schnitttiefenanteil aus der drückenden Gesteinszerstörung,
- s_{scher} = Schnitttiefenanteil aus der scherenden Gesteinszerstörung,
- $E_{\text{spez. (II)}}$ = spezifische Energie, berechnet nach Gleichung (5.15a),

Setzt man jetzt die spezifische Energiedifferenz mit der mittels rechten ersten Terms der Gleichung 5.10 berechneten spezifischen Energie gleich und stellt nach der Schnitttiefe um, so ist die anteilige Schnitttiefe für die scherende Gesteinszerstörung zu groß.

$$\Delta s = \frac{F \cdot D \cdot 2 \cdot \pi \cdot C_1}{\Delta E_{spez.} \cdot A} \quad (5.24)$$

Mit :

Δs = berechnete anteilige Schnitttiefe durch eine scherende Gesteinszerstörung.

Der Kennwert C_1 muss demzufolge so weit verringert werden, bis die Schnitttiefe den Wert des scherenden Anteils erreicht hat. Die Größe, um die C_1 verringert werden muss, ist ein Ausdruck für die Lagerreibung. Somit muss man für die Charakteristik der Rollenbohrwerkzeuge (Gleichung 5.10) wie folgt schreiben:

$$\frac{M_D}{F \cdot D} = C_{Lagerreibung} + C_1 + C_2 \cdot \sqrt{\frac{s}{D}} \quad (5.25)$$

Für die vorgestellten Versuche im Berea Sandstein ergaben sich folgende Kennzahlen:

$$\begin{aligned} C_{Lagerreibung} &= 0,037 \\ C_1 &= 0,017 \\ C_2 &= 0,240 \end{aligned}$$

Aus einer gegebenen Charakteristik (Gleichung (5.25)) und einer bekannten Gesteinsfestigkeit sowie der Gleichung (5.22) ist iterativ die zu erreichende Schnitttiefe bei Voraussetzung einer idealen Bohrlochsohlenreinigung wie folgt zu errechnen.

1. Für eine vorgegebene Drehzahl und eine Andruckkraft wird mit der Druckfestigkeit eine Schnitttiefe - s_d - durch Umstellung der Gleichung (5.15b) berechnet.
2. Mit dieser Schnitttiefe und Gleichung (5.22) wird der spezifische Energieanteil aus der scherenden Belastung ermittelt $E_{spez.(1)}$.
3. Von dieser spezifischen Energie wird der Reibungsanteil aus dem Verhältnis $C_{Reibung}/C_1$ abgezogen.
4. Mit dieser spezifischen Energiedifferenz ($E_{spez.(1)} - E_{spez. \cdot Reibung} = \Delta E_{spez.}$) und der Gleichung (5.24) wird eine Schnitttiefe – s_s - aus der scherenden Belastung ermittelt.
5. Diese Schnitttiefe wird zur Schnitttiefe s_d addiert.
6. Mit dieser Gesamtschnitttiefe wird erneut aus der Gleichung (5.22) $E_{spez.(1)}$ berechnet, eine Schnitttiefe s_s und daraus eine neue Gesamtschnitttiefe ermittelt.
7. Die Iteration wird abgebrochen, wenn sich die jeweils berechneten Gesamtschnitttiefen nicht mehr, als durch eine vorgegebene Differenz unterscheiden.

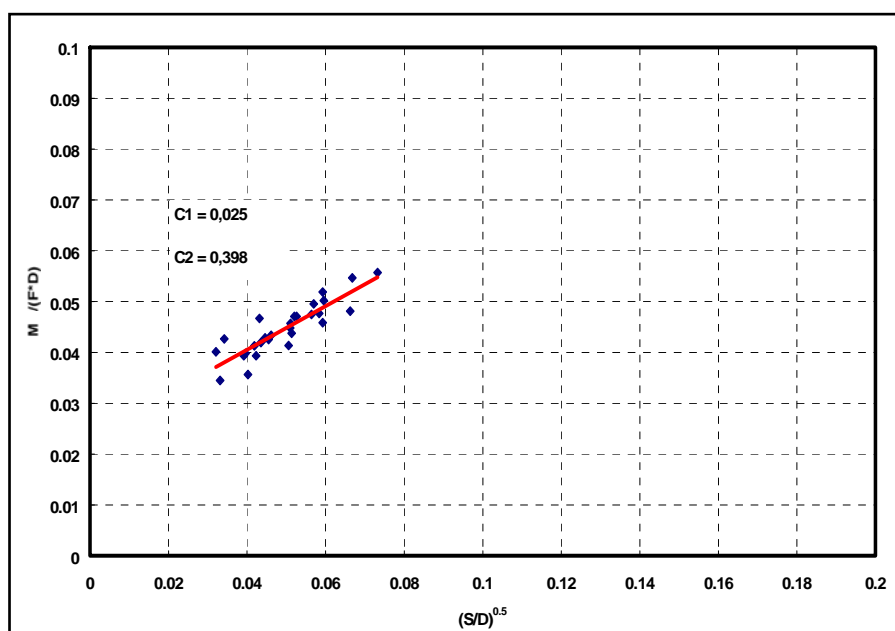
Fazit:

Somit ist es möglich, bei Annahme einer idealen Bohrlochsohlenreinigung, mit Kenntnis der Werkzeugcharakteristik und mit Kenntnis der Gesteinsfestigkeit eine Schnitttiefe zu berechnen. Die Werkzeugcharakteristik kann an Gesteinen in Laborversuchen ermittelt werden. Die Gesteinsfestigkeiten auf der Bohrlochsohle können aus Bohrtests mit Werkzeugen, deren Charakteristiken bekannt sind, ermittelt werden. Die Bohrgeschwindigkeit eines alternativen Rollenbohrwerkzeuges ist demzufolge bestimmbar ohne, dass es unter ähnlichen Bedingungen im Bohrloch eingesetzt war.

Die Bohrlochsohlenreinigung hat einen starken Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit. Im Nachfolgenden wird deshalb das Bohren in einem Tonstein untersucht, da es hierbei erfahrungsgemäß zu ausgeprägten Bohrlochsohlenreinigungseffekten kommt.

5.3 Anwendung des entwickelten Modells auf Bohrversuche in einem Tonstein

Um die Modellvorstellungen auf ein Bohren in einem Tonstein anzuwenden, werden von BLACK et al. /9/ veröffentlichte Daten von Bohrversuchen mit Rollenwerkzeugen im Labor in einem Mancos-Tonstein herangezogen. Die Autoren untersuchten den Einfluss des Rollenmeißeldurchmessers auf das Bohrleistungsverhalten für das Bohren in einem Mancos-Tonstein im Labor. Nachfolgend werden die Ergebnisse des Bohrens mit einem 9½“ IADC Code 537 Rollenwerkzeuges vorgestellt. Der Bohrlochsohlendruck betrug während der Versuche 14,1 MPa. Die Drehzahl variierte in Stufen von 60, 120 und 180 min⁻¹ und die Andruckkraft im Bereich von 85 bis 210 kN. Der Bohrlochsohlendruck war bei allen Versuchen gleich 14,1 MPa. Der auf die Bohrlochsohlenfläche bezogene hydraulische Leistungsabfall über das Bohrwerkzeug wurde in zwei Stufen von 2,31 kW/cm² und 4,6 kW/cm² eingestellt. Nach DOIRON /22/ kann man davon ausgehen, dass ein Wert größer 4,5 kW/cm² eine maximale Bohrlochsohlenreinigung hervorruft. In der Abbildung 5.17 ist die Meißelcharakteristik des



verwendeten Werkzeuges dargestellt.

Abbildung 5.17:
Meißelcharakteristik des verwendeten Rollenbohrwerkzeuges im Mancos-Tonstein

Die durch die geringere hydraulische Leistung am Werkzeug verursachten Unterschiede in der Bohrlochsohlenreinigung haben keinen Einfluss auf die Charakteristik. Eine ausgeprägte scherende Gesteinszerstörungskomponente ist bei diesem Werkzeug nicht zu erwarten, da der Wert für C_1 mit 0,025 gegenüber 0,037 des Werkzeuges bei den Versuchen im Sandstein in der Größenordnung der Reibungskennzahl liegt.

Nach der Gleichung 5.15a wird die spezifische Energie für die drückende Gesteinszerstörung berechnet und zusammen mit der gesamtspezifischen Energie über die Andruckkraft dargestellt.

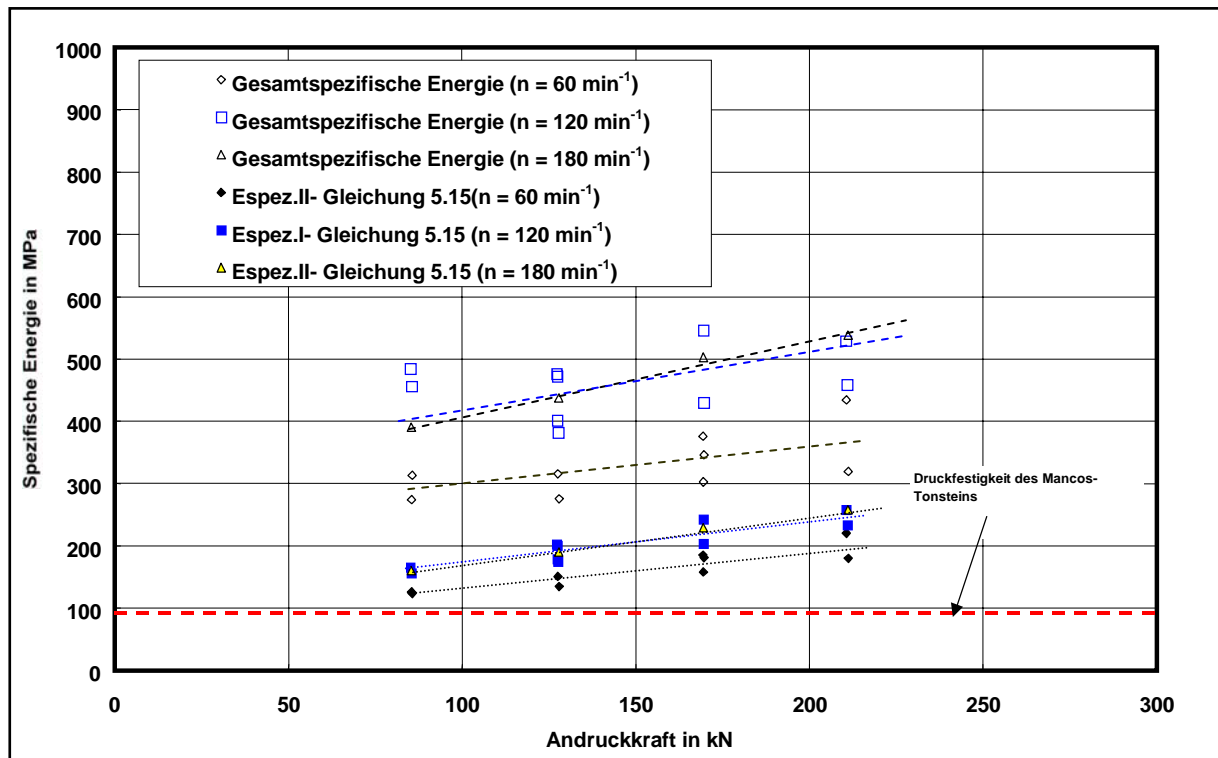


Abbildung 5.18: Darstellung der spezifischen Energie über der Andruckkraft für das Bohren im Mancos-Tonstein

Deutlich wird, dass die spezifischen Energien sowohl mit der Andruckkraft, als auch mit der Drehzahl steigen. Der Wert für die spezifische Energie nach Gleichung 5.15a übersteigt die Druckfestigkeit um mind. 30 %. Da auch in plastisch reagierenden Gesteinen die spezifische Energie der Druckfestigkeit entspricht, aber die versagenden Gesteinsbereiche eine Restfestigkeit gegenüber dem unzerstörten Gesteinsverband aufweisen, liegt die Vermutung nahe, dass es sich um ein Bohrkleinabtransportproblem handelt. Die Tatsache, dass bei den Einzelzahneindringversuchen die spezifische Energie gleich der Druckfestigkeit ist, bedeutet bei pseudo-plastisch oder auch echt plastisch (Kapitel 3) reagierenden Gesteinen zwar das Überschreiten der Plastizitätsgrenze entlang eines Spanweges, der aber aufgrund der Restfestigkeit der Versagensflächen nicht zu einem vollständigen Ablösen der Gesteinsteilchen führen muss. Deutlich wurde dies bei den Versuchen mit dem sphärischen Zahn im Granit, wie in Kapitel 4 beschrieben bzw. in den Ausführungen von MAURER /48/.

Wie in Kapitel 2 beschrieben, ist die Darstellung der Schnitttiefe über dem Quotienten aus Andruckkraft und Durchmesser (Bingham-Darstellung) eine aussagekräftige Darstellung, um den Einfluss der Bohrlochsohlenreinigung auf den Bohrprozess zu erkennen. Die nachfolgende Abbildung 5.19 erklärt die Einflüsse eines mangelnden Bohrkleinabtransportes auf die Schnitttiefe. Die theoretisch (Gleichung 5.15b nach der Schnitttiefe umgestellt) als Parabel verlaufende Kurve der Schnitttiefe hat nur bei geringen Andrücken und Drehzahlen die gleichen Werte, wie die Versuchswerte. Die Schnitttiefe in der Abbildung 5.20 sinkt mit steigender Drehzahl bei gleichen Andrücken. Dies ist ein eindeutiges Zeichen für eine mangelhafte Bohrlochsohlenreinigung .

Wie in Kapitel 2 beschrieben, korreliert die Gesteinsscherfestigkeit mit dem Abszissenschnittpunkt dieser Darstellung. Da der Abszissenschnittpunkt ein Ausdruck für die Eindringfestigkeit ist (Beginn einer volumetrischen Gesteinszerstörung auf der Bohrlochsohle) ist dieser Punkt nahezu unabhängig von Bohrlochsohlenreinigungseffekten. Der Zusammenhang ist formelmäßig (Kapitel 2) beschrieben:

$$k_c = \sqrt{\frac{F_c}{D}} \cdot \frac{1}{\tau} \quad (5.26)$$

Die Festigkeitswerte für diesen Tonstein wurden aus BLACK /7/, WALKER et al /77/, KOLLE /40/ entnommen. Zusammen mit der Druckfestigkeit von 97 MPa bei einer minimalen Hauptspannung (Bohrlochsohlendruck) von 14,1 MPa und einem Winkel der inneren Reibung von 28° ergibt sich eine Scherfestigkeit von 37 MPa. Der Meißelfaktor k_c von Rollenbohrwerkzeugen ist $1 \cdot 10^{-4} \text{ (ft}^3/\text{lb)}^{0,5}$ (BINGHAM /6/). Der Abszissenschnittpunkt beträgt demzufolge 62 kN/m.

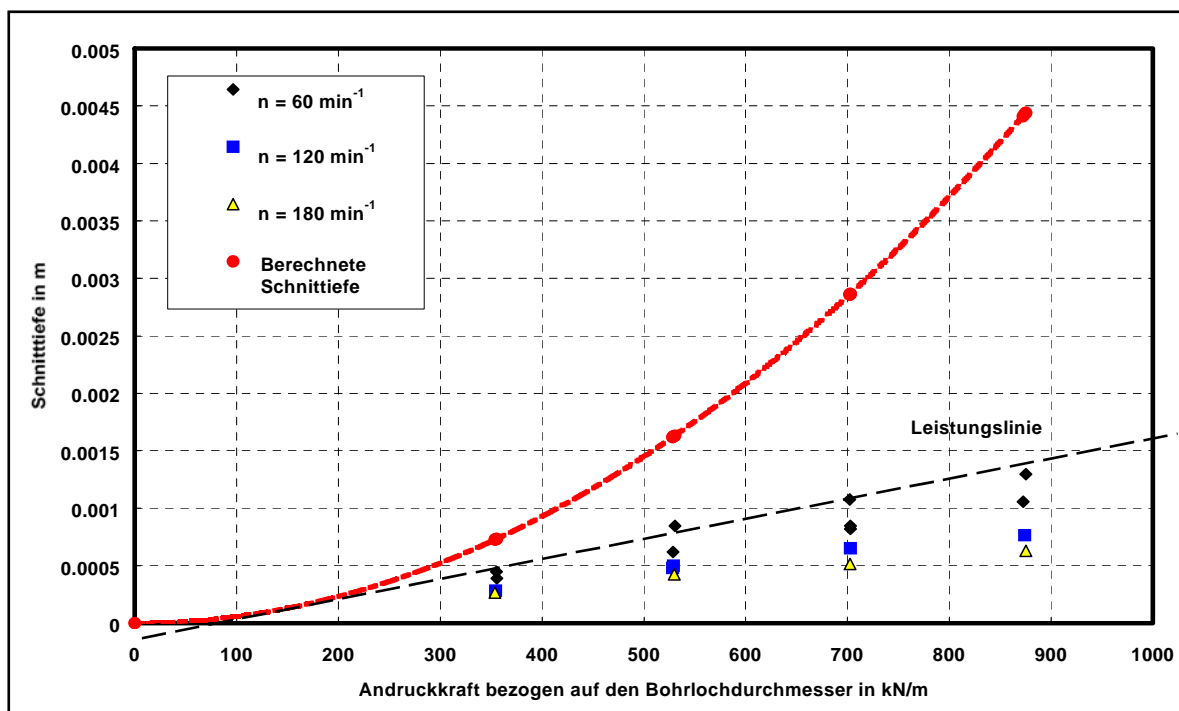


Abbildung 5.19: Schnitttiefe über die auf den Bohrungsdurchmesser bezogene Andruckkraft für die Bohrversuche in einem Tonstein

Die einkonstruierte Leistungslinie tangiert die Parabel. Da der Abszissenschnittpunkt einer Tangente an einer Parabel immer die Hälfte des Abszissenwertes des Berührungspunktes ist, lassen sich Verbindungen zwischen beiden Modellvorstellungen zur Schnitttiefenberechnung herstellen, da mindestens ein Punkt der Parabel mit der Leistungslinie zusammenfällt. Dieser Punkt liegt im Bereich kleiner Andruckkräfte, da die Bohrlochsohlenreinigung unter diesen Umständen am besten ist. Es ist also möglich, durch diese Vorgehensweise den Einfluss der Bohrlochsohlenreinigung auf die zu berechnenden Werte einer Bohrgeschwindigkeit zu erfassen.

Trägt man durch die Parabel und dem Abszissenschnittpunkt der Leistungslinie eine Trendgerade ein, so hat diese Geraden einen gegenüber der aus den Versuchen bestimmten Leistungslinie um den Faktor 3,5 größeren Anstieg. Die Aussage von GAULT /27/, dass sich die Meißelfähigkeitszahl K aus der Gleichung 2.13 in plastisch versagenden Gesteinen bis um den Faktor 4 verringert, bestätigt sich hier. Das gleiche Werkzeug würde also in einem Sandstein, wie zum Beispiel dem Berea Sandstein eine Schnitttiefe erzielen, wie sie nach der Gleichung 5.13 berechnen lässt.

5.4 Anwendung des Modells auf Ergebnisse mit Bohrdaten aus dem Mittleren Buntsandstein in Nordwestdeutschland

Für hochfeste Gesteine ist es also möglich, mit Hilfe der Gleichungen 5.15a und 5.15b die Bohrgeschwindigkeit mit der triaxialen Druckfestigkeit des Gesteins und mit der Konstanten C_2 zu bestimmen, wenn die Bohrlochsohlenreinigung ideal ist.

In Kapitel 2 wird beschrieben, wie man durch eine Darstellung der Bohrgeschwindigkeit über der Schnitttiefe einzelner Bohrmärsche in einem Gebiet für ein bestimmtes Werkzeug zu einer Trendgeraden kommt, deren Verlauf das „Leistungsvermögen“ dieses Werkzeuges in Verbindung mit der BHA darstellt. In einem Projekt zur „Optimierung des Bohrfortschrittes in schlecht bohrbaren Formationen“ /3/ konnte für eine Vielzahl von Bohrmärschen geschlussfolgert werden, dass Abweichungen von dieser Geraden allein auf Unterschiede in der durchteuften Lithologie zu sehen sind und als Bohrbarkeit interpretiert werden können. Die Daten für diese Trendgeraden stammen aus der Auswertung von Bohrmärschen im mittleren Buntsandstein der Nordwestdeutschen Tiefebene.

Die Bohrgeschwindigkeiten in dieser geologischen Formation sind sehr gering, da die Festigkeit der zu durchbohrenden Gesteine sehr hoch ist. Die Festigkeit von zwei Sandsteinen und einem Tonstein, die den mittleren Buntsandstein charakterisieren, wurden in Triaxialversuchen bestimmt. In der Tabelle 5.1 sind die einaxiale Druckfestigkeit, die Kohäsion und der Winkel der inneren Reibung für diese Gesteine bis zu Manteldruckbereichen von 40 MPa enthalten.

Gestein	Einaxiale Druckfestigkeit	Kohäsion	Winkel der inneren Reibung
	MPa	MPa	°
Sandstein 1	86	13	49
Sandstein 2	154	27	49
Tonstein	55	11	36

Tabelle 5.1: Festigkeitsdaten der den mittleren Buntsandstein Nordwestdeutschlands repräsentierenden Gesteine

Für die weitere Betrachtung wurden nur Bohrmärsche berücksichtigt, die eine hydraulische Leistung am Bohrwerkzeug von mindestens $3,5 \text{ kW/cm}^2$ ergaben. Ein Einfluss der hydraulischen Leistung bei der Auswertung der Bohrmarschdaten hinsichtlich der Bohrgeschwindigkeit ist ab diesem Wert nicht erkennbar.

Die Permeabilität dieser Gesteine liegt in Bereichen kleiner 10^{-17} m^2 . Demzufolge lässt sich der Differenzdruck aus einem Spülungsdruckgradienten und einem Porendruckgradienten von 1,2 berechnen.

Für die Bohrmärsche, die mit IADC Code 517/537 Rollenmeißeln mit $1\frac{1}{4}$ " und $8\frac{1}{2}$ " Durchmesser realisiert wurden, ist aus den Bohrdaten die spezifische Energie, die zur drückenden Gesteinszerstörung benötigt wird, berechnet worden. Für die $1\frac{1}{4}$ "-Rollenbohrwerkzeuge wurde die Meißelkennzahl C_2 (nach Daten von WARREN /80/) mit 0,28 und für die $8\frac{1}{2}$ " Werkzeuge mit 0,22 bestimmt.

Da der mittlere Buntsandstein aus Wechsellagerungen dieser Gesteine besteht und die Bohrungsdaten komplette Einzelbohrmärsche in dieser Formation darstellen, wird eine mittlere Festigkeit eingeführt, die sich durch Mittelwertbildung aus den in Tabelle 5.1 dargestellten Festigkeitsparametern ergibt. Der gerechnete Differenzdruck über der Bohrlochsohle wird dem Manteldruck bei Triaxialversuchen gleichgesetzt.

Die nach der Gleichung 5.15 berechnete spezifische Energie $E_{\text{spez,II}}$ und die Gesteinsdruckfestigkeiten sind in Abbildung 5.20 über dem berechneten Bohrlochsohlendifferenzdruck aufgetragen. Die lineare Trendkurve der spezifischen Energie und die gemittelte Festigkeit stimmen sehr gut überein. Obwohl die Ausgangsdatenlage zu den Eingaben Porenraumdruck und Werkzeugcharakteristik nicht optimal ist, lässt sich folgern, dass die zur Gesteinszerstörung durch eine drückende Belastung notwendige spezifische Energie bei hochfesten Gesteinen auch unter Feldbedingungen in der Größenordnung der Gesteinsdruckfestigkeit liegt.

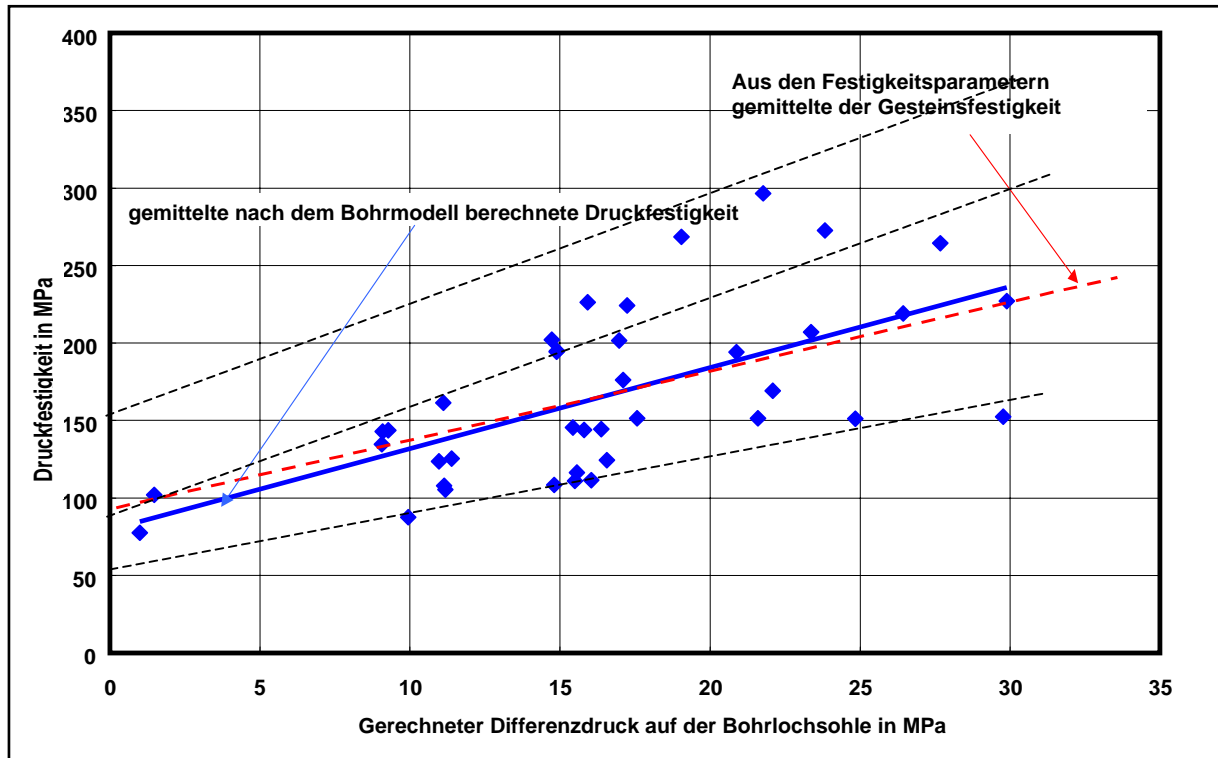


Abbildung 5.20: Druckfestigkeiten der Repräsentativgesteine (schwarz-gestrichelte Linien), gemittelte Festigkeit (rot-gestrichelte Linie) und berechnete Druckfestigkeiten nach Gleichung (5.15) über den gerechneten Differenzdruck für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen im mittleren Buntsandstein Nordwestdeutschlands

Für die praktische Anwendung der Modellvorstellung ist es für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen in sehr festen Formationen möglich, die Bohrgeschwindigkeit abzuschätzen, wenn die Druckfestigkeit der Gesteine und die Charakteristik der Werkzeuge bekannt sind.

6 Zusammenfassung

Die Bohrmeterkosten werden maßgeblich durch die Bohrgeschwindigkeit und die Standlänge eines Bohrwerkzeuges bestimmt. Die Standlänge/Lebensdauer eines Werkzeuges wird durch dessen konstruktive Gestaltung, die Materialauswahl, die Gesteinsabrasivität und die dynamischen Belastungen bestimmt. Die Abstimmung der technischen Randbedingungen auf die Gegebenheiten eines Bohrfeldes erfolgt heute weitgehend durch Probieren. Eine umfassende mathematische Beschreibung zur Berechnung der Standlänge eines Werkzeuges scheint nicht möglich. Anders ist dies bei der Bohrgeschwindigkeit. Die Zusammenhänge der Gesteinszerstörung auf der Bohrlochsohle können durch gesteinsmechanische Betrachtungen erfasst werden. Diese Zusammenhänge sind die Grundlage für Bohrformeln zur Bohrgeschwindigkeitsberechnung.

In der vorliegenden Arbeit wird eine Beschreibung für die Gesteinszerstörung auf der Bohrlochsohle durch Rollenbohrwerkzeuge vorgestellt, die es gestattet, den Einfluss der Werkzeugkonstruktion, des Gesteins und der Bohrlochsohlenreinigung auf die erreichbare Bohrgeschwindigkeit zu trennen. Dies erfolgte auf der Grundlage der Beobachtung, dass die spezifische Energie beim drückenden Einzelzahneindringen gleich der Druckfestigkeit ist. Daraus folgend konnte für die Betrachtung der Gesteinszerstörung durch Rollenbohrwerkzeuge eine Energiebilanz aufgestellt werden.

Durch die Auswertung der Literatur zu Bohrformeln, die die Bohrgeschwindigkeit von Rollenbohrwerkzeugen beschreiben, wurde klar, dass diese auf der Basis der drückenden Gesteinszerstörung durch Einzelbohrzähne gewonnen wurden. Für sehr feste Gesteine, bei denen eine scherende Belastung durch ein Meißeloffset keine Gesteinszerstörung hervor ruft, korreliert der in den Bohrformeln den Einfluss des Gesteins beschreibende Parameter mit der Gesteinsdruckfestigkeit. In einigen Bohrformeln ist dieser Parameter direkt einer Festigkeitseigenschaft des Gesteins zugeordnet. Dieser Gesteinskennwert entspricht beim Bohren von hochfesten Gesteinen unter atmosphärischen Bedingungen in etwa der einachsialen Druckfestigkeit. Beim Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen unter atmosphärischen Bedingungen liegt die spezifische Energie ebenfalls im Bereich der einachsialen Druckfestigkeit der Gesteine. Daten aus der Literatur zu drückenden Einzelzahneindringversuchen zeigten, dass die spezifische Energie dabei ebenfalls in der Größenordnung der Druckfestigkeit der Gesteine liegt. Die Eindringfestigkeit von Gesteinen steht in einem direkten Zusammenhang mit der Gesteinsfestigkeit.

Numerische Untersuchungen mit dem Programmsystem FLAC^{3D} ergaben, dass bei einer zweidimensionalen Modellierung des Eindringens eines Kugelzahnes in ein Gestein mit elastisch-ideal-plastischen Eigenschaften und mit elastisch-dehnungsentfestigungs Eigenschaften:

- die spezifischen Energien rechnerisch in der Größenordnung der Druckfestigkeiten liegen,
- die Eindringfestigkeiten durch den Bezug der Grenzkraft auf die beim Eindringen projizierte Fläche in Höhe der Gesteinsoberkante bestimmt werden können,
- die Berücksichtigung eines vollständigen Reibschlusses zwischen Gestein und Zahn keine wesentlichen Unterschiede ergibt.

Um Aussagen über den Einfluss der Druckverhältnisse auf die Größe der spezifischen Energie treffen zu können, wurden in einem Autoklaven Einzelzahneindringversuche mit zwei unterschiedlichen Zahnformen in einem durchlässigen Sandstein und in einem technisch dichten Granit unter verschiedenen Druckbedingungen, die die Verhältnisse auf der Bohrlochsohle widerspiegeln, durchgeführt.

Versuche mit Postaer Sandstein:

- Ein in dem durchlässigen Postaer Sandstein aufgebracht Porenraumdruck hat auf die spezifische Energie die gleichen Auswirkungen, wie auf die Druckfestigkeit in einem Triaxialversuch.
- Die spezifische Energie ist bei den Versuchen im Postaer Sandstein gleich den durch die Porenraum- und Überlagerungsdruckverhältnisse geprägten effektiven triaxialen Druckfestigkeiten.
- Die Eindringfestigkeit wird mit zunehmendem effektiven Differenzdruck größer. Die Werte für die Eindringfestigkeit entsprechen denen einer aus Literaturdaten hergestellten Korrelation zwischen Gesteinsdruckfestigkeit und Eindringfestigkeit. Sie sind kleiner, als die mit den Gleichungen aus der zweidimensionalen Plastizitätstheorie berechneten Eindringfestigkeiten.
- Mit zunehmendem effektiven Differenzdruck nimmt der Anteil der pulverisierten Zone am Gesamtkratervolumen zu.

Versuche mit Demitzer Granit;

- Die Gleichheit zwischen spezifischer Energie und triaxialen Druckfestigkeit konnte für den Granit nur für die Versuche mit dem Kugelzahn gefunden werden. Bei Verwendung eines ballistischen Zahnes (aggressivere Zahnform) werden auch bei hohen Überlagerungsdrücken spezifische Energien erzielt, die nur wenig über den Werten der einachsialen Druckfestigkeit liegen.
- Die ermittelten Eindringfestigkeiten des Granits mit dem Kugelzahn entsprechen denen aus der mit Literaturdaten hergestellten Korrelation zwischen Gesteinsdruckfestigkeit und Eindringfestigkeit. Die Eindringfestigkeiten bei Verwendung eines ballistischen Zahnes steigen zwar ebenfalls mit zunehmendem Überlagerungsdruck, erreichen aber nicht die Werte, wie mit dem Kugelzahn. Hier spielt die geometrische Relation zwischen Kristallgröße und

Zahn eine Rolle. Dies zeigte sich, da bei Verwendung des ballistischen Zahnes auch unter hohen Überlagerungsdrücken ganze Kristalle herausgebrochen werden. Bei den Versuchen mit dem Kugelzahn kommt es bei hohen Überlagerungsdrücken zu einer Pseudo-Plastizität mit sehr schwer vom intakten Gestein lösbaren Bohrkleinteilchen.

Ausgehend von diesen Erkenntnissen wurde für Rollenbohrwerkzeuge eine charakteristische Gleichung gefunden, die die Fähigkeit des Werkzeuges beschreibt, durch eine drückende und eine scherende Belastung der Bohrlochsohle das Gestein zu zerstören und Reibungskräfte zu überwinden.

- Da die spezifische Energie bei der drückenden Gesteinszerstörung gleich der Druckfestigkeit ist, kann man mit dem Teil der Gleichung, der den drückenden Gesteinszerstörungsanteil repräsentiert, eine Bohrgeschwindigkeit beim Bohren in hochfesten Gesteinen berechnen.
- Dieser Teil hat nach einigen Umstellungen die gleiche Struktur, wie die in der Literatursauswertung dargestellten Bohrformeln. Daraus erklärt sich, dass die Bohrfestigkeit in diesen Bohrformeln die Druckfestigkeit der Gesteine darstellt. Es konnte für Bohrversuchsergebnisse in einem Sandstein bei verschiedenen Differenzdrücken gezeigt werden, dass durch eine scherende Belastung aber ebenfalls Gestein zerstört wird und diese Bohrformeln dann nicht verwendet werden können.
- Bei Kenntnis der das Werkzeug charakterisierenden Gleichung und der Gesteinsdruckfestigkeit kann die erreichbare Schnittiefe berechnet werden, wenn eine ideale Bohrlochsohlenreinigung vorausgesetzt wird.
- Für Bohrversuchsergebnisse in einem Tonstein konnte gezeigt werden, dass die Berechnung der Bohrgeschwindigkeit (Schnittiefe) durch den Gleichungsteil der drückenden Gesteinszerstörung um mehrere Faktoren zu groß ist. Dies ist bei Tonsteinen auf die Restfestigkeit der unter einem Werkzeugzahn versagenden Gesteinsbereiche und nicht nur auf die Bohrlochsohlenreinigung zurückzuführen. Bei Verwendung der Druckfestigkeit im Gleichungsteil der drückenden Gesteinszerstörung und der Scherfestigkeit zur Berechnung des Abszissenschnittpunktes in einer Schnittiefen-Andruckkraftdarstellung kann eine Gerade konstruiert werden, die einer Leistungslinie entspricht. Es ist somit möglich auch unter diesen Umständen eine Bohrgeschwindigkeit zu berechnen.

Für weitergehende Arbeiten ist es wünschenswert, die für die Rollenbohrwerkzeuge charakteristische Gleichung hinsichtlich des scherenden Gesteinszerstörungsanteiles intensiver zu untersuchen.

LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ Alliquander, Ö.: **Das moderne Rotarybohren**
VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 968, VLN
152-915/20/68
- /2/ Appl, F. C.,
Rowley, D. S.,
Bridwell, H. C.: **Theoretical Analysis of Cutting and Wear of Surface Set
Diamond Cutting Tools**
Christensen Diamond Products Company, Salt Lake City, Utah -
USA, Juni 1967
- /3/ Engmann, M.;
Belohlavek, K.-U.;
Gloth, H.;
Marx, J.;
Luy, R.;
Marx, C. **Optimierung des Bohrfortschrittes in schlecht bohrbaren
Formationen**
DGMK-Forschungsbericht 482, August 1998,
ISBN: 3-931850-46-3
- /4/ Barragan, R. V.,
Santos, O. L. A.,
Maidla, E. E.: **Optimization of Multiple Bit Runs**
SPE/IADC Drilling Conference - Amsterdam NL, 1997, S. 579 –
589
- /5/ Barnes, M.,
Vargas, C.,
Rueda, F.,
Garoby, J.,
Pacione, M.,
Huppertz, A.: **Combination of Straight Hole Drilling Device, Team Philosophy
and Novel Commercial Arrangement Improves Drilling
Performance in Tectonically Active Region**
SPE/IADC 67695
- /6/ Bingham, M. G.: **A new approach of interpreting Rock Drillability**
The Petroleum Publishing Co., April 1965
- /7/ Black, A. D.,
Green, S. J.: **Laboratory Simulation of Deep Well Drilling**
Petroleum Engineer International, März 1978, S.40 – 50
- /8/ Black, A. D.,
Dearing, H. L.,
DiBona, B. G.: **Effects of Pore Pressure and Mud Filtration on Drilling Rates in
a Permeable Sandstone**
Journal of Petroleum Technology, Sept. 1985, S. 1671 – 1681

-
- /9/ Black, A. D.,
DiBona, B. G.,
Tibbitts, G. A.,
Sandstrom, J. L.: **Effects of Size on Tree-Cone Bit Performance In Laboratory Drilled Shale**
Society of Petroleum Engineers Journal, Aug. 1985, S. 473 - 481
- /10/ Bobe, M.,
Hubacek, H.: **Bodenmechanik**
VEB Verlag für Bauwesen, Berlin 1986,
ISBN 3-345-00004-0
- /11/ Bourgoynone, A. T.,
Young, F. S.: **A Multiple Regression Approach to Optial Drilling and Abnormal Pressure Detection**
Society of Petroleum Engineers Journal, Aug. 1974,
- /12/ Brennsteiner, E.: **Neuere Erkenntnisse über die Wirkungsweise des schlagenden Bohrens**
Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 120 (1975) 2, S. 60 – 80
- /13/ Braun, R.: **Experimentelle Untersuchungen zum Bruch- und Verformungsverhalten des mittleren Buntsandsteins**
Bericht Mai 1995 (Auftragsarbeit)
- /14/ Burgess, T. M.,
Lesso, W. G.: **Measuring the Wear of Milled Tooth Bits Using MWD Torque and Weight on Bit**
SPE/IADC Drilling Conference - New Orleans USA, 1985, S. 453 - 462, SPE-Paper No. 13475
- /15/ Cox, A. D.,
Eason, G.,
Hopkins, H. G.: **Axially Symmetric Plastic Deformation in Soils**
Phys. Trans. Royal Soc. London, 1961, Series A, 254(1036), S. 1-45
- /16/ Cheatham, Jr., J. B.: **An Analytical Study of Rock Penetration by a Single Bit Tooth**
Eight Drilling and Blasting Symposium, University of Minnesota, October, 1958
- /17/ Coulomb, C. A.: **Essai sur une application des regles des maximis et minimis a quelques problems**
Mem. Acad. Roy. Pres. devers Savants, Vol. 7, Paris, 1776

-
- /18/ Cunningham, R. A.,
Eenik, J. G.: **Laboratory Study of Effect of Overburden, Formation and Mud Column Pressures on Drilling Rate of Permeable Formations**
Petroleum Transactions, AIME, Vol. 216, 1959, S. 9 – 11
- /19/ Cunningham, R. A.: **An Empirical Approach For Relating Drilling Parameters**
Journal of petroleum technology, Juli 1978, S. 987 – 991
- /20/ Detourney, E.,
Defourny, P.: **A Phenomenological Model for the Drilling Action of Drag Bits**
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Abstr., Vol. 29, No. 1,
1992, S. 13 – 23
- /21/ Deutsch, U.: **Untersuchungen zum Diamantbohren in Hartgestein**
Dissertation, TU Clausthal, 1988
- /22/ Doiron, H. H.,
Deane, J. D.: **Optimize Bit Hydraulics for Minimum Cost Drilling**
SPE/IADC Drilling Conference, New Orleans, 1983, S. 403 - 411,
IADC/SPE: 11409
- /23/ Dykstra, M. W.,
Neubert, M.,
Hanson, J. M.: **Improving Drilling Performance by Applying Advanced Dynamics Models**
SPE/IADC 67697
- /24/ Falconer, I. G.,
Burgess, T. M.,
Sheppard, M. C.: **Separating Bit and Lithology Effects from Drilling Mechanics Data**
IADC/SPE Drilling Conference - Dallas USA, 1988, S. 123 - 136,
SPE-Paper No. 17191
- /25/ Galle, E. M.,
Wilhoit, J. C.: **Stress Around a Wellbore Due to Internal Pressure and Unequal Principal Geostatic Stresses**
36th Annual Fall Meeting of SPE - Dallas, Okt. 1961, S. 12 – 21
- /26/ van Lingen, N. H.,
Garnier, A. J.: **Phenomena Affecting Drilling Rate at Depth**
Petroleum Transactions, AIME; Vol. 216, 1959, S. 232 – 239
- /27/ Gault, A. D.: **Measurement of Drilling Properties**
SPE Drilling Engineering, Juni 1987, S. 143 – 148

-
- /28/ Gloth, H.: **Entwicklung eines Triaxialgerätes für hohe Drücke und Durchführung von Festigkeitsuntersuchungen an Gesteinen unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses von Porenraumdrücken**
Freiberger Forschungshefte A 607
- /29/ Gnirk, P. F.,
Cheatham, J. B.: **Indention Experiments on dry Rocks under Pressure**
Journal of Petroleum Technology, Sept. 1963. S. 1031 – 1039
- /30/ Gyss, E. E.,
Davist, H. G.: **The Hardness and Toughness of Rocks**
Mining and Metallurgy, Juni 1927, S. 261 – 266
- /31/ Gnirk, P. F.,
Cheatham, J. B.: **A Theoretical Description of Rotary Drilling for Idealized Down-Hole Bit / Rock Conditions**
Society of Petroleum Engineers Journal, Dez. 1969, S. 443-450
- /32/ Gnirk, P. F.,
Musselman, J. A.: **An Experimental Study of Indexed Dull Bit-Tooth Penetration into dry Rock under Confining Pressure**
Journal of Petroleum Technology, Sept. 1967, S. 1225 – 1233
- /33/ Gstaldner, S.,
Raynal, J.: **Measurement of some mechanical properties of Rocks and their relationship to rock drillability**
Pet. Trans., August 1966, S. 991 -996
- /34/ Gnirk, P. F.,
Cheatham, J. B.: **An Experimental Study of Single Bit-Tooth Penetration Into Dry Rock at Confining pressure 0 to 5000 psi**
Society of Petroleum Engineers Journal, Juni 1965, S. 117 – 128
- /35/ Griffith, A. A.: **The Phenomen of Rupture and Flow in Solids**
Phil. Trans. R. Soc., 228A, 1921, S. 163 – 197
- /36/ Griffith, A. A.: **Theory of Rupture**
Proceedings 1st International Congress on Applied Mathematics,
Delft, 1924, S. 55 – 63

-
- /37/ Howarth, D. F.,
Rowlands, J. C.: **Quantitativ Assessment of Rock Texture and Correlation with Drillability and Strength Properties**
Rock Mechanics and Rock Engineering 20, 1987, S. 57 – 85
- /38/ Jain, A. K.,
Singh, D. P.: **Specific Energy: A Criterion for Predicting Drillability of rocks**
Special Issue on Drilling & Blasting, Sept. 1993, S. 17 - 23
- /39/ Kahraman, S.,
Balci, C.,
Yazici, S.,
Bilgin, N.: **Prediction of the penetration rate of rotary blast hole drills using a new drillability index**
Int. J. of Rock Mech. and Mining Sci., Heft 37, 2000, S. 729 - 743
- /40/ Kolle, J. J.: **The Effects of Pressure and Rotary Speed on the Drag Bit Drilling Strenght of Deep Formation**
Society of Petroleum Engineers 1996, Waterjet Technology Inc., S.181-190
- /41/ Lesage, M. L.,
Falconer, I. G.,
Wand, P. A.,
McCann, D. P.: **An Analysis of Bit Bearing Failures with Field and laboratory Data**
IADC/SPE Drilling Conference - Dallas USA, 1988, S. 87 - 96,
SPE-Paper 17187
- /42/ Luy, R.: **Untersuchung zur Wirksamkeit des Bohrprozesses beim drehschlagenden Bohren unter hohen hydrostatischen Drücken**
Dissertation, TU Clausthal-Zellerfeld, 1992
- /43/ Lindquist, P.,
Hai-Hui, L.: **Behaviour of the Crushed Zone in Rock Indention**
Rock Mechanics and Rock Engineering 16, 1983, S. 199 – 270
- /44/ Maidla, E. E.,
Ohara, S.: **Field Verifications of Drilling Modells and Computerized Selection of Drill Bit, WOB and Drillstring Rotation**
SPE Drilling Engineering, Sept 1991, S. 189 – 195
- /45/ Marshall, D. W.: **The Technical Limit – Illusion and Reality**
SPE/IADC 67819

-
- /46/ Marx, C.: **Untersuchung des Gesteinsbohrens mit Diamantkronen, Teil IV**
IDR 9 (1975) Nr. 2, S. 115 – 122
- /47/ Marx, C.: **Über die Gesteinszerstörung in großer Teufe beim drehenden Bohren**
Erdoel-Erdgaszeitschrift, 83. Jg., Oktober 1967, S. 354 – 363
- /48/ Maurer, W. C.: **Bit -tooth Penetration Under Simulated Borehole Conditions**
Journal of Petroleum Technology, Dez. 1965, S. 1433 - 1442
- /49/ Maurer, W. C.: **The Perfect Cleaning Theory of Rotary Drilling**
Journal of Petroleum Technology 14, 1962, 11, S. 1270 – 1274
- /50/ Maurer, W. C.: **Shear Failure of Rock Under Compression**
Esso Produktion Research Co. Houston, Tex. 1965, S. 167-176
- /51/ Miller, T. W.,
Cheatham, J. B.: **Rock/Bit-Tooth Interaction for Conical Bit Teeth**
Society of Petroleum Engineers Journal, Juni 1971, S. 162 – 170
- /52/ Mohr, O.: **Über die Darstellung des Spannungszustandes und des Deformationszustandes eines Körperelementes und über die Anwendung derselben in der Festigkeitslehre**
Civilingenieur, 28, 1882, S. 114 – 156,
- /53/ Myers, G. M.,
Gray, K. E.: **Rock Failure During Tooth Impact and Dynamic Filtration**
Society of Petroleum Engineers Journal, Juni 1968, S. 163 – 173
- /54/ Neal, P.,
El-Demerdash, A.,
Benamor, B.,
Zeghouani, R.: **Short-Radius Drilling Performance Improvement in Algeria**
SPE/IADC 67694
- /55/ Newhouse, C. C.,
Fielder C. M.: **A New Look at Deepwater Drilling Problems Combined with New PDC Technology Produces Savings of \$5.9MM**
SPE/IADC 67765
- /56/ Outmans, H. D.: **The Effect of Some Drilling Variables On the Instantaneous Rate of Penetration**
Petroleum Transactions, AIME, Vol. 219, 1960, S. 137 – 149

-
- /57/ Parry, R. H. G.: **Mohr Circles, Stress Paths and Geotechnics**
E & FN Spon, ANSI/NISO Z 39.48-1992.
- /58/ Peltier, B.,
Atkinson, C.: **Dynamic Pore pressure Ahead of the Bit**
SPE Drilling Engineering, Dez. 1987, S. 351 – 358
- /59/ Podio, A.,
Gray, K. E.: **Effect of Pore Fluid Viscosity Dring Single Blow Chisel Impact**
Preprint to the AIME Annual Meeting - Chicago, 1965
- /60/ Prandtl, L.: **Über die Härte plastischer Körper**
Gesammelte Abhandlungen zur angew. Mechanik, Bd. I, Berlin
1923, S.94-111
- /61/ Prandtl, L.: **Über die Eindringfestigkeit (Härte) plastischer Baustoffe und die Festigkeit von Schneiden**
Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, Band 1,
1921, S 15 – 20
- /62/ Protodjakonov, M.: **Neue Verfahren zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der Gesteine im Bergbau**
Internationaler Kongress für die Gebirgsdruckforschung, Paris 1960
- /63/ Rowley, D. S.,
Howe, R. J.,
Deily, F. H.: **Laboratory Drilling Performance of the Full-Scale Rock Bit**
Journal of Petroleum Technology, Jan. 1961, S. 71 – 79
- /64/ Schamp, J.: **Untersuchungen zum Bohren in Hartgestein. Der Zusammenhang zwischen Bohrkleindurchmesser und den kennzeichnenden Größen beim Bohren für unterschiedliche Werkzeuge und Einsatzbedingungen**
Mitteilungen aus dem Institut für Tiefbohrtechnik, Erdöl- und Erdgasgewinnung der TU Clausthal, Dez. 1990
- /65/ Sellami, H.,
Fairhurst, C.,
Deliac, E.,
Delbast, B.: **The role of in-situ-rock stress and mud pressure on the penetration rate of PDC bits**
Rock at Great Depth, Maury & Fourmentraux, Balkema 1989,
Rotterdam, ISBN: 90 6191 975 4, S. 169 – 777

-
- /66/ Rabia, H.: **Specific Energy as a Criterion for Bit Selection**
1983, SPE Paper 12355
- /67/ Sheperd, R.: **Physical Properties and Drillability of Mine Rocks**
Colliery Engineering, 12/1950, S. 468 – 470
- /68/ Sikarskie, D. L.,
Altero, N. J.: **The Formation of Chips in the Penetration of Elastic-Brittle
Materials (Rock)**
Journal of Applied Mechanics, Sept. 1973, S. 791 – 798
- /69/ Simon, R.: **Energy Balance in Rock Drilling**
Society of Petroleum Engineers Journal, Dez. 1963, S. 289 – 306
- /70/ Sievers, H.: **Bestimmung des Bohrwiderstandes von Gesteinen**
Glück Auf 86 (1950) H. 37/38, S. 776 – 784
- /71/ Somerton, W. H.: **A Laboratory Study of Rock Breakage by Rotary Drilling**
AIME Petrol. Tran. Vol. 216, 1959, S. 92 –97
- /72/ Somerton, W. H.,
Esfandiari, F.,
Singhal, A.: **Further Studies of the Relation of Physical Properties of Rock to
Rock Drillability**
SPE Paper 2390
- /73/ Schreiner, L. A.: **Eine Klassifikation der Gesteine nach ihren mechanischen
Eigenschaften**
Zeitschrift für angewandte Geologie 57 (1957), Heft 2/3, S. 98 – 102
- /74/ Tale, R.: **The Concept of Specific Energy in Rock Drilling**
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Abstr., Vol. 2, 1965, S.
57 – 73
- /75/ Wagner, H. **Untersuchungen der Frage der Gesteinszerstörung mit Hilfe der
Spannungsoptik**
Dissertation, Montanistische Hochschule Leoben, 1968
- /76/ Vidrine, D. J.,
Benit, E. J.: **Field verification of the Effect of Differential Pressure on Drilling
Rate**
SPE 42nd Annual Fall Meeting Houston Tx, 1967, S. 137 – 143
- /77/ Walker, B. H., **Roller-Bit Penetration Rate Response as a Function of Rock**

-
- Black, A. D.,
Klauber, W. P.,
Little, T.,
Khodaverdian, M.:
Properties and Well Depth
SPE-Paper No. 15620
- /78/ Wang, J. K.,
Lehnhoff, T. F.:
Bit Penetration into Rock - A Finite Element Study
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Abstr., Vol. 13,
Pergamon Press 1976, S. 11 – 16
- /79/ Warren, T. M.:
Penetration Rate Performance of Roller Cone Bits
SPE Paper Nr. 13259, 1984
- /80/ Warren, T. M.:
Factors Affecting Torque for a Roller Cone Bit
Journal of Petroleum Technology, Sept. 1984, S. 1500 – 1508
- /81/ Warren, T. M.,
Smith, M. B.:
Bottomhole Stress Factors Affecting Drilling Rate at Depth
Journal of Petroleum Engineers, Aug. 1985, S. 1523 – 1533
- /82/ Wijk, G.:
The Stamp test for Rock Drillability Classification
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Abstr.; Vol. 26, No. 1,
1989, S. 37 – 44
- /83/ Wijk, G.:
Rotary Drilling Prediction
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Abstr., Vol. 28,
No. 1, 1991, S. 35 – 42
- /84/ Weichert, R.,
Müller, H.:
**Ermittlung zerkleinerungstechnischer Kenngrößen durch
Analyse publizierter Daten**
Abschlußbericht zum geförderten F+E Vorhaben BMFT 03 E - 6319
– A, Dez. 1987
- /85/ Yang, J.H.,
Gray, K. E.:
**Single-Blow Bit Tooth Impact Tests on Saturated Rocks Under
Confining Pressure: II. Elevated Pore Pressure**
Society of Petroleum Engineers Journal, Dez. 1967, S. 389 – 408

-
- /86/ Young, T.F.: **Bestimmung spezifischer Kenngrößen beim Gesteinsbohren für Bohrschneiden mit unterschiedlichem Diamantbesatz**
Dissertation TU Clausthal, Januar 1987
- /87/ Young, F. S.,
Gray, K. E.: **Dynamic Filtration During Microbit Drilling**
Journal of Petroleum Technology, Sept. 1967, S. 1209-1224
- /88/ Derski, W.: **Rock and soil mechanics**
Amsterdam [u.a.], Elsevier , 1989, ISBN/ISSN 0-444-98950-1
- /89/ Braun,R.: **Zum mechanischen Verhalten poröser Gesteine bei innerer und äußerer Beanspruchung**
Freiberger Forschungshefte : A ; 692 : Geotechnik und Bergbau, Bohrtechnik und Untergrundspeicherung
- /90/ WU, J. **Ermittlung bohrtechnisch wichtiger Kenngrößen an Bohrklein und numerische Modellierung des Gesteinszerstörungsprozesses beim Einsatz von Rollenmeisseln**
Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 1995
- /91/ Pforr H.,
Rosetz, G.: **Kritischer Vergleich von Methoden zur Zugfestigkeitsbestimmung an Gesteinen**
Bergakademie 17. Jahrgang H.9, 1965, S. 522 - 529
- /92/ Glowka, D. **Development of a method for predicting the performance and wear of PDC drill bits**
Technical Report SAND 86-1745, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, 1987
- /93/ Grunwald, R.,
Goedejohann, C.,
Wagner, B.,
Rohde, U., **Leistungssteigerung durch ein neues Bohrsystem mit ultraschnelllaufenden Moineau-Motoren in schlecht bohrbaren Formationen am Beispiel des Mittleren und Unteren Buntsandsteines in Norddeutschland**
DGMK-Tagungsbericht 2001-2, ISBN 3-931850-77-3, S.231 - 248
- /94/ Dupriest, F.E.,
Koederitz, W.L.: **Maximizing Drill Rates with Real-Time Surveillance of Mechanical Specific Energy**
IADC/SPE Drilling Conference - Amsterdam NL, 2005, SPE/IADC Paper No. 92194

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 2.1:	Der Rotarybohrprozess schematisch	4
Abbildung 2.2:	Der Bohrprozess als Systembetrachtung	6
Abbildung 2.3:	Einfluss verschiedener Bohrparameter auf die Bohrgeschwindigkeit – schematisch	7
Abbildung 2.4:	Einfluss des Bohrlochsohlendruckes (und damit des Differenzdruckes) und der Gesteinsart auf die Bohrgeschwindigkeit nach CUNNINGHAM /18/. Die Festigkeit der Gesteine nimmt mit zunehmender Bezeichnungsnummer zu.	9
Abbildung 2.5:	Einfluss der eingetragenen mechanischen Leistung ausgedrückt im Produkt aus Andruckkraft und Drehzahl ($F \cdot n$) und eines gerechneten Differenzdruckes auf die Bohrgeschwindigkeit von Rollenmeißeln im Keuper (aus /3/)	10
Abbildung 2.6:	v_{mech}/n - F/D Darstellung des Bohrprozesses	13
Abbildung 2.7:	Zusammenhang zwischen Scherfestigkeit und Abszissenschnittpunkt der Leistungslinie (/6/)	13
Abbildung 2.8:	Bohrgeschwindigkeit über Schnitttiefe – Regressionen bei Auswertung von Meißelmärschen aus der Nordwestdeutschen Tiefebene /3/	18
Abbildung 2.9:	Zusammenhang zwischen Zerkleinerung und Bohrprozess (WEICHERT /84/) mit W_v als spezifische Bruchenergie bzw. spezifische Bohrenergie und x als Partikelgröße bzw. s als Schnitttiefe	22
Abbildung 2.10:	Bohrleistungsdarstellung nach für das Bohren mit einem Rollenmeißel und einer Diamantkrone SCHAMP /64/	23
Abbildung 2.11:	Mit Hauptnormalspannungen dargestellter Spannungstensor	24
Abbildung 2.12:	Gesteinsbelastung im Triaxialversuch nach KARMAN	25
Abbildung 2.13:	Modellvorstellung nach COULOMB /17/	30
Abbildung 2.14:	Das Mohr'sche Versagenskriterium	31
Abbildung 2.15:	Mohr-Coulomb'sches Versagenskriterium	32
Abbildung 2.16:	Die Mohr'sche Bruchhüllkurve für trockenen Postaer Sandstein (GLOTH /28/)	33
Abbildung 2.17:	Einfluss eines Porenraumdruckes auf den Spannungszustand	34
Abbildung 2.19:	Mohr-Coulomb'sches Kriterium für den Höchst- und Restfestigkeitsbereich von Gesteinen	35
Abbildung 2.20:	Phasen der Kraterbildung unter einem Meißelzahn (aus LUY /42/)	36
Abbildung 2.21:	Spröde und pseudo-plastische Kraterbildung (aus LUY /42/)	37
Abbildung 2.22:	Erhöhung der Eindringfestigkeit in Abhängigkeit von den auf der Bohrlochsohle herrschenden Druckverhältnissen (MAURER /48/)	38
Abbildung 2.23:	Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf den Kraftbedarf beim Zahneindringen (MAURER /48/) (A: $\Delta p > 0$, B: $\Delta p = 0$ (Flüssigkeit als Bohrlochfluid), C: $\Delta p = 0$ (Luft als Bohrlochfluid))	39
Abbildung 2.24:	Einfluss der Druckrandbedingungen auf das Kratervolumen (MAURER /48/)	40
Abbildung 2.25:	Verhältnis aus spezifischer Energie zur Druckfestigkeit bei Einzelzahneindringversuchen nach CHEATHAM /31/ bei verschiedenen Kraterabständen – die eingezogene Linie bedeutet Gleichheit von Druckfestigkeit und spezifischer Energie	41
Abbildung 2.26:	Spezifische Energie bei schlagender Gesteinszerstörung mit einem Bohr Zahn in einem Granit bei verschiedenen Überlagerungsdrücken nach LUY /42/	42
Abbildung 2.27:	Kraft-Eindring-Weg-Kurven der Versuche mit zylindrischen Stempeln in einem Granit nach WIJK/82/. Es wurde nur der links der gestrichelten Linien liegende Energianteil zur Berechnung der spezifischen Energie genutzt.	43
Abbildung 2.28:	Verhältnis aus spezifischer Energie zur triaxialen Druckfestigkeit bei Einzelzahneindringversuchen in hochfeste Gesteine des mittleren Buntsandsteines (Ergebnisse im Rahmen des DGMK-Themas 482 /3/ gewonnen)	44

Abbildung 3.1:	Ausbildung eines versagenden Gesteinskörpers beim Eindringen eines steifen Körpers in ein ideal-plastisches Material nach PRANDTL in BOBE et al. /10/ für verschiedene Winkel der inneren Reibung	47
Abbildung 3.2:	Geometrisches Modell nach CHEATHAM /29/	50
Abbildung 3.3:	Modellvorstellung von SIKARSKI et al. /68/ zur Modellierung des Zahneindringens in ein Gestein.	51
Abbildung 3.4:	Geometrisches Modell des Eindringens einer Kugel	54
Abbildung 3.6	Kraft-Eindring-Weg Kurve und versagende Gesteinsbereiche unter dem eben modellierten Kugelzahn bei ideal-plastischem Gesteinsverhalten	55
Abbildung 3.7:	Berechnete Eindringfestigkeit für das Eindringen eines kugelförmigen Zahnes in den Postaer Sandstein bei verschiedenen Überlagerungsdrücken	56
Abbildung 3.8:	Berechnete spezifische Energie in Abhängigkeit vom modellierten Überlagerungsdruck – Postaer Sandstein	57
Abbildung 4.1:	Zylindrische Belastung eines Gesteins zur Simulation der Druckverhältnisse auf der Bohrlochsohle	58
Abbildung 4.2:	Druckfestigkeit des Postaer Sandstein s in Abhängigkeit vom Manteldruck (kleinste Hauptspannung) aus GLOTH/28/	60
Abbildung 4.3:	Entlastungskoeffizient in Abhängigkeit von der Kombination aus Manteldruck und Porenraumdruck ermittelt aus den Versuchsergebnissen in GLOTH /28/	60
Abbildung 4.4:	Druckfestigkeit des Demitzer Granits in Abhängigkeit vom Manteldruck (kleinste Hauptspannung) aus GLOTH/28/	61
Abbildung 4.5:	Das Autoklavgefäß mit Gesteinshalter und Werkzeughalter an Kolbenstange	63
Abbildung 4.6:	Versuchsstand	63
Abbildung 4.7:	Versuchsplan zur Durchführung der Einzelzahneindringversuche	66
Abbildung 4.8:	Bei den Versuchen verwendete Zahnformen, links ballistischer Zahn, rechts sphärischer (Kugel-)Zahn	67
Abbildung 4.9:	Typische Kraft-Weg-Kurve	68
Abbildung 4.11:	Gegenüberstellung der Eindringfestigkeiten mit triaxialen Druckfestigkeiten - Daten aus der Literatur zusammengetragen (GNIRK /34/, WIJK /82/, MAURER /48, DGMK-Projekt 482 /3/)	72
Abbildung 4.12	Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche im Postaer Sandstein in Abhängigkeit von den effektiven Druckfestigkeiten.	73
Abbildung 4.13:	Spezifische Energie beim Zahneindringen mit dem sphärischen Zahn bei Überlagerungsdruck = Porenraumdruck	74
Abbildung 4.14:	Vergleich der effektiven Druckfestigkeiten mit den im Postaer Sandstein ermittelten spezifischen Energien bei verschiedenen effektiven Differenzdrücken (effektiven Manteldrücken)	75
Abbildung 4.15:	Verhältnis des Volumens der pulverisierten Zone zum Gesamtvolumen beim Zahneindringen mit dem ballistischen Zahn	76
Abbildung 4.16:	Verhältnis des Volumens der pulverisierten Zone zum Gesamtvolumen beim Zahneindringen mit den sphärischen Zähnen	76
Abbildung 4.17:	Berechnete gegen ermittelte Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche mit den sphärischen Zähnen im Demitzer Granit	77
Abbildung 4.18:	Berechnete gegen ermittelte Eindringfestigkeiten für die Eindringversuche mit dem ballistischen Zahn im Demitzer Granit	78
Abbildung 4.19:	Triaxiale Druckfestigkeit im Vergleich mit der spezifische Energie für die Versuche mit den sphärischen Zähnen im Demitzer Granit – Mittelwerte aller Versuchsdaten bei gleichen Überlagerungsdrücken	79
Abbildung 4.20:	Triaxiale Druckfestigkeit gegen die spezifische Energie für die Versuche mit dem ballistischen Zahn im Demitzer Granit.	80

Abbildung 4.21	Häufigkeitsverteilung des Quotienten aus Druckfestigkeit und spezifischer Energie ohne die Versuchsdaten, die mit dem ballistischen Zahn im Granit gewonnen wurden	81
Abbildung 5.1:	Energiebilanz beim Rollenmeißelbohren	82
Abbildung 5.2:	Zur Definition des Kopplungsfaktors am Beispiel eines PKD Schneidelementes	83
Abbildung 5.3:	Berechnung der horizontalen Kraft bei einer senkrecht stehenden Schneide bei Annahme einer ebenen Versagensfläche	84
Abbildung 5.4:	Modellvorstellung zur Spannungsberechnung bei einer zweidimensionalen Betrachtung der Wirkung einer Schneide in einem ideal-plastischen Material ohne Reibung zwischen Gestein und Schneide	85
Abbildung 5.5:	Horizontale und vertikale Kraftkomponente an einer ebenen, unendlich langen Schneide	86
Abbildung 5.6:	Zusammenhang zwischen der spezifischen Energie und der Andruckkraft bezogen auf die horizontale Schneidenquerschnitts-fläche bei scherender Gesteins-zerstörung mit einer Schneide im Berea Sandstein bei verschiedenen Schnitttiefen, hier in Zoll angegeben - nach DETOURNEY et al. /20/.	87
Abbildung 5.7:	Darstellung der Beziehung 5.10 für das Bohren mit einem Rollenmeißel in verschiedenen Gesteinen bzw. das mit dieser Gleichung berechnete Drehmoment im Vergleich mit einem gemessenen Drehmoment bei verschiedenen Bohrlochsohlendrücken bzw. Gesteinen (WARREN /80/)	89
Abbildung 5.9:	Bohrgeschwindigkeiten bei den Laborversuchen von BLACK et al. /8/ in Berea Sandstein mit verschiedenen Spülungstypen und Differenzdrücken.	92
Abbildung 5.10:	Werkzeugcharakteristik für einen Rollenmeißel – IADC 532 beim Bohren im Berea Sandstein nach Gleichung 5.10 bzw. Gleichung 5.11	92
Abbildung 5.11:	Berechnete gesamte spezifische Energie und Vergleich des spezifischen Energieanteiles nach Gleichung 5.15a mit der triaxialen Druckfestigkeit des genutzten Sandsteines für das Bohren mit dem Spülungstyp 2	93
Abbildung 5.12:	Spezifische Energie berechnet nach 5.15a für beide Spülungstypen im Vergleich mit der Druckfestigkeit	94
Abbildung 5.13:	Bohrleistungsdarstellung nach SCHAMP /64/ bzw. DEUTSCH /21/ mit der gesamten spezifischen Energie und dem spezifischen Energieanteil nach Gleichung 5.15.	96
Abbildung 5.14:	Spezifische Bruchenergie aufgetragen über die Bruchdehnung als charakteristische geometrische Größe bei Triaxialversuchen an Postaer Sandstein	97
Abbildung 5.15:	Darstellung der spezifischen Energie der scherenden Gesteinsbelastung nach Gleichung 5.9	98
Abbildung 5.16:	Darstellung des exponentiellen Zusammenhangs zwischen der Differenz der spezifischen Energie und der Gesteinsdruckfestigkeit	99
Abbildung 5.17:	Meißelcharakteristik des verwendeten Rollenbohrwerkzeuges im Mancos Tonstein	101
Abbildung 5.18:	Darstellung der spezifischen Energie über der Andruckkraft für das Bohren im Mancos-Tonstein	102
Abbildung 5.19:	Schnitttiefe über die auf den Bohrungsdurchmesser bezogene Andruckkraft für die Bohrversuche in einem Tonstein	103
Abbildung 5.20:	Druckfestigkeiten der Repräsentativgesteine (schwarz-gestrichelte Linien), gemittelte Festigkeit (rot-gestrichelte Linie) und berechnete Druckfestigkeiten nach Gleichung 5.15 über den gerechneten Differenzdruck für das Bohren mit Rollenbohrwerkzeugen im mittleren Buntsandstein Nord-Westdeutschlands	106

TABELLENVERZEICHNIS

Tabelle 2.1: Größenordnungen der spezifischen Energien bei unterschiedlichen Bohrmethode
 n errechnet aus Werten nach LUY /42/.....19

Tabelle 3.1: Stoffeigenschaften des Gesteins und des Kugelzahnes54

Tabelle 4.1: Effektive Differenzdrücke und effektive Druckfestigkeiten entsprechend des
 Versuchsprogrammes66

Tabelle 5.1: Festigkeitsdaten der den mittleren Buntsandstein Nordwestdeutschlands
 repräsentierenden Gesteine.....105

ANLAGENVERZEICHNISS

A1: Einzelzahneindringversuchsergebnisse - Blatt 1 bis Blatt 8

Anlage A1, Blatt 1: Einzelzahneindringversuchsergebnisse.....124

Anlage A1, Blatt 2: Einzelzahneindringversuchsergebnisse125

Anlage A1, Blatt 3: Einzelzahneindringversuchsergebnisse126

Anlage A1, Blatt 4: Einzelzahneindringversuchsergebnisse..... 127

Anlage A1, Blatt 5: Einzelzahneindringversuchsergebnisse128

Anlage A1, Blatt 6: Einzelzahneindringversuchsergebnisse129

Anlage A1, Blatt 7: Einzelzahneindringversuchsergebnisse..... 130

Anlage A1, Blatt 8: Einzelzahneindringversuchsergebnisse131

A2: Anlage A2: Versuchsergebnisse - Berea Sandsteinstein - nach BLACK et al. /8/..... 132

A3: Anlage A2: Versuchsergebnisse - Macos Tonstein - nach BLACK et al. /9/..... 133

Anlage A 1, Blatt 1: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Porenraumdruck		Differenzdruck		Kratergesamt- volumen		Kraterdurch- messer		Krater- tiefe		Katervolumen ohne p.Zone		spezifische Energie		Eindring- festigkeit	
			MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
1	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	5	5	15	15	2.00	22.5	8.5	0.55	88.0	2821.3						
2	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	5	5	15	15	0.55	13.9	6.6	0.27	263.6	1379.9						
3	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	5	5	15	15	1.60	21.0	8.5	0.50	83.7	1286.8						
4	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	0	0	15	15	1.40	16.5	9.0	0.42	76.1	1714.1						
5	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	0	0	15	15	1.00	16.0	7.0	0.70	138.1	1380.1						
6	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	10	10	10	10	0.95	16.0	8.0	0.50	60.7	1195.4						
7	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	10	10	10	10	0.95	16.0	8.0	0.50	163.6	3760.0						
8	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	10	10	10	10	1.43	18.0	8.9	0.63	109.9	2142.0						
9	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	5	5	10	10	1.45	17.5	8.5	0.46	74.1	1293.7						
10	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	5	5	10	10	1.65	17.0	9.4	0.55	68.8	1630.0						
11	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	0	0	10	10	1.80	19.2	9.4	0.75	71.1	2140.1						
12	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	0	0	10	10	0.82	13.0	8.1	0.25	124.0	433.8						
13	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	15	15	5	5	1.10	14.0	8.2	0.50	80.7	725.2						
14	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	15	15	5	5	2.45	23.7	10.2	1.10	44.7	999.7						
15	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	15	15	5	5	2.75	26.7	11.1	1.37	40.5	1739.3						
16	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	10	10	5	5	2.05	20.5	9.2	1.05	66.0	2026.2						
17	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	10	10	5	5	2.00	20.7	10.3	0.95	61.5	2451.8						
18	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	10	10	5	5	1.45	16.4	8.2	0.40	85.2	1481.4						
19	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	5	5	5	5	1.25	17.5	8.7	0.70	77.0	2391.0						
20	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	5	5	5	5	1.60	18.0	9.9	0.55	46.8	2727.0						
21	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	5	5	5	5	1.80	20.0	10.0	0.95	55.1	1676.5						
22	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	5	5	5	5	1.88	19.7	9.3	0.70	53.2	904.2						
23	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	5	5	5	5	1.30	15.0	10.5	0.50	73.8	2143.4						
24	Postaer Sst	ballist. Zahn	5	5	0	0	5	5	0.33	11.5	4.5	0.15	67.7	2531.0						

Anlage A 1, Blatt 2: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Porenraumdruck	Differenzdruck	Kratergesamt- volumen	Kraterdurch- messer	Krater- tiefe	Katervolumen ohne p.Zone	spezifische Energie	Eindring- festigkeit
			MPa	MPa								
25	Postaer Sst	ballist. Zahn	5	0	5	0	0.45	12.5	5.2	0.20	105.3	926.8
26	Postaer Sst	ballist. Zahn	5	0	5	0	1.42	17.8	8.8	0.50	62.0	1011.0
27	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	0	0	0.48	11.0	7.3	0.25	197.9	435.8
28	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	0	0	0.67	11.8	8.4	0.38	51.3	568.0
29	Postaer Sst	ballist. Zahn	20	20	0	0	0.58	12.0	8.7	0.38	49.4	557.2
30	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	0	0	1.00	14.5	8.9	-	66.1	657.9
31	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	0	0	0.57	12.5	8.3	0.39	68.1	456.6
32	Postaer Sst	ballist. Zahn	15	15	0	0	1.50	19.0	11.7	1.00	65.7	470.4
33	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	0	0	1.12	21.1	8.2	0.85	56.2	407.2
34	Postaer Sst	ballist. Zahn	10	10	0	0	0.70	16.8	7.9	0.40	63.7	839.6
35	Postaer Sst	ballist. Zahn	5	5	0	0	1.31	14.3	7.6	0.79	48.2	163.6
36	Postaer Sst	ballist. Zahn	5	5	0	0	1.10	13.3	8.6	0.75	47.6	613.1
37	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	5	15	0	0.83	13.8	6.2	0.05	132.3	1365.2
38	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	5	15	0	0.79	15.1	5.8	0.45	141.3	1158.8
39	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	5	15	0	0.80	13.0	9.0	0.30	139.5	1304.9
40	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	0	15	0	2.35	22.0	8.7	0.70	42.9	1315.3
41	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	0	15	0	0.65	14.1	4.2	0.22	173.1	1111.9
42	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	0	15	0	0.55	12.5	6.2	0.35	209.3	1316.0
43	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	10	0	10	0	0.68	14.0	5.9	0.25	169.4	1683.2
44	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	10	0	10	0	1.35	15.5	9.5	0.75	84.4	1377.8
45	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	10	0	10	0	0.93	15.0	6.8	0.37	104.6	1143.3
46	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	5	10	0	1.30	17.0	6.8	0.62	86.5	1138.0
47	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	5	10	0	1.60	16.5	10.8	0.50	118.2	1480.2
48	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	15	5	10	0	0.62	14.5	6.2	0.25	105.8	1466.3
49	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	10	10	0	1.45	16.8	8.7	0.55	65.2	697.7
50	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	10	10	0	0.85	15.5	8.5	0.50	167.6	1485.6
51	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	20	10	10	0	0.72	15.6	6.5	0.35	158.9	1422.6
52	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	10	5	5	0	0.75	15.3	7.0	0.40	63.2	1214.0
53	Postaer Sst	sphär. Zahn 6	10	5	5	0	2.85	21.0	12.0	1.15	49.3	1891.4

Anlage A 1, Blatt 3: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Porenraumdruck		Differenzdruck	Kratergesamt- volumen		Kraterdurch- messer	Krater- tiefe	Katervolumen ohne p.Zone		spezifische Energie		Eindring- festigkeit
			MPa	MPa	MPa	MPa		cm3	cm3			cm3	MPa	MPa		
54	Postaer Sst	sphär. Zahn	10	5	5	1.00	14.9	8.0	0.55	118.2	1178.4					
55	Postaer Sst	sphär. Zahn	15	10	5	0.90	14.5	8.4	0.45	139.3	1099.9					
56	Postaer Sst	sphär. Zahn	15	10	5	2.10	20.7	10.5	0.85	64.2	1020.3					
57	Postaer Sst	sphär. Zahn	15	10	5	1.95	19.3	10.2	0.79	65.8	1016.2					
58	Postaer Sst	sphär. Zahn	20	15	5	1.30	17.2	9.0	0.55	66.7	1749.2					
59	Postaer Sst	sphär. Zahn	20	15	5	1.45	18.2	9.2	0.50	74.2	1056.7					
60	Postaer Sst	sphär. Zahn	20	15	5	2.30	21.0	9.7	0.90	47.8	1215.5					
61	Postaer Sst	sphär. Zahn	5	0	5	0.89	14.2	11.0	0.60	39.7	2311.4					
62	Postaer Sst	sphär. Zahn	5	0	5	2.90	23.5	12.4	2.10	38.6	872.6					
63	Postaer Sst	sphär. Zahn	5	0	5	0.90	14.5	8.2	0.39	104.4	981.4					
64	Postaer Sst	sphär. Zahn	10	10	0	1.20	18.0	9.5	0.60	59.8	503.6					
65	Postaer Sst	sphär. Zahn	10	10	0	1.12	15.5	10.5	0.60	49.3	519.4					
66	Postaer Sst	sphär. Zahn	20	20	0	1.20	16.5	8.4	0.66	71.9	873.2					
67	Postaer Sst	sphär. Zahn	20	20	0	1.40	18.0	7.5	0.65	54.5	614.4					
68	Postaer Sst	sphär. Zahn	5	5	0	1.45	17.0	8.0	0.50	43.9	353.3					
69	Postaer Sst	sphär. Zahn	5	5	0	1.60	17.0	9.0	0.62	32.7	138.5					

Anlage A 1, Blatt 4: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Porenraumdruck		Differenzdruck	Kratergesamt- volumen	Kraterdurch- messer	spezifische Energie
			MPa	MPa	MPa	cm ³				
70	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	2.80	17.4	30.2	
71	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	2.60	20.7	25.0	
72	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	2.00	21.4	51.3	
73	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	2.80	19.8	42.9	
74	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	2.50	16.7	31.0	
75	Postaer Sst	sphär. Zahn	0	0	0	0	1.90	15.6	31.6	
76	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	1.60	18.5	37.3	
77	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	2.20	14.1	31.3	
78	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	1.90	16.3	52.1	
79	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	3.00	14.2	35.0	
80	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	1.70	17.9	52.4	
81	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	30	30	0	2.50	15.6	25.5	
82	Postaer Sst	sphär. Zahn	60	60	60	0	1.30	20.0	39.4	
83	Postaer Sst	sphär. Zahn	60	60	60	0	1.60	19.9	45.3	
84	Postaer Sst	sphär. Zahn	60	60	60	0	1.30	15.5	40.0	
85	Postaer Sst	sphär. Zahn	60	60	60	0	1.50	14.2	81.7	
86	Postaer Sst	sphär. Zahn	60	60	60	0	1.30	16.2	78.8	
87	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	16	16	14	1.30	17.9	86.5	
88	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	16	16	14	1.10	15.3	112.7	
89	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	16	16	14	1.30	14.2	119.2	
90	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	16	16	14	1.60	14.1	83.8	
91	Postaer Sst	sphär. Zahn	30	16	16	14	0.90	15.5	80.6	

Anlage A 1, Blatt 5: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuche im Granit mit dem sphärischen Zahn mit einer eingestellten Eindringtiefe von 1,1 mm

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Kratergesamt- volumen		Kraterdurch- messer		Krater- tiefe mm	spezifische Energie MPa	Eindring- festigkeit MPa
			MPa	MPa	cm ³	mm	mm	mm			
92	Granit	sphär. Zahn	40	0.142	40	0.142	13.5	2.4	413.4	3032.0	
93	Granit	sphär. Zahn	40	0.143	40	0.143	16.5	2.8	425.3	3460.4	
94	Granit	sphär. Zahn	40	0.139	40	0.139	17	3.7	538.1	3528.8	
95	Granit	sphär. Zahn	40	0.075	40	0.075	8	1.9	604.0	5850.2	
96	Granit	sphär. Zahn	40	0.065	40	0.065	8	1.9	464.6	5478.0	
97	Granit	sphär. Zahn	40	0.100	40	0.100	8	1.8	258.0	4901.4	
98	Granit	sphär. Zahn	20	0.112	20	0.112	9.6	2.7	375.9	3042.9	
99	Granit	sphär. Zahn	20	0.075	20	0.075	7.9	1.8	380.0	3100.4	
100	Granit	sphär. Zahn	20	0.194	20	0.194	12	2.5	268.6	3237.6	
101	Granit	sphär. Zahn	10	0.280	10	0.280	17	3.3	220.9	3178.0	
102	Granit	sphär. Zahn	10	0.217	10	0.217	15	3.3	285.9	2870.5	
103	Granit	sphär. Zahn	10	0.100	10	0.100	10	2.4	270.0	3082.3	
104	Granit	sphär. Zahn	10	0.210	10	0.210	15	3.4	208.6	2742.8	
105	Granit	sphär. Zahn	0	0.175	0	0.175	13.8	2.4	181.1	2159.8	
106	Granit	sphär. Zahn	0	0.125	0	0.125	11	2.2	299.2	2058.4	
107	Granit	sphär. Zahn	0	0.275	0	0.275	15	2.2	136.4	1756.7	
108	Granit	sphär. Zahn	0	0.100	0	0.100	10	2.0	383.0	1888.8	
109	Granit	sphär. Zahn	0	0.125	0	0.125	10	2.5	263.2	2301.8	
110	Granit	sphär. Zahn	0	0.143	0	0.143	11	2.4	163.1	1970.2	
111	Granit	sphär. Zahn	0	0.165	0	0.165	13	1.9	320.0	1485.5	
112	Granit	sphär. Zahn	0	0.124	0	0.124	12.8	1.7	198.7	2259.8	
113	Granit	sphär. Zahn	0	0.120	0	0.120	11	1.5	221.7	2172.9	
114	Granit	sphär. Zahn	0	0.130	0	0.130	13	1.9	194.6	1661.3	
115	Granit	sphär. Zahn	10	0.100	10	0.100	13	1.9	375.0	2136.5	
116	Granit	sphär. Zahn	10	0.050	10	0.050	8	1.5	755.4	2384.9	
117	Granit	sphär. Zahn	10	0.075	10	0.075	9	1.9	493.3	3617.0	

Anlage A 1, Blatt 6: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuche im Granit mit dem sphärischen Zahn mit einer eingestellten Eindringtiefe von 1.1 mm

Versuch	Gestein	Zahn	Überlage- rungsdruck MPa	Kratergesamt- volumen cm ³	Kraterdurch- messer mm	Krater- tiefe mm	spezifische Energie MPa	Eindring- festigkeit MPa
118	Granit	sphär. Zahn	10	0.15	11	1.9	258.0	2945.7
119	Granit	sphär. Zahn	10	0.15	11.4	2.1	304.0	2439.9
120	Granit	sphär. Zahn	10	0.11	9.1	1.8	431.8	2486.8
121	Granit	sphär. Zahn	20	0.075	8.7	1.4	321.3	3871.3
122	Granit	sphär. Zahn	20	0.05	9	1.3	686.0	3342.0
123	Granit	sphär. Zahn	20	0.05	8	1.4	700.0	2775.5

Versuche im Granit mit dem sphärischen Zahn mit einer eingestellten Eindringtiefe von 2 mm

Versuch	Gestein	Zahn	Überlage- rungsdruck MPa	Kratergesamt- volumen cm ³	Kraterdurch- messer mm	Krater- tiefe mm	spezifische Energie MPa	Eindring- festigkeit MPa
124	Granit	sphär. Zahn	0	0.21	13.5	3.0	166.8	3427.1
125	Granit	sphär. Zahn	0	0.49	15	3.3	149.4	2301.0
126	Granit	sphär. Zahn	0	0.485	15	3.3	238.8	3907.4
127	Granit	sphär. Zahn	0	0.345	13	2.8	160.0	2847.3
128	Granit	sphär. Zahn	0	0.22	14	2.9	181.4	3495.8
129	Granit	sphär. Zahn	0	0.172	13	2.6	448.8	2661.3
130	Granit	sphär. Zahn	0	0.41	16	4.2	260.2	2302.2
131	Granit	sphär. Zahn	0	0.348	15	4.1	305.2	1973.9
132	Granit	sphär. Zahn	10	0.52	16	4.3	276.9	1658.3
133	Granit	sphär. Zahn	10	0.38	16	4.4	273.7	1312.3
134	Granit	sphär. Zahn	10	0.32	16	3.7	365.6	3232.0
135	Granit	sphär. Zahn	10	0.42	17	3.6	258.3	2137.9
136	Granit	sphär. Zahn	10	0.33	15	4.0	342.1	3545.0
137	Granit	sphär. Zahn	40	0.301	15	3.5	364.5	2543.7
138	Granit	sphär. Zahn	40	0.287	14	3.3	418.1	3810.7
139	Granit	sphär. Zahn	40	0.251	14.8	3.5	442.2	3615.1
140	Granit	sphär. Zahn	40	0.463	16	3.6	246.2	3403.1
141	Granit	sphär. Zahn	40	0.231	13	3.0	442.0	2734.5

Anlage A 1, Blatt 7: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuche im Granit mit dem ballistischen Zahn mit einer eingestellten Eindringtiefe von 1,1 mm

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Kratergesamt- volumen cm ³	Kraterdurch- messer		Krater- tiefe mm	spezifische Energie MPa	Eindring- festigkeit MPa
			MPa	mm		mm	mm			
142	Granit	ball. Zahn	0	0.090	14.2	1.4	1.4	192.2	1769.4	
143	Granit	ball. Zahn	0	0.110	16.2	1.3	1.3	81.8	2131.1	
144	Granit	ball. Zahn	0	0.130	13	2.7	2.7	58.5	1778.2	
145	Granit	ball. Zahn	0	0.120	12.8	2.4	2.4	58.3	1398.2	
146	Granit	ball. Zahn	0	0.140	11.8	3.3	3.3	65.7	1824.1	
147	Granit	ball. Zahn	0	0.110	12.2	2.5	2.5	80.0	1441.8	
148	Granit	ball. Zahn	10	0.088	12	1.9	1.9	195.5	1948.1	
149	Granit	ball. Zahn	10	0.088	12	2.4	2.4	183.0	2459.0	
150	Granit	ball. Zahn	10	0.088	11.5	2.2	2.2	195.5	1905.0	
151	Granit	ball. Zahn	10	0.063	9.5	2.3	2.3	204.8	1447.1	
152	Granit	ball. Zahn	20	0.125	11	2.5	2.5	106.0	2149.9	
153	Granit	ball. Zahn	20	0.100	11	2.6	2.6	212.5	2827.9	
154	Granit	ball. Zahn	20	0.125	13.5	2.7	2.7	141.6	1541.5	
155	Granit	ball. Zahn	40	0.080	9	2.3	2.3	187.5	757.3	
156	Granit	ball. Zahn	40	0.125	10	2.5	2.5	94.4	1688.7	
157	Granit	ball. Zahn	40	0.160	10	2.4	2.4	156.3	2460.9	
158	Granit	ball. Zahn	40	0.075	9	2.2	2.2	220.0	2737.3	
159	Granit	ball. Zahn	40	0.075	9	2.2	2.2	197.3	1540.7	
160	Granit	ball. Zahn	40	0.050	8.5	1.9	1.9	212.0	5502.6	

Anlage A 1, Blatt 8: Einzelzahneindringversuchsergebnisse

Versuche im Granit mit dem ballistischen Zahn mit einer eingestellten Eindringtiefe von 2 mm

Versuch	Gestein	Zahn	Überlagerungsdruck		Kratergesamt- volumen cm ³	Kraterdurch- messer mm	Krater- tiefe mm	spezifische Energie MPa	Eindring- festigkeit MPa
			MPa	MPa					
161	Granit	ball. Zahn	0	0	0.162	14	2.10	246.9	1514.7
162	Granit	ball. Zahn	0	0	0.138	11	2.45	230.4	1137.4
163	Granit	ball. Zahn	0	0	0.175	10	2.60	220.0	1061.9
164	Granit	ball. Zahn	0	0	0.325	14.5	3.00	99.7	900.6
165	Granit	ball. Zahn	10	10	0.4	18	2.80	101.3	2811.4
166	Granit	ball. Zahn	10	10	0.125	10	3.00	320.0	2898.9
167	Granit	ball. Zahn	10	10	0.3	13	2.65	150.0	1940.9
168	Granit	ball. Zahn	40	40	0.233	11	3.10	229.6	2473.2
169	Granit	ball. Zahn	40	40	0.233	11	2.87	227.5	1978.4
170	Granit	ball. Zahn	40	40	0.166	12.5	3.00	340.4	2676.9
171	Granit	ball. Zahn	40	40	0.217	13	3.90	299.5	1710.4
172	Granit	ball. Zahn	40	40	0.3	13	3.40	240.0	2789.3

Anlage A 2: Versuchsergebnisse - Berea Sandstein - nach BLACK et al. /8/

Werkzeug: IADC 536
 Drehzahl: 60 min⁻¹
 Durchmesser: 0.2 m
 Gestein: Berea Sandstein

Spülungstyp 1

Andruck- kraft kN	Bohrge- schwindigkeit m/h	Dreh- moment kNm	Differenz- druck MPa
66.8	4.21	0.96	4.5
133.6	12.98	2.32	3.9
67.0	5.85	0.99	1.9
131.6	21.03	2.44	1.3
66.5	10.70	1.02	0.3
130.1	30.48	2.44	0.0
66.5	3.14	0.95	4.8
133.4	11.06	2.24	4.4
66.8	5.27	0.93	2.3
134.4	18.47	2.42	2.2
67.2	10.94	1.06	0.7
134.7	27.31	2.54	0.7
66.5	2.71	0.93	5.9
133.9	9.14	2.26	5.8
66.5	4.36	0.93	3.1
133.6	15.79	2.41	3.2
67.0	2.26	0.98	6.5
133.8	7.13	2.20	6.5
66.9	9.42	1.14	0.3
136.1	24.38	2.72	0.4
66.4	3.51	0.87	5.6
132.7	10.21	2.23	4.8
67.1	5.30	0.96	2.5
133.6	19.51	2.47	1.8
66.7	11.31	1.06	0.7
133.5	28.41	2.48	0.6
67.3	2.99	0.92	5.8
133.4	10.00	2.27	5.6
67.3	4.88	0.96	2.8
133.3	16.61	2.42	2.6
67.1	10.06	1.04	1.1
133.9	23.77	2.57	1.2

Spülungstyp 2

Andruck- kraft kN	Bohrge- schwindigkeit m/h	Dreh- moment kNm	Differenz- druck MPa
67.7	2.71	0.79	5.3
134.2	8.66	2.22	5.2
66.7	3.96	0.96	2.4
131.4	16.06	2.40	1.9
66.9	9.42	1.14	0.3
136.1	24.38	2.72	0.4
66.7	2.93	0.97	5.8
133.9	8.11	2.21	5.7
67.2	3.84	1.08	2.7
133.1	15.24	2.49	2.6
67.3	8.53	1.11	0.8
133.8	18.90	2.54	1.0
67.0	2.26	0.98	6.5
133.8	7.13	2.20	6.5
66.9	3.72	1.08	3.2
133.0	12.80	2.43	3.3
67.9	3.08	0.77	6.1
133.5	8.75	2.12	5.3
67.2	4.30	0.91	2.5
133.2	13.87	2.31	2.2
66.6	8.14	1.00	0.5
133.6	22.65	2.51	0.3
67.3	2.35	0.89	5.8
134.4	8.60	2.15	5.5
67.1	3.72	0.91	2.9
133.9	13.90	2.33	2.8
66.7	7.01	1.03	1.1
133.9	19.69	2.52	1.1
67.2	2.26	0.91	6.5
133.6	7.13	2.16	6.6
67.0	3.69	1.00	3.4
133.8	12.74	2.29	3.5

Anlage A 3: Versuchsergebnisse - Macos Tonstein - nach BLACK et al. /9/

Werkzeug: IADC 537
Durchmesser: 0,24 m
Gestein: Mancos Tonstein

Andruck- kraft kN	Bohrge- schwindigkeit m/h	Drehzahl min-1	Dreh- moment kNm	Überlagerungs- druck MPa
85.7	1.62	60	1.02	14.1
128.0	3.05	60	1.70	14.1
169.5	3.87	60	2.37	14.1
211.2	4.66	60	3.01	14.1
85.5	2.04	121	0.93	14.1
127.7	3.63	121	1.39	14.1
169.6	4.69	120	2.04	14.1
211.0	5.52	120	2.56	14.1
85.4	2.87	180	0.75	14.1
127.9	4.57	180	1.35	14.1
169.5	5.55	180	1.88	14.1
211.2	6.80	180	2.47	14.1
169.7	2.96	60	2.07	14.1
127.5	3.47	121	1.40	14.1