

FREIBERGER
FORSCHUNGSHEFTE

A 179

BERGBAU

BERTHOLD PFEIFFER

**Schnittkraft-Untersuchungen an Salzgesteinen
im Hinblick auf eine zweckmäßige Gestaltung
und Arbeitsweise von Schneidwerkzeugen
an zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen**



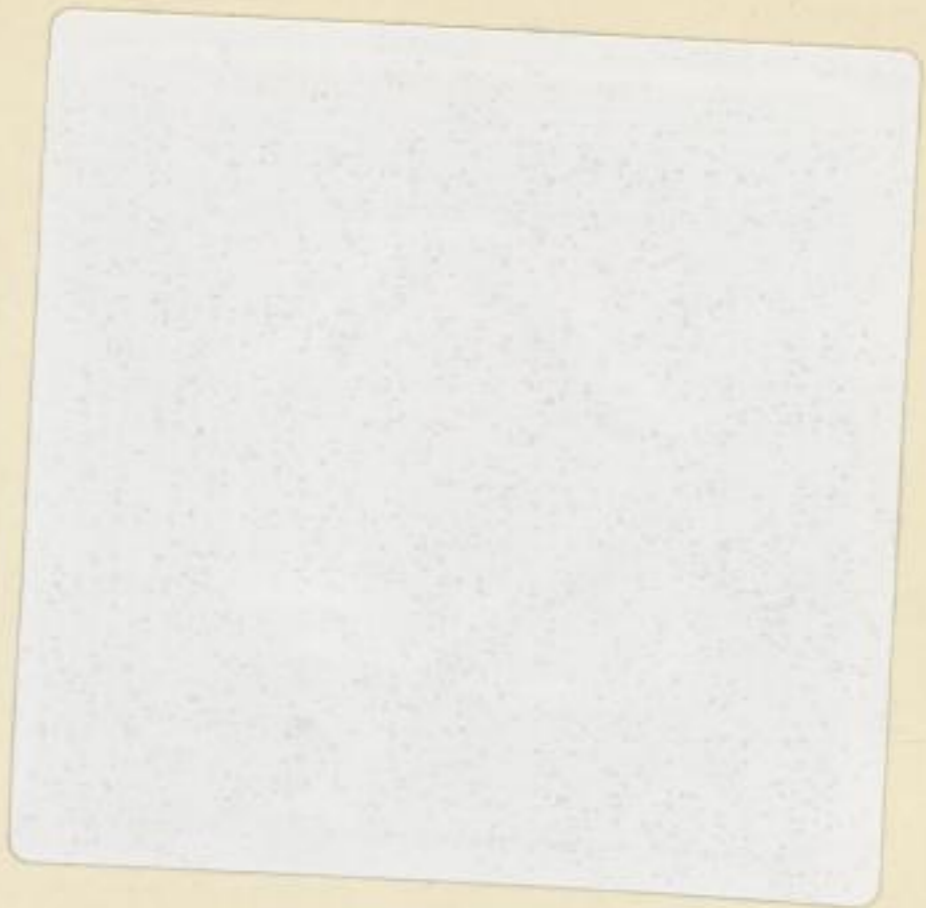
BBA FREIBERG

FFH 8.

A 179

AKADEMIE-VERLAG BERLIN

1960



TU BERGAKADEMIE FREIBERG



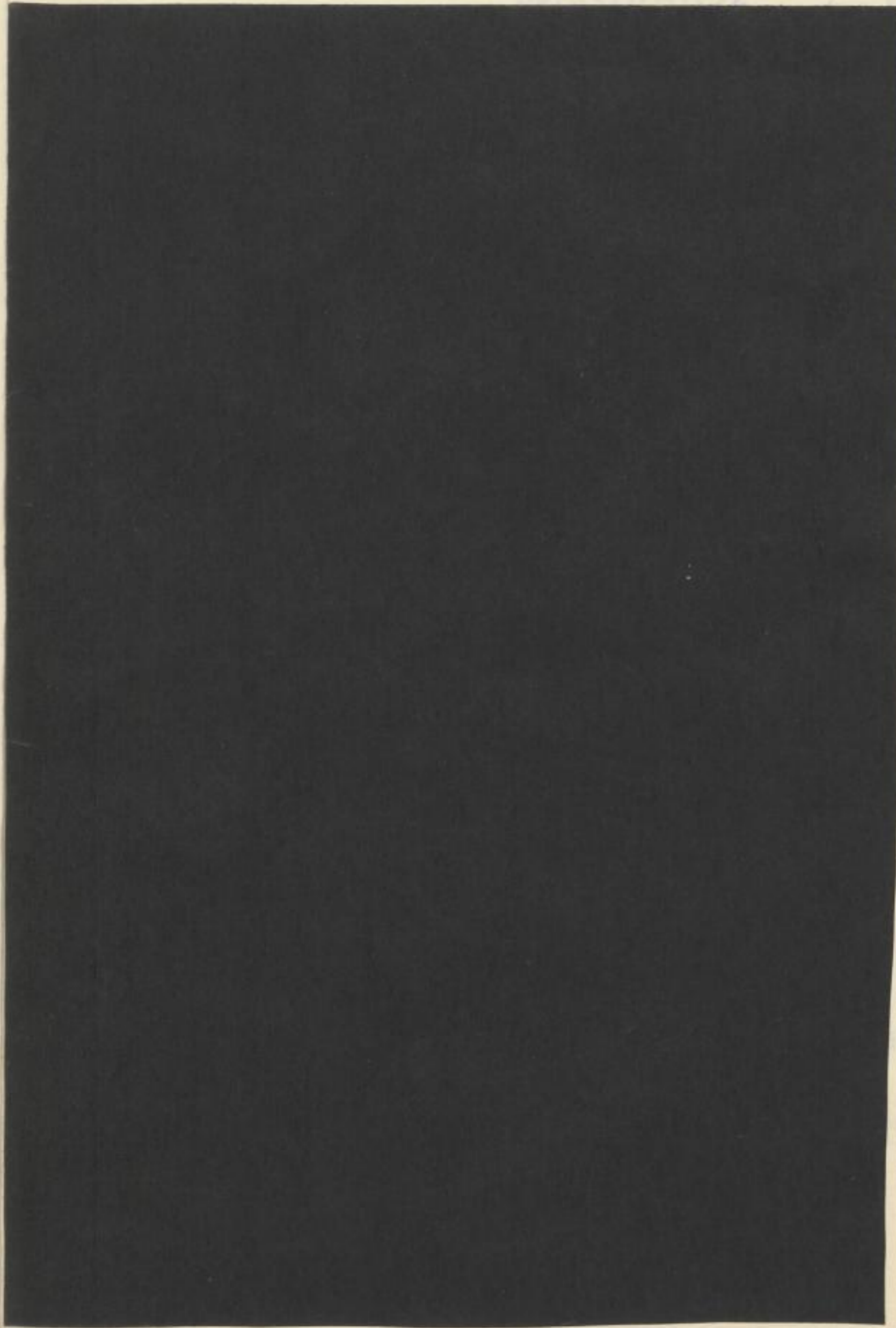
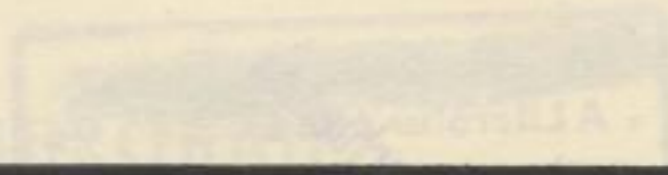
XVI 1142 . A179C

FREIBERGER FORSCHUNGSBEREICH

A 179

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

A 179

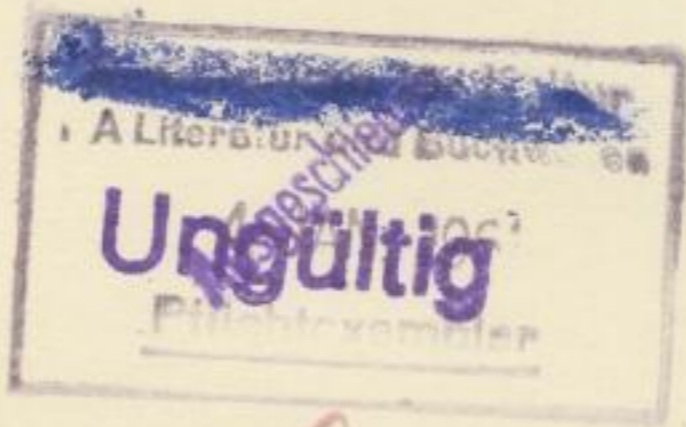


Area
ung
en
schien

Freiberg, den 1. April 1968

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFT

A 172



I

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

A 179

BERGBAU

Schnittkraft-Untersuchungen an Salzgesteinen im Hinblick auf eine zweckmäßige Gestaltung und Arbeitsweise von Schneidwerkzeugen an zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen

Von BERTHOLD PFEIFFER



Akademie-Verlag · Berlin

Freib. Forsch.-H.	A 179	S. 1-88	42 Bilder	20 Tab.	Berlin, Oktober 1960
-------------------	-------	---------	-----------	---------	----------------------



Ersatzex.

xvi 1142

80

Fachbuchfreihand FFH A 179c

Von der Bergakademie Freiberg
- Fakultät für Bergbau und Hüttenwesen -
genehmigte Dissertation
zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs

Referent: Prof. Dipl.-Berging. O. Schubert, Freiberg

Korreferent: Prof. Dipl.-Ing. J. Bahr, Freiberg



Das Manuskript wurde am 27. Juni 1960 der Redaktion der
Bergakademie Freiberg zur Veröffentlichung
übergeben.

Archivgültig
Exemplar

„Freiberger Forschungshefte“, Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften.
Herausgeber: Der Rektor der Bergakademie Freiberg, Prof. Dr.-Ing. habil. O. Oelsner. -
Chefredakteur: Dipl.-Ing. R. Wendler, Freiberg, Klubhaus der Bergakademie, A.-Bebel-Str. 5
(Ruf 2497). - Verlag: Akademie-Verlag GmbH, Berlin W 8, Leipziger Str. 3-4 (Ruf 220441),
Postscheckkonto 35021. - Die Freiberger Forschungshefte erscheinen in zwangloser Folge in
den Reihen A, B, C und D. Ausführliches Verzeichnis aller lieferbaren Hefte von der Re-
daktion der Bergakademie oder dem Akademie-Verlag. - Preis dieses Heftes: 9,- DM.
Bestell-Nr. 2062/A 179. - Vertrieb: Für das Gebiet der Deutschen Demokratischen Republik
durch den Buchhandel; für das Gebiet Westdeutschlands durch den Buchhandel (Ausliefe-
rung KUNST UND WISSEN, Erich Bieber, Stuttgart S, Wilhelmstraße 4-6); für das gesamte
Ausland durch eine Importbuchhandlung, der Deutschen Buch-Export und -Import GmbH,
Leipzig C 1, Postschließfach 276, oder den Verlag.

Gesamtherstellung: Formulardruck Freiberg - III/11/10 1,0 1160 (2413) - Veröffentlicht unter
Lizenz-Nr. 202 · 100/627/60 des Ministeriums für Kultur, HV Verlagswesen, der Deutschen
Demokratischen Republik. - Printed in Germany. - Alle Rechte vorbehalten. -
ES: 20 F 1 / 20 F 5.



I N H A L T

1 Die Bedeutung der zerspanenden Gewinnung von Salzgesteinen	7
2 Die Voraussetzungen zur zerspanenden Gewinnung	8
3 Die Bedeutung der Schnittkraft für Konstruktion und Einsatz zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen	10
4 Die bisherige Kenntnis der für Gesteine aufzuwendenden Schnittkraft	11
5 Die physikalischen Grundlagen der Schnittkraft	13
5.1 Erläuterung der Schnittkraft aus dem Zerspanungsvorgang	13
5.2 Die räumlichen Komponenten der Schnittkraft	14
5.3 Die Teilkräfte der Schnittkraft	16
5.4 Die Einflußgrößen auf die Schnittkraft	17
6 Schnittkraftmessungen an Salzgesteinen unter Laboratoriumsbedingungen	18
6.1 Versuchs- und Meßeinrichtung	18
6.11 Die verwendeten Maschinen	18
6.12 Die verwendeten Schneidwerkzeuge	19
6.13 Meßverfahren und -apparatur	21
6.14 Die Eichung des Meßgebers	25
6.2 Die untersuchten Salzgesteine	26
6.3 Versuchsdurchführung	27
6.4 Auswertung der Messungen	29
6.5 Genauigkeit der Schnittkraftmessungen	31
6.6 Ergebnisse der Meßreihen über den Einfluß der Werkzeugschneidenform auf die Schnittkraft	32
6.61 Der Einfluß des Spanwinkels γ	32
6.62 Der Einfluß des Freiwinkels α	35
6.63 Der Einfluß des Neigungswinkels λ	37
6.64 Der Einfluß des Einstellwinkels \varkappa	41
6.65 Der Einfluß des Spitzenwinkels ε	43
6.7 Ergebnisse der Meßreihen über den Einfluß der Schnittbedingungen auf die Schnittkraft	45
6.71 Der Einfluß des Spanquerschnitts	45
6.72 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit	52
7 Schnittkraftmessungen am anstehenden Gesteinsverband	54
8 Vergleich der Ergebnisse von laboratoriumsmäßig und am anstehenden Gesteinsverband durchgeführten Schnittkraftmessungen	57
9 Die praktische Bedeutung der Untersuchungsergebnisse	59
9.1 Die schnittkraftgerechte Formgebung der Werkzeugschneiden	59
9.11 Die Wahl von Span- und Freiwinkel	59
9.12 Die Wahl des Neigungswinkels	68
9.13 Die Wahl von Einstell- und Spitzenwinkel	69
9.14 Die Bedeutung der Bohrschneiden-Symmetrie	70

9.2 Die Einhaltung optimaler Schnittbedingungen 72
 9.21 Die Einhaltung eines günstigen Spanquerschnitts 72
 9.22 Die Einhaltung einer günstigen Schnittgeschwindigkeit 74
 9.3 Die spezifische Schnittkraft als Grundlage für die Ermittlung der Zer-
 spanungsleistung von Gewinnungsmaschinen im Salzbergbau 76
 9.4 Die spezifische Schnittkraft als Gewinnbarkeitskenngröße 80
 10 Zusammenfassung 82
 11 Zusammenstellung der wichtigsten Kurzzeichen 84
 12 Literatur 85

1 Die Bedeutung der verschiedenen Gewinnungs- und Zerkleinerungsarten
 2 Die Voraussetzungen zur wirtschaftlichen Gewinnung
 3 Die Bedeutung der Schnittkraft, der Schnittgeschwindigkeit und des Spanquerschnitts
 4 Die bisherige Kenntnis der für die Gewinnung relevanten Schnittkräfte
 5 Die physikalischen Grundlagen der Schnittkraft
 5.1 Erläuterung der Schnittkraft aus dem Zusammenhang
 5.2 Die räumlichen Komponenten der Schnittkraft
 5.3 Die Teilkräfte der Schnittkraft
 5.4 Die Einflüsse auf die Schnittkraft
 6 Schnittkraftmessungen an Bergmaschinen unter Laborbedingungen
 6.1 Versuch- und Meßanordnung
 6.1.1 Die verwendeten Meßstellen
 6.1.2 Die verwendeten Meßverfahren
 6.1.3 Meßverfahren und -apparatur
 6.1.4 Die Nutzung des Meßwertes
 6.2 Die ermittelten Ergebnisse
 6.3 Versuchsergebnisse
 6.4 Auswertung der Meßergebnisse
 6.5 Zusammenfassung der Schnittkraftmessungen
 6.6 Ergebnisse der Meßarbeiten über den Einfluß der Werkstoffarten
 6.7 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.8 Der Einfluß der Formgebung
 6.9 Der Einfluß der Drehzahl
 6.10 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.11 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.12 Der Einfluß der Drehzahl
 6.13 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.14 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.15 Der Einfluß der Drehzahl
 6.16 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.17 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.18 Der Einfluß der Drehzahl
 6.19 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.20 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.21 Der Einfluß der Drehzahl
 6.22 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.23 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.24 Der Einfluß der Drehzahl
 6.25 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.26 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.27 Der Einfluß der Drehzahl
 6.28 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.29 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.30 Der Einfluß der Drehzahl
 6.31 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.32 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.33 Der Einfluß der Drehzahl
 6.34 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.35 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.36 Der Einfluß der Drehzahl
 6.37 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.38 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.39 Der Einfluß der Drehzahl
 6.40 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.41 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.42 Der Einfluß der Drehzahl
 6.43 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.44 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.45 Der Einfluß der Drehzahl
 6.46 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.47 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.48 Der Einfluß der Drehzahl
 6.49 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.50 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.51 Der Einfluß der Drehzahl
 6.52 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.53 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.54 Der Einfluß der Drehzahl
 6.55 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.56 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.57 Der Einfluß der Drehzahl
 6.58 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.59 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.60 Der Einfluß der Drehzahl
 6.61 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.62 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.63 Der Einfluß der Drehzahl
 6.64 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.65 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.66 Der Einfluß der Drehzahl
 6.67 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.68 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.69 Der Einfluß der Drehzahl
 6.70 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.71 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.72 Der Einfluß der Drehzahl
 6.73 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.74 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.75 Der Einfluß der Drehzahl
 6.76 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.77 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.78 Der Einfluß der Drehzahl
 6.79 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.80 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.81 Der Einfluß der Drehzahl
 6.82 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.83 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.84 Der Einfluß der Drehzahl
 6.85 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.86 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.87 Der Einfluß der Drehzahl
 6.88 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.89 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.90 Der Einfluß der Drehzahl
 6.91 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.92 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.93 Der Einfluß der Drehzahl
 6.94 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.95 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.96 Der Einfluß der Drehzahl
 6.97 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit
 6.98 Der Einfluß der Spanneinrichtung
 6.99 Der Einfluß der Drehzahl
 7 Schnittkraftkennwerte im unterirdischen Bergbau
 8 Festlegung der Spanneinrichtung und der Drehzahl sowie des Spanquerschnitts
 9 Die Ermittlung der Schnittkraftkennwerte
 9.1 Die räumliche Lage der Formgebung der Bergmaschinen
 9.2 Die Wahl von Drehzahl und Spanneinrichtung
 9.3 Die Wahl des Spanquerschnitts
 9.4 Die Wahl von Drehzahl und Schnittgeschwindigkeit
 9.5 Die Bedeutung der Bohrmaschinen-Spanneinrichtung

1 DIE BEDEUTUNG DER ZERSPANENDEN GEWINNUNG VON SALZGESTEINEN

Im deutschen wie im ausländischen Kali- und Steinsalzbergbau werden die Salzgesteine — abgesehen von den Aussolverfahren — in überwiegendem Maße direkt oder indirekt mit Hilfe von zerspanend arbeitenden Maschinen hereingewonnen. Die am häufigsten angewandte Methode der Schießarbeit setzt den Einsatz von Bohrmaschinen voraus, die allgemein nach dem Prinzip des drehenden, also spanabhebenden Bohrens arbeiten. Ebenfalls drehend arbeitende Großlochbohrmaschinen haben ihren Anwendungsbereich zur Herstellung von Brennerleinbrüchen beim Strecken- und Rollochauffahren oder bei entsprechender Größe zur direkten Herstellung von Rollöchern und dgl. gefunden. Zur Unterstützung der Schießarbeit ist die Anwendung von Schrämmaschinen besonders aus dem nordamerikanischen Salzbergbau bekannt geworden.

Eine direkte maschinelle Gewinnung nach dem Prinzip des Zerspanens erfolgt u. a. durch die bekannte Streckenvortriebsmaschine des VEB Abus, Nordhausen, durch ähnlich arbeitende Vortriebsmaschinen im sowjetischen Salzbergbau sowie durch den Continuous Miner, über dessen Einsatz im nordamerikanischen, französischen und westdeutschen Kalibergbau berichtet wurde [1; 2]. Wie aus neueren Berichten über den französischen Kalibergbau hervorgeht, wird dort auch bereits eine abbaumäßige Gewinnung von Salzgestein mittels Walzenschrämmaschinen erfolgreich betrieben [3].

2 DIE VORAUSSETZUNGEN ZUR ZERSPANENDEN GEWINNUNG

Alle diese Maschinen arbeiten grundsätzlich nach dem Prinzip des Zerspanens — zum Teil auch gleichzeitig nach dem des Brechens —, um das Gestein aus seinem Verband herauszulösen. Das heißt, die mit einem Schneidkopf versehenen Werkzeuge werden gezwungen, ihren Weg so durch das Gestein zu nehmen, daß als Folge dieser zwangsläufigen Bewegung das Abtrennen von „Spänen“ erfolgt. Diese „Späne“ zeigen jedoch auf Grund des spröden Gesteins nicht die Form von Fließspänen, wie sie z. B. bei der Stahlzerspanung entstehen, sondern fallen in der bekannten Art des Bohr- oder Schrämkleins an und sind daher allenfalls mit den bei der Zerspanung einiger Metallsorten entstehenden Reiß- bzw. Bruchspänen zu vergleichen. Das teilweise gleichzeitig angewandte Prinzip des Brechens besteht darin, beim Zerspanen Gesteinskerne oder -rippen stehen zu lassen, die durch geeignet geformte Schneidwerkzeuge selbst oder durch besondere Brechwerkzeuge fortlaufend weggebrochen werden.

Um eine zerspanende Gewinnung bzw. Bearbeitung von Gesteinen technisch-wirtschaftlich durchführen zu können, sind verschiedene Voraussetzungen zu erfüllen. Zunächst muß das zu bearbeitende Gestein derartige Festigkeitseigenschaften und damit verbunden mineralogische Zusammensetzung, Gefüge und Härte aufweisen, daß sein Formänderungsvermögen durch einen praktisch auf das im Angriff stehende Werkzeug ausübbareren Andruck überschritten wird und ein Eindringen in das Gestein erfolgen kann. Wenn der erforderliche Mindestandruck — in der Bohrtechnik auch als „kritischer Druck“ bezeichnet — nicht aufgebracht werden kann, erfolgt lediglich eine unerwünschte schleifende Bearbeitung.

Die Salzgesteine erfordern einen verhältnismäßig geringen Mindestandruck. Hohe Vortriebsleistungen durch große Spanstärke, d. h. also große Eindringtiefe des Werkzeuges, bedingen jedoch eine erhebliche Drucksteigerung über das Minimum hinaus, die nur durch kräftige Spann- oder Anpreßvorrichtungen bzw. großes Eigengewicht bei Reibungsschluß der Maschinen bewirkt werden kann und im Interesse der Beweglichkeit der Gewinnungsmaschinen begrenzt bleiben muß.

Eine weitere Voraussetzung ist in einem wirtschaftlich vertretbaren Energieaufwand bei der Bewegung der Schneidwerkzeuge durch das Gestein zu sehen. Eine ausreichende Vortriebsleistung muß für eine gegebene Schnittgeschwindigkeit bei Überwindung möglichst geringen Schnittwiderstandes — oder anders gesagt, bei möglichst geringem Aufwand an Schnittkraft — erzielt werden können.

Wesentlich ist weiterhin für die zerspanende Gewinnung das Material der Schneidwerkzeuge, insbesondere der Schneiden selbst. Je mehr die Schneiden durch Überwindung des Schnittwiderstandes längs des Schneidweges beansprucht werden, um so mehr verschleifen sie, und zwar um so schneller, je höher die Schnittgeschwindigkeit ist. Einmal ist jedoch das Schneidenmaterial —

bei Salzgesteinen im allgemeinen Hartmetall — teuer, so daß schon aus diesem Grund ein zerspanendes Bearbeiten von Gesteinen nur soweit in Frage kommen kann, als bei hinreichenden Vortriebsleistungen ein wirtschaftlich noch vertretbarer Verschleiß eingehalten wird. Zum anderen ergibt sich bei sehr schnell verschleißendem Schneidmaterial zu oft die Notwendigkeit, die abgearbeiteten gegen frisch angeschliffene Schneidwerkzeuge auswechseln zu müssen, so daß der Anteil der Rüstzeit an der Gesamteinsatzzeit der betreffenden Gewinnungsmaschine unzulässig hoch wird.

Für den ungehinderten Ablauf des Zerspanungsvorganges ist schließlich noch die ständige Abführung des anfallenden Gesteinskleins von erheblicher Bedeutung. Eine befriedigende Arbeitsweise zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen ist nur so lange gewährleistet, als das ständige Eindringen des Schneidwerkzeuges in das Gestein gar nicht oder nur unwesentlich durch das anfallende Gesteinsklein gehemmt wird.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

Die in der Praxis übliche Art der Abführung des Gesteinskleins ist die durch die Luftströmung bewirkte Abfuhr. Diese Art der Abfuhr ist nur bei sehr geringen Leistungen und bei sehr weichen Gesteinen möglich. Bei höheren Leistungen und bei härteren Gesteinen ist die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen notwendig. Diese Art der Abfuhr ist bei hohen Leistungen und bei härteren Gesteinen die einzige wirtschaftliche Möglichkeit. Die Abfuhr des Gesteinskleins durch Wasserstrahlen ist in der Praxis bei Leistungen bis zu 1000 m³/h möglich.

... des Festhaltens im allgemeinen Hartmetall -- sonst so daß schon aus diesem Grund ein zerspannendes Bearbeiten von Gesteinen nur soweit in Frage kommt, wie es bei hinreichendem Verschleiß der Schneidwerkzeuge ein wirtschaftlich noch vertretbarer Verschleiß einhalten wird. Zum anderen ergibt sich bei sehr schnell veränderlichem Schneidmaterial zu oft die Notwendigkeit, die abgearbeiteten Werkzeuge durch nachgeschliffene Schneidwerkzeuge auszuwechseln zu lassen.

3 DIE BEDEUTUNG DER SCHNITTKRAFT FÜR KONSTRUKTION UND EINSATZ ZERSPANEND ARBEITENDER GEWINNUNGSMASCHINEN

Das Ziel bei der Konstruktion und dem Einsatz einer Gewinnungsmaschine muß also sein, größtmögliche Leistungsfähigkeit bei möglichst geringem Aufwand an installierter Leistung, an Einrichtungen zur Gewährleistung des notwendigen Andruckvermögens sowie der ständigen Abführung des Gesteinskleins und möglichst geringem Verschleiß an Schneidwerkzeugen zu erreichen. Um insbesondere die installierte Leistung für den Antrieb der Schneidwerkzeuge auf ein ausreichendes Minimum beschränken zu können, muß der Konstrukteur für ein gegebenes Gestein vor allem die Größe der auftretenden Schnittkräfte und deren Abhängigkeit von den frei wählbaren Einflußgrößen kennen. Das gilt gleichermaßen für den Konstrukteur der Gewinnungsmaschinen als auch den der Schneidwerkzeuge. Die Kenntnis des Schnittkraftverhaltens ist ebenfalls von erheblicher Bedeutung, um eine optimale Wirkung beim Einsatz derartiger Maschinen erzielen zu können.

4 DIE BISHERIGE KENNTNIS DER FÜR GESTEINE AUFZUWENDENDEN SCHNITTKRAFT

Unsere bisherige Kenntnis über die bei der zerspanenden Bearbeitung von Gesteinen auftretenden Schnittkräfte ist gering. Aus dem deutschsprachigen Schrifttum ist im wesentlichen das Bestreben zu erkennen, die Bearbeitbarkeit und insbesondere die Bohrbarkeit in einem Summenwert zu erfassen. Daß die *Mohs'sche* Härteskala dafür völlig ungeeignet war, stellte sich schnell heraus. Aber auch die in der Praxis vielfach als Anhaltswerte herangezogenen Ergebnisse aus Rückprallhärtemessungen mittels Skleroskops (Shore-Härte) müssen nach den Untersuchungen von *Wolansky* [4] für diesen Zweck als unvollkommen geeignet angesehen werden. Nach einem von *Sievers* [5] vorgeschlagenen Verfahren soll die Bohrbarkeit nach dem Widerstand des Gesteins gegen das Eindringen einer Bohrschneide und den Verschleißwirkungen, die das Gestein auf die Schneide ausübt, beurteilt werden. Aus dem gemessenen Eindringwiderstand könnte zwar mittelbar die Schnittkraft bestimmt werden, jedoch würde aus den erhaltenen Werten wegen der bei der Messung eingehaltenen Einheitsbedingungen der Einfluß verschiedener Meißelformen und Schnittbedingungen nicht hervorgehen. Bezüglich der bei der zerspanenden Bearbeitung von Gesteinen auftretenden Schnittkräfte können mit einem derartigen Verfahren also lediglich relative Näherungswerte erhalten werden.

Direkte Schnittkraftmessungen an Kohle sind aus den Veröffentlichungen von *Nekrassow* [6] [7] bekannt geworden. Als Ergebnis seiner mit sowjetischen Schrägmeißeln durchgeführten Untersuchungen stellt *Nekrassow* eine Beziehung zwischen der maximalen Hauptschnittkraft P_{\max} einerseits und der Druckfestigkeit der Kohle σ_D und der Spantiefe a andererseits in der Form

$$P_{\max} = K \cdot \sigma_D \cdot a^n$$

fest. Mit der Konstanten K und dem Exponenten n sind dabei die Winkelgebung der Schneide und eine konstante Spanbreite berücksichtigt.

In [6] wird außerdem auf eine von *Protodjakonow* nach Untersuchungen an Kohle auf einer Pendelramme aufgestellte empirische Formel hingewiesen, aus der eine Beziehung zwischen der mittleren Hauptschnittkraft P_{mit} , der Druckfestigkeit der Kohle σ_D , der Spanquerschnittsfläche F und dem Spanumfang U nach der Form

$$P_{\text{mit}} = K \cdot \sigma_D \sqrt[3]{F \cdot U}$$

hervorgeht. Die Konstante K stellt offenbar einen Formfaktor der Schneide dar. Wie an einem Beispiel [6] [7] aufgezeigt wurde, liefern beide Formeln verhältnismäßig gut übereinstimmende Ergebnisse, wenn $P_{\text{mit}} = 0,5 P_{\max}$ gesetzt wird.

Inwieweit diese Formeln auch zur Ermittlung der bei der Zerspanung von Salzgesteinen auftretenden Schnittkräfte herangezogen werden können, ist offenbar noch nicht untersucht worden. Eine solche Untersuchung muß jedoch wenig zweckmäßig erscheinen, allein schon angesichts der Tatsache, daß die Bestimmung der Druckfestigkeit von Gesteinen mit verhältnismäßig großer Unsicherheit verbunden ist. Bereits *Besigk* und *Kühne* [8] weisen darauf hin, daß sich je nach Form und Größe der Probenkörper und bei verschiedenem Tempo der Drucksteigerung während der Druckversuche stark voneinander abweichende Werte ergeben. Speziell hinsichtlich der Salzgesteine kommt *Kegel* [9] zu gleichen Feststellungen, die *Höfer* [10] neuerdings an Hand eigener Versuche noch einmal ausdrücklich bestätigt.

Durch Untersuchungen ließe sich wahrscheinlich nachweisen, welche Versuchsbedingungen dem hier genannten Zweck am besten entsprechen würden. Letzten Endes wird aber eine mehr oder weniger erhebliche Streuung unvermeidbar bleiben, die — abgesehen von den Inhomogenitäten der Gesteinsproben — z. B. durch bereits geringfügige Abweichungen in der Formgebung der Probenstücke und nicht immer vollkommen gleichmäßige Druckverteilung in dem Prüfgerät verursacht werden kann. Um den Streubereich einzuengen, ist also eine Vielzahl von Untersuchungen durchzuführen. *Besigk* und *Kühne* [8] erhielten bei 80 untersuchten Gesteinsproben noch eine maximale Streuung von $\pm 11\%$. Aus einer unveröffentlichten, von *Karnapp* verfaßten Meldearbeit am Institut für Bergbaukunde/Tiefbau der Bergakademie Freiberg [11] geht hervor, daß bei Druckfestigkeitsbestimmungen von Hartsalzen unter gleichen Versuchsbedingungen in Meßreihen an je 16 bis 20 Probenstücken als größte maximale Abweichung vom Mittelwert $\pm 35\%$ festzustellen war.

Unter diesen Umständen muß es also als verfehlt erscheinen, die Bestimmung der Schnittkraft für Gesteine über deren Druckfestigkeit vornehmen zu wollen, weil dies trotz großen Aufwandes nur zu wenig verlässlichen Anhaltswerten führen kann. Als ausreichende Grundlage für irgendwelche Aussagen über den Schnittkraftaufwand bei der zerspanenden Gewinnung von Salzgestein sowie dessen Zusammenhang mit der Werkzeugschneidenform und den Schnittbedingungen können daher nur Ergebnisse von direkten Schnittkraftmessungen angesehen werden, wovon auch die neuerdings bekannt gewordenen Untersuchungen der Firma Eickhoff [31] zeugen.

Der mit der Konstanten K und dem Exponenten n sind dabei die Winkelspannung der Scherkräfte und eine konstante Spannung verknüpft.

In [8] wird außerdem auf eine von P und U abhängige Formel hingewiesen, die auf einer Fundamentale aufgestellte empirische Formel darstellt, aus der eine Bestimmung der mittleren Hauptspannung P_m der Druckfestigkeit der Kohle σ_p der Hauptspannung P und dem Spannungswinkel U nach der Formel

$$P_m = K \cdot U^n$$

hergeleitet. Die Konstante K stellt offenbar einen Formfaktor der Scherkräfte dar. Wie an einem Beispiel [8] [9] aufgezeigt wurde, liefern beide Formeln verhältnismäßig gut übereinstimmende Ergebnisse, wenn $P_m = 0,5 P$ gesetzt wird.

5 DIE PHYSIKALISCHEN GRUNDLAGEN DER SCHNITTKRAFT

5.1 Erläuterung der Schnittkraft aus dem Zerspanungsvorgang

Um das Wesen der Schnittkraft zu erklären, geht man zweckmäßigerweise vom Zerspanungsvorgang aus. Hier kann man sich im wesentlichen auf die Erkenntnisse stützen, die auf dem Gebiet der spangebenden Formung von Metallen, insbesondere der bruchspanbildenden, gewonnen wurden und z. B. in Veröffentlichungen von *Brödner* [12], *Krekeler* [13], *Schallbroch-Bethmann* [14] sowie in der *Betriebshütte* [15, 16] ihren Niederschlag fanden. Es besteht kein Grund zu der Annahme, daß das Zerspanen von Gestein als ein grundsätzlich anders gearteter Vorgang betrachtet werden muß.

In vereinfachender Weise kann die Spanbildung danach als Aufeinanderfolge von Teilvorgängen sowie als ebenes Problem betrachtet werden, während sich bekanntlich das Zerspanen räumlich und die Teilvorgänge praktisch gleichzeitig abspielen.

Die infolge der Anpreßkraft in das Gestein eingedrungene Werkzeugschneide drückt bei ihrer zwangsweisen Bewegung in Schneidrichtung entsprechend ihrer Eindringtiefe gegen das Gestein, wie es das Bild 1 schematisch darstellt.



Bild 1

Schematische Darstellung des Zerspanungsvorganges (t = Eindringtiefe)

Bei fortschreitender Bewegung wird das in Schneidrichtung vor der Schneide befindliche Gestein so lange zunehmend auf Druck und Schub beansprucht, bis dort Bruchrisse entstehen, die Scherfestigkeit des Gesteins entlang der Schneidkante überschritten wird und sich durch Abscheren und Loslösen von der Schneide Spanelemente bilden.

Da die Salzgesteine bei dem mit verhältnismäßig hoher Geschwindigkeit ablaufenden Zerspanungsvorgang als spröde Werkstoffe mit geringer Verformfähigkeit reagieren, wird das Formänderungsvermögen schnell aufgebraucht. Bis zum Augenblick des Abscherens stehen die Spanelemente daher unter einem

elastischen Spannungszustand, der sich beim Ablösen von der Schneide ruckartig löst. Beim fortlaufenden Zerspanungsvorgang ergibt sich daher ein Schnittkraftverlauf, der sich durch sehr schroffe Schwankungen auszeichnet, wie aus den im Bild 14 (s. Seite 28) gezeigten Beispielen oszillographischer Aufnahmen des Schnittkraftverlaufs hervorgeht. Amplitude und Frequenz der Schwankungen zeigen dabei keinen regelmäßigen Verlauf, was offenbar auf die unterschiedliche Größe und Form der anfallenden Spänelemente zurückzuführen ist. Für diese Unterschiede sind neben dem Ausmaß der beanspruchenden Schneidfläche insbesondere die Inhomogenitäten des Gesteinsverbandes, d. h. die unterschiedlichen Festigkeiten der mineralogischen Bestandteile, die Größe der Kristallindividuen, das Ausmaß ihrer Verflechtung ineinander sowie ihre Lage in dem vor der Schneide herlaufenden Spannungsfeld verantwortlich zu machen.

Bei der zwangsweisen Bewegung der Werkzeugschneide durch das Gestein muß also ein Widerstand überwunden werden, der eine unter gleichbleibenden Schnittbedingungen dem jeweiligen Gestein eigentümliche Eigenschaft darstellt. Zur Überwindung dieses Widerstandes, der als Schnittwiderstand bezeichnet wird, muß dem Werkzeug eine gleich hohe, aber entgegengesetzte Kraft — die Schnittkraft — verliehen werden. Diese Schnittkraft stellt also gleichzeitig ein Maß für die Höhe des Schnittwiderstandes dar.

5.2 Die räumlichen Komponenten der Schnittkraft

Wie schon bereits angeführt wurde, ist die Zerspanung ein räumlicher Vorgang, so daß auch die zur Überwindung des Schnittwiderstandes aufzuwendende Schnittkraft eine räumlich gerichtete Kraft ist. Bei der Zerlegung in ihre

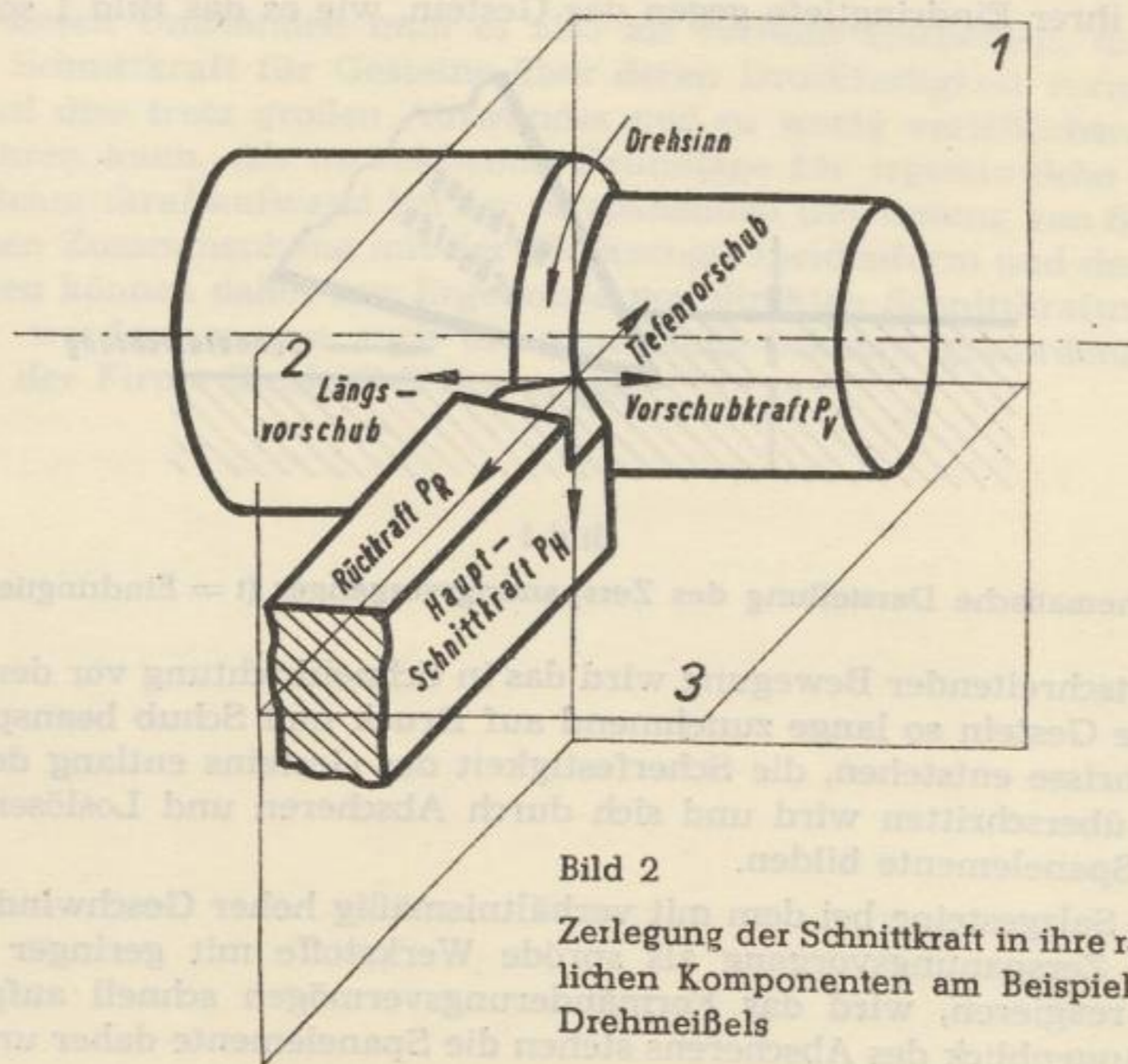


Bild 2

Zerlegung der Schnittkraft in ihre räumlichen Komponenten am Beispiel des Drehmeißels

drei Richtungskomponenten geht man zweckmäßigerweise von den bei der spangebenden Formgebung von Metallen üblichen Begriffen und Bezeichnungen aus. Hiernach ergibt sich eine Hauptschnittkraft P_H , eine Vorschubkraft P_V und eine Schaft- oder Rückkraft P_R , wie im Bild 2 für den Fall der zerspanenden Bearbeitung auf einer Drehbank (nach [14]) schematisch dargestellt ist.

Die Hauptschnittkraft P_H wirkt senkrecht zur Aufspannfläche des Schneidwerkzeuges, die Vorschubkraft P_V in Richtung des Vorschubes und die Rückkraft P_R in Richtung des Werkzeugschaftes. Es gelten die von dem sich bewegendem Körper (hier der bearbeitete Werkstoff) auf den feststehenden Körper (hier das Schneidwerkzeug) ausgeübten Kräfte als positiv.

Bei den im Salzbergbau eingesetzten Gewinnungsmaschinen, welche nach dem Prinzip des Zerspanens arbeiten, erfolgt der Angriff der Schneidwerkzeuge auf das Gestein im allgemeinen derartig, daß der Schneidkopf des einzelnen

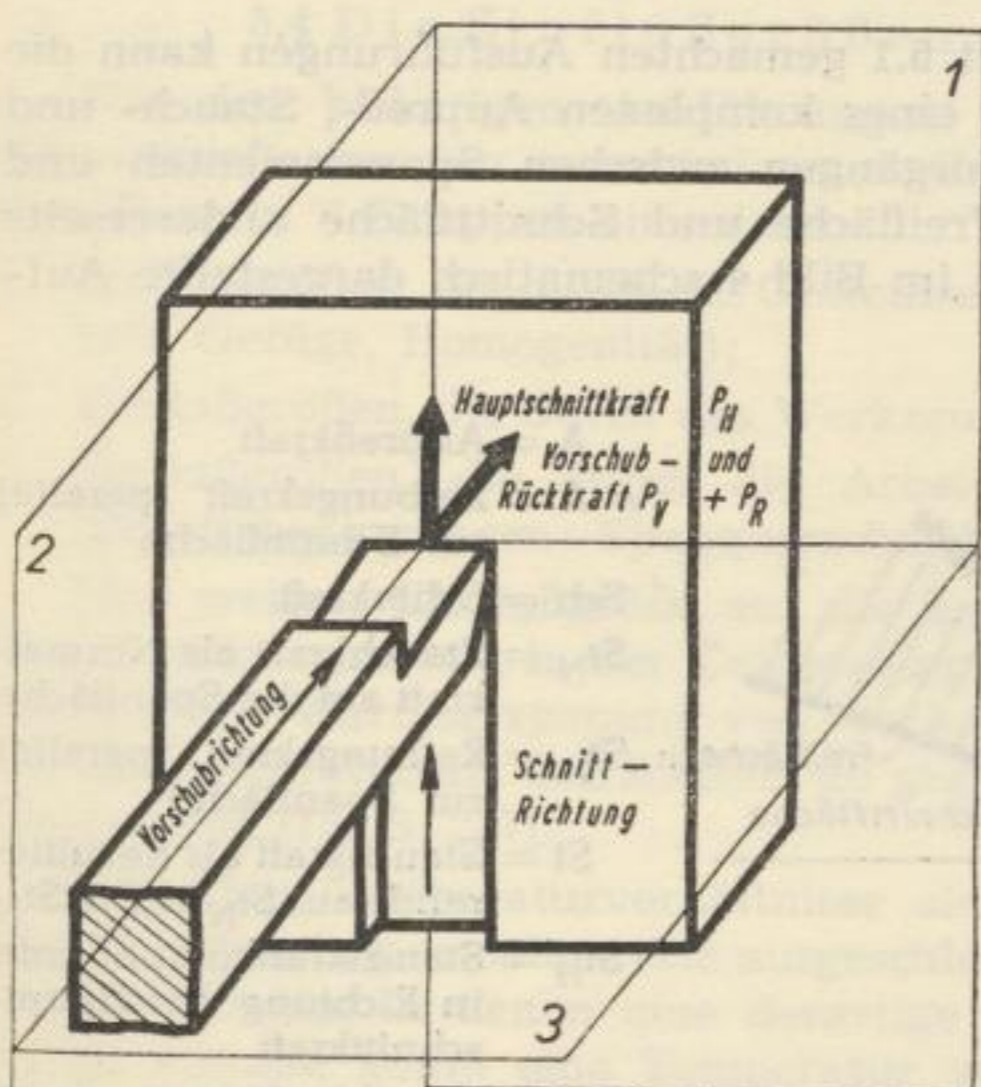


Bild 3

Zerlegung der Schnittkraft in ihre räumlichen Komponenten am Beispiel des Stechmeißels

Werkzeuges eine Einkerbung erzeugt. Diese Einkerbung wird um so tiefer, je größer der mit dem Werkzeug auf das Gestein ausgeübte Andruck ist. Die Arbeitsweise solcher Schneidwerkzeuge ist also grundsätzlich mit derjenigen vergleichbar, welche von dem beim Drehen und Hobeln zur Anwendung gelangenden Stechmeißel her bekannt ist. Unter diesen Bedingungen kann die Schnittkraft nur in zwei Richtungskomponenten zerlegt werden, da Rück- und Vorschubkraft in einer Richtung liegen, wie es im Bild 3 schematisch dargestellt ist.

Hinsichtlich der leistungsmäßigen Auslegung für den Antrieb der Schneidwerkzeuge spielt die vereinigte Vorschub- und Rückkraftkomponente eine untergeordnete Rolle, da die in gleicher Richtung wirkende Vorschubgeschwindigkeit nur verhältnismäßig niedrige Werte erreicht. Beispielsweise seien hier die Verhältnisse bei der Säulendrehbohrmaschine DIN A I angeführt. Laut Prospekt 1761/1956 des VEB Werkzeugfabrik Königsee kann mit diesem Typ eine

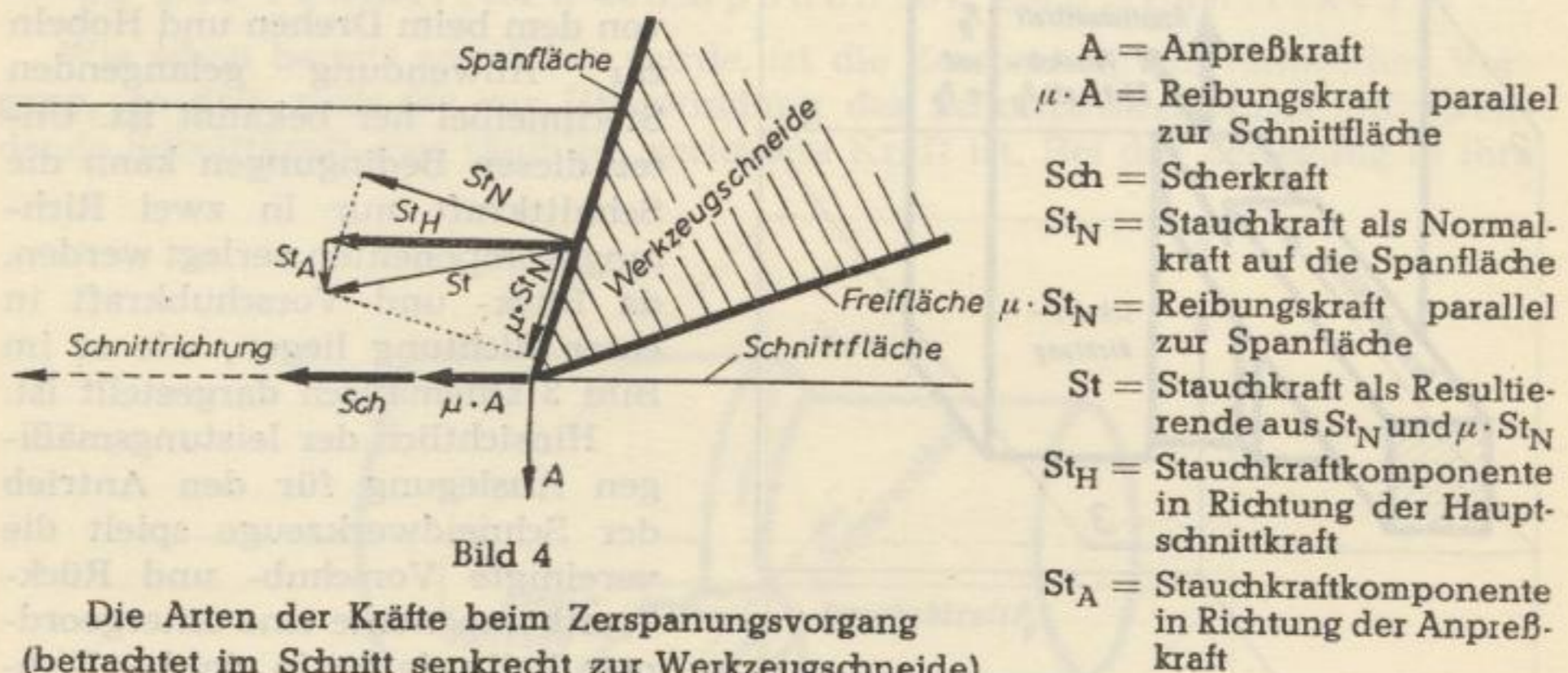
maximale Vorschubgeschwindigkeit von $1760 \text{ mm/min} \approx 0,03 \text{ m/s}$ erreicht werden. Nimmt man an, daß bei dieser Geschwindigkeit eine Anpreßkraft von 600 kp wirksam wäre, so müßte für den Vorschub eine Leistung von $\frac{600 \cdot 0,03}{102} = 0,18 \text{ kW}$ aufgebracht werden.

Das wären jedoch nur 7,5 % der mit 2,4 kW angegebenen Nennleistung des Motors. Andererseits stellt eine Anpreßkraft von 600 kp theoretisch bereits das Maximum der in Vorschubrichtung übertragbaren Maschinenkraft dar, da die Reibungskupplung der Drehbohrmaschinen normalerweise auf eine derartige Grenzbeanspruchung eingestellt ist und bei höheren Anpreßkräften den Vorschub automatisch abschalten soll.

Entscheidend für die Auslegung der Antriebsleistung von Gewinnungsmaschinen ist dagegen die Hauptschnittkraftkomponente, da deren Richtung mit der Schnittrichtung zusammenfällt, wodurch sie – wie es schon die Bezeichnung andeutet – die Bedeutung der hauptsächlich leistungsführenden Komponente erlangt. Aus diesem Grunde wurden die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen auf die Hauptschnittkraft P_H beschränkt.

5.3 Die Teilkräfte der Schnittkraft

Unter Hinweis auf die im Abschnitt 5.1 gemachten Ausführungen kann die Bildung von Spanelementen als Folge eines komplexen Anpreß-, Stauch- und Schervorganges sowie von Reibungsvorgängen zwischen Spanelementen und Spanfläche einerseits und zwischen Freifläche und Schnittfläche andererseits betrachtet werden [14, S. 4], wie es die im Bild 4 schematisch dargestellte Aufteilung der Kräfte erkennen läßt.



Faßt man zur Vereinfachung die als Normalkraft auf die Spanfläche wirkende Stauchkraft St_N und die infolge dieser Kraft zwischen Spanelementen und Spanfläche wirkende Reibungskraft $\mu \cdot St_N$ zu einer resultierenden Stauchkraft St zusammen, so kann die mit der Schnittrichtung gleichgerichtete Hauptschnittkraft als Summe folgender Teilkräfte gelten:

- a) der der Richtung der Hauptschnittkraft entsprechenden Komponente der resultierenden Stauchkraft St_H ,
- b) der Scherkraft Sch und
- c) der Reibungskraft $\mu \cdot A$, die sich auf Grund des mit der Anpreßkraft A auf die Schnittfläche gedrückten Teiles der Freifläche der Schneide ergibt:

$$P_H = St_H + Sch + \mu \cdot A.$$

Die Angriffspunkte der Teilkräfte liegen in den gemeinsamen Berührungspunkten zwischen Gestein und Werkzeugschneide, also an der Schneidkante sowie auf der Spanfläche und der Freifläche der Schneide.

Mit der Formgebung der Schneide — ausgedrückt in deren Winkeln — ändern sich Lage und Umfang der Angriffspunkte bzw. -flächen, was sich zwangsläufig auch auf die Größe der Teilkräfte sowie auf ihr Anteilverhältnis und damit auf die Schnittkraft schlechthin auswirken muß. Ebenfalls ändern sich mit dem Spanquerschnitt insbesondere die Angriffsflächen, so daß vornehmlich mit einer Änderung der Stauchkraft zu rechnen ist. Bei einer Änderung der Schnittgeschwindigkeit ist zwar keine wesentliche Änderung der Angriffsflächen hinsichtlich Lage und Größe anzunehmen, jedoch wirken sich hierbei nach den Erfahrungen bei der Metallzerspanung offenbar gewisse Änderungen des Zerspanungsvorganges auf die Größe der Teilkräfte aus.

5.4 Die Einflußgrößen auf die Schnittkraft

Wie den bisherigen Ausführungen bereits zu entnehmen ist, wird die Schnittkraft von den verschiedensten Größen beeinflusst. Grundsätzlich lassen sich diese in 3 Gruppen einordnen:

1. Einflußgrößen, die durch die Gesteinseigenschaften bedingt sind (u. a. Festigkeit, Gefüge, Homogenität);
2. Einflußgrößen, die durch das Werkzeug bedingt sind (Form und Größe);
3. Einflußgrößen, die durch die Arbeitsweise der Maschinen bedingt sind (Schnittbedingungen: Spanquerschnitt und Schnittgeschwindigkeit).

Eine weitere Einflußgröße auf die Schnittkraft ist nach den Erkenntnissen der Metallzerspanung in der Temperatur des zu bearbeitenden Materials zu erblicken. Bei Warmzerspannung von Werkstücken (Temperaturen $> 800^{\circ}\text{C}$) sinkt die Hauptschnittkraft beträchtlich ab gegenüber einer Zerspanung bei Zimmertemperatur [15, S. 287].

Derartige Temperaturverhältnisse sind bei der zerspanenden Gewinnung von Salzgestein normalerweise ausgeschlossen, da die natürliche Gesteinswärme in den Teufen, in denen eine derartige Gewinnung angewandt wird oder in Frage kommt, kaum eine Temperatur von 60°C übersteigt. Der Einfluß der beim Zerspanungsvorgang durch Reibung und Verformung an Werkzeugschneide und Gestein entstehenden Wärme wird bei Schnittkraftversuchen zwangsläufig mit erfaßt, so daß sich also Untersuchungen des Schnittkraftaufwandes für bestimmte Gesteinsarten auf die Ermittlung des Einflusses der vorstehend unter 2. und 3. genannten Größen erstrecken müssen. Hinsichtlich des Werkzeuges ist dabei insbesondere der Einfluß der Form, also der verschiedenen, an der Schneide auftretenden Winkel, und hinsichtlich der Arbeitsweise der Maschinen der Einfluß der unterschiedlichen Schnittbedingungen, d. h. des Spanquerschnitts und der Schnittgeschwindigkeit, zu berücksichtigen.

6 SCHNITTKRAFTMESSUNGEN AN SALZGESTEINEN UNTER LABORATORIUMSBEDINGUNGEN

Wenn an Gesteinen laboratoriumsmäßige Messungen durchgeführt werden, so erfährt der Wert der daraus erhaltenen Ergebnisse für die praktische Anwendung von vornherein eine gewisse Einschränkung. Das ist insbesondere dadurch bedingt, daß die Messungen nicht am anstehenden Gesteinsverband, sondern nur an Gesteinsproben durchgeführt werden können. Die Spannungen, denen das Gestein im anstehenden Verband unterworfen ist, können in der der Schnittkraftuntersuchung unterworfenen Gesteinsprobe nicht den natürlichen Verhältnissen nachgebildet werden. Zweifellos üben jedoch auch diese Spannungen einen gewissen Einfluß auf die Gesteinseigenschaften hinsichtlich ihrer Zerspanbarkeit aus.

Ein weiterer Grund liegt darin, daß die Gesteinsproben durch irgendeinen Gewinnungsvorgang aus dem Anstehenden herausgelöst werden müssen, was je nach der Gewinnungsmethode zu einer mehr oder weniger großen Rückwirkung auf die Festigkeitseigenschaften führen kann.

Im vorliegenden Falle kommt noch hinzu, daß die Versuchsbedingungen nicht exakt den praktischen Einsatzbedingungen beispielsweise einer Drehbohrmaschine oder Streckenvortriebsmaschine nachgebildet werden. Durch entsprechenden Aufwand wäre dies zwar möglich, aber Ziel der vorliegenden Arbeit soll ja sein, zu Schlußfolgerungen zu gelangen, denen eine grundsätzlich gleiche Bedeutung für alle zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen beizumessen ist.

Wenn die vorerwähnten Einschränkungen auch nicht übersehen werden sollen, so besteht doch kein Grund zu der Annahme, daß die aus den Laboratoriumsversuchen gewonnenen prinzipiellen Erkenntnisse nicht auch auf die Praxis übertragbar seien. Inwieweit sich diese Übertragbarkeit auch auf die ermittelten absoluten Werte ausdehnen läßt, soll nach einem Vergleich mit Ergebnissen von Schnittkraftmessungen am anstehenden Gestein, die ebenfalls vom Verfasser durchgeführt wurden [17], geprüft werden.

6.1 Versuchs- und Meßeinrichtung

6.11 Die verwendeten Maschinen

Um den grundsätzlichen Einfluß der werkzeug- und maschinenbedingten Faktoren auf die bei der Zerspannung von Salzgesteinen aufzuwendende Schnittkraft zu ermitteln, erschien eine Tischhobelmaschine, wie sie bei der Metallzerspannung Anwendung findet, hinreichend geeignet. Auf Grund der Arbeitsweise und der robusten Bauart bestanden nur geringe Befürchtungen, daß durch die Eigenschwingungen der Maschine eine Verfälschung der Meßergebnisse erfolgen könnte. Weiterhin gestattete diese Maschine, die Versuche an verhältnismäßig großen Gesteinsproben durchzuführen.

Die verwendete Hobelmaschine war eine sogenannte Doppelständermaschine älterer Bauart. Die Geschwindigkeit des Hobeltisches betrug beim Arbeitshub 0,2 m/s, beim Rücklauf 0,33 m/s. Die automatische Vorschubeinrichtung gestattete, das Werkzeug nach jedem Arbeitshub senkrecht zur Laufrichtung des Tisches um einen einstellbaren Betrag weiterzurücken. Je nach Einstellung konnte das sowohl in vertikaler Richtung (Tiefenvorschub) als auch horizontaler Richtung (Seitenvorschub) geschehen. Der automatische Tiefenvorschub konnte in Abstufungen von 0,275 mm, der automatische Seitenvorschub in Abstufungen von 0,43 mm verändert werden. Leider erwies es sich als unmöglich, die Hobelmaschine ohne erheblichen Aufwand auf mehrere Geschwindigkeitsstufen umzubauen. Zur Ermittlung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft mußte daher auf eine Leitspindeldrehbank mit Stufenrädernetriebe (Drehlänge 1 m, Spitzenhöhe 180 mm) zurückgegriffen werden.

6.12 Die verwendeten Schneidwerkzeuge

Um den prinzipiellen Einfluß der Schneidengeometrie auf die Schnittkraft beim Zerspanen von Salzgestein zu ermitteln, erscheint es nach den auf dem Gebiet der spangebenden Metallformung vorliegenden Erkenntnissen bedeutungslos, an welcher speziellen Form eines Schneidwerkzeuges für das Drehen

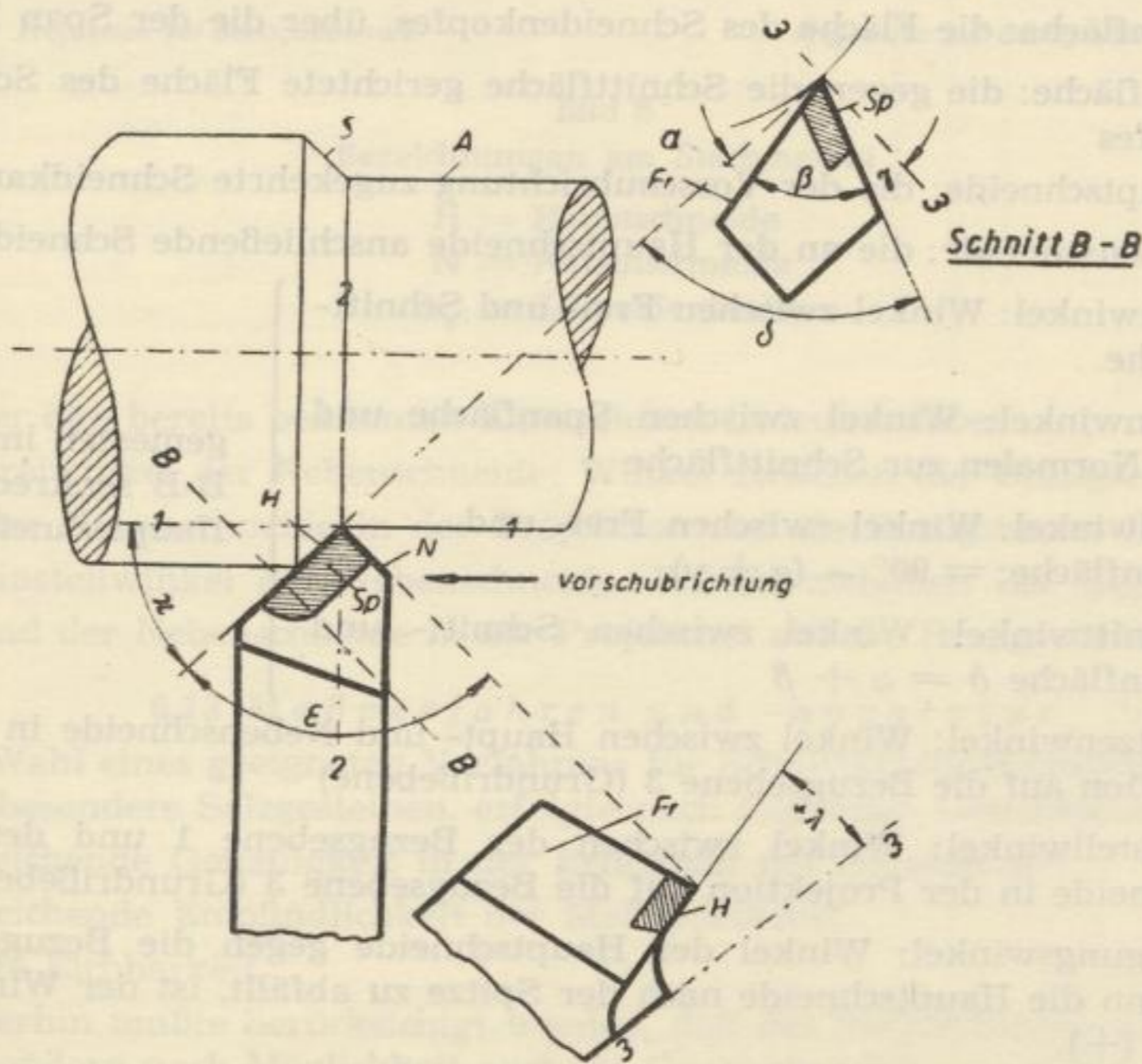


Bild 5

Flächen und Winkel am Drehmeißel

- 1 - . - . - 1 Spur der Bezugsebene 1 - 1
- 2 - . - . - 2 Spur der Bezugsebene 2 - 2
- 3 - . - . - 3 Spur der Bezugsebene 3 - 3

oder Hobeln oder eine diesen Zerspanungsarbeiten sehr ähnliche Bearbeitungsweise die diesbezüglichen Untersuchungen durchgeführt werden, da sich auch unterschiedliche Grundformen letztlich auf gleichartige Schneidenwinkel mit gleichartigem Einfluß auf den Zerspanungsvorgang zurückführen lassen. Gewählt wurde die Form eines geraden rechten Schruppmeißels gemäß DIN 4971, da mit dieser Meißelart praktisch alle wesentlichen Schneidenwinkel erfaßt werden können. Die Kennzeichnung der Flächen und Winkel, durch die die Form des Schneidenkopfes grundsätzlich bestimmt ist, und einige sonstige, im Verlauf der Darlegungen wiederkehrende Bezeichnungen werden am Beispiel eines Drehmeißels (s. Bild 5) nachfolgend erläutert.

In der zeichnerischen Darstellung sind die Winkelwerte auf ein räumliches Koordinatensystem bezogen, dessen Nullpunkt in die Schneidenspitze gelegt wurde. Die Bezugsebenen entsprechen den im Bild 2 gewählten. Bezugsebene 3 ist gleichzeitig Grundrißebene.

- S = Schnittfläche: die am Werkstück unmittelbar unter der Schneide entstehende Fläche
- A = Arbeitsfläche: die durch den Schneidvorgang erzielte Oberfläche des Werkstückes
- Sp = Spanfläche: die Fläche des Schneidenkopfes, über die der Span läuft
- Fr = Freifläche: die gegen die Schnittfläche gerichtete Fläche des Schneidenkopfes
- H = Hauptschneide: die der Vorschubrichtung zugekehrte Schneidkante
- N = Nebenschneide: die an der Hauptschneide anschließende Schneidkante
- α = Freiwinkel: Winkel zwischen Frei- und Schnittfläche
- γ = Spanwinkel: Winkel zwischen Spanfläche und der Normalen zur Schnittfläche
- β = Keilwinkel: Winkel zwischen Frei- und Spanfläche: $= 90^\circ - (\alpha + \gamma)$
- δ = Schnittwinkel: Winkel zwischen Schnitt- und Spanfläche $\delta = \alpha + \beta$
- ε = Spitzenwinkel: Winkel zwischen Haupt- und Nebenschneide in der Projektion auf die Bezugsebene 3 (Grundrißebene)
- \varkappa = Einstellwinkel: Winkel zwischen der Bezugsebene 1 und der Hauptschneide in der Projektion auf die Bezugsebene 3 (Grundrißebene)
- λ = Neigungswinkel: Winkel der Hauptschneide gegen die Bezugsebene 3. Wenn die Hauptschneide nach der Spitze zu abfällt, ist der Winkel positiv (+).

gemessen im Schnitt
B-B senkrecht zur
Hauptschneide

Zur Untersuchung des Einflusses der Schnittbedingungen auf die Schnittkraft wurde die Form eines Stechmeißels gewählt, da die auf Grund der Arbeitsweise von Schneidwerkzeugen an zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen bevorzugten Spanquerschnittsformen denen weitgehend vergleichbar sind, die durch Anwendung eines Stechmeißels erzielt werden. Die Formgebung des Schneidenkopfes geht aus Bild 6 hervor.

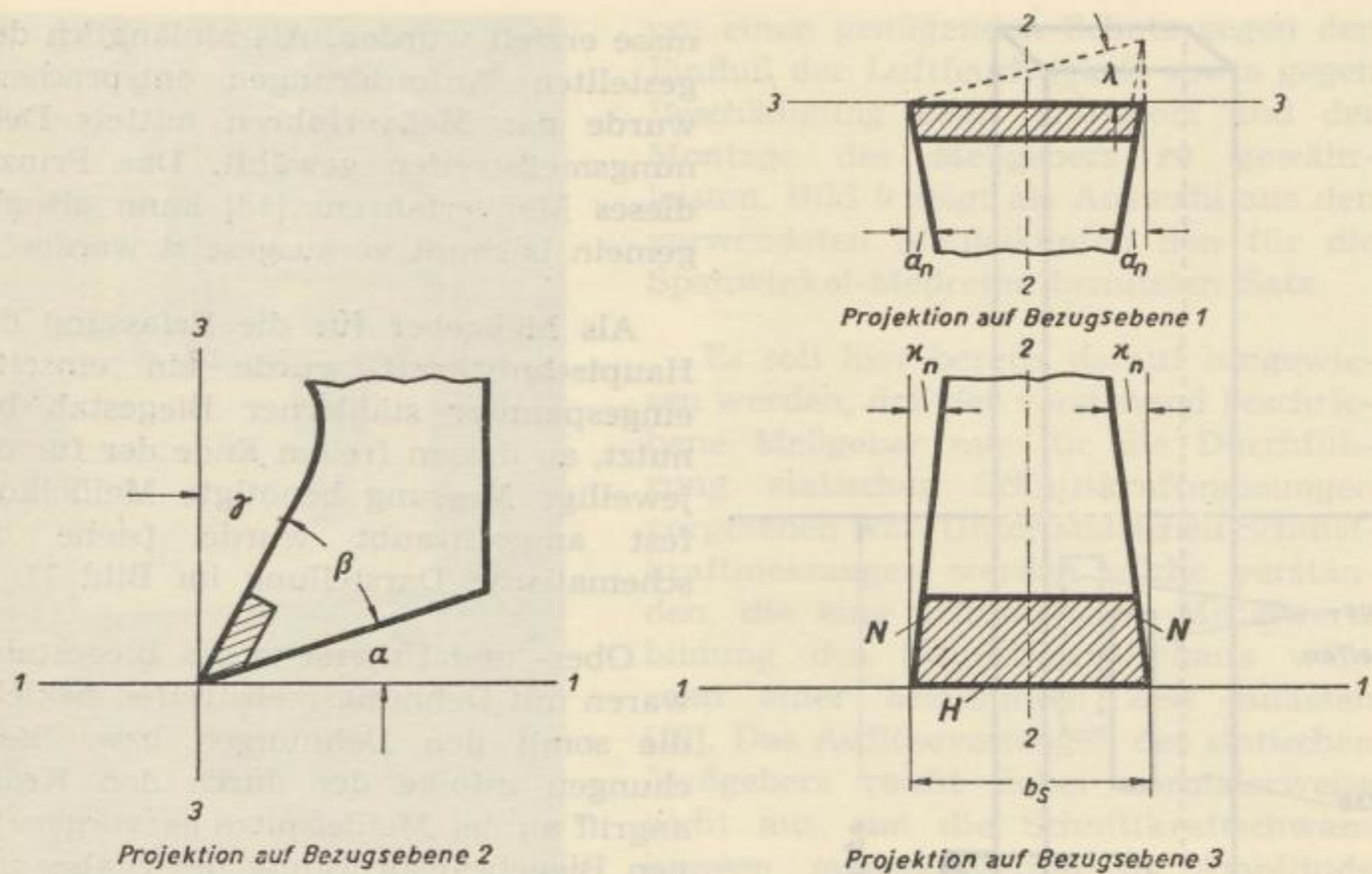


Bild 6
Bezeichnungen am Stechmeißel

- H = Hauptschneide
- N = Nebenschneide
- b_s = Schneidenbreite

Außer den bereits bekannten Kurzzeichen bedeutet dabei
 α_n = Freiwinkel der Nebenschneide: Winkel zwischen der Bezugsebene 2 und der Nebenschneide in der Projektion auf die Bezugsebene 1;
 κ_n = Einstellwinkel der Nebenschneide: Winkel zwischen der Bezugsebene 2 und der Nebenschneide in der Projektion auf die Bezugsebene 3.

6.13 Meßverfahren und -apparatur

Die Wahl eines geeigneten Verfahrens für Schnittkraftmessungen an Gesteinen, insbesondere Salzgesteinen, erfolgte nach folgenden Gesichtspunkten:

- a) ausreichende Genauigkeit in der Erfassung der Schnittkraft,
- b) ausreichende Empfindlichkeit der Meßapparatur,
- c) leichte Eichbarkeit.

Weiterhin mußte berücksichtigt werden, daß das Meßverfahren nicht nur im Labor, sondern nach Möglichkeit auch im Grubenbetrieb anwendbar sein sollte. Die letzte Forderung bezog sich dabei auf die Anwendbarkeit des Meßverfahrens auf im untertägigen Einsatz stehende Abus-Strecken-vortriebsmaschinen.

Ein rein mechanisches Meßverfahren schied von vornherein aus, da bereits vor einigen Jahren am Institut für Bergbaukunde/Tiefbau an der Bergakademie Freiberg mit einem derartigen Verfahren nicht voll befriedigende Ergeb-

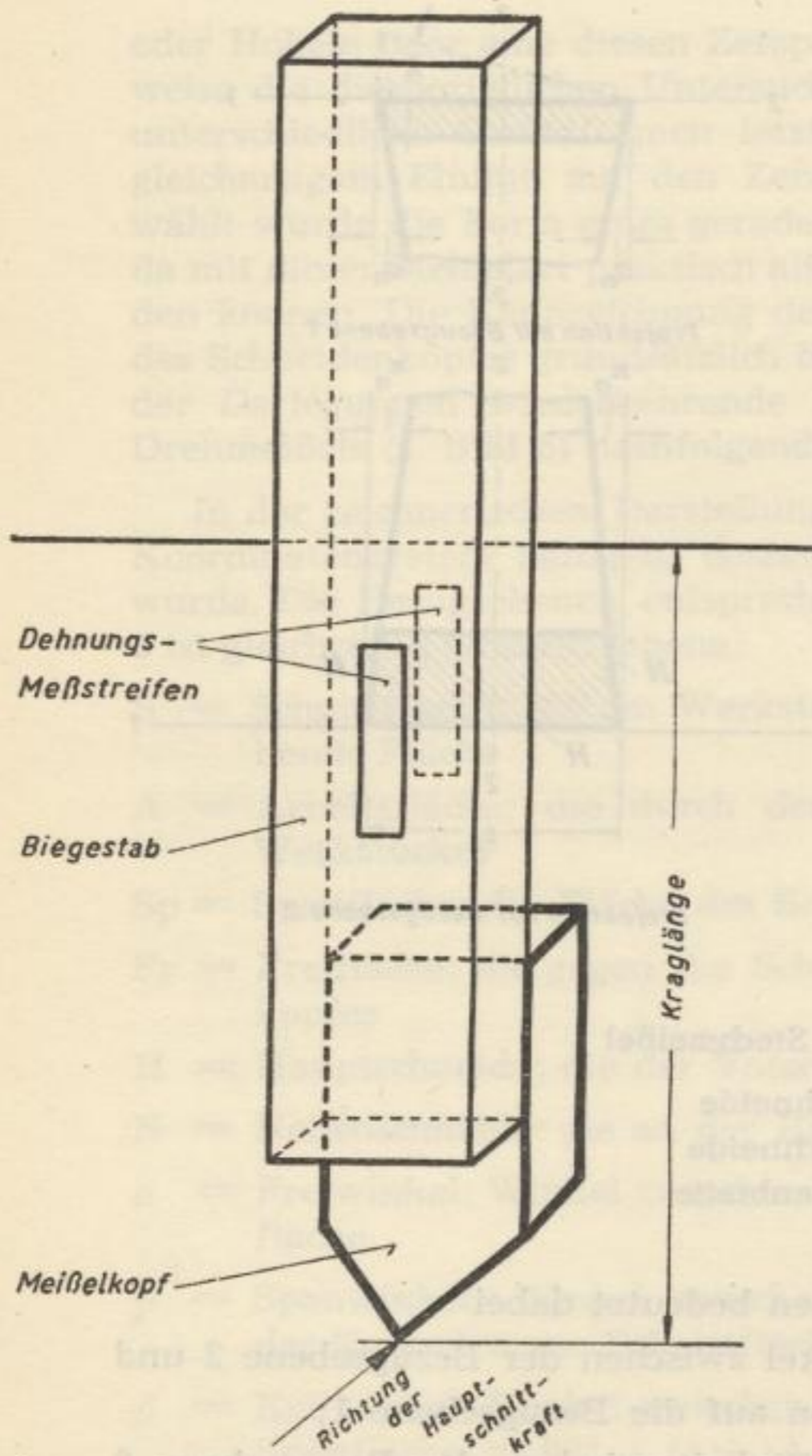


Bild 7

Schematische Darstellung des Meßgebers

nung der Kräfte bestätigt. Auch die beim Zerspanen mit dem Schruppmeißel infolge des horizontalen Vorschubes hervorgerufene Querbeanspruchung des Biegestabes zeigte im Rahmen der Versuchsbedingungen keinen Einfluß auf die Meßanzeige, die sich durch einen Kraftangriff in Richtung der Hauptschnittkraft ergab. Alle für die verschiedenen Meßreihen benötigten Meißelköpfe erhielten – von der Winkelgebung abgesehen – gleiche Abmessungen. Sie waren an dem Meßgeber so auswechselbar anzubringen, daß die als Eichgrundlage festgelegte Kraglänge vom Auflager bis zur Meißelspitze ständig konstant auf 145 mm gehalten werden konnte. Den in die Hobelmaschine eingespannten Meßgeber zeigt das Bild 8. Die im Bild erkennbare schwarze Blechkappe bildet die äußere Hülle einer mit Paraffin-Überzug versehenen Filzstreifen-Abdeckung der Dehnungsmeßstreifen. Eine derartige Vorrichtung erwies sich als notwendig,

nisse erzielt wurden. Als hinlänglich den gestellten Anforderungen entsprechend wurde das Meßverfahren mittels Dehnungsmeßstreifen gewählt. Das Prinzip dieses Meßverfahrens [18] kann als allgemein bekannt vorausgesetzt werden.

Als Meßgeber für die Erfassung der Hauptschnittkraft wurde ein einseitig eingespannter stählerner Biegestab benutzt, an dessen freiem Ende der für die jeweilige Messung benötigte Meißelkopf fest angeschraubt wurde (siehe die schematische Darstellung im Bild 7).

Ober- und Unterseite des Biegestabes waren mit Dehnungsmeßstreifen beklebt, die somit den Dehnungen bzw. Stauungen infolge der durch den Kraftangriff an der Meißelspitze hervorgerufenen Biegebeanspruchung des Stabes unterworfen waren. Eine derartige paarweise Anordnung der Meßstreifen bewirkt einmal eine Verdoppelung der Meßempfindlichkeit. Zum anderen ist damit der Vorteil verbunden, daß in Längsrichtung des Biegestabes angreifende Kräfte nicht mitgemessen werden [18, S. 288]. Die Richtigkeit dieser Tatsache wurde durch entsprechende Vorversuche auch für die im vorliegenden Falle gewählte praktische Ausführung des Meßgebers, bei dem die in Längsrichtung auf die Meißelspitze einwirkende Anpreßkraft nicht unmittelbar in der neutralen Faser angriff, und die bei den Untersuchungen eingehaltene Größenordnung der Kräfte bestätigt.

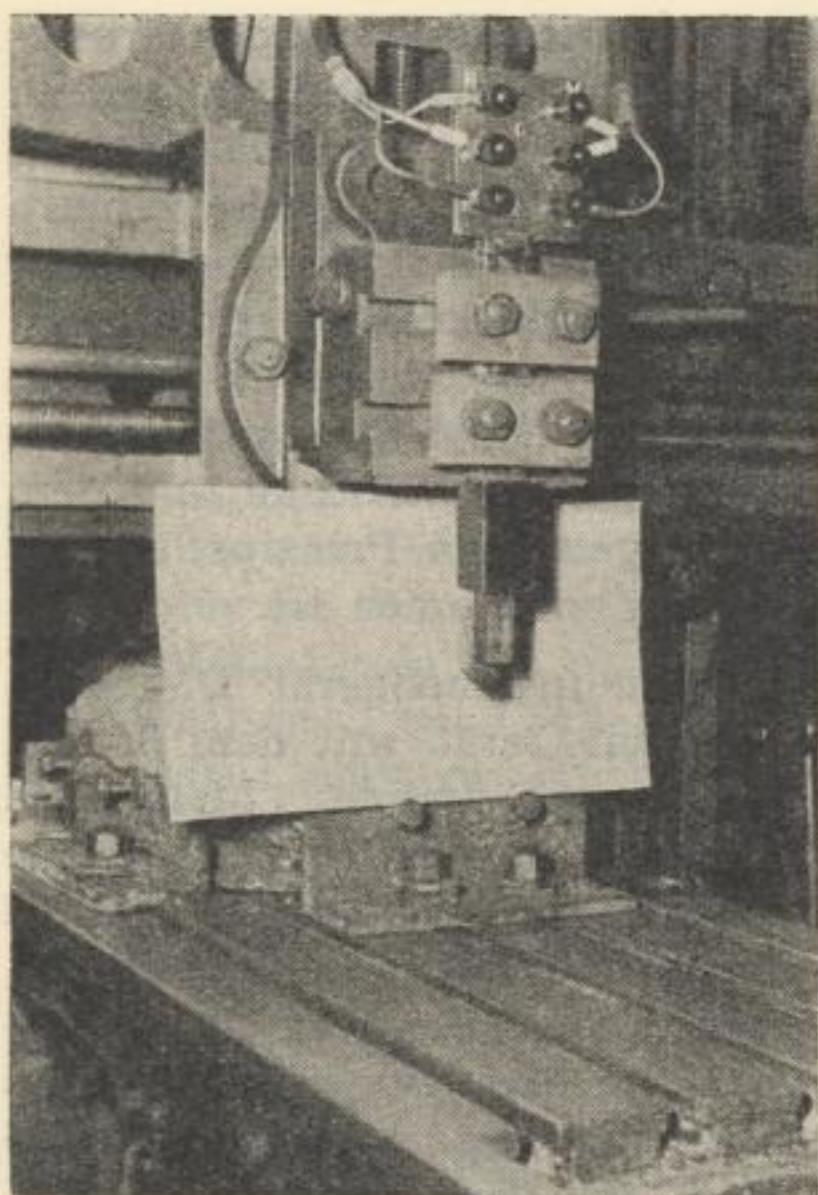


Bild 8

Meßgeber, eingespannt in
Hobelmaschine

um einen genügenden Schutz gegen den Einfluß der Luftfeuchtigkeit sowie gegen Beschädigung beim Transport und der Montage des Meßgebers zu gewährleisten. Bild 9 zeigt als Auswahl aus den verwendeten Meißelköpfen den für die Spanwinkel-Meßreihe benutzten Satz.

Es soll hier bereits darauf hingewiesen werden, daß der vorstehend beschriebene Meßgeber nur für die Durchführung statischer Schnittkraftmessungen vorgesehen war. Unter statischen Schnittkraftmessungen werden solche verstanden, die eine arithmetische Mittelwertbildung des Schnittkraftverlaufs während einer bestimmten Zeit zulassen [19]. Das Auflösevermögen des statischen Meßgebers reicht dabei normalerweise nicht aus, um die Schnittkraftschwankungen maßstabsgetreu in Amplitude und Frequenz wiederzugeben, wie es bei einer dynamischen Schnittkraftmessung zu fordern wäre. Von einer derartigen Meßweise, die an die Konstruktion des Meßgebers erheblich höhere Anforderungen gestellt hätte, wurde jedoch abgesehen, da der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft ausreichend erschien als Grundlage für Aussagen über den Schnittkraftaufwand bei zerspanender Gewinnung von Salzgestein.

forderungen gestellt hätte, wurde jedoch abgesehen, da der arithmetische Mittelwert der Schnittkraft ausreichend erschien als Grundlage für Aussagen über den Schnittkraftaufwand bei zerspanender Gewinnung von Salzgestein.

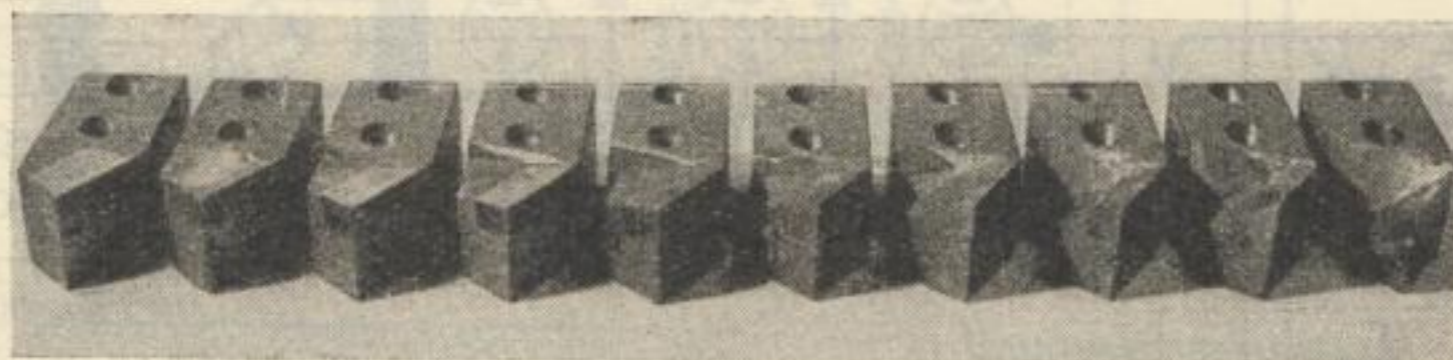


Bild 9

Meißelkopf-Satz für Spanwinkel-Meßreihe

Bei eingespanntem Meßgeber betrug die Abweichung der Meißelspitze von der unbelasteten Nulllage 0,4 mm, wenn dort eine Krafteinwirkung von 100 kp in Richtung der Hauptschnittkraft erfolgte. Dermaßen geringfügige Deformationen des Meßgebers haben natürlich auch nur entsprechend geringe Widerstandsänderungen in dem Dehnungsmeßstreifen zur Folge, die durch eine Meßbrückenschaltung unter Anwendung von Gleichspannung nicht in ausreichendem Maße erfaßt werden können. Es wurde daher das von der Firma Rentsch, Pirna-Copitz, entwickelte Dehnungsmeßgerät DM 3 eingesetzt (s. Bild 10). Dieses



Bild 10. Dreikanal-Dehnungsmeßgerät DM 3 (Firma Rentsch, Pirna)

ist in 5 Empfindlichkeitsstufen unterteilt, wobei die empfindlichste Stufe bereits bei einer Dehnung

$$\frac{\Delta l}{l} = 0,1 \text{ ‰}$$

Gerät arbeitet ebenfalls auf der Grundlage einer Meßbrücke, an die jedoch eine hochfrequente Wechselspannung (4 kHz) angelegt wird, wodurch auch geringe Meßspannungen in weitgehendem Maße verstärkt werden können. Der hohe Verstärkungsgrad bedingt einen entsprechenden apparativen Aufwand, wie aus dem Bild 10 und dem im Bild 11 gezeigten Prinzipschaltbild [nach 20] zu entnehmen ist.

Das Dehnungsmeßgerät DM 3 ist ein Dreikanal-Gerät, mit dem 3 voneinander unabhängige Meßstellen gleichzeitig erfaßt werden können. Die drei getrennten Brückenteile sind in dem oberen Gerätekasten (s. Bild 10), der gemeinsame Netz- und Generator-Teil sowie die den jeweiligen Kanälen zugeordneten Verstärker- und Gleichrichterteile in dem unteren Gerätekasten untergebracht. Der Meßbereich

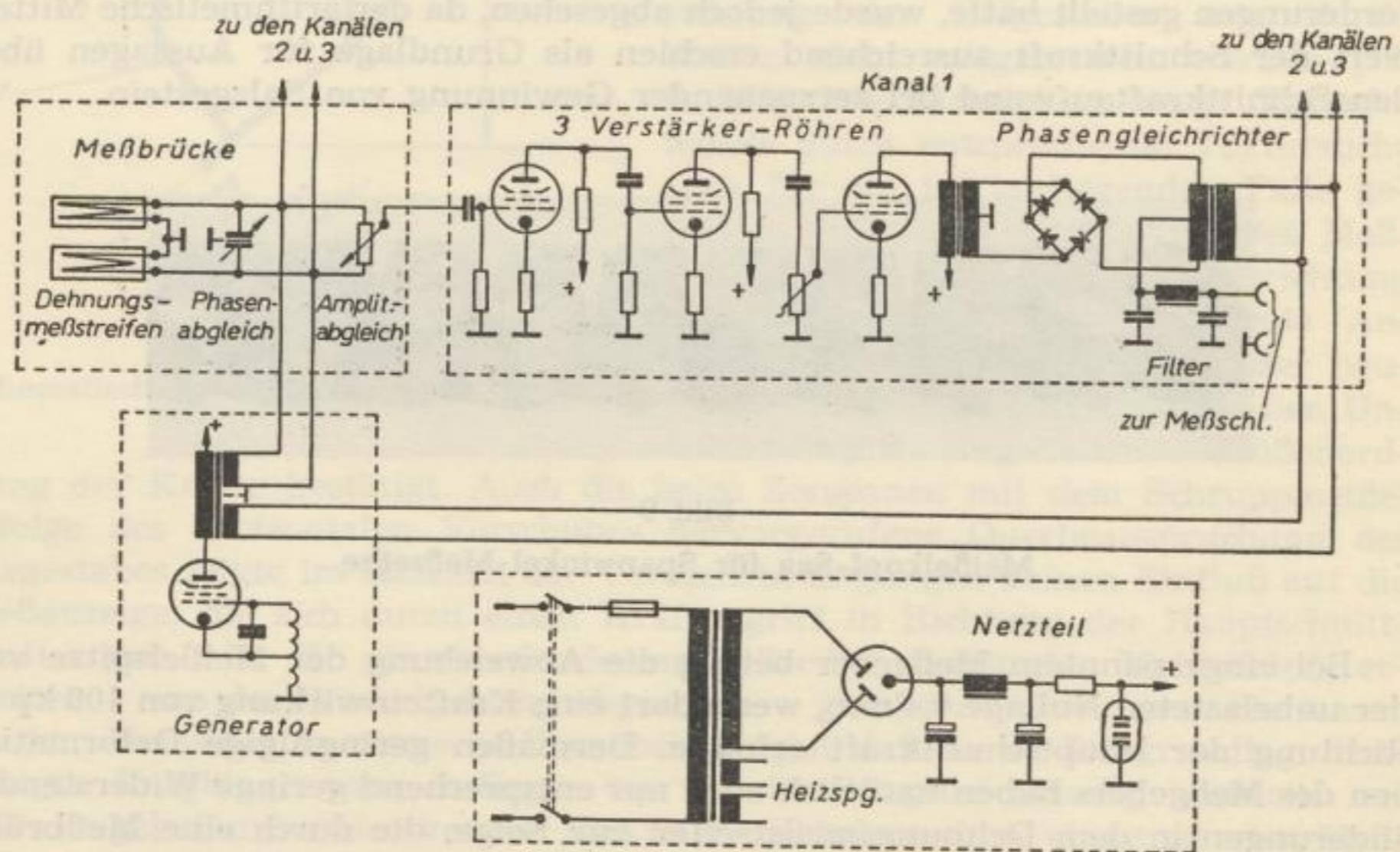


Bild 11

Prinzipschaltbild des Dreikanal-Dehnungsmeßgerätes DM 3 (nach [20])

die unempfindlichste Stufe bei einer minimalen Dehnung von 10 ‰ anspricht. Für 3 der 5 Bereiche lassen sich Eichwerte festlegen, indem Widerstände mit kleinem Regelbereich, die äquivalenten Dehnungswerten entsprechen, zur Brücke zugeschaltet werden. Damit kann einmal erreicht werden, daß alle 3 Kanäle bei gleicher Dehnung gleiche Meßwerte ergeben. Zum anderen besteht die Möglichkeit, einen einmal für einen bestimmten Dehnungsmeßstreifen festgelegten Eichwert bei der Wiederholung oder Fortführung von Messungen stets wieder einstellen zu können.

Die in dem Dehnungsmeßgerät verstärkte und gleichgerichtete Meßspannung wurde an eine Meßschleife eines 3-Schleifen-Oszillographen angelegt. Als Meßgröße für die Schnittkraft diente also letztlich die Auslenkung des Lichtpunktes einer Meßschleife von der Nullage. Bei den durchgeführten Messungen wurde ein Gerät des Typs 3 SO – 101 vom VEB Meßgerätewerk Zwönitz mit eingesetzten Meßschleifen des Typs 8 T verwendet.

6.14 Die Eichung des Meßgebers

Die Eichung des Meßgebers erfolgte unter den Einspannbedingungen, wie sie während der Versuchsdurchführung an der Hobelmaschine herrschten (vgl. Bild 8). Anstelle eines Meißelkopfes wurde an dem Biegestab ein Stahlbolzen angebracht, der in Höhe der Meißelspitze eine Einkerbung erhalten hatte. Um dort in Richtung der Hauptschnittkraft eine meßbare Kraft ausüben zu können, wurde die im Bild 12 schematisch dargestellte Vorrichtung geschaffen. Am

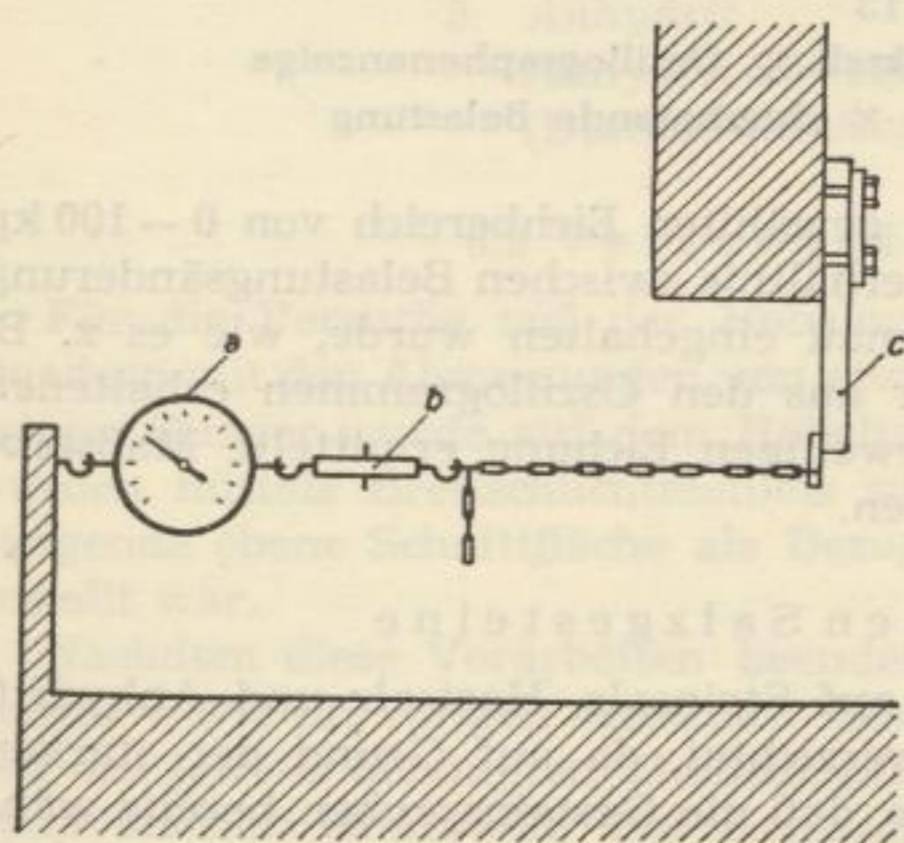


Bild 12

Schematische Darstellung
der Eichvorrichtung

- a) Zugdynamometer
- b) Spannschloß
- c) Biegestab

Ende des Hobeltisches wurde eine stabile Haltevorrichtung angebracht, in die ein Zugdynamometer a eingehängt wurde, das einen Anzeigebereich von 100 kp aufwies. Bei blockiertem Hobeltisch wurde sodann zwischen Zugdynamometer a und Biegestab c eine mit einem Spannschloß b versehene Kette eingehängt. Dabei wurde kontrolliert, daß sich der Aufhängepunkt des Zugdynamometers und die Einkerbung am Stahlbolzen des Biegestabes in gleichem Höhenabstand von der Tischoberfläche befanden. Gleichfalls wurde darauf geachtet, daß die Kette parallel zur Bewegungsrichtung des Tisches gerichtet war.

Durch Anziehen des Spannschlusses wurde auf den Biegestab eine am Zugdynamometer ablesbare Zugkraft ausgeübt, die in Größe und Richtung der an der Meißelspitze angreifenden Hauptschnittkraft entsprach. Gemäß der stufenweise erhöhten Zugkraft wurde auf der Mattscheibe des Schleifenzillographen die Entfernung des Meßschleifen-Lichtpunktes anhand einer mm-Skala abgelesen und danach die Eichkurve aufgestellt. Dieser Eichvorgang wurde vor jeder Meßreihe und zur Kontrolle auch einige Male nach einer Meßreihe wiederholt.

Anzeige des Dynamometers

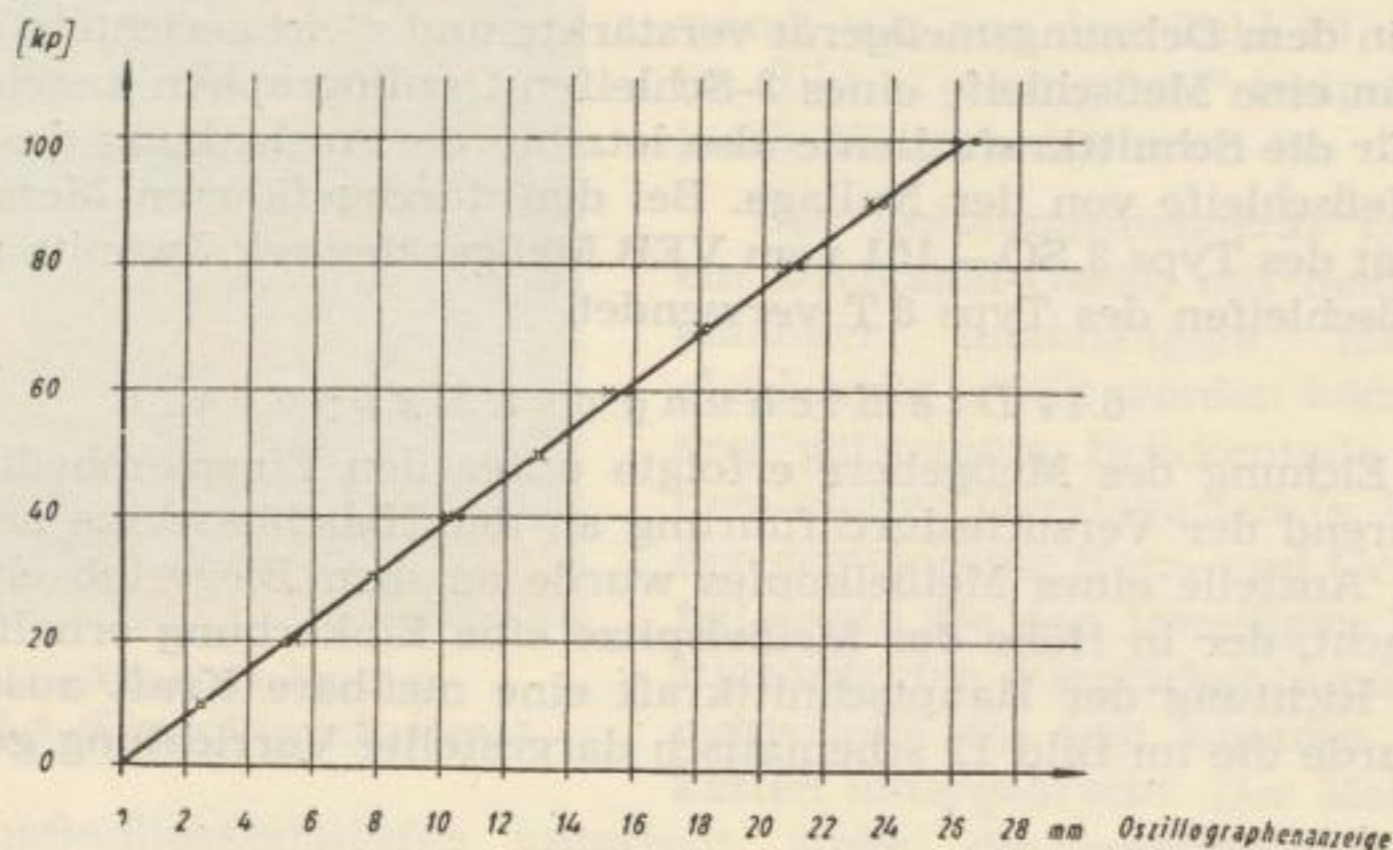


Bild 13

Beispiel einer Eichkurve: Schnittkraft $\hat{=}$ Oszillographenanzeige

○ zunehmende Belastung × abnehmende Belastung

In jedem Falle konnte dabei für den gewählten Eichbereich von 0 — 100 kp festgestellt werden, daß ein konstantes Verhältnis zwischen Belastungsänderung und Lichtpunktausschlag hinreichend genau eingehalten wurde, wie es z. B. Bild 13 zeigt. Für die Umrechnung der aus den Oszillogrammen erhaltenen Werte genügte es daher, das aus der jeweiligen Eichung ermittelte Maßstabverhältnis 1 mm $\hat{=}$ x kp zugrunde zu legen.

6.2 Die untersuchten Salzgesteine

Die Untersuchungen erstreckten sich auf Steinsalz, Hartsalz und Anhydrit. Auf ein carnallitisches Gestein wurde verzichtet, da auf Grund der starken Hygroskopizität befürchtet werden mußte, daß die Gesteinsproben bereits während ihres Transports eine zu große Beeinträchtigung ihrer ursprünglichen Eigenschaften erfahren würden.

Die untersuchten Gesteinsproben entstammten verschiedenen Kaliwerken aus dem mitteldeutschen Raum. In ihrer Rohform wiesen sie Abmessungen von ungefähr $80 \times 30 \times 30$ cm oder größer auf. Die Proben waren dem beim normalen Gewinnungsbetrieb anfallenden Haufwerk entnommen worden. Es wurde dabei darauf geachtet, daß die ausgewählten Gesteinsbrocken makroskopisch keine Merkmale aufwiesen, die eine wesentliche Beeinträchtigung der Festigkeitseigenschaften annehmen ließen (Untersuchung auf Ribildungen, Abklopfen mit dem Hammer).

Die untersuchten Gesteinsproben wiesen im Durchschnitt folgende Hauptbestandteile auf:

1. *Steinsalz*:
Steinsalz ca. 90 %
Anhydrit ca. 8 %
(Dünnschliff-Auswertung)
2. *Hartsalz I (anhydritisch)*:
Steinsalz ca. 50 %
Sylvin ca. 32 %
Anhydrit ca. 17 %
(Dünnschliff-Auswertung)
3. *Hartsalz II (stark anhydritisch)*:
NaCl 71,1 %
KCl 1,3 %
CaSO₄ 27,2 %
(chem. Analyse)
4. *Hartsalz III (kieseritisch)*:
NaCl 46,8 %
KCl 16,4 %
MgSO₄ 30,9 %
H₂O 5,1 %
(chem. Analyse)
5. *Anhydrit*
Anhydrit 95–100 %
(Dünnschliff-Auswertung)

6.3 Versuchsdurchführung

Für die Versuche auf der Hobelmaschine wurden die Gesteinsproben zu Quadern mit den Abmessungen von etwa $50 \times 30 \times 20$ cm hergerichtet. Ein derartiger Quader wurde auf dem Hobeltisch fest eingespannt. Die Unebenheiten wurden mittels Breitschlichtmeißels so weit abgehobelt, bis eine zusammenhängende ebene Schnittfläche als Bezugsebene für die Spanabmessungen hergestellt war.

Nachdem diese Vorarbeiten beendet waren, wurde die Eichung des Meßgebers — wie im vorigen Abschnitt beschrieben — durchgeführt. Nach Befestigen des jeweils benötigten Meißelkopfes am Biegestab wurden Spantiefe und Spanvorschub eingestellt. Die Konstanz der eingestellten Werte wurde auf Grund einiger Probehübe des Hobeltisches überprüft. Hierbei wurden gleichzeitig anhand der Lichtpunktauslenkung auf der Mattscheibe des Oszillographen der Meßbereich — d. h. also der Verstärkungsgrad — des Dehnungsmeßgerätes ermittelt, der für die eingestellten Schnittbedingungen zu wählen war. Bei der Festlegung des Meßbereiches mußte berücksichtigt werden, daß die maximale Auslenkung des Meßschleifen-Lichtpunktes aus der Nullage den für den verwendeten Meßschleifen-Typ 8 T zulässigen Wert von etwa ± 30 mm nicht überschreiten durfte.

Nach Einstellung des Meßbereiches wurde die Nullage der Meßschleife auf die Nullpunktmarkierung des Oszillographen abgestimmt. Mit dem Einschalten

der Hobelmaschine wurde gleichzeitig die Drehspiegelbewegung des Oszillographen in Gang gesetzt und für 1 oder 2 Arbeitshübe des Hobeltisches die Auslösevorrichtung für die photographische Registrierung betätigt. Die für alle Messungen konstant eingestellte Papierlaufgeschwindigkeit betrug etwa 0,1 m/s. Da der Hobeltisch beim Arbeitshub bekanntlich eine Laufgeschwindigkeit von 0,2 m/s hatte, entspricht also eine Registrierlänge von 10 cm dem Schnittkraftverlauf über eine Probenlänge von etwa 20 cm. Im Bild 14 sind als Beispiel für die zahlreichen Registrieraufnahmen drei Ausschnitte aus Oszillogrammen dargestellt, die unter jeweils gleichen Versuchsbedingungen bei Schnittkraftmessungen an Steinsalz, Hartsalz sowie Anhydrit erhalten wurden.

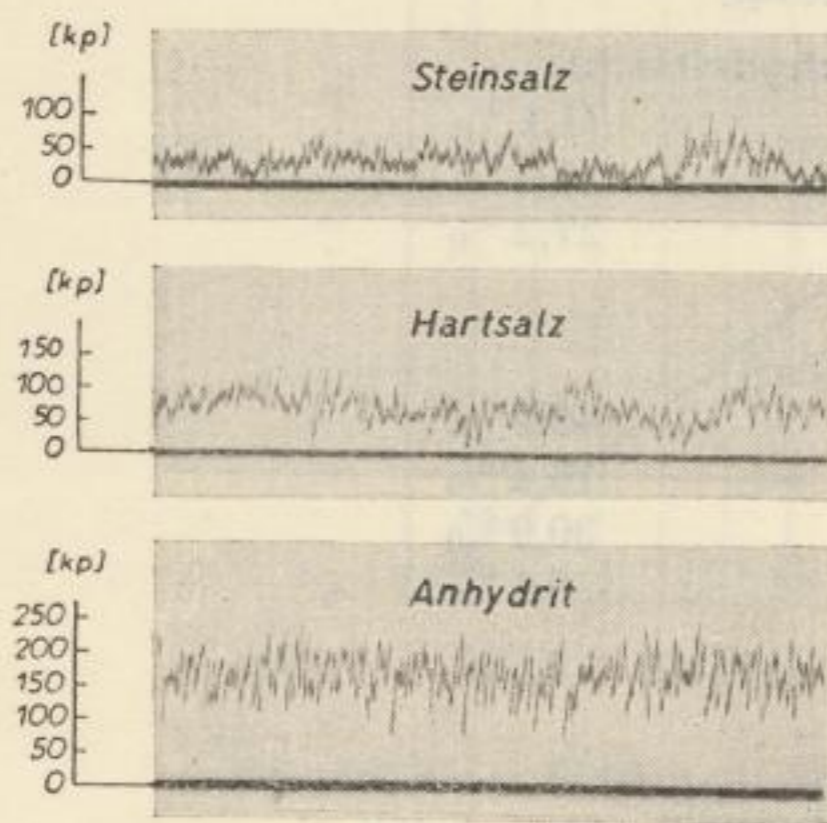


Bild 14

Oszillographische Aufnahmen des Schnittkraftverlaufs beim Zerspanen von Steinsalz, Hartsalz und Anhydrit, aufgenommen unter jeweils gleichen Versuchsbedingungen

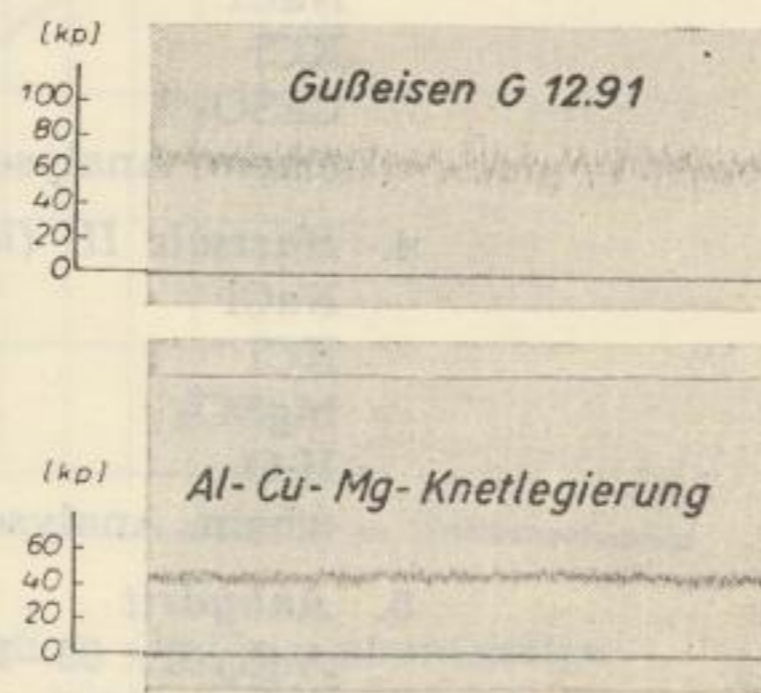


Bild 15

Oszillographische Aufnahmen des Schnittkraftverlaufs beim Zerspanen von Gußeisen und einer Aluminiumlegierung, aufgenommen unter jeweils gleichen Versuchsbedingungen

Zum Vergleich soll der im Bild 15 gezeigte Schnittkraftverlauf dienen, wie er bei der Zerspanung von Gußeisen sowie einer Aluminiumknetlegierung aufgenommen wurde. Abgesehen von kleineren Spanquerschnitten herrschten bei diesen Aufnahmen die gleichen Versuchsbedingungen, wie sie bei den Untersuchungen an den Salzgesteinen eingehalten wurden. Es zeigt sich, daß der Schnittkraftverlauf beim Zerspanen von Anhydrit der Schnittkraftregistrierung beim Zerspanen von Gußeisen, also einem spröden Metall, sehr ähnlich ist. Die im Abschnitt 5.1 unterstellte grundsätzliche Gleichartigkeit des Zerspanungsvorganges bei Salzgesteinen einerseits und bei Metallen mit Bruchspanbildung andererseits findet damit eine nachdrückliche Bestätigung.

Für die Versuche auf der Drehbank mußten die Gesteinsproben zylindrisch abgedreht werden. Auf Grund der Drehbankabmessungen erhielten sie eine Länge von etwa 30 cm bei einem Durchmesser von etwa 15 cm. Diese Versuche wurden analog der Art durchgeführt, wie sie vorstehend für die Hobelmaschine beschrieben wurde.

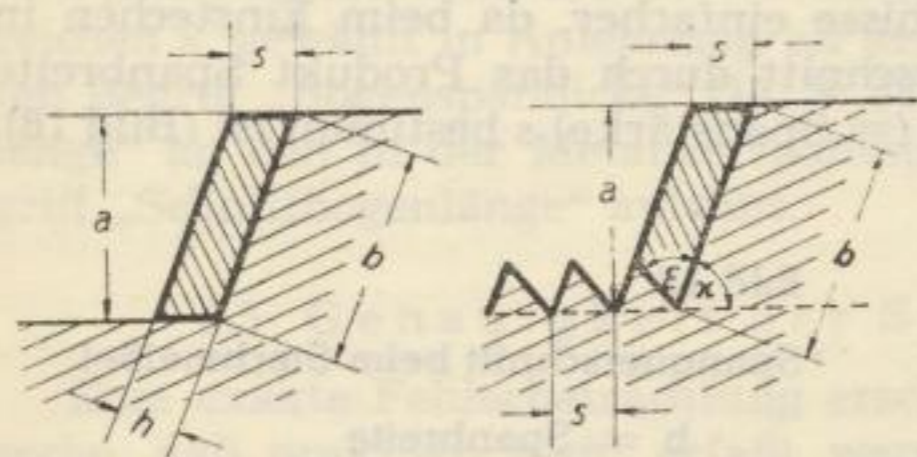
6.4 Auswertung der Messungen

Aus der je Meßpunkt erhaltenen oszillographischen Aufnahme des Schnittkraftverlaufs wurde eine Registrierlänge von 10 cm der Bestimmung des arithmetischen Mittelwertes der Schnittkraft zugrunde gelegt. Dieser Mittelwert wurde durch Planimetrieren der Fläche zwischen Schnittkraftkurve und Nullpunktlinie ermittelt. Wie die im Bild 14 gezeigten Oszillogramme hinlänglich erkennen lassen, ist es bei derartigen Kurvenzügen sehr schwierig, zu vollkommen exakten Ergebnissen zu kommen. Um den Fehler in erträglichen Grenzen zu halten, wurde jeweils zweimal planimetriert und aus den erhaltenen Werten das Mittel gebildet, das nunmehr die Grundlage für die weitere Auswertung bildete. In den für jede Meßreihe angelegten Auswertetabellen (s. Tabellen 1 bis 14 in den Abschnitten 6.6 und 6.7) sind diese Grundlagenwerte in der Spalte 3 festgehalten.

Entsprechend dem aus der Eichung erhaltenen Kraftmaßstab M (Auswertetabellen, Spalte 4) wurde aus dem mittleren Oszillogramm-Wert O_{mit} die mittlere Hauptschnittkraft P_{mit} (Spalte 5) errechnet. Um vergleichende Betrachtungen auch bei unterschiedlichen Schnittbedingungen durchführen zu können, wurde die so ermittelte absolute Schnittkraft auf den Spanquerschnitt F (Spalte 6) bezogen, der der jeweiligen Messung zugrunde lag. Die so erhaltene Größe wird in Anlehnung an die bei der Metallschneidung üblichen Begriffe als „spezifische Schnittkraft“ mit dem Kurzzeichen k_s bezeichnet (Spalte 7).

Als Spanquerschnitt gilt das Produkt Spantiefe a mal Spanvorschub s oder auch Spanbreite b mal Spanstärke h . Der Begriff „Spanquerschnitt“ ist von der üblichen Bezeichnungsweise der Metallschneidung übernommen worden und ist mit dem Querschnitt der bei der Salzerspannung tatsächlich entstehenden Spanelemente, deren Größe bis hinab in den Bereich des Staubkornes reicht, keinesfalls identisch. Beim rechten Schruppmeißel zeigt der Spanquerschnitt die Form eines Parallelogrammes (s. Bild 16 links). Praktisch würde diese Form aber nur

Bild 16



Spanquerschnitt beim rechten Schruppmeißel; links ohne, rechts mit Berücksichtigung des stehenbleibenden Rippenquerschnittes

- a = Spantiefe
- b = Spanbreite
- s = Spanvorschub
- h = Spanstärke
- ε = Spitzenwinkel
- α = Einstellwinkel

erreicht, wenn der Einstellwinkel α und der Spitzenwinkel ε zusammen 180° ergäben. Das ist in der Regel jedoch nicht der Fall, vielmehr ist die Summe von α und ε im allgemeinen kleiner als 180° . Infolgedessen ist die neuentstehende Arbeitsfläche durch stehenbleibende Rippen gekennzeichnet, deren Querschnittsform im Bild 16 rechts dargestellt ist. Da bei den Untersuchungen mit dem Schruppmeißel vor jeder Messung eine ebene Ausgangsfläche hergestellt wurde, ist die Fläche des Spanquerschnitts unter diesen speziellen Bedingungen so zu errechnen, daß von dem Produkt $a \cdot s$ die Fläche des stehenbleibenden Rippenquerschnitts abzuziehen ist.

Auf Grund der geometrischen Gegebenheiten errechnet sich die Dreiecksfläche des Rippenquerschnitts (s. Bild 17) zu:

$$F_{\Delta} = \frac{1}{2} s \cdot h' \cdot \sin (180 - \varepsilon - \kappa) \text{ [mm}^2\text{]}.$$

$$\text{Da } h' = \frac{h}{\sin \varepsilon}$$

$$\text{und } h = s \cdot \sin \kappa, \text{ so da\ss } h' = s \frac{\sin \kappa}{\sin \varepsilon},$$

ergibt sich

$$F_{\Delta} = \frac{s^2}{2} \cdot \frac{\sin \kappa}{\sin \varepsilon} \cdot \sin (180 - \varepsilon - \kappa) \text{ [mm}^2\text{]} \text{ [mm}^2\text{]}.$$

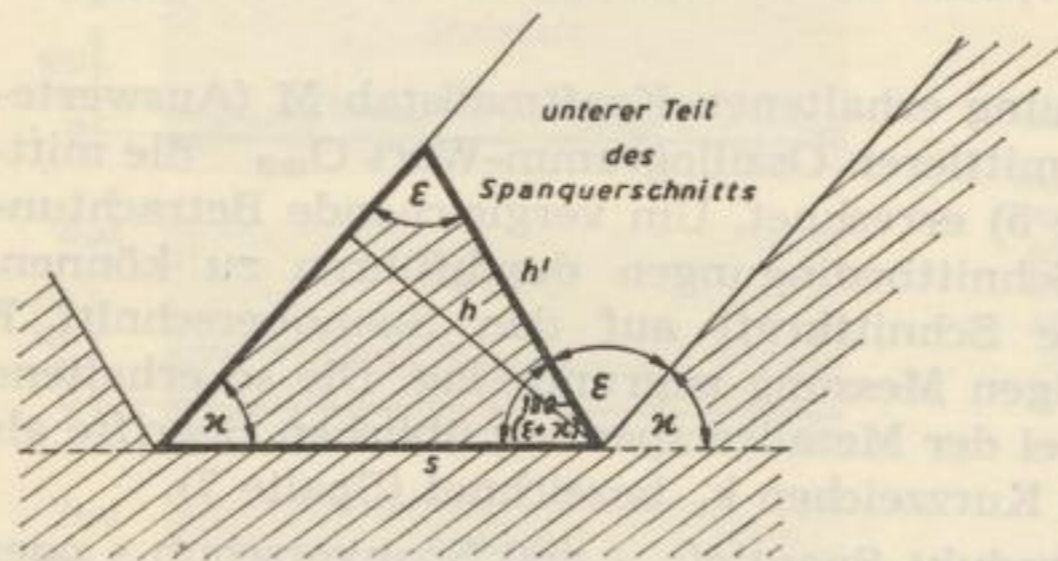


Bild 17

Querschnitt der stehbleibenden Rippe beim rechten Schruppmeißel

h = Spanstärke

$$h' = \frac{h}{\sin \varepsilon}$$

s = Spanvorschub

ε = Spitzenwinkel

κ = Einstellwinkel

Damit kann der Rippenquerschnitt aus den gegebenen Größen s , κ und ε errechnet werden. Der Spanquerschnitt F ist also unter den eingehaltenen Versuchsbedingungen bestimmt durch

$$F = a \cdot s - \left[\frac{s^2}{2} \cdot \frac{\sin \kappa}{\sin \varepsilon} \cdot \sin (180 - \varepsilon - \kappa) \right] \text{ [mm}^2\text{]}.$$

Beim Stechmeißel liegen die Verhältnisse einfacher, da beim Einstechen in die ebene Ausgangsfläche der Spanquerschnitt durch das Produkt Spanbreite (= Schneidenbreite) b mal Spanvorschub (= Spanstärke) s bestimmt ist (Bild 18).

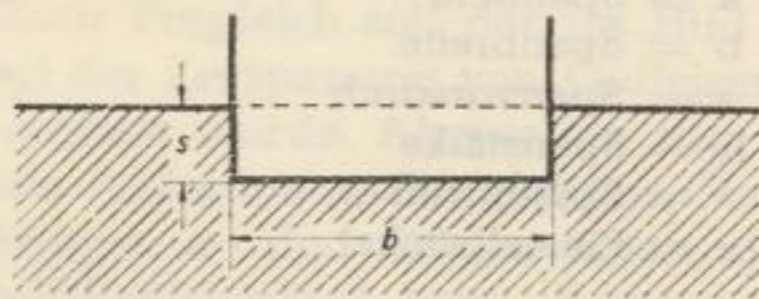


Bild 18

Spanquerschnitt beim Stechmeißel

b = Spanbreite

s = Spanvorschub

Strenggenommen ist die Spanquerschnittsform infolge des Einstellwinkels der Nebenschneiden κ_n (vgl. Bild 6) nicht vollkommen rechteckig. Der Einfluß von κ_n konnte jedoch praktisch vernachlässigt werden, da er bei den verwendeten Meißeln nur 2° betrug.

Mit der Ermittlung der spezifischen Schnittkraft ist die Vergleichsbasis noch nicht umfassend genug, da hierbei der Einfluß der unterschiedlichen Spanquerschnittsformen nicht erfaßt wird. Zweifellos muß aber auch dieser Einfluß für Vergleichszwecke berücksichtigt werden, da damit zu rechnen ist, daß sich mit

den Spanquerschnittsformen auch das Verhältnis der Teilkräfte der Hauptschnittkraft, d. h. also von Scher-, Stauch- und Reibungskraft, zueinander ändert. Unter Zugrundelegung der auf dem Gebiet der Metallzerspanung gewonnenen Erkenntnisse erscheint es daher angebracht, als weitere Vergleichskenngroße das Verhältnis des Spanquerschnitts F zur Trennlänge L heranzuziehen. Unter der Trennlänge L (Auswertetabellen, Spalte 8) wird die unter den jeweiligen Schneidenbedingungen zum Abtrennen eines Spanes mit dem Querschnitt F erforderliche gesamte Länge der Schneidkanten (Haupt- und Nebenschneiden) in ihrer Projektion auf die Spanquerschnittsebene verstanden.

So würde sich für das Beispiel des rechten Schruppmeißels unter den bereits angeführten Versuchsbedingungen ohne Berücksichtigung des stehenbleibenden Rippenquerschnitts (s. Bild 16, links) eine Trennlänge

$$L = b + s \text{ [mm]}$$

ergeben. Wird der stehenbleibende Rippenquerschnitt berücksichtigt (s. Bild 17), ist die Trennlänge bestimmt durch

$$L = b + h' \text{ [mm]}$$

$$\text{und, da } b = \frac{a}{\sin \alpha} \text{ und } h' = s \frac{\sin \alpha}{\sin \varepsilon},$$

$$L = \frac{a}{\sin \alpha} + s \frac{\sin \alpha}{\sin \varepsilon} \text{ [mm]}$$

(s. dazu Bild 16, rechts).

Für den Stechmeißel gilt $L = b + 2s$ [mm] (s. dazu Bild 18).

Für andere als die hier angeführten Meißelformen ist die Trennlänge gemäß den jeweiligen geometrischen Bedingungen in entsprechender Weise zu ermitteln.

Für die neue Kenngröße, die sich aus dem Verhältnis $F : L$ mit der Dimension [mm] ergibt, wird die Bezeichnung „spezifische Spanstärke“ mit dem Kurzzeichen s' gewählt in Anlehnung an den aus der Metallzerspanung her bekannten Begriff „Bogenspandicke“ [12, S. 33], wie sich auch die Bezeichnung „Trennlänge“ an den in der Metallzerspanung in ähnlicher Weise angewendeten Begriff „Schnittbogenlänge“ anlehnt.

6.5 Genauigkeit der Schnittkraftmessungen

Eine exakte Fehlerbetrachtung erscheint wenig sinnvoll angesichts der Tatsache, daß praktisch nicht erfaßt werden kann, inwieweit die Gesteinseigenschaften an der jeweils untersuchten Stelle von den durchschnittlichen Gesteinseigenschaften der Probe abweichen. Eine gewisse Streuung der Meßergebnisse ist also bereits darauf zurückzuführen, daß die untersuchten Gesteinsproben nicht an jeder Stelle vollkommen gleiche Eigenschaften hinsichtlich der Zerspanbarkeit (z. B. Abweichungen von der durchschnittlichen Zusammensetzung der Hauptbestandteile) aufweisen.

Bezüglich der Methode und der Durchführung der Messungen erscheint es jedoch angebracht, zumindest eine Abschätzung der erreichbaren Genauigkeit vorzunehmen. Eine Fehlerquelle von größerem Einfluß ist zunächst in der Tatsache zu erblicken, daß die Schnittkraft genaugenommen nicht an der Meißel-

spitze angreift, wie bei der Umrechnung von dem Oszillogramm-Wert in den absoluten Schnittkraft-Wert unterstellt wird. Vielmehr greift die Schnittkraft die Meißelschneide über den gesamten, jeweils eingestellten Spanquerschnitt an. Nimmt man in sehr grober Näherung eine gleichmäßige Kraftverteilung über diesen Querschnitt an, so kann man sich die Gesamtkraft als in dessen Schwerpunkt angreifend vorstellen. Dieser Schwerpunkt hat jedoch offensichtlich eine geringere Entfernung von der Einspannstelle des Biegestabes als die Meißelspitze.

Hinsichtlich der Meßschleifen-Anzeige, die sich proportional mit der Durchbiegung des Biegestabes ändert, kann die bekannte Durchbiegungsformel für eine einseitig eingespannte Rechteckfeder

$$y = \frac{P \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot J}$$

Anwendung finden.

Wird die der Durchbiegung y proportionale Meßschleifenanzeige auch dann auf die Meißelspitze mit der Entfernung l zur Einspannstelle bezogen, wenn der Kraftangriff P tatsächlich in einer Entfernung $l' < l$ erfolgt, dann wird die Größe der tatsächlich angreifenden Kraft P' zu niedrig ermittelt (Elastizitätsmodul E und Trägheitsmoment J bleiben konstant). Da bei den Versuchsreihen eine Eindringtiefe der Meißelspitze in das Gestein von maximal 3 mm nicht überschritten wurde, dürfte $l - l'$ kaum größer als 2 mm sein. Da l' bei $l = 145$ mm also nur $= 0,985 l$ ist, muß P' zwangsläufig $= \frac{1}{0,985^3} = 1,05$ mal größer sein als P . Bei der

vereinfachten Annahme der Meißelspitze als Angriffspunkt der Schnittkraft wird also die Größe dieser Kraft unter den eingehaltenen Versuchsbedingungen um maximal etwa 5 % zu niedrig ermittelt.

Einen erheblichen Einfluß auf die Genauigkeit übt weiterhin die Ermittlung des mittleren Oszillogrammwertes aus. Auch wenn die Oszillogramme jeweils zweimal planimetriert wurden, ist die erzielte Genauigkeit des daraus resultierenden Mittelwertes nicht höher als etwa ± 5 % einzuschätzen.

Gegenüber den beiden bisher angeführten Fehlerquellen dürften die Anzeige- bzw. Registrierunsicherheit der Meßapparatur, die Eichunsicherheit, Ungenauigkeiten in der Winkelgebung der Meißelköpfe sowie der Einstellung des Spanquerschnitts ein geringeres Ausmaß an Fehlern verursachen. Insgesamt gesehen darf angenommen werden, daß bei den Schnittkraftmessungen – abgesehen von größeren Gesteinsinhomogenitäten – eine Genauigkeit von etwa ± 10 % eingehalten werden konnte, wobei noch einmal festzustellen ist, daß die Schnittkraft-Werte im allgemeinen auf Grund des Meißelspitzen-Fehlers zu niedrig bestimmt sind.

6.6 Ergebnisse der Meßreihen über den Einfluß der Werkzeugschneidenform auf die Schnittkraft

6.61 Der Einfluß des Spanwinkels γ

Es wurden 3 Meßreihen mit dem Schruppmeißel auf der Hobelmaschine an Hartsalz I, Steinsalz und Anhydrit durchgeführt. Die konstant gehaltenen Schneidewinkel und Schnittbedingungen gehen aus den Auswertetabellen 1, 2 und 3 hervor. In der Hartsalz-Meßreihe wurde der Einfluß des Spanwinkels

Auswertetabelle 1		Material: Hartsalz I Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Spanwinkel } \gamma)$						
Freiwinkel $\alpha = 6^\circ$		Meißelform : Schrappmeißel						
Konstante Einstellwinkel $\varkappa = 60^\circ$		Spantiefe $a = 3,0 \text{ mm}$						
Werte: Spitzenwinkel $\varepsilon = 70^\circ$		Spanvorschub $s = 2,58 \text{ mm}$						
Neigungswinkel $\lambda = 0^\circ$		Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$						
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanwinkel γ	Mittl. Osz.- Wert O_{mit} [mm]	Kraft- maßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt- schnittkraft P_{mit} [kp]	Span- querschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	- 5°	4,95	1 $\hat{=}$ 3,51	17,4	5,39	3,23	5,84	0,92
2	\pm 0°	5,55	1 $\hat{=}$ 3,51	19,5	5,39	3,62	5,84	0,92
3	+ 5°	4,55	1 $\hat{=}$ 3,51	16,0	5,39	2,97	5,84	0,92
4	+ 10°	4,4	1 $\hat{=}$ 3,51	15,4	5,39	2,86	5,84	0,92
5	+ 15°	3,35	1 $\hat{=}$ 3,51	11,8	5,39	2,18	5,84	0,92
6	+ 20°	4,0	1 $\hat{=}$ 3,51	14,0	5,39	2,60	5,84	0,92
7	+ 25°	3,65	1 $\hat{=}$ 3,51	12,8	5,39	2,37	5,84	0,92
8	+ 30°	3,2	1 $\hat{=}$ 3,51	11,3	5,39	2,15	5,84	0,92
9	+ 35°	2,65	1 $\hat{=}$ 3,51	9,3	5,39	1,73	5,84	0,92
10	+ 40°	2,5	1 $\hat{=}$ 3,51	8,1	5,39	1,5	5,84	0,92

Auswertetabelle 2		Material: Steinsalz Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Spanwinkel } \gamma)$						
Freiwinkel $\alpha = 6^\circ$		Meißelform : Schrappmeißel						
Konstante Einstellwinkel $\varkappa = 60^\circ$		Spantiefe $a = 3,0 \text{ mm}$						
Werte: Spitzenwinkel $\varepsilon = 70^\circ$		Spanvorschub $s = 2,58 \text{ mm}$						
Neigungswinkel $\lambda = 0^\circ$		Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$						
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanwinkel γ	Mittl. Osz.- Wert O_{mit} [mm]	Kraft- maßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt- schnittkraft P_{mit} [kp]	Span- querschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	- 5°	3,05	1 $\hat{=}$ 2,7	8,24	5,39	1,53	5,84	0,92
2	+ 5°	2,95	1 $\hat{=}$ 2,7	7,96	5,39	1,48	5,84	0,92
3	+ 15°	2,55	1 $\hat{=}$ 2,7	6,88	5,39	1,28	5,84	0,92
4	+ 25°	2,65	1 $\hat{=}$ 2,7	7,15	5,39	1,33	5,84	0,92
5	+ 35°	2,1	1 $\hat{=}$ 2,7	5,67	5,39	1,05	5,84	0,92

Auswertetabelle 3		Material: Anhydrit Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\gamma)$						
Freiwinkel $\alpha = 6^\circ$		Meißelform : Schruppmeißel						
Konstante Einstellwinkel $\kappa = 60^\circ$		Spantiefe $a = 3,0 \text{ mm}$						
Werte: Spitzenwinkel $\varepsilon = 70^\circ$		Spanvorschub $s = 2,58 \text{ mm}$						
Neigungswinkel $\lambda = 0^\circ$		Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$						
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanwinkel γ	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt-schnittkraft P_{mit} [kp]	Span- querschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	- 5°	3,8	1 $\hat{=}$ 8,7	33,1	5,39	6,14	5,84	0,92
2	+ 5°	2,7	1 $\hat{=}$ 8,7	23,5	5,39	4,36	5,84	0,92
3	+ 15°	3,5	1 $\hat{=}$ 8,7	30,5	5,39	5,66	5,84	0,92
4	+ 25°	3,1	1 $\hat{=}$ 8,7	27	5,39	5,01	5,84	0,92
5	+ 35°	2,3	1 $\hat{=}$ 8,7	20	5,39	3,71	5,84	0,92

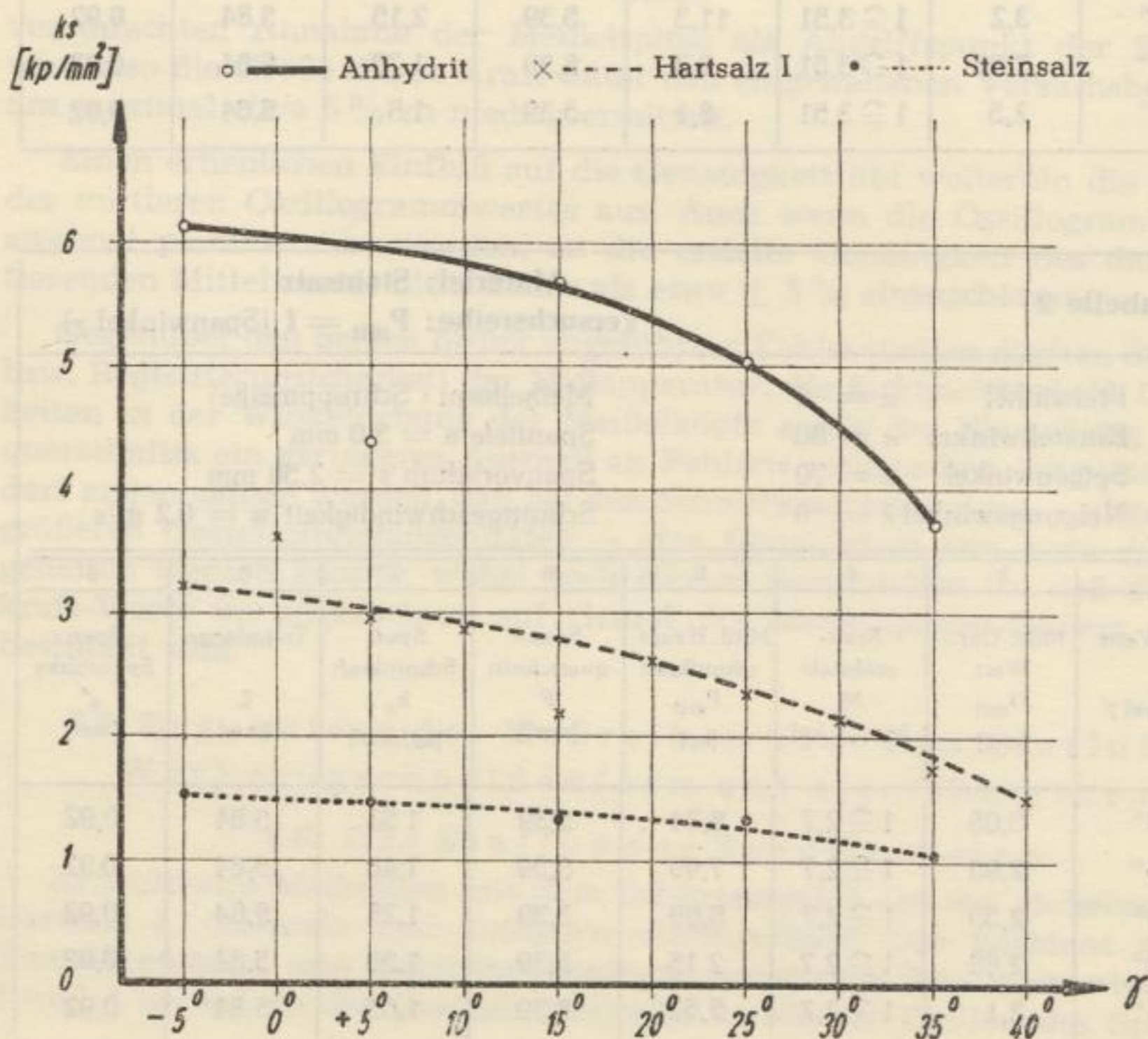


Bild 19

Die
spezifische
Schnittkraft
in Abhängig-
keit vom
Spanwinkel

über den Bereich von -5° bis $+40^\circ$ in Abstufungen von je 5° untersucht. Da für Steinsalz und Anhydrit eine grundsätzlich gleiche Tendenz des Schnittkraftverhaltens zu erwarten war, erstreckten sich die diesbezüglichen Untersuchungen nur auf 5 Meßpunkte. Die Meßergebnisse sind ebenfalls in den Auswertetabellen 1, 2 und 3 festgehalten.

Die graphische Darstellung der spezifischen Schnittkraft in Abhängigkeit vom Spanwinkel zeigt Bild 19.

Für alle 3 untersuchten Gesteinsarten ist festzustellen, daß die spezifische Schnittkraft mit wachsendem Spanwinkel abfallende Tendenz und damit ein grundsätzlich gleiches Verhalten wie bei der Metallzerspannung [11, S. 60; 13, S. 58] zeigt. Aus der durch die Kurvenzüge angedeuteten Tendenz fällt größtenteils nur das bei den Anhydrit-Messungen erhaltene Ergebnis für einen Spanwinkel von $+5^\circ$ heraus, das möglicherweise auf eine größere, örtlich begrenzte Änderung der Festigkeitseigenschaften zurückzuführen ist. Da außer dem Spanwinkel alle Versuchsbedingungen konstant gehalten wurden, ist das Absinken der Schnittkraft im wesentlichen auf den abnehmenden Anteil der Stauchkraft zurückzuführen. Wenn man auf Grund der Kurvenzüge im Bild 19 die Änderung der spezifischen Schnittkraft mit dem Spanwinkel prozentual ermittelt und dabei den jeweils für 0° erhaltenen Wert als 100% rechnet, kommt man zu folgender tabellarischen Zusammenstellung:

γ	Spezifische Schnittkraft in %			
	Anhydrit	Hartsalz	Steinsalz	Mittel
-5°	101	102	102	102
0°	100	100	100	100
$+5^\circ$	98	97	98	98
10°	96	92	96	95
15°	93	87	93	91
20°	89	82,5	90	87
25°	83	75	85	81
30°	74	68	78	73
35°	61	59	70	63

Es zeigt sich hierbei, daß man in grober Annäherung von einem gleichmäßigen Abnehmen der spez. Schnittkraft bei den 3 untersuchten Salzgesteinen sprechen kann. Da auch für andere Salzgesteinsarten kein grundsätzlich anderes Verhalten anzunehmen ist, kann das Mittel aus den Prozentwerten als allgemeiner Anhalt für den Einfluß des Spanwinkels auf die Schnittkraft von Salzgesteinen gelten. Eine graphische Darstellung der durchschnittlichen prozentualen Schnittkraftsenkung bei wachsendem Spanwinkel zeigt Bild 20.

6.62 Der Einfluß des Freiwinkels α

Der Einfluß des Freiwinkels auf die Schnittkraft wurde über einen Winkelbereich von 3° bis 15° an Hartsalz I untersucht. Die konstant gehaltenen Schneidenwinkel und Schnittbedingungen sowie die Meßergebnisse sind aus der Auswertetabelle 4 zu ersehen.

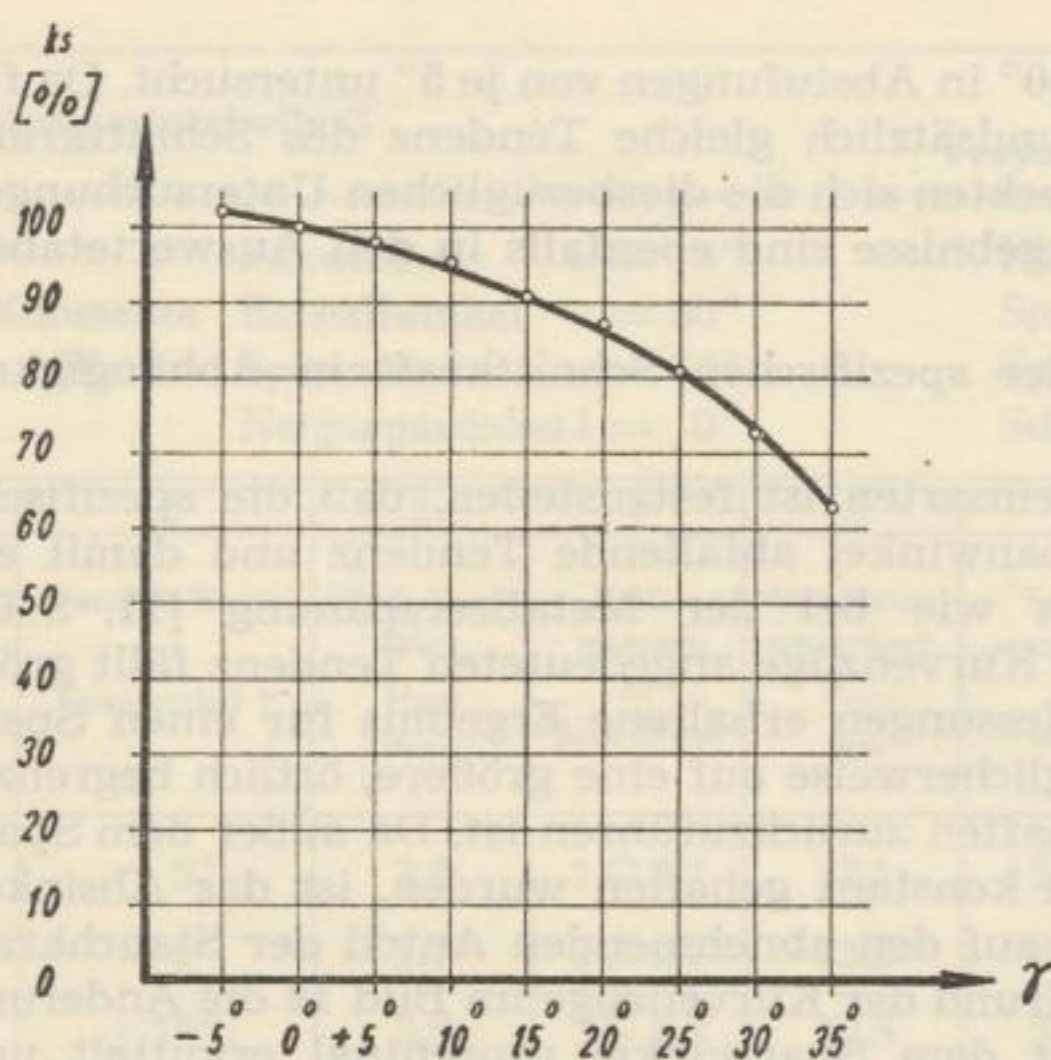


Bild 20

Durchschnittliche prozentuale Schnittkraftsenkung bei wachsendem Spanwinkel, ermittelt aus den Meßwerten gemäß Bild 18

Auswertetabelle 4				Material: Hartsalz I				
				Versuchsreihe: $P_{mit} = f$ (Freiwinkel α)				
Konstante Werte:		Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Schruppmeißel					
		Einstellwinkel $\kappa = 60^\circ$	Spantiefe $a = 3,0$ mm					
		Spitzenwinkel $\varepsilon = 70^\circ$	Spanvorschub $s = 2,58$ mm					
		Neigungswinkel $\lambda = 0^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Freiwinkel α	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm \triangleq kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	3°	4,6	1 \triangleq 3,46	15,9	5,39	2,95	5,84	0,92
2	6°	5,4	1 \triangleq 3,46	18,7	5,39	3,47	5,84	0,92
3	9°	4,65	1 \triangleq 3,46	16,1	5,39	3,0	5,84	0,92
4	12°	5,25	1 \triangleq 3,46	18,2	5,39	3,37	5,84	0,92
5	15°	4,6	1 \triangleq 3,46	15,9	5,39	2,95	5,84	0,92

Eine graphische Darstellung der ermittelten spezifischen Schnittkraftwerte in Abhängigkeit vom Freiwinkel ist im Bild 21 wiedergegeben.

Es zeigt sich, daß die gemessenen Werte offenbar um ein konstantes Mittel streuen, das durch die Gerade näherungsweise angedeutet wurde. In dem untersuchten Bereich übt eine Änderung des Freiwinkels also praktisch keinen Einfluß auf die Schnittkraft aus.

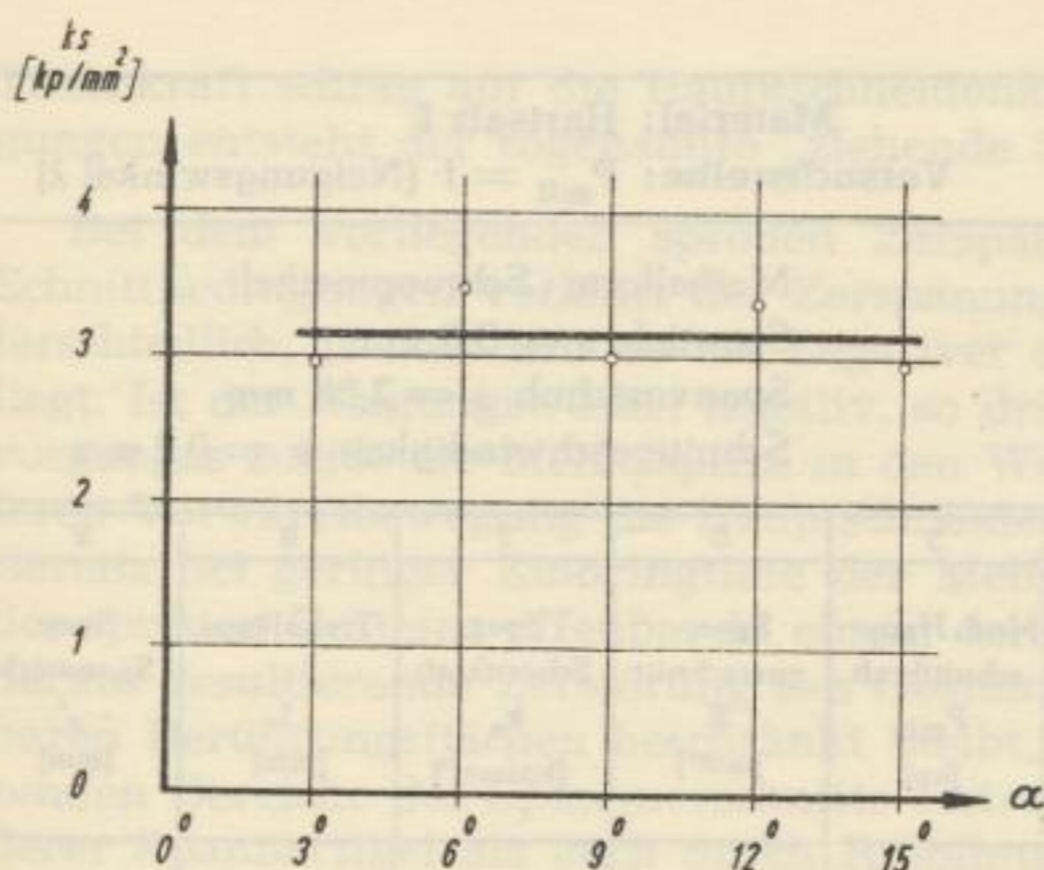


Bild 21

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Freiwinkel α , ermittelt an Hartsalz I

Verhalten kann die ungleiche Verformbarkeit der zerspannten Stoffe angenommen werden. Offenbar besitzt der angeführte metallische Werkstoff ein derart großes elastisches Formänderungsvermögen, daß beim Eindringen einer Schneide mit einem Freiwinkel $< 8^\circ$ in das Material die Berührung zwischen Frei- und Schnittfläche um so umfangreicher wird, je mehr der Freiwinkel dem Wert 0° zustrebt. Mit zunehmender Berührungsfläche muß aber die Anpreßkraft A und folglich auch der auf die Hauptschnittkraft entfallende Anteil der Reibungskraft $\mu \cdot A$ wachsen.

Nach den vorliegenden Versuchsergebnissen zu urteilen zeigt das untersuchte anhydritreiche Hartsalz bei der zerspannenden Bearbeitung offensichtlich nur eine sehr schwache elastische Nachwirkung, die sich in einer Erhöhung der Hauptschnittkraft vermutlich erst bei Freiwinkeln $< 3^\circ$ äußert. Ein Ansteigen der Hauptschnittkraft bei Freiwinkeln $> 3^\circ$ kann möglicherweise dann erfolgen, wenn im Vergleich zu den hier eingehaltenen Versuchsbedingungen mit erheblich größeren Eindringtiefen und damit Anpreßkräften gearbeitet wird.

6.63 Der Einfluß des Neigungswinkels λ

Die Untersuchungen mit dem Schruppenmeißel an Hartsalz I wurden über einen Neigungswinkel-Bereich von -30° bis $+10^\circ$ bei 6 Meßpunkten durchgeführt. Die konstant gehaltenen Winkel und Schnittbedingungen gehen aus der Auswertetabelle 5 hervor. Die graphisch dargestellte Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft vom Neigungswinkel λ zeigt Bild 22.

Aus dieser Darstellung geht hervor, daß mit großen negativen Neigungswinkeln ein Minimum an Schnitkraftaufwand erzielt werden kann. Die spezifische Schnittkraft steigt von -10° ab mit weiter abnehmendem negativem und zunehmendem positivem Neigungswinkel relativ stark an. Ein Vergleich der für -10° und $+10^\circ$ ermittelten Werte ergibt einen Anstieg der spezifischen Schnittkraft um über 80% gegenüber ersterem Wert.

Diese Feststellung läßt erkennen, daß das untersuchte Salzgestein hinsichtlich des Einwirkens des Freiwinkels beim Zerspannungsvorgang ein anderes Verhalten als verschiedene Metalle zeigt.

Schallbroch-Bethmann [14, S. 56] führen das Beispiel einer Zerspannungsuntersuchung an einer Aluminiumlegierung an, wo bereits mit einer Verringerung des Freiwinkels unter 8° ein merkliches Ansteigen der Hauptschnittkraft verbunden war. Als Hauptgrund für dieses unterschiedliche

Auswertetabelle 5		Material: Hartsalz I Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\lambda)$ (Neigungswinkel λ)						
Konstante Werte:	Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Schruppmeißel					
	Freiwinkel	$\alpha = 6^\circ$	Spantiefe $a = 3,0$ mm					
	Einstellwinkel	$\varkappa = 60^\circ$	Spanvorschub $s = 2,58$ mm					
	Spitzenwinkel	$\varepsilon = 70^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Neigungswinkel λ	Mittl. Osz. Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	+ 10°	4,9	1 $\hat{=}$ 3,47	17	5,39	3,16	5,84	0,92
2	+ 5°	4,75	1 $\hat{=}$ 3,47	16,5	5,39	3,06	5,84	0,92
3	- 5°	3,45	1 $\hat{=}$ 3,47	12	5,39	2,23	5,84	0,92
4	- 10°	2,75	1 $\hat{=}$ 3,47	9,5	5,39	1,76	5,84	0,92
5	- 20°	2,3	1 $\hat{=}$ 3,47	8	5,39	1,49	5,84	0,92
6	- 30°	2,5	1 $\hat{=}$ 3,47	8,7	5,39	1,62	5,84	0,92

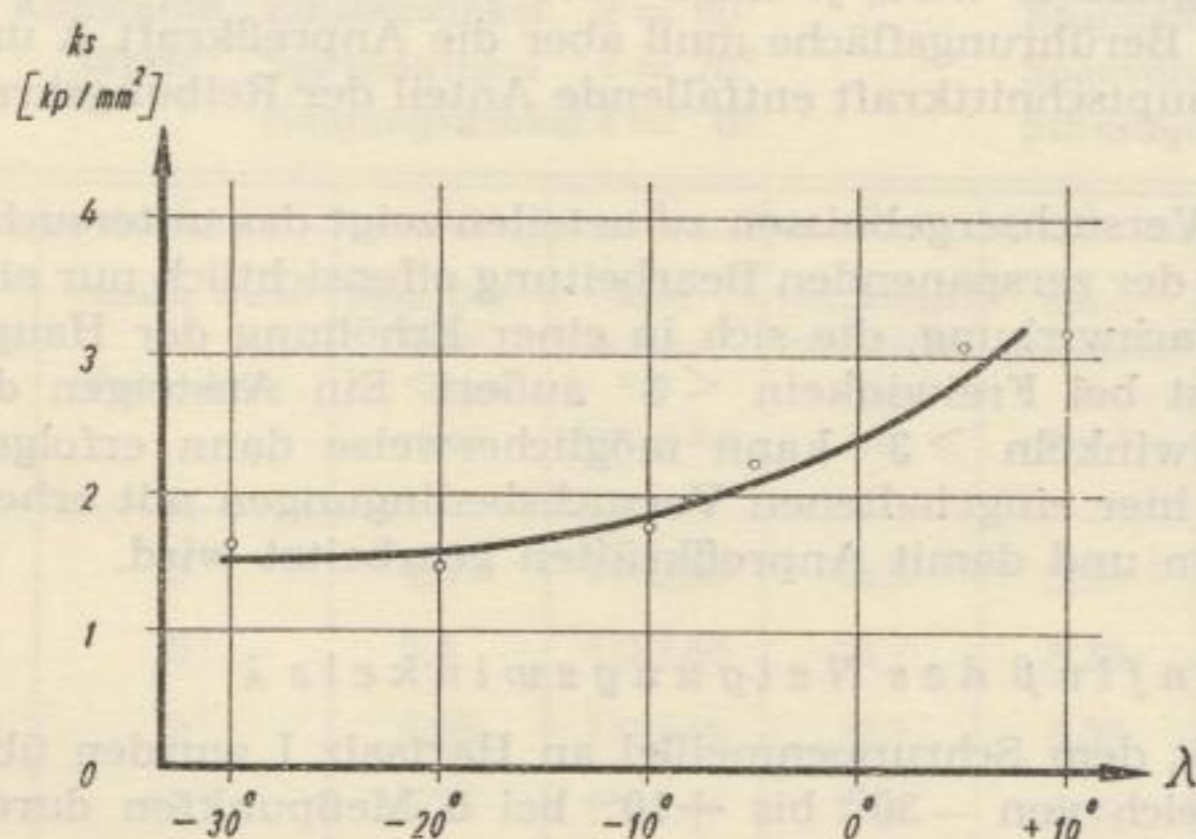


Bild 22

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Neigungswinkel beim Schruppmeißel, ermittelt an Hartsalz I

Die Erklärung für ein derartiges Schnittkraftverhalten ist in folgendem zu suchen: Bei einem Neigungswinkel von 0° liegt die Kante der Hauptschneide in einer Ebene parallel zur Auflagefläche des Meißels (vgl. Bild 5: Bezugsebene 3), d. h. also auch parallel zur Spanquerschnittsebene. Beim Vordringen eines solchen Meißelkopfes in Schnittrichtung ist die Trennkraft, da diese parallel zur Schnittrichtung angreift, stets senkrecht zur Hauptschneidenkante gerichtet. Wird der Betrag des Neigungswinkels jedoch positiv oder negativ, so wirkt die

Trennkraft schräg auf die Hauptschneidenkante ein, d. h. unter diesen Bedingungen entsteht der sogenannte „ziehende Schnitt“.

Bei dem vorliegenden spröden Zerspanungsstoff und den eingehaltenen Schnittbedingungen verläuft der Zerspanungsvorgang jedoch offensichtlich unterschiedlich, je nachdem ob ein negativer oder positiver Neigungswinkel vorliegt. Ist der Neigungswinkel negativ, so dringt beim Beginn des Zerspanungsvorganges zuerst die Meißelspitze in den Werkstoff ein, ehe im Laufe der weiteren Vorwärtsbewegung die Hauptschneidenkante zum Angriff kommen kann. Bereits bei geringer Eindringtiefe der Meißelspitze wird die Normalspannung des spröden Gesteins offenbar in einem derartigen Maße überschritten, daß die daraus resultierende Zerstörung des Gesteinsverbandes nicht auf die unmittelbaren Berührungsflächen beschränkt bleibt, sondern sich auch auf die angrenzenden Bereiche des Spanquerschnitts erstreckt. Sowohl durch Absplittern größerer Spanpartikel als auch durch Reißbildung wird der verbleibende Teil des Spanquerschnitts so geschwächt, daß längs der im wesentlichen erst nunmehr zum Angriff gelangenden Hauptschneidenkante nur noch geringe Trennkraften aufgebracht werden müssen. Der Kraftangriff des Meißelkopfes konzentriert sich also offenbar auf die Meißelspitze, so daß sich auf den insgesamt abgetrennten Spanquerschnitt bezogen verhältnismäßig niedrige Werte ergeben.

Wenn ein positiver Neigungswinkel eingehalten wird, so tritt beim Eindringen des Meißelkopfes in das Gestein sogleich die schräg gestellte Schneidenkante in Aktion. Der „Meißelspitzen-Effekt“, wie er beim negativen Spanwinkel geschildert wurde, kann nicht mehr auftreten, da es keine voreilende Meißelspitze mehr gibt. Im Gegensatz dazu wirkt sich nunmehr aber offenbar die größere Länge der in Angriff stehenden Hauptschneidenkante durch Anwachsen der Reibungskräfte aus. Diese Länge ist gleich b (vgl. Bild 16) solange $\lambda = 0^\circ$ ist. Wird $\lambda >$ oder $< 0^\circ$, dann ergibt sich die Länge der im Angriff stehenden Schneidenkante zu

$$\frac{b}{\cos \lambda}$$

Außerdem nimmt möglicherweise auch die Stauchkraft mit zunehmendem positivem Neigungswinkel zu.

Wie bereits angedeutet wurde, werden die bei der durchgeführten Meßreihe erhaltenen großen Unterschiede in den spezifischen Schnittkraftwerten auch auf die hierbei eingehaltenen Schnittbedingungen zurückgeführt. Es ist anzunehmen, daß sich bei negativen Spanwinkeln der „Meißelspitzen-Effekt“ in um so geringerem Maße auf eine Erniedrigung der spezifischen Schnittkraft auswirkt, als der Spanquerschnitt anwächst, da hierbei der Einflußbereich der Meißelspitze relativ kleiner wird. Untersuchungen über derartige Zusammenhänge wurden nicht durchgeführt im Hinblick darauf, daß die dadurch gewonnenen Erkenntnisse nur von geringer praktischer Bedeutung sind, da lediglich beim Prinzip der Vollzerspannung die Schneidwerkzeuge an zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen (z. B. Erweiterungsschneiden an Tannenbaum-Bohrkronen) mit nur einer Schneidenspitze auf das Gestein einwirken.

Bei dem vorherrschend angewandten Prinzip des gleichzeitigen Zerspanens und Brechens dringen jedoch die Schneidwerkzeuge nach Art eines Stechmeißels so in das Gestein ein, daß — abgesehen von abgerundeten Schneiden an Schräg-

Auswertetabelle 6		Material: Hartsalz III Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Neigungswinkel } \lambda')$							
Konstante Werte:		Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$	Freiwinkel der Hauptschneide $\alpha = 13^\circ$	Freiwinkel der Nebenschneide $\alpha_n = 2^\circ$	Keilwinkel der Nebenschneide $\kappa_n = 2^\circ$	Meißelform: Stechmeißel	Spanbreite $b = 15 \text{ mm}$	Spanvorschub $s = 1,11 \text{ mm}$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	
Lfd. Nr.	Variable Werte Neigungswinkel λ'	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt-schnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]	
1	0°	8,35	1 $\hat{=}$ 3,83	32	16,65	1,92	17,22	0,97	
2	5°	7,15	1 $\hat{=}$ 3,83	27,4	16,65	1,65	17,22	0,97	
3	10°	6,8	1 $\hat{=}$ 3,83	26,1	16,65	1,57	17,22	0,97	
4	15°	6,95	1 $\hat{=}$ 3,83	26,7	16,65	1,60	17,22	0,97	
5	20°	7,0	1 $\hat{=}$ 3,83	26,8	16,65	1,61	17,22	0,97	

meißeln – gleichzeitig mindestens zwei Schneidenspitzen am Zerspanungsvorgang beteiligt sind. Da auch bei derartig arbeitenden Schneidwerkzeugen die Hauptschneidenkanten grundsätzlich schräg gestellt sein können, wurde auch mit einem Stechmeißel eine Meßreihe zur Klärung des Schnittkraftverhaltens in Abhängigkeit vom Neigungswinkel durchgeführt. Als Neigungswinkel soll hierbei der Winkel zwischen der Bezugsebene 3 und der Hauptschneidenkante in der Projektion auf die Bezugsebene 1 (vgl. Bild 6, oben rechts) verstanden und mit λ' bezeichnet werden. Der Wert des Neigungswinkels λ' soll unter diesen Bedingungen vereinbarungsgemäß stets als positiv angesehen werden, gleichgültig nach welcher Seite die Hauptschneidenkante des Stechmeißels geneigt ist. Sicherlich ist die Neigungsrichtung ohne Einfluß, solange die gesamte Hauptschneidenkante im Angriff steht, was unter normalen Einsatzbedingungen schlechthin der Fall ist.

Die Untersuchungen wurden an Hartsalz III über einen Neigungswinkel-Bereich von 0° bis 20° durchgeführt. Die Spanbreite b (gleich Schneidenbreite bei $\lambda' = 0^\circ$) wurde mit 15 mm konstant gehalten. Trotz Verlängerung der Hauptschneidenkante mit wachsendem λ' wurde dabei auch die Trennlänge L entsprechend deren in Abschnitt 6.4 gegebenen Definition konstant gehalten. Die übrigen eingehaltenen Winkel und Schnittbedingungen gehen aus der Auswertetabelle 6 hervor. Eine graphische Darstellung der ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit vom Neigungswinkel zeigt Bild 23.

Aus dieser Darstellung ist zu entnehmen, daß sich eine abfallende Tendenz der spezifischen Schnittkraft nur für das Intervall 0° bis 5° abzeichnet. Gegenüber dem k_s -Wert für $\lambda' = 0^\circ$ ergibt sich dabei lediglich eine Verminderung um

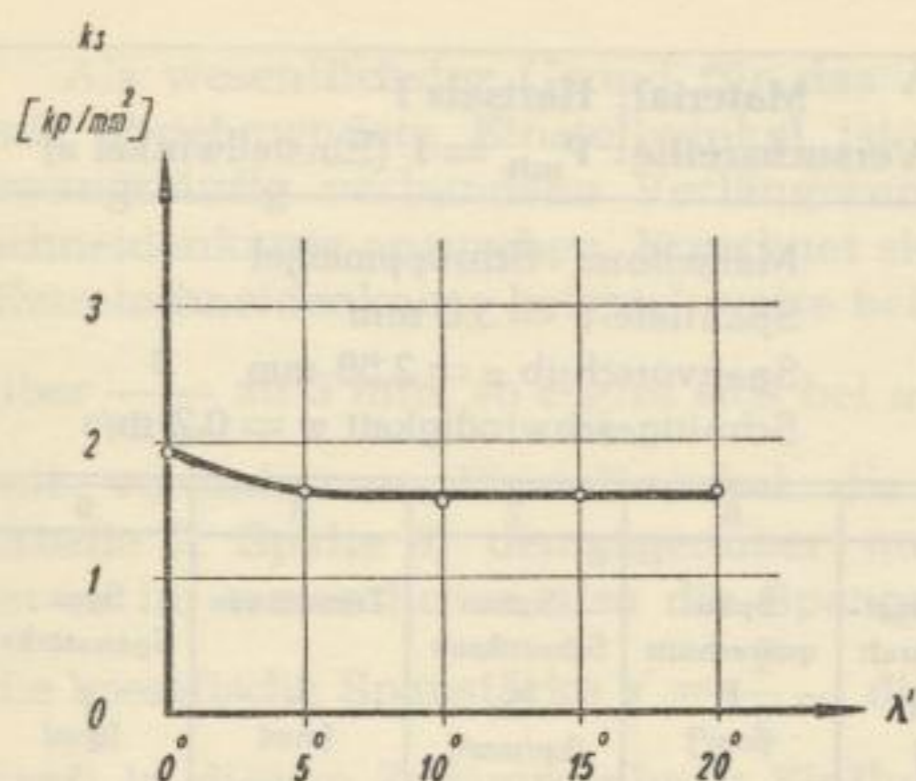


Bild 23

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Neigungswinkel λ' beim Stechmeißel, ermittelt an Hartsalz III

etwa 15 0/0. Bei einem weiteren Anwachsen des Neigungswinkels ist praktisch keine Absenkung der Schnittkraft mehr zu verzeichnen.

Ob der im vorliegenden Falle ermittelte spezielle Kurvenverlauf verallgemeinert werden darf, muß dahingestellt bleiben. Grundsätzlich kann jedoch eine mit wachsendem Neigungswinkel leicht abfallende Tendenz als allgemein vorherrschend angenommen werden. Auch bei dem durch den Stechmeißel hervorgerufenen Zerspanungsvorgang muß zwangsläufig an einer der beiden Schneidkantenbegrenzungen bei $\lambda' > 0^\circ$ ein „Meißelspitzen-Effekt“ auftreten.

Offensichtlich wirkt sich dieser jedoch auf den Schnitkraftaufwand pro Spanquerschnitt nur in geringem Maße aus. Das kann einmal darauf zurückgeführt werden, daß im vorliegenden Falle mit verhältnismäßig großem Spanquerschnitt, insbesondere großer Spanbreite, gearbeitet wurde, wodurch mit wachsendem Neigungswinkel auch eine Verlängerung der im Angriff stehenden Hauptschneidkante und damit eine Vergrößerung der erforderlichen Anpreßkraft A , schließlich also der Reibungskraft $\mu \cdot A$, verbunden war. Die Wirkung des „Meißelspitzen-Effektes“ wurde dadurch offenbar weitgehend kompensiert. Zum anderen ist anzunehmen, daß unter den Zerspanungsbedingungen des Stechmeißels der „Meißelspitzen-Effekt“ selbst an Wirkung verliert, da hierbei drei Seiten des rechteckigen Spanquerschnittes vom Gesteinsverband abzutrennen sind, während es beim Schruppmeißel nur zwei Seiten sind, das von der eindringenden Meißelspitze hervorgerufene Spannungsfeld also unterschiedliche Einwirkbedingungen vorfindet.

6.64 Der Einfluß des Einstellwinkels α

Der Einfluß des Einstellwinkels auf die spezifische Schnittkraft wurde mittels Schruppmeißels über einen Bereich von 10° bis 90° an Hartsalz I untersucht. Spantiefe und -vorschub, Schnittgeschwindigkeit und die übrigen Schneidwinkel wurden konstant gehalten, wie im einzelnen aus der Auswertetabelle Nr. 7 hervorgeht. Trotz der konstant gehaltenen Spantiefen- und Spanvorschub-Werte ergab sich mit der Änderung des Einstellwinkels infolge des unterschiedlichen Querschnitts der stehenbleibenden Rippe zwangsläufig eine Änderung des Spanquerschnittes F , besonders aber der Trennlänge L und der spezifischen Spanstärke s' . Die Zusammenhänge dieser Erscheinung wurden bereits in dem Abschnitt 6.4 erläutert. Der Einfluß einer Änderung des Einstellwinkels auf die spezifische Schnittkraft muß also im Zusammenhang mit der Änderung des Spanquerschnitts und der spezifischen Spanstärke betrachtet werden.

Trägt man die in der Auswertetabelle 7 festgehaltenen spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit vom Einstellwinkel auf, so erhält man die im Bild 24a wiedergegebene graphische Darstellung.

Auswertetabelle 7		Material: Hartsalz I Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Einstellwinkel } \alpha)$						
		Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$					Meißelform: Schruppmeißel	
Konstante		Freiwinkel $\alpha = 6^\circ$					Spantiefe $a = 3,0 \text{ mm}$	
Werte:		Spitzenwinkel $\varepsilon = 70^\circ$					Spanvorschub $s = 2,58 \text{ mm}$	
		Neigungswinkel $\lambda = 0^\circ$					Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Einstellwinkel α	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	90°	4,05	1 $\hat{=}$ 3,46	14,0	6,53	2,14	5,75	1,14
2	70°	4,2	1 $\hat{=}$ 3,46	14,5	5,6	2,59	5,78	0,97
3	50°	3,35	1 $\hat{=}$ 3,46	11,6	5,39	2,16	6,01	0,9
4	30°	4,7	1 $\hat{=}$ 3,46	16,2	6,0	2,7	7,37	0,81
5	10°	6,95	1 $\hat{=}$ 3,46	24	7,13	3,36	17,78	0,4

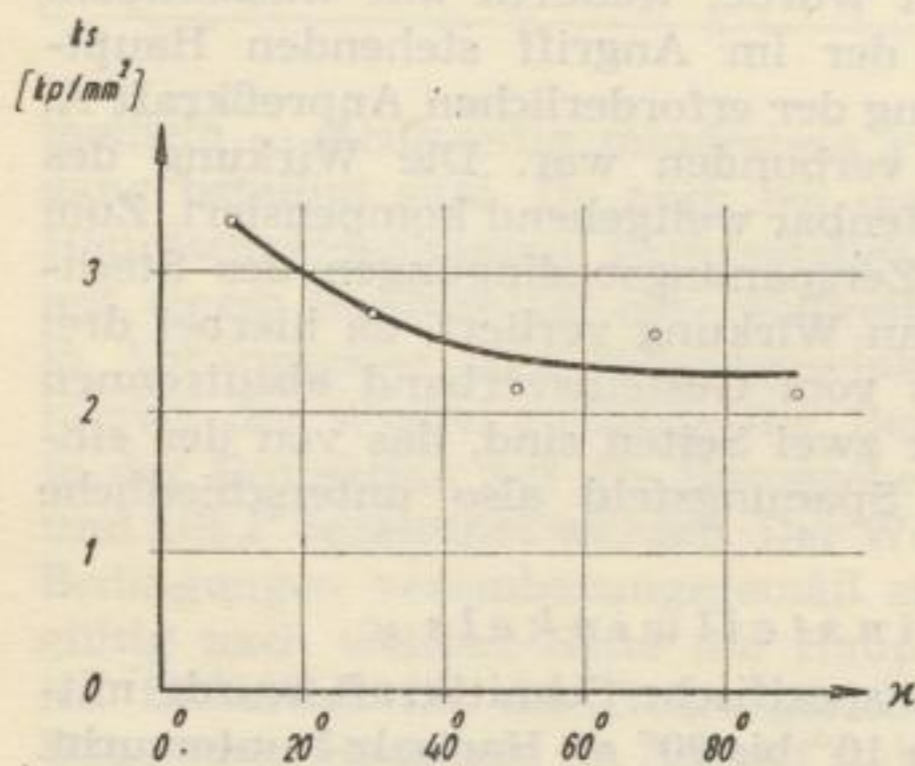


Bild 24 a

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Einstellwinkel α , ermittelt an Hartsalz I

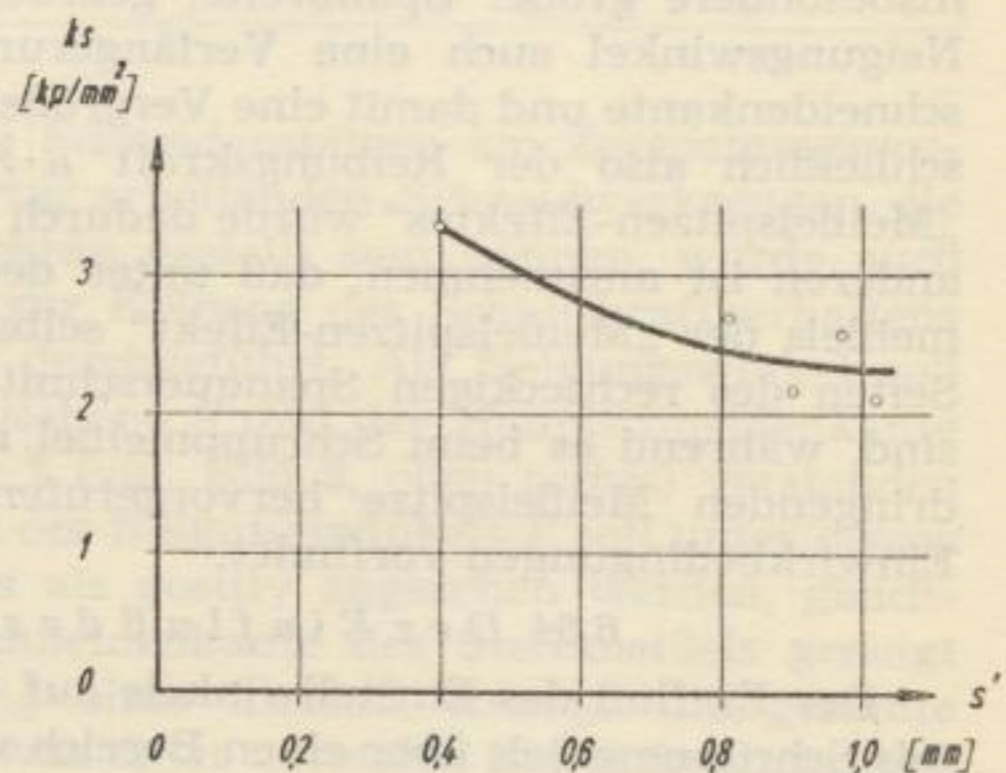


Bild 24 b

Die gleichen Meßwerte wie in Bild 24 a, jedoch über der mit dem Keilwinkel geänderten spez. Spanstärke s' aufgetragen

Es zeigt sich für den hier untersuchten Bereich, daß die spezifische Schnittkraft von einem maximalen Wert für $\alpha = 10^\circ$ mit größer werdendem Einstellwinkel zunächst verhältnismäßig schnell absinkt, um für $\alpha > 40^\circ$ keine wesentliche Minderung mehr zu erfahren. Eine sehr ähnliche Tendenz geht aus Metallzerspanungs-Untersuchungen hervor, wie sie z. B. von Brödner [12, S. 60] angeführt werden. Hierbei zeichnet sich im Gegensatz zu den an Salzgestein durchgeführten Untersuchungen lediglich eine anhaltend abfallende Tendenz der Schnittkraft bei einer Steigerung des Einstellwinkels von 30° auf 90° ab.

Als wesentlichster Grund für das Anwachsen der spezifischen Schnittkraft mit abnehmendem Einstellwinkel ist die mit konstant gehaltener Spantiefe zwangsläufig verbundene Verlängerung der im Angriff befindlichen Hauptschneidenkante anzusehen. Errechnet sich die Länge der im Angriff befindlichen Hauptschneidenkante beispielsweise bei einer Spantiefe $a = 3 \text{ mm}$ und $\alpha = 90^\circ$ über $\frac{a}{\sin \alpha}$ zu 3 mm , so ergibt sich bei $\alpha = 10^\circ$ eine Länge von $17,3 \text{ mm}$. Da sich mit verändertem Einstellwinkel die Spanquerschnitt-Werte (s. Auswertetabelle 7, Spalte 6) demgegenüber nur verhältnismäßig geringfügig ändern, ist es im wesentlichen also die Spanquerschnittsform — gekennzeichnet durch die spezifische Spanstärke $s' = \frac{F}{L}$ —, die auf die Größe der spezifischen Schnittkraft in diesem Zusammenhang Einfluß nimmt. Die mit der Verlängerung der im Angriff befindlichen Hauptschneidenkante verbundene offensichtliche Erhöhung der Trennkraft wirkt sich in einer allgemeinen Erhöhung der spezifischen Schnittkraft mit abnehmendem Einstellwinkel aus. Daraus ist zu schließen, daß bei einer konstanten Länge der Hauptschneidenkante die Trennkraft augenscheinlich in annähernd konstanter Höhe bleibt, ungeachtet des Ausmaßes der Spanstärke. Damit wird die Tatsache erklärlich, daß die spezifische Schnittkraft bei langgestreckten Spanquerschnitten mit geringer Spanstärke hohe Werte annimmt, während Spanquerschnitte mit relativ großer Spanstärke niedrige k_s -Werte bedingen. Den engen Zusammenhang zwischen dem Einfluß des Einstellwinkels und der Spanquerschnittsform auf die Größe der spezifischen Schnittkraft verdeutlicht die graphische Darstellung im Bild 24b. Hierbei wurden die in der Einstellwinkel-Meßreihe erhaltenen spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke s' aufgetragen. Ein Vergleich der beiden graphischen Darstellungen in den Bildern 24a und 24b läßt eine weitgehende Ähnlichkeit der Tendenz des Schnittkraftverhaltens erkennen.

6.65 Der Einfluß des Spitzenwinkels ϵ

Ebenfalls an Hartsalz I wurde der Einfluß des Spitzenwinkels auf die spezifische Schnittkraft untersucht, und zwar über einen Bereich von 50° bis 110° . Die konstant gehaltenen Meißelwinkel und Schnittbedingungen wie auch die Meßergebnisse gehen aus der Auswertetabelle 8 hervor. Eine graphische Darstellung der in Abhängigkeit vom Spitzenwinkel aufgetragenen spezifischen Schnittkraft-Werte zeigt Bild 25a.

Aus dieser Darstellung geht hervor, daß die spezifische Schnittkraft mit wachsendem Spitzenwinkel in dem untersuchten Bereich abnehmende Tendenz zeigt. Lediglich diese Tendenz kann und soll durch den eingezeichneten Kurvenzug verdeutlicht werden. Eine genauere Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Schnittkraft und Spitzenwinkel wurde nicht für notwendig erachtet, da für die Spitzenwinkelgebung an Werkzeugschneiden zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen Faktoren wie Verschleißanfälligkeit und Wärmeableitvermögen von größerer Bedeutung als der Schnitkraftaufwand sind und diese ohnehin zu möglichst großen Winkeln führen, die auch vom Schnittkraftverhalten her als günstig anzusprechen sind.

Die abfallende Tendenz der spezifischen Schnittkraft mit wachsendem Spitzenwinkel ist letzthin ebenfalls wie bei der Einstellwinkel-Meßreihe durch die

Auswertetabelle 8			Material: Hartsalz I Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Spitzenwinkel } \varepsilon)$					
Konstante Werte:	Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform : Schruppmeißel					
	Freiwinkel	$\alpha = 6^\circ$	Spantiefe $a = 3,0 \text{ mm}$					
	Einstellwinkel	$\kappa = 60^\circ$	Spanvorschub $s = 2,58 \text{ mm}$					
	Neigungswinkel	$\lambda = 0^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spitzenwinkel ε	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraft- maßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt- schnittkraft P_{mit} [kp]	Span- querschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	50°	3,95	1 $\hat{=}$ 3,46	13,7	4,22	3,25	6,38	0,66
2	70°	3,9	1 $\hat{=}$ 3,46	13,5	5,39	2,5	5,84	0,92
3	90°	4,6	1 $\hat{=}$ 3,46	15,9	6,31	2,51	5,7	1,11
4	110°	4,05	1 $\hat{=}$ 3,46	14,0	7,21	1,94	5,84	1,24

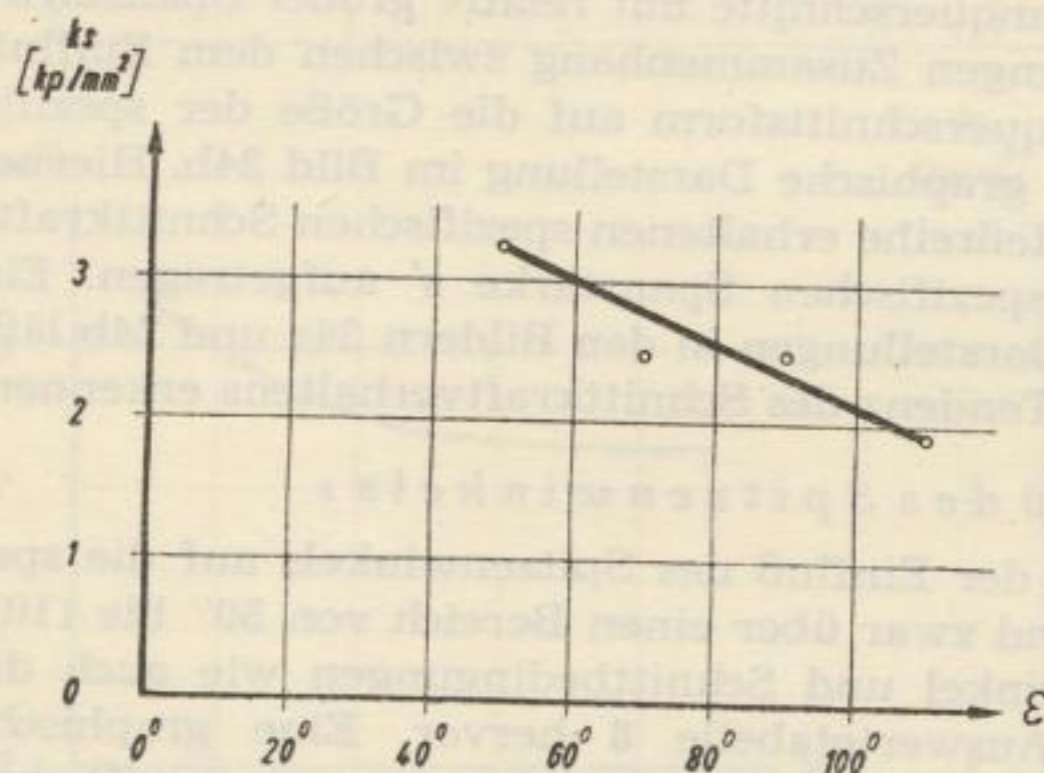


Bild 25 a

Die spezifische Schnittkraft
in Abhängigkeit vom
Spitzenwinkel ε ,
ermittelt an Hartsalz I

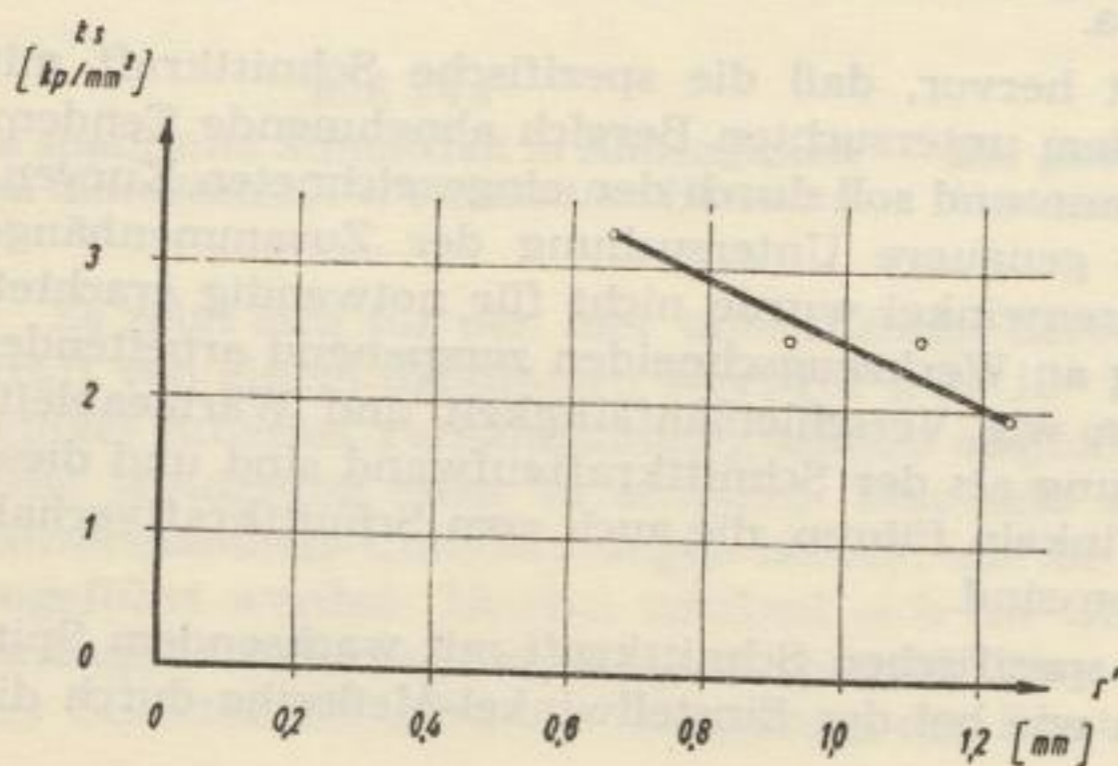


Bild 25 b

Die gleichen Meßwerte
wie in Bild 25 a, jedoch über der
mit dem Spitzenwinkel
geänderten spezifischen
Spanstärke s' aufgetragen

unter den vorliegenden Versuchsbedingungen gleichzeitig erfolgende Veränderung der Spanquerschnittsform und des damit zusammenhängenden gegenseitigen Verhältnisses von Trenn-, Reib- und Stauchkraft zu erklären. Wie ja im Abschnitt 6.4 näher ausgeführt wurde, sind Spanquerschnitt und Trennlänge unter den eingehaltenen Versuchsbedingungen nicht nur vom Einstellwinkel α , sondern auch vom Spitzenwinkel ε abhängig. Die Zusammenhänge zwischen der spezifischen Schnittkraft einerseits und der Änderung des Spitzenwinkels und gleichzeitig damit der Spanquerschnittsform andererseits werden bei einem Vergleich der Bilder 25a und 25b offensichtlich. Im letzteren Bild wurde die Abhängigkeit der in der Spitzenwinkel-Meßreihe ermittelten Schnittkraft-Werte von der spezifischen Spanstärke graphisch aufgetragen.

6.7 Ergebnisse der Meßreihen über den Einfluß der Schnittbedingungen auf die Schnittkraft

6.71 Der Einfluß des Spanquerschnitts

Die Untersuchungen über den Einfluß des Spanquerschnittes auf die Schnittkraft wurden sämtlich mit Stechmeißeln durchgeführt, da die hierbei erzielten Spanquerschnittsformen denen von Schneidwerkzeugen zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen (Schneidmeißel der Streckenvortriebsmaschine Abus, Drehbohrschneiden, Schrämpicken und dgl.) grundsätzlich gleich oder ähnlich sind. Da sich im speziellen Fall des Stechmeißels der Spanquerschnitt F aus dem Produkt Spanbreite b mal Spanvorschub s zusammensetzt, mußte sich die Untersuchung zunächst auf den Einfluß dieser beiden Größen erstrecken.

Der Einfluß des Spanquerschnitts bei variablem Spanvorschub auf die Schnittkraft wurde an Hartsalz III mittels eines Stechmeißels mit einer Schneiden- (=Span-) Breite von 20 mm untersucht. Die Winkelgebung des Meißels sowie die sonstigen konstant gehaltenen Schnittbedingungen gehen aus Auswertetabelle Nr. 9 hervor. Der Spanvorschub wurde in Abstufungen von 0,28 – 0,55 – 0,84 – 1,11 – 1,67 mm entsprechend den Einstellmöglichkeiten der Hobelbank gewählt. Trägt man die ermittelten Werte der spezifischen Schnittkraft – s. dazu Tabelle 9 – über dem Spanquerschnitt auf (Bild 26), so zeigt sich eindeutig eine abfallende Tendenz mit wachsendem Spanquerschnitt, d. h. also mit wachsender Spanstärke, da in diesem Falle nur der Spanvorschub geändert wurde.

Nach der sich hier abzeichnenden Tendenz ist anzunehmen, daß die spezifische Schnittkraft bei über den untersuchten Bereich hinausgehenden Spanquerschnitten nicht weiter oder zumindest nur noch sehr gering absinken wird, sich mit wachsendem Spanvorschub also offenbar einem Minimum asymptotisch nähert. Eine grundsätzlich gleichartige Tendenz bei der Metallzerspanung ist aus Diagrammen abzuleiten, wie sie von *Krekeler* [13, S. 103] und in der neuesten Auflage der *Betriebshütte* [16, S. 297] veröffentlicht wurden. Aus den in *Eickhoff*-Mitteilungen [31, S. 47] bekanntgegebenen Untersuchungsergebnissen an Schrämmeißeln im Hartsalz geht ein stetiges Absinken der spezifischen Schnittkraft bei wachsender Spantiefe (gleichbedeutend mit Spanvorschub) über einen Bereich von etwa 3 bis 7 mm nach einer logarithmischen Gesetzmäßigkeit ohne Anzeichen auf eine asymptotische Annäherung auf ein Minimum hervor. Die ermittelten Kurven stützen sich allerdings nur auf jeweils 3 Versuchspunkte.

Auswertetabelle 9		Material: Hartsalz III Versuchsreihe: $P_{mit} = f$ (Spanquerschnitt F)						
Konstante Werte:		Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Stechmeißel					
		Freiwinkel der Hauptschneide $\alpha = 13^\circ$	Spanbreite $b = 20$ mm					
		Freiwinkel der Nebenschneide $\alpha_n = 2^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s					
		Keilwinkel der Nebenschneide $\alpha_n = 2^\circ$						
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanvorschub s [mm]	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	0,28	5,8	1 $\hat{=}$ 4,17	24,2	5,6	4,32	20,56	0,27
2	0,55	7,95	1 $\hat{=}$ 4,17	33,2	11,0	3,02	21,1	0,52
3	0,84	11,85	1 $\hat{=}$ 4,17	49,5	16,8	2,94	21,68	0,78
4	1,11	3,6	1 $\hat{=}$ 13,7	49,3	22,2	2,22	22,22	1,0
5	1,67	5,4	1 $\hat{=}$ 13,7	74,0	33,4	2,21	23,34	1,4

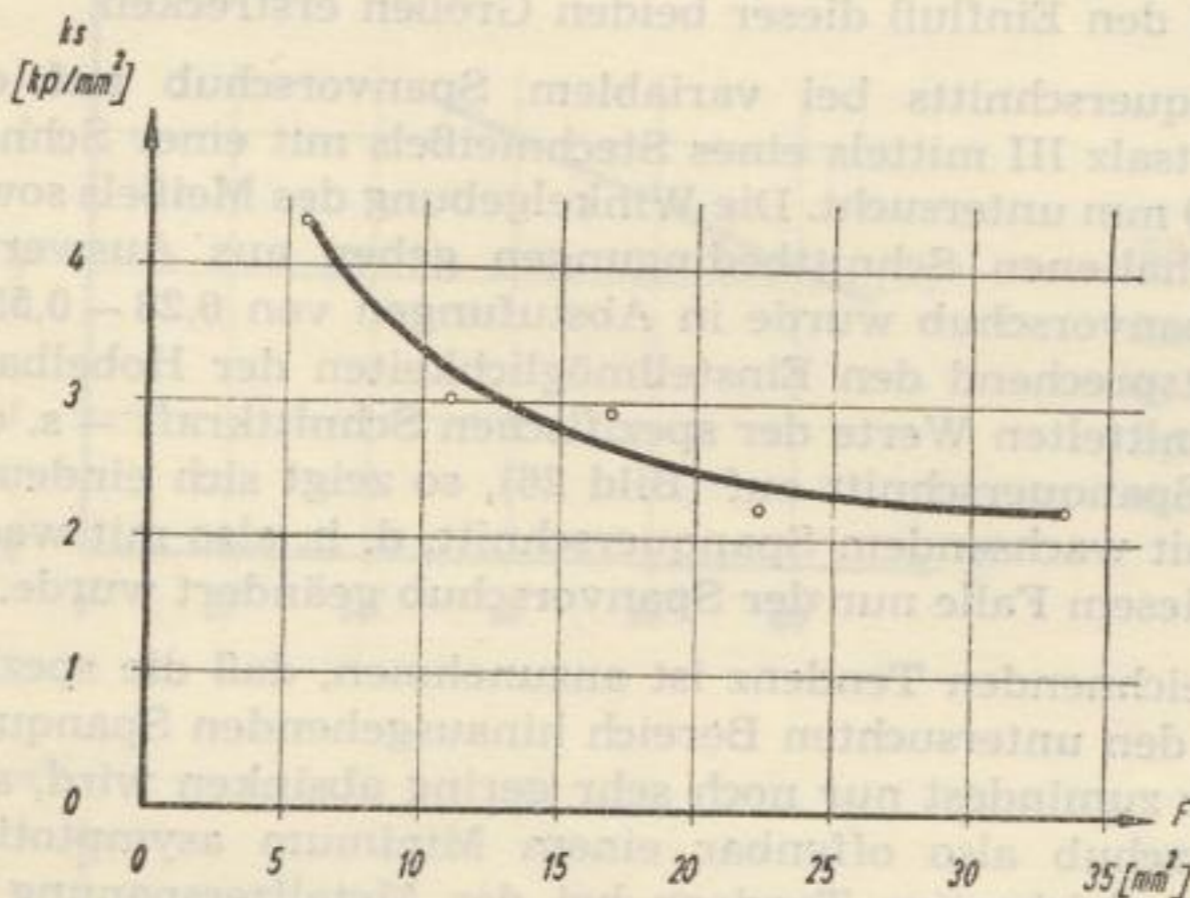


Bild 26
Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt (Spanbreite $b = 20$ mm, Spanvorschub $s =$ variabel), ermittelt an Hartsalz III

In einer weiteren Meßreihe wurde der Einfluß des Spanquerschnitts bei variabler Spanbreite b (= Schneidenbreite) untersucht. Bei sonst gleicher Winkelgebung und gleichen Schnittbedingungen wie bei der vorigen Meßreihe lagen den Messungen bei einem konstant gehaltenen Spanvorschub $s = 1,11$ mm Spanbreiten von 3 – 5 – 10 – 15 und 20 mm zugrunde (s. Auswertetabelle 10). Eine graphische Darstellung der ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt zeigt Bild 27.

Auswertetabelle 10		Material: Hartsalz III Versuchsreihe: $P_{mit} = f$ (Spanquerschnitt F)						
Konstante		Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Stechmeißel				
Werte:		Freiwinkel der Hauptschneide	$\alpha = 13^\circ$	Spanvorschub $s = 1,11$ mm				
		Freiwinkel der Nebenschneide	$\alpha_n = 2^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s				
		Keilwinkel der Nebenschneide	$\kappa_n = 2^\circ$					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanbreite b [mm]	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Haupt-schnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	3	2,5	1 $\hat{=}$ 4,55	11,4	3,33	3,43	5,22	0,64
2	5	2,8	1 $\hat{=}$ 4,55	12,7	5,55	2,29	7,22	0,77
3	10	4,9	1 $\hat{=}$ 4,55	22,3	11,1	2,01	12,22	0,91
4	15	7,15	1 $\hat{=}$ 4,55	32,5	16,65	1,95	17,22	0,97
5	20	3,6	1 $\hat{=}$ 13,7	49,3	22,2	2,22	22,22	1,0

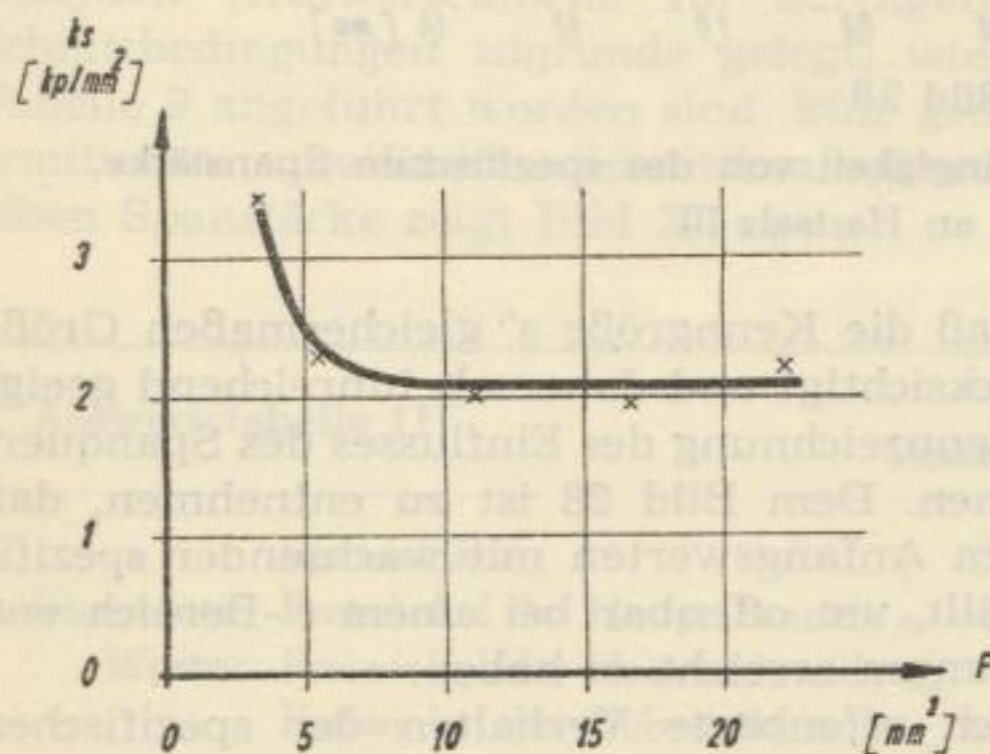


Bild 27

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt (Spanvorschub $s = 1,11$ mm; Spanbreite $b =$ variabel), ermittelt an Hartsalz III

Hieraus ist zu entnehmen, daß, ausgehend von relativ sehr kleinen Spanquerschnitten — d. h. in diesem Falle also Spanbreiten —, die spezifische Schnittkraft zunächst stark abfallende Tendenz zeigt, um bei weiterem Anwachsen des Spanquerschnitts (= der Spanbreite) praktisch einen konstanten Wert beizubehalten. Diese Feststellung deckt sich ebenfalls mit den Erfahrungen aus der Metallzerspanung, nach denen die absolute Schnittkraft mit wachsender Spanbreite fast proportional ansteigt, die spezifische Schnittkraft also zwangsläufig annähernd konstant bleibt [13, S. 103—104].

Den Ergebnissen der beiden Meßreihen kann entnommen werden, daß hinsichtlich des Einflusses des Spanquerschnitts auf die Schnittkraft nicht nur die Größe von Spanbreite und Spanvorschub, sondern auch das Verhältnis bei-

der Größen zueinander eine Rolle spielt, was ebenfalls den grundsätzlichen Erkenntnissen bei der Metallzerspanung entspricht. Das Verhältnis dieser beiden Größen stellt aber praktisch nichts anderes als eine Kennzeichnung der Spanquerschnittsform dar. Wenn man die bereits bei der Untersuchung von Keil- und Spitzenwinkel angewandte spezifische Spanstärke s' als Kenngröße für die Spanquerschnittsform heranzieht und in Abhängigkeit von ihr die in den beiden vorerwähnten Meßreihen ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte aufträgt, gelangt man zu der im Bild 28 wiedergegebenen Darstellung.

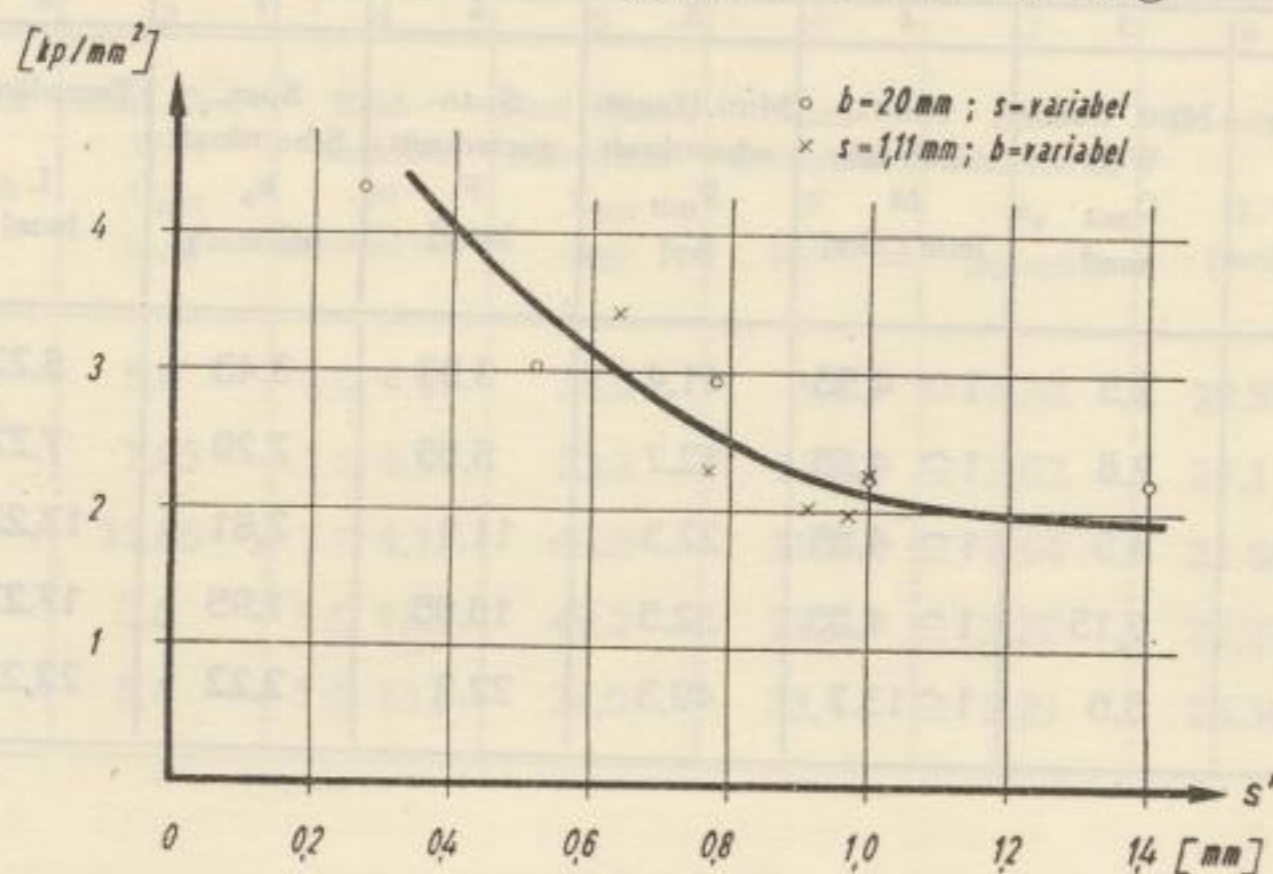


Bild 28

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke, ermittelt an Hartsalz III

Es zeigt sich hierbei wiederum, daß die Kenngröße s' gleichermaßen Größe und Form des Spanquerschnitts berücksichtigt und daher als hinreichend geeignet erscheint, als Parameter für die Kennzeichnung des Einflusses des Spanquerschnitts auf die Schnittkraft zu dienen. Dem Bild 28 ist zu entnehmen, daß die spezifische Schnittkraft von hohen Anfangswerten mit wachsender spezifischer Spanstärke zunächst stark abfällt, um offenbar bei einem s' -Bereich von etwa 0,8–1 mm ein annäherndes Minimum erreicht zu haben.

Das für den untersuchten Bereich offenbarte Verhalten der spezifischen Schnittkraft kann einmal damit erklärt werden, daß bei einem konstanten Spanquerschnitt F , aber geringer werdender Trennlänge L — d. h. zunehmender spezifischer Spanstärke s' — die absolute Größe der Trennkraft absinkt. Zum anderen geht aus den Untersuchungen von *Winter* [21], *Meuskens* und *Wölfer* [22] und *Borschel* [23] über drehendes Bohren im Salzgestein eindeutig hervor, daß mit einer Vergrößerung des Spanquerschnitts (durch Steigerung des Vorschubs pro Umdrehung) oder mit dem Erzeugen von Spanquerschnittsformen, die sich durch relativ große spezifische Spanstärken kennzeichnen lassen (z. B. durch Einsatz geeigneter unsymmetrischer Bohrschneiden, worauf später noch einzugehen ist), der Anfall eines gröberen Bohrkleins verbunden war. Eine Vergrößerung des Bohrkleins bedeutet jedoch eine Verkleinerung der Gesamtoberfläche der beim Drehbohrvorgang (also einem Zerspanungsvorgang) anfallenden Gesteinspartikel und damit auch bekanntlich der aufzu-

wendenden Zerkleinerungsarbeit. Die Zerkleinerungskraft dürfte dabei im wesentlichen dem Teil der Schnittkraft gleichgesetzt werden können, der laut Definition als Stauchkraft bezeichnet wird. Auf Grund vorstehender Überlegungen sowie nach den bei der Metallzerspanung [13, 16] und den bisher bei der Salzzerspanung [31] erhaltenen Untersuchungsergebnissen ist anzunehmen, daß mit einer Steigerung der spezifischen Spanstärke über den untersuchten Bereich hinaus eher noch ein geringes weiteres Absinken der spezifischen Schnittkraft als ein Wiederansteigen verbunden ist, die spezifische Spanstärke also praktisch keinen wesentlichen Einfluß mehr auf die spezifische Schnittkraft ausübt.

Der ermittelte Bereich einer wesentlichen Einflußnahme des Spanquerschnittes bzw. der spezifischen Spanstärke auf die spezifische Schnittkraft ist für den Betrieb von Schrä- und Streckenvortriebsmaschinen mit den dabei normalerweise eingehaltenen Spanquerschnitten ohne erhebliche Bedeutung. Anders ist es beim Drehbohren, wo noch vielfach durch geringen Vorschub je Umdrehung Spanquerschnitte erzielt werden, die sich nur durch sehr kleine spezifische Spanstärken kennzeichnen lassen. Es erschien daher angebracht, die Untersuchungen über die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft vom Spanquerschnitt im Bereich kleiner spezifischer Spanstärken im Hinblick auf die große Rolle des Drehbohrens bei der Gewinnung im Salzbergbau auf weitere Arten von Salzgesteinen auszudehnen. Diesbezügliche Meßreihen wurden an Hartsalz II (Auswertetabelle 11), Steinsalz (Auswertetabelle 12) sowie Anhydrit (Auswertetabelle 13) durchgeführt. Hierbei wurden die gleichen Schnittbedingungen zugrunde gelegt, wie sie bereits für die Meßreihe nach Tabelle 9 angeführt worden sind. Eine gemeinsame graphische Darstellung der ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke zeigt Bild 29.

Auswertetabelle 11		Material: Hartsalz II						
		Versuchsreihe: $P_{mit} = f(\text{Spanquerschnitt } F)$						
Konstante Werte:		Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Stechmeißel				
		Freiwinkel der Hauptschneide	$\alpha = 13^\circ$	Spanbreite $b = 20 \text{ mm}$				
		Freiwinkel der Nebenschneide	$\alpha_n = 2^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2 \text{ m/s}$				
		Keilwinkel der Nebenschneide	$\kappa_n = 2^\circ$					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanvorschub s [mm]	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm \triangleq kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	0,28	4,15	1 \triangleq 10	41,5	5,6	7,4	20,56	0,27
2	0,55	5,5	1 \triangleq 10	55	11,0	5,0	21,1	0,52
3	0,84	7,2	1 \triangleq 10	72	16,8	4,29	21,68	0,78
4	1,11	7,85	1 \triangleq 10	78,5	22,2	3,54	22,2	1,0

Auswertetabelle 12		Material: Steinsalz Versuchsreihe: $P_{mit} = f$ (Spanquerschnitt F)						
		Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Stechmeißel				
Konstante		Freiwinkel der Hauptschneide	$a = 13^\circ$	Spanbreite $b = 20$ mm				
Werte:		Freiwinkel der Nebenschneide	$\alpha_n = 2^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s				
		Keilwinkel der Nebenschneide	$\kappa_n = 2^\circ$					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanvorschub s [mm]	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kg]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	0,28	10,3	$1 \hat{=} 3,08$	31,7	5,6	5,65	20,56	0,27
2	0,55	3,25	$1 \hat{=} 10$	32,5	11,0	2,95	21,1	0,52
3	0,84	3,8	$1 \hat{=} 10$	38	16,8	2,26	21,68	0,78
4	1,11	5,45	$1 \hat{=} 10$	54,5	22,2	2,46	22,2	1,0

Auswertetabelle 13		Material: Anhydrit Versuchsreihe: $P_{mit} = f$ (Spanquerschnitt F)						
		Spanwinkel	$\gamma = 15^\circ$	Meißelform: Stechmeißel				
Konstante		Freiwinkel der Hauptschneide	$a = 13^\circ$	Spanbreite $b = 20$ mm				
Werte:		Freiwinkel der Nebenschneide	$\alpha_n = 2^\circ$	Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s				
		Keilwinkel der Nebenschneide	$\kappa_n = 2^\circ$					
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte Spanvorschub s [mm]	Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm $\hat{=}$ kp]	Mittl. Hauptschnittkraft P_{mit} [kp]	Spanquerschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
1	0,28	11,2	$1 \hat{=} 10$	112	5,6	20	20,56	0,27
2	0,55	14,85	$1 \hat{=} 10$	148,5	11,0	13,5	21,1	0,52
3	0,84	16,65	$1 \hat{=} 10$	166,5	16,8	9,9	21,68	0,78
4	1,11	22,95	$1 \hat{=} 10$	229,5	22,2	10,35	22,2	1,0

Aus dieser Darstellung sind folgende bemerkenswerte Feststellungen abzuleiten:

1. Alle vier untersuchten Arten von Salzgesteinen zeigen hinsichtlich des Schnittkraftverhaltens in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt bzw. der Spanquerschnittsform die gleiche Tendenz. Offensichtlich kann allgemein bei den

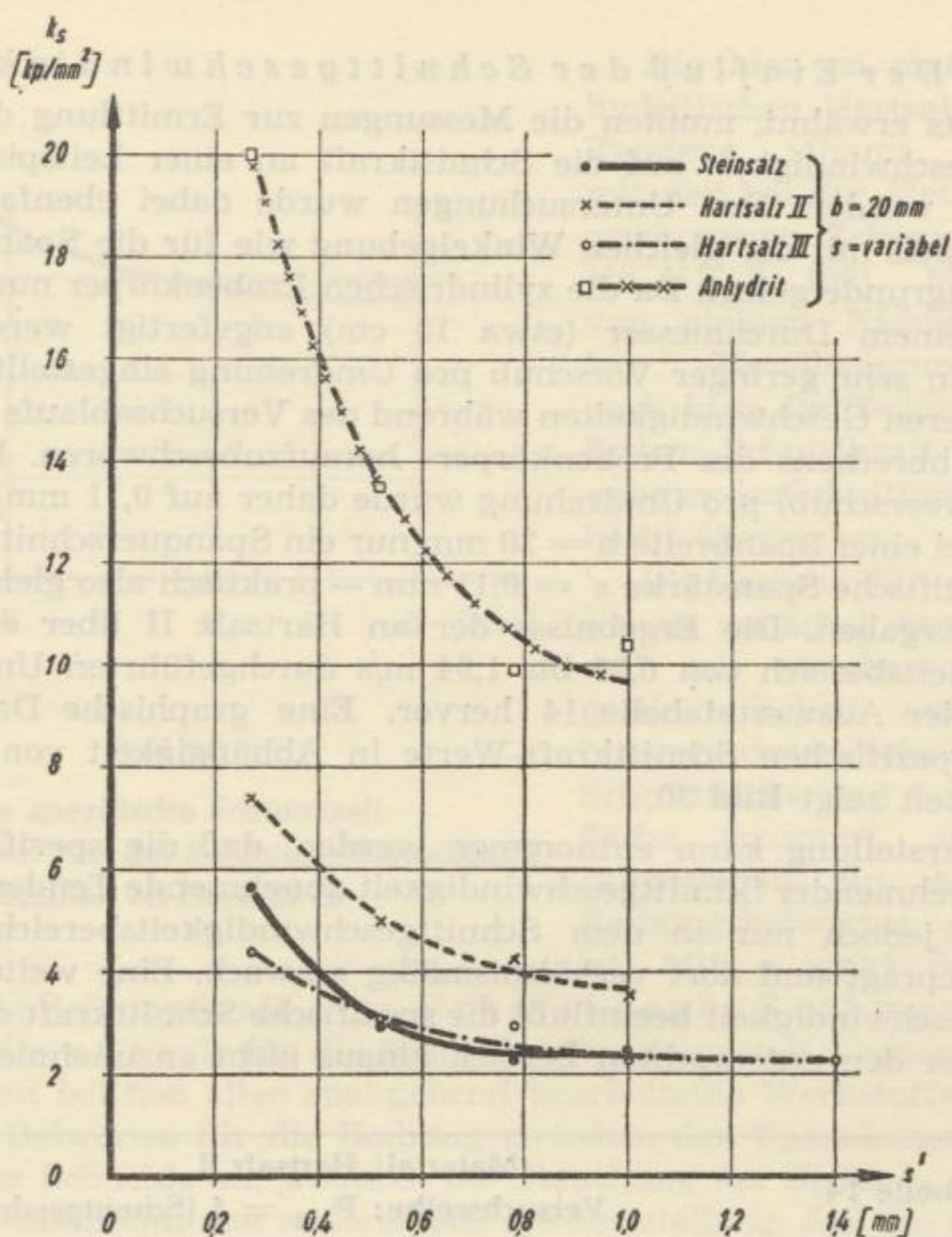


Bild 29

Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke, ermittelt an Steinsalz, Hartsalz II, Hartsalz III sowie Anhydrit

- untersuchten Salzgesteinen von einem relativ starken Anstieg der spezifischen Schnittkraft gesprochen werden, wenn die spezifische Spanstärke unter den Bereich 0,8–1 mm absinkt.
- Die unter gleichen Versuchs- und Schnittbedingungen ermittelten Meßwerte für die verschiedenen Salzgesteine zeigen ein nahezu gleichbleibendes Verhältnis zueinander. Auf die praktische Bedeutung dieser Tatsache soll später eingegangen werden.
 - Bei den untersuchten Salzgesteinen zeigt sich deutlich eine ansteigende Tendenz der spezifischen Schnittkraft mit zunehmendem Anhydritgehalt (Steinsalz $\cong 8\%$ CaSO₄; Hartsalz II $\cong 27\%$ CaSO₄; Anhydrit $\cong 100\%$ CaSO₄). Nach den für Hartsalz III (stark kieseritisch) erhaltenen Werten ist anzunehmen, daß Gehalte an Sylvin und Kieserit gegenüber einem Grundgehalt von Steinsalz keinen wesentlichen Einfluß auf die Höhe der spezifischen Schnittkraft ausüben. Um eine endgültige Aussage in dieser Hinsicht machen zu können, wären jedoch noch weitere Untersuchungen erforderlich.

6.72 Der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit

Wie bereits erwähnt, mußten die Messungen zur Ermittlung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft an einer Leitspindeldrehbank durchgeführt werden. Den Untersuchungen wurde dabei ebenfalls die Form des Stechmeißels mit der gleichen Winkelgebung wie für die Spanquerschnitts-Meßreihen zugrunde gelegt. Da die zylindrischen Probenkörper nur mit verhältnismäßig kleinem Durchmesser (etwa 15 cm) angefertigt werden konnten, durfte nur ein sehr geringer Vorschub pro Umdrehung eingestellt werden, um auch bei höheren Geschwindigkeiten während des Versuchsablaufs nicht die Gefahr eines Abbrechens des Probenkörpers heraufzubeschwören. Der Spanvorschub (Tiefenvorschub) pro Umdrehung wurde daher auf 0,11 mm/U eingestellt, so daß sich bei einer Spanbreite $b = 20$ mm nur ein Spanquerschnitt von $2,2 \text{ mm}^2$ und eine spezifische Spanstärke $s' = 0,11$ mm – praktisch also gleich dem Spanvorschub – ergaben. Die Ergebnisse der an Hartsalz II über einen Schnittgeschwindigkeitsbereich von 0,26 bis 1,94 m/s durchgeführten Untersuchungen gehen aus der Auswertetabelle 14 hervor. Eine graphische Darstellung der ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit zeigt Bild 30.

Dieser Darstellung kann entnommen werden, daß die spezifische Schnittkraft mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit abnehmende Tendenz zeigt. Diese Tendenz ist jedoch nur in dem Schnittgeschwindigkeitsbereich unter etwa 1,5 m/s ausgeprägt und dort verhältnismäßig schwach. Eine weitere Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit beeinflußt die spezifische Schnittkraft offenbar nicht, was auch über den untersuchten Bereich hinaus nicht anzunehmen ist.

Auswertetabelle 14		Material: Hartsalz II								
		Versuchsreihe: $P_{\text{mit}} = f$ (Schnittgeschwindigkeit w)								
		Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$			Meißelform : Stechmeißel					
Konstante		Freiwinkel der Hauptschneide $a = 13^\circ$			Spanbreite $b = 20$ mm					
Werte:		Freiwinkel der Nebenschneide $\alpha_n = 2^\circ$			Spanvorschub $s = 0,11$ mm/U					
		Keilwinkel der Nebenschneide $\alpha_n = 2^\circ$								
1	2			3	4	5	6	7	8	9
Lfd. Nr.	Variable Werte			Mittl. Osz.-Wert O_{mit} [mm]	Kraftmaßstab M [mm \leq kp]	Mittl. Haupt-schnittkraft P_{mit} [kp]	Span-querschnitt F [mm ²]	Spez. Schnittkraft k_s [kp/mm ²]	Trennlänge L [mm]	Spez. Spanstärke s' [mm]
	Drehzahl [U/min]	Proben-durchmesser [m]	Schnitt-geschwindigkeit [m/s]							
1	275	0,135	1,94	3,4	1 \triangleq 3,49	11,9	2,2	5,4	20,22	0,11
2	275	0,127	1,83	3,8	1 \triangleq 3,49	13,3	2,2	6,04	20,22	0,11
3	184	0,142	1,37	3,25	1 \triangleq 3,49	11,35	2,2	5,16	20,22	0,11
4	108	0,145	0,82	3,8	1 \triangleq 3,49	13,3	2,2	6,04	20,22	0,11
5	90	0,142	0,67	4,3	1 \triangleq 3,49	15,0	2,2	6,82	20,22	0,11
6	36	0,139	0,26	4,3	1 \triangleq 3,49	15,0	2,2	6,82	20,22	0,11

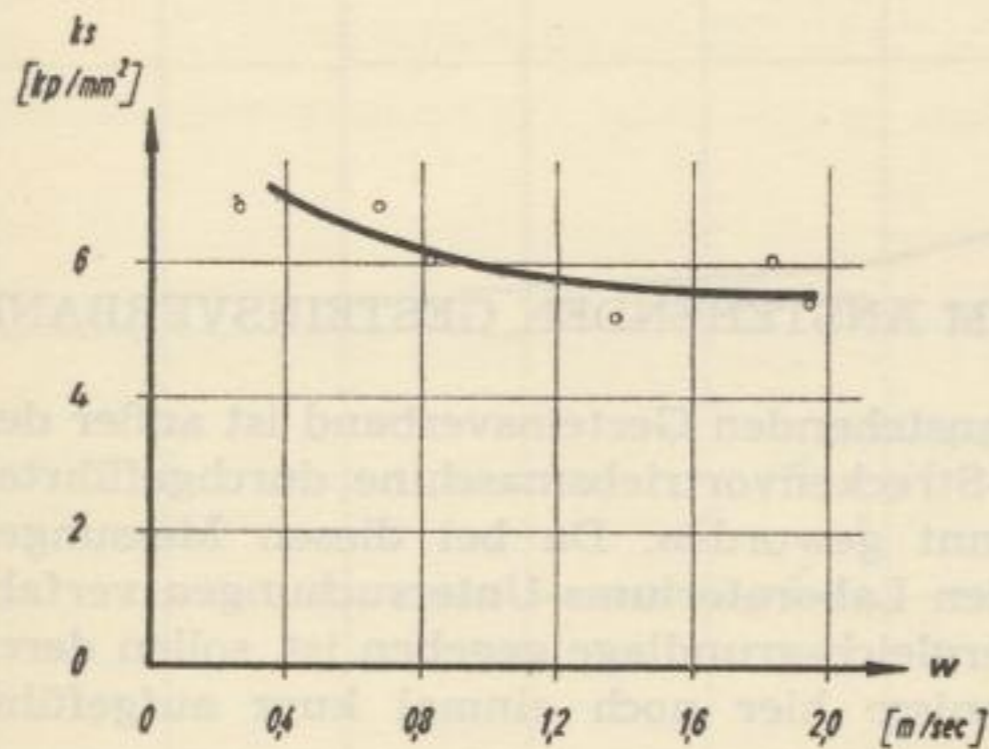


Bild 30

Die spezifische Schnittkraft
in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit,
ermittelt an Hartsalz III

läufig auch die Reibungskraft $\mu \cdot A$. *Schallbroch-Bethmann* [14, S. 60] führen als weitere Gründe für die Schnittkraftsenkung mit wachsender Schnittgeschwindigkeit bei fast allen spangebend bearbeiteten Werkstoffen einmal die Senkung des Beiwertes für die Reibung zwischen den Spänelementen und der Spanfläche der Schneide an, wodurch die Stauchung der Späne — d. h. also die Stauchkraft — abnimmt, und andererseits die Feststellung, daß das gesamte Verformungsgebiet beim Zerspanungsvorgang kleiner wird. Zusammenfassend ist also anzunehmen, daß sich eine Änderung der Schnittgeschwindigkeit in mehr oder weniger großem Umfang auf alle Teilkräfte der Schnittkraft auswirkt und somit keine speziellen Beziehungen zwischen Schnittgeschwindigkeit einerseits und Schneidenwinkel und Spanquerschnitt andererseits bestehen.

Die in der Schnittgeschwindigkeits-Meßreihe allgemein verhältnismäßig hoch ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte für Hartsalz II (zwischen 5 und 7 kp/mm^2) bestätigen nochmals die Feststellung, daß die spezifische Schnittkraft bei sehr geringen spezifischen Spanstärken (hier 0,11 mm) wesentlich höhere Werte annimmt als bei spezifischen Spanstärken $> 0,8$ mm.

Die hier an einem stark anhydritischen Hartsalz festgestellte Tendenz stimmt grundsätzlich mit den bei der Metallzerspanung gewonnenen Erkenntnissen überein [13, S. 102]. Mit Ausnahme von einigen Nichteisen-Metallen bzw. -Metallegierungen herrscht auch hier die Tendenz der spezifischen Schnittkraft vor, mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit leicht abzusinken.

Die Ursache für dieses Verhalten ist zunächst darin zu suchen, daß mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit auch die Reibungsgeschwindigkeit zwischen Schnittfläche und Schneiden-Freifläche zunimmt, womit erfahrungsgemäß ein Absinken des Reibungsbeiwertes μ verbunden ist. Mit μ sinkt dann zwangs-

7 SCHNITTKRAFTMESSUNGEN AM ANSTEHENDEN GESTEINSVERBAND

Über Schnittkraftmessungen am anstehenden Gesteinsverband ist außer den von *Pfeiffer* [17] an einer Abus-Strecken-vortriebsmaschine durchgeführten Zerspanungsmessungen nichts bekannt geworden. Da bei diesen Messungen nach dem gleichen Prinzip wie bei den Laboratoriums-Untersuchungen verfahren wurde und dadurch eine gute Vergleichsgrundlage gegeben ist, sollen deren wesentlichste Merkmale und Ergebnisse hier noch einmal kurz aufgeführt werden.

Der rotierende Schneidarm der Abus-Strecken-vortriebsmaschine ist mit Schneidmeißeln besetzt, durch die konzentrische Ringschlitze in den Streckenstoß geschnitten werden. Die sich bildenden Salzrippen werden fortlaufend durch auf die Meißelschäfte aufgesetzte parabolische Brechkörper weggebrochen. Die als Meßgeber hergerichteten Original-Schneidmeißel wiesen bei den Zerspanungsmessungen die gleiche Form- und Winkelgebung auf wie diejenigen, die — als Stechmeißel bezeichnet — die Grundlage für die Spanquerschnitts- und Schnittgeschwindigkeits-Meßreihen bildeten (s. z. B. Auswertetabelle Nr. 9). Die Spanbreite der Maschinenmeißel betrug jedoch 32 mm gegenüber 20 mm bei den Laboratoriums-Meißeln. Unter diesen Voraussetzungen können die insbesondere bei den Spanquerschnitts-Meßreihen im Laboratorium eingehaltenen Zerspanungsbedingungen als sehr ähnlich denen gegenüber angesehen werden, die bei den Schnittkraftmessungen an der Vortriebsmaschine herrschten.

Die Durchführung der Schnittkraftmessungen und ihre Auswertung wurden in der gleichen Weise vorgenommen, wie bereits für die Laboratoriumsmessungen beschrieben wurde. Eine verhältnismäßig große, unter den gegebenen Bedingungen jedoch nicht vermeidbare Fehlerquelle lag darin, daß der Vorschub je Umdrehung des Schneidarms und damit die Spanstärke je Umdrehung nicht gleichzeitig mit der Schnittkraftmessung, sondern erst nachträglich als Mittelwert der Rillenabstände in den geschnittenen Schlitzen ermittelt werden konnte. Während die oszillographische Aufnahme des Schnittkraftverlaufs nur über etwa eine ganze Umdrehung ausgedehnt werden konnte, erstreckte sich die Mittelwertbildung über mindestens 3 Rillenabstände = 3 Umdrehungen. Es liegt auf der Hand, daß unter derartigen Bedingungen mit erheblichen Streuungen der Meßergebnisse zu rechnen war.

Der als Meßgeber dienende Schneidmeißel wurde an vier verschiedenen Positionen des Schneidarms eingesetzt, die von der Drehachse verschieden weit entfernt waren, so daß infolge der konstanten Umdrehungszahl von 7,1 U/min an den Schneidmeißeln — bezogen auf die Schneidenmitte — folgende Schnittgeschwindigkeiten herrschten:

Position 1	= 0,143 m/s
„ 5	= 0,456 m/s
„ 9	= 0,810 m/s
„ 12	= 1,075 m/s

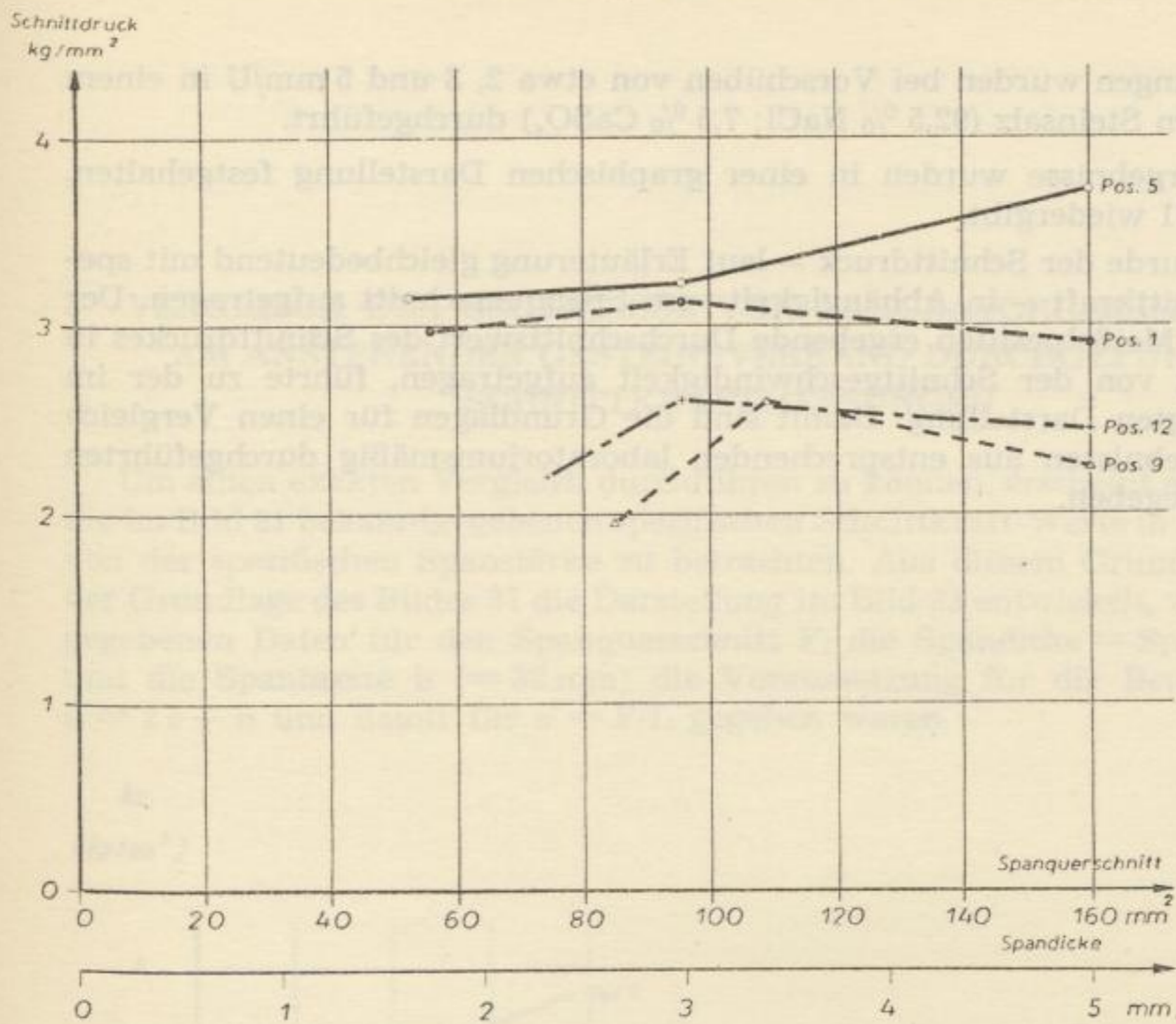


Bild 31

Schnittdruck
(= spez. Schnittkraft) in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt, ermittelt an der Abus-Strecken-Vortriebsmaschine in anhydritischem Steinsalz
(nach Pfeiffer [16])

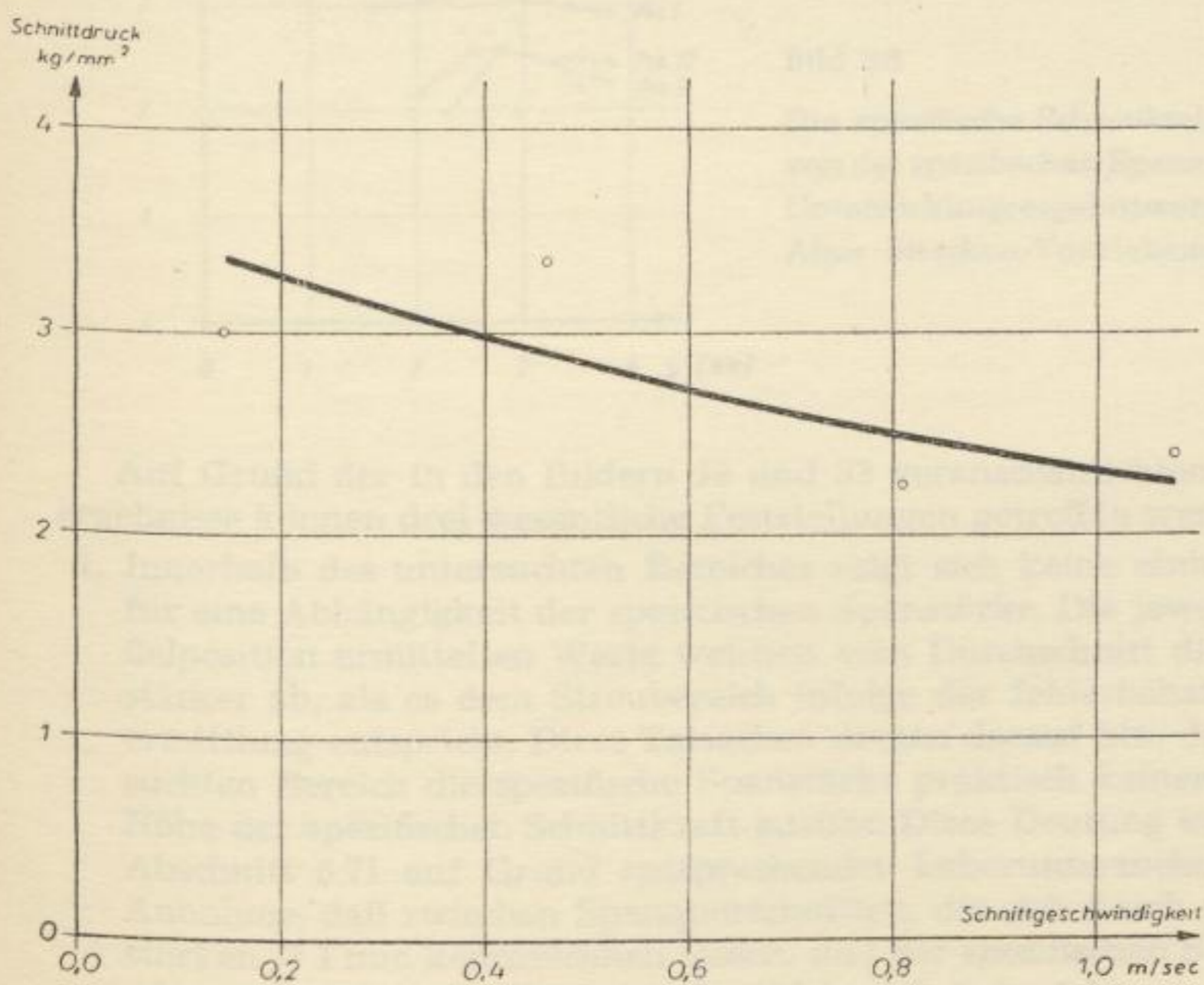


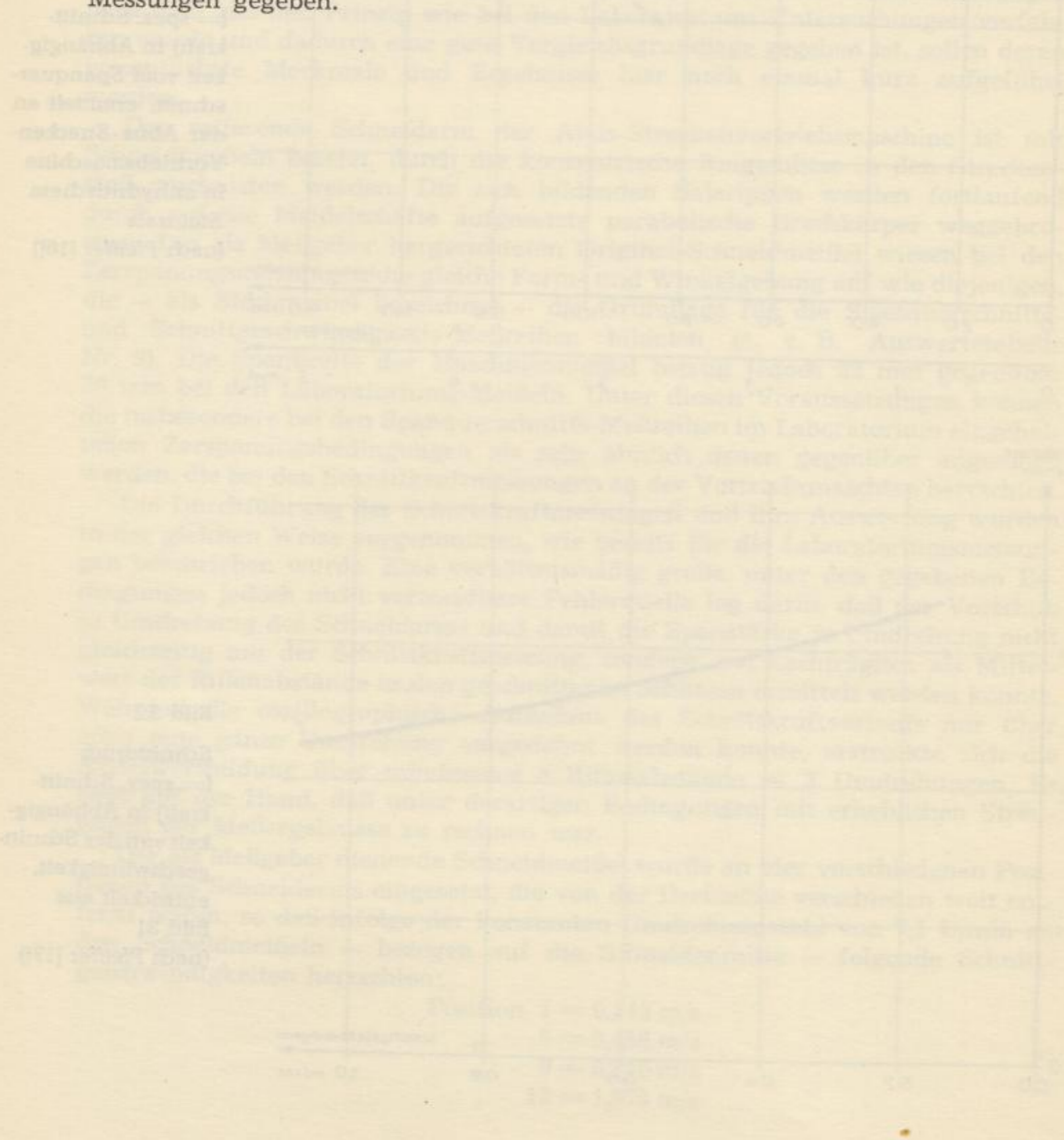
Bild 32

Schnittdruck
(= spez. Schnittkraft) in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit, entwickelt aus Bild 31
(nach Pfeiffer [17])

Die Messungen wurden bei Vorschüben von etwa 2, 3 und 5 mm/U in einem anhydritischen Steinsalz (92,5 % NaCl; 7,5 % CaSO₄) durchgeführt.

Die Meßergebnisse wurden in einer graphischen Darstellung festgehalten, wie sie Bild 31 wiedergibt.

Hierbei wurde der Schnittdruck — laut Erläuterung gleichbedeutend mit spezifischer Schnittkraft — in Abhängigkeit vom Spanquerschnitt aufgetragen. Der sich für jede Meißelposition ergebende Durchschnittswert des Schnittdruckes in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit aufgetragen, führte zu der im Bild 32 gezeigten Darstellung. Damit sind die Grundlagen für einen Vergleich mit den Ergebnissen aus entsprechenden laboratoriumsmäßig durchgeführten Messungen gegeben.



8 VERGLEICH DER ERGEBNISSE VON LABORATORIUMSMÄSSIG UND AM ANSTEHENDEN GESTEINSVERBAND DURCHGEFÜHRTEN SCHNITTKRAFTMESSUNGEN

Um einen exakten Vergleich durchführen zu können, erscheint es angebracht, die im Bild 31 bekanntgegebenen spezifischen Schnittkraft-Werte in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke zu betrachten. Aus diesem Grunde wurde auf der Grundlage des Bildes 31 die Darstellung im Bild 33 entwickelt, wobei mit den gegebenen Daten für den Spanquerschnitt F , die Spandicke = Spanvorschub s und die Spanbreite b ($= 32 \text{ mm}$) die Voraussetzung für die Berechnung von $L = 2s + b$ und damit für $s' = F/L$ gegeben waren.

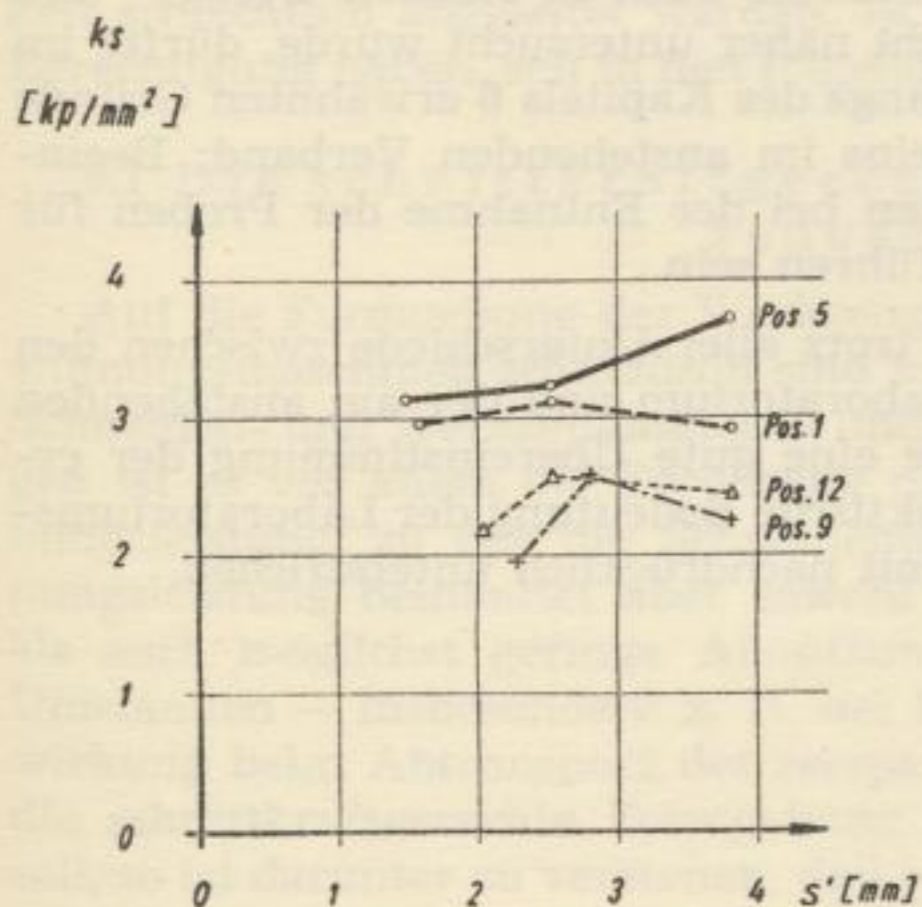


Bild 33
Die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit von der spezifischen Spanstärke auf Grund von Untersuchungsergebnissen an einer Abus-Strecken-Vortriebsmaschine [16]

Auf Grund der in den Bildern 32 und 33 veranschaulichten Untersuchungsergebnisse können drei wesentliche Feststellungen getroffen werden:

1. Innerhalb des untersuchten Bereiches zeigt sich keine einheitliche Tendenz für eine Abhängigkeit der spezifischen Spanstärke. Die jeweils für eine Meißelposition ermittelten Werte weichen vom Durchschnitt dieser Werte nicht stärker ab, als es dem Streubereich infolge der fehlerbehafteten Vorschubermittlung entspricht. Diese Tatsachen deuten darauf hin, daß in dem untersuchten Bereich die spezifische Spanstärke praktisch keinen Einfluß auf die Höhe der spezifischen Schnittkraft ausübt. Diese Deutung unterstützt die im Abschnitt 6.71 auf Grund entsprechender Laboruntersuchungen getroffene Annahme, daß zwischen Spanquerschnitten, die sich durch spezifische Spanstärken $> 1 \text{ mm}$ kennzeichnen lassen, und der spezifischen Schnittkraft keine oder nur noch eine unbedeutende Abhängigkeit besteht.

2. Die Tendenz der spezifischen Schnittkraft, mit wachsender Schnittgeschwindigkeit im Bereich unterhalb 1 m/s abzufallen, ist deutlich ausgeprägt (siehe Bild 32).
3. Durch näherungsweise Interpolation ergibt sich aus den für Position 1 und 5 ermittelten Werten für eine Schnittgeschwindigkeit von 0,2 m/s eine durchschnittliche spezifische Schnittkraft von etwa 3,3 kp/mm². Dem Bild 29 ist andererseits zu entnehmen, daß die für die ausgesprochenen Salzgesteine (Steinsalz und Hartsalz) im Laboratorium ermittelten spezifischen Schnittkraft-Werte für eine spezifische Spanstärke von 1 mm und eine Schnittgeschwindigkeit von 0,2 m/s einen Bereich von etwa 2,2 bis 3,7 kp/mm² — grob gesagt also von 2 bis 4 kp/mm² — umfassen. Größenordnungsmäßig stimmen also die im Laboratorium ermittelten Werte mit denen, die aus Messungen am anstehenden Gesteinsverband erhalten wurden, gut überein.

Wenn man jedoch berücksichtigt, daß sowohl das im Laboratorium als auch das unter Tage untersuchte Steinsalz hinsichtlich der Hauptbestandteile etwa die gleiche Zusammensetzung aufweist, kann nicht übersehen werden, daß die am anstehenden Verband ermittelten Werte höher liegen als die aus dem Laboratorium. Das kann zwar seine Ursache auch in starken Gefüge- und Strukturunterschieden haben, was nicht näher untersucht wurde, dürfte im wesentlichen aber auf die bereits eingangs des Kapitels 6 erwähnten Gründe (anderer Spannungszustand des Gesteins im anstehenden Verband; Beeinträchtigung der Festigkeitseigenschaften bei der Entnahme der Proben für die Laboratoriumsversuche) zurückzuführen sein.

Im großen ganzen zeigt der Vergleich trotz aller Unterschiede zwischen den speziellen Zerspanungsbedingungen im Laboratorium und der am anstehenden Gestein arbeitenden Gewinnungsmaschine eine gute Übereinstimmung der erzielten grundsätzlichen Ergebnisse. Die praktische Bedeutung der Laboratoriumsuntersuchungen und -ergebnisse wird damit nachdrücklich unterstrichen.

Auf Grund der in den Bildern 21 und 22 veranschaulichten Untersuchungs-
 ergebnisse können drei wesentliche Feststellungen getroffen werden:
 I. Innerhalb des untersuchten Bereiches zeigt sich keine einheitliche Tendenz
 für eine Abhängigkeit der spezifischen Spanstärke. Die jeweils für eine be-
 stimmten ermittelten Werte weichen vom Durchschnitt dieser Werte nicht
 stärker ab, als es dem Streubereich infolge der fehlerhaften Ver-
 arbeitung entspricht. Diese Tatsache deutet darauf hin, daß in dem unter-
 suchten Bereich die spezifische Spanstärke praktisch keinen Einfluß auf die
 Höhe der spezifischen Schnittkraft ausübt. Dies deutet an, daß die im
 Abschnitt 8.1.1 auf Grund entsprechender Laboratoriumsuntersuchungen getroffene
 Annahme, daß zwischen Spannungscharakter, die sich durch spezifische Span-
 stärke > 1 mm kennzeichnen lassen, und der spezifischen Schnittkraft keine
 oder nur noch eine unbedeutende Abhängigkeit besteht.

9 DIE PRAKTISCHE BEDEUTUNG DER UNTERSUCHUNGSERGEBNISSE

Die Untersuchungsergebnisse sind für die Praxis der zerspanenden Gewinnung von Salzgesteinen in verschiedener Beziehung von erheblicher Bedeutung. So ergeben sich zunächst einige Schlußfolgerungen für die grundsätzliche Formgebung der Werkzeugschneiden. Weiterhin lassen sich einige Richtsätze für eine möglichst günstige Arbeitsweise zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen ableiten. Dank der ermittelten absoluten Schnittkraft-Werte ist nunmehr auch eine Grundlage für die Berechnung der Zerspanungsleistung und damit näherungsweise auch der Antriebsleistung geschaffen worden. Schließlich können aus einem Vergleich der für die verschiedenen Salzgesteinsarten erhaltenen absoluten Schnittkraft-Werte auch gewisse Hinweise für die Gewinnbarkeit schlechthin abgeleitet werden. In welchem Maße diese Feststellungen ihre Berechtigung haben, soll in den folgenden Abschnitten näher untersucht werden.

9.1 Die schnittkraftgerechte Formgebung der Werkzeugschneiden

Auf die Formgebung der Werkzeugschneiden für zerspanend arbeitende Gewinnungsmaschinen schlechthin sind mehrere Faktoren von Einfluß. Neben dem Schneiden- und Werkzeugmaterial und den rein fertigungstechnischen Erwägungen ist es vor allem die Forderung nach einer hohen wirtschaftlichen Gewinnungsleistung, zu der die Schneidenform beitragen muß. Eine solche Gewinnungsleistung beinhaltet aber sowohl möglichst geringen Schnitkraftaufwand als auch möglichst geringe Abnutzung durch Verschleiß; dazu kommt unter Umständen — insbesondere z. B. bei Drehbohrschneiden — noch die gute Mitwirkung beim Abtransport des zerspanen Gesteins. Wenn daher im folgenden die schnittkraftgerechte Formgebung der Werkzeugschneiden erörtert werden soll, so ist darunter zu verstehen, daß bei der Wahl der verschiedenen Schneidenwinkel die Untersuchungsergebnisse über das Schnittkraftverhalten ihre größtmögliche Berücksichtigung finden sollen.

Hierbei ist jedoch zu beachten, daß auch den anderen, die Formgebung der Schneiden beeinflussenden Faktoren Rechnung getragen werden muß, was insbesondere hinsichtlich der Verschleißanfälligkeit gilt. In dieser Beziehung sind zwar keine eigenen Untersuchungen durchgeführt worden, doch lassen die hierüber vorliegenden Erkenntnisse aus Theorie und Praxis eine zumindest qualitative Berücksichtigung zu.

9.11 Die Wahl von Span- und Freiwinkel

Würde man lediglich vom günstigsten Schnittkraftverhalten ausgehen, so wäre nach den erhaltenen Untersuchungsergebnissen dem Spanwinkel ein möglichst großer Wert und dem Freiwinkel ein Wert von $\geq 3^\circ$ zu geben. Da jedoch nach den Ausführungen im Abschnitt 6.12 der Spanwinkel γ und der Freiwinkel α mit dem Keilwinkel β durch die Beziehung

$$\beta = 90^\circ - (\alpha + \gamma)$$

verbunden sind, würde bei einem solchen Vorgehen der Keilwinkel einen derart geringen Wert annehmen, daß die Schneide nicht nur gegen normalen Verschleiß, sondern auch gegen Ausbrechen größeren Ausmaßes höchst anfällig wäre.

Auf Grund der praktischen Erfahrungen, die beispielsweise mit Drehbohrschneiden für den Kalibergbau vorliegen, kann nach *Meuskens* und *Wölfer* [22] ein Keilwinkelbereich von 55 bis 65° als hinreichend für die Widerstandsfähigkeit des Hartmetallplättchens und des Schneidenträgers angesehen werden. Den Ausführungen von *Jäger* [24] ist zu entnehmen, daß ein Keilwinkel von etwa 65° für die im Kalibergbau der DDR verwendeten Bohrschneiden üblich ist. Die Größe des zulässigen Keilwinkels β_{zul} ist unter Zugrundelegung gleichen Gesteins und gleicher Zerspanungsbedingungen eine Frage des Materials, insbesondere der Hartmetall-Qualität. Hinsichtlich des Schnittkraftaufwandes ist dabei anzustreben, ein Material mit einem möglichst niedrigen β_{zul} zu verwenden, damit unter voller Berücksichtigung der Verschleißanfälligkeit ein möglichst großer Spanwinkel γ , entsprechend

$$\gamma = 90^\circ - (\beta_{zul} + \alpha),$$

Anwendung finden kann.

Um den erforderlichen Schnittkraftaufwand möglichst niedrig zu halten, ist nach vorstehender Beziehung auch ein möglichst geringer Wert für α anzustreben. Nur vom Schnittkraftverhalten her zu urteilen, könnte diese Forderung auch weitgehend erfüllt werden. Die Größe des zweckmäßigerweise zu wählenden Wertes für den Freiwinkel α wird jedoch im wesentlichen durch den Verschleiß beeinflußt, was nachstehend näher erörtert werden soll.

Der Verschleiß, unter dem die allmähliche Abnutzung der Werkzeugschneide im Verlaufe ihres ständigen Einwirkens auf den Gesteinsverband verstanden wird, ruft bekanntlich neben dem Abrunden der Schneidenkanten und -spitzen das Entstehen der sogenannten „Verschleißmarke“ an der Freifläche der Schneide (Freiflächenverschleiß) hervor. Diese Verschleißmarke ist eine parallel zur Schnitttrichtung entstandene Abflachung der Freifläche (s. Bild 34) als Folge der ständig wirkenden Reibungskraft $\mu \cdot A$.

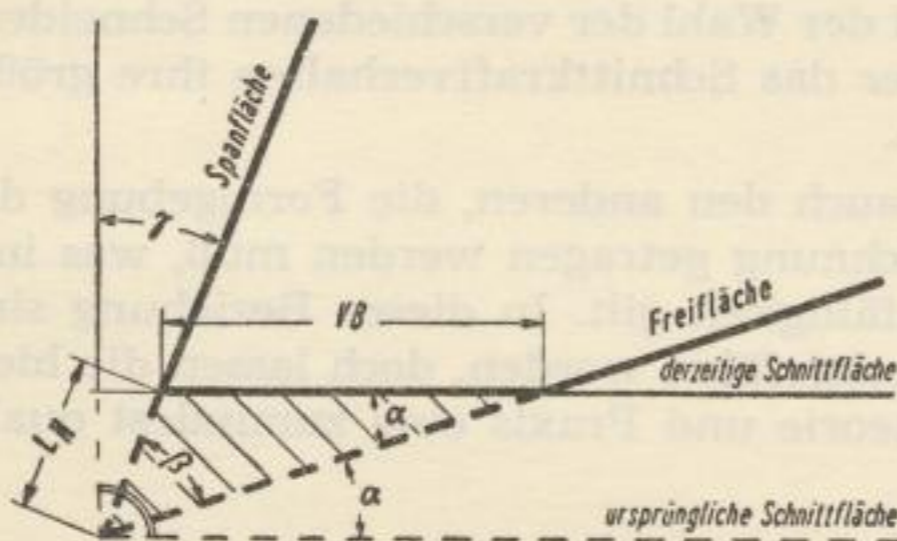


Bild 34

Schematische Darstellung des Entstehens der Verschleißmarke an der Freifläche der Schneide (ohne Berücksichtigung der Kantenabrundung)

VB = Verschleißmarkenbreite

L_N = Schneidenverkürzung an der Spanfläche

Je größer die Breite der Verschleißmarke VB wird, um so mehr muß auch die Anpreßkraft A zunehmen, wenn eine konstante Eindringtiefe der Schneide in das Gestein beibehalten werden soll. Mit der Anpreßkraft wächst aber wiederum die Reibungskraft und damit schließlich auch die Schnittkraft schlechthin. Ver-

suche von *Schallbroch* und *Wallichs* [25, S. 17] an Gußeisen, also ebenfalls einem spröden Material mit Bruchspanbildung, ergaben eine mit der Verschleißmarkenbreite proportionale Steigerung der Hauptschnittkraft. Unter den dort eingehaltenen Versuchsbedingungen verursachte beispielsweise eine Verschleißmarkenbreite $VB = 0,3 \text{ mm}$ eine Steigerung der Hauptschnittkraft um über 30 %.

Die Verschleißmarke darf also ein bestimmtes Maß nicht übersteigen, um einmal die Schnittkraft und damit den Leistungsbedarf für das Zerspanen eines bestimmten Materials nicht übermäßig ansteigen zu lassen. Andererseits muß durch einen begrenzten Freiflächenverschleiß auch vermieden werden, daß die beim Nachschleifen auf die ursprüngliche Schneidengeometrie notwendigerweise eintretende Schneidenverkürzung zu groß und die Anzahl der bis zur endgültigen Abnutzung der Schneide möglichen Nachschliffe zu niedrig wird, der größte Teil des Hartmetalls also nicht der Verschleißeinwirkung des Gesteins, sondern der Schleifscheibe zum Opfer fällt.

Das zulässige Maß für die Verschleißmarkenbreite ist im wesentlichen offenbar von der Größe der Anpreßkraft abhängig, die für das Eindringen der Schneide in ein bestimmtes Gestein aufgebracht werden muß. Zahlenmäßige Angaben über die zulässige Verschleißmarkenbreite für bestimmte Salzgesteine liegen bisher nur in sehr geringem Maße vor. Diese Tatsache ergibt sich aus der in der betrieblichen Praxis leider noch weitverbreiteten Gewohnheit, daß die Entscheidung über das zulässige Verschleißmaß der verwendeten Schneidwerkzeuge dem Gutdünken des Bedienungspersonals der jeweiligen Gewinnungsmaschine überlassen bleibt. *Ewald* [26, S. 246] gibt in seinem Bericht über die Mechanisierung des Abbaus auf dem Kaliwerk Wintershall als zulässige Verschleißmarkenbreite von in kieseritischem Hartsalz arbeitenden Schrämmeißeln einen Wert von 1,5 mm an.

Die von der betrieblichen Praxis für zweckmäßig gehaltene Anzahl der Nachschliffe je Schneidwerkzeug oder anders gesagt die für zulässig angesehene Schneidenverkürzung von Nachschliff zu Nachschliff schwankt in weiten Grenzen. Für letztere Kenngröße gibt z. B. *Jäger* [24, S. 205] auf Grund breiter Ermittlungen von Verschleißerscheinungen an Drehbohrschneiden im Salzbergbau der DDR Werte von 0,2 bis 2 mm (!) an.

Der Zusammenhang zwischen zulässiger Verschleißmarkenbreite VB_{zul} , zulässiger Schneidenverkürzung von Nachschliff zu Nachschliff L_N und sich daraus als zweckmäßig ergebendem Freiwinkel α wird an Hand von Bild 34 klar. Auf Grund der für ein schiefwinkliges Dreieck geltenden Gesetzmäßigkeit ergibt sich (solange $\beta \leq 90^\circ$)

$$\sin \alpha = L_N \frac{\sin \beta}{VB_{zul}}$$

($\beta = \text{Keilwinkel}$).

Der Freiwinkel kann nach dieser Beziehung also um so kleiner gewählt werden, je kleiner die Schneidenverkürzung L_N und der Keilwinkel β gehalten werden können und je größer die zulässige Verschleißmarkenbreite VB_{zul} ist. Im Bild 35 wurde obige Beziehung unter Annahme eines konstanten Keilwinkels $\beta = 65^\circ$ und mit verschiedenen Werten für L_N als Parameter graphisch dargestellt. Es zeigt sich dabei beispielsweise, daß für den angenommenen Keilwinkel eine

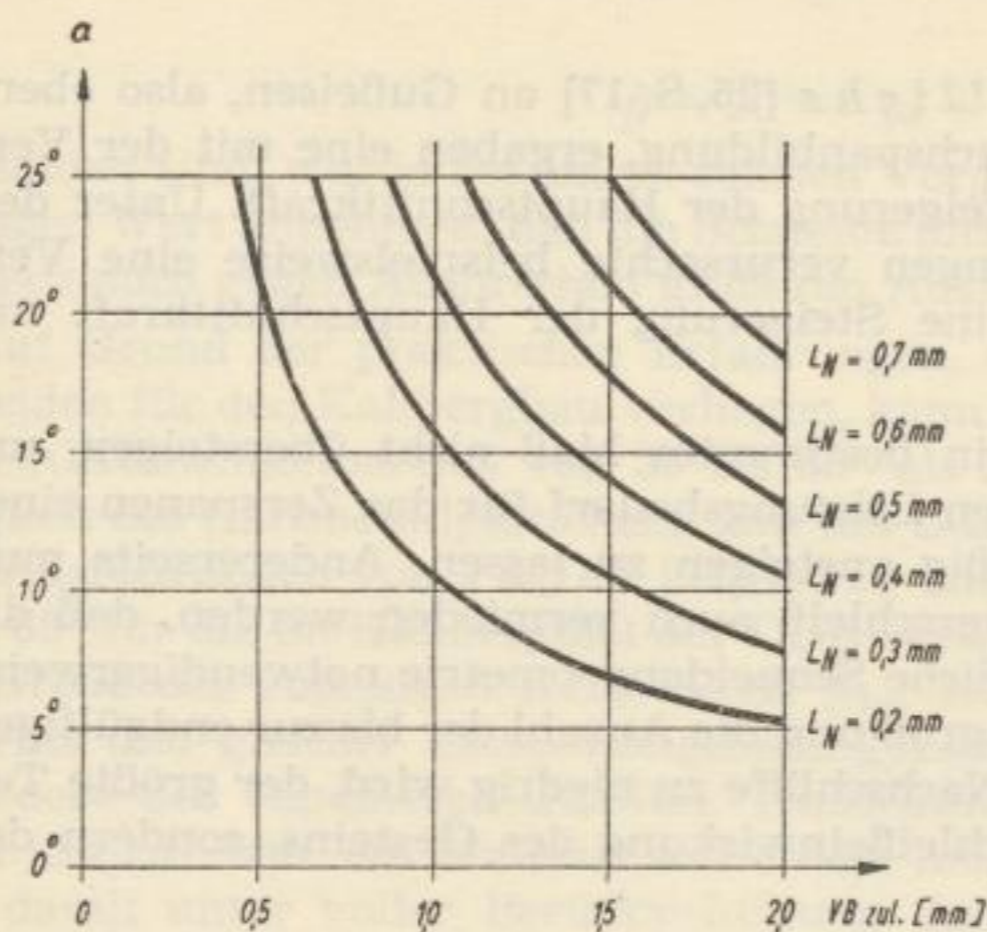


Bild 35

Freiwinkel α in Abhängigkeit von der zulässigen Verschleißmarkenbreite VB_{zul} für unterschiedliche Schneidenverkürzungen L_N bei konstantem Keilwinkel $\beta = 65^\circ$

und insbesondere den Anschliff von Span- und Freiwinkel sind jedoch die Werkzeugwinkel von Interesse, wobei als Bezugsebene zur Frei- bzw. Spanfläche eine durch die Schneidenkante verlaufene Ebene parallel entweder zur Auflagerfläche (z. B. bei Schrägmeißeln und Schneidmeißeln der Streckenvortriebsmaschine) oder zur Drehachse (bei Drehbohrschneiden) der Schneidwerkzeuge gilt. Arbeits- und Werkzeugwinkel stimmen nur überein, wenn die Bezugsebene für die Werkzeugwinkel mit der erzeugten Schnittfläche einen rechten Winkel bildet, wie es zum Beispiel bei den auf der Hobelmaschine durchgeführten Schnittkraftmessungen der Fall war. Grundsätzlich ist diese Übereinstimmung also so lange vorhanden, als die Schneidenbewegung während des Zerspanungsvorgangs lediglich senkrecht zu der Bezugsebene der Werkzeugwinkel gerichtet ist.

Unter den praktischen Bedingungen der Schräg-, Vortriebs- und Bohrmaschinen ist das jedoch nicht mehr der Fall. Die Bewegungsrichtung der Werkzeugschneiden dieser Gewinnungsmaschinen setzt sich aus zwei aufeinander senkrecht stehenden Komponenten zusammen: der Komponente der Schnittgeschwindigkeit, die senkrecht zur Bezugsebene der Werkzeugwinkel gerichtet ist, und der Komponente der Vorschubgeschwindigkeit, die zu dieser Bezugsebene eine parallele Richtung aufweist. Die Resultierende dieser beiden Komponenten stellt gleichzeitig die Projektion der entstehenden Schnittfläche auf eine Ebene senkrecht zur Schneidkante dar (s. dazu Bild 36).

Gegenüber der Richtung der Schnittgeschwindigkeit weist diese Resultierende eine Neigung auf, die durch den Winkel φ gekennzeichnet ist. Der Tangens dieses „Vorschubwinkels“ φ drückt sich aus in dem Verhältnis Vorschubgeschwindigkeit v (mm/s) : Schnittgeschwindigkeit w (m/s):

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{v}{1000 \cdot w}$$

zulässige Verschleißmarkenbreite von 1,5 mm bei einer von Nachschliff zu Nachschliff einzuhaltenen Schneidenverkürzung von 0,5 mm bereits einen Freiwinkel von 18° erfordert. Unter diesen Verhältnissen dürfte der Spanwinkel γ nicht größer als $90 - (65 + 18) = 7^\circ$ sein.

Für die praktischen Belange beim Einsatz von Schneidwerkzeugen zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen reichen die vorstehend angeführten Berechnungsgrundlagen noch nicht aus. Die danach festgelegten bzw. errechneten Frei- und Spanwinkel sind Arbeitswinkel, d. h. die während des Zerspanungsvorganges tatsächlich wirksamen Winkel zwischen Schnittfläche und Frei- bzw. Spanfläche. Für die Herstellung der Schneidwerkzeuge

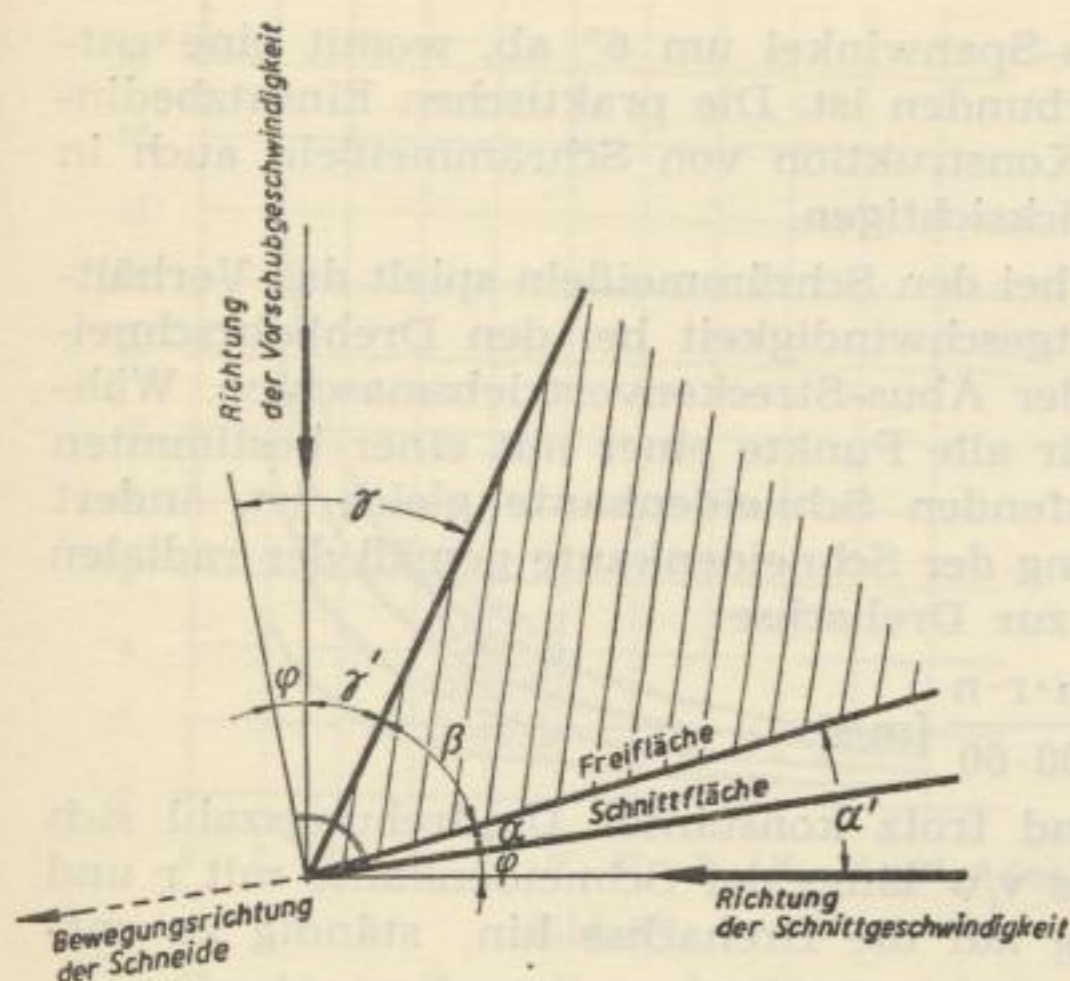


Bild 36

Span- und Freiwinkel als Arbeits- und Werkzeugwinkel

- α = Arbeits-Freiwinkel
- α' = Werkzeug-Freiwinkel
- γ = Arbeits-Spanwinkel
- γ' = Werkzeug-Spanwinkel
- φ = Vorschubwinkel

Der Werkzeug-Freiwinkel α' muß sich nach den vorstehenden Ausführungen zusammensetzen aus dem Arbeits-Freiwinkel α und dem Vorschubwinkel φ :

$$\alpha' = \alpha + \varphi.$$

Nach den geometrischen Gegebenheiten (vgl. Bild 36) ergibt sich analog für den Werkzeug-Spanwinkel:

$$\gamma' = \gamma - \varphi.$$

Für die Festlegung der Werkzeug-, Span- und Freiwinkel ist also die Kenntnis des maximal erreichbaren oder vorgesehenen Verhältnisses

$$\frac{v}{1000 \cdot w}$$

von wesentlicher Bedeutung.

Nach den von *Borschel* [27, S. 5] für den Einsatz von Schrämmaschinen in Salzgesteinen angegebenen Richtwerten für Vorschub- und Schnittgeschwindigkeiten (in der Größenordnung von 6–25 mm/s Vorschubgeschwindigkeit und 1–3,5 m/s Schnittgeschwindigkeit) ergeben sich für das Verhältnis $v/1000 \cdot w$ nur geringe Werte, so daß der Winkel φ in der Größenordnung $< 1^\circ$ bleibt. Der Werkzeug-Freiwinkel für im Salzgestein eingesetzte Schrämmeißel braucht also nur um ein wenig größer zu sein als der Arbeits-Freiwinkel.

Für Kettenschrämmaschinen ist jedoch noch zu berücksichtigen, daß bei der praktisch erreichbaren Kettenspannung der Vorschub nicht mehr parallel zur Bezugsebene für die Werkzeugwinkel der Schrämmeißel gerichtet ist.

Fritzsche und *Borschel* [28] geben z. B. für eine normal gespannte Kette eine Abweichung der Meißel aus der theoretischen Stellung von 6° an. Das würde beispielsweise bei einem Werkzeug-Freiwinkel $\alpha' = 15^\circ$ und einem praktisch erreichten Wert für $\varphi = 1^\circ$ bedeuten, daß in diesem Falle tatsächlich ein Arbeits-Freiwinkel $\alpha = 15 - 1 + 6 = 20^\circ$ statt einem als theoretisch erforderlich angenommenen von 14° wirksam wäre. Analog nimmt zwangsläufig der

theoretisch zugrunde gelegte Arbeits-Spanwinkel um 6° ab, womit eine entsprechende Schnittkrafteerhöhung verbunden ist. Die praktischen Einsatzbedingungen sind also bereits bei der Konstruktion von Schrägmeißeln auch in schnittkraftmäßiger Hinsicht zu berücksichtigen.

Eine wesentlich größere Rolle als bei den Schrägmeißeln spielt das Verhältnis Vorschubgeschwindigkeit : Schnittgeschwindigkeit bei den Drehbohrschneiden und auch den Schneidmeißeln der Abus-Strecken-vortriebsmaschine. Während die Vorschubgeschwindigkeit für alle Punkte einer mit einer bestimmten Umdrehungszahl pro Minute umlaufenden Schneidenkante gleich ist, ändert sich die Schnittgeschwindigkeit entlang der Schneidenkante gemäß der radialen Entfernung des jeweiligen Punktes zur Drehachse:

$$w = \frac{2 \cdot \pi \cdot r \cdot n}{1000 \cdot 60} \text{ [m/s].}$$

Bei konstant bleibendem v und trotz konstanter Umdrehungszahl sich änderndem w variiert das Verhältnis v/w längs der Schneidenkante mit r und nimmt bei $w \rightarrow 0$, also in Richtung auf die Drehachse hin, ständig zu entsprechend:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{v \cdot 60}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot n}$$

Der Quotient $v \cdot 60/n$ (Vorschubgeschwindigkeit : Umdrehungszahl) stellt den Vorschub je Umdrehung V dar [in mm/U], so daß auch gilt:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{V}{2 \cdot \pi \cdot r}$$

Um ein Bild davon zu entwerfen, in welchem Maße φ mit abnehmenden r ansteigt, wurde die graphische Darstellung im Bild 37 entwickelt, wobei für V als Parameter 4 verschiedene Werte eingesetzt wurden.

An Hand dieser Darstellung wird klar, daß die erforderlichen Werkzeugwinkel für eine Drehbohrschneide vom Vorschubwinkel maßgeblich beeinflusst werden können. Es muß also feststehen, welcher Vorschub je Umdrehung maximal erreichbar sein soll. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, ob und inwieweit die Schneidenkanten gegenüber einer senkrecht zur Drehachse verlaufenden Ebene geneigt sind, d. h. also entsprechend der bei dem Schruppmeißel aus den Laboratoriumsuntersuchungen angewendeten Bezeichnungsweise, welchen Einstellwinkel \varkappa diese Schneidkanten aufweisen (s. dazu Bild 38).

Da auch im Falle derartig geneigter Schneidenkanten Span- und Freiwinkel weiterhin in einer Schnittebene senkrecht zu dieser Neigung betrachtet werden sollen, muß der Bemessung dieser Winkel auch der auf diese Ebene bezogene Vorschub zugrunde gelegt werden. Der Vorschubwinkel φ ist also über die erweiterte Beziehung

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{V \cdot \cos \varkappa}{2 \cdot \pi \cdot r}$$

zu bestimmen.

Da sich der Vorschubwinkel φ entlang der Schneidenkante mit r ständig ändert, müßten theoretisch auch die Werkzeugwinkel dieser kontinuierlichen Änderung angepaßt sein. Das scheidet jedoch an der praktischen Durchführbarkeit, so daß die Werkzeugwinkel über einen bestimmten Schneidkantenbereich

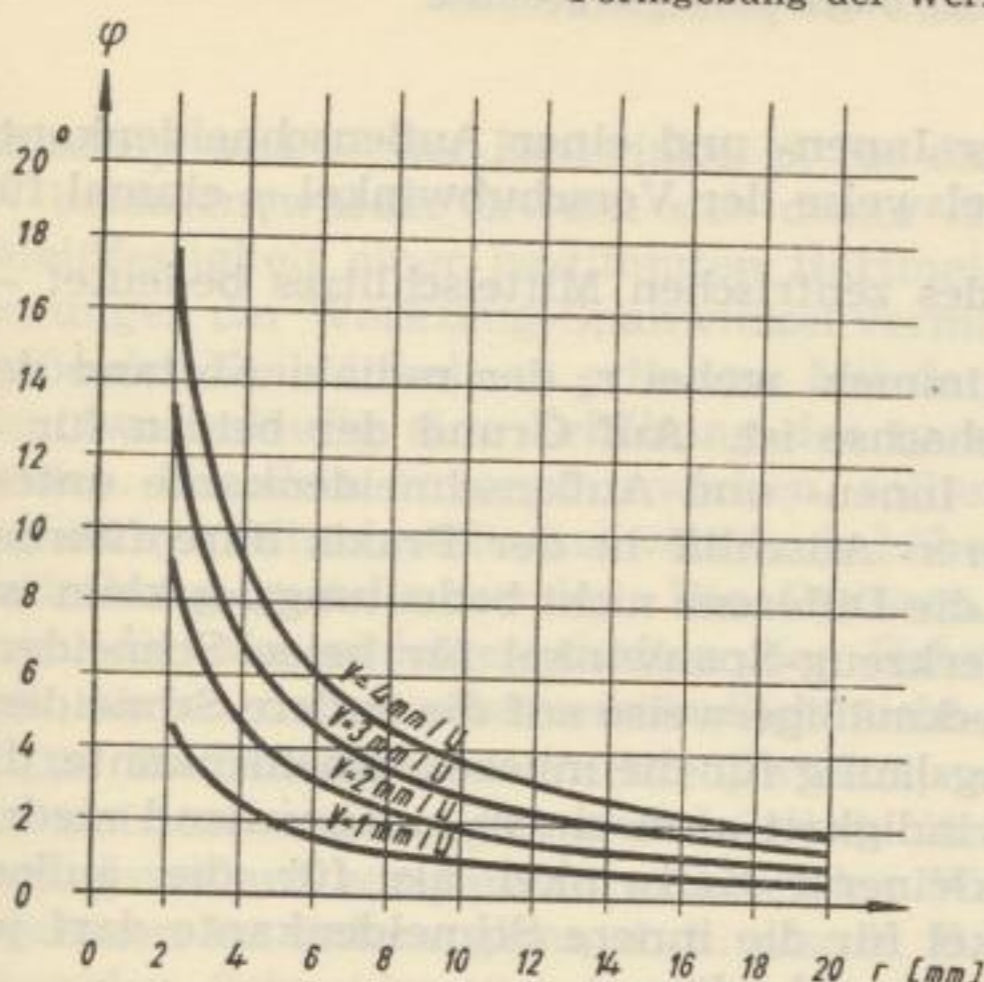
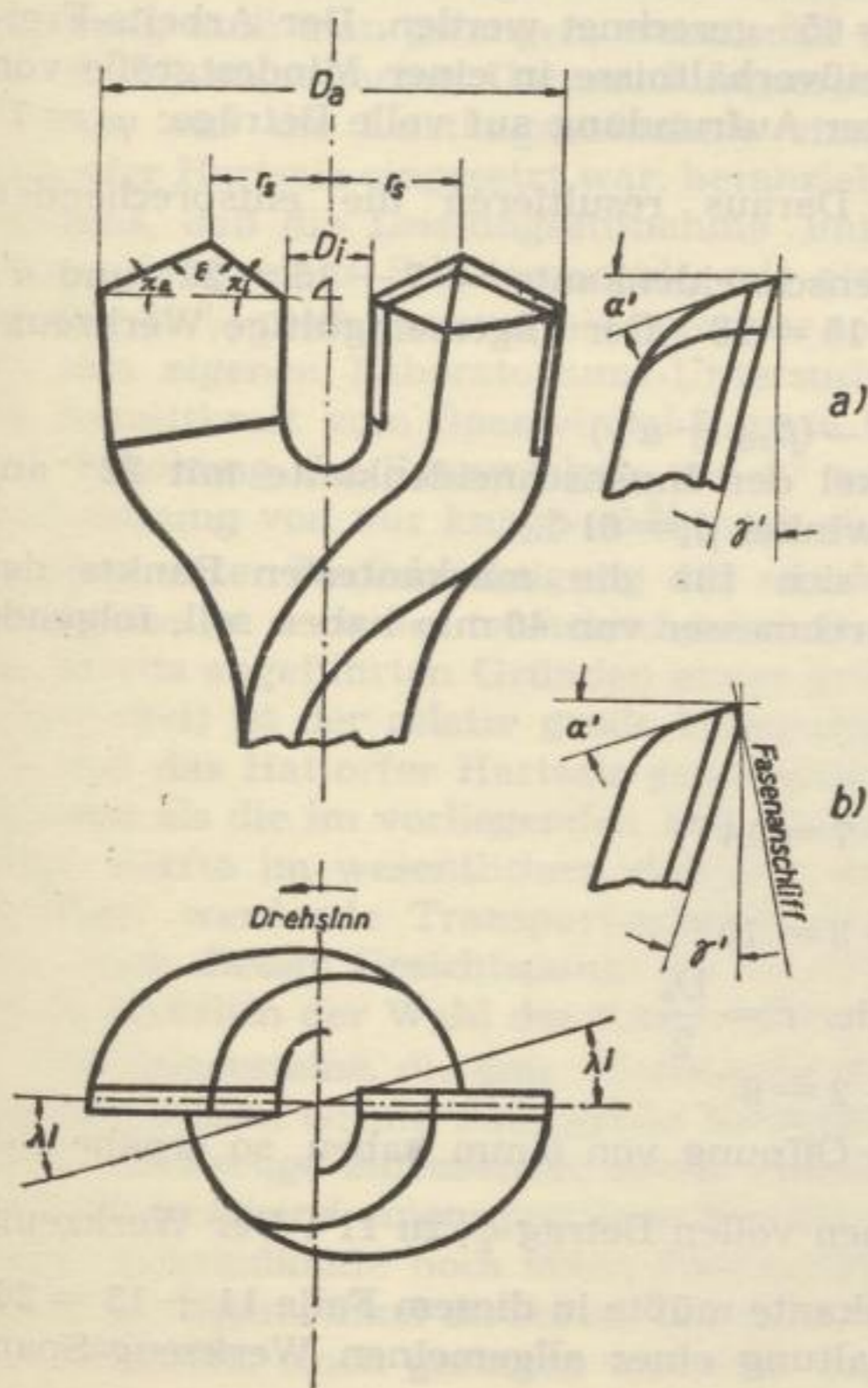


Bild 37

Graphische Darstellung der Abhängigkeit des Vorschubwinkels φ von der radialen Schneidkanten-Entfernung für Vorschübe von 1 - 2 - 3 und 4 mm/U



zwangsläufig nach den jeweils ungünstigsten Verhältnissen zu bemessen sind. Diese treten stets an den inneren (d. h. nach der Drehachse zu gerichteten) Schneidkantenbegrenzungen auf.

Praktisch unerfüllbar wird die vorstehend aufgestellte Forderung, wenn wir es mit einer sogenannten „Dachschneide“, also einer Drehbohrschneide ohne Mittelschlitz, zu tun haben. Für den Schneidkantenbereich um die Drehachse, wo also r gleich oder annähernd gleich 0 ist, ergeben sich sehr große Winkel φ (vgl. Bild 37), deren Zugrundelegung für die Schneidengestaltung unsinnig, weil praktisch nicht durchführbar wäre. Diese Verhältnisse sind in der Praxis bereits weitgehend durch die Tatsache berücksichtigt, daß in überwiegendem Maße für das Drehbohren in Salzgesteinen Schlitzschneiden verwendet werden [22; 24]. Nach den nunmehr vorliegenden Erkenntnissen aus Theorie und Praxis muß die Anwendung von Dachschneiden in den normalerweise klutfreien Salzgesteinen als Leistungsschneiden für verfehlt angesehen werden. Wie Untersuchungen von Meuskens und Wölfer [22] ergaben, ist der Einsatz von Bohrschneiden mit relativ großem Mittelschlitz neben einem günstigen Einfluß auf die Bohrleistung auch hinsichtlich der Schneidenstandzeit vorteilhaft, wenn vernünftige Schnittbedingungen gewählt werden.

Bild 38
Die wichtigsten Winkel und Maße einer Drehbohrschneide
 D_a = Außendurchmesser der Schneide
 r_s = radiale Entfernung d. Flügelspitze von der Drehachse
 D_i = Schlitzbreite

Für eine Schlitzschneide mit einer Innen- und einer Außenschneidenkante je Flügel (vgl. Bild 38) ist also beispielsweise der Vorschubwinkel φ einmal für $r = \frac{D_i}{2}$ – wenn D_i das Öffnungsmaß des zentrischen Mittelschlitzes bedeutet –, und zum anderen für $r = r_s$ zu bestimmen, wobei r_s der radiale Abstand der jeweiligen Flügelspitze von der Drehachse ist. Auf Grund der beiden für φ berechneten Werte ergeben sich für Innen- und Außenschneidenkante unterschiedliche Werkzeug-Freiwinkel, deren Anschliff in der Praxis durchführbar und empfehlenswert erscheint, wenn die Differenz nicht bedeutungslos klein ist. Da aus praktischen Gründen der Werkzeug-Spanwinkel für beide Schneidenkanten gleich sein muß, ist dieser zweckmäßigerweise auf die äußere Schneidenkante abzustimmen, so daß sich zwangsläufig für die innere Schneidenkante, die wegen der niedrigeren Schnittgeschwindigkeit auch einem entsprechend niedrigerem Verschleiß unterliegt, ein kleinerer Keilwinkel als für die äußere Schneidenkante ergibt. Der Keilwinkel für die innere Schneidenkante darf jedoch ein zulässiges Minimum nicht unterschreiten.

Die Ermittlung der erforderlichen Werkzeugwinkel für eine Drehbohrschneide soll an einem einfachen Beispiel verfolgt werden. Angenommen sei eine symmetrische, zweiflügelige Mittelschlitz-Schneide mit $\kappa = 30^\circ$ (sowohl für Innen- als auch Außenschneidenkante), $D_i = 10$ mm, $r_s = 12$ mm und ein maximal erreichbarer Vorschub $V = 4$ mm/U. Für die Außenschneidenkante soll weiterhin mit einem Keilwinkel $\beta_a = 65^\circ$ gerechnet werden. Der Arbeits-Freiwinkel α sei auf Grund der Verschleißverhältnisse in einer Mindestgröße von 15° erforderlich. Dann ergibt sich unter Aufrundung auf volle Beträge: $\varphi_i = 7^\circ$ für $r = \frac{D_i}{2}$ und $\varphi_a = 3^\circ$ für $r = r_s$. Daraus resultieren die entsprechenden Werkzeug-Freiwinkel α'_i für die Innenschneidenkante $= 7 + 15 = 22^\circ$ und α'_a für die Außenschneidenkante $= 3 + 15 = 18^\circ$. Der allgemeingültige Werkzeug-Spanwinkel errechnet sich gemäß

$$\gamma' = 90^\circ - (\beta_{zul} + \alpha'_a)$$

zu 7° . Wird der Werkzeug-Freiwinkel der Innenschneidenkante mit 22° angeschliffen, ergibt sich dort ein Keilwinkel $\beta_i = 61^\circ$.

Als Arbeits-Spanwinkel ergeben sich für die markantesten Punkte der Schneide, wenn diese einen Außendurchmesser von 40 mm haben soll, folgende Werte:

a) an der Stelle $r = \frac{D_i}{2}$:

$$\gamma = 7 + 7 = 14^\circ;$$

b) an der Stelle $r = r_s$:

$$\gamma = 7 + 3 = 10^\circ;$$

c) am Außenumfang der Schneide, $r = \frac{D_a}{2}$:

$$\gamma = 7 + 2 = 9^\circ.$$

Würde der Mittelschlitz nur eine Öffnung von 6 mm haben, so ergäbe sich für $r = \frac{D_i}{2}$ nach Aufrundung auf einen vollen Betrag φ_i zu 11° . Der Werkzeug-Freiwinkel α'_i für die Innenschneidenkante müßte in diesem Falle $11 + 15 = 26^\circ$ betragen, so daß sich unter Beibehaltung eines allgemeinen Werkzeug-Span-

winkels γ' von 7° der Keilwinkel β_1 für die Innenschneidenkante nur noch auf 57° belaufen würde. Erweist sich dieser Keilwinkel im Hinblick auf die Verschleißfestigkeit einer bestimmten Hartmetall-Qualität zu gering, so muß Notgedrungen der Werkzeug-Spanwinkel vermindert werden, um eine ausreichende Größe des Keilwinkels zu erhalten. Mit der Verminderung des Spanwinkels ist aber zwangsläufig eine Erhöhung des spezifischen Schnittkraftaufwandes verbunden. Um dem entgegenzuwirken, sollten die Drehbohrschneiden einen um so größeren Mittelschlitz aufweisen, je höhere Forderungen an den Vorschub je Umdrehung gestellt werden. Die Grenzen, die der Breite des Mittelschlitzes durch die Materialeigenschaften der Bohrschneide und des Gesteins gesetzt sind, dürfen dabei selbstverständlich nicht überschritten werden.

Die Ermittlung der Werkzeugwinkel, wie sie an Hand obigen Beispiels demonstriert wurde, gilt grundsätzlich für alle in einem konzentrischen Bewegungsverlauf zerspanend arbeitenden Werkzeugschneiden von Gewinnungsmaschinen im Salzbergbau, d. h. also z. B. Drehbohrschneiden, Großbohrloch-Schneiden, Schneidmeißel der Abus-Streckenvortriebsmaschine usw.

Speziell für das Drehbohren im Salzgestein hat die Größe des Werkzeug-Spanwinkels jedoch offensichtlich nicht nur Einfluß auf die Schnittkraft, sondern auch auf die Kraft, die für den Abtransport des anfallenden Bohrkleins und die damit zusammenhängenden zusätzlichen Beanspruchungen des Bohrmaschinen-Antriebes aufgewendet werden muß. Zu einer derartigen Schlußfolgerung muß man gelangen, wenn man die von *Meuskens* und *Wölfer* [22, S. 24] angeführten Untersuchungsergebnisse über den Einfluß des Spanwinkels auf die Leistungsaufnahme einer Säulendrehbohrmaschine, die in Hattorfer Hartsalz eingesetzt war, heranzieht. Diese Untersuchungen hatten zum Ergebnis, daß die Leistungsaufnahme unter sonst gleichen Bedingungen bei Verwendung einer Schlitzschneide mit einem Werkzeug-Spanwinkel von 15° um fast 20 % niedriger war als bei einer solchen mit einem Spanwinkel von 3° . Bei den eigenen Laboratoriums-Untersuchungen bezüglich der Abhängigkeit der Schnittkraft vom Spanwinkel konnte bekanntlich festgestellt werden, daß eine Erhöhung des Spanwinkels von 0° auf 15° durchschnittlich eine Schnittkraftsenkung von nur knapp 10 % nach sich zieht (vgl. Bild 20).

Auch unter Berücksichtigung der nur bedingten Vergleichsfähigkeit beider Ergebnisse (u. a. ist der tatsächliche Arbeits-Spanwinkel der Hattorfer Versuche aus bereits angeführten Gründen etwas größer als die hier angegebenen Werkzeugwinkel) ist der relativ große Unterschied wohl kaum darauf zurückzuführen, daß das Hattorfer Hartsalz grundsätzlich andere Schnittkrafteigenschaften aufweist als die im vorliegenden Falle untersuchten Salzgesteine. Dieser Unterschied dürfte im wesentlichen vielmehr auf das mit wachsendem Spanwinkel günstiger werdende Transportiervermögen der Bohrschneide zurückzuführen sein. Auch diesem Gesichtspunkt ist bei der Konstruktion von Drehbohrschneiden hinsichtlich der Wahl des Spanwinkels hinreichend Beachtung zu schenken.

Für Salzgesteine, die eine relativ hohe Schneidenbeanspruchung verursachen und aus diesem Grund auch große Keilwinkel bedingen, ist zu empfehlen, derartige Werkzeuge einzusetzen, deren Spanflächen zwar grundsätzlich eine Neigung entsprechend einem positiven Werkzeug-Spanwinkel aufweisen, die jedoch an der Schneidkante noch einen Fasenanschliff erhalten (s. Bild 38b). Dadurch erhält der Spanwinkel direkt an der Schneidenkante, jedoch nur für die Breite des Anschliffs, einen geringen und evtl. sogar einen negativen Wert. Die Ver-

minderung des Spanwinkels kann sich hierbei im wesentlichen nur auf den Zerspanungsvorgang, nicht aber auf den Abtransport des Salzkleins auswirken.

9.12 Die Wahl des Neigungswinkels

Die Ausführungen dieses Abschnittes beziehen sich aus den bereits im Abschnitt 6.63 angeführten Gründen auf den Neigungswinkel λ' , wie er bei der Arbeitsweise eines Stechmeißels wirksam wird. Nach den Ergebnissen von diesbezüglichen Laboratoriums-Untersuchungen (vgl. Bild 23) kann zwar bei einem Neigungswinkel $\geq 5^\circ$ gegenüber einem solchen von 0° eine geringe Schnittkraftsenkung erzielt werden, jedoch darf eine derartige Feststellung nicht die alleinige Grundlage für die Wahl des Neigungswinkels bilden, sofern ein solcher nicht überhaupt wegen abgerundeter Schneidkantenecken (z. B. beim Schrägmeißel) undiskutabel ist. Nach den Erfahrungen der Metallzerspanungstechnik [15, S. 306] ist mit dem „Meißelspitzen-Effekt“ eine erhöhte Beanspruchung der Meißelspitze verbunden, die besonders bei unterbrochenem Schnitt und stark wechselnden Schnittbedingungen die Gefahr einer vorzeitigen Zerstörung der Schneidenspitze heraufbeschwört. Für den rauhen Bergbaubetrieb erscheint es daher angebracht, einen Neigungswinkel von 0° zu bevorzugen.

Bei den Drehbohrschneiden kann sich das Auftreten eines Neigungswinkels $\neq 0^\circ$ jedoch bereits einfach aus der Tatsache ergeben, daß die Schneidkanten in ihrer gedachten Verlängerung auf die Drehachse diese nicht mehr schneiden (s. Bild 38). Je nachdem, ob die Schneidkanten der Hartmetallplättchen, betrachtet in der Projektionsebene senkrecht zur Drehachse, in Schneidrichtung vor oder hinter der Symmetrieachse längs der Schneidkanten stehen, tritt entweder an der inneren Begrenzung der Innenschneidkante oder an der äußeren Begrenzung der Außenschneidkante der „Meißelspitzen-Effekt“ auf. In der Praxis überwiegen die vorgesetzten Hartmetallplättchen einfach aus dem Grund, weil die Bohrflügel als Schneidenträger über eine Mindestfestigkeit und damit auch entsprechend den Materialeigenschaften und Konstruktionsprinzipien über eine gewisse Mindestausdehnung verfügen müssen. Hinsichtlich der Verschleißwirkung muß der in diesem Falle an der Innenbegrenzung der Innenschneidkante auftretende „Meißelspitzen-Effekt“ günstig erscheinen, da hier die geringste Schnittgeschwindigkeit herrscht. Bei gegebenenfalls zurückversetzten Schneidkanten muß dieser an der Außenbegrenzung der Außenschneidkante auftretende Effekt demgegenüber verschleißmäßig als ungünstig angesehen werden, da dort die höchste Schnittgeschwindigkeit auftritt. Praktisch dürfte jedoch der Umfang des Effektes bei Drehbohrschneiden geringer sein, als er aus den Ergebnissen der Laboratoriums-Untersuchungen abzuleiten ist, da hierbei der Spitzenwinkel etwa 90° betrug, während in der Praxis jedoch auf Grund der durchweg $> 0^\circ$ betragenden Einstellwinkel die an den Schneidkanten-Begrenzungen auftretenden Winkel Werte von 100° bis zu etwa 130° erreichen.

Zweifellos spielt ebenso wie der Spanwinkel auch der Neigungswinkel hinsichtlich der Transportierfähigkeit für das Salzklein eine Rolle. Inwieweit sich Größe und Lage (Außen- oder Innenschneidkante) des Neigungswinkels in dieser Beziehung auswirken, kann aus den durchgeführten Untersuchungen nicht geschlußfolgert werden. Diese und andere Fragen hinsichtlich der Transportierfähigkeit von Drehbohrschneiden für das entstehende Salzklein müßten durch spezielle Drehbohrversuche geklärt werden.

9.13 Die Wahl von Einstell- und Spitzenwinkel

Wie bereits am Beispiel der Drehbohrschneide im Bild 38 zu erkennen ist, bedingen sich bei den Werkzeugschneiden für zerspanend arbeitende Gewinnumaschinen Einstell- und Spitzenwinkel zwangsläufig. Die Größe des Spitzenwinkels ε ist dabei gegeben durch die Beziehung:

$$\varepsilon = 180 - (\kappa_i + \kappa_a),$$

wobei κ_i und κ_a die Einstellwinkel der Innen- bzw. Außenschneidenkante bedeuten.

Zu der Bezeichnungsweise dieser Winkel speziell an der Drehbohrschneide soll erwähnt werden, daß sie in ihrer nicht allgemein üblichen Form nur deshalb gewählt wurde, um den Vergleich mit den aus der Metallzerspanung her gebräuchlichen und auch den eigenen Versuchen zugrunde gelegten Winkelbezeichnungen zu erleichtern. Diese Maßnahme erschien dem Verfasser außerdem deswegen gerechtfertigt, als noch keine Normfestlegung für die Winkelbezeichnungen an einer Drehbohrschneide vorliegt. Eine Ableitung von anderen Winkelbezeichnungen und -beziehungen aus den hier angewandten wird erforderlichenfalls keine Schwierigkeiten bereiten.

Auf die Wahl von Einstell- und Spitzenwinkel hat die Schnittkraft insofern einen Einfluß, als der Tatsache Rechnung getragen werden muß, daß sich die Spanstärke mit dem \cos des zunehmenden Einstellwinkels κ bei gleichbleibender Eindringtiefe der Werkzeugschneide in Vorschubrichtung vermindert. Da sich andererseits mit κ die Länge der in Angriff stehenden Schneidenkante vergrößert, nimmt damit auch die Trennlänge zu, und bei gleichbleibendem Spanquerschnitt wird die spezifische Spanstärke vermindert. Wie aber aus der Darstellung im Bild 29 hervorgeht, sollte im Interesse einer möglichst geringen spezifischen Schnittkraft eine spezifische Spanstärke s' von etwa 0,8 mm nicht unterschritten werden. Mit zunehmendem Einstellwinkel muß also eine größere Mindesteindringtiefe verlangt werden oder anders gesagt, bei der Festlegung des Einstellwinkels muß der vorgesehene Mindestvorschub je Umdrehung berücksichtigt werden. Auf diese Forderung soll im Zusammenhang mit den Erörterungen über die Einhaltung eines günstigen Spanquerschnitts (Abschnitt 9.21) noch einmal zurückgekommen werden.

Auf Grund vorstehender Ausführungen könnte man vorschnell zu dem Schluß gelangen, daß man am besten einen Einstellwinkel $\kappa = 0^\circ$ anwenden sollte. Hier ist jedoch noch zu beachten, daß entsprechend der mit κ wachsenden Länge der in Angriff stehenden Schneidenkante die Zerspanungswärme besser abgeführt wird, was sich positiv auf die Standzeit der Schneide auswirkt [15, S. 306]. Schließlich gestaltet sich speziell bei Drehbohrschneiden das „Anschneiden“ sehr schwierig, wenn diese einen Spitzenwinkel von 180° , also Einstellwinkel von 0° besitzen.

Die Wahl von Einstell- und Spitzenwinkel muß also unter einem Kompromiß der vorstehend aufgeführten Einflußfaktoren vorgenommen werden. Bestwerte können an Hand der durchgeführten Untersuchungen nicht angegeben werden, da dazu die Ergebnisse entsprechender Standzeitversuche vorliegen müßten. Es erscheint jedoch in Abwägung der verschiedenen Faktoren als angebracht, Einstellwinkel von etwa 50° nicht zu überschreiten und keine kleineren Spitzenwinkel als etwa 90° anzuwenden.

Eine vorsätzliche Abrundung von Schneidkanten-Ecken bei Schneidwerkzeugen von im Salz zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen sollte dann vermieden werden, wenn diese nach dem Prinzip des gleichzeitigen Zerspanens und Brechens arbeiten, wie es u. a. bei Drehbohrschneiden mit Mittelschlitz, Großbohrlochkronen und Schneidmeißeln der Abus-Streckenvortriebsmaschine der Fall ist. Scharfe Schneidkanten-Ecken bewirken nach *Rüdiger* [29] infolge der Kerbwirkung hohe Spannungsspitzen an den Randzonen der zunächst stehenbleibenden Salzrippen oder -kerne, indem sie diese in statu nascendi einer plötzlichen Änderung des ursprünglichen Spannungszustandes aussetzen, und unterstützen damit das Abbrechen der vom Zerspanen ausgelassenen Gesteinspartien.

9.14 Die Bedeutung der Bohrschneiden-Symmetrie

Soweit bisher an Hand von Beispielen die Schneidenverhältnisse von Drehbohrschneiden untersucht wurden, beschränkte sich dies auf symmetrische Bohrschneiden. Es erscheint jedoch geraten, auch die Verhältnisse an asymmetrischen Drehbohrschneiden, wie sie sich im Salzbergbau immer mehr eingeführt haben [22; 24], einer Betrachtung zu unterziehen.

Asymmetrische Bohrschneiden sind dadurch gekennzeichnet, daß die Schneidenflügel unterschiedliche Profile aufweisen. Die Flügelspitzen stehen dabei zwar auf gleicher Höhe, haben jedoch zur Drehachse unterschiedliche Abstände. Auch können der Einstellwinkel und die Länge der Innen- und Außenschneidkanten in der Größe differieren. Theoretisch gibt es also sehr viele Möglichkeiten für die Gestaltung der Bohrschneiden-Asymmetrie. Zwei dieser Möglichkeiten sind im Bild 39 b und c schematisch dargestellt.

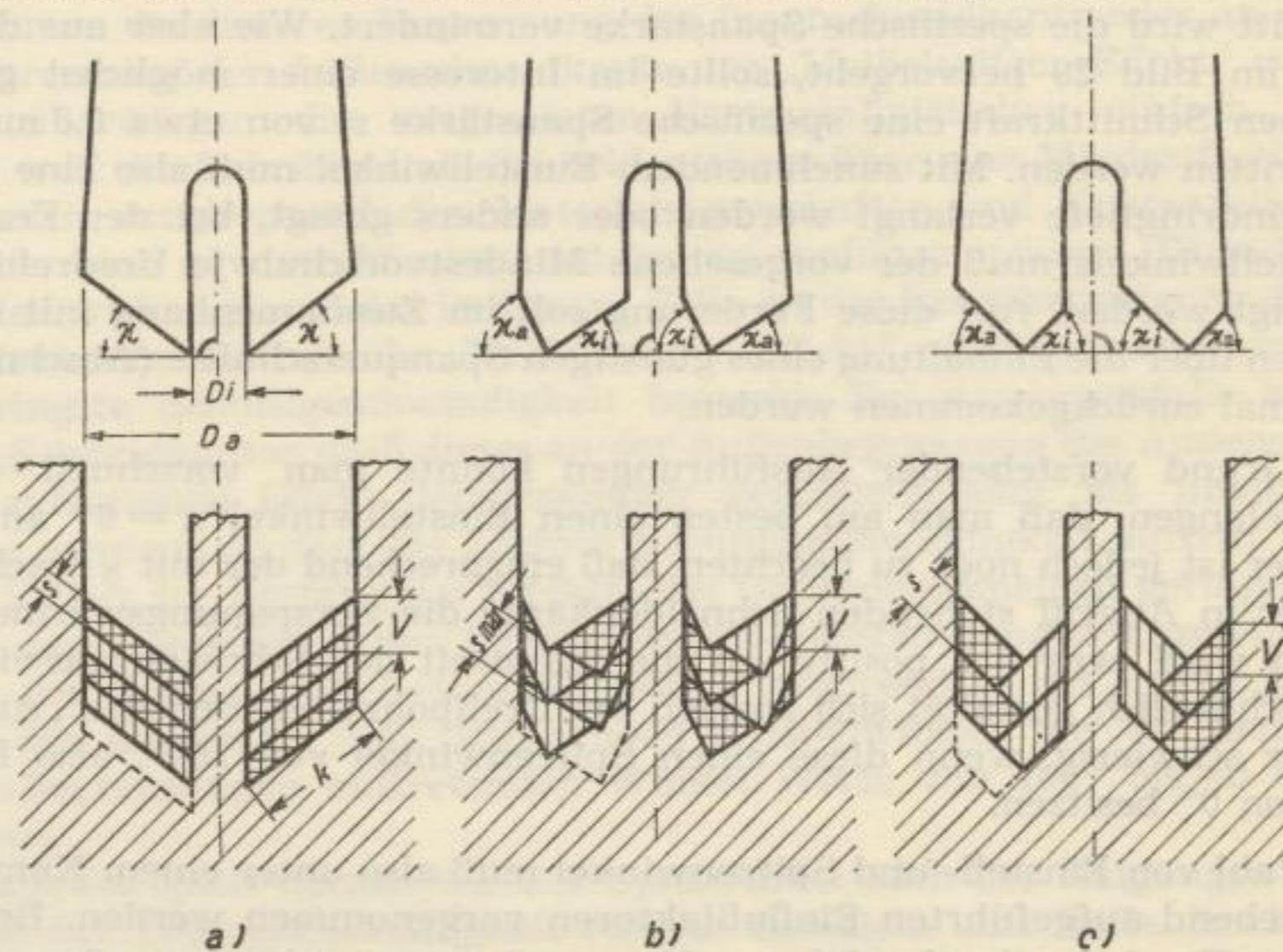


Bild 39

Spanquerschnittsformen zweiflügeliger Drehbohrschneiden

a): symmetrisch, b) und c): asymmetrisch

----- Kennzeichnung der jeweiligen Trennlänge

Bei dem Vergleich mit einer im Bild 39 a dargestellten symmetrischen Bohrschneide werden die wesentlichen Merkmale der Bohrweise mit asymmetrischen Schneiden deutlich. Während die gedachten Schwerpunkte der Spanquerschnittsformen symmetrischer Bohrschneiden für jeden Schneidenflügel gleichen Abstand von der Drehachse haben, sind die Schwerpunktsabstände der Spanquerschnittsformen asymmetrischer Schneidenflügel von unterschiedlicher Größe. Weiterhin zeigt sich an Hand des Bildes 39, daß bei gleichem Vorschub je Umdrehung V die Spanstärke s für asymmetrische Spanquerschnittsformen größere Werte erreicht als für symmetrische, wenn auch unter Umständen nur für einen kleinen Bereich der in Angriff stehenden Schneidkanten.

Der Einfluß der unterschiedlichen Spanquerschnittsformen auf die spezifische Schnittkraft läßt sich am günstigsten über einen Vergleich der spezifischen Spanstärken s' erfassen. Bleibt man bei den im Bild 39 gezeigten Beispielen, so ergibt sich für jede der dargestellten Drehbohrschneiden bei gleichem Vorschub je Umdrehung eine gleich große Spanquerschnittsfläche, da für Außendurchmesser D_a und Öffnungsweite des Mittelschlitzes D_i gleiche Werte zugrunde gelegt wurden. Während die Trennlänge (entsprechend der gestrichelt gezeichneten Linienführung) für die Beispiele a) und b) etwa gleich groß ist, wird sie demgegenüber für das Beispiel c) sichtlich geringer (um etwa 20 %). Dadurch ergibt sich zwangsläufig eine größere spezifische Spanstärke s' . Um im Bereich minimalen spezifischen Schnittpfandaufwandes ($s' \geq 0,8$ mm, s. Bild 29) zu bleiben, ist also bei einer geeigneten asymmetrischen Bohrschneidenform ein geringerer Vorschub je Umdrehung zulässig als bei der symmetrischen. Asymmetrische Drehbohrschneiden wirken sich in der Praxis offenbar gerade deswegen so günstig aus, weil die derzeit überwiegend im deutschen Salzbergbau im Einsatz stehenden Drehbohrmaschinen nur relativ geringe Vorschubwerte je Umdrehung — etwa 1,5 bis 2,6 mm/U [24, S. 203] — zulassen, so daß teilweise erst durch Anwendung einer geeigneten Bohrschneiden-Asymmetrie Spanquerschnitte erzielt werden, die sich durch spezifische Spanstärken $s' \geq 0,8$ mm kennzeichnen lassen. Aus den im Bild 39 angeführten Beispielen geht aber auch hervor, daß eine Asymmetrie schlechthin noch nicht genügt, um relativ hohe s' -Werte zu erzielen, sondern daß dadurch unter den gegebenen Vorschubbedingungen gleichzeitig die Trennlänge geringer werden muß, als sie unter gleichen Voraussetzungen für eine symmetrische Drehbohrschneide entstehen würde.

Die günstige Beurteilung der asymmetrischen Drehbohrschneiden durch die Praxis dürfte aber noch einen anderen Grund haben. Drehbohrschneiden mit Mittelschlitz wirken nicht nur zerspanend, sondern müssen gleichzeitig den im Zentrum der Bohrlochsohle stehenbleibenden Kern fortlaufend wegbrechen. Die Asymmetrie der Bohrschneiden bewirkt nicht nur unterschiedlich große Drehmomente je Schneidenflügel, sondern durch die exzentrischen Angriffsflächen der Anpreßkraft auch das Auftreten eines Biegemomentes gegenüber der Drehachse. Die Arbeitsweise einer derart beanspruchten Drehbohrschneide führt dazu, daß der Durchmesser des Bohrloches größer wird als dem Außendurchmesser der Drehbohrschneide entspricht. Mit einer Vergrößerung des Bohrlochdurchmessers ist zwangsläufig eine Verminderung des Durchmessers des im Zentrum der Bohrlochsohle stehenbleibenden Bohrkerns gegenüber der Öffnung des Mittelschlitzes verbunden. Der Kraftaufwand für das Brechen eines wenn auch nur geringfügig im Durchmesser geschwächten Kernes, auf den dazu noch ständig ein Schneidenflügel mit seiner Innenkante einseitig einwirkt,

dürfte um einiges geringer sein, als er unter den Verhältnissen einer symmetrischen Drehbohrschneide mit gleichem Außendurchmesser und gleicher Schlitzöffnung erforderlich ist.

9.2 Die Einhaltung optimaler Schnittbedingungen

9.21 Die Einhaltung eines günstigen Spanquerschnitts

Nach den auf Grund der Laboratoriums-Untersuchungen erhaltenen Ergebnissen (vgl. Abschnitt 6,71) sind Spanquerschnitte hinsichtlich des spezifischen Schnittkraftaufwandes beim Zerspanen von Salzgesteinen als günstig zu bezeichnen, die durch eine spezifische Spanstärke $s' \geq 0,8$ mm gekennzeichnet sind. Wie bereits den bisherigen Ausführungen entnommen werden konnte, bilden Ausmaß und Formgebung der Werkzeugschneiden (Schneidkantenlänge, Einfluß des Einstellwinkels α , Schneidensymmetrie bei Drehbohrschneiden) die Voraussetzungen dafür, welche tatsächlichen Spanquerschnitte infolge der jeweiligen Eindringtiefe in das Gestein erzielt werden. Die Größe der Eindringtiefe in ein bestimmtes Gestein hängt für gegebene Schneidenverhältnisse im wesentlichen von der Größe der Anpreßkraft ab [8]. Um einen Spanquerschnitt mit einer spezifischen Spanstärke $s' \geq 0,8$ mm und damit günstige Zerspanungsbedingungen zu erhalten, muß die Anpreßkraft also nicht nur das Eindringen in das Gestein überhaupt („kritischer Bohrdruck“), sondern auch in einem bestimmten Mindestausmaß ermöglichen.

Ein derartiges Mindestmaß einzuhalten, spielt für Schrämmaschinen oder Streckenvortriebsmaschinen vom Typ Abus praktisch keine Rolle, da schon bei relativ geringfügigen Anforderungen an die Leistungsfähigkeit dieser Maschinen Spanquerschnitte erreicht werden, die wesentlich über der gestellten Forderung liegen (vgl. z. B. Bild 33). Nicht so klar liegen die Verhältnisse beim Drehbohren, wo nicht ohne weiteres zu überblicken ist, ob die Anpreßkraft auch eine ausreichend bemessene Einwirkdauer zur Verfügung hat. Diese Einwirkdauer ist hierbei bestimmt durch die Drehzahl, d. h. je höher die Drehzahl ist, um so geringere Zeit steht bei einer bestimmten Anpreßkraft den Drehbohrschneiden zur Verfügung, in das Gestein einzudringen, um so niedriger werden also der Vorschub je Umdrehung und damit auch Spanquerschnitt und spezifische Spanstärke. Da der Vorschub je Umdrehung V gleichbedeutend ist mit dem Verhältnis Vorschubgeschwindigkeit v zu der Drehzahl n ,

$$V = \frac{v \cdot 60}{n} \text{ [mm/U]},$$

muß notwendigerweise bei Steigerung der Drehzahl auch die Vorschubgeschwindigkeit zunehmen, wenn nicht mit zu kleinen Spanquerschnitten ungünstige Zerspanungsbedingungen, verbunden mit hohem spezifischen Schnittkraftbedarf, eintreten sollen. Wenn also ermittelt wird, welcher Vorschub erforderlich ist, um $s' \geq 0,8$ mm zu gewährleisten, ist damit die Mindestgröße des Verhältnisses v/n festgelegt. Das ist insofern von Bedeutung, als bei gegebener Drehzahl die zu erreichende Mindestvorschubgeschwindigkeit gemäß

$$v = \frac{V \cdot n}{60} \text{ [mm/s]}$$

und bei einer geforderten Vorschubgeschwindigkeit die höchstzulässige Drehzahl gemäß

$$n = \frac{v \cdot 60}{V} \text{ [U/min]}$$

bestimmt sind.

Die Berechnungsweise der Mindestgröße des Vorschubs pro Umdrehung hängt von der Art der Beziehung ab, die zwischen s' und V auf Grund der jeweiligen Bohrschneidenform hergestellt werden kann. Diese Beziehung kann sehr unterschiedlich sein infolge der verschiedenartigsten Spanquerschnitte, die bei entsprechender Asymmetrie der Schneidenflügel auch andere als vier-eckige Formen aufweisen.

Zur Verdeutlichung des Prinzips, nach dem bei der Berechnungsweise des Mindestvorschubs vorzugehen ist, soll folgendes Beispiel dienen, wobei die Verhältnisse einer symmetrischen, zweiflügeligen Drehbohrschneide von der in Bild 39 a schematisch dargestellten Form zugrunde gelegt werden.

Bezeichnet man die Länge der in Angriff stehenden Hauptschneidenkante mit k (s. Bild 39 a), so ergibt sich für die je Schneidenflügel wirksame Trennlänge

$$L = k + 2 \cdot \frac{V}{2} = k + V \text{ [mm]}.$$

Der Spanquerschnitt F ist gleich dem Produkt $k \cdot s$ und, da $s = \frac{V}{2} \cdot \cos \kappa$, gilt auch

$$F = 0,5 \cdot V \cdot \cos \kappa \cdot k \text{ [mm}^2\text{]}.$$

Die spezifische Spanstärke s' ermittelt sich dann aus dem Verhältnis

$$s' = \frac{F}{L} = \frac{0,5 \cdot V \cdot \cos \kappa \cdot k}{k + V} \text{ [mm]}.$$

Wenn die Forderung

$$s' \geq 0,8 \text{ [mm]}$$

erfüllt werden soll, muß also die Beziehung

$$\frac{0,5 \cdot V \cdot \cos \kappa \cdot k}{k + V} \geq 0,8 \text{ [mm]}$$

eingehalten werden. Nach Umstellung dieses Ausdruckes ergibt sich für die hier zugrunde gelegte Schneidenform der Mindestvorschub pro Umdrehung zu

$$V \geq \frac{0,8 k}{0,5 \cdot k \cdot \cos \kappa - 0,8} \text{ [mm/U]}$$

bzw. bei weiterer Vereinfachung zu

$$V \geq \frac{1,6}{\cos \kappa - \frac{1,6}{k}} \text{ [mm/U]}.$$

Eine graphische Darstellung dieser Beziehung für einen Einstellwinkel-Bereich $\kappa = 10^\circ$ bis 50° und für Schneidkantenlängen $k = 10, 15, 20$ und 25 mm zeigt das Bild 40.

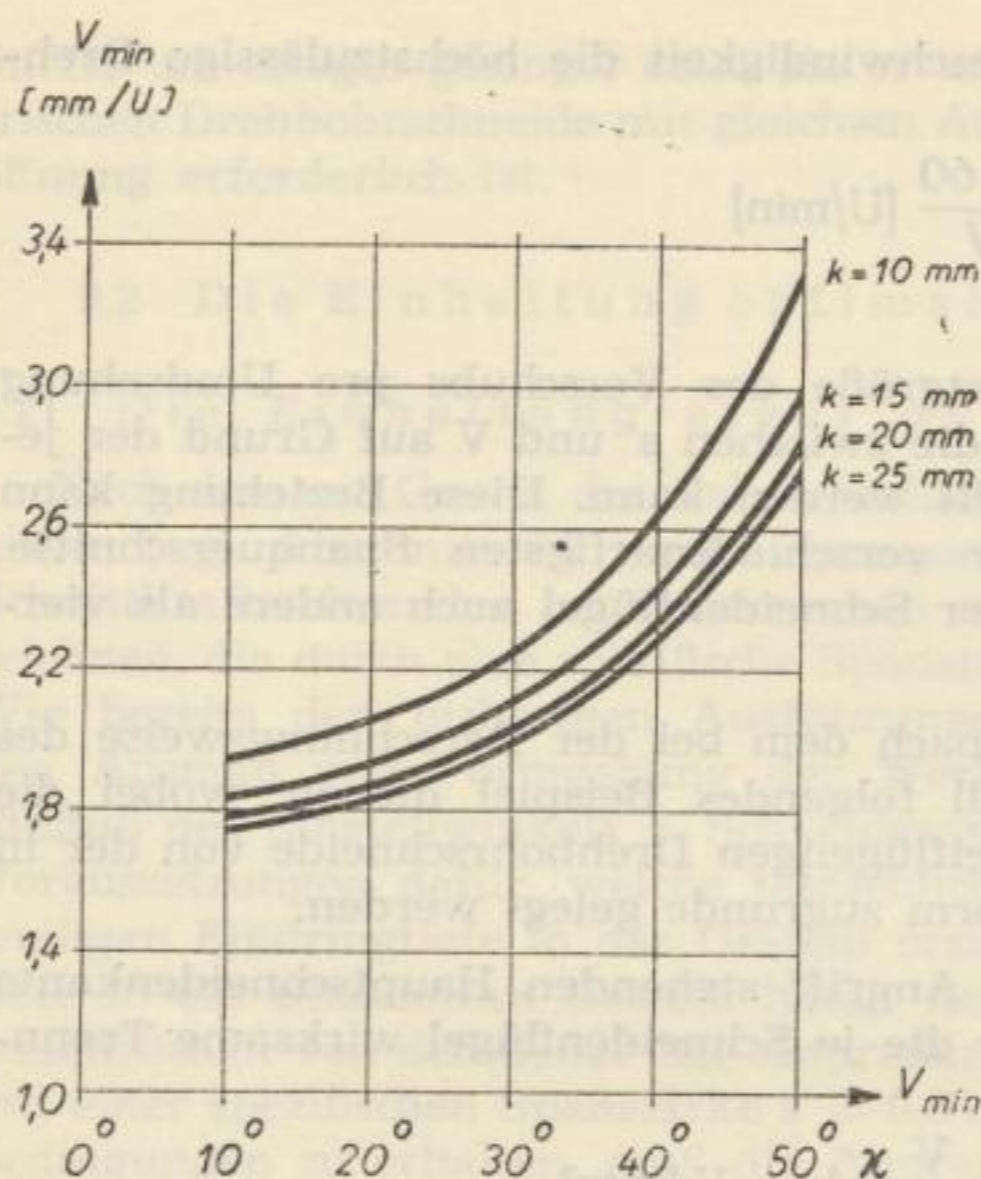


Bild 40

Erforderlicher Mindestvorschub V_{min} einer symmetrischen Drehbohrschneide gemäß Bild 39a bei Gewährleistung einer spezifischen Spanstärke $s' = 0,8$ mm in Abhängigkeit vom Einstellwinkel für verschiedene Schneidkantenlängen k

An Hand dieser Darstellung ist es möglich, für die gegebene Drehbohrschneidenform den Mindestvorschub je Umdrehung zu bestimmen, der beim praktischen Einsatz zweckmäßigerweise nicht unterschritten werden sollte. Wenn beispielsweise eine Drehbohrmaschine DIN A I auf eine Bohrspindel-drehzahl $n = 660$ U/min und eine Vorschubgeschwindigkeit $v = 1020$ mm/min eingestellt ist, wird damit lediglich ein Vorschub von $1,55$ mm/U erzielt. Für eine derartig eingestellte Maschine ist die vorstehend zugrunde gelegte Bohrschneidenform grundsätzlich abzulehnen. Sie wird erst ernsthaft diskutabel für eine Maschineneinstellung $n = 520$ U/min und $v = 1088$ mm/min, wobei ein Vorschub je Umdrehung von $2,1$ mm/U erzielt wird. Bei einem Schneidendurchmesser $D_a = 38$ mm könnte in diesem Falle ein Einstellwinkel α von maximal etwa 30° Anwendung finden.

Wie am Beispiel der symmetrischen, zweiflügeligen Drehbohrschneide gezeigt, kann in analoger Weise die Bestimmung der erforderlichen Mindestgröße des Vorschubs pro Umdrehung unter Berücksichtigung von Länge und Einstellwinkel der jeweils im Angriff stehenden Schneidkanten, der Schneidensymmetrie und der Anzahl der in der gleichen Schneidenbahn arbeitenden Schneidenflügel (die z. B. bei Großbohrlochkronen teilweise > 2 ist) für jede Drehbohrschneidenform vorgenommen werden.

9.22 Die Einhaltung einer günstigen Schnittgeschwindigkeit

Wie den Untersuchungsergebnissen (vgl. Bilder 30 und 32) zu entnehmen ist, übt die Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft nur im Bereich unterhalb etwa 1 m/s einen Einfluß aus, der sich in einer ansteigenden Tendenz der Schnittkraft mit abnehmender Schnittgeschwindigkeit äußert. Die auf Grund der durchgeführten Messungen festgestellten Schnittkraft-Unterschiede sind

zwar nicht sehr groß, jedoch erscheint es empfehlenswert, in der Praxis mit der Schnittgeschwindigkeit nicht wesentlich unter 1 m/s zu gehen.

Diese Forderung wird beim Schrämen in Salzgesteinen mit den normalerweise üblichen Schnittgeschwindigkeiten [27] von etwa 1,3 bis 3,3 m/s ohne weiteres erfüllt. Bei Gewinnungsverfahren, die auf einer zerspanenden Bearbeitung des Salzgesteins unter konzentrischer Bewegung der Schneidwerkzeuge beruhen, insbesondere dem Drehbohren, muß jedoch die Schnittgeschwindigkeit zwangsläufig entlang der rotierenden Schneidenkante mit dem Radius zur Drehachse abnehmen. Der Bereich niedriger Schnittgeschwindigkeit rings um die Drehachse wird dabei um so größer, je niedriger die Drehzahl ist. Mit Rücksicht auf günstige Zerspanungsbedingungen und möglichst niedrigen Schnittkraftaufwand ist also die Drehzahl auf die Forderungen sowohl nach einem möglichst kleinen Bereich niedriger Schnittgeschwindigkeiten (also hohe Drehzahl) als auch nach der Einhaltung eines Mindestvorschubs pro Umdrehung (begrenzte Drehzahl zur Einhaltung eines bestimmten Verhältnisses zur Vorschubgeschwindigkeit, vgl. vorigen Abschnitt) abzustimmen. Da sich diese Forderungen bis zu einem gewissen Grade widersprechen, können beide nur in einem Kompromiß berücksichtigt werden. Hierbei hat jedoch die Forderung nach einem ausreichenden Vorschub pro Umdrehung den Vorrang zu genießen, da der spezifische Schnittkraftaufwand infolge zu kleiner Spanquerschnitte wesentlich ungünstiger wird als infolge niedriger Schnittgeschwindigkeiten.

Von ausschlaggebender Bedeutung für die zulässige Höhe der Drehzahl ist der Schneidenverschleiß. Da mit der Schnittgeschwindigkeit die Reibungswärme als verschleißfördernder Faktor ansteigt, darf die Drehzahl entsprechend dem Außenumfang der rotierenden Schneide ein bestimmtes Maß nicht überschreiten. Nach *Borschel* [27] können als werkstoffgerechte (d. h. den Eigenschaften der Hartmetallschneiden entsprechende) Richtwerte für die zerspanende Bearbeitung von Hartsalzen Schnittgeschwindigkeiten von etwa 0,8 bis 1,7 m/s gelten. Beim Bohren mit Drehbohrschneiden, die beispielsweise einen Außendurchmesser von 36–38 mm aufweisen, sollte daher eine Drehzahl von 850 U/min, bei Hartsalzen mit starker Verschleißeinwirkung sogar von 400 U/min, nicht überschritten werden. Legt man den von *Gerlach* [30] für die Hartmetallqualität G 1 als zweckdienlich angegebenen Schnittgeschwindigkeitsbereich von 0,8 bis 1,2 m/s zugrunde, so ist eine Drehzahl von etwa 600 U/min als obere Grenze anzusehen. *Meuskens* und *Wölfer* [22] geben Drehzahlen von 400–500 U/min als optimale Werte für Hartsalz an, während sie für das Bohren im Anhydrit Drehzahlen von 150–200 U/min, was Schnittgeschwindigkeiten am Außenumfang der Bohrschneiden von 0,27–0,38 m/s entspricht, empfehlen.

Speziell für Drehbohrschneiden ist auch im Zusammenhang mit der Schnittgeschwindigkeit auf die Bedeutung des Mittelschlitzes hinzuweisen. Je größer der Mittelschlitz ist, um so mehr wird der Bereich der zerspanenden Wirkung der Drehbohrschneiden von der Drehachse und damit auch aus dem Gebiet sehr niedriger Schnittgeschwindigkeiten entfernt. Der Mittelschlitz sollte also auch aus diesem Grunde so groß wie möglich gewählt werden, was schließlich eine Frage des Materials und der Konstruktion der Drehbohrschneiden ist.

Beim Drehbohren muß schließlich noch der Zusammenhang zwischen Schnittgeschwindigkeit und Transportgeschwindigkeit des Bohrkleins berück-

sichtigt werden. Da der Bohrmehltransport üblicherweise mit Hilfe eines wendelförmig verwundenen Profil-Gestänges vonstatten geht, ist die Drehzahl auf beide Geschwindigkeiten von Einfluß. Ein derartiger Bohrmehltransport geht dabei nach den Erfahrungen der Praxis innerhalb eines Drehzahlbereiches von 200–700 U/min mit üblichem Gestänge um so besser vor sich, je höher die Drehzahl ist [22].

Bei zusammenfassender Betrachtung aller Faktoren, die auf die Höhe der Schnittgeschwindigkeit bzw. der Drehzahl beim Drehbohren einen Einfluß ausüben, ist zweifellos der Frage des Verschleißes, d. h. also der Standzeit des Schneidmaterials, die größte Bedeutung beizumessen. Zweckmäßigerweise ist also die Drehzahl so hoch zu wählen, daß die auf Grund der Schneidenabmessungen an den äußeren Begrenzungen der Schneidkanten auftretenden Schnittgeschwindigkeiten noch gerade im verschleißgünstigen Bereich liegen (s. z. B. die vorerwähnten Angaben von *Borschel* [27], *Gerlach* [30] sowie *Meuskens* und *Wölfer* [22]). Die so festgelegten Drehzahlen weisen eine Größenordnung auf, die sich bei den normalen Anforderungen des praktischen Drehbohrbetriebes im Salzbergbau ohne große Schwierigkeiten mit der Forderung hinsichtlich der Einhaltung eines Mindestvorschubes vereinbaren läßt.

9.3 Die spezifische Schnittkraft als Grundlage für die Ermittlung der Zerspanungsleistung von Gewinnungsmaschinen im Salzbergbau

Die Antriebsleistung N_A von zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen für den Salzbergbau kann grundsätzlich als die Summe folgender Einzelleistungen aufgefaßt werden:

1. der Zerspanungsleistung N_Z
2. der Brechleistung N_B
(für das Brechen stehenbleibender Salzrippen und -kerne)
3. der Vorschubleistung N_V
4. der Transportleistung N_T
(für die Abführung des Salzkleins)
5. der Verlustleistung N_W
(Getriebeverluste, beim Drehbohren Reibung des Gestänges an der Bohrlochwandung usw.).

Somit ergibt sich:

$$N_A = N_Z + N_B + N_V + N_T + N_W \quad [\text{kW}].$$

Inwieweit diese Antriebsleistung in einem Antriebsaggregat zusammengefaßt ist oder sich – abgesehen von der Verlustleistung – nach den Einzelleistungen getrennt auf mehrere Aggregate verteilt, richtet sich nach der Konstruktion der jeweiligen Gewinnungsmaschine.

In welchem Verhältnis die genannten Einzelleistungen zueinander stehen, wäre durchaus einer Untersuchung wert, würde aber den Rahmen dieser Arbeit übersteigen. Eine qualitative Einschätzung läßt jedoch zweifellos den Schluß zu, daß auf die Zerspanungsleistung normalerweise der Hauptleistungsanteil entfällt, da hierbei relativ große Kräfte und Geschwindigkeiten in gleicher Richtung aufzubringen sind. Vorschub-, Transport- und Verlust-

leistung — jeweils für sich betrachtet — können unter normalen Bedingungen demgegenüber nur einen relativ geringen Anteil der Antriebsleistung beanspruchen. Daß die auf eine gleiche hereingewonnene Menge bezogene Brechleistung erheblich geringer ist als die Zerspanungsleistung, haben Untersuchungen von *Meuskens* und *Wölfer* [22] sowie *Gerlach* [30] beim Drehbohren und von *Pfeiffer* [17] an der Abus-Strecken-vortriebsmaschine erkennen lassen. Es erscheint jedoch angebracht, derartige Untersuchungen noch in breiterem Rahmen fortzuführen, um insbesondere Aufschluß über das optimale Verhältnis von Zerspanungs- und Brechleistung unter den unterschiedlichen Schneidbedingungen der zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen und Schneidwerkzeuge zu erhalten.

Die Zerspanungsleistung ist gegeben [13, S. 125] durch

$$N_Z = \frac{P_H \cdot w}{102} \text{ [kW]},$$

wobei P_H die Hauptschnittkraft (in kp) und w die Schnittgeschwindigkeit (in m/s) bedeuten. Da

$$P_H = k_s \cdot F$$

(k_s = spezifische Schnittkraft in kp/mm²; F = Spanquerschnitt in mm²), gilt auch

$$N_Z = \frac{k_s \cdot F \cdot w}{102} \text{ [kW]}.$$

Bei den Gewinnungsmaschinen stehen praktisch immer mehrere Schneidwerkzeuge beziehungsweise Schneidenflügel gleichzeitig im Angriff. Diese Tatsache soll durch ein auf den Spanquerschnitt bezogenes Summenzeichen Berücksichtigung finden:

$$N_Z = \frac{k_s \cdot \Sigma F \cdot w}{102} \text{ [kW]}.$$

Bei einer rotierenden Bewegung der Schneidwerkzeuge ist die Schnittgeschwindigkeit gemäß

$$w = \frac{\pi \cdot r \cdot n}{30000} \text{ [m/s]}$$

zu ermitteln, wobei n die Umdrehungszahl je Minute und r den radialen Abstand des Schwerpunktes der jeweiligen Spanquerschnittsfläche von der Drehachse (in mm) bedeuten. Für überschlägliche Berechnungen ist es in den meisten Fällen ausreichend, anstatt des Schwerpunktabstandes den mittleren Abstand des Spanquerschnitts von der Drehachse zugrunde zu legen, der sich zu

$$r_m = \frac{r_a + r_i}{2} \text{ [mm]}$$

ergibt. Hierbei bedeuten r_a den Abstand der äußeren und r_i den Abstand der inneren Begrenzung des Spanquerschnitts von der Drehachse. Soweit die schwerpunktmäßigen bzw. mittleren Abstände der unter dem Summenzeichen zusammengefaßten Spanquerschnittsflächen von der Drehachse unterschiedlich sind, muß der Berechnung der Zerspanungsleistung das gewichtsmäßige Mittel aus den einzeln ermittelten Schnittgeschwindigkeiten zugrunde gelegt werden.

Es erhebt sich nunmehr die Frage, welcher Wert für k_s bei der näherungsweise Berechnung der Zerspanungsleistung als Konstruktionsgrundlage ein-

zusetzen ist. Die spezifische Schnittkraft ist ja sowohl von der Spanquerschnittsform und der Winkelgebung der Schneiden als auch in gewissem Grade von der Schnittgeschwindigkeit abhängig. Außerdem sind die Tatsachen zu berücksichtigen, daß für den anstehenden Gesteinsverband offenbar höhere Werte Gültigkeit haben als die im Laboratorium ermittelten, welche außerdem noch auf Grund der Meßmethode etwas zu niedrig bestimmt wurden (vgl. Abschnitt 6.5).

Hinsichtlich der Spanquerschnittsform kann für den normalen Betrieb zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen die Einhaltung einer spezifischen Spanstärke $s' \leq 0,8$ mm allgemein zugrunde gelegt werden. Maschinen bzw. Schneidwerkzeuge, die im Dauerbetrieb mit geringeren spezifischen Spanstärken arbeiten, sind offensichtlich falsch ausgelegt oder eingesetzt.

Die Abhängigkeit des k_s -Wertes von der Schnittgeschwindigkeit wird zweckmäßigerweise so berücksichtigt, daß ein relativ hoher Wert aus dem Schnittgeschwindigkeitsbereich unterhalb 1 m/s zugrunde gelegt wird. Damit wird in der Berechnung eine gewisse Sicherheit gewahrt, die besonders bei Gewinnungsmaschinen mit rotierenden Schneidwerkzeugen angebracht ist, wo die praktisch auftretenden Schnittgeschwindigkeiten in mehr oder weniger großem Umfange im Bereich niedriger Werte liegen. Es erscheint daher gerechtfertigt, auf der Grundlage der im Laboratorium mit einer Schnittgeschwindigkeit $w = 0,2$ m/s und für eine spezifische Spanstärke $s' = 0,8$ mm (vgl. Bild 29) sowie unter Berücksichtigung der am anstehenden Gesteinsverband erzielten relativ höheren Werte (vgl. Abschnitt 8) einer näherungsweisen Berechnung der Zerspanungsleistung folgende Werte für die spezifische Schnittkraft k_s zugrunde zu legen:

Steinsalz	(je nach Zusammensetzung)	2,5 – 3,5 kp/mm ²
Hartsalz	(je nach Zusammensetzung)	3 – 5 kp/mm ²
Anhydrit		~ 10 kp/mm ²

Die Werte gelten für Freiwinkel $\alpha \geq 6^\circ$ und einen Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$. Für andere als den hier angegebenen Spanwinkel ist bei der Ermittlung der Zerspanungsleistung eine prozentuale Korrektur zu berücksichtigen, die nach Bild 20 mit etwa folgenden Werten eingesetzt werden kann:

γ	0°	5°	10°	15°	20°	25°	30°	35°
%	+10	+7	+4	±0	-3	-9	-20	-30

Der Einfluß von Einstell- und Spitzenwinkel (α und ε) wird, wie die diesbezüglichen Versuche erkennen ließen, bereits mit der spezifischen Spanstärke s' erfaßt. Der Einfluß des Neigungswinkels λ' , soweit dieser überhaupt andere Werte als 0° aufweist, kann vernachlässigt werden, da er relativ gering ist.

Wenn es sich aus besonderen Gründen erforderlich macht, Spanquerschnitte zu berücksichtigen, die durch eine spezifische Spanstärke $s' < 0,8$ mm gekennzeichnet sind, so müssen bei einer Berechnung der Zerspanungsleistung höhere Werte als oben angegeben zugrunde gelegt werden. Geht man von dem im Bild 29 ermittelten spezifischen Schnittkraftverlauf in Abhängigkeit von der

spezifischen Spanstärke für verschiedene Salzgesteine aus, so sind auf Grund der sich ergebenden Durchschnittsbeträge zu den obengenannten Grundwerten überschläglich folgende prozentualen Zuschläge zu machen:

s'	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4
%	0	10	20	30	50

Diese Zahlen sprechen einmal mehr dafür, Spanquerschnitte mit zu geringer spezifischer Spanstärke, d. h. insbesondere beim Drehbohren mit zu geringem Vorschub je Umdrehung bzw. zu geringer Spantiefe, tunlichst zu vermeiden.

Da die angegebenen k_s -Werte auf Messungen an scharfen Schneidwerkzeugen basieren, haben sie auch nur für solche Werkzeuge Gültigkeit. Mit wachsendem Verschleiß muß jedoch notwendigerweise die spezifische Schnittkraft steigen, ob nun bei konstantem Vorschub die Anpreßkraft und damit die Reibungskraft $\mu \cdot A$ wächst, oder ob bei konstanter Anpreßkraft der Vorschub absinkt und damit Spanquerschnitte erreicht werden, die durch eine spezifische Spanstärke $s' < 0,8$ mm gekennzeichnet sind. In welchem Grade mit zunehmendem Verschleiß die spezifische Schnittkraft anwächst, ergibt sich aus dem vorliegenden Versuchsmaterial nicht. Aus Versuchen, die mit in Hartsalz eingesetzten Eickhoff-Schrämmaschinen durchgeführt wurden [31, S. 37], geht hervor, daß bei gleichbleibender Vorschubgeschwindigkeit aber zunehmender Schnittgeschwindigkeit der Leistungsaufwand des Elektromotors um etwa 50 % anstieg, wenn dabei die Verschleißmarkenbreite von 0,2 auf etwa 1,3 mm anwuchs. Da das pro Zeiteinheit geschrämte Volumen gleich blieb, kann daraus geschlußfolgert werden, daß eine Zunahme der spezifischen Schnittkraft um etwa 50 % infolge des Verschleißes für diese Steigerung des Leistungsaufwandes verantwortlich zu machen ist. Weitere Untersuchungen zur Ermittlung des Einflusses des Verschleißes auf die spezifische Schnittkraft könnten die vorliegende Arbeit wertvoll ergänzen, insbesondere dann, wenn dadurch eine allgemeine Aufklärung über den günstigsten (d. h. also wirtschaftlichsten) Zeitpunkt des Schneidenwechsels gegeben sowie eine Feststellung der zu diesem Zeitpunkt charakteristischen Verschleißmerkmale getroffen würde (vgl. dazu auch die in Abschnitt 9.11 hinsichtlich des Freiwinkels gemachten Ausführungen).

Daß die für verschiedene Salzgesteine angegebenen k_s -Werte in ihrer Größenordnung durchaus mit Leistungsmessungen an zerspanend arbeitenden Gewinnungsmaschinen in Übereinstimmung gebracht werden können, soll schließlich an einigen Beispielen dargelegt werden.

Meuskens und *Wölfer* [22, S. 24] führen Wirkleistungsmessungen an einer Drehbohrmaschine E 158 an, wobei unsymmetrische Schlitzschneiden mit einem Außendurchmesser $D_a = 36$ mm und einer Schlitzöffnung $D = 15$ mm sowie unterschiedlichem Spanwinkel eingesetzt wurden. Die Drehzahl betrug 520 U/min und die Vorschubgeschwindigkeit 1200 mm/min, gebohrt wurde in Hattorfer Hartsalz. Bei einem Spanwinkel $\gamma = 15^\circ$ wurde eine Leistungsaufnahme von etwa 1,6 kW gemessen. Nimmt man überschläglich an, daß mindestens 50 % dieser Leistung als Brechleistung, Vorschubleistung, Transport-

leistung und Verlustleistung zu werten sind, dann können etwa 0,8 kW für die Zerspanungsleistung veranschlagt werden. Die Spanquerschnittsfläche F ergibt sich aus dem Produkt Flügelbreite $= \frac{D_a - D_i}{2}$ mal Vorschub je Umdrehung V $\left(\frac{21}{2} \cdot \frac{1200}{520}\right)$ zu $24,1 \text{ mm}^2$. Bei einem mittleren Abstand der Spanquerschnittsfläche von der Drehachse $r_m = \frac{r_a + r_i}{2} = \frac{18 + 7,5}{2} = 12,75 \text{ mm}$ errechnet sich eine mittlere Schnittgeschwindigkeit $w = 0,695 \text{ m/s}$. Für

$$k_s = \frac{N_z \cdot 102}{F \cdot w} \text{ [kp/mm}^2\text{]}$$

ergibt sich nach Einsetzen der angegebenen Werte

$$k_s = 4,9 \text{ kp/mm}^2.$$

Von den gleichen Verfassern [22, S. 22] wurden Drehbohrversuche im Anhydrit durchgeführt. Unter Verwendung einer symmetrischen Schlitzschneide mit einem Außendurchmesser $D_a = 36 \text{ mm}$ und einer Schlitzöffnung $D_i = 15 \text{ mm}$ wurde bei einer Vorschubgeschwindigkeit $v = 400 \text{ mm/min}$ und einer Drehzahl $n = 220 \text{ U/min}$ eine Leistungsaufnahme von $1,0 \text{ kW}$ gemessen. Auch hier sollen 50% der Gesamtleistung als Zerspanungsleistung angenommen werden, so daß mit $N_z = 0,5 \text{ kW}$ gerechnet wird. Die Spanquerschnittsfläche F ergibt sich bei gleicher Flügelbreite ($10,5 \text{ mm}$) wie im vorigen Fall und einem Vorschub je Umdrehung $V = \frac{400}{220} = 1,82 \text{ mm/U}$ zu $19,4 \text{ mm}^2$. Bei einem ebenfalls gleichen mittleren Abstand der Spanquerschnittsfläche von der Drehachse $r_m = 12,75 \text{ mm}$ und der Drehzahl $n = 220 \text{ U/min}$ errechnet sich eine mittlere Schnittgeschwindigkeit $w = 0,294 \text{ m/s}$. Bei Einsetzen dieser Werte in die Formel

$$k_s = \frac{N_z \cdot 102}{F \cdot w} \text{ [kp/mm}^2\text{]}$$

wird

$$k_s \text{ zu } \sim 9 \text{ kp/mm}^2$$

ermittelt.

An Hand der dargelegten Beispiele zeigt sich, daß die auf Grund der Schnittkraftuntersuchungen ermittelten k -Werte als größenordnungsmäßig hinreichende Grundlagenwerte zur Ermittlung der Zerspanungsleistung bei der Gewinnung von Salzgestein angesehen werden können. Weitere, vor allem unter den Bedingungen der betrieblichen Praxis durchgeführte Untersuchungen erscheinen jedoch erforderlich, um einerseits die k_s -Werte zu präzisieren und andererseits Klarheit über das Anteilverhältnis von Zerspanungs-, Brech-, Vorschub-, Transport- und Verlustleistung am Gesamtaufwand an Antriebsleistung zu schaffen.

9.4 Die spezifische Schnittkraft als Gewinnbarkeitskenngröße

Nach *Spackeler* [1] hat sich als zweckmäßigste Kennziffer für die Bohrbarkeit und Gewinnbarkeit von Salzgesteinen der sogenannte „Bohrrückdruck“ erwiesen, wie er von *Zirkler* [32] für verschiedene Salzgesteinsarten unter-

sucht wurde. Als Bohrrückdruck soll dabei der von einer Drehbohrmaschine auf die Spannsäule ausgeübte Druck verstanden werden. Wie an der Dimension (kp) der bekanntgegebenen Werte festzustellen ist, handelt es sich dabei um die Anpreßkraft, deren Begriff aus der vorliegenden Arbeit bereits hinreichend bekannt ist.

Als Ergebnis seiner unter gleichen Bohrbedingungen durchgeführten Untersuchungen stellt *Zirkler* eine Härteskala auf, aus der folgender Auszug zitiert sei:

Gestein	Bohrrückdruck kp	Härteskala
Anhydrit	794	100
Hartsalz	303	38,1
Alteres Steinsalz	223	28,1
Sylvinit	211	26,6
Jüngeres Steinsalz	159	20,0

Setzt man die im Bild 29 unter verschiedenen Spanquerschnittsbedingungen für Anhydrit eingetragenen k_s -Werte im Vergleich zu den entsprechenden Werten der anderen untersuchten Gesteine jeweils gleich 100, so ergeben sich im Mittel folgende Verhältniswerte:

Gestein	Verhältniswert
Anhydrit	100
Hartsalz II (stark anhydr.)	38
Hartsalz III (kieseritisch)	24
Steinsalz (anhydritisch)	24

Vergleicht man diese Werte mit denen der *Zirklerschen* Härteskala, so läßt sich eine weitgehende Ähnlichkeit feststellen. Die gute Übereinstimmung der auf verschiedenen Grundlagen ermittelten Verhältniswerte für annähernd gleiche Arten von Salzgesteinen bestätigt einmal die von *Spackeler* getroffene Feststellung hinsichtlich der Zweckmäßigkeit von Bohrrückdruck-Werten als Gewinnbarkeits-Kennziffern im Salzbergbau und läßt zum anderen den Schluß zu, daß auch Schnittkraftmessungen für die Ermittlung derartiger Kennziffern zumindest von Salzgesteinen mit Erfolg herangezogen werden können. Es sei jedoch darauf hingewiesen, daß weder die Bohrrückdruck- noch die k_s -Werte zu direkten Schlußfolgerungen hinsichtlich der Verschleißeinwirkung der betreffenden Gesteine auf die Schneidwerkzeuge, d. h. also hinsichtlich der Schneidenstandzeit berechtigen.

10 ZUSAMMENFASSUNG

Ausgehend von der Bedeutung, die der Kenntnis des Schnittkraftaufwandes für die maschinelle Gewinnung von Salzgestein beizumessen ist, wird das Wesen der Schnittkraft aus dem Zerspanungsvorgang heraus erläutert. Dabei werden die Vorgänge beim Zerspanen von Salzgestein und spröden Metallen als grundsätzlich gleichartig betrachtet.

Nach Herausstellen der wesentlichen Einflußgrößen auf die Schnittkraft werden Methode und Durchführung von Schnittkraftmessungen im Laboratorium dargelegt, die zur Untersuchung der Abhängigkeit des Schnittkraftaufwandes von der Winkelgebung der Werkzeugschneiden, dem Spanquerschnitt und der Schnittgeschwindigkeit an verschiedenen Salzgesteinsarten dienen. Die Auswertung der Meßergebnisse erfolgt auf der allgemeinen Grundlage der spezifischen Schnittkraft, d. h. der auf die jeweilige Spanquerschnittsfläche bezogenen Schnittkraft und der „spezifischen Spanstärke“, einer neuen Kennziffer zur Kennzeichnung der Spanquerschnittsform. Unter Heranziehung von Ergebnissen aus Schnittkraftmessungen am anstehenden Gesteinsverband werden hinsichtlich der praktischen Bedeutung der Untersuchungen folgende Schlußfolgerungen gezogen:

1. Die Winkelgebung der Werkzeugschneiden zerspanend arbeitender Gewinnungsmaschinen übt auf den spezifischen Schnittkraftaufwand je nach Winkelart einen unmittelbaren oder mittelbaren Einfluß aus. Bei der Schneidengestaltung ist die Wahl der Winkel unter genügender Berücksichtigung der gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der Schnittkraft zu treffen, wobei jedoch die notwendige Berücksichtigung des Schneidenverschleißes zwangsläufig zu Kompromißlösungen führen muß. Wie sich weiterhin zeigt, ist für die Festlegung der Werkzeugwinkel allgemein das maximale Verhältnis Vorschubgeschwindigkeit : Schnittgeschwindigkeit und insbesondere beim Drehbohren die Gestaltung der Schneidflügelprofile mit durchgehender oder gebrochener Hauptschneidenkante sowie die Breite des Mittelschlitzes der Drehbohrschneiden von erheblicher Bedeutung.
2. Neben den Schneidenwinkeln übt der Spanquerschnitt einen erheblichen Einfluß auf den spezifischen Schnittkraftaufwand aus. Sowohl Größe als auch Form dieses Querschnitts spielen eine Rolle, was gleichermaßen günstig durch die „spezifische Spanstärke“ s' berücksichtigt wird. Auf Grund der durchgeführten Untersuchungen muß es für die zerspanende Gewinnung von Salzgestein empfehlenswert erscheinen, solche Schnittbedingungen einzuhalten, die eine spezifische Spanstärke $s' \geq 0,8$ mm gewährleisten. Die Erfüllung einer solchen Forderung führt beim Drehbohren zur Einhaltung eines Mindestvorschubes je Umdrehung, d. h. zur Einhaltung eines Mindestverhältnisses von Vorschubgeschwindigkeit : Drehzahl. Hierbei erweist sich die Anwendung geeigneter asymmetrischer Bohrschneidenformen als günstig, da sie in dieser Hinsicht geringere Anforderungen stellen.

3. Da ein Absinken der Schnittgeschwindigkeit unter etwa 1 m/s ein wenn auch geringfügiges Ansteigen der spezifischen Schnittkraft mit sich bringt, sind allzu geringe Schnittgeschwindigkeiten möglichst zu vermeiden. Die zulässige maximale Höhe der Schnittgeschwindigkeit wird im wesentlichen durch die Verschleißanfälligkeit des Schneidmaterials gegenüber dem bearbeiteten Gestein bestimmt.
4. Für die Bestimmung der Zerspanungsleistung ist die Kenntnis der absoluten Größe der spezifischen Schnittkraft von ausschlaggebender Bedeutung. Auf Grund der im Laboratorium gewonnenen Ergebnisse und unter Berücksichtigung von Untersuchungsergebnissen am anstehenden Gesteinsverband kann die Zerspanungsleistung für normalerweise in der Praxis herrschende Schnittbedingungen und Schnittgeschwindigkeiten größenordnungsmäßig an Hand folgender Anhaltswerte ermittelt werden:

Gestein	Spez. Schnittkraft
Steinsalz	2,5 — 3,5 kp/mm ²
Hartsalz	3 — 5 kp/mm ²
Anhydrit	~ 10 kp/mm ²

5. Ein Vergleich der für unterschiedliche Salzgesteinsarten unter gleichen Zerspanungsbedingungen erzielten spezifischen Schnittkraft-Werte mit der von *Zirkler* auf Grund von Bohrrückdruckuntersuchungen aufgestellten Härteskala ergibt eine weitgehende Übereinstimmung der Verhältniswerte. Die *Zirkler*schen Härtewerte werden dadurch in ihrem Wert als Gewinnbarkeits-Kennziffern nachdrücklich bestätigt. Andererseits bekommt damit auch die spezifische Schnittkraft als Gewinnbarkeits-Kenngröße Bedeutung. Die Aussagekraft beider Kenngrößen erstreckt sich jedoch nicht auf die Verschleißeinwirkung der betreffenden Gesteine auf die Schneidwerkzeuge.

11 ZUSAMMENSTELLUNG DER WICHTIGSTEN KURZZEICHEN

Kurzzzeichen	Erläuterung	Dimension
A	Anpreßkraft	kp
D_a	Außendurchmesser einer Drehbohrschneide	mm
D_i	Schlitzbreite einer Drehbohrschneide	mm
F	Spanquerschnitt	mm ²
L	Trennlänge	mm
M	Kraftmaßstab	kp/mm
O_{mit}	mittlerer Oszillogrammwert	mm
P_H	Hauptschnittkraft	kp
P_{mit}	mittlere Hauptschnittkraft	kp
P_R	Rückkraft	kp
P_V	Vorschubkraft	kp
St	Stauchkraft	kp
St_H	Stauchkraftkomponente in Schnittrichtung	kp
Sch	Scherkraft	kp
V	Vorschub je Umdrehung	mm/U
a	Spantiefe	mm
b	Spanbreite	mm
h	Spanstärke	mm
k_s	spezifische Schnittkraft	kp/mm ²
n	Drehzahl	U/min
r	radiale Entfernung eines Punktes der Schneidenkante zur Drehachse	mm
s	Spanvorschub	mm
s'	spezifische Spanstärke	mm
v	Vorschubgeschwindigkeit	mm/s
w	Schnittgeschwindigkeit	m/s
α	Freiwinkel (Arbeitswinkel)	Grad
α'	Werkzeug-Freiwinkel	Grad
α_n	Freiwinkel der Nebenschneide	Grad
β	Keilwinkel	Grad
γ	Spanwinkel (Arbeitswinkel)	Grad
γ'	Werkzeug-Spanwinkel	Grad
ε	Spitzenwinkel	Grad
κ	Einstellwinkel	Grad
κ_a	Einstellwinkel der Außenschneidenkante	Grad
κ_i	Einstellwinkel der Innenschneidenkante	Grad
κ_n	Einstellwinkel der Nebenschneide	Grad
λ	Neigungswinkel	Grad
μ	Reibungsbeiwert	—
φ	Vorschubwinkel	Grad

12 LITERATUR

- [1] SPACKELER: Lehrbuch des Kali- und Steinsalzbergbaues.
VEB Wilhelm Knapp Verlag, Halle; 2. Auflage, 1957.
- [2] GUINARD: L'exploitation par chambres et piliers à travers les Journées d'Etudes du Congrès;
Revue de l'Industrie minière, Nr. 640, Bd. 37, Juni 1956, S. 395.
- [3] VIÉ: La modernisation des mines de potasse d'Alsace;
L'écho des mines et de la métallurgie, Juni 1958, Nr. 3517.
- [4] WOLANSKY: Zur Frage der Härteprüfung der Karbongesteine nach dem Rückprallverfahren.
Glückauf 85 (1949) S. 20/23.
- [5] SIEVERS: Die Bestimmung des Bohrwiderstandes von Gesteinen.
Glückauf 86 (1950) S. 776/784.
- [6] NEKRASSOW: Untersuchung der beim Schneiden der Kohle auftretenden Kräfte.
Bergbautechnik Bd. 5 (1955) H. 6, S. 312.
- [7] NEKRASSOW: Elemente der Festigkeitstheorie spröder Materialien bei der Zerspannung.
Bergbautechnik Bd. 7 (1957) H. 2, S. 72.
- [8] BESIGK und KÜHNE: Beitrag zur Kenntnis der Arbeitsweise von Gesteinsbohrern unter besonderer Berücksichtigung spanabhebender Bohrer, Teil I bis IV.
Oel und Kohle 36 (1940) S. 485 und S. 559, 37 (1941) S. 45 und S. 113.
- [9] KEGEL: Theorie der Druckfestigkeitsbestimmung von Gesteinen, insbesondere von Salzgesteinen.
Bergakademie, 9. Jahr., August 1957, S. 392.
- [10] HÖFER: Beitrag zur Folge der Standfestigkeit von Bergfesten im Kalibergbau.
Freib. Forsch.-H. A 100 (1958), Akademie-Verlag, Berlin.
- [11] KARNAPP: Unveröffentlichte Meldearbeit über Druckfestigkeitswerte von Hartsalzen.
Institut für Bergbaukunde/Tiefbau der Bergakademie Freiberg/Sa. 1956.
- [12] BRÖDNER: Zerspannung und Werkstoff.
Verlag W. Girardet, Essen; 2. Auflage 1950.
- [13] KREKELER: Die Zerspanbarkeit der metallischen und nichtmetallischen Werkstoffe.
Springer-Verlag 1951.
- [14] SCHALLBROCH-BETHMANN: Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit.
B. G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig 1950.
- [15] Betriebshütte Bd. I; Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1954; Abschnitt 3: Spangebendes Formen der Metalle.
- [16] Betriebshütte Bd. I; Berlin 1957; Abschnitt 3: Spangebendes Formen der Metalle.
- [17] PFEIFFER: Zerspannungsmessungen an Streckenvortriebsmaschinen im Kalibergbau.
Freib. Forsch.-H. A 88 (1958), Akademie-Verlag, Berlin.
- [18] FINK und ROHRBACH: Handbuch der Spannungs- und Dehnungsmessung.
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1958.
- [19] BERTHOLD: Schnittkraftmessung beim Drehen.
Maschinenbautechnik 4. Jahrg., 1955, S. 63.

- [20] RENTSCH: Technische Beschreibung und Bedienungsanweisung des Dehnungsmeßgerätes DM 3.
Elektro-Spezial-Werkstätten W. Rentsch, Pirna-Copitz/Sa.
- [21] WINTER: Untersuchungen zur Steigerung der Bohrleistung im Kalibergbau.
Kali, verwandte Salze und Erdöl, 1934, Heft 1-7.
- [22] MEUSKENS und WÖLFER: Über zweckmäßige Bohrschneiden und günstige Schnittbedingungen im Salzgestein.
Kali und Steinsalz, 1956, Heft 1.
- [23] BORSCHHEL: Voraussetzungen und Möglichkeiten zum Großlochbohren.
Nobel-Hefte, 1957, H. 2.
- [24] JÄGER: Das drehende Bohren im Kalibergbau.
Bergbautechnik 1957, S. 202.
- [25] SCHALLBROCH und WALLICHS: Werkzeugverschleiß, insbesondere an Drehmeißeln.
Berichte über betriebswissenschaftliche Arbeiten, Band 11, 1938; VDI-Verlag, Berlin NW 7.
- [26] EWALD: Mechanisierung des Abbaus auf dem Kaliwerk Wintershall an der Werra.
Kali und Steinsalz, Band 2, H. 8, August 1958.
- [27] BORSCHHEL: Schnittgeschwindigkeit beim Drehbohren und Schrämen.
Techn. Mitteilungen Krupp, 1955, Nr. 1.
- [28] FRITZSCHE und BORSCHHEL: Mehr schrämen.
Glückauf 1951, S. 1.
- [29] RÜDIGER: Berechnung des Spannungszustandes in einer bei der Gewinnung von Kalisalz mit Maschine stehenbleibenden Salzrippe.
Unveröffentlichte Ausarbeitung des Instituts für Technische Mechanik an der Bergakademie Freiberg, 1956.
- [30] GERLACH: Entwicklung von Schnellfrequenzbohrmaschinen für den Kalibergbau.
Freib. Forsch.-H. A 88 (1958), Akademie-Verlag, Berlin.
- [31] N. N.: Neuere Untersuchungen zur Schrämentechnik.
Eickhoff-Mitteilungen; 27. Jahrgang, H. 3, August 1958.
- [32] ZIRKLER: Beitrag zur Folge der Verwendung leistungsfähiger elektrischer Säulen-Drehbohrmaschinen und Bohrwerkzeug im Hinblick auf den Zertrümmerungswiderstand der Salzgesteine und auf sonstige beim praktischen Bohrbetrieb auftretende Belastungen.
Kali, verwandte Salze und Erdöl, Jahrgang 1938 und 1939.

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

Reihe A

Bergbau, Aufbereitung und Verwertung bergbaulicher Rohstoffe

A 129 BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT
IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK

3. Tagebautechnisches Kolloquium am 23. und 24. Oktober 1958 in Freiberg

Format 16,7×24 cm – 124 Seiten – 42 Bilder – 4 Tabellen – DM 8,-
Erschienen Juli 1959

MATSCHAK: Bodenkundlich-abbautechnische Untersuchungen der Grundbruchrutschungen an der Förderbrückenkippe im Tagebau Klettwitz – BERNSTEIN: Vergleich der Kapazitätsermittlung mit dem tatsächlichen Jahresergebnis 1957 für sechs Abraumförderbrückenbetriebe des Braunkohlenreviers Senftenberg – KURING: Beurteilung der Ergebnisse der Kapazitätsermittlung für Zugbetriebstagebaue im Revier Borna – HOLLWEG: Untersuchungen über die Wirtschaftlichkeit der Schrägbandanlage Müheln und wirtschaftlicher Vergleich mit anderen möglichen Abbauverfahren – CIESIELSKI: Die Ermittlung der Kapazität von Kippen – SCHAFFHIRT: Radreifenschäden, Radreifenverschleiß und Radreifenschmierung im Zugbetrieb des Braunkohlenbergbaus der DDR – DÖLL: Untersuchungen über die Beseitigung von Rieselkohle – WERNER: Umbauten an der Förderbrücke Böhlen und Inbetriebnahme von zwei Baggern DS 1600.

A 131 BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT
IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK

Kolloquium „Chemie der festen und flüssigen Brennstoffe“, 13. und 14. November 1958 in Freiberg

Format 16,7×24 cm – 147 Seiten – 48 Bilder – 42 Tabellen – DM 11,-
Erschienen Februar 1960

KUBICKA/KVAPIL: Über selektive Hydrierung der Brenzkatechine und höheren Alkylphenole – BIRTHLER/KAROLYI: Neuer Weg zum Abbau hochasphalthaltiger Teere im Mitteldruckgebiet (Das Varga-Verfahren) – LISSNER/HOTOWICKA: Beziehungen zwischen den Stoffgruppen und Eigenschaften der Steinkohlenteerpeche (Die Untersuchung des Steinkohlenteerpeches II) – ASINGER/STOLZE: Untersuchung über die Herstellung vulkanisierbarer Polyene aus Paraffinen der Fischer-Tropsch-Synthese – RUNGE/KÜHNHANN/SEUMEL: Über die Kohlenwasserstoffe des Espenhainer Braunkohlenleichtöles – PRESTING: Zur Raffinationstechnik des Rohmontanwachses – STROBACH/BOEHM: Theorie und Praxis der Entschwefelung von Schwelgas nach dem Pottascheverfahren unter Normaldruck im VEB Kombinat Espenhain.

A K A D E M I E - V E R L A G · B E R L I N

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

Reihe A

Bergbau, Aufbereitung und Verwertung bergbaulicher Rohstoffe

- A 125** BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT
IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK
**1. Sitzung des Arbeitsausschusses für Tagebautechnik
am 11. April 1958 in Leipzig**
Format 16,7×24 cm — 96 Seiten — 36 Bilder — 24 Tabellen — DM 8,—
Erschienen April 1959
ORTMANN: Der Grenzbereich wirtschaftlicher Baggerung in Braunkohlentagebauen — BLÜTHGEN: Organisation und Planung der Produktion in der Zentralwerkstatt Golpa — DÖLL: Untersuchungen zur Ermittlung eines Bestverfahrens für die Abrechnung im Reparatur- und Werkstattwesen.
- A 135** BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT
IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK
**IV. Wissenschaftliche Tagung der BTG, 25. und 26. September 1958
in Markkleeberg bei Leipzig**
Format 17×24 cm — 236 Seiten — 63 Bilder — 19 Tabellen — DM 13,—
Erschienen Juni 1959
HOLLWEG: Die Wirtschaftlichkeit der in unseren Tagebauen möglichen Arbeitsverfahren — MAYER: Über die Erhöhung des ökonomischen Nutzeffektes unserer Brikettfabriken — KOPPE: Wirtschaftliche Energiedarbietung — LOEMKE: Die Feuerraumgestaltung von Dampferzeugern mit Rost- und Kohlenstaubfeuerungen für die Verbrennung von Rohbraunkohle — EK-KARDT: Fortschritte auf dem Gebiet der Schmierstoffwirtschaft — KIESEL: Spitzenbelastung und Spitzendeckung in der Gasverbundwirtschaft der Deutschen Demokratischen Republik.
- A 138** BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT
IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK
**1. Sitzung des Arbeitsausschusses Energie am 23. Januar 1959
in Markkleeberg bei Leipzig**
Format 16,7×24 cm — 88 Seiten — 26 Bilder — 7 Tabellen — DM 4,—
Erschienen Juli 1959
HOFMANN: Die Aufgaben des Arbeitsausschusses „Energie“ der Brennstofftechnischen Gesellschaft in der Deutschen Demokratischen Republik — HERRMANN: Möglichkeiten für den Energie-Austausch zwischen der Deutschen Demokratischen Republik und ihren Nachbarländern — BRUCHE: Betrachtungen einiger thermodynamischer Probleme im Gegendruckbetrieb — HOLLWEG: Über die Frage der notwendigen und möglichen Braunkohlenförderung im kommenden Jahrzehnt — RAMMLER: Zu den Aufgaben des Arbeitsausschusses „Energie“ — KOPPE: Verringerung des Energieverbrauchs durch Änderung der Energieart und Einsatz von technischen Mitteln — KIESEL: Über einige Probleme der zukünftigen Gasversorgung der Deutschen Demokratischen Republik — BECHER: Wie steht es um das energiewirtschaftliche Denken? RIEDEL: Die Bedeutung des Öles als Energieträger.

A K A D E M I E - V E R L A G · B E R L I N

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

Reihe A

Bergbau, Aufbereitung und Verwertung bergbaulicher Rohstoffe

A 142 Braunkohlentagebau

Vorträge des XI. Berg- und Hüttenmännischen Tages vom 21. bis 23. Mai 1959 in Freiberg

Format 16,7×24 cm — 68 Seiten — 48 Bilder — 2 Tabellen — DM 5,—
Erschienen November 1959

MATSCHAK: Porenwasserdruckmessungen und ihre Anwendung zur Untersuchung des Verhaltens wassergesättigter Böden im Tagebaubetrieb — SCHRAPEL: Ergebnisse und Wirtschaftlichkeit der neuartigen Heizung von Kohlewagen mit 1200 V Fahrdrachtspannung — LOOS: Industrielles Fernsehen in der Braunkohlenindustrie — BALLMANN: Über den Abschreibungssatz und die Reparaturkosten von Abraumtransportbändern (Kurzreferat).

A 144 Bergbaumaschinenwesen

Vorträge des XI. Berg- und Hüttenmännischen Tages vom 21. bis 23. Mai 1959 in Freiberg

Format 17×24 cm — 116 Seiten — 114 Bilder — 1 Tabelle — DM 10,—
Erschienen Juni 1960

KELLER: Konstruktion, Einsatz und Betriebserfahrungen neuentwickelter Geräte für Haldenaufschüttung und Rückverladung — ENGEL: Zur Dynamik der Preßluftschlämmer — HALMOS: Neue Methode für die Bestimmung der Sichtverhältnisse — SCHMINCKE: Die Verwendung von 30-kV-Energiezuführungen für Großeinsätze in Tagebauanlagen — BLADOWSKI: Erfahrungen im Bau und Betrieb von Gummimantelleitungen in polnischen Kohlenbetrieben unter Tage.

A 152 BRENNSTOFFTECHNISCHE GESELLSCHAFT IN DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK

Arbeitsausschuß Tagebautechnik, 2. Sitzung am 17. April 1959 in Markkleeberg

Format 17×24 cm — 136 Seiten — 123 Bilder — 3 Tabellen — DM 11,—
Erschienen Januar 1960

TEUFER: Die Versuchsstrossenbandanlage in Mücheln — BAHR: Ergebnisse der Untersuchungen an der Bandanlage Mücheln — ROTTKY: Die elektrische Ausrüstung von rückbaren Bandanlagen.

A K A D E M I E - V E R L A G · B E R L I N

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

A 161

Braunkohlentagebau

RICHARD CIESIELSKI

Die Leistungsfähigkeit von Pflugkippen

Format 17×24 cm — 68 Seiten — 17 Bilder — 1 Tabelle — 3 Anlagen

DM 6,—

Erschienen Juni 1960

Diese Arbeit ist aus dem Bedürfnis entstanden, die Leistungsfähigkeit von Pflugkippen sowohl in der Projektierung als auch im praktischen Betrieb bestimmen zu können.

Die Leistungsfähigkeit von Pflugkippen ist kein eindeutig bestimmbarer Wert, da sie sich mit dem Abstand der Kippstelle von der Kippenverteilerweiche ändert.

In der nachfolgenden Arbeit sind zwei Grenzfälle untersucht. Im ersten Teil wird die theoretische Leistungsfähigkeit unter der Voraussetzung bestimmt, daß auf den Pflugkippen durch Mangel an Zügen keine Wartezeiten eintreten. Im zweiten Teil wird die zu erwartende Leistungsfähigkeit der Pflugkippen unter Berücksichtigung der maximalen Standortleistungen der Gewinnungsgeräte ermittelt.

A K A D E M I E - V E R L A G · B E R L I N