

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

A 362

Tagebau

1965

Autorenkollektiv

**Probleme der Bodenmechanik
und der Wasserwirtschaft
in den Braunkohletagebauen**

FFH
A 362
b



DEUTSCHER VERLAG FÜR GRUNDSTOFFINDUSTRIE



SLUB

Wir führen Wissen.

UNIVERSITÄTSBIBLIOTHEK
FREIBERG



XVI 1142 b

Buch
• Bergakademie
Freiberg



TU BERGAKADEMIE FREIBERG



XU XVI 1142 . A362B b

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE A 362

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

A 362

Tagebau

Autorenkollektiv

Probleme der Bodenmechanik und der Wasserwirtschaft in den Braunkohletagebauen

Mit 85 Bildern und 26 Tabellen



VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie · Leipzig 1965

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE
Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

Bücherei
* Bergakademie *
Freiberg i. Sa.

XVI 1142 (A 362)
b

Manuskriptannahme: Bergakademie Freiberg,
Arbeitsgruppe Publikationen, 92 Freiberg,
August-Bebel-Straße 5
Eingang des Manuskriptes: 3. 12. 64

„Freiberger Forschungshefte“, Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften. Herausgeber: Der Rektor der Bergakademie Freiberg, Prof. Dr.-Ing. habil. Joachim Wrana. — Verlag: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 7031 Leipzig 31, Karl-Heine-Str. 27 (Fernruf 44 441). — Die Freiberger Forschungshefte erscheinen in zwangloser Folge in den Reihen A, B, C und D. Ausführliches Verzeichnis aller lieferbaren Hefte von der Bergakademie Freiberg oder vom VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. — Vertrieb: In der Deutschen Demokratischen Republik durch den Buchhandel; in der Deutschen Bundesrepublik und in Westberlin durch den Buchhandel (Auslieferung KUNST UND WISSEN, Erich Bieber, Stuttgart 8, Wilhelmstraße 4—6); in Österreich durch den GLOBUS-Buchvertrieb, Wien I, Salzgries 16; im übrigen Ausland durch eine Importbuchhandlung, den Deutschen Buch-Export und -Import, GmbH, 701 Leipzig 1, Postschließfach 160, oder den Verlag

Gesamtherstellung: Gutenberg Buchdruckerei u. Verlagsanstalt, Betrieb der VOB „Aufwärts“, Weimar, Marienstr. 14. — VLN 152—915/148/65. — Printed in Germany. — Alle Rechte vorbehalten. — ES 20 F 2 — EVP 22,40 MDN

(65.2773)

INHALT

<i>H. Matschak und A. Rietschel</i>	
Wasseraufnahmefähigkeit und Ansauggeschwindigkeit kohärenter Tagebauböden als Ursache ihrer Konsistenzänderung	7
<i>H. Matschak und E. Schönwald</i>	
Standsicherheit von Tagebaurandböschungen in Abhängigkeit von geologischen, bodenphysikalischen und technologischen Faktoren	25
<i>H. Matschak und H. Leibiger</i>	
Zum Einfluß von Filterasche verschiedenen Wassergehaltes auf die Scherfestigkeit bindiger Tagebauböden	41
<i>H. Matschak, E. Philipp und W. Großmann</i>	
Stabilisierung von Tagebauböden mit Braunkohlenfilterasche	53
<i>W. Strasse</i>	
Untersuchungen über Effektivität von Entwässerungsanlagen im Tagebau mittels elektronischer Rechenmaschinen	67
<i>H. Matschak und M. Walde</i>	
Entwässerungswirkung im Tagebauvorfeld im Hinblick auf anomal ausgebildete Wasserstauer und den Restwassergehalt des Bodens	109

Wasseraufnahmefähigkeit und Ansauggeschwindigkeit kohärenter Tagebauböden als Ursache ihrer Konsistenzänderung¹

Von *Hans Matschak* und *Arno Rietschel*, Freiberg

Der nachteilige Einfluß von Konsistenzänderungen bindiger Tagebauböden auf die Tragfähigkeit der Arbeitsebenen und Fahrbahnen infolge der Wasseraufnahme aus den atmosphärischen Niederschlägen besonders während der kälteren Jahreszeit und die daraus resultierende Minderung der Abraumleistung hat schon seit langem die Fachkreise beschäftigt. *Decker* [1] weist bereits 1928 auf Grund von Betriebsuntersuchungen bei Tonböden einen regenbedingten Rückgang der Abraumleistung von 60,2% nach.

Das Ausmaß des Aufweichens der Bodenkruste ist naturgemäß von ihrer Beschaffenheit, ihren bodenphysikalischen Eigenschaften, insbesondere von ihrer Wasseraufnahmefähigkeit und von der Höhe der Niederschläge abhängig. Über die Tiefe der Aufweichung bei verschiedenen Niederschlagsmengen hat *Kühn* [2] an angeschnittenen Böden augenscheinliche Beobachtungen durchgeführt und in den meisten Fällen gut erkennbare Durchfeuchtungsgrenzen festgestellt. Diese Durchfeuchtungsgrenzen sind für einige charakteristische Böden in Bild 1 in Abhängigkeit von den Niederschlagsmengen als Einflußlinien dargestellt. Sie lassen erkennen, daß von den untersuchten Böden der „sandige Lehm auf der

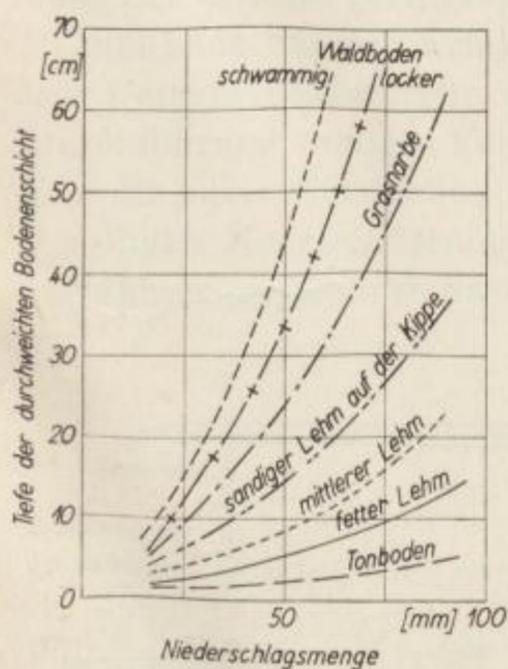


Bild 1

Das Ausmaß des Aufweichens der Bodenkruste bei verschiedenen Niederschlagsmengen nach *Kühn*

¹ Mitteilung des Lehrstuhls für Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik am Institut für Tagebaukunde der Bergakademie Freiberg

Kippe“ die größte Tiefenwirkung des Wassers ergibt und daß sich die Bodenart „Lehm“ in dieser Hinsicht grundsätzlich ungünstiger als „Ton“ verhält. Diese Zusammenhänge machen deutlich, welche bedeutende Rolle der Wasseraufnahmefähigkeit der bindigen Tagebauböden als Ursache ihrer Konsistenzänderung und damit auch hinsichtlich der Verminderung ihrer Tragfähigkeit und zulässigen Bodenpressung in den Arbeitsebenen zukommt. Um diese Beziehungen für die Braunkohlentagebaue beurteilen zu können, wurden eine Reihe von pleistozänen und tertiären bindigen Deckgebirgsschichten auf ihre Wasseraufnahmefähigkeit näher untersucht.

Geräte und Methoden zur Bestimmung der Wasseraufnahmefähigkeit

Zur Beurteilung der Wasseraufnahmefähigkeit eines Bodens wird als Kennziffer die in dem von *Enslin* [3] im Jahre 1933 zuerst eingeführten Gerät festgestellte maximale Wasseraufnahme (w_{\max}) einer getrockneten, auf $<0,06$ mm abgeseibten Bodenprobe von 0,3 g verwendet. Hierbei ermöglicht die am Gerät horizontal angeordnete Meßpipette bei einer Ablesegenauigkeit von $0,01$ cm³ eine direkte Ablesung der aufgenommenen Wassermenge W . Daraus ergibt sich die Wasseraufnahmefähigkeit w_{\max}

$$\text{zu } \frac{W}{0,3} \cdot 100 [\%]$$

In den letzten Jahren wurde von *Neff* [4] eine Änderung dieses Verfahrens (Bild 2) dahingehend vorgeschlagen, daß die Filterplatte, auf die die Probe in

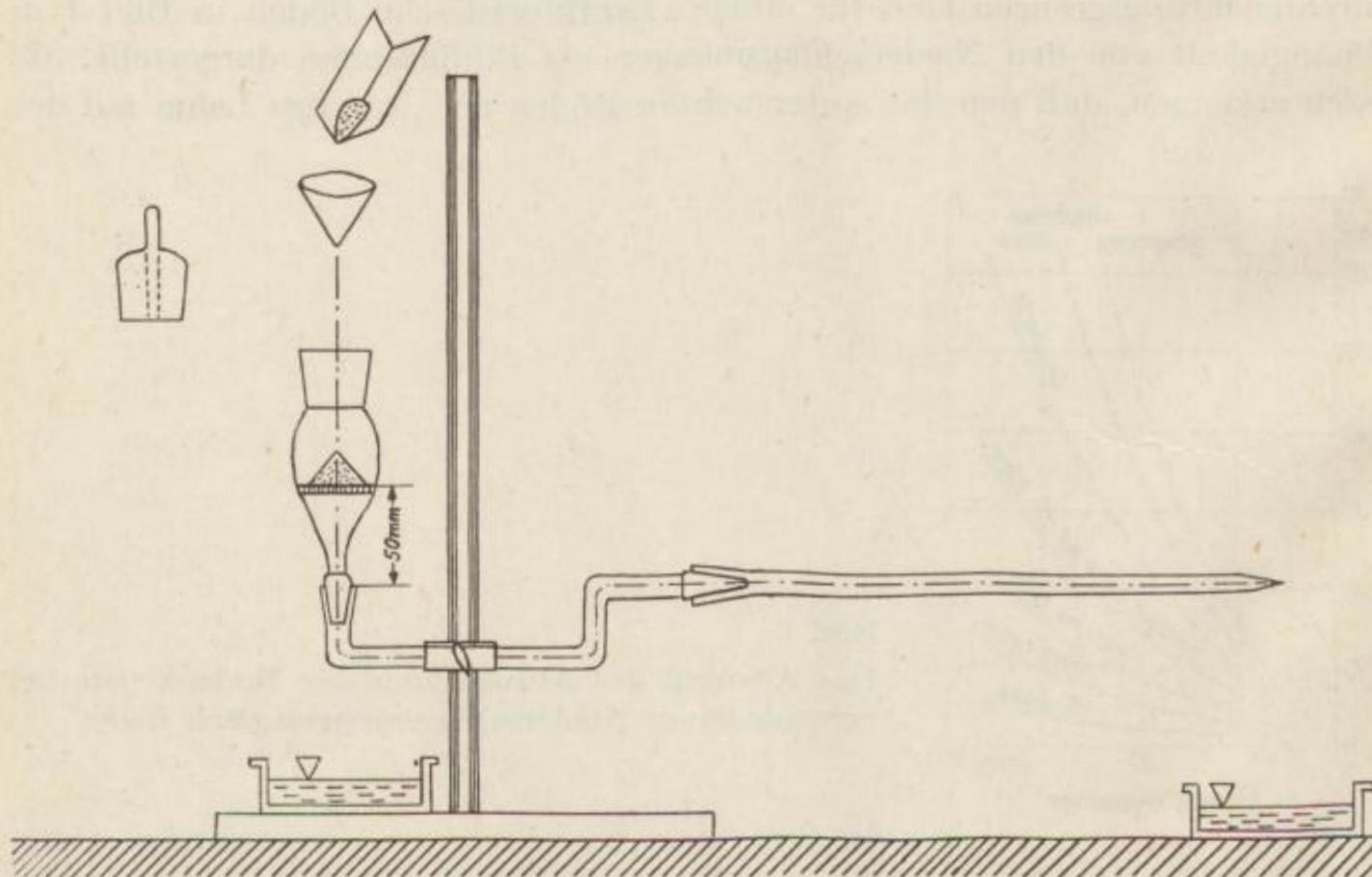


Bild 2. Verändertes Enslingerät nach *Neff*

Kegelform geschüttet wird, um 50 mm höher als die Meßpipette gesetzt wird, um zu verhindern, daß sie bei nicht gut horizontiertem Gerät mehr Wasser ansaugt, als ihrem Aufnahmevermögen entspricht, und um die unterschiedlichen Ergebnisse auszugleichen, die sich durch die verschiedene Ausbildung der Kegelform und Kegelhöhe ergeben. Außerdem wird die Probenmenge von 0,3 g auf 1,0 g erhöht und ihr Kornbereich von $< 0,06$ mm auf $< 2,0$ mm erweitert, wodurch allerdings eine grundsätzliche Abweichung vom Enslinverfahren, das nur das Schlämmkorn $< 0,06$ mm Dmr. in die Untersuchung einbezieht, vollzogen wird. Gleichzeitig soll die durch die geringere Einsatzmenge von 0,3 g bedingte hohe Empfindlichkeit herabgesetzt werden. Die am Enslingerät vorhandenen zwei Hähne werden bei dem von *Neff* vorgeschlagenen Gerät nicht benötigt und sind weggelassen worden, wodurch die Handhabung des Gerätes etwas vereinfacht und die Versuchsdurchführung mit ihm weniger von der Geschicklichkeit des Laboranten abhängig sei.

Vergleichende Untersuchungen mit dem Enslingerät und mit dem von *Neff* vorgeschlagenen Enslingerät veränderter Ausführung haben *Köhler* und *Herzog* [5] durchgeführt und dabei die oben angegebenen Vorteile der einfacheren Handhabung und der geringeren Empfindlichkeit des letzteren bestätigt. Hinsichtlich der damit erzielten Versuchsergebnisse konnten sie allerdings nur feststellen, daß für weniger bindige Erdstoffe bei gleicher Einwaage von 0,3 g Differenzen bis zu 10% auftreten und daß diese Differenzen bei Einwaagen von 1,0 g geringer sind, so daß sie zu dem Schluß kommen, daß die größere Einwaage die Meßgenauigkeit verbessert und der Endpunkt der Wasseraufnahme schneller erreicht wird. Dagegen haben sich nach *Köhler* und *Herzog* für starkplastische Erdstoffe bei der von ihnen eingehaltenen Versuchsdauer von 30 min noch keine ausreichend vergleichbaren Endwerte ergeben, so daß sie eine Verminderung der Einwaage auf 0,1 g und die Ablesung des Endwertes erst nach 2 h für zweckmäßig halten. Unsererseits erscheint der angegebene Vorteil der einfacheren Handhabung des Gerätes geringfügig, da die Enslinapparatur an sich nicht kompliziert ist und nach unseren Erfahrungen das Arbeiten mit ihr (luftblasenfreies Füllen usw.) einem Laboranten, der sie noch nicht gehandhabt hat, schon nach der Durchführung weniger Versuche keine Schwierigkeiten mehr bietet.

Was die unterschiedlichen Ergebnisse betrifft, die sich aus den Zufälligkeiten der jeweiligen Kegelschüttung sowie aus den sonstigen Bedingungen des Enslinverfahrens ergeben, so hatte *Neumann* [6] bereits im Jahre 1953 berichtet, daß

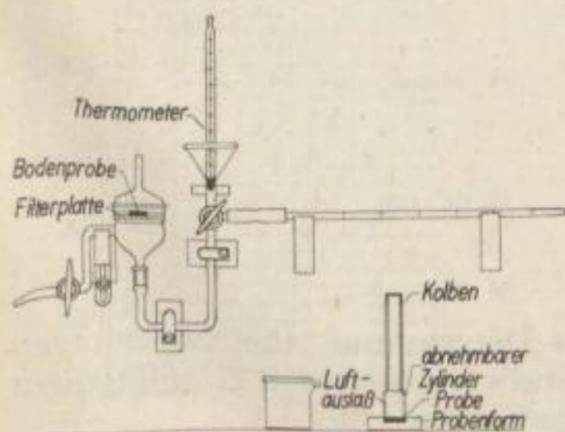


Bild 3
Adsorptions-Test-Apparatur nach *Enslin-Schmidt* mit Änderungen nach *Pichler*

allein bei nicht gut ausgebildeten, geraden Materialkegeln Schwankungen bis zu 5% auftreten können und daß sich bei nicht bis zur völligen Gewichtskonstanz getrockneten Proben und bei Veränderungen der Temperatur des verwendeten Wassers gewisse Fehler ergeben. Zu ihrer Vermeidung wurden daher bei der vorliegenden Untersuchung die Versuchsbedingungen in diesen Teilen sorgfältig eingehalten.

Auch im Ausland wird das Enslinverfahren seit einiger Zeit als Adsorptionstest [7] mit einer etwas veränderten Enslinapparatur verwendet, bei dem das ursprüngliche Verfahren durch eine größere, zylinderförmig gepreßte Probenmenge von 0,5 g und durch eine Temperaturmessung des Wassers zur Berücksichtigung der Verdunstung bei den bis zu 1000 min dauernden Tests vorgenommen wird (Bild 3). Neuerdings wird von *Langer* [7] die Messung des Adsorptionswassers mit Hilfe des Enslingerätes behandelt.

Einfluß des Tonminerals

Die Wasseraufnahmefähigkeit des bindigen Bodens wird im hohen Maße von der Art und der Größe des Anteils der vorhandenen Tonminerale Kaolinit, Halloysit, Illit, Ca- und Na-Bentonit, deren Chemismus und strukturellen Aufbau, durch den Gehalt an Quarz, Feldspat, Glimmer und anderen Verwitterungsprodukten sowie durch organische Beimengungen beeinflusst. Zur Untersuchung der Wasseraufnahmefähigkeit der verschiedenen Tonminerale in Abhängigkeit von Anteilen an feinen Sand- bzw. Quarzteilchen, die von 0 bis 100% in Intervallen von 20% variiert wurden, hat *Pichler* [8] systematische Versuchsreihen bis zu einer Versuchsdauer von 1000 min durchgeführt, deren Ergebnisse in Bild 4 als Ex-

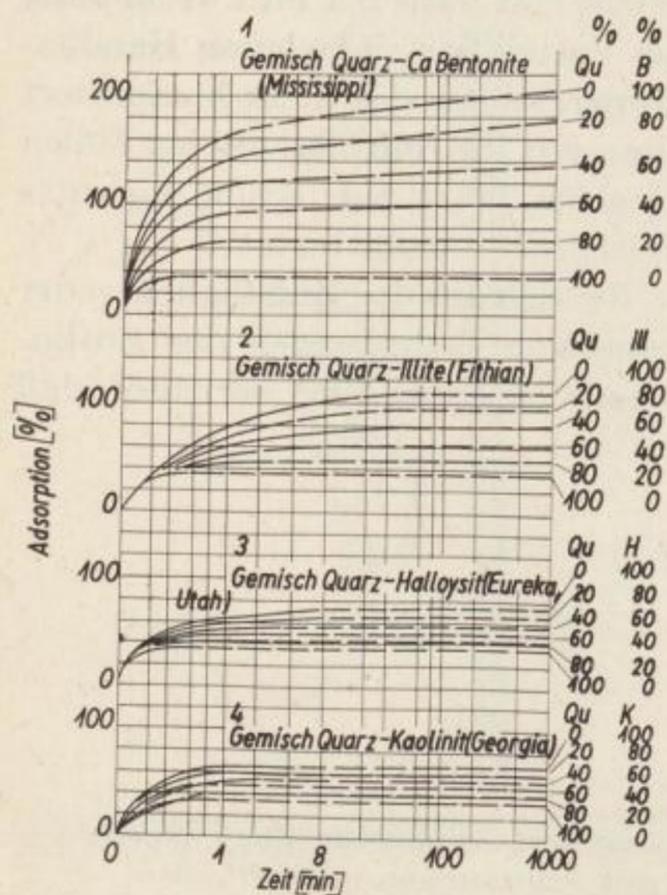


Bild 4

Adsorptions-Diagramme für Mischungen aus Quarz und verschiedenen Tonmineralen nach *Pichler*

pansionskurven dargestellt sind. Bei niedriger Adsorption ähneln zwar die Kurven einander, doch ist jede einzelne für sich genommen charakteristisch. Das Ansteigen der Kurve etwa bis zu 4 min wird auf die Absorption von Wasser durch die Wirkung der Kapillarkräfte zurückgeführt. Bei reinem Quarz, bei dem keine Adsorption stattfindet, wird das Wasser bis zur Sättigung der Probe sehr rasch aufgenommen. Bei den Tonmineralen Kaolinit, Halloysit, Illit und Ca-Bentonit dagegen haben die unmittelbar ansteigenden Kurventeile bei logarithmischer Teilung der Abszisse eine konvexe Form, was einer Sättigung der Proben durch Adsorption entspricht. Bei dem anschließenden horizontalen Kurvenverlauf findet keine Adsorption und demzufolge keine Ausdehnung des Materials mehr statt, wie die Kurven für Kaolinit und Halloysit sowie auch für Illit erkennen lassen, während bei reinem Ca-Bentonit die ansteigende Kurve auch bei 1000 min noch keine Tendenz zur horizontalen Entwicklung zeigt, womit zum Ausdruck kommt, daß außer dem für das Ausfüllen der Porenräume angesaugten Wasser eine weitere Wassermenge aufgenommen wird, die auf Adsorption zurückzuführen ist.

Im Gegensatz zur Absorption, bei der lediglich physikalische Kräfte wirken, ist die Adsorption auf physikalisch-chemische Energien zurückzuführen, die infolge der Schichtstruktur der z. T. ziehharmonikaartig ausweitbaren Tonminerale aufgenommen werden können.

Die Höhe der Wasseraufnahmefähigkeit beträgt bei dem von *Pichler* untersuchten Kaolinit 68% und bei Halloysit 73%, wogegen der Illit einen Wert von 110% erreicht.

Der Ca-Bentonit zeigt nach 1000 min eine Wasseraufnahme von über 200%, wobei zu bemerken ist, daß die Kurve im sekundären Teil noch nicht horizontal verläuft und die Adsorption daher noch nicht als abgeschlossen anzusehen ist.

Eine äußerst hohe Wasseraufnahmefähigkeit besitzt der Montmorillonit (Bild 5) von Wyoming, dessen Expansionskurve zunächst einen konkaven und damit

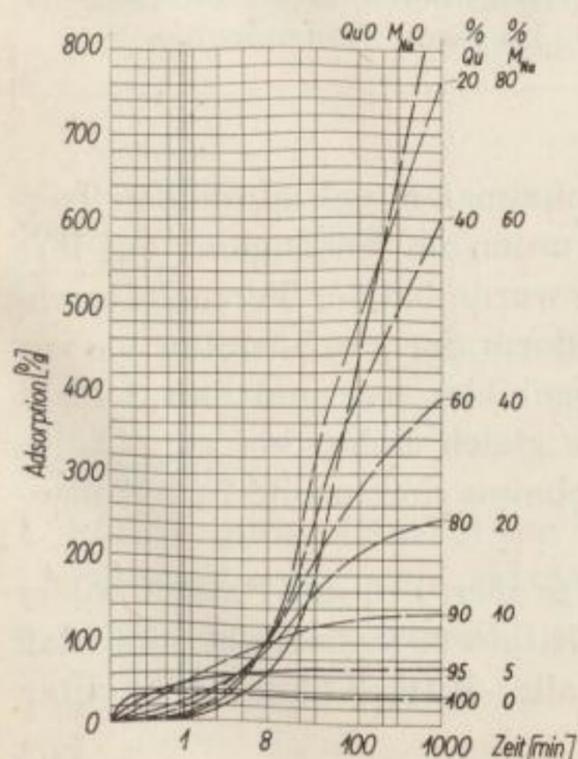


Bild 5

Adsorptions-Diagramme für Mischungen aus Quarz und Montmorillonit nach *Pichler*

langsamen Anstieg zeigt und ebenfalls nach 1000 min noch keine Beendigung der Adsorption aufweist. Das Aufnahmevermögen erreicht hier einen Wert von mehr als 800%. Bezeichnend für den Verlauf der Expansionskurven für die Quarz-Montmorillonit-Mischungen ist die Tatsache, daß ein horizontaler Verlauf nur bis zu einem Montmorillonit-Anteil von 10% zu beobachten ist, während die Kurven für Anteile von 20% an nach 1000 min noch keine Beendigung der Adsorption erkennen lassen.

Wasseraufnahmefähigkeit der Tagebauböden

Zur näheren Kennzeichnung der Verhältnisse in den mitteldeutschen Braunkohlentagebauen wurden aus 8 Tagebauen des Raumes Leipzig-Borna-Altenburg 24 bindige Bodenproben und aus 7 Tagebauen des Raumes Halle-Bitterfeld 39 bindige Bodenproben entnommen, die durch Kornverteilungen mit unterschiedlichen Tonkornanteilen charakterisiert sind. Ihre Kennlinien verlaufen in den in Bild 6 für beide Räume getrennt dargestellten Kornbereichen, die durch die

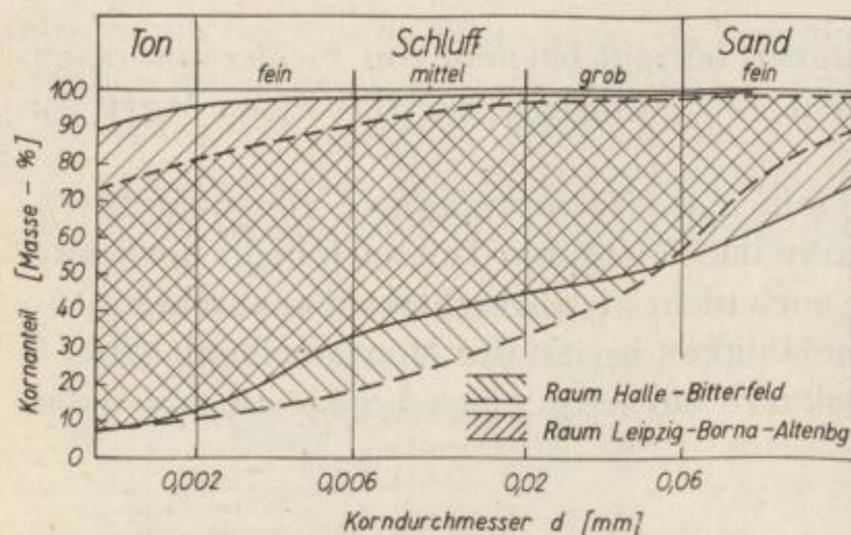


Bild 6

Kornbereiche der untersuchten bindigen Bodenproben

Kornverteilungskurven der Proben mit jeweils maximalen und minimalen Tonkornanteilen gebildet sind. Sämtliche Proben wurden im Enslingerät auf ihre Wasseraufnahmefähigkeit hin untersucht. Dabei wurde bei der Versuchsdurchführung darauf geachtet, daß eine gerade Kegelform der geschütteten bis zur Gewichtskonstanz getrockneten Proben gut ausgebildet war und daß 3 bis 4 Wiederholungen der Untersuchung jeder Probe gleich hohe, bis zu $\pm 2,0\%$ schwankende Werte erbrachten. Die Versuchsergebnisse sind in Bild 7 als Säulendiagramme aufgetragen.

Der Darstellung ist zu entnehmen, daß sich ein großer Teil der Proben beider Räume im Bereich einer Wasseraufnahme von 70 bis 90% befindet, und daß höhere Adsorptionswerte vor allem im Raum Halle-Bitterfeld zu beobachten sind.

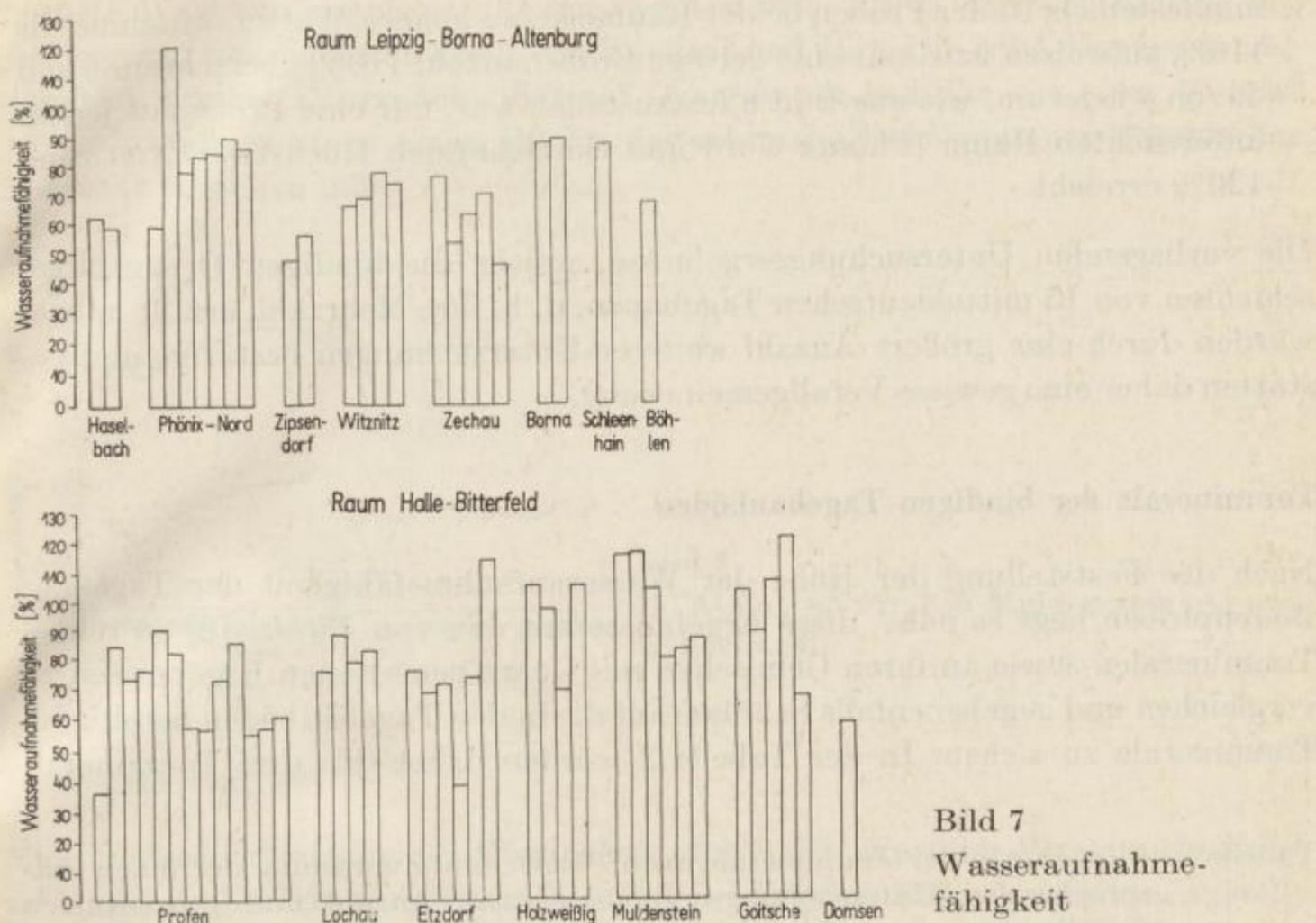


Bild 7
Wasseraufnahmefähigkeit

Eine Zusammenfassung der einzelnen Ergebnisse zu Gruppen von jeweils um 20% steigende Wasseraufnahmefähigkeiten gibt die Tabelle 1.

Tabelle 1. Zusammenfassung der Ergebnisse zu Gruppen von w_{max} -Werten

Wasseraufnahmefähigkeit w_{max} [%]	Untersuchte Proben			
	Raum Leipzig-Borna-Altenburg		Raum Halle-Bitterfeld	
	Anzahl	%-Anteil	Anzahl	%-Anteil
< 50	2	8	2	5
50 ... 70	9	38	9	23
70 ... 90	12	50	18	46
90 ... 110	—	—	6	16
> 110	1	4	4	10
	24	100	39	100

Sie zeigt, daß

1. nur eine geringe Anzahl von Proben mit einer sehr niedrigen Wasseraufnahmefähigkeit von < 50% erfaßt wurden,
2. in beiden Räumen etwa die Hälfte aller Proben ein Aufnahmevermögen von 70 bis 90% besitzt

und

3. mindestens 9/10 der Proben beider Räume keine höhere Wasseraufnahme als 110% aufweisen bzw. nur eine geringe Probenanzahl 110% überschreitet und davon wiederum, wie aus Bild 8 festzustellen war, nur eine Probe aus jedem untersuchten Raum (Phönix-Nord und Goitsche) den Höchstwert von rund 120% erreicht.

Die vorliegenden Untersuchungsergebnisse, welche die bindigen Deckgebirgsschichten von 15 mitteldeutschen Tagebauen, d. h. ihre Mehrzahl, erfaßt haben, wurden durch eine größere Anzahl weiterer Untersuchungen bestätigt und gestatten daher eine gewisse Verallgemeinerung.

Tonminerale der bindigen Tagebauböden

Nach der Feststellung der Höhe der Wasseraufnahmefähigkeit der Tagebau-Bodenproben liegt es nahe, diese Ergebnisse mit den von *Pichler* [8] an reinen Tonmineralen sowie an ihren Gemischen mit Quarz gemessenen Ergebnissen zu vergleichen und gegebenenfalls Schlüsse auf die in den Tagebauböden beteiligten Tonminerale zu ziehen. In der Tabelle 2 wurden daher den drei Tonmineral-

Tabelle 2. w_{\max} -Werte der Tonminerale nach *Pichler* und Zuordnung der ihnen entsprechenden Untersuchungsergebnisse nach Anzahl und prozentualen Anteilen

Tonminerale	Maximale Wasseraufnahme nach <i>Pichler</i> w_{\max} [%]	Untersuchte Proben			
		Raum Leipzig – Borna – Altenburg		Raum Halle – Bitterfeld	
		Anzahl	%-Anteil	Anzahl	%-Anteil
Kaolinit-Gruppe	< 70	11	46	11	28
Illit-Gruppe	70 ··· 110	12	50	24	62
Ca-Bentonit-Gruppe	110 ··· 210	1	4	4	10
		24	100	39	100

gruppen der Kaolinite, Illite und Ca-Bentonite und ihrem jeweiligen Wasseraufnahmevermögen nach *Pichler* die Zahl und der prozentuale Anteil der untersuchten Tagebau-Bodenproben gleicher Wasseraufnahmefähigkeit zugeordnet. Es zeigt sich, daß danach in 90 bzw. 96% aller Proben Kaolinit und Illit sowie Gemische aus beiden als beteiligte Tonminerale in Betracht kommen, während über die Anwesenheit auch nur geringer Mengen stärker quellfähiger Minerale wie Ca-Bentonit in den restlichen 10 bzw. 4% der Proben nichts Eindeutiges ausgesagt werden kann. Stichprobenweise durchgeführte differentialthermoanalytische Untersuchungen an den Proben von Muldenstein und Goitsche, die

höchste Wasseraufnahmefähigkeiten von 116 bzw. 120% ergaben (Bild 8), bestätigen nur das Vorhandensein von Kaolinit und Illit. Die DTA-Kurven zeigen daneben je einen Quarzeffekt, der auf Quarzanteile in Höhe von etwa 40 bzw. 15% hinweist, sowie je einen Effekt, der schwache Beimengungen organischer Substanz erkennen läßt.

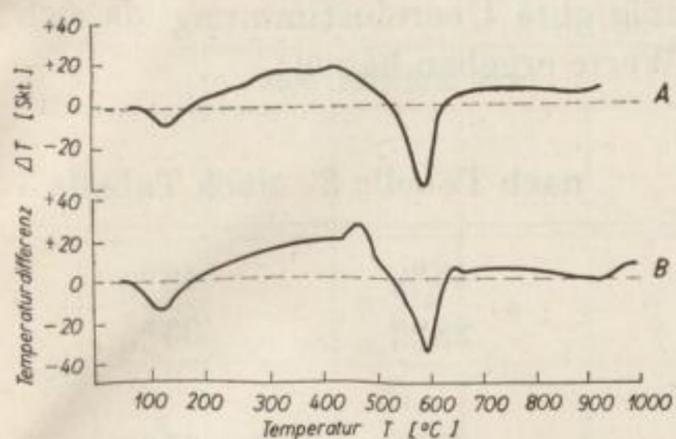


Bild 8
DTA-Kurven für Ton Muldenstein (A) und Goitsche (B)

Kolloidale Aktivität

Eine gewisse Ergänzung der Möglichkeit, durch den Wert der Wasseraufnahmefähigkeit Einblick in den Mineralbestand der Tagebauböden zu gewinnen, stellt die „kolloidale Aktivität“ dar, eine Kennziffer, die nach *Skempton* [9] aus der Plastizitätszahl und dem prozentualen Tonkornanteil gebildet wird und die demnach das mineralbedingte Verhalten der Tone widerspiegelt. Die Werte der kolloidalen Aktivität wurden von den Verfassern für die gleichen Tagebauböden in anderem Zusammenhang [10] ermittelt und sind in der Tabelle 3 zu Gruppen

Tabelle 3. Kolloidale Aktivität reiner Minerale und von Tagebauböden

Minerale	Reine Minerale		Tagebauböden				
	Autor	angegebener Wert [8]	ermittelter Wert [9]	Raum Leipzig-Borna-Altenburg		Raum Halle-Bitterfeld	
				Anzahl	%-Anteil	Anzahl	%-Anteil
Quarz	<i>v. Moos</i>	0	—	—	—	—	—
Kalkspat	<i>v. Moos</i>	0,18	0,1 ... 0,18	2	8	—	—
Glimmer	<i>v. Moos</i>	0,23	—	—	—	—	—
Kaolinit	<i>Northey</i>	0,33	0,27 ... 0,33	—	—	7	18
Illit	<i>Samuels</i>	0,46	0,34 ... 0,46	11	46	6	15
	<i>Northey</i>	0,90	0,47 ... 0,90	10	46	26	67
			0,98	1	—	—	—
Ca-Bentonit	<i>Samuels</i>	1,50	—	—	—	—	—
Na-Bentonit	<i>Samuels</i>	7,20	—	—	—	—	—
				24	100	39	100

} 33

von etwa gleicher Aktivität zahlenmäßig und nach ihrem prozentualen Anteil an der Gesamtprobenzahl zusammengefaßt, den von *Northey*, *Samuels* und *v. Moos* [9] für die Minerale Quarz, Kalkspat, Glimmer, Kaolinit, Illit, Ca- und Na-Bentonit angegebenen Aktivitäten gegenübergestellt.

Vergleicht man die aus der Aktivität ermittelte Verbreitung des Kaolinites und des Illits mit der in der Tabelle 2 auf Grund der Wasseraufnahmefähigkeit ausgewiesenen, so zeigt sich eine verhältnismäßig gute Übereinstimmung, da sich für die Verbreitung des Kaolinites folgende Werte ergeben haben:

	nach Tabelle 2	nach Tabelle 3
im Raum Leipzig—Borna—Altenburg	46%	46%
im Raum Halle—Bitterfeld	28%	33%
und hinsichtlich des Illits		
im Raum Leipzig—Borna—Altenburg	62%	67%
im Raum Halle—Bitterfeld	50%	46%

Wasseraufnahmefähigkeit und Tonanteil

Von Bedeutung ist weiter die Frage der Beziehung der maximalen Wasseraufnahme zu anderen bodenphysikalischen Kennziffern wie zur Größe des Tonkornanteils, zu den Konsistenzgrenzen, zur Plastizitätszahl und zum Winkel der inneren Reibung, auf die im folgenden eingegangen wird. Dazu sei zunächst auf die in den Darstellungen verwendeten Symbole für die Tagebaue hingewiesen (Tabelle 4), aus deren Deckgebirgsschichten die Proben stammen.

Tabelle 4. Zeichenerklärung

Zeichen	Herkunft der Bodenproben	
	Raum Leipzig—Borna—Altenburg	Raum Halle—Bitterfeld
○	Tgb. Phönix	Tgb. Profen
◐	Tgb. Haselbach	Tgb. Lochau
◑	Tgb. Zipsendorf	Tgb. Etzdorf
◒	Tgb. Witznitz	Tgb. Holzweißig
◓	Tgb. Zechau	Tgb. Muldenstein
●	Tgb. Borna	Tgb. Goitsche
⊕	Tgb. Böhlen	Tgb. Domsen
⊗	Tgb. Schleenhain	

Bild 9 zeigt die Abhängigkeit der Wasseraufnahmefähigkeit von der Größe des Tonanteiles. Aus der Darstellung für den Raum Halle—Bitterfeld ist infolge der größeren Probenzahl gut zu erkennen, daß die maximale Wasseraufnahme mit zunehmendem Tonanteil nahezu linear ansteigt. Wenn dabei verhältnismäßig starke Abweichungen von der eingetragenen Tendenzgeraden auftreten, so liegen sie in der verschiedenartigen mineralischen Zusammensetzung der Tonkorn-

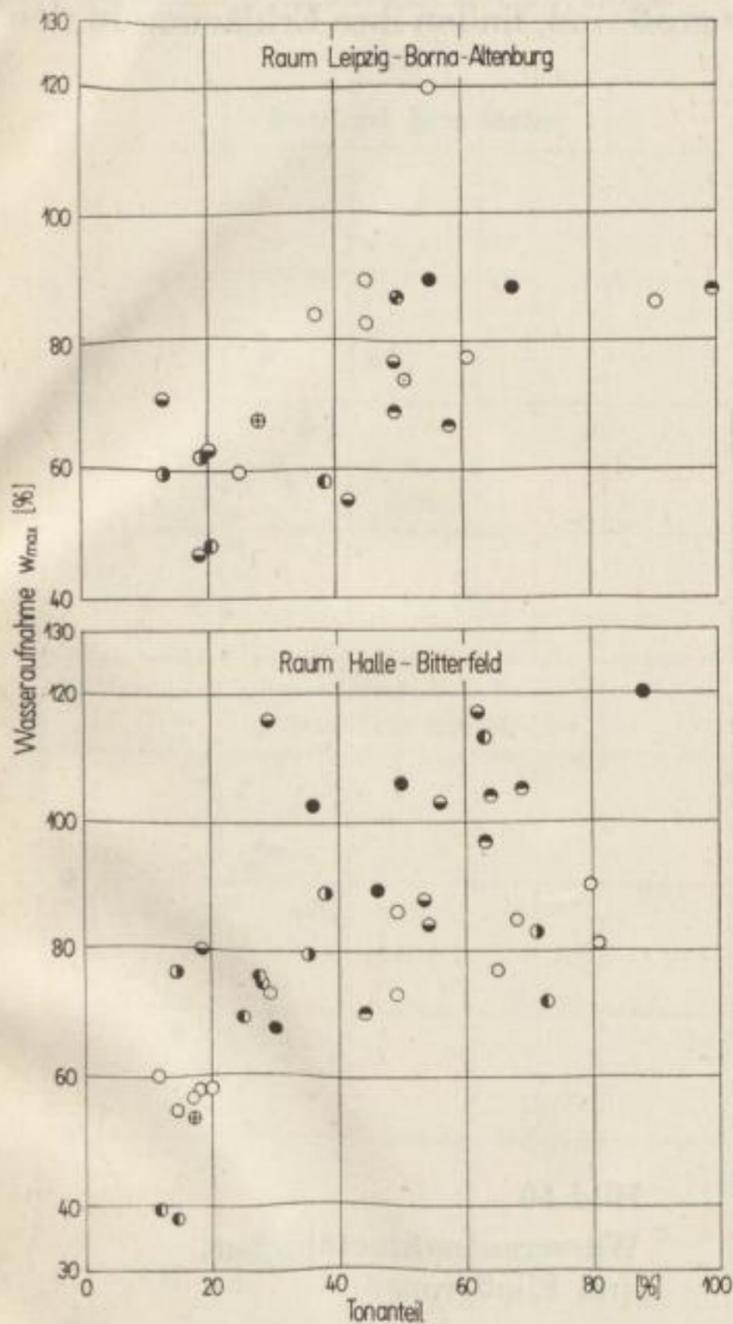


Bild 9
Wasseraufnahmefähigkeit
und Tonanteil

klasse begründet, indem die Wasseraufnahme bei gleich großen Tonanteilen von deren variablen Faktoren der Tonminerale, der Quarz-, Glimmer-, Feldspat- und Kalkgehalte sowie der organischen Bestandteile verschieden stark beeinflußt wird. Tiefste Wasseraufnahmewerte von 37 und 38% bei Tonanteilen von 12 und 15% ergaben je eine Probe aus den Tagebauen Etzdorf und Profen im Halle—Bitterfelder Raum, während der höchste w_{\max} -Wert von einer Probe aus Goitsche bei 88% Tonanteil mit 120% erreicht wurde. Die entsprechenden Werte von Proben aus dem Raum Leipzig—Borna—Altenburg liegen mit $w_{\max} = 47\%$ bei 18% Tonanteil (Zechau) und mit $w_{\max} = 120\%$ bei 55% Tonanteil (Phönix).

Wasseraufnahmefähigkeit und Fließgrenze, Ausrollgrenze, Plastizitätszahl

Die Beziehung zwischen der maximalen Wasseraufnahme und der *Fließgrenze* geht für die untersuchten Proben aus Bild 10 hervor. Auch hier ist eine lineare Abhängigkeit zu erkennen, indem bei steigendem Wassergehalt der Fließgrenzen das Wasseraufnahmevermögen stetig zunimmt. Die auftretenden Streuungen der Werte, die bei einigen Proben relativ groß sind, finden ihre Erklärung in den

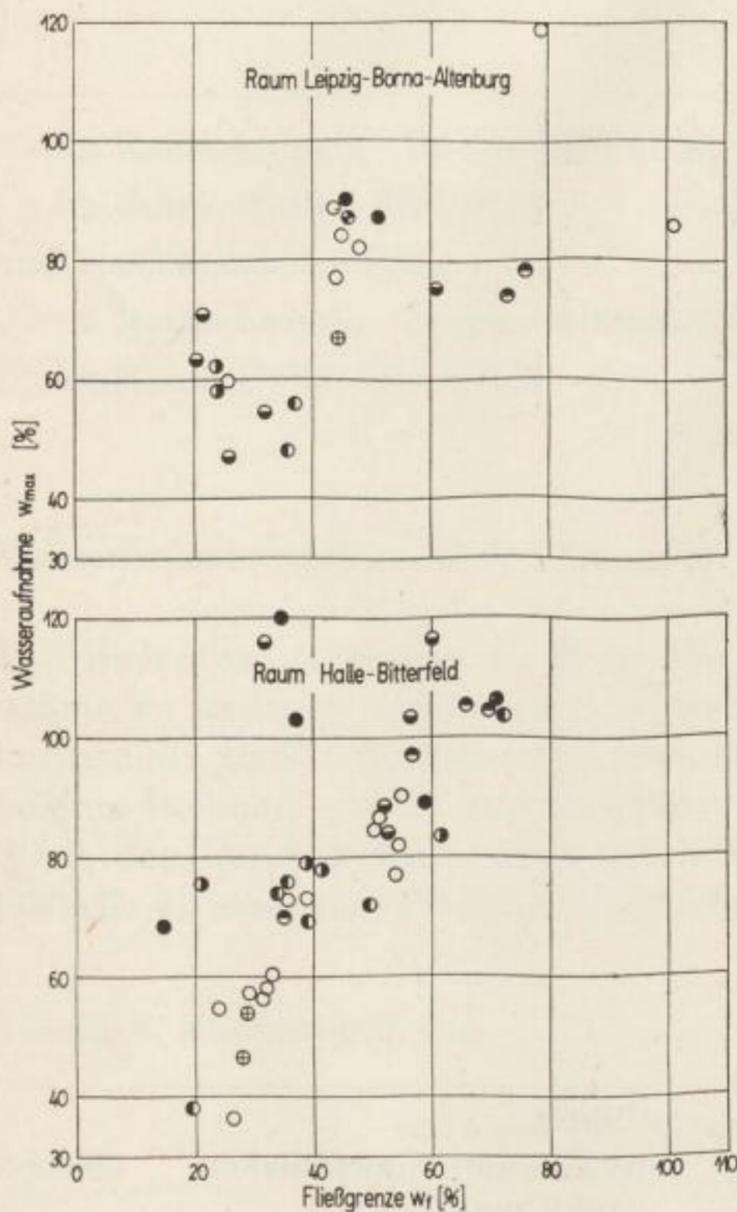


Bild 10
Wasseraufnahmefähigkeit
und Fließgrenze

oben bereits genannten, das bodenphysikalische Verhalten der Tonkornfraktion weitgehend bestimmenden variablen Faktoren. Es entspricht den Fließgrenzenwerten von 20, 40 und 60% eine maximale Wasseraufnahme von etwa 45, 70 und 95%.

Was die Beziehung der Wasseraufnahmefähigkeit zur *Ausrollgrenze* anbelangt, die in Bild 11 dargestellt ist, so besteht hier ebenfalls bei steigenden w_{max} -Werten die Tendenz einer steten Zunahme des Wassergehaltes der Ausrollgrenze, doch kommt dieser Beziehung für die Praxis der bergbaulichen Bodenmechanik wenig Bedeutung zu, da die anstehenden Tone einen natürlichen Wassergehalt besitzen, der etwa in gleicher Höhe mit der Ausrollgrenze liegt oder nur um geringe

Beträge nach unten oder oben schwankt. Die Ausrollgrenzen der Proben beider Reviere bewegen sich zwischen 12 und rund 40%.

Aus Bild 12 ist die Beziehung der maximalen Wasseraufnahme zur *Plastizitätszahl* zu ersehen, und es ist wiederum infolge des linearen Zusammenhanges beider Größen möglich, von der Wasseraufnahme auf die wichtige Kennziffer der Plastizitätszahl zu schließen, die bei den untersuchten Proben zwischen 2 und rund 60, im Mittel bei 23, liegt.

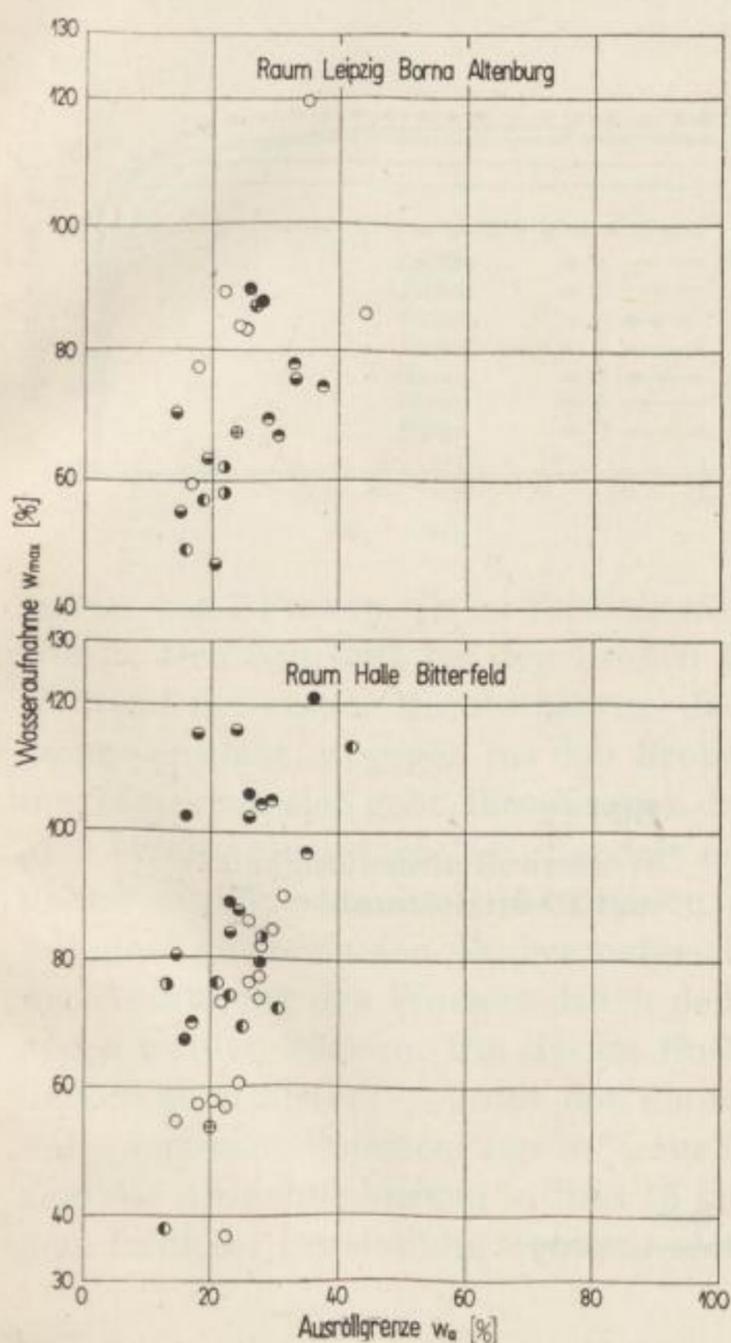


Bild 11
Wasseraufnahmefähigkeit
und Ausrollgrenze

Wasseraufnahme und Winkel der inneren Reibung

Schließlich sind in Bild 13 die Reibungswinkel der Proben in Abhängigkeit von ihren Wasseraufnahmefähigkeitswerten aufgetragen. Die Darstellung läßt den inneren Zusammenhang beider Kenngrößen erkennen und ermöglicht es, bei Kenntnis der einen in grober Näherung auf die Höhe der anderen zu schließen. Die auftretenden Streuungen sind wohl auf strukturelle Einflüsse zurückzuführen.

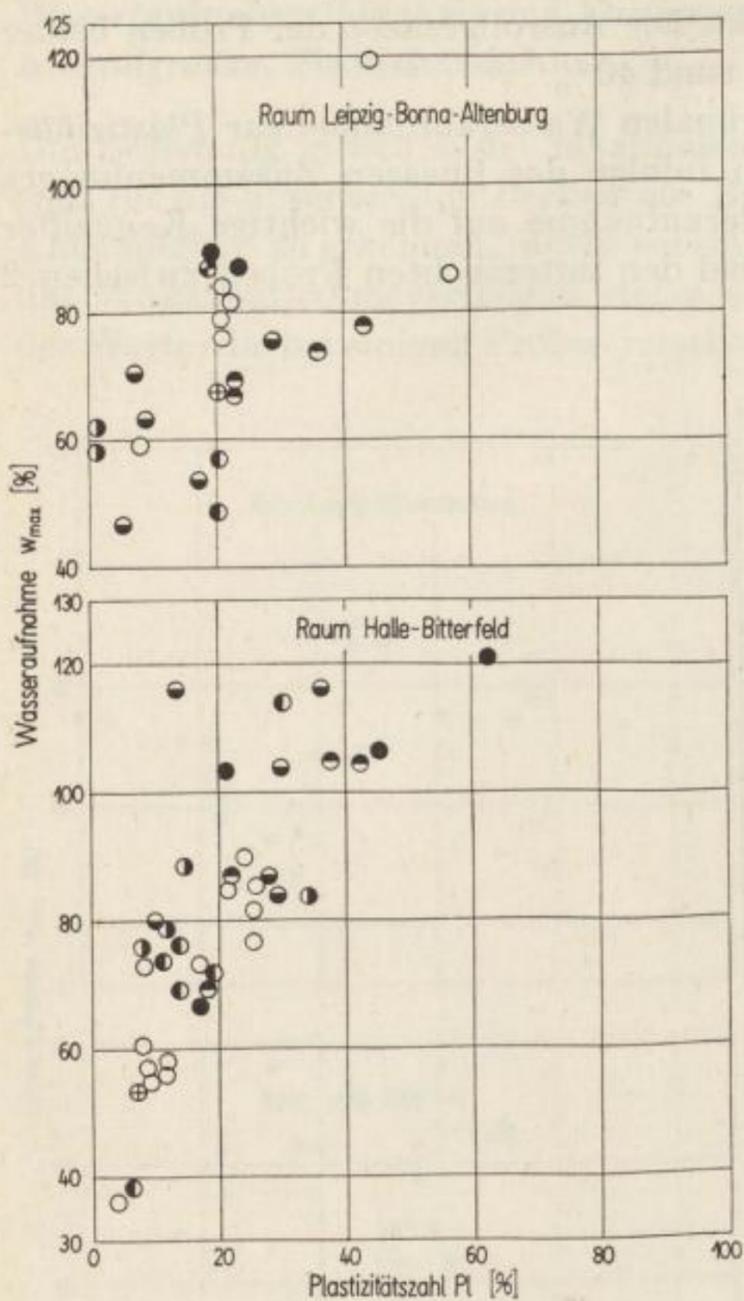


Bild 12
Wasseraufnahmefähigkeit
und Plastizitätszahl

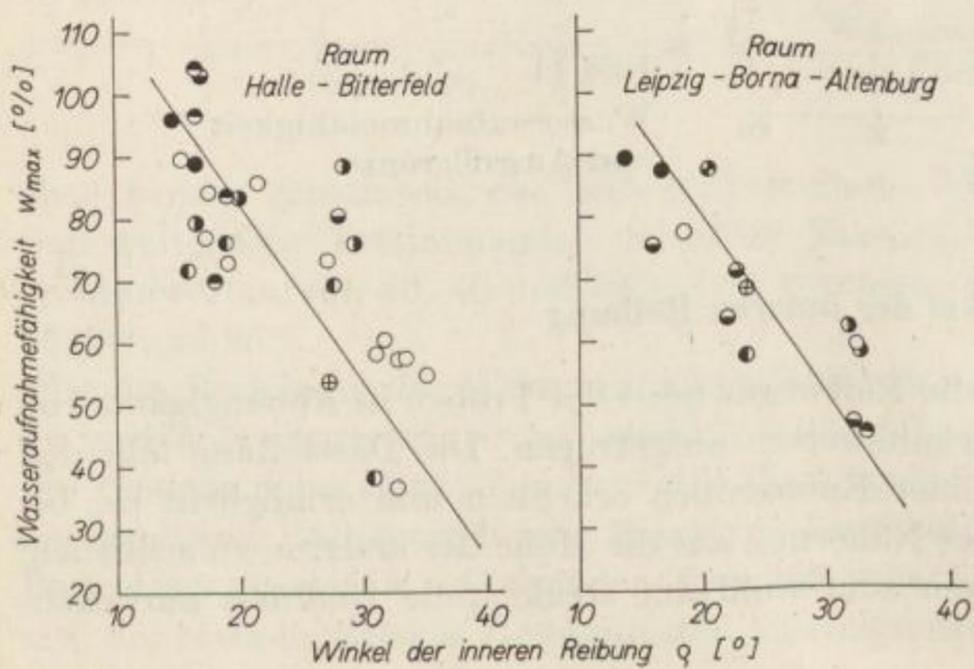


Bild 13
Wasseraufnahmefähigkeit
und Reibungswinkel

Zeitlicher Verlauf der Wasseraufnahme und Ansauggeschwindigkeit

Für die betrieblichen Belange ist außer der Höhe der maximalen Wasseraufnahme auch ihr zeitlicher Verlauf von Bedeutung, weil die dabei oftmals sehr schnell vor sich gehende Konsistenzänderung des Bodens eine analog verlaufende Verminderung seiner Tragfähigkeit bewirkt, die in den Gleiszufahrten und Arbeitsebenen der Tagebaue beträchtliche Störungen des Betriebsablaufes zur Folge hat. Bild 14 zeigt den charakteristisch zeitlichen Verlauf der Wasserauf-

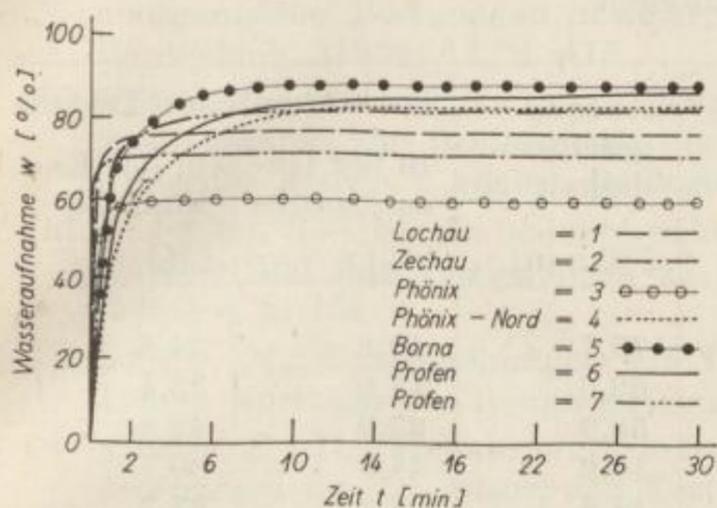


Bild 14
Charakteristisch zeitlicher Verlauf der Wasseraufnahme

nahme von 7 Proben, die im Enslingerät bis zu einer Dauer von 30 min gemessen wurde. Deutlich tritt bei den Proben 1 bis 3 ein rasches gradliniges Ansteigen während der ersten Minute hervor, das nahezu die Höhe der max. Aufnahmemenge erreicht, wogegen bei den Proben 4 bis 7 die erste Phase der Aufnahme langsamer vor sich geht, ihre Kurven daher von Anfang an gekrümmt verlaufen. Wie bereits oben dargelegt, handelt es sich bei der ersten Phase um die Aufnahme des Wassers durch Absorption, aus deren zeitlichem Verlauf im Versuch mit dem getrockneten Probenmaterial Rückschlüsse auf die Geschwindigkeit der Ansaugung des Wassers durch den anstehenden, naturfeuchten Boden gezogen werden können. Um die im Enslinversuch vorhandene Ansauggeschwindigkeit zu ermitteln — unter der die während der Phase der Absorption je min aufgenommene Wassermenge in % zur Trockenmenge verstanden werden soll —, sind die Aufnahmekurven in Bild 15 im halblogarithmischen Maßstab aufgetragen. In dieser Darstellung treten die Absorptionsphasen deutlicher als in Bild 14

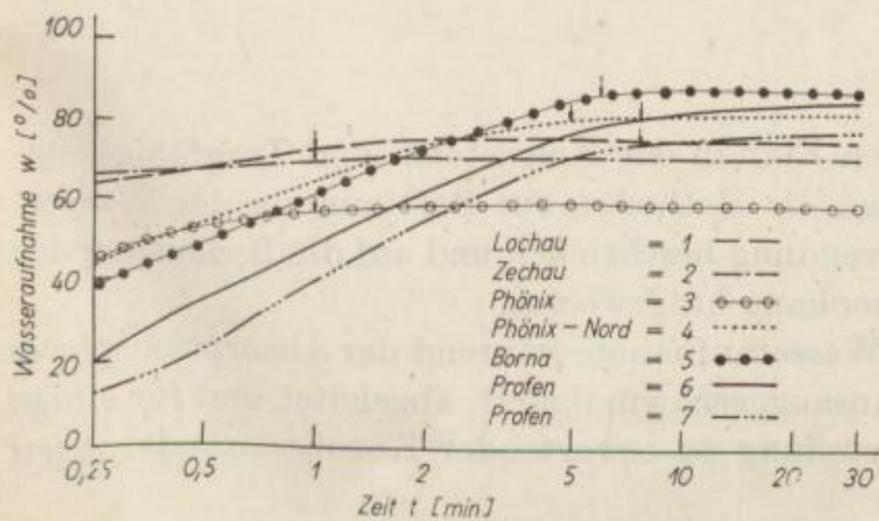


Bild 15
Ermittlung der Absorptionsphase

in Erscheinung, so daß die zu ihnen gehörigen Werte der Wasseraufnahme und insbesondere der Aufnahmedauer den Kurven leicht entnommen werden können. Die Beendigung der Absorption ist jeweils durch einen Pfeil an der Kurve gekennzeichnet. Für die dargestellten 7 Proben sind die Ansauggeschwindigkeiten als Quotienten von Wassermengen und Aufnahmedauer in Tabelle 5 errechnet.

Tabelle 5. Ermittlung der Ansauggeschwindigkeit

Lfd. Nr.	Herkunft d. Probe – Tgb. –	Wasseraufnahme durch Absorption		Ansauggeschwindigkeit [%/min]	Tonkornanteile d. Bodens	
		Menge [%]	Dauer [min]		in der Gesamtprobe [%]	in der Enslinprobe [%]
1	Lochau	73,7	1	73,7	13,8	24,4
2	Zechau	69,6	1	69,6	17,0	35,4
3	Phönix	58,0	1	58,0	25,0	42,8
4	Phönix-N	80,0	5	16,0	44,8	50,1
5	Borna	86,3	6	14,4	66,2	87,3
6	Profen	81,7	8	10,0	67,9	69,3
7	Profen	75,0	8	9,4	81,2	82,8

Den Ansauggeschwindigkeiten sind außerdem die Tonkornanteile der Gesamtprobe und der aus ihr durch Absieben des Kornes $> 0,06$ mm gewonnenen Enslinprobe gegenübergestellt. Die Enslinproben enthalten infolge der Absiebung die höheren prozentualen Tonanteile. Aus der Zusammenstellung geht hervor, daß die Böden mit niedrigen Tonanteilen, wie z. B. Lochau und Zechau mit 13,8 und 17,0%, eine hohe, durch den Schluffgehalt bedingte Ansauggeschwindigkeit besitzen, wogegen sie bei Böden mit hohen Tonanteilen wie Profen mit 81,2% sehr niedrig liegt. Damit wird die bereits eingangs erwähnte Abhängigkeit bestätigt.

Zusammenfassung

Im Hinblick auf den ungünstigen Einfluß der Konsistenz- und Tragfähigkeitsänderung bindiger Böden wurden die Methoden zur Bestimmung der Wasseraufnahmefähigkeit und ihre Anwendung beschrieben und auf die Bedeutung der Tonminerale in diesem Zusammenhang hingewiesen.

Aus dem zeitlichen Verlauf der Wasseraufnahme während der Absorptionsphase wird eine neue Kennziffer, die Ansauggeschwindigkeit, abgeleitet und für einige Proben ermittelt, die eine Beurteilung zu erwartender Konsistenzänderungen ermöglicht.

LITERATUR

- [1] *Deckert, K.*: Beitrag zur Organisation der Abraumbetriebe. Die Braunkohle (1929)
- [2] *Kühn, G.*: Der gleislose Erdbau. Berlin 1956: Springer-Verlag
- [3] *Enslin, D.*: Über einen Apparat zur Messung der Flüssigkeitsaufnahme von quellbaren und porösen Stoffen und zur Charakterisierung der Benetzbarkeit. Chemische Fabrik, 6 (1933), S. 147
- [4] *Neff, K. H.*: Über die Messung der Wasseraufnahme ungleichförmiger bindiger anorganischer Bodenarten in einer neuen Ausführung des Enslingerätes. Die Bautechnik, (1959) 11, S. 415
- [5] *Köhler, R.*, u. *Herzog, G.*: Vergleichende Untersuchungen mit zwei verschiedenen Enslingeräten zur Bestimmung der max. Wasseraufnahmefähigkeit bindiger Erdstoffe. Ztschr. f. angew. Geologie (1962) 3, S. 144
- [6] *Neumann, R.*: Über die bodenphysikalischen Eigenschaften der mitteldeutschen Kaoline und ihre Beziehungen zu den Ursprungsgesteinen. Ber. der DKW (1954) 5, S. 156
- [7] *Langer, M.*: Untersuchungen zur Theorie der Wasseraufnahmefähigkeit von Tonen. Vorträge der Baugrundtagung 1964
- [8] *Pichler, E.*: The Expansion of Soils due to the Presence of Clay Minerals as determined by the Adsorption Test. Proc. of the Third Intern. Conf. of Soil Mechanics and Foundat. Eng. Bd. I u. II. Zürich 1953, S. 43—46
- [9] *Skempton, A. W.*: Die kolloidale Aktivität von Tonen. Berichte der 3. Intern. Konferenz für Bodenmechanik und Gründungen. Band I, Zürich 1953, S. 57—61
- [10] *Matschak, H.*, u. *Rietschel, A.*: Konsistenz und Tragfähigkeit bindiger Bodenarten mitteldeutscher Tagebau. Freibg. Forsch.-H. A 311, Leipzig 1964: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie

Faint, illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the page.

Faint, illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the page.

Standsicherheit von Tagebaurandböschungen in Abhängigkeit von geologischen, bodenphysikalischen und technologischen Faktoren¹

Von *Hans Matschak* und *Erwin Schönwald*, Freiberg

Die Standsicherheit von Randböschungen in Tagebauen im anstehenden Gebirge ist für einen reibungslosen Betriebsablauf von Wichtigkeit und gewinnt vor allem dann an Bedeutung, wenn die Randböschungen gleichzeitig Sicherheitspfeiler für obertägige Anlagen darstellen, wie von Bauwerken, Eisenbahnen, Straßen, Flußläufen, Ortslagen und Werksanlagen.

Aus der Praxis sind zahlreiche Fälle bekannt, wo in Randböschungen Rutschungen eintraten, die außerdem durch Überschieben der freigelegten Kohle mit Rutschungsmasse auch die Kohlengewinnung beeinträchtigten.

Für die Standsicherheit der Randböschungen ist die Ausbildung der Lagerstätte, besonders des Braunkohlenflözes, von grundsätzlichem Einfluß, da zum Tagebau geneigte Schichten ungünstige Auswirkungen haben, wie sie nach den Ausgehenden und vor allem bei Mulden und kesselartig ausgebildeten Lagerstätten auftreten. In letzter Zeit ist die Standsicherheit der Randböschungen durch das Vordringen der Tagebaue in größere Tiefen und den Aufschluß von Tieftagebauen noch mehr als früher in den Vordergrund des sicherheitlichen Interesses getreten. Bei mehreren Tagebauen ist die Standsicherheit der Randböschungen vielfach auch noch dadurch beeinträchtigt worden, daß die Hochkippen aus der Aufschlußperiode in zu geringer Entfernung vom Tagebau angelegt wurden und daher deren Druckwirkungen vorher nicht in dem erforderlichen Umfang in ihren nachteiligen Auswirkungen für den Abbau berücksichtigt wurden.

Bei der standsicheren Bemessung von Tagebaurandböschungen als Sicherheitspfeiler sind die geologischen, bodenmechanischen und technologischen Bedingungen zu berücksichtigen, wie sie in Tabelle I zusammengestellt sind.

Als geologischer Faktor kommt in erster Linie der Neigungswinkel der zum Tagebau einfallenden Liegendschichten des Braunkohlenflözes in Betracht. Er wurde bei den nachfolgenden Untersuchungen im Bereich von $\varphi = 5$ bis 15° berücksichtigt. Als weiterer geologischer Faktor ist die Tagebautiefe zu nennen, die zwischen 21,40 und 110,0 m untersucht wurde, und zwar bei einer konstanten Flözmächtigkeit von 10,0 m.

¹ Mitteilung der Abt. Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik des Deutschen Brennstoffinstituts Freiberg und des Lehrstuhls für Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik an der Bergakademie Freiberg

Als bodenphysikalische Einflußfaktoren kommen die Komponenten der Scherfestigkeit der Liegendschicht bzw. Gleitfläche in Betracht, die wie folgt variiert wurden:

der Winkel der inneren Reibung $\varrho = 10^\circ, 15^\circ$ und 20°

Kohäsion $c = 0,0, 1,0, 2,0$ und $3,0 \text{ Mp/m}^2$

Rohdichte des Deckgebirges $\gamma = 1,75 \text{ t/m}^3$

Rohdichte der Kohle $\gamma_K = 1,15 \text{ t/m}^3$

Tabelle 1. Einflußfaktoren

Geologische Einflußfaktoren	Bodenphysikal. und erdstatische Einflußfaktoren	Dynamische Einflußfaktoren	Technologische Einflußfaktoren
1. Neigungswinkel der Gleitfläche $\varphi [^\circ]$	1. Rohwichte $\gamma [\text{Mp/m}^3]$	1. Erschütterungen durch Geräte und Fahrzeuge	1. Generalneigung des Böschungssystems $\beta [^\circ]$
2. Tagebautiefe $H + h [\text{m}]$	2. Reibungswinkel $\varrho [^\circ]$ 3. Kohäsion $c [\text{Mp/m}^2]$ 4. Erddruck $E_a [\text{Mp/m}]$ 5. äußere Belastungen $[\text{Mp/m}]$ 6. Strömungskraft $S [\text{Mp/m}]$	2. Massenabwurf beim Verkippen	

Als erdstatische Faktoren sind äußere Belastungen und Erddrücke zu berücksichtigen, wobei die Erddrücke an Böschungsneigungen von 1 : 2,5 und flacher nach dem *Rankineschen* Sonderfall, und an Generalneigungen von 1 : 1,5 nach dem Verfahren von *Engesser* ermittelt wurden. Ferner wurde berücksichtigt der Strömungsdruck bei verschiedenen Grundwasserstellungen. Berechnet wurden zwei Beispiele, bei denen der Wasserstand in Böschungsoberkante 20,0 bzw. 30,0 m über der Gleitfläche steht. Als weitere Einflüsse können dynamische Faktoren in Frage kommen, sofern die Böschungen befahren werden. Befinden sich in unmittelbarer Nähe von Randböschungen Werksanlagen, so sind auch die durch die Maschinen erzeugten Schwingungen zu berücksichtigen.

In erster Linie kommt die Generalreinigung des Böschungssystems als technologischer Faktor in Betracht. Im Hinblick auf die Richtlinien der Obersten Bergbehörde zur Verhütung von Rutschungen im Tagebau (vom 20. 9. 1962) wurde im wesentlichen mit einer Generalneigung von 1 : 2,5 als der zulässigen Neigung für Böschungen mit längerer Standdauer gerechnet.

Berechnungsverfahren

Die Standicherheit in den Randböschungen ist im Regelfall von vorgegebenen Gleitflächen abhängig, da im Liegenden der Flöze auf Grund der genetischen Bedingungen meist Tonschichten vorhanden sind, die zum offenen Tagebau einfallen. Bei den Berechnungen der Standicherheit wurde grundsätzlich von den bisher üblichen Verfahren [1] abgegangen, da verschiedene Faktoren unberücksichtigt bleiben, wie der aktive Erddruck, die Kohäsion der Gleitschicht, ein eventueller Strömungsdruck und die Wirkungen des Gleitkörpers nach dieser Methode mehr oder weniger unbestimmt sind. Hinsichtlich der Ausbildung der liegenden Gleitschicht unter Berücksichtigung der geologischen Ablagerungsverhältnisse werden Gleitflächen mit geradlinigem Verlauf und Gleitflächen mit geknicktem Verlauf untersucht.

Für die erdstatische Berechnung des Böschungssystems wird üblicherweise das graphische Verfahren benutzt, das auch den folgenden Untersuchungen zugrunde gelegt ist (Bild 1).

Aus der Gleitkörpermasse G und dem aktiven Erddruck E_a wird die resultierende Kraft R gebildet und diese in ihre beiden Komponenten, nämlich in die Normalkraft N und in die angreifende Tangentialkraft T , zerlegt, und zwar unter Berücksichtigung des Neigungswinkels der Gleitschicht.

Der aktive Erddruck errechnet sich aus der bekannten Beziehung

$$E_a = \frac{\lambda_a \cdot \gamma h^2}{2} \quad (\text{Gl. 1}),$$

wobei $\lambda_a = \tan^2 (45 - \varrho/2)$ (Gl. 2) beträgt,

darin bedeuten:

E_a	= aktiver Erddruck	[Mp/m]
γ	= Rohdichte	[t/m ³]
h	= Deckgebirgshöhe	[m]
λ_a	= Beiwert	
ϱ	= Reibungswinkel	[°]

Die Standicherheit s ergibt sich aus dem Verhältnis zwischen der Summe aller widerstehenden Kräfte zur Summe aller angreifenden Kräfte:

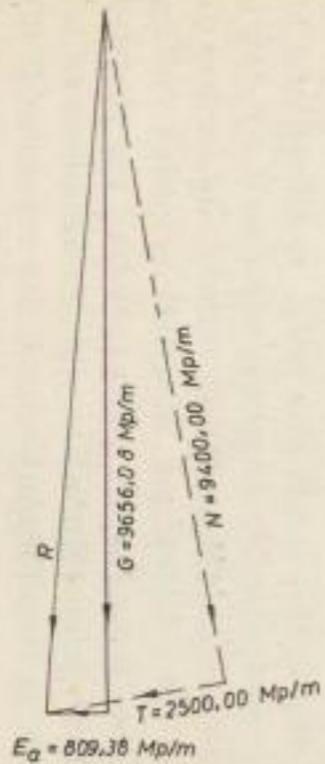
$$s = \frac{N \cdot \tan \varrho + c \cdot l}{T} = \frac{W}{T} \quad (\text{Gl. 3})$$

Auf Bild 1, 2, 9, 12 und 13 ist in (Gl. 3) in c die Länge der Gleitfläche eingeschlossen.

Darin bedeuten:

c	= Kohäsion	[Mp/m ²]
ϱ	= Reibungswinkel	[°]
l	= Gleitflächenlänge	[m]
N	= Normalkraft (Reibungskraft)	[Mp/m]
T	= Tangentialkraft (Schubkraft)	[Mp/m]

Zusammenstellung der Kräfte, Größen und Neigungen



$G = 9656,08 \text{ Mp/m}$; $E_a = 809,38 \text{ Mp/m}$

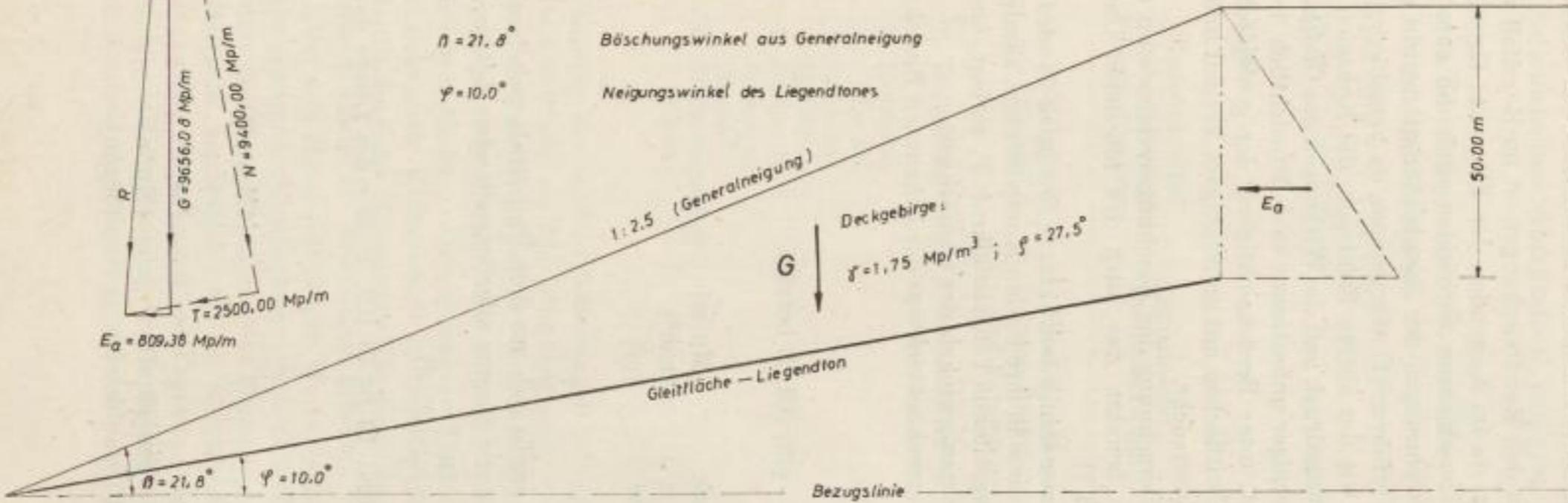
$N = 9400,00 \text{ Mp/m}$; $T = 2500,00 \text{ Mp/m}$

$H = 50,00 \text{ m}$ Höhe des Deckgebirges

$h = 0,00 \text{ m}$ Stärke des Kohlenflözes

$\beta = 21,8^\circ$ Böschungswinkel aus Generalneigung

$\varphi = 10,0^\circ$ Neigungswinkel des Liegendtones



Sicherheit $s = \frac{W}{T} = \frac{N \cdot \tan \varphi + c}{T}$

$T = \Sigma$ aller schiebenden Kräfte

$W = \Sigma$ aller widerstehenden Kräfte

Sicherheiten s in Abhängigkeit von φ und c

$c \backslash \varphi$	10°	15°	20°
$0,0 \text{ Mp/m}^2$	0,66	1,01	1,37
$1,0 \text{ *}$	0,75	1,10	1,46
$2,0 \text{ *}$	0,84	1,19	1,55
$3,0 \text{ *}$	0,93	1,28	1,64

Bild 1. Standsicherheitsuntersuchungen mit vorgegebener Gleitfläche

Infolge der zugrunde gelegten verschiedenen Tagebautiefen und Generalneigungen von 1 : 1,5, ferner 1 : 2,5 und 1 : 3,5 ergeben sich für die Böschungssysteme unterschiedliche Liegendneigungen, Gleitkörpermassen und Längen der Gleitflächen, die aus Tabelle 2 ersichtlich sind. Die Gleitflächenlängen betragen je nach Neigungswinkel und Böschungshöhe 88,0 bis 688,10 m, wobei Gleitkörpermassen zwischen 2266,24 und 48977,36 t/m liegen.

Im Hinblick auf die geologischen Verhältnisse in den Abbaubereichen werden Randböschungen mit einem eingelagerten Kohlenflöz von beispielsweise 10 m Mächtigkeit untersucht und diese Bedingungen bei der Durchführung des

Tabelle 2

Teufe Deckgebirge + Kohle $H + h$ [m]	General- neigung der Bö- schungen n [1]	Neigung des Liegenden φ [°]	Gleit- körper massen G [t/m]	Länge der Gleitfläche l [m]	Bemerkungen
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 1,5	5,0	3 355,58	88,00	
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 1,5	10,0	3 921,05	103,70	
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 1,5	15,0	4 747,38	127,90	
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 2,5	5,0	6 147,34	159,00	
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 2,5	10,0	8 465,07	223,40	
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 2,5	15,0	14 514,63	398,50	
60,0 + 10,0 = 70,0	1 : 2,5	5,0	12 390,04	223,10	
60,0 + 10,0 = 70,0	1 : 2,5	10,0	17 023,26	311,80	
60,0 + 10,0 = 70,0	1 : 2,5	15,0	28 803,86	538,40	
70,0 + 10,0 = 80,0	1 : 2,5	10,0	23 060,03	364,45	
80,0 + 10,0 = 90,0	1 : 2,5	5,0	20 621,56	285,90	
80,0 + 10,0 = 90,0	1 : 2,5	10,0	29 057,97	405,50	
80,0 + 10,0 = 90,0	1 : 2,5	15,0	48 977,36	688,10	
100,0 + 10,0 = 110,0	1 : 2,5	10,0	44 400,22	501,50	
50,0	1 : 2,5	10,0	9 656,08	223,40	ohne Kohlen- flöz
50,0	1 : 2,5	10,0	7 682,80	223,40	mit Strö- mungsdruck (20,0 m Was- ser)
50,0	1 : 2,5	10,0	6 875,00	223,40	m. Strömungs- druck (30,0 m Wasser)
40,0 + 10,0 = 50,0	1 : 2,5	10,0; 5,0; 15,0	9 333,08	220,30	geknickte Gleitfläche
25,7 + 10,0 = 35,7	1 : 2,5	10,0	4 131,27	161,80	
11,4 + 10,0 = 21,4	1 : 2,5	15,0	2 266,24	164,20	
40,0 + 10,0 = 50	1 : 3,5	10,0	16 783,63	443,30	

graphischen Berechnungsverfahren entsprechend (Gl. 3) berücksichtigt, so in Bild 2 für eine Tagebautiefe von 70 m. Die Masse des Gleitkörpers setzt sich in diesem Fall aus der Masse des Deckgebirges und des Kohlenflözes zusammen. Aus der nebenstehenden Tabelle für verschiedene Werte von ρ und c ist ersichtlich, daß bei einem Reibungswinkel von $\rho = 10^\circ$ in allen Fällen keine Sicherheiten bestehen, wobei für $\rho = 15^\circ$ Sicherheiten von 1,03 bis 1,24 nachgewiesen werden. Deutlich tritt der günstige Einfluß höherer Kohäsion in Erscheinung. Die Sicherheitszunahme bei einer Kohäsion zwischen 0,0 und 3,0 Mp/m² beträgt in allen 3 Fällen 21%.

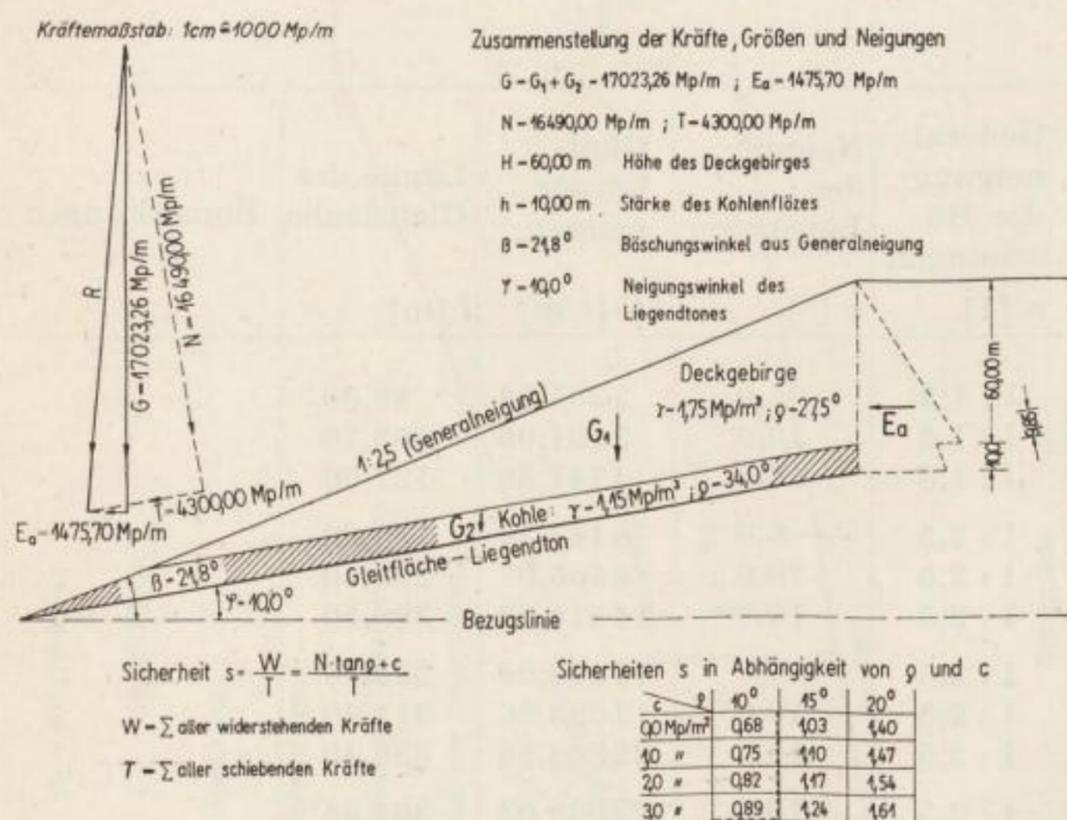


Bild 2. Standsicherheitsnachweis mit vorgegebener Gleitfläche

Auf gleiche Weise wurden die Sicherheiten der Randböschungen bei Tagebautiefen von 21,40 bis 110 m, Liegendneigungen zwischen 5° und 15° und den variierten Werten für ρ und c untersucht, deren Ergebnisse zahlenmäßig in den Tabellen 3 und 3a zusammengestellt sind.

Zur besseren Veranschaulichung einiger wichtiger Beziehungen der verschiedenen Einflußfaktoren und Standsicherheiten sind diese in den nachfolgenden Bildern graphisch dargestellt.

Tagebautiefe und Neigungswinkel des Liegenden (Bild 3)

Die Sicherheiten in Abhängigkeit von der Tagebautiefe im Bereich von 50 bis 90 m und von dem Neigungswinkel des Liegendtones lassen erkennen, daß bei den bodenphysikalischen Größen ein Standsicherheitsgrad von 1,0 bei Tagebautiefen von 50, 70 und 90 m besteht, wenn die zugehörigen Neigungswinkel des Liegendtones $13,56^\circ$, $12,38^\circ$ und $11,81^\circ$ betragen. Die mit der Tiefe etwas ab-

Tabelle 3. Zusammenstellung der Sicherheiten s

$\varphi = 5,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,85	1,28	1,75
1,0 Mp/m ²	0,97	1,41	1,88
2,0 Mp/m ²	1,10	1,54	2,00
3,0 Mp/m ²	1,22	1,66	2,12

$H = 40,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,68	1,03	1,41
1,0 Mp/m ²	0,79	1,14	1,51
2,0 Mp/m ²	0,89	1,24	1,62
3,0 Mp/m ²	0,99	1,35	1,72

$\varphi = 15,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,57	0,86	1,17
1,0 Mp/m ²	0,66	0,95	1,26
2,0 Mp/m ²	0,75	1,04	1,35
3,0 Mp/m ²	0,84	1,13	1,44

$\varphi = 5,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,84	1,28	1,74
1,0 Mp/m ²	0,93	1,37	1,82
2,0 Mp/m ²	1,02	1,45	1,91
3,0 Mp/m ²	1,10	1,54	2,00

$H = 60,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,68	1,03	1,40
1,0 Mp/m ²	0,75	1,10	1,47
2,0 Mp/m ²	0,82	1,17	1,54
3,0 Mp/m ²	0,89	1,24	1,61

$\varphi = 15,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,56	0,85	1,15
1,0 Mp/m ²	0,62	0,91	1,21
2,0 Mp/m ²	0,68	0,97	1,27
3,0 Mp/m ²	0,74	1,03	1,33

$H = 50,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,66	1,01	1,37
1,0 Mp/m ²	0,75	1,10	1,46
2,0 Mp/m ²	0,84	1,19	1,55
3,0 Mp/m ²	0,93	1,28	1,64

$H = 40,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:3,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,82	1,24	1,69
1,0 Mp/m ²	0,94	1,37	1,82
2,0 Mp/m ²	1,07	1,50	1,94
3,0 Mp/m ²	1,20	1,62	2,07

$H = 70,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,68	1,03	1,40
1,0 Mp/m ²	0,74	1,09	1,46
2,0 Mp/m ²	0,80	1,15	1,52
3,0 Mp/m ²	0,87	1,22	1,59

$H = 40,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ; 5,0^\circ \text{ und } 15,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,66	1,01	1,37
1,0 Mp/m ²	0,75	1,10	1,46
2,0 Mp/m ²	0,85	1,19	1,55
3,0 Mp/m ²	0,94	1,28	1,64

$H = 80,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,68	1,03	1,40
1,0 Mp/m ²	0,73	1,08	1,45
2,0 Mp/m ²	0,79	1,14	1,51
3,0 Mp/m ²	0,84	1,19	1,56

$\varphi = 15,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,55	0,83	1,13
1,0 Mp/m ²	0,59	0,88	1,18
2,0 Mp/m ²	0,64	0,92	1,22
3,0 Mp/m ²	0,69	0,97	1,27

$H = 25,70 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,67	1,02	1,39
1,0 Mp/m ²	0,82	1,17	1,54
2,0 Mp/m ²	0,98	1,33	1,69
3,0 Mp/m ²	1,13	1,48	1,85

$H = 100,00 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 10,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,67	1,02	1,39
1,0 Mp/m ²	0,72	1,07	1,43
2,0 Mp/m ²	0,76	1,11	1,48
3,0 Mp/m ²	0,81	1,15	1,52

$H = 11,40 \text{ m}; h = 10,00 \text{ m}; n = 1:2,5$
 $\varphi = 15,0^\circ$

$C \backslash \varrho$	$10,0^\circ$	$15,0^\circ$	$20,0^\circ$
0,0 Mp/m ²	0,55	0,84	1,14
1,0 Mp/m ²	0,79	1,08	1,38
2,0 Mp/m ²	1,03	1,32	1,62
3,0 Mp/m ²	1,27	1,56	1,86

Bergakademie
- Bucherei -
Freiberg i. Sa.



SLUB

Wir führen Wissen.

UNIVERSITÄTSBIBLIOTHEK
FREIBERG



Tabelle 3a. Zusammenstellung der Sicherheiten s

Sicherheiten s in Abhängigkeit von ϱ und c für $H + h = 50,00$ m und $n = 1 : 1,5$

$\varphi = 5^\circ$				$\varphi = 10^\circ$			
$C \backslash \varrho$	10°	15°	20°	$C \backslash \varrho$	10°	15°	20°
0,0 Mp/m ²	0,56	0,85	1,16	0,0 Mp/m ²	0,47	0,72	0,98
1,0 Mp/m ²	0,65	0,94	1,24	1,0 Mp/m ²	0,55	0,79	1,05
2,0 Mp/m ²	0,73	1,02	1,33	2,0 Mp/m ²	0,62	0,87	1,13
3,0 Mp/m ²	0,82	1,11	1,41	3,0 Mp/m ²	0,70	0,94	1,20

$\varphi = 15^\circ$			
$C \backslash \varrho$	10°	15°	20°
0,0 Mp/m ²	0,40	0,61	0,83
1,0 Mp/m ²	0,47	0,68	0,90
2,0 Mp/m ²	0,54	0,75	0,97
3,0 Mp/m ²	0,60	0,81	1,03

Höhe d. Deckgebirges: $H=40,00$ m, $H=60,00$ m, $H=80,00$ m

Stärke d. Kohlenflözes: $h=10,00$ m

Neigung d. Liegendtones: $\varphi=5,0^\circ$, $\varphi=10,0^\circ$ und $\varphi=15,0^\circ$

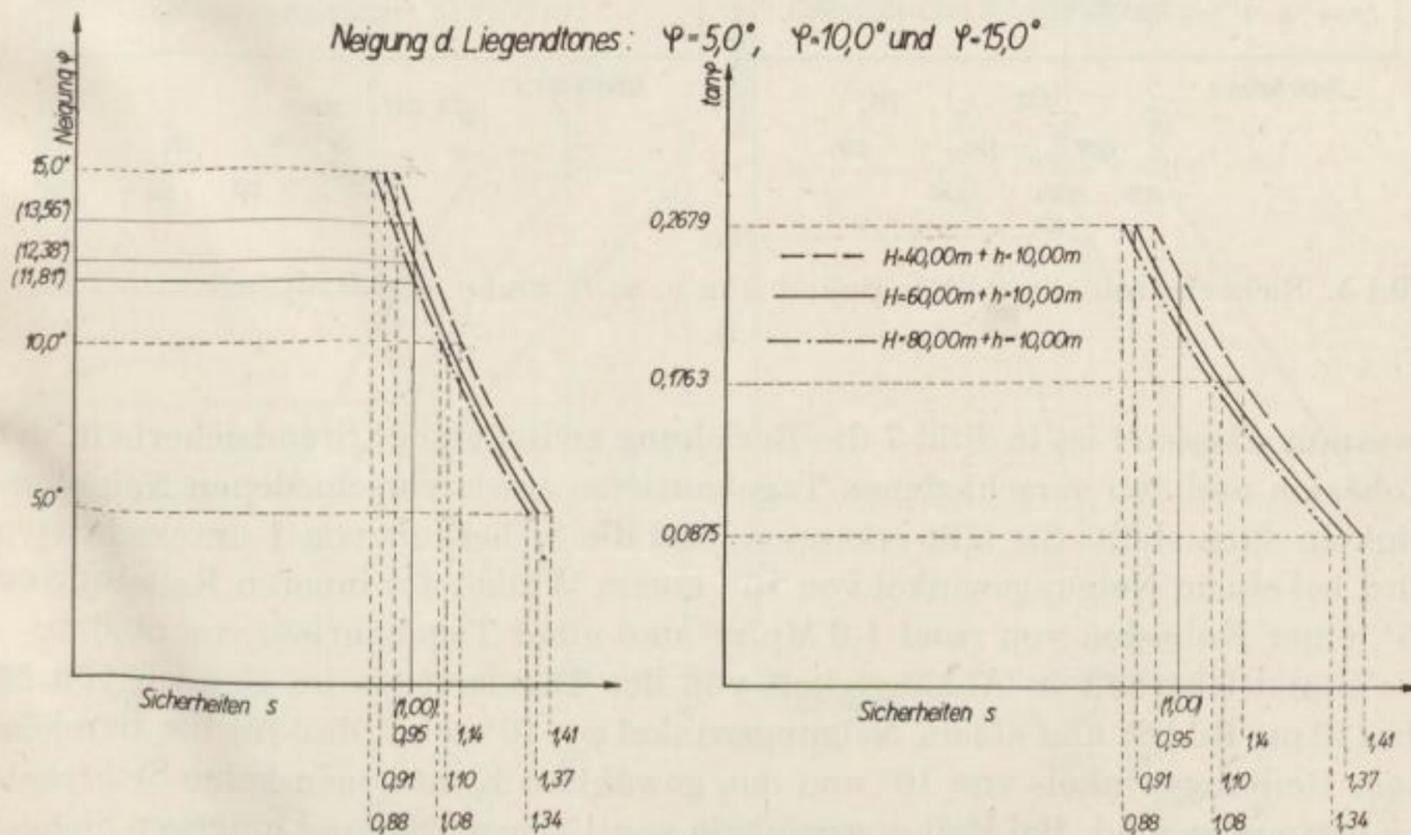


Bild 3. Sicherheiten s in Abhängigkeit von H und φ für $\varrho = 15^\circ$ und $c = 1,0$ Mp/m²

nehmende Sicherheit erklärt sich aus den zunehmenden Gleitkörpermassen und dem größer werdenden Erddruck.

Der Einfluß des Winkels der inneren Reibung bei einer Kohäsion $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$ ist in Bild 4 dargestellt und zeigt, daß bei Neigungswinkeln von 10° und 15° die Standsicherheit mit 1,0 gerade noch gegeben ist, wenn der Winkel der inneren Reibung rund $11,5^\circ$ und $14,3^\circ$ beträgt. Weiter zeigt sich, daß bei Neigungswinkeln von 15° nur noch Sicherheiten vorhanden sind, wenn auch die Winkel der inneren Reibung 15 bis 20° betragen. Für die Tagebautiefen von 70 m und 90 m sind die Sicherheiten aus den Bildern 5 und 6 zu ersehen.

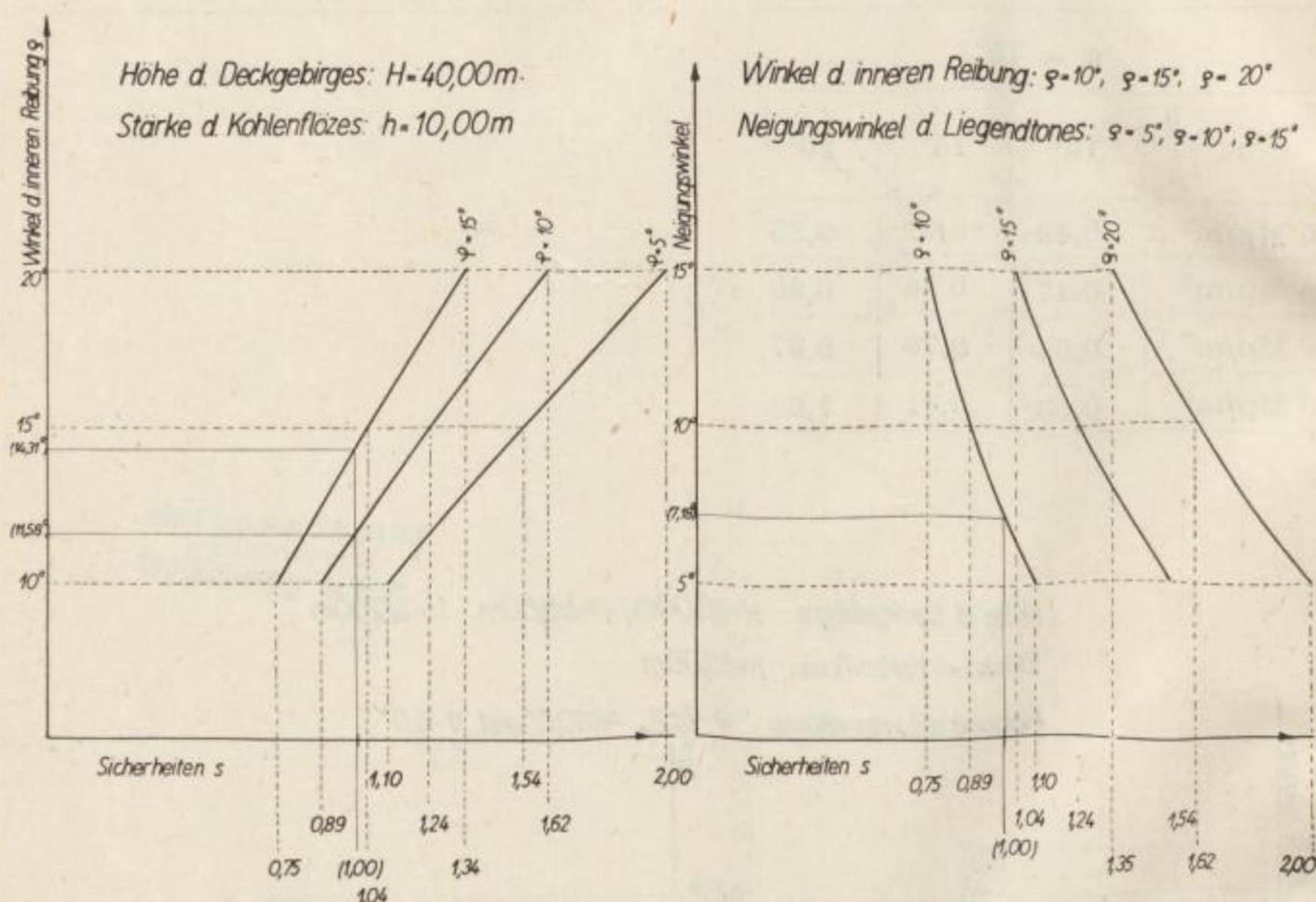


Bild 4. Sicherheiten s in Abhängigkeit von φ , γ , H und $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$

Zusammenfassend ist in Bild 7 die Beziehung zwischen der Standsicherheit, der Kohäsion und den verschiedenen Tagebautiefen sowie verschiedenen Neigungswinkeln dargestellt. Sie läßt erkennen, daß die Sicherheit von 1 unterschritten wird bei einem Neigungswinkel von 15° , einem Winkel der inneren Reibung von 15° , einer Kohäsion von rund $1,6 \text{ Mp/m}^2$ und einer Tagebautiefe von $50,0 \text{ m}$. Die Standsicherheit in Abhängigkeit von der Tagebautiefe im Bereich von 50 bis 110 m (Bild 8) und einem Neigungswinkel $\varphi = 10^\circ$ zeigt, daß für die Bereiche eines Reibungswinkels von 10° und den gewählten Kohäsionen keine Sicherheiten vorhanden sind. Bei Reibungswinkeln von 15° bzw. 20° sind hingegen Sicherheiten gegeben, und zwar im Bereiche von rund 1 bis $1,35$ und $1,4$ bis $1,7$.

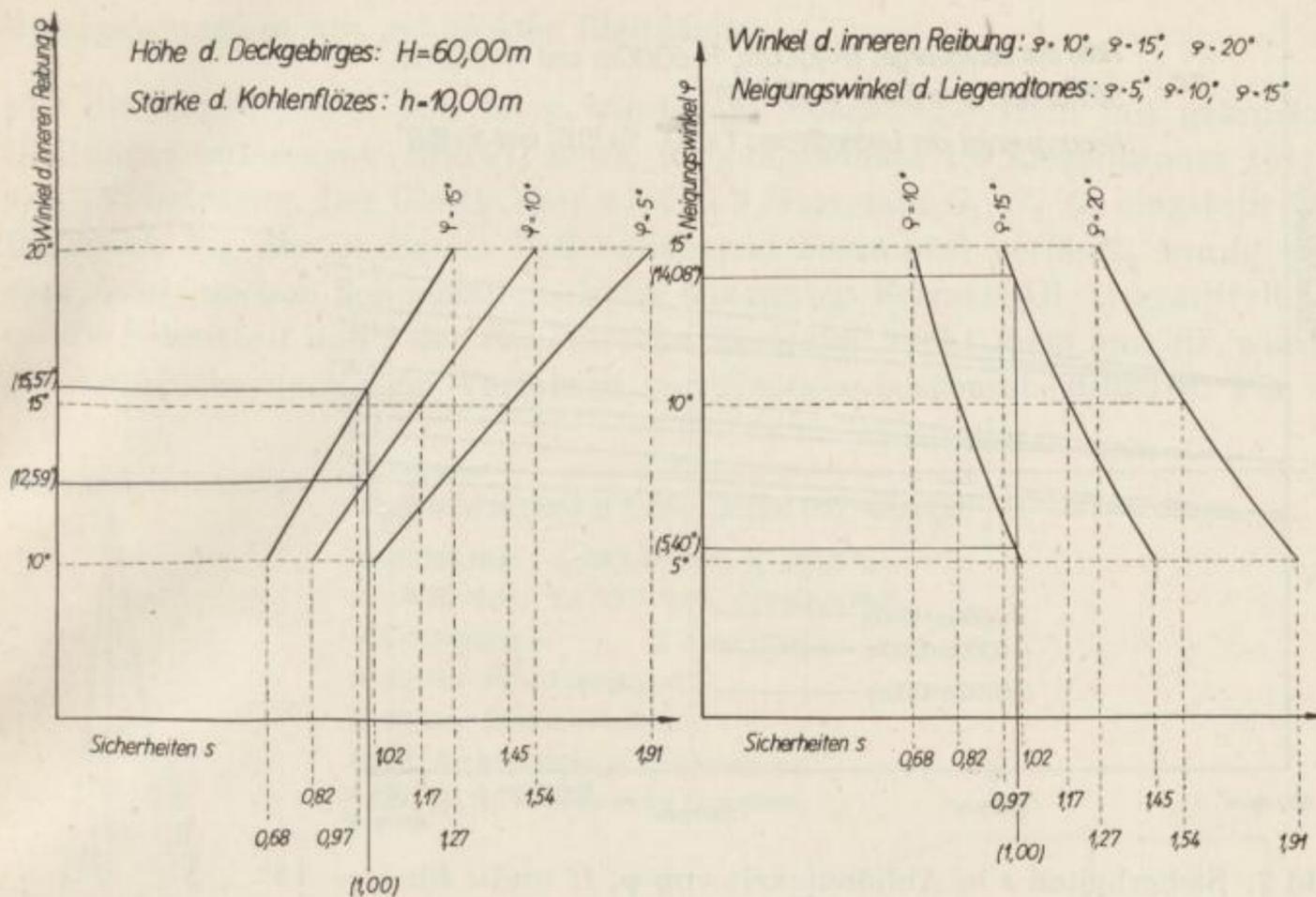


Bild 5. Sicherheiten s in Abhängigkeit von ϱ, φ, H und $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$

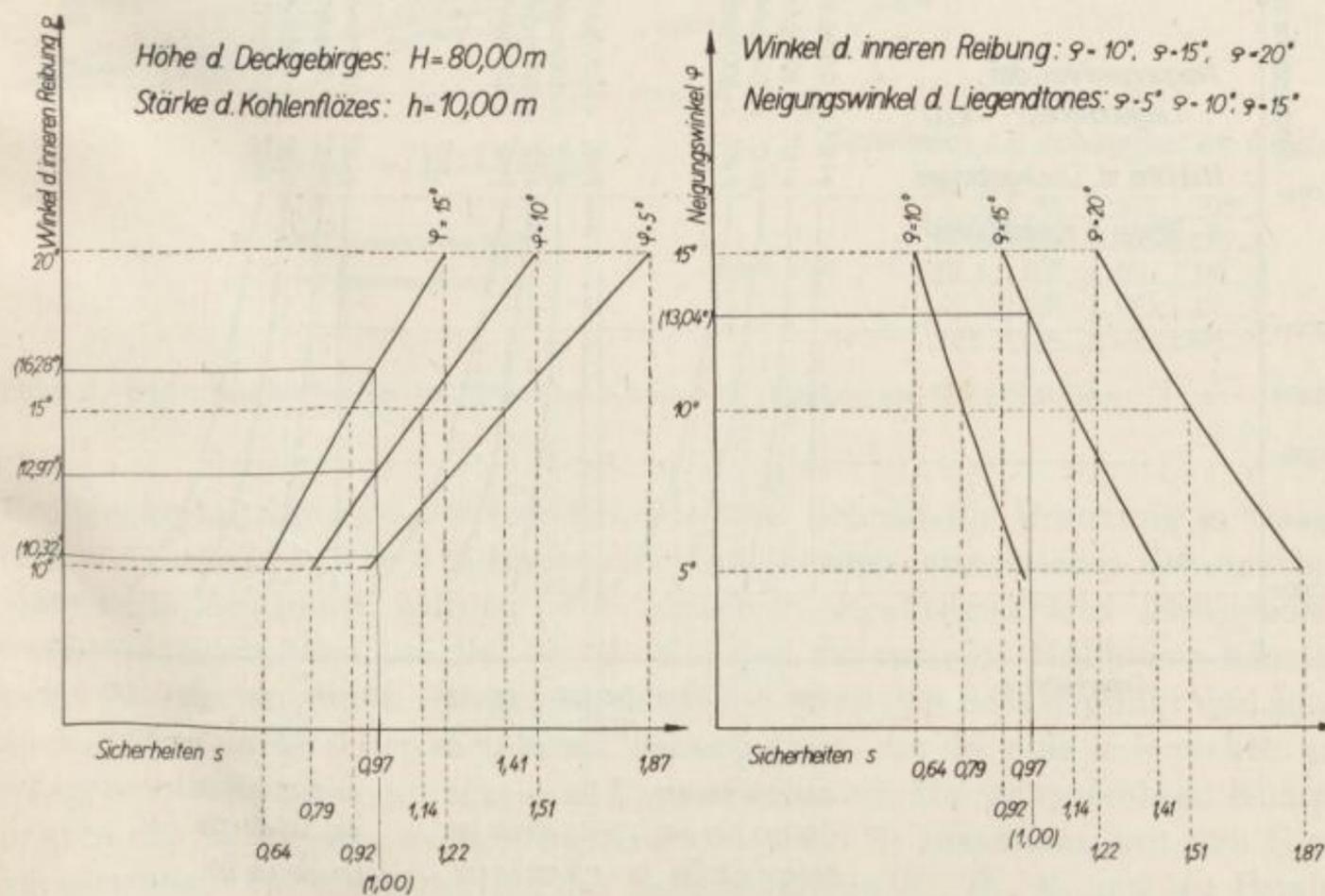


Bild 6. Sicherheiten s in Abhängigkeit von ϱ, φ, H und $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$

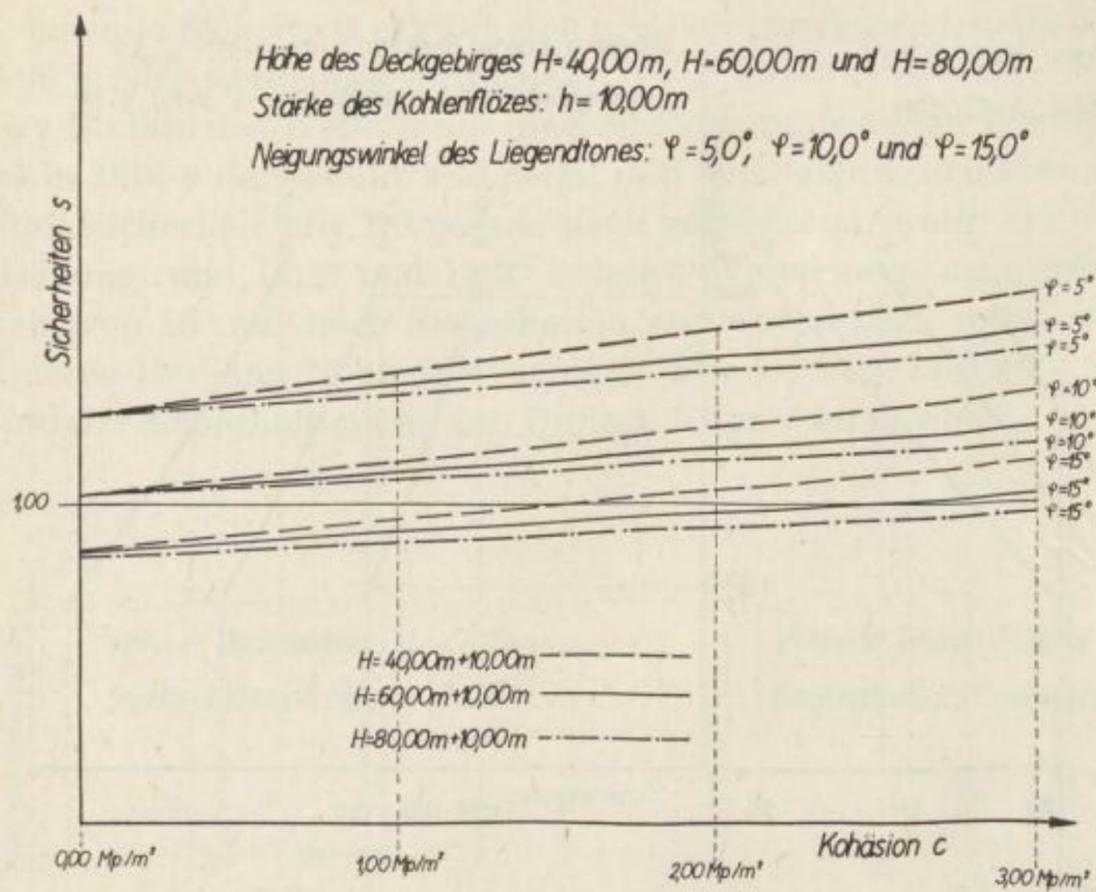


Bild 7. Sicherheiten s in Abhängigkeit von φ , H und c für $\rho = 15^\circ$

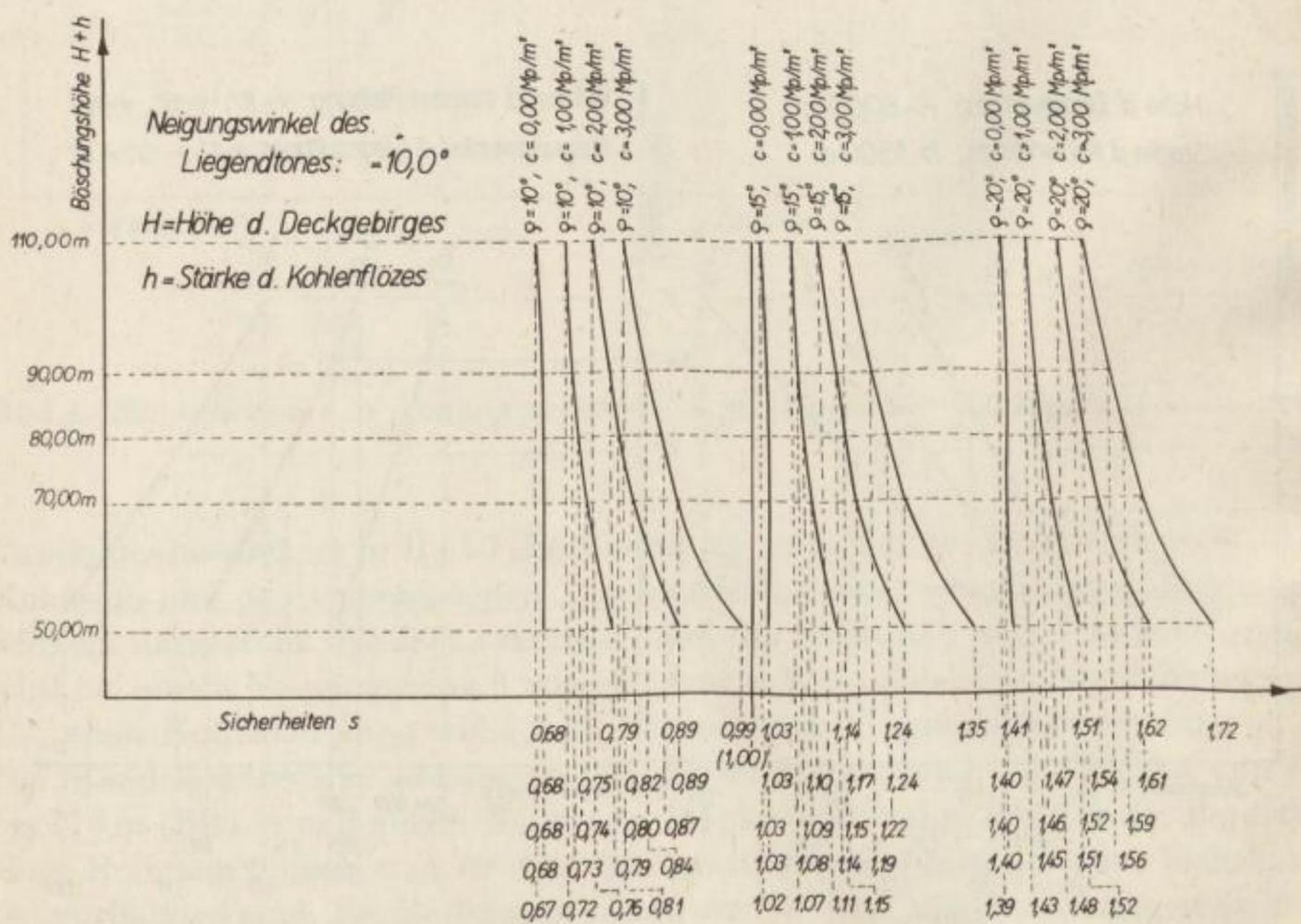


Bild 8. Sicherheiten s in Abhängigkeit von den Böschungshöhen

Böschungssystem mit geknickter Gleitfläche

Für die Tagebautiefe von 50 m wurde ein Böschungssystem mit geknickter Gleitfläche untersucht (Bild 9), da die Neigungswinkel des Liegendtones 10°; 5° und 15° betragen. Der Gleitkörper wird in 3 Masseteile G_1, G_2, G_3 eingeteilt. Der Erddruck E_{a3} , der in diesem Fall annähernd horizontal verläuft, wurde nach dem Rankineschen Sonderfall nach der bekannten Formel (Gl. 1) ermittelt. Da für die Schnitte 1 und 2 der Rankinesche Sonderfall nicht mehr zutrifft, wurden die Erddrücke nach dem Verfahren von Engesser bestimmt (Bild 10). Für die

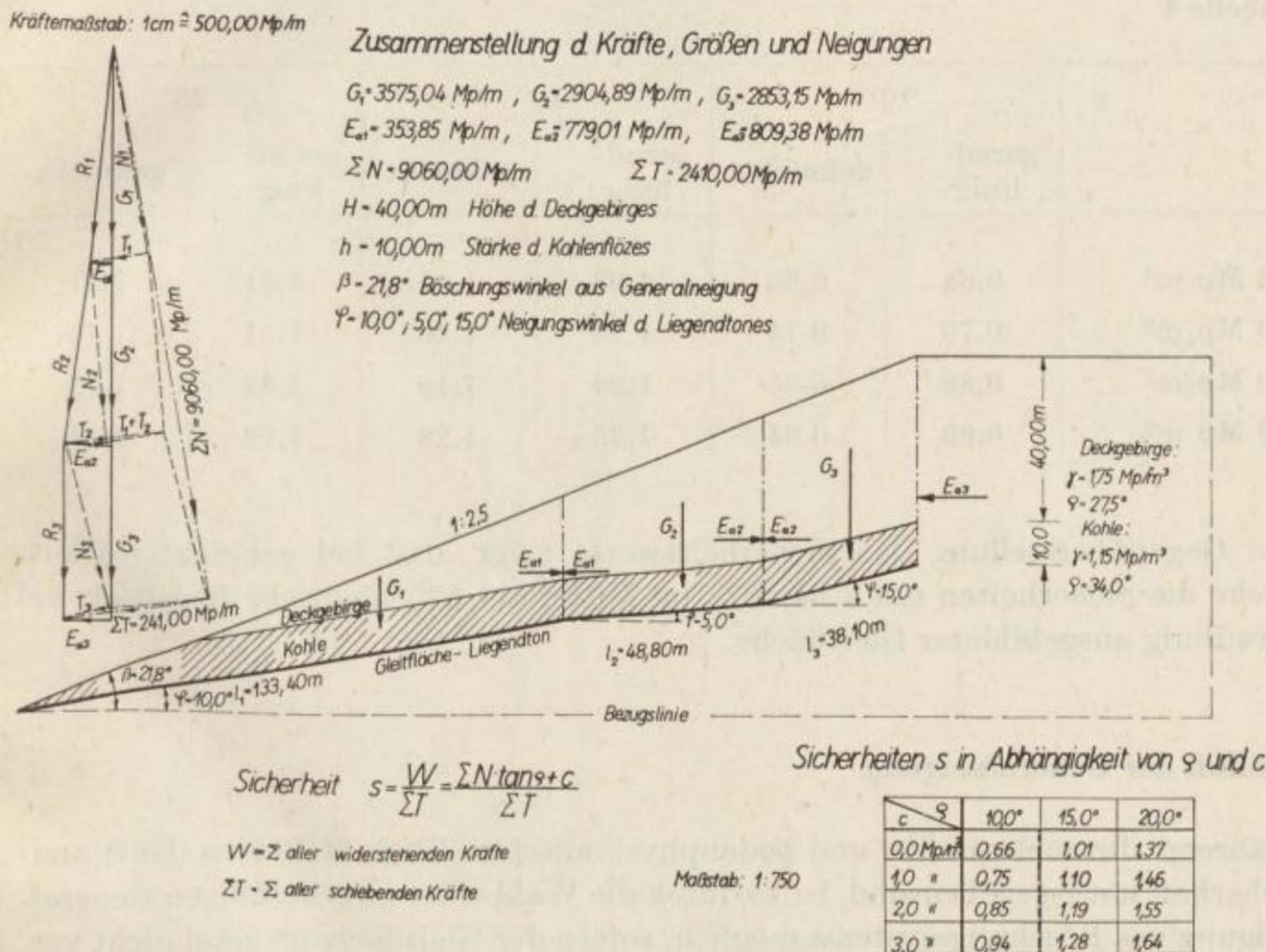


Bild 9. Standsicherheitsuntersuchung mit vorgegebenen Gleitflächen

Erddruckermittlung ist links und rechts vom Schnitt die Böschung in waagerechte Abstände von je 5 m Breite eingeteilt worden, aus welchen die einzelnen Massekeile bestimmt wurden. Die einzelnen Reaktionskräfte (Seilstrahlen) werden entsprechend parallel verschoben und daraus eine Hüllkurve konstruiert, wodurch man durch Spiegelung der Hüllkurven den Schnittpunkt und somit auch den resultierenden Erddruck E_a ermittelt, der in eine senkrechte und waagerechte Komponente E_{aV} und E_{aH} zerlegt wird. Die waagerechten Komponenten des Erddrucks werden im Krafteck (Bild 9) zusammen mit den Gleitkörpermassen zur Konstruktion der Resultierenden R_1, R_2, R_3 und zur Ermittlung der Summe der Normalkräfte ΣN und der Summe der Tangentialkräfte

ΣT verwendet. Unter den gegebenen Voraussetzungen ergeben sich bei Reibungswinkeln von 10° keine Sicherheiten, während bei 15° und 20° Sicherheiten ermittelt wurden, wobei sich die steigende Kohäsion günstig auf den Sicherheitsgrad auswirkt.

Ein Vergleich der Sicherheitswerte zwischen einer geradlinig ausgebildeten Gleitschicht und einer geknickten Gleitfläche bei gleicher Tagebautiefe von 50,0 m, gleicher Generalneigung von 1 : 2,5 und einer gleichen Liegendneigung von $\varphi = 10^\circ$ ist in Tabelle 4 durchgeführt.

Tabelle 4

c	ϱ	10°		15°		20°	
		geradlinig	geknickt	geradlinig	geknickt	geradlinig	geknickt
0,0 Mp/m ²		0,68	0,66	1,03	1,01	1,41	1,37
1,0 Mp/m ²		0,79	0,75	1,14	1,10	1,51	1,46
2,0 Mp/m ²		0,89	0,85	1,24	1,19	1,62	1,55
3,0 Mp/m ²		0,99	0,94	1,35	1,28	1,72	1,64

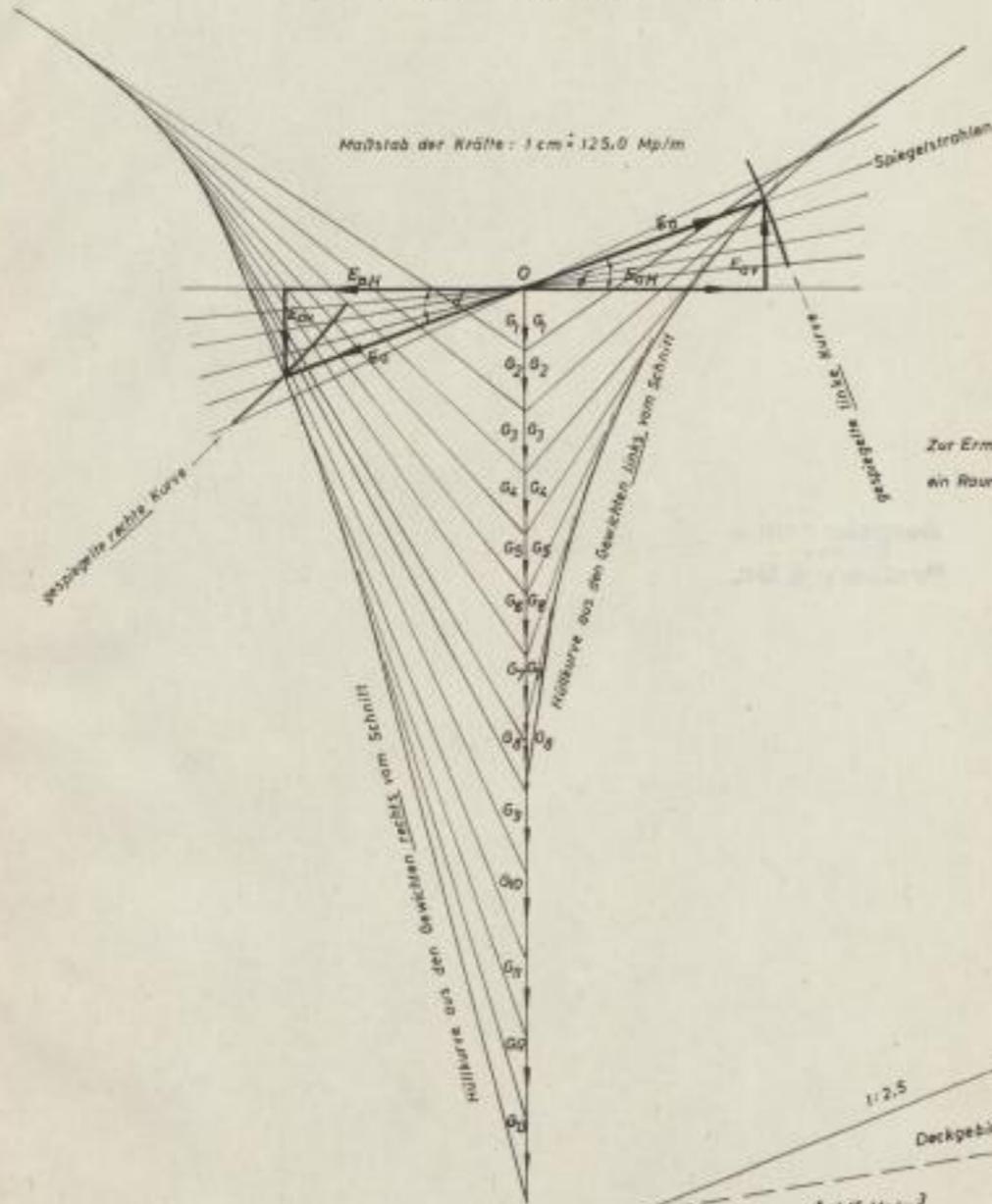
Die Gegenüberstellung der Sicherheitswerte zeigt, daß bei geknickter Gleitfläche die Sicherheiten um 2 bis 8%, im Mittel um 5% niedriger liegen als bei geradlinig ausgebildeter Gleitfläche.

Einfluß der Generalneigung

Während die geologischen und bodenphysikalischen Einflußfaktoren der Standsicherheit naturgegeben sind, ist es durch die Wahl einer zweckmäßigen Generalneigung des Böschungssystems möglich, sofern der Gleitflächenwinkel nicht verändert wird, die Stabilität zu verbessern, wie sich beispielsweise aus den Generalneigungen von 1 : 1,5, von 1 : 2,5 und 1 : 3,5 ersehen läßt, deren Einfluß in Bild 11 dargestellt ist. Mit der Zunahme der Generalneigung von 1 : 1,5 auf 1 : 2,5 ergibt sich bei den gewählten Bodenkennziffern eine Zunahme des Standsicherheitsgrades von 35 bis 50%. Die Generalneigung von 1 : 1,5 zeigt an diesem Beispiel, daß bei der gegebenen Böschungstiefe und dem Neigungswinkel einer Gleitfläche von 10° die Sicherheiten meist unter 1 liegen, während sie durch die Böschungsverflachung von 1 : 2,5 größtenteils im sicheren Bereich liegen. Bei einer Generalneigung von 1 : 3,5 ergeben sich in allen drei Fällen Sicherheiten von 1,24 bis 1,62. Wie aus dem Kurvenverlauf ersichtlich, ist dieser nicht linear, ein Umstand, der darauf zurückzuführen ist, daß durch das Rechenverfahren die verschiedenen Faktoren in der Funktion wohl einen stetigen, aber keinen linearen Verlauf aufweisen.

Erddruckermittlung nach Engesser im Schnitt II-II

$E_a = 628.00 \text{ Mp/m}$ aktiver Erddruck
 $\delta = 20.0^\circ$ Wandreibungswinkel
 $E_{av} = 263.52 \text{ Mp/m}$ senkrechter aktiver Erddruck
 $E_{ah} = 779.01 \text{ Mp/m}$ waagerechter aktiver Erddruck



Zur Ermittlung der Erddrücke wurde durchgehend ein Raumbgewicht von $\gamma = 1.75 \text{ Mp/m}^3$ angenommen

Erddruckermittlung nach Engesser im Schnitt I-I

$E_a = 374.00 \text{ Mp/m}$ aktiver Erddruck
 $\delta = 20.6^\circ$ Wandreibungswinkel
 $E_{av} = 132.98 \text{ Mp/m}$ senkrechter aktiver Erddruck
 $E_{ah} = 353.85 \text{ Mp/m}$ waagerechter aktiver Erddruck

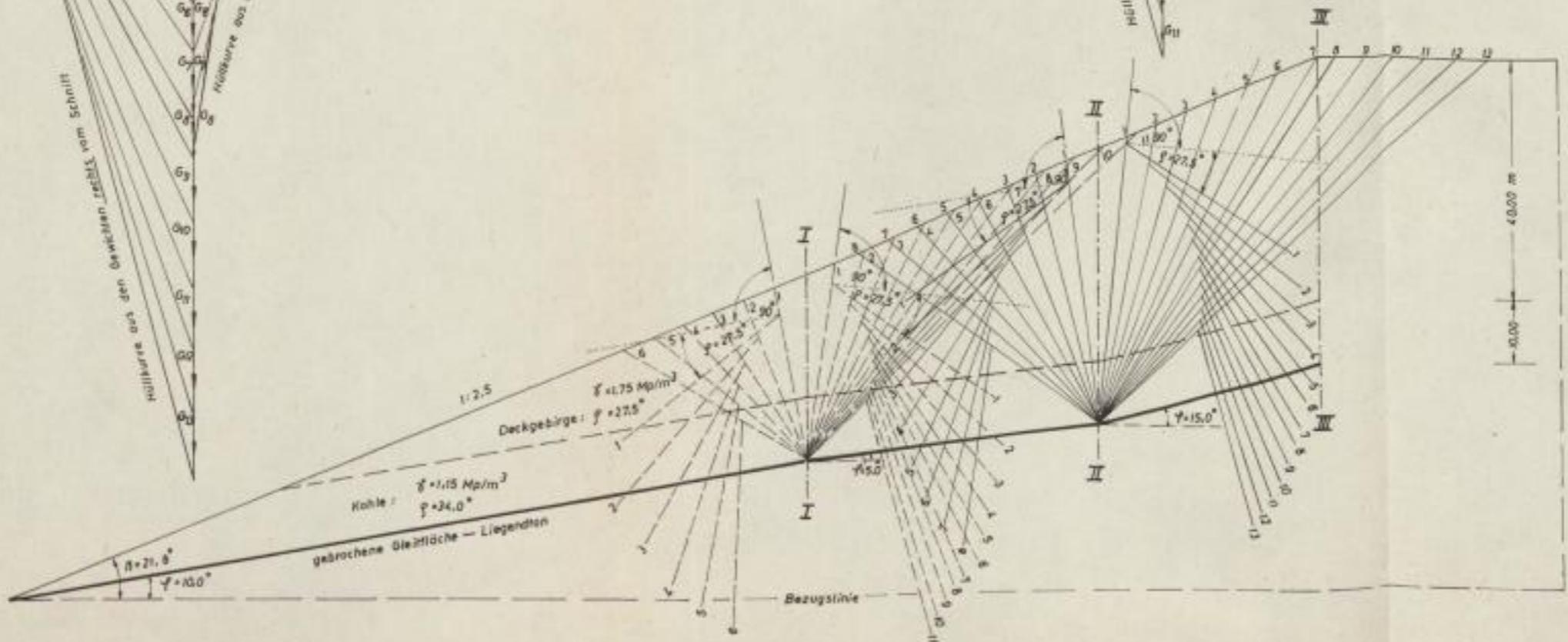
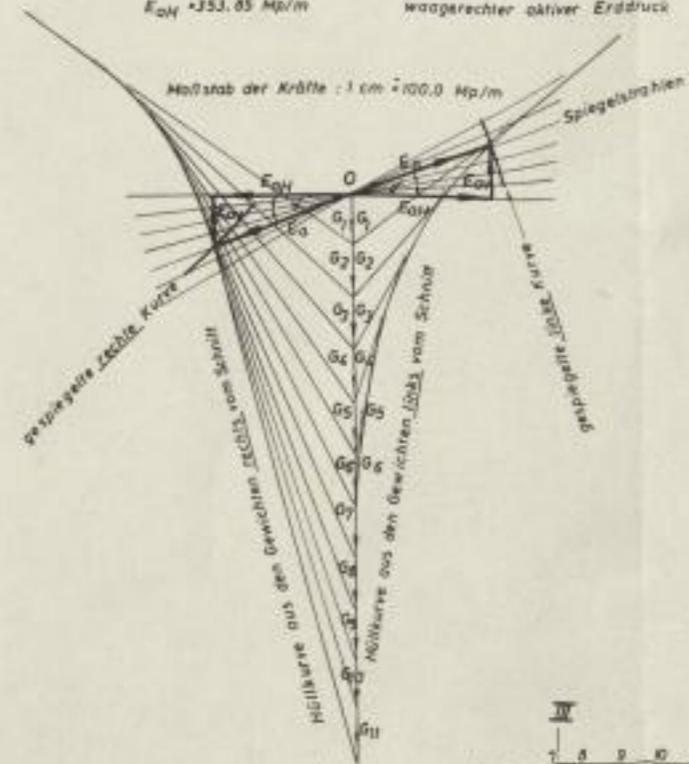


Bild 10. Ermittlung des aktiven Erddruckes nach dem Verfahren von Engesser

Bergakademie
- Bücherei -
Freiberg i. Sa.

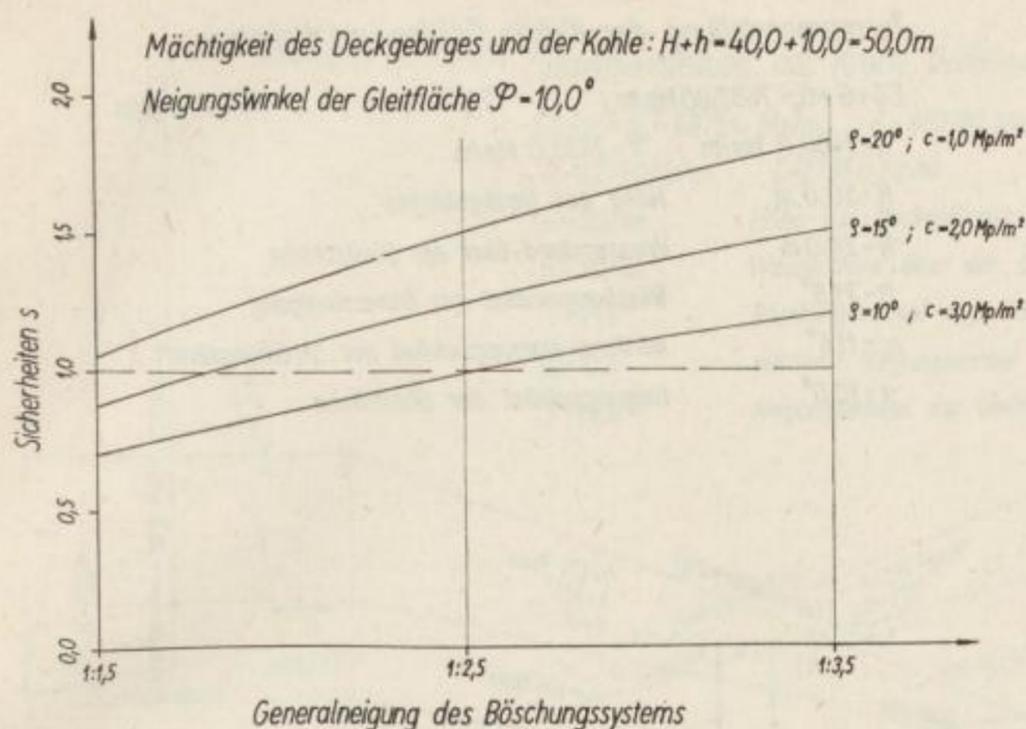


SLUB

Wir führen Wissen.

UNIVERSITÄTSBIBLIOTHEK
FREIBERG



Bild 11. Sicherheiten s in Abhängigkeit von der Generalneigung

Einfluß des Strömungsdruckes

Die bisher behandelten Standsicherheitsbedingungen der Randböschungen gingen davon aus, daß durch geeignete Entwässerungsmaßnahmen eine völlige Grundwasserabsenkung im gesamten Böschungssystem durchgeführt wurde und keinerlei Beeinträchtigung durch den Strömungsdruck eintritt. Diese Voraussetzungen werden in der Praxis bisweilen jedoch nicht erfüllt, da nicht immer eine völlige Absenkung des Grundwasserspiegels erfolgen konnte oder darauf verzichtet wurde, um größere Entwässerungsmaßnahmen einzusparen. Der Einfluß eines nur zum Teil oder nur wenig abgesenkten Wasserspiegels in der Randböschung auf den Standsicherheitsgrad ist daher von wesentlich praktischem Interesse und wurde in diesem Zusammenhang an zwei Beispielen untersucht, und zwar für 50 m hohe Böschungen in völlig entwässertem Zustand sowie bei Grundwasserständen in 20 m und 30 m Höhe über der Gleitschicht.

Die Standsicherheit bei einer Wasserstandshöhe über der Gleitschicht von 20 m (Bild 12) wird wesentlich durch den Strömungsdruck beeinträchtigt, der nach der Formel $S = F \cdot \gamma_w \cdot i$, (Gl. 4) ermittelt wurde. Der unter Wasser liegende Teil des Gleitkörpers wurde unter Auftrieb gerechnet; $\gamma_a = 1,05 \text{ t/m}^3$.

Darin bedeuten:

S	= Strömungskraft	[Mp/m]
F	= durchströmte Fläche	[m ²]
γ_a	= Rohdichte unter Auftrieb	[t/m ³]
i	= Gefälle	[1]

Durch Zusammensetzung des Erddrucks E_a und der Strömungskraft S mit der Gleitkörpermasse unter Berücksichtigung des Auftriebs wurde die Resultierende R im Krafteck ermittelt und in ihre beiden Komponenten N und T zerlegt.

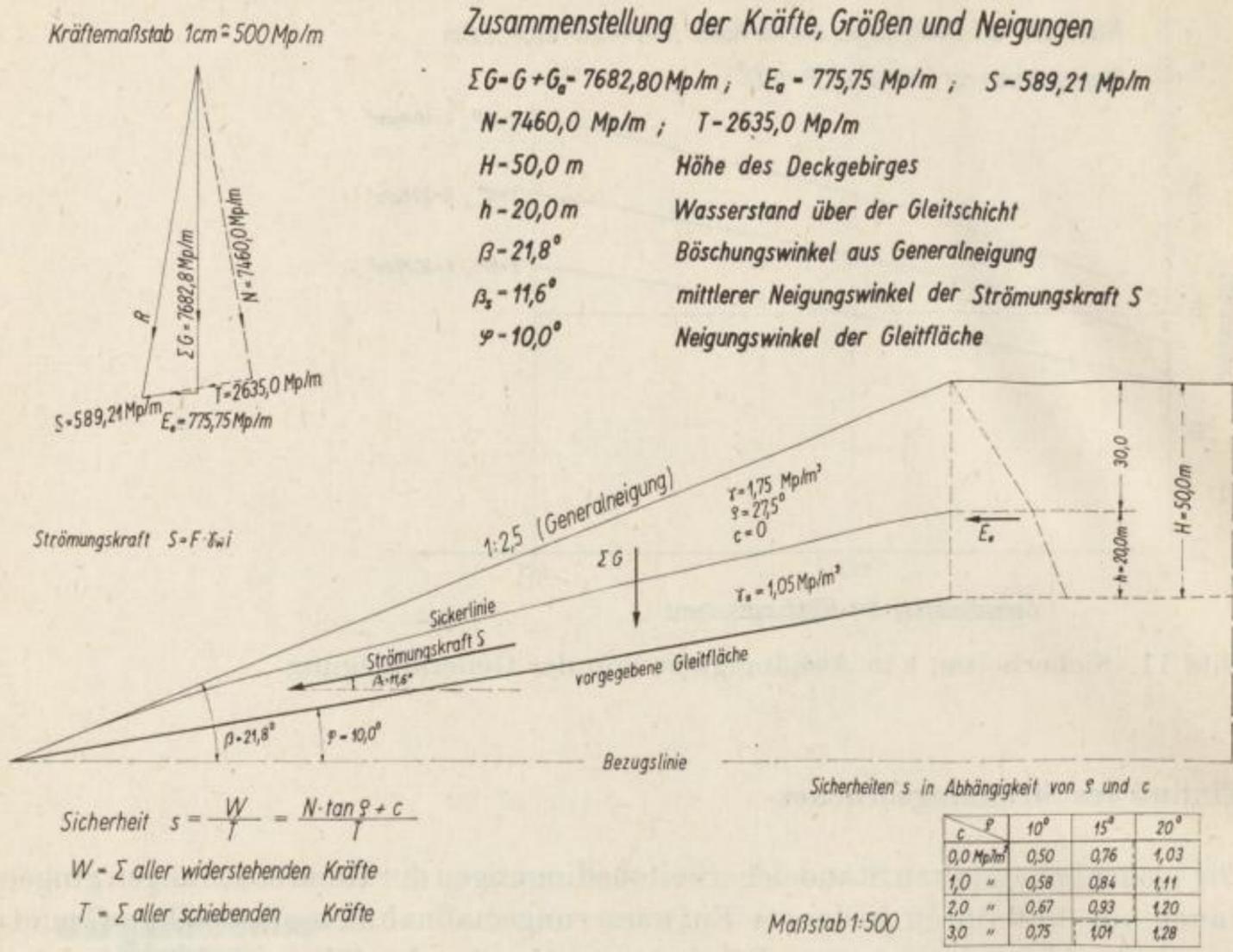


Bild 12. Standsicherheitsnachweis mit Strömungsdruck auf vorgegebener Gleitfläche

Die Sicherheiten wurden nach der bekannten Formel (Gl. 3) in Abhängigkeit von den bodenphysikalischen Kennwerten ermittelt und zeigen, daß erst eine Sicherheit von $s = 1,01$ vorhanden ist, wenn $\varphi = 15^\circ$ und $c = 3,0 \text{ Mp/m}^2$ betragen. Dagegen ist bei völlig entwässerter Böschung gleicher Abmessung und gleich großen bodenphysikalischen Kennwerten eine Sicherheit von $s = 1,28$ vorhanden, womit der nachteilige Einfluß des Grundwasserstandes auf die Standsicherheit zum Ausdruck kommt.

Noch deutlicher wird der Einfluß des Strömungsdruckes, wenn der Wasserstand im Bereich der Böschungsoberkante auf 30,0 m über der Liegendschicht ansteigt (Bild 13).

Dadurch erhöht sich die Strömungskraft S auf 966,16 Mp/m, so daß für Reibungswinkel von 10 und 15° bei allen untersuchten Kohäsionsbereichen keine Sicherheit besteht. Erst bei einem $\varphi = 20^\circ$ und $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$ kommt eine Sicherheit von 1,04 zustande. Damit wird jedoch die in der Rutschungsrichtlinie geforderte Sicherheit von 1,3 für „Bleibende Böschungen“ nicht erreicht.

Zusammenfassend sind die Ergebnisse der Untersuchungen über den Einfluß des Wasserstandes (Strömungsdruck und Auftrieb) auf die Standsicherheit von Randböschungen für einige in Betracht kommende Fälle im Bild 14 dargestellt.

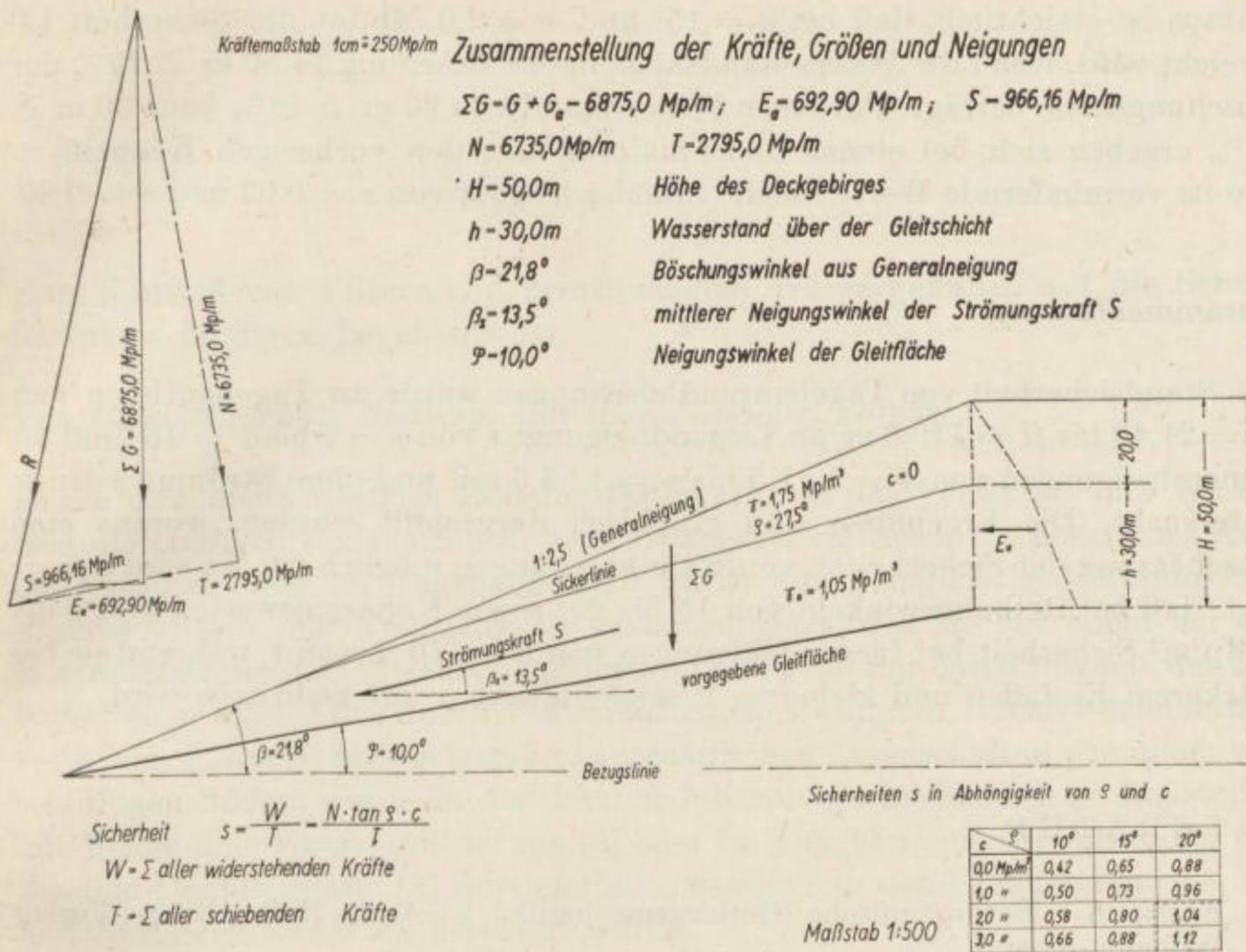


Bild 13. Standsicherheitsnachweis mit Strömungsdruck auf vorgegebener Gleitfläche

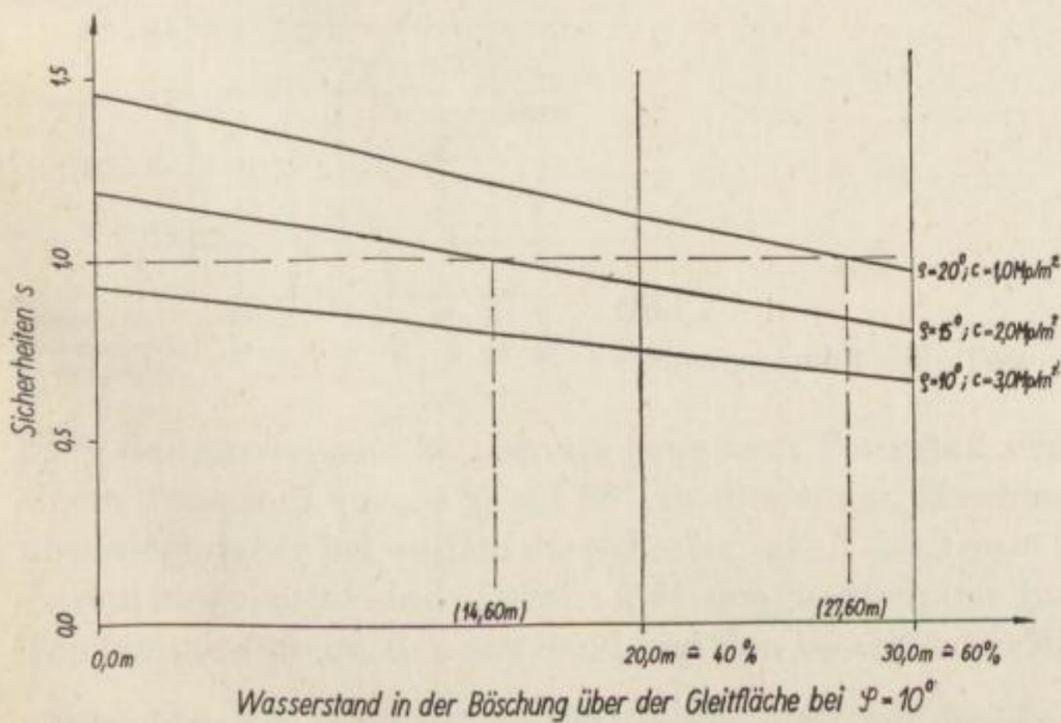


Bild 14. Sicherheiten s in Abhängigkeit vom Wasserstand

Daraus ist ersichtlich, daß bei $\varrho = 15^\circ$ und $c = 2,0 \text{ Mp/m}^2$ die Sicherheit 1,0 erreicht wird, wenn die Wasserstandshöhe in der Böschung $14,60 \text{ m} \cong 29\%$ der Böschungshöhe beträgt. Für einen Wasserstand von $20 \text{ m} \cong 40\%$ bzw. $30 \text{ m} \cong 60\%$ ergeben sich bei einem Bodenmaterial mit den vorherigen Kennziffern bereits vermindernde Werte für die Standsicherheit von $s = 0,93$ und $s = 0,80$.

Zusammenfassung

Die Standsicherheit von Tagebaurandböschungen wurde an Tagebautiefen von $H = 21,40$ bis $H = 110,0 \text{ m}$, an Liegendneigungen von $\varphi = 5$ bis $\varphi = 15^\circ$ und an Generalneigungen von $n = 1 : 1,5$ bis $n = 1 : 3,5$ mit und ohne Strömungsdruck untersucht. Die Ergebnisse sind graphisch dargestellt worden, woraus eine Abschätzung der Sicherheiten von Randböschungen möglich ist. Es wird dargelegt, daß bei Reibungswinkeln von 15 bis 20° sowie Kohäsionswerten von 1 bis 3 Mp/m^2 Sicherheit bei Liegendneigungen von 5 bis 10° besteht, während sie bei stärkerem Einfallen und kleineren Festigkeitswerten unterschritten wird.

LITERATUR

- [1] Kegel, K.: Bergmännische Gerbirgsmechanik. 2. Aufl. Halle 1950: Verlag Wilhelm Knapp

Zum Einfluß von Filterasche verschiedenen Wassergehaltes auf die Scherfestigkeit bindiger Tagebauböden¹

Von *Hans Matschak, Freiberg*, und *Heinz Leibiger, Leipzig*

Durch ihre meist niedrige Reibungsfestigkeit und das Verhalten zum Wasser sind die bindigen Bodenarten in verschiedenen technischen Prozessen des Erdbaus insbesondere im Tagebaubetrieb durch einen ungünstigen Einfluß auf Standsicherheit und Tragfähigkeit gekennzeichnet, den sie vor allem bei der Böschungsbildung in Mischbodenkippen [1] und bei der Tragfähigkeit der Arbeitsebenen infolge der durch Wasseraufnahme bedingten Konsistenzänderung verursachen. Zur Verbesserung der bautechnischen Eigenschaften, vor allem von schluffigen Böden, wurde in den letzten Jahren verschiedentlich an Baustellen mit Erfolg eine Kalkstabilisierung [2] oder im Tagebau eine Stabilisierung mit Braunkohlenfilterasche [3] durchgeführt, worüber in der Fachliteratur des In- und Auslandes mehrfach berichtet wurde.

Der Einfluß kohäsionsloser Bodenarten, vor allem des Sandes auf die Scherfestigkeit von Ton, ist seinerzeit als typischer Vorgang einer Bodenvermischung von Peters [4] für verschiedene Mischungsverhältnisse von Ton und Sand von 1 : 1 bis 1 : 7 untersucht worden (Bild 1). Demnach nimmt der Winkel der inneren Rei-

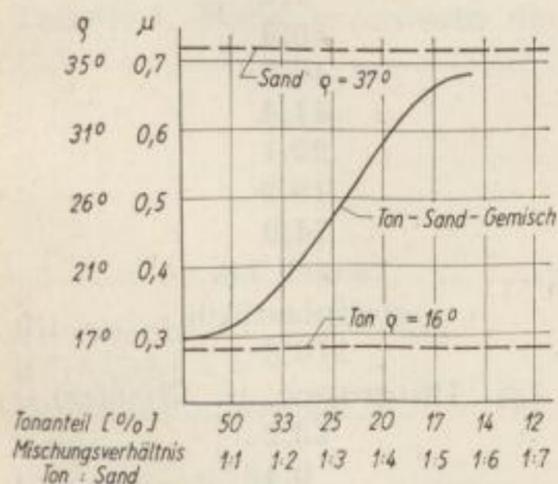


Bild 1

Scherfestigkeit von Ton- und Sandgemischen

bung des Sandes von 34° bereits bei einem Tonanteil von 19% auf 31° und bei einem Tonanteil von 24% auf 26° ab. Bei einem Mischungsverhältnis von 1 : 1 überwiegt daher bei weitem die Scherfestigkeit des Tones, da die Sandkörner von diesem eingebettet sind. Daraus läßt sich deutlich der Einfluß insbesondere der Tonkomponente bei den aus Sand und Ton bestehenden Mischböden erkennen.

¹ Mitteilung der Abt. Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik des Deutschen Brennstoffinstituts Freiberg

Die erdbautechnischen Fragen der Tagebaue bringen es gelegentlich auch mit sich, daß der Einfluß anderer Beimengungen auf die Eigenschaften bindiger Bodenarten von Interesse ist, beispielsweise bei einer Verstärkung von Filterasche aus Braunkohlenkraftwerken in Tagebaukippen, da gegebenenfalls die ursprünglichen Bodeneigenschaften eine Veränderung besonders im Hinblick auf die Standsicherheit der Böschungen erfahren können.

Aus gegebener Veranlassung wurde im Labor der Einfluß von Braunkohlenfilterasche auf die Scherfestigkeit eines bindigen Bodens untersucht.

Bodeneigenschaften des bindigen Bodens

Die bodenphysikalische Vollanalyse der entnommenen Bodenprobe hat die in Tabelle 1 wiedergegebenen Werte ergeben, wonach es sich bei dem vorliegenden

Tabelle 1. Ergebnisse der Analyse einer Bodenprobe im BKW (Hirschfelde-) Turow Probenahme bzw. gebohrt am: Dezember 1959

Lfd. Nr.	Kennziffer		Probe Nr. Schluff-Ton
1	Wassergehalt W_T	[%]	26,9
	W_F	[%]	21,2
2	Spez. Masse	[t/m ³]	2,69
3	Kornverteilung	[%]	
	Ki		—
	gS		0,1
	mS		0,4
	fS		1,9
	Su		56,9
	T		40,7
4	Fließgrenze	[%]	41,4
5	Ausrollgrenze	[%]	22,1
6	Plastizitätszahl		19,3
7	Konsistenzzahl	[%]	74,9
8	Konsistenz		weich bis steifplastisch
9	<i>Enslin</i> -Wert	[%]	110,3 (\cong Illitgruppe n. <i>Richter</i>)
10	Reibungswinkel	[°]	23,2
11	Kolloidale Aktivität		0,48 (\cong inaktiv, = Kaolinitgruppe n. <i>Skempton</i>)

Bodenmaterial um einen Schluffton mit nur geringen Sandbeimengungen von 2,4% handelt, wodurch ein Wassergehalt von 26,9% bedingt wird. Bei der Plastizitätszahl von 19,3 handelt es sich um einen stärker bindigen Boden mit weich- bis steifplastiger Konsistenz. Die Wasseraufnahmefähigkeit nach *Enslin* mit 110% deutet auf die Anwesenheit von Illit als Tonmineral hin, obwohl die

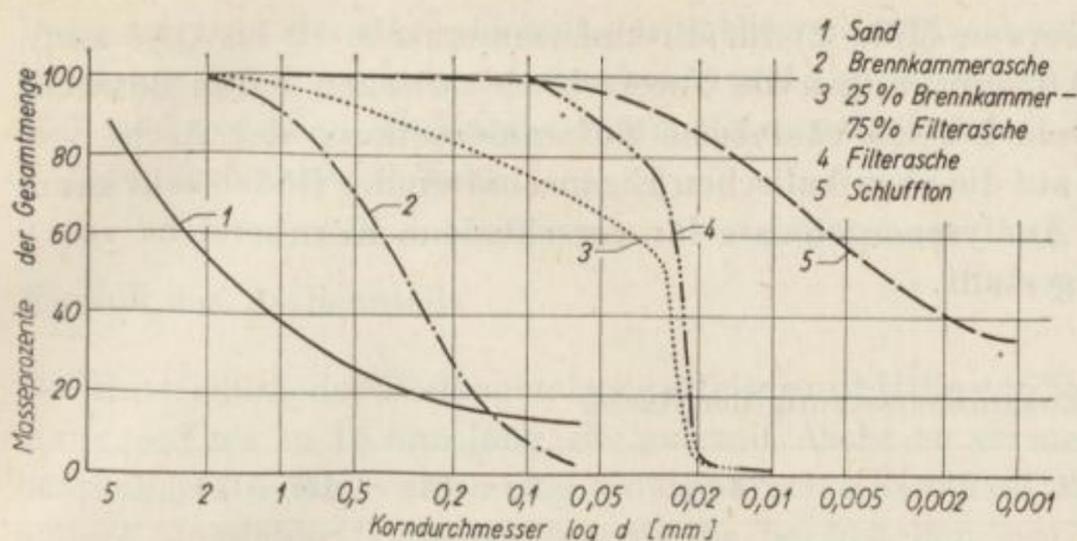


Bild 2. Kornverteilungskurven von Sand-, Asche- und Schluffböden

kolloidale Aktivität sich zu 0,48 ergibt, was auf ein inaktives Material hinweist und mehr für die Kaolinitgruppe spricht. Der Winkel der inneren Reibung wurde zu 23,2° ermittelt. Die Kornverteilungskurve ist in Bild 2 eingetragen.

Bodenkennwerte der Asche

Die Bodenkennwerte der Asche, wie Winkel der inneren Reibung, Wassergehalt, sind unterteilt in Filterasche, Brennkammerasche, Rostschlacke und Mischungen der verschiedenen Aschesorten bei 75% Filterasche und Anteilen von 15 bis 25% je Brennkammerasche sowie 5 bis 10% Rostschlacke, in Tabelle 2 wiedergegeben. Die Winkel der inneren Reibung sämtlicher Aschen liegen wie erwartet sehr hoch und bewegen sich im Bereich von 36 bis 40°.

Tabelle 2. Bodenkennwerte der Asche

	Winkel der inn. Reibung ϱ [°]	Wassergehalt bezogen auf Trockensubstanz w_T [%]	Feuchtsubstanz w_F [%]
Filterasche luftfeucht	36,0	0,3	0,3
Brennkammerasche luftfeucht	40,0	83,0	45,4
Rostschlacke luftfeucht	36,5	43,6	30,4
a) 75% Filterasche 25% Brennkammerasche	38,3	11,2	10,0
b) 75% Filterasche 20% Brennkammerasche 5% Rostschlacke < 2 mm	37,5	10,7	9,7
c) 75% Filterasche 15% Brennkammerasche 10% Rostschlacke 2 mm	38,2	10,7	9,7

Die Kornverteilungskurven (Bild 2) für Brennkammerasche (2 bis 0,06 mm), Filterasche (0,06 bis 0,02 mm) zeigen die Unterschiede zwischen den in Betracht kommenden Aschearten. Da die chemische Zusammensetzung der Asche von wesentlichem Einfluß auf die physikalischen Eigenschaften der Böden sein kann, sind in Tabelle 3 die Analyseergebnisse für verschiedene Kornbereiche von 0 bis 30 mm zusammengestellt.

Tabelle 3. Chemische Zusammensetzung der Asche

Körnung	0 ... 1	1 ... 3	3 ... 7	7 ... 13	15 ... 30	> 30
Glühverluste:	28,7	31,5	22,2	16,4	16,1	3,1
Asche:	67,5	64,0	75,8	81,9	81,2	96,7
Wasser:	3,8	4,5	2,0	1,7	2,7	0,2
SiO ₂	45,48	50,0	46,83	49,0	49,07	50,90
Fe ₂ O ₃	11,18	7,35	5,90	7,19	5,18	4,39
Al ₂ O ₃	34,32	25,90	39,91	38,91	39,81	38,90
CaO	2,95	6,20	3,20	3,50	2,75	3,30
MgO	1,90	1,30	1,39	2,03	1,97	1,90
SO ₃	2,37	5,30	2,70	0,40	1,53	0,43

Wie aus den Analysen ersichtlich, liegt in allen Fraktionen ein verhältnismäßig gleich großer Anteil von Kieselsäure mit 45 bis 50% und ein Aluminiumoxidgehalt zwischen 34 und 39% im allgemeinen vor. Die Kalkgehalte mit 2,7 bis 6,2 sind verhältnismäßig niedrig, hingegen liegt der Eisengehalt zwischen 4 und 7,35 bzw. in der Feinfraktion von 11,18 wie bei vielen Lausitzer Aschen etwas höher. Durch das Aluminiumsilikat als Hauptbestandteil ergibt sich eine scharfkantige und harte Schlacke, die infolge des niedrigen Kalkanteils nicht zementiert [5]. Eine vergleichsweise Gegenüberstellung mit anderen Braunkohlenflugaschen aus dem Braunkohlenrevier von Helmstedt/Braunschweig, vom Rheinland und Österreich sowie aus der deutschen Steinkohle zeigt Tabelle 4 [6].

Tabelle 4. Vergleichende Gegenüberstellung der chemischen Zusammensetzung verschiedener Flugaschen

	Helmstedt	Rheinland	Österr. Braunkohle	Deutsche Steinkohle
SiO ₂	72,48	7,31	48,0	47,60
CaO	11,81	49,55	5,13	3,0
Fe ₂ O ₃	3,24	16,60	10,0	15,6
Al ₂ O ₃	2,57	5,55	24,98	27,9
MgO	0,38	12,77	2,98	2,12
SO ₃	2,9	5,29	1,0	0,47
Glühverlust	0,53	—	—	—

Demnach liegt der Al_2O_3 -Gehalt der vorliegenden Asche mit 34 bis 39% im Vergleich zur österreichischen Braunkohle und zur deutschen Steinkohle mit 25 bis 27% und vor allem im Vergleich mit Helmstedt und dem Rheinland mit 2,5 bis 5,5% außerordentlich hoch.

Einfluß des Ascheanteils

Die Herstellung der Bodengemische erfolgte mit Hilfe von Tonreibseln, etwa 2 mm stark und bis zu 15 mm lang, die gut mit Asche zu vermengen waren. Gewisse Streuungen in den Werten sind auf apparative Einflüsse zurückzuführen. (Eine andere Möglichkeit, die Bodengemische herzustellen, ergibt sich durch Trocknung des Tones und Beimischung des entsprechenden Ascheanteils, dem eine entsprechende Wassermenge zugesetzt wird.) Die Scherversuche wurden in Geräten mit einem quadratischen Querschnitt von 10×10 cm durchgeführt, und zwar bei Normalspannungen von 1, 2 und 3 kp/cm^2 . Als Belastungszeiten wurden zwecks Erreichung der Konsolidierung der tonigen Böden in einer Versuchsreihe 2 h (Tabelle 5) und in der anderen Versuchsreihe 15 h (Tabelle 6) angewendet. Beide Verfahren lassen die gleiche Tendenz in den Ergebnissen erkennen. Die Gemische wurden mit Ascheanteilen von 5%, 10%, 15% und 20% herge-

Tabelle 5. Scherversuch bei 2 h Belastungsdauer

Wasser- gehalt	Reibungswinkel ϱ (°) und Kohäsion c (kp/cm^2) bei einem Mischungsverhältnis Ton : Asche von							
	0,95 : 0,05		0,9 : 0,1		0,85 : 0,15		0,80 : 0,20	
	ϱ	c	ϱ	c	ϱ	c	ϱ	c
luftfeucht	27,9	0,230	31,7	0,110	35,9	0,230	38,0	0,340
0,1	26,2	0,500	29,1	0,120	29,4	0,400	31,0	0,460
0,2	22,0	0,490	23,5	0,300	26,5	0,400	29,0	0,320
0,3	19,8	0,500	23,0	0,310	23,7	0,450	25,5	0,380
0,4	18,0	0,400	19,4	0,420	23,1	0,360	24,8	0,300

Tabelle 6. Scherversuche bei 15 h Belastungsdauer

Wasser- gehalt	Reibungswinkel ϱ (°) und Kohäsion c (kp/cm^2) bei einem Mischungsverhältnis Ton : Asche von							
	0,95 : 0,05		0,9 : 0,1		0,85 : 0,15		0,80 : 0,20	
	ϱ	c	ϱ	c	ϱ	c	ϱ	c
luftfeucht	28,4	0,350	33,0	0,250	34,6	0,440	35,8	0,320
0,1	27,4	0,350	29,0	0,250	31,5	0,300	35,0	0,250
0,2	23,0	0,450	25,2	0,250	28,4	0,420	29,5	0,350
0,3	20,5	0,490	21,8	0,280	25,5	0,320	26,2	0,320
0,4	19,2	0,470	20,2	0,320	22,6	0,370	25,2	0,320

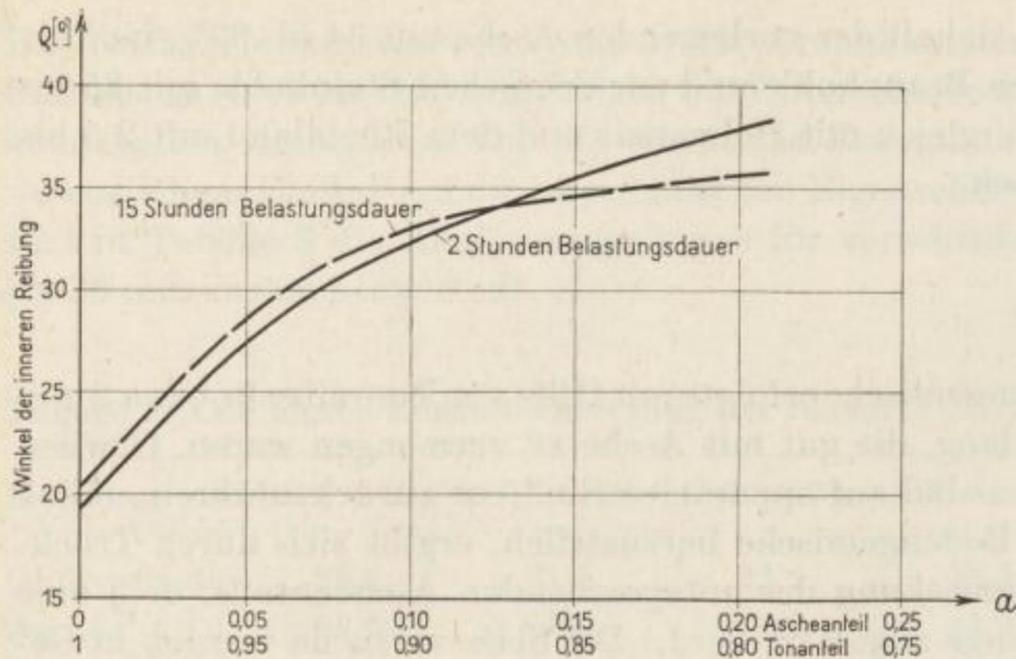


Bild 3. Einfluß des Ascheanteils auf den Winkel der inneren Reibung

stellt. Die Ergebnisse (Bild 3) zeigen deutlich eine Zunahme des Reibungswinkels von etwa 20° des bindigen Bodens auf 32° bzw. 33° bei 10% Ascheanteil und auf etwa 36° bzw. 38° bei 20% Ascheanteil, und zwar bei 2stündiger und 15stündiger Belastungsdauer.

Einfluß des Wassergehaltes der Asche

Die Bodenaschegemische von 0 bis 20% Luft-Trockenasche wurden mit entsprechenden Wassermengen benetzt, so daß sich Wassergehalte der Asche von 10%, 20%, 30% und 40% ergaben.

Die Ergebnisse der mit den Bodengemischen verschiedener Wassergehalte durchgeführten Scherversuche bei 2stündiger Belastungsdauer sind im Bild 4 und für 15stündige Belastungsdauer in Bild 5 eintragen.

Aus der großen Zahl von Reihenuntersuchungen für Betriebsbelastungsdauern geht hervor, daß sich die Reibungsfestigkeit und damit die Standfestigkeitseigenschaften des Boden- und Aschegemisches mit zunehmenden Wasseranteilen der Asche vermindern. Obwohl bei den einzelnen Gemischen naturgemäß gewisse Streuungen auftreten, grenzen sich die Reibungswinkel nicht nur für die verschiedenen Aschegehalte, sondern auch für die Wassergehalte der Asche deutlich ab. Die Tendenz geht deutlich daraus hervor, daß die Reibungswinkel bei einem Wassergehalt der Asche von 0% bei 27° bis 37° liegen, bei 20% Wassergehalt der Asche auf 22° bis 29° und bei einem Wassergehalt der Asche von 40% auf 18° bis 25° zurückgehen.

Wie aus Bild 5 zu ersehen ist, ergibt sich für den Winkel der inneren Reibung φ bei einer Belastungsdauer von 15 h in erster Annäherung eine lineare Abhängigkeit vom Wassergehalt der Asche w mit dem Aschegehalt α als Parameter. Im Bild 6 wird die Abhängigkeit des Winkels der inneren Reibung φ vom Aschegehalt α mit dem Wassergehalt der Asche w als Parameter dargestellt, wobei sich

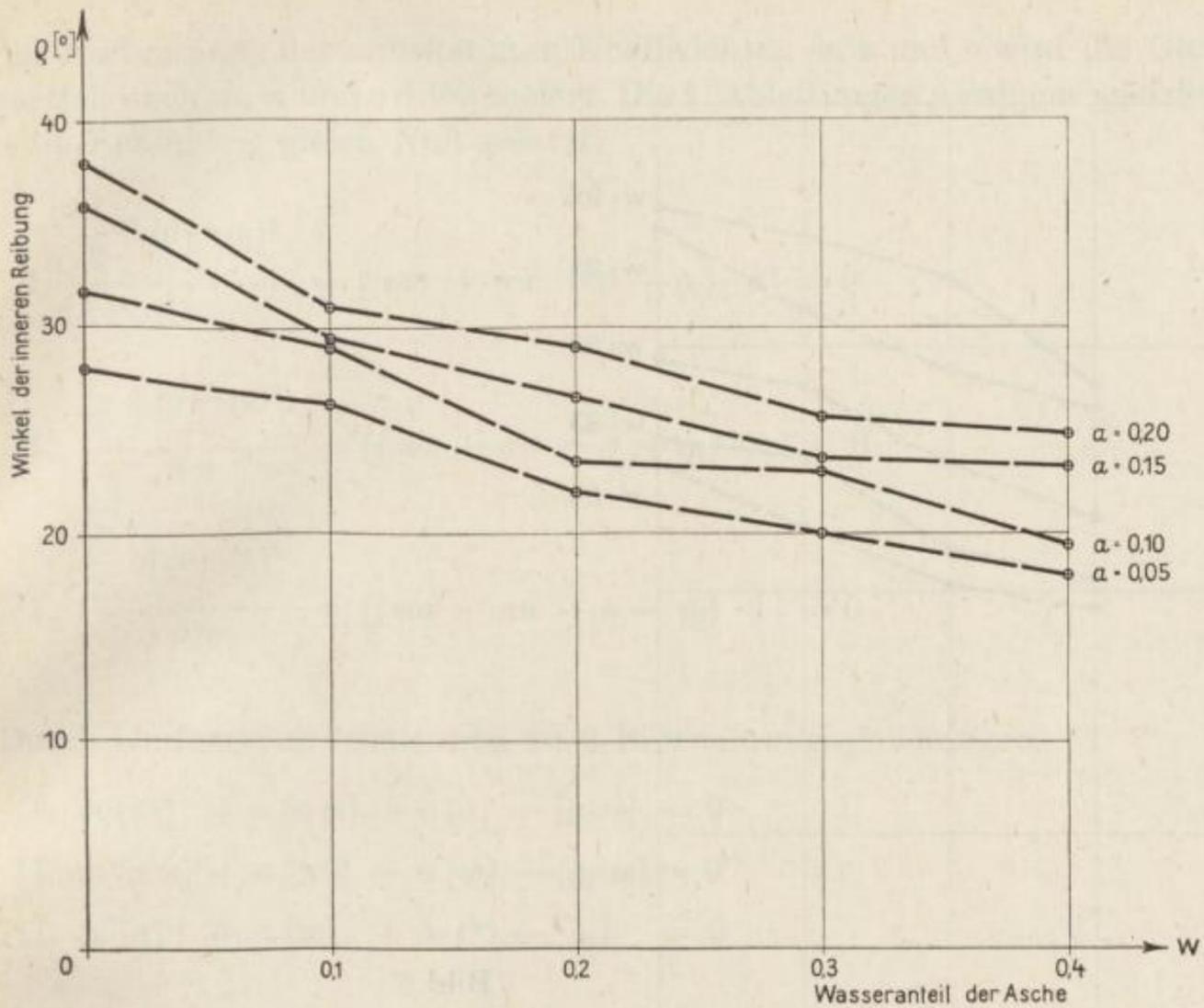


Bild 4. Einfluß des Wasseranteils der Asche auf den Winkel der inneren Reibung (bei 2stündiger Belastungsdauer)

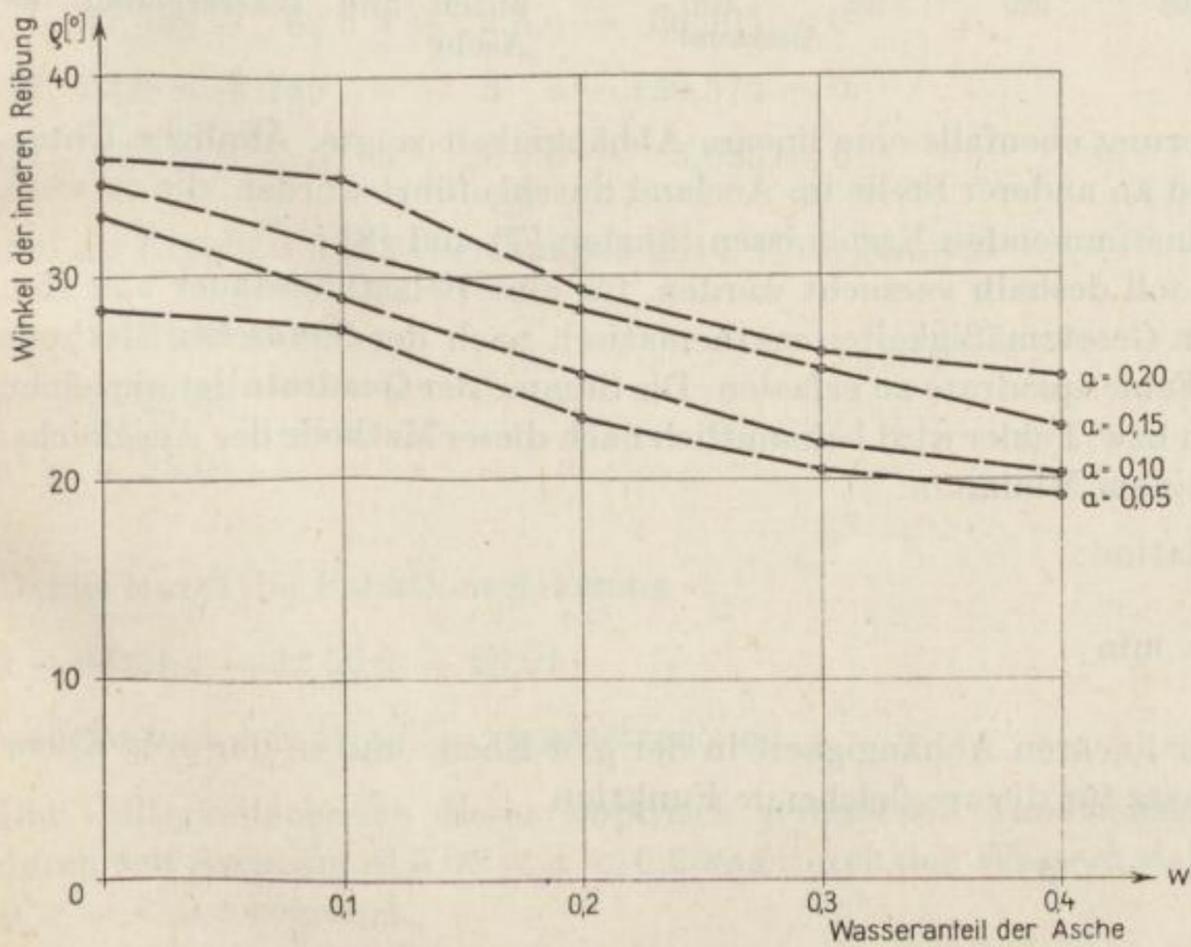


Bild 5. Einfluß des Wasseranteils der Asche auf den Winkel der inneren Reibung (bei 15stündiger Belastungsdauer)

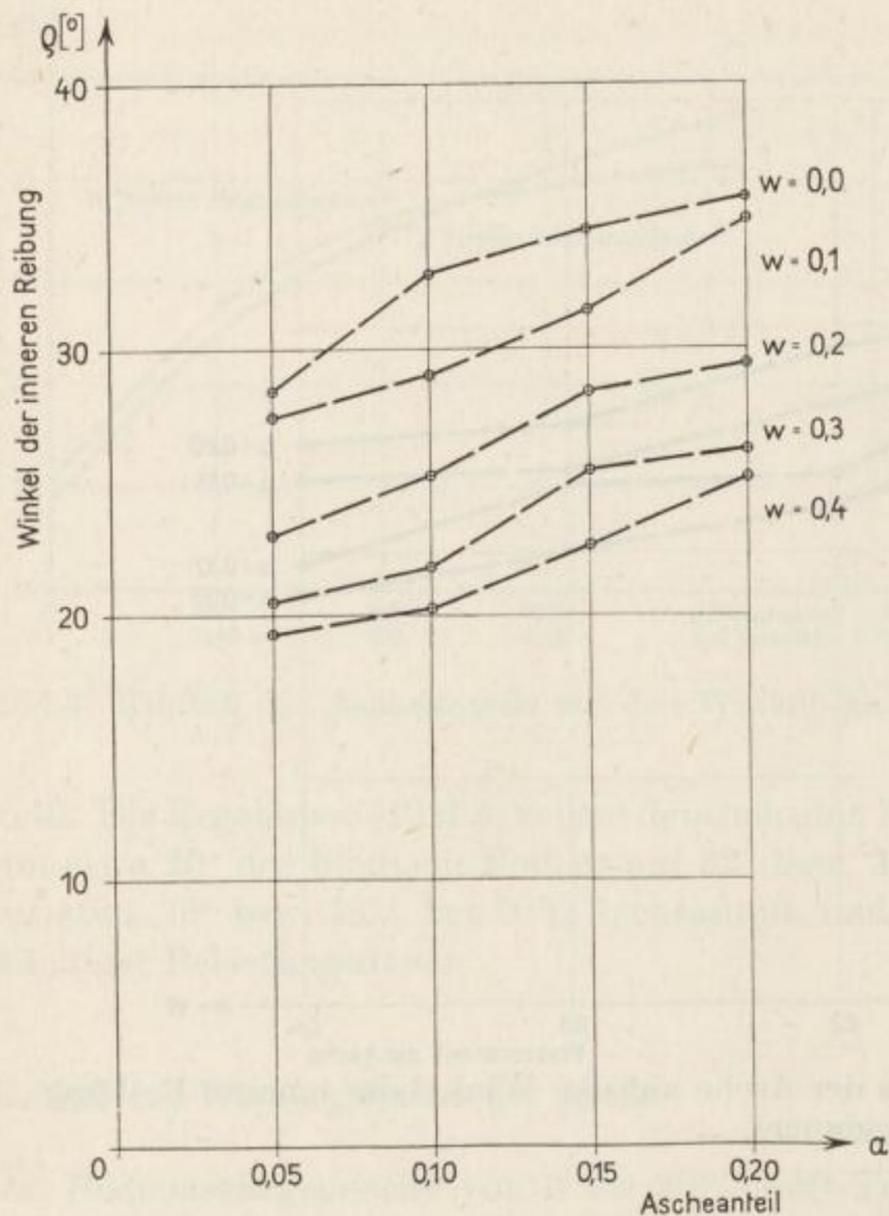


Bild 6

Abhängigkeit des Winkels der inneren Reibung vom Ascheanteil und Wassergehalt der Asche

in erster Näherung ebenfalls eine lineare Abhängigkeit zeigte. Ähnliche Untersuchungen sind an anderer Stelle im Ausland durchgeführt worden, die zu weitgehend übereinstimmenden Ergebnissen führten [7] und [8].

Im folgenden soll deshalb versucht werden, für eine Belastungsdauer von 15 h die gefundenen Gesetzmäßigkeiten mathematisch nach der *Gaußschen* Methode der kleinsten Fehlerquadrate zu erfassen. Die Summe der Quadrate der einzelnen Abweichungen bzw. Fehler wird bekanntlich nach dieser Methode der Ausgleichsrechnung zu einem Minimum.

Es gilt die Relation:

$$\sum_{i=1}^n (\varrho - \varrho_i)^2 = \min$$

Auf Grund der linearen Abhängigkeit in der ϱ, a -Ebene und in der ϱ, w -Ebene lautet der Ansatz für die ausgleichende Funktion

$$\varrho = m \cdot a + n \cdot w + o$$

Es gilt also:

$$(\varrho - \varrho_i)^2 = [(m a + n w + c - \varrho_i)^2] = \min$$

Zur Bestimmung der unbekanntenen Koeffizienten m , n und o wird die Gleichung partiell nach m , n und o differenziert. Die 1. Ableitungen werden wegen der Minimum-Bedingung gleich Null gesetzt.

$$\text{I. } \frac{\frac{1}{2} \delta (\varrho - \varrho_i)^2}{\delta m} = [(ma + nw + o - \varrho_i) \cdot a] = 0$$

$$\text{II. } \frac{\frac{1}{2} \delta (\varrho - \varrho_i)^2}{\delta n} = [(ma + nw + o - \varrho_i) \cdot w] = 0$$

$$\text{III. } \frac{\frac{1}{2} \delta (\varrho - \varrho_i)^2}{\delta o} = [(ma + nw + o - \varrho_i) \cdot 1] = 0$$

Durch Umformung erhält man die 3 Bestimmungsgleichungen

$$\text{I. } m [a^2] + n [aw] + o [a] - [\varrho_i a] = 0$$

$$\text{II. } m [aw] + n [w^2] + o [w] - [\varrho_i w] = 0$$

$$\text{III. } m [a] + n [w] + o \cdot t^* - [\varrho_i] = 0$$

Im vorliegenden Beispiel erhält man

$$\text{I. } 37,5 m + 62,5 n + 2,5 o - 66,305 = 0$$

$$\text{II. } 62,5 m + 145 n + 5 o - 120,575 = 0$$

$$\text{III. } 2,5 m + 5 n + 20 o - 5,083 = 0$$

und als Ergebnis der 3 Gleichungen mit 3 Unbekannten

$$m = + 44,24$$

$$n = - 32,50$$

$$o = + 28,01$$

Damit lautet die Funktionsgleichung

$$\varrho = 44,24 a - 32,50 w + 28,01$$

wobei a und w in Anteilen einzusetzen sind.

Der Gültigkeitsbereich dieser empirisch gefundenen Funktionsgleichung wird durch den Ascheanteil $0,05 < a < 0,2$ und durch den Wasseranteil in der Asche $0 < w < 0,4$ begrenzt.

* $t =$ Anzahl der Meßwerte

Die Ausgleichsfunktion ist zur Veranschaulichung der Ausgleichsrechnung im Bild 7 räumlich dargestellt. Die eingetragenen Meßwerte lassen erkennen, daß die Approximation mit hinreichender Genauigkeit durchgeführt wurde. Die aufgestellte Funktionsgleichung ermöglicht eine einfache nomographische Lösung (siehe Bild 8).

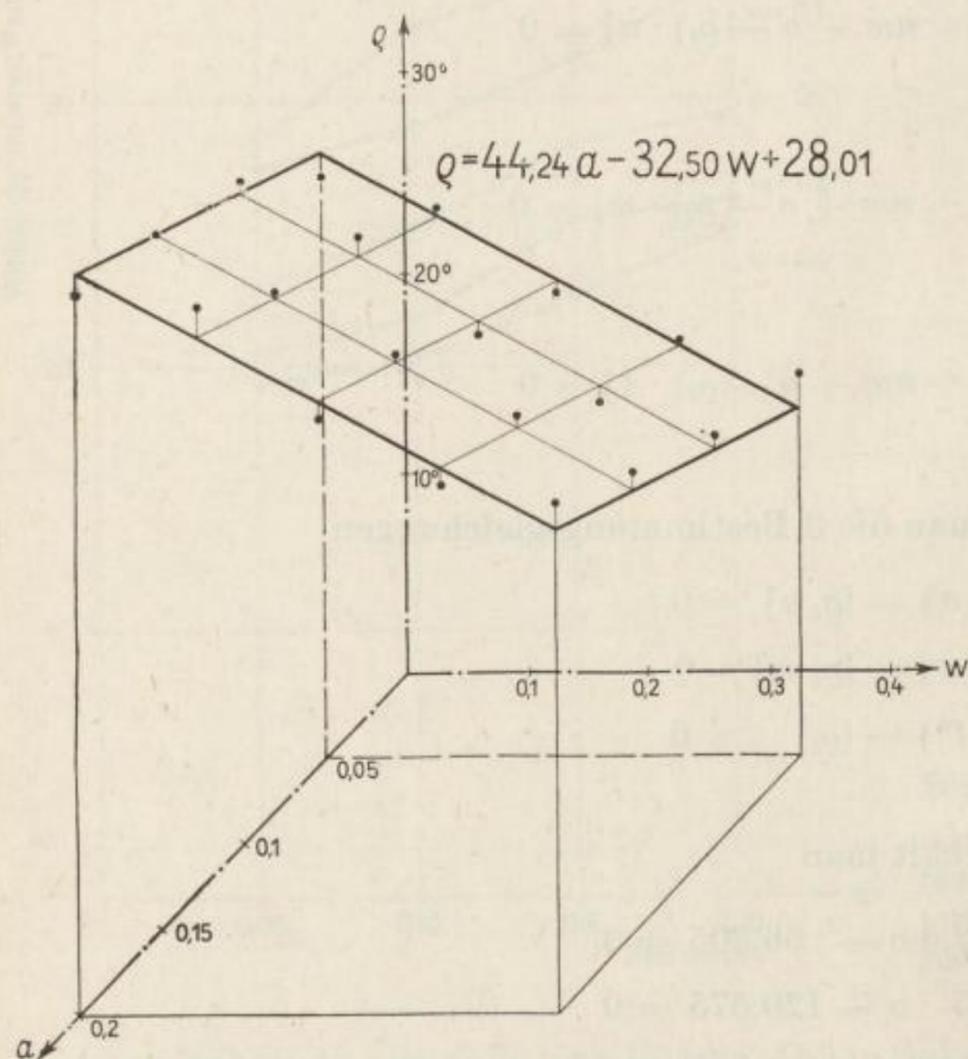


Bild 7

Raumbild für Abhängigkeit zwischen dem Winkel der inneren Reibung, Aschegehalt und Wassergehalt der Asche

gültig für: $0,05 < a \leq 0,2$
 $0 < w < 0,4$

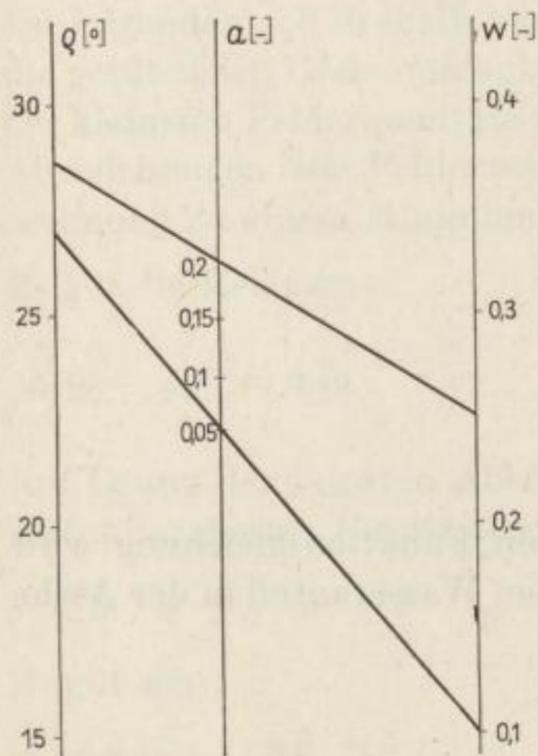


Bild 8

Nomogramm für Winkel der inneren Reibung, Asche- und Wassergehalt der Asche

Es wurden 2 Beispiele eingetragen:

Für $a = 0,2$ und $w = 0,25$ wird $\varrho = 28,7^\circ$ und für $a = 0,05$ und $w = 0,1$, $\varrho = 27,0^\circ$. Die Meßwerte liegen bei $29,0^\circ$ bzw. $27,4^\circ$, die Abweichungen bei $0,3^\circ$ bzw. $0,4^\circ$.

Zusammenfassung

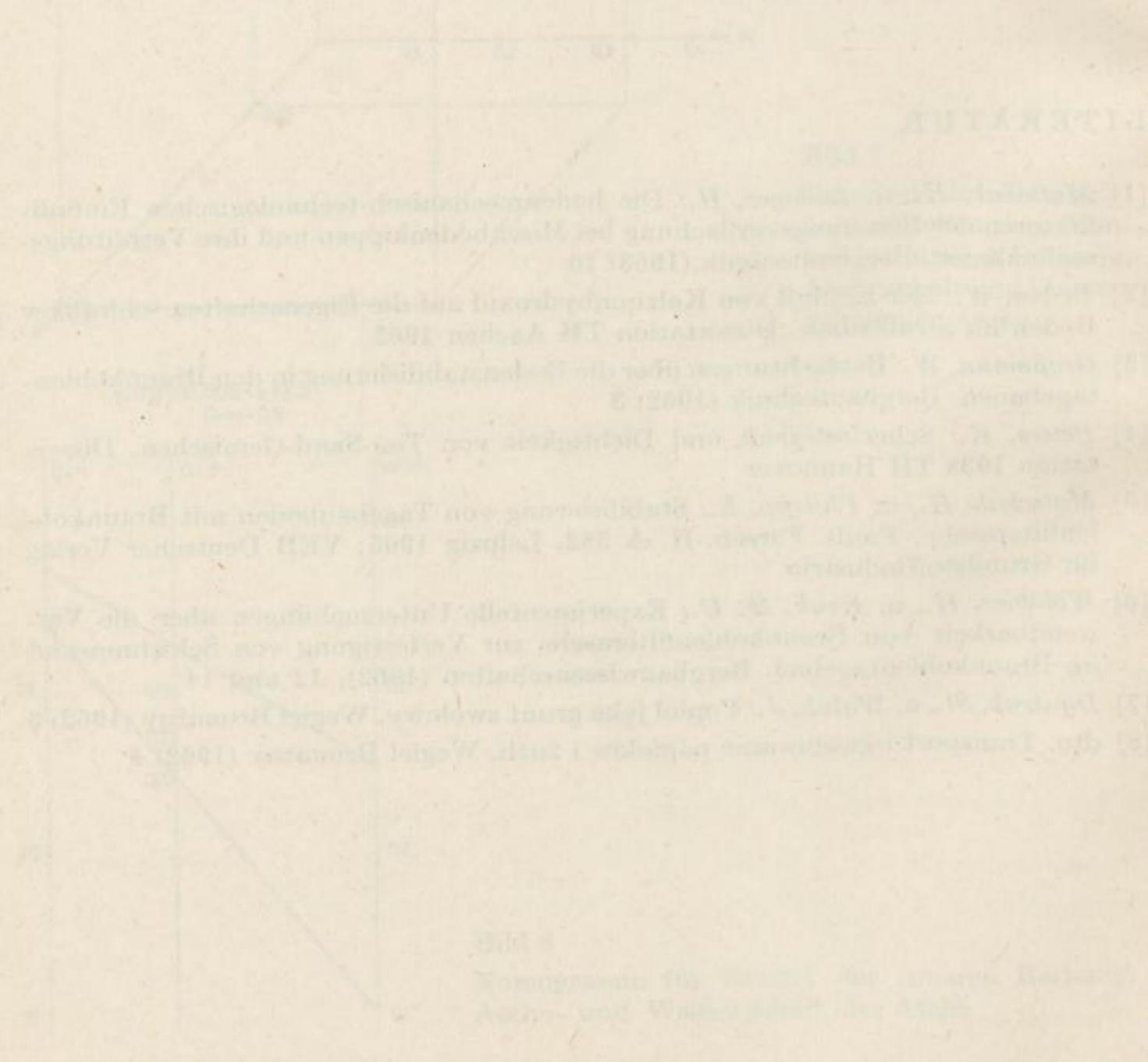
Die Beimengung von Braunkohlenfilterasche mit Anteilen von 5%, 10%, 15% und 20% zu Schluff-Ton zeigt eine Zunahme der Reibungsfestigkeit von etwa 20% des bindigen Bodens auf 32° bei 10% Asche und auf etwa 36° bei 20% Asche. Der Einfluß des Wassergehaltes der Asche bewirkt eine Verminderung der Reibungsfestigkeit je nach Aschegehalt von 27° bis 37° bei 0% Wasser auf 22° bis 29° bei 20% Wassergehalt der Asche und eine weitere Verminderung auf 18° bis 25° Reibungsfestigkeit bei einem Wassergehalt der Asche von 40%. Es wird eine Funktionsgleichung über die Abhängigkeit des Winkels der inneren Reibung vom Asche- und Wassergehalt aufgestellt, die eine einfache nomographische Lösung ermöglicht.

LITERATUR

- [1] Matschak, H., u. Leibiger, H.: Die bodenmechanisch-technologischen Einflußfaktoren der Böschungsverflachung bei Mischbödenkippen und ihre Verhütungsmaßnahmen. Bergbautechnik (1963) 10
- [2] Brand, W.: Der Einfluß von Kalziumhydroxid auf die Eigenschaften schluffiger Böden im Straßenbau. Dissertation TH Aachen 1962
- [3] Großmann, W.: Betrachtungen über die Bodenstabilisierung in den Braunkohlentagebauen. Bergbautechnik (1962) 3
- [4] Peters, K.: Scherfestigkeit und Dichtigkeit von Ton-Sand-Gemischen. Dissertation 1938 TH Hannover
- [5] Matschak, H., u. Philipp, E.: Stabilisierung von Tagebauböden mit Braunkohlenfilterasche. Freib. Forsch.-H. A 362, Leipzig 1965: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie
- [6] Wöhlbier, H., u. Kruk, H. U.: Experimentelle Untersuchungen über die Verwendbarkeit von Braunkohlenfilterasche zur Verfestigung von Schwimmsand im Braunkohlentagebau. Bergbauwissenschaften (1962), 12 und 14
- [7] Dmitruk, St., u. Waluk, J.: Popiol jako grunt zwolowy. Wegiel Brunatny (1962) 3
- [8] dto. Transport i zwalowanie popiolow i żuzli. Wegiel Brunatny (1962) 4

Das Verhalten des ...
...
...

Die ...
...
...



LITERATUR
1) ...
2) ...
3) ...
4) ...
5) ...
6) ...
7) ...
8) ...
9) ...
10) ...
11) ...
12) ...
13) ...
14) ...
15) ...

Stabilisierung von Tagebauböden mit Braunkohlenfilterasche¹

Von *H. Matschak*, *E. Philipp*, Freiberg, und *W. Großmann*, Bernburg

Die Anwendung der Bodenstabilisierung im Tagebaubetrieb bezweckt eine Verbesserung der Tragfähigkeit der Arbeitsebenen zur Erzielung einer einwandfreien Gleislage, um die ungünstigen Auswirkungen der atmosphärischen Niederschläge auf die Tragfähigkeit des Bodens zu vermindern und den Betrieb in vollem Umfang aufrechterhalten zu können. Mit Hilfe der Bodenstabilisierung soll auf stabilisierungsfähigen Bodenarten der Umfang der Gleisunterhaltungsarbeiten im Hinblick auf den Arbeitskräftemangel soweit wie möglich reduziert werden. Dabei gilt es eine wirtschaftliche Lösung zu finden, wonach auch Flächen mit kürzeren Liegezeiten, wie es zum Beispiel beim Planum für in größeren Zeitintervallen rückbaren Gleisen der Fall ist, für die Bodenstabilisierung vorgesehen werden können.

Die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens wird wesentlich durch den verwendeten Stabilisator bestimmt. Kalk und Zement als Stabilisator haben nach umfangreichen Untersuchungen und erfolgreicher Anwendung in großem Umfang namentlich im Ausland auf nahezu allen Gebieten der Bauwirtschaft das Verfahren der Bodenstabilisierung dazu geführt, daß es allgemein als anerkannte Bauweise gilt.

Die Kalk- und Zementstabilisierung würde für den Einsatz im Braunkohlentagebau infolge des großen Bindemittelbedarfes, der wahrscheinlich nicht gedeckt werden könnte, einen ökonomisch nicht vertretbaren Aufwand bedeuten. Die Aufgabe besteht demnach darin, einen geeigneten Stabilisator zu finden, der den Anforderungen des Braunkohlentagebaues in ökonomischer und natürlich auch in technischer Hinsicht genügt.

In Abhängigkeit von den örtlich anstehenden und zu verfestigenden Erdstoffen, den örtlichen klimatischen Verhältnissen, der Wirtschaftlichkeit entsprechend volkswirtschaftlicher Voraussetzungen, der Funktion der zu stabilisierenden Schicht und deren zukünftiger Belastung sind nach verschiedenstem Quellenmaterial eine Vielzahl von Stoffen als Stabilisator getestet bzw. angewendet worden, u. a. bituminöse Bindemittel, Wasserglas, Eisenoxide und Eisenoxidhydratgele mit Säuren und Alkalien zur Orsteinbildung, organische hochpolymere, hygroskopische Salze, die verschiedensten chemischen Verbindungen und

¹ Mitteilung aus der Abteilung Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik des Deutschen Brennstoffinstitutes Freiberg

Kunstharze. Gerade in letzter Zeit wurde besonders in der UdSSR das umfangreiche Chemieprogramm zum Anlaß genommen und verlangt, für die Bodenstabilisierung geeignete Produkte bzw. Abfallprodukte der chemischen Industrie zu verwenden [1]. Hierzu sind jedoch vor der praktischen Anwendung noch erhebliche Voruntersuchungen in Labor und Versuchsfeld notwendig.

Braunkohlenfilterasche fällt in der DDR jährlich in bedeutenden Mengen [2] in unseren Wärmekraftwerken an und wird nur zu einem sehr geringen Teil in der Zementindustrie genutzt. Die chemische Zusammensetzung der Filteraschen, die ausschlaggebend für die Verwendung in der Bindemittelfabrikation ist, veranlaßt nachdrücklich, die Anwendung von Braunkohlenfilterasche als Stabilisator zu prüfen. Infolge ihres teilweise hohen Kalkgehaltes erwies sich die Asche für Versuche im Labor und anschließend bei technischen Großversuchen als außerordentlich zweckmäßig.

Chemismus

Das Ziel eines Stabilisierungsverfahrens besteht darin, nicht tragfähigen Boden durch physikalische und chemische Mittel so zu verändern, daß ein als Baugrund nutzbares Bodenmaterial entsteht. In erster Linie sind bindige Böden zu verfestigen, die bei Wasseraufnahme ihre Tragfähigkeit verlieren.

Wodurch wird der Verlust der Tragfähigkeit infolge Wasseraufnahme bewirkt? Sickerbewegungen des Wassers spielen dabei eine untergeordnete Rolle. In der Hauptsache sind Saugkräfte der Tonminerale dieser Erdstoffe wirksam, ausgehend von den Grenzflächen der Tonkristalle und ihrer Schichtebenenpakete. Verursacht wird diese Erscheinung durch die Hydrophilie der an diesen Flächen sorbierten Kationen. Die bei Wasserzutritt entstehende starke innerkristalline Quellung ermöglicht eine leichte Verschiebbarkeit der Tonmineralblättchen gegeneinander, so daß der bindige Erdstoff in die plastische bis flüssige Konsistenz übergeht und seine Festigkeit infolge fehlender innerer Reibung verliert. Die mögliche Quellung der Tonminerale soll durch die Bodenstabilisierung verhindert werden.

Ermöglicht wird der Abbau der hydrophilen Eigenschaften der Tonminerale durch Kationenaustausch. Dazu sind mehrwertige Kalziumkationen besonders geeignet, da diese in sorbiertem Zustand weniger hydrophile Eigenschaften haben. Die mehrwertigen Kalziumkationen bedingen durch Entladung die Koagulation des bindigen Erdstoffes, wodurch es zur Aggregatbildung im Boden kommt. Damit wird eine Umwandlung der Bodenstruktur bewirkt. Ausdruck der Veränderung sind die verminderte Kapillarität, Wasserbeständigkeit und erhöhte Frostbeständigkeit als ausschlaggebende Faktoren für die erzielte Tragfähigkeit. In Bild 1 sind schematisch die genannten Vorgänge und Ergebnisse der Stabilisierung mit Kalk zusammengestellt. Das Schema hat auch für die Stabilisierung mit Braunkohlenfilterasche Berechtigung. Labormäßig wurde nachgewiesen, daß bei Verwendung von Filteraschen mit hohem Kalkgehalt als Stabilisator die gleichen Vorgänge zu beobachten sind [2]. Für die Kalkstabilisierung

sierung, damit auch für die Anwendung von Braunkohlenfilterasche, eignen sich nicht alle Böden. Kaoline z. B. scheiden wegen fehlender Ionenaustauscher für ein solches Verfahren aus.

Sind im zu verfestigenden bindigen Erdstoff Hydraulefaktoren (SiO_2 , Al_2O_3) vorhanden oder werden mit dem Stabilisator zugeführt, ist eine zusätzliche Verbesserung der Stabilisierung zu beobachten. Die Bodenaggregate werden durch Brückenbildung verbunden, was eine gesteigerte Verfestigung ergibt. Braun-

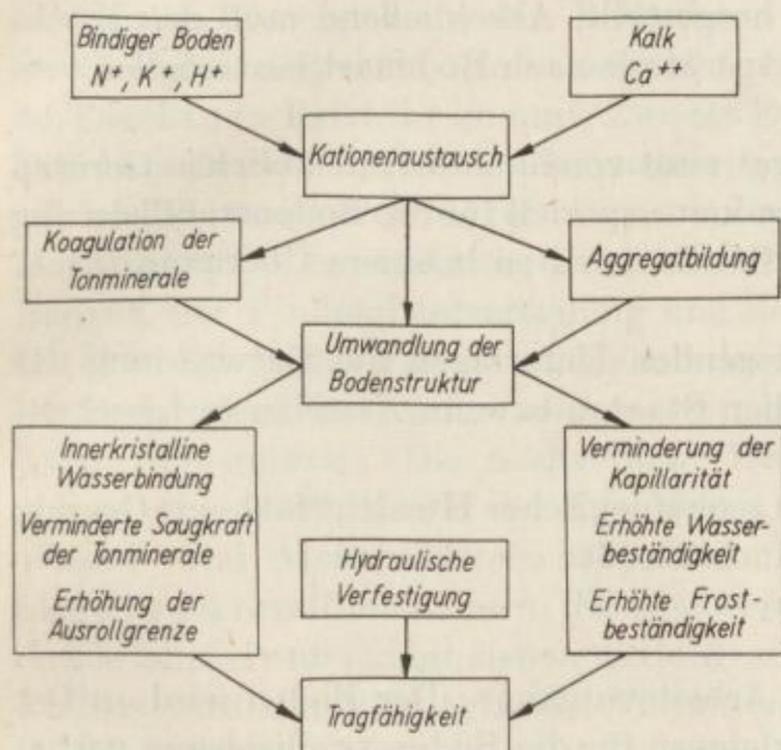


Bild 1

Schema der Bodenstabilisierung

kohlenfilteraschen zeigen bei der Stabilisierung mitunter diese Doppelwirkung, da neben Kationenaustauschern auch Hydraulefaktoren vorhanden sein können. Die chemische Zusammensetzung der Braunkohlenfilteraschen und damit ihre Verwendbarkeit als Stabilisator schwankt infolge des unterschiedlichen Chemismus der Bergeanteile der verbrannten Kohle, der Art der Feuerungsanlage und der Kesselfahrung. Ferner sind Schwankungen der Güte der Asche in den einzelnen Werken festgestellt worden, weshalb eine laufende Kontrolle der anfallenden Aschen erforderlich ist.

Die Entstehung der Bindemittleigenschaften der Asche wird in den Beimengungen toniger Natur in der Kohle vermutet. Im Feuerungsprozeß werden Tonminerale in einen labilen Zustand überführt, z. B. wird auf diesem Wege beim Kaolin die Metakaolinphase erreicht. Metakaolin ist ausgesprochen reaktionsfreudig und besitzt Puzzolaneigenschaften.

Technologie der Bodenstabilisierung

Für eine erfolgversprechende Anwendung der Bodenstabilisierung sind folgende Arbeitsgänge notwendig, deren exakte Durchführung wesentlichen Einfluß auf die Güte einer verfestigten Fläche hat. Zunächst ist eine Auflockerung des Bodens bis zu der gewünschten Stärke der zu stabilisierenden Schicht erforderlich.

Gleichzeitig muß eine optimale Zerkleinerung des Bodenmaterials gewährleistet sein, was insbesondere bei tonigem Material erhebliche Schwierigkeiten bedeuten kann. Danach beginnt mit einer gleichmäßigen Bindemittelverteilung und Bindemitteldosierung der eigentliche Stabilisierungsvorgang. Eine sehr gute Durchmischung von Boden und Bindemittel ist eine weitere Voraussetzung für den Erfolg.

Gleichzeitig oder parallel zum Mischvorgang wird durch Wasserzugabe wenn nötig der optimale Wassergehalt des Bindemittel-Bodengemisches, wie er in Laborvorversuchen ermittelt wurde, hergestellt. Abschließend muß das Mischgut durch entsprechende Verdichtungsgeräte je nach Bodenart bestmöglich verdichtet werden.

Die genannten Arbeitsgänge können getrennt voneinander mit üblichen Geräten des Erdbaues ausgeführt werden, wenn keine speziell für die Bodenstabilisierung konstruierten Geräte vorhanden sind, die alle Arbeiten in einem Übergang durchführen.

Am weitesten ist nach den uns vorliegenden Unterlagen die Entwicklung der Bodenstabilisierung in westeuropäischen Staaten bzw. in Amerika fortgeschritten.

Nach den dortigen Erfahrungen sind in technologischer Hinsicht folgende Grundformen der Bodenstabilisierung gebräuchlich [3]:

1. „*Mix-in-place-Verfahren*“:

Dieses Verfahren beinhaltet folgende Arbeitsvorgänge: Der Boden wird an Ort und Stelle durch Auflockern und Zerkleinern für die Bodenstabilisierung vorbereitet. Nachfolgend werden Bindemittel und nötigenfalls auch Wasser zugegeben, vermischt und der so vorbereitete Boden verdichtet.

Zur Anwendung gelangen je nach dem Umfang der Bauvorhaben Hochleistungsgeräte, die alle genannten Arbeitsvorgänge in einem Übergang ausführen. Es besteht jedoch auch die Möglichkeit, einzelne Geräte einzusetzen und jeden Arbeitsgang getrennt auszuführen.

2. „*Pre-mix-Verfahren*“ bzw. „*Stationary-plant-Verfahren*“:

Der Name besagt, daß der Boden in einer stationären Mischanlage mit Bindemittel versetzt wird, zum Einbauort transportiert und dort verdichtet wird. Es handelt sich um eine nicht sehr häufig angewendete Methode, da die Wirtschaftlichkeit nur selten gewährt ist. Es ist also nur möglich, wenn die Grundstoffe aus Seitenentnahmen entnommen werden. Die Vorteile dieses Verfahrens bestehen darin, daß eine einwandfrei zu kontrollierende Mischung herstellbar ist und die Dicke der Stabilisierung größer als ca. 20 cm gewählt werden kann.

3. „*Travelling-plant-Verfahren*“:

Dieses Verfahren erfordert ein selbstfahrendes Aufnahme-, Zerkleinerungs-, Misch-, Planier- und Verdichtungsgerät.

Das „*Mix-in-place-Verfahren*“ kann, wie schon gesagt, auch mit einzelnen Geräten durchgeführt werden. Geeignet sind Aufreißer, Straßenhobel, Bodenfräsen,

Wasserverteiler und Bodenverdichtungsgeräte, wobei für bindigen Boden Schafffußwalzen Verwendung finden sollen. Für Großversuche in den Tagebauen sind landwirtschaftliche Geräte, wie Pflüge, Grubber und Scheibeneggen, mit Erfolg verwendet worden.

An speziellen Großgeräten, die den internationalen Ansprüchen entsprechen, sind zu nennen: das „Seaman-Andwall“-Hochleistungsgerät [4] und das Vögele-Gerät. Aus der ČSSR und aus der Volksrepublik Polen sind die Mischfräsen PF-1900 und MSG-2000-A zu nennen. In der DDR wird von dem VEB Baumaschinen, Gatersleben, eine Bodenfräse für die Verwendung im Wege- und Straßenbau entwickelt, die voraussichtlich auch für die Stabilisierungszwecke im Tagebau in Betracht kommt. Zwecks Einführung der Bodenstabilisierung im Tagebau Domsen wurde in Ermangelung von Spezialgeräten durch das BKW „Erich Weinert“, Deuben, ein Gerät unter der Leitung des Technischen Leiters Herrn *Krautheim* entwickelt, welches die Arbeitsvorgänge der Zerkleinerung des Bodens, der Bindemittelverteilung und der Verdichtung in sich vereinigt. Das Gerät ist mit einem Fräsrotor, der mit der regelbaren Aschezuführung gekoppelt ist, und einem Mischrotor ausgestattet. Die Frästiefe beträgt 20 cm bei etwa 3,0 m Arbeitsbreite. Die Asche- bzw. Wasserbehälter haben ein Fassungsvermögen von 9 m³ bzw. 6 m³. Die Masse beträgt 26 t, einschließlich gefüllten Wasser- und Aschebehältern 40 t. Die hintere Steuerachse besteht aus sechs niederdruckbereiften Rädern, die paarweise pendelnd gelagert sind. Die vordere Achse ist starr und trägt sieben niederdruckbereifte Räder. Die Verdichtung des Bodens wird durch mehrfaches Verfahren des Gerätes bewerkstelligt, wie aus Bild 2 ersichtlich ist.

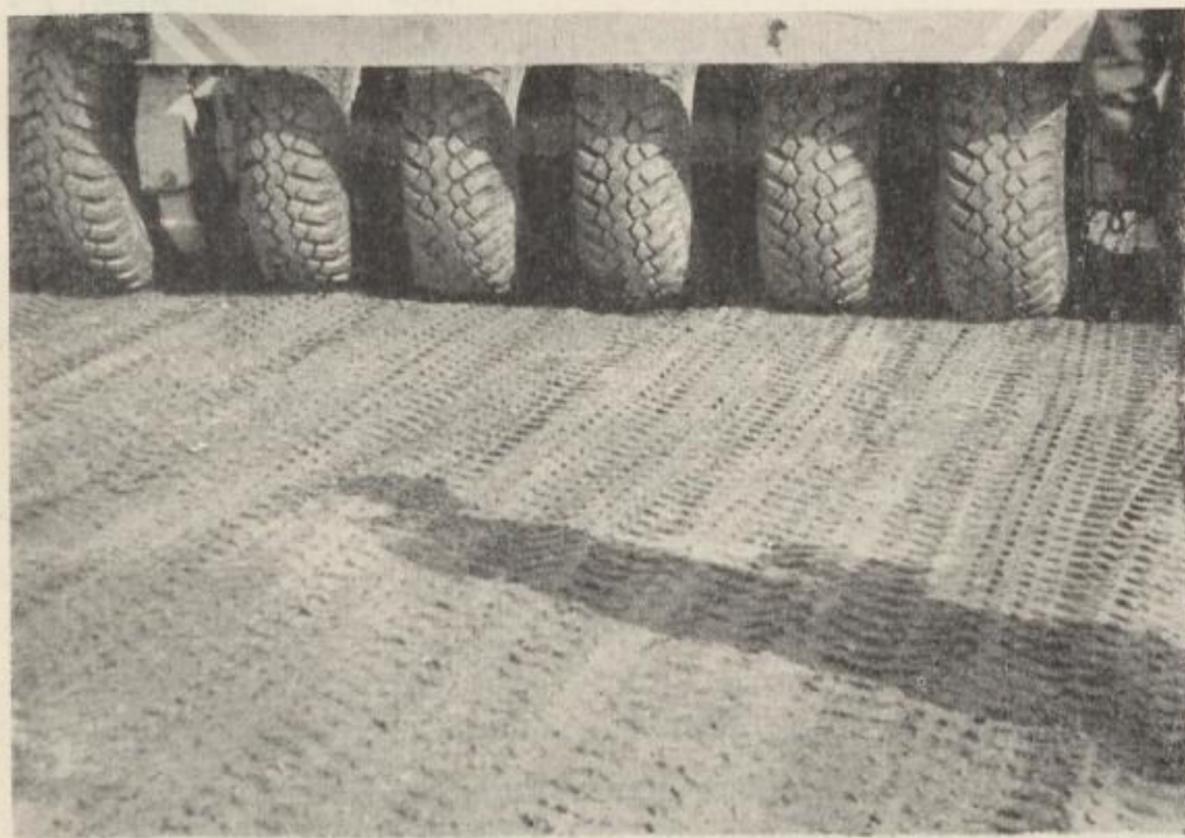


Bild 2. Durch Braunkohlenfilterasche stabilisiertes und verdichtetes Planum im Tagebau Domsen

Laboruntersuchungen

Im Auftrag der Braunkohlenindustrie sind im Speziallabor des Institutes für Landeskultur und Standortkartierung in Bernburg Prüfungen der Einsatzmöglichkeit verschiedener Filteraschen als Stabilisator vorgenommen worden.

Beschaffenheit der Versuchsböden

Als Versuchsböden wurden für die Laboruntersuchungen zwei Schluff-Böden I und II verwendet. Beim Boden I handelte es sich um einen wenig plastischen pleistozänen Geschiebelehm, beim Boden II um ein stark plastisches Verwitterungsprodukt aus dem Muschelkalk. In nachfolgender Tabelle 1 werden die genannten Böden anhand der Bodenkennwerte und weiterer Kennziffern charakterisiert.

Tabelle 1. Charakteristik verschiedener Böden

Kennwerte		Boden I	Boden II
Schlammanalyse (nach <i>Casagrande</i>):			
Schluff	[%]	70	84
Ton	[%]	5	7
w_f		24,6	62,4
w_a		16,9	31,3
w_{fa}		7,7	31,1
<i>Enslin</i> -Wert	[%]	47,0	89,7
Lineare Schrumpfung	[%]	2,5	13,0
Org. Substanz	[%]	0,5	2,9
Glühverlust	[%]	2,1	7,9
Sorptionskapazität:			
<i>T</i> -Wert	mval/100 g Boden	12,2	35,8
Lösliches Al und Si nach <i>Foster</i> :			
Al ₂ O ₃	[%]	1,18	1,55
Si O ₂	[%]	2,61	2,48
Ca CO ₃	[%]	1,40	0,20

Beschaffenheit von Filteraschen

Die Eignungsprüfung umfaßte neun aus verschiedenen Werken stammende Braunkohlenfilteraschen, deren Stabilisierungswirkung im Rahmen der Untersuchung der Wirkung von Hochofenzement bzw. Bunakalk gegenübergestellt ist. Die genaue Herkunft, chemische Zusammensetzung und der Ascheanteil < 0,06 mm Korngröße ist aus Tabelle 2 ersichtlich.

Tabelle 2. Chemische Zusammensetzung und Aschenanteil < 0,06 mm Korngröße verschiedener Filteraschen

Filterasche	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MgO	Sulfat-Ion SO ₄	SO ₃	Glühverlust	Kornanteil < 0,06 mm
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
FA Deuben	23	4	28	20	—	—	—	—	99
HOZ	55	29	7	3	—	—	—	—	72
FA Böhlen	45	6	16	6	—	—	—	—	73
FA Theißen	39	9	19	5	—	—	—	—	72
FA Bitterfeld	34	4	16	8	—	—	—	—	80
FA Espenhain	34	9	16	5	—	—	—	—	71
FA Vockerode	26	7	15	5	—	—	—	—	71
Bunakalk	66	2,5	1,4	1	—	—	—	—	57
FA Regis	21	10	23	8	—	—	—	—	58
FA Lauta	51	7	17	7	—	—	—	—	56
FA Zschornowitz	3	4	7	3	—	—	—	—	27
FA Helmstedt	1,81	72,48	2,57	3,24	0,38	—	2,90	0,53	56 bis 69
FA Rheinland	49,55	7,31	5,55	16,60	12,77	—	5,29	—	—
FA Österr. Braunk.	5,13	48,0	24,98	10,00	2,98	—	1,00	—	—
FA Dtsch. Steink.	3,0	47,60	27,90	15,6	2,12	—	0,47	—	—
FA John Schehr									
Probe 1	30,7	15,3	40,3	2,5	7,0	7,0	5,8	2,3	—
Probe 2	24,7	16,1	46,9	0,5	7,0	7,0	5,8	0,5	—
Probe 3	30,1	20,4	38,4	3,5	7,0	7,0	5,8	3,3	—
Probe 4	23,2	22,5	42,2	0,7	11,7	11,7	9,8	0,2	—
Probe 5	29,0	14,8	39,7	2,8	17,2	17,2	14,4	2,1	—
FA Hirschfelde — Turow	4,65	44,64	43,82	4,39	0,87	—	1,63	—	—

Zum Vergleich werden die Analysen von Filteraschen aus Helmstedt, dem Rheinland, von österreichischer Braunkohle und deutscher Steinkohle angegeben, mit denen an der Bergakademie Claustal experimentiert wurde [5].

Die Filteraschen von BKW „John Schehr“ und von Hirschfelde—Turow sind ebenfalls für Stabilisierungszwecke bzw. zur Sicherung von Kippenböschungen auf ihre Verwendbarkeit untersucht und analysiert worden.

Aus den Ascheuntersuchungen in Claustal geht hervor, daß eine Abhängigkeit der für die Stabilisierung erforderlichen Aschequalität von den in der untersuchten Asche vorhandenen Körnungen besteht. Analysen der verwendeten Filteraschen lassen erkennen, daß die Bestandteile, welche die Bodenstabilisierung fördern, nicht der jeweiligen Kornverteilung entsprechend verteilt sind. Man kann den Chemismus des Stabilisators daher durch Klassieren verändern. Das Ergebnis der Untersuchungen in Claustal ist aus der Tabelle 3 und der Tabelle 4 zu ersehen.

Verallgemeinert geht daraus hervor, daß die Aschebestandteile < 0,06 mm Korngröße einen besseren Stabilisator ergeben als gröbere Fraktionen. Die Begründung ist im unterschiedlichen Chemismus der einzelnen Kornfraktionen zu

Tabelle 3. Analyse der Rohfilterasche

SiO ₂ [%]	CaO [%]	Fe ₂ O ₃ [%]	Al ₂ O ₃ [%]	MgO [%]	flücht. Bdt. [%]	H ₂ O [%]
72,48	11,81	3,24	2,57	0,38	0,53	0,15

Tabelle 4. Analysen der klassierten Filterasche

∅	SiO ₂ [%]	CaO [%]	Fe ₂ O ₃ [%]	Al ₂ O ₃ [%]	MgO [%]	flücht. Bdt. [%]	H ₂ O [%]
0,08—0,11	87,4	5,55	0,89	0,33	0,27	0,73	0,07
0,05—0,08	80,75	9,24	1,70	0,37	0,53	0,72	0,14
0,01—0,05	69,24	14,41	2,48	5,20	1,62	0,92	0,20
0,00—0,01	60,70	23,54	6,63	2,11	2,54	0,00	0,10

suchen, was durch geringere Druckfestigkeit an Proben, hergestellt mit aufgemahlener Filterasche verschiedener Fraktionen, zum Teil nachgewiesen werden konnte [5].

Diese Tatsache hat u. a. auch dazu veranlaßt, daß vom Kraftwerk Vockerode die feinen Fraktionen der Filterasche seit Jahren der Zementindustrie zugeführt werden.

Untersuchungsergebnisse.

Im Labor sind für die vergleichenden Untersuchungen zylindrische Probekörper verwendet worden. Die Abmessungen betragen 5 cm Probendurchmesser und 5 cm Probenhöhe. Vorversuche zur Ermittlung der möglichen Verdichtung des Boden-Filterasche-Gemisches für die Probekörperherstellung und des zugehörigen optimalen Wassergehaltes im Proctorversuch unter Verwendung eines mittleren Ascheanteiles waren Voraussetzung für die weitere Probenherstellung. Mit jeder der neun zu prüfenden Filteraschen (Deuben, Böhlen, Theißen, Vockerode, Espenhain, Regis, Bitterfeld, Lauterbach, Zachornowitz), außerdem mit Hochofenzement und mit Bunakalk wurden Probekörper mit Bindemittelanteilen von 6, 8, 10 und 15 Massenanteilen je 100 Teile Bodentrockenmasse hergestellt. Anschließend erfolgte eine 7- bzw. 28tägige Feuchtraumlagerung und ein Tag Wasserlagerung, wonach die Zylinderdruckfestigkeit als Relativwert für die erzielte Verfestigung der Probekörper bestimmt wurde.

Die Ergebnisse der Versuche sind in den Bildern 3, 4, 5 und 6 graphisch dargestellt. Die Bilder 3 und 4 zeigen die Zylinderdruckfestigkeiten der Probekörper unter Verwendung von Boden I bzw. Boden II nach 7 Tagen Feuchtraumlagerung und einem Tag Wasserlagerung, die Bilder 5 und 6 die Zylinderdruckfestigkeiten für die Böden I bzw. II nach 28 Tagen Feuchtraumlagerung und einem Tag Wasserlagerung. Daraus ist ersichtlich, daß die durch die Stabilisierung

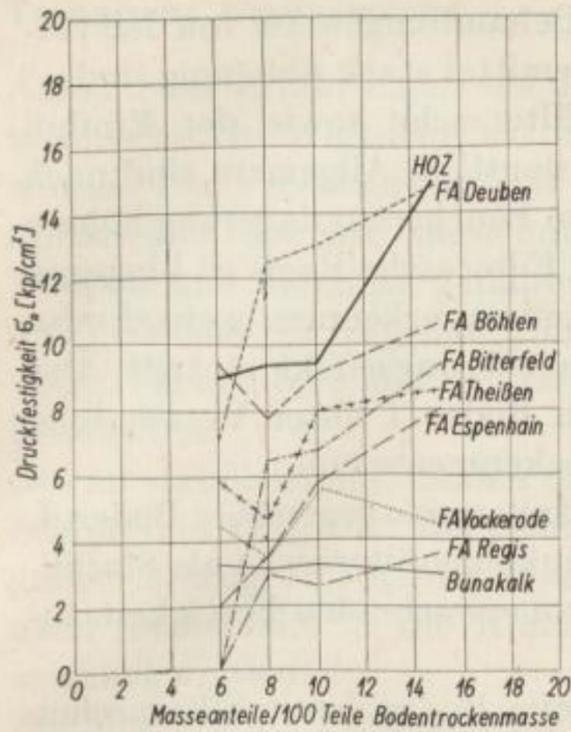


Bild 3
Druckfestigkeiten von Boden-Filterasche-Gemischen (Boden I) nach 7 Tagen Feuchtraum- und 1 Tag Wasserlagerung

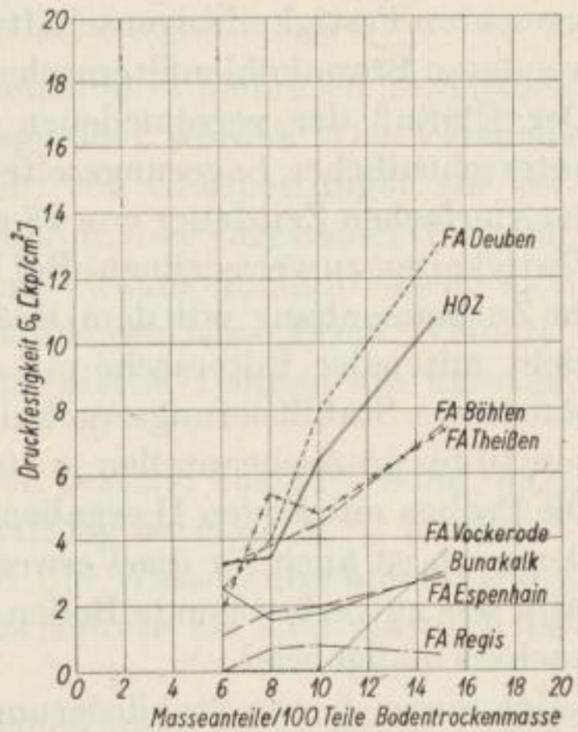


Bild 4
Druckfestigkeiten von Boden-Filterasche-Gemischen (Boden II) nach 7 Tagen Feuchtraum- und 1 Tag Wasserlagerung

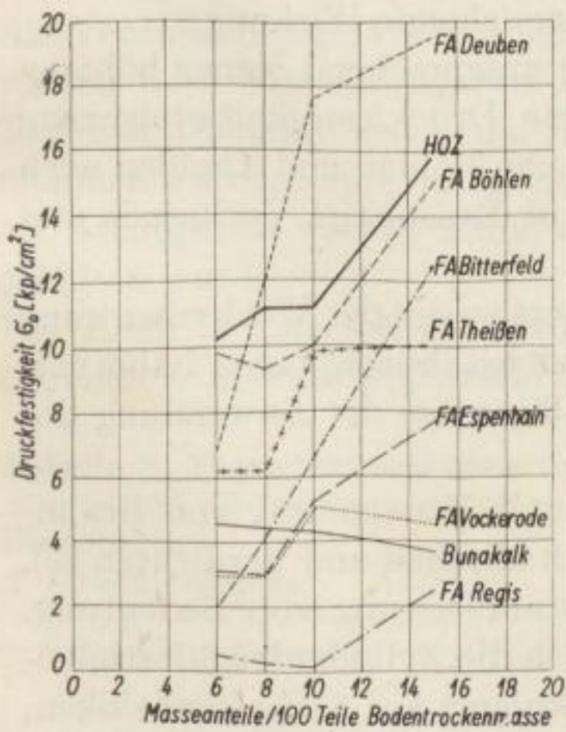


Bild 5
Druckfestigkeiten von Boden-Filterasche-Gemischen (Boden I) nach 28 Tagen Feuchtraum- und 1 Tag Wasserlagerung

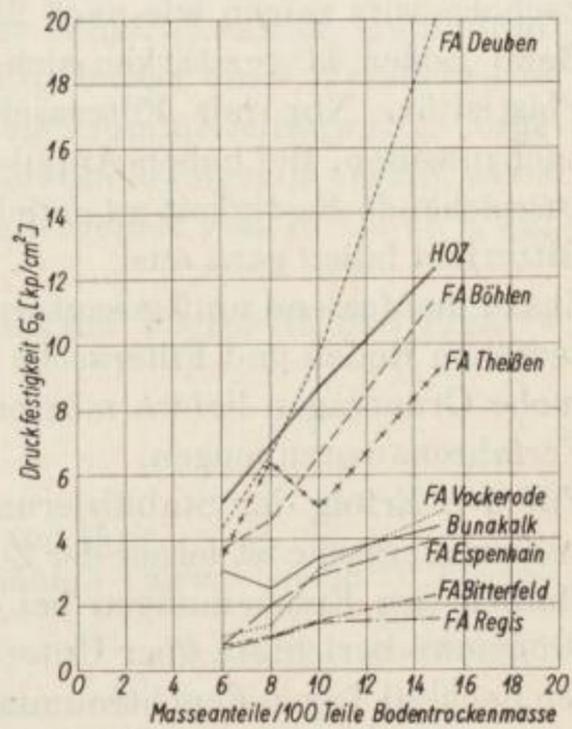


Bild 6
Druckfestigkeiten von Boden-Filterasche-Gemischen (Boden II) nach 28 Tagen Feuchtraum- und 1 Tag Wasserlagerung

erreichten Festigkeitseigenschaften trotz gleicher Behandlungsweise von den verwendeten Braunkohlenfilteraschen bzw. dem Bindemittel stark abhängig sind.

Der Einfluß der verschiedenen Massenanteile Filterasche sowie der Einfluß unterschiedlicher Lagerungszeiten wird ebenfalls deutlich. Allgemein sind nach der vierfachen Zeitdauer von 28 gegenüber 7 Tagen Feuchtraumlagerung höhere Festigkeiten zu verzeichnen. Bei Verwendung von Filterasche Regis ist hingegen im Zusammenhang mit dem Boden I das Gegenteil zu erkennen, wonach also nicht mit jeder Filterasche ein dauerhafter Stabilisierungseffekt eintritt. Das günstigste Stabilisierungsergebnis stellt sich beim Boden I unter Verwendung von 10 bis 15 Ascheanteilen je 100 Teile Bodentrockenmasse ein.

Die Proben mit Boden II ergaben geringere Festigkeitswerte gegenüber Boden I. Demnach ist auch für die Verwendung einer Braunkohlenfilterasche als Stabilisator der zu verfestigende Boden hinsichtlich des zu erwartenden Festigkeitszuwachses maßgebend.

Keine ausreichende Stabilisierungswirkung war beim Boden I mit Filteraschen aus Lauta und Zschornewitz, beim Boden II außerdem mit Filterasche aus Bitterfeld zu erzielen.

Nach längerer Probenlagerung (75 Tage) ist bei Proben aus Boden I folgendes festzustellen: Mit Filterasche Deuben, Theißen und Böhlen ist eine weitere Druckfestigkeitssteigerung vorhanden, was sich bei der Filterasche Theißen aber nur auf die hohen Ascheanteile (10 und 12 Massenanteile) bezieht. Einen geringen Rückgang hat die Filterasche Espenhain zu verzeichnen. Bei 6 und 8 Massenanteilen der Filterasche Vockerode ist die Stabilität aufgehoben. Die Filterasche Bitterfeld bewirkt mit 15 Massenanteilen noch eine geringe Steigerung, die Festigkeit sinkt bei 6, 8 und 10 Massenanteilen auf Null. Die Filteraschen Lauta und Zschornewitz zeigen wie nach 28 Tagen keine ausreichende Wirkung.

Beim Boden II verstärken sich diese Tendenzen entsprechend seiner höheren Plastizität. Nur mit Filterasche Deuben ist eine Druckfestigkeitssteigerung nachzuweisen. Bei hohen Anteilen ist mit Filterasche Böhlen und Theißen noch ausreichende Festigkeit zu erzielen. Die Aschen aus Espenhain, Vockerode und Bitterfeld fallen ganz aus.

Zusammenfassend muß gesagt werden, daß besonders wegen der Wechselwirkung zwischen Boden und Filterasche vor geplanten Bodenstabilisierungen Laborversuche Grundlagen liefern müssen, um so Fehlschlägen bei der Anwendung des Verfahrens vorzubeugen.

Für den Erfolg der Stabilisierungsmaßnahmen unter Verwendung von Braunkohlenfilterasche ist ferner der Zeiteinfluß zwischen Mischen und Verdichten [2], ähnlich den Erscheinungen bei der reinen Kalkstabilisierung von Bedeutung. *Großmann* berichtete über Untersuchungen, wonach die Zylinderdruckfestigkeiten nach 10 Tagen Feuchtraumlagerung von 31,0 kp/cm² auf 5,0 kp/cm² sinken, wenn sich die Zeitspanne zwischen dem Misch- und Verdichtungsvorgang von 0,1 h auf 96 h erhöht. Nach 90 Tagen Feuchtraumlagerung sinkt die Festigkeit von 45,0 kp/cm² auf 10,0 kp/cm² bei gleichem Zeitunterschied zwischen Mischen und Verdichten. Aus diesem Grunde ist ein kontinuierlicher Arbeitsablauf einzuhalten.

Technische Großversuche

Anhand der Erfahrungen aus den Laborversuchen sind in mehreren Tagebauen technische Großversuche zur Stabilisierung ausgeführt worden. Die Versuche wurden zur Verbesserung von Raupenfahrwegen, von Gleisbettungen für stationäre und rückbare Gleise unternommen. Von den in den Tagebauen Goitsche, Domsen und Witznitz gefahrenen Versuchen mit Braunkohlenfilterasche sind die Versuche im Tagebau Domsen des Braunkohlenwerkes „Erich Weinert“ unter Verwendung der im Labor geprüften Filterasche Deuben am aussagekräftigsten.

Der zu stabilisierende Boden im Tagebau Domsen bestand aus 24% Sand, 59% Schluff und 17% Ton. Der natürliche Wassergehalt lag bei etwa 21%. Die Fließgrenze betrug 28,3%, die Plastizität 8,3% und die Wasseraufnahmefähigkeit nach *Enslin* 53,6%. Die Konsistenz des Bodens konnte als steif-plastisch bezeichnet werden.

Zur Messung der Festigkeit der stabilisierten Flächen stand die *Steinsche* Drucksonde [6] zur Verfügung, eine Handsonde mit auswechselbaren Druckstempeln, vergleichbar mit der Proctornadel. Die aufgewendete Energie wird bei der *Steinschen* Sonde durch das Maß der Verformung eines Ring-Kraftmeßbügels mittels Meßuhr gemessen.

Maschinen und Geräte wurden zum größten Teil in Ermangelung eines eigentlichen Bodenvermörtelungsgerätes behelfsweise von der Landwirtschaft übernommen. Die Durchmischung erfolgte mit einer Scheibenegge, während die Ascheverteilung provisorisch mit Ladegeräten (Überkopflader, Schwenkschaufel-lader) oder von Hand ausgeführt werden mußte, ebenso die erforderliche Befechtung.

Als Verdichtungsgeräte wurden je nach Bodenart Schafffußwalzen, Gummiradwalzen oder Vibrationsgeräte eingesetzt. Die Ergebnisse eines Versuches im Tagebau Domsen, wobei die Verdichtung mittels Gummivielradwalze vorgenommen wurde, zeigte bezüglich der Eindringwiderstände folgende Werte, wobei ein Aschegehalt von 18% und ein optimaler Wassergehalt von 16 bis 18% eingehalten wurde.

Die Eindringwiderstände wurden an 22 Meßpunkten überprüft und ergaben folgende Zahlenwerte (Tabelle 5):

Tabelle 5. Festigkeit stabilisierten Bodens

Eindringtiefe d. Druckstempels [cm]	Eindringwiderstand [kp]		
	unverfestigt	nach 5 Tagen	nach 12 Tagen
1	4	22	50
7	11	28	75

Nach diesem Zeitpunkt einsetzender starker Regen verminderte die Festigkeit auf 39,3 kp/cm² nach 107 Tagen, während schwacher Regen auf die Stabilisierung keinen Einfluß hatte. Die Kosten der Stabilisierung im Versuchsbetrieb

mit provisorischen Mitteln stellten sich auf 2,83 MDN/m² ein und werden sich bei weiterer Mechanisierung wesentlich verringern lassen. Als Vergleich soll noch die Kalkstabilisierung eines Raupenfahrweges im Tagebau Borna erwähnt werden, die ebenfalls erfolgreich verlief und sich trotz hoher Beanspruchung durch die Raupen für die Dauer von etwa 1¹/₂ Jahren bewährt hat. Die Kosten für diese Stabilisierung mit Behelfsmitteln betragen 2,64 MDN/m².

Ein Problem der *Bodenverfestigung* tritt in Arbeitsebenen von Tagebauen erfahrungsgemäß auch dann auf, wenn Feinsande weitgehend ausgetrocknet sind, da beim Befahren der Gleise durch die schweren Abraumzüge von den sich auf und ab bewegendenden Schwellen die trockenen Feinstbestandteile ausgeblasen werden. Die Folge dieser Erscheinung sind verstärkte Gleisunterhaltungsarbeiten, z. B. im Tagebau „Bluno“ in einem Rhythmus von 4 Tagen im ungünstigsten Falle. Zur Behebung dieser zusätzlichen Arbeiten wird versuchsweise eine Bodenverfestigung mit Braunkohlenfilterasche aus dem eigenen Kraftwerk durchgeführt, indem eine etwa 25 cm starke Tragschicht aus angefeuchtetem Boden-Filterasche-Gemisch nach Art der Technologie der Bodenstabilisierung hergestellt wird. Auf diese Weise konnte eine betriebssichere Gleislage ohne zusätzliche Gleisunterhaltungsarbeiten von mehreren Wochen erzielt werden.

Bei der Einführung der Bodenstabilisierung in den Tagebauen sind durch Vorversuche im Laboratorium die Voraussetzungen für den Kationenaustausch zwischen dem Boden und dem Stabilisator zu prüfen, während zur Erzielung der erforderlichen Wirtschaftlichkeit des Verfahrens so wie anderen Ortes Spezialgeräte eingesetzt werden müssen, deren Entwicklung in Anlehnung an erprobte Gerätetypen beim VEB Baumaschinen, Gatersleben, angelaufen ist.

Zusammenfassung

Nach Darlegung des Chemismus der Bodenstabilisierung mit Braunkohlenfilterasche auf Kalkbasis wird die Eignung mehrerer Filteraschen durch Laboruntersuchungen bei Ascheanteilen von 6 bis 15% ermittelt, wobei die besten Ergebnisse mit der Filterasche des BKW Deuben bei 23% CaO, 28% Al₂O₃ und 20% Fe₂O₃ zur Stabilisierung von Schluffböden erzielt wurden. Bei dem technischen Großversuch ergaben sich bei einem Aschegehalt von 18% und einem optimalen Wassergehalt von 16 bis 18% Druckfestigkeiten über mehrere Wochen von 50 bis 75,0 kp/cm², gemessen mit der *Steinschen* Sonde, die einen reibungslosen Fahrbetrieb ermöglichten.

Auf die Bedeutung einer modernen Technologie der Bodenstabilisierung zur Erzielung wirtschaftlicher Ergebnisse wurde hingewiesen.

LITERATUR

- [1] Vorträge zur 4. Unionskonferenz über Verfestigung und Verdichtung von Bodenmassen. Tbilissi 1964
- [2] *Großmann, W.*: Bodenstabilisierung für Baustraßen. Bauzeitung (1964)

- [3] *Klengel, J.*: Die Verfahren der Bodenstabilisierungsmethoden zur Verbesserung der Eigenschaften des Baugrundes. *Bergakademie*, **14** (1962) 6
- [4] Uses and Methods of Operating the Seaman Trav-L-Plant Pulvi-Mixer, Seaman-Andwell Corporation. Milwaukee 1, Wis.
- [5] *Wöhlbier, H.*, und *Kruk, H.-U.*: Experimentelle Untersuchungen über die Verwendbarkeit von Braunkohlenfilterasche zur Verfestigung von Schwimmsand im Braunkohlentagebau. *Bergbauwissenschaften*, **9** (1962) 12, S. 14
- [6] *Stein, G.*: Ein Handsondiergerät zur Ermittlung der Festigkeit des Baugrundes auf der Baustelle. *Bautechnik*, (1957) 12

Faint, illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the page.

Untersuchungen über Effektivität von Entwässerungsanlagen im Tagebau mittels elektronischer Rechenmaschinen¹

Von *W. Strasse*, Senftenberg

Allgemeine Grundlagen der Modellierung

Seit Jahren werden in der Sowjetunion sowie in den USA anhand von Modellversuchen hydrologische Probleme, die beim Aufschluß und Betrieb von Bergbauanlagen entstehen, untersucht und als Grundlage für die Projektierung der erforderlichen Entwässerungsanlagen verwendet. Besonders für unseren Braunkohlenbergbau gewinnt die Arbeit mit analogen Modellen Bedeutung, da es mittels mathematischer Modelle möglich ist, entsprechend den hydrologischen und geologischen Bedingungen des Tagebaufeldes die erforderlichen Entwässerungsmaßnahmen einzuleiten.

Grundlage für das Erkennen und Lösen hydrologischer und entwässerungstechnischer Probleme ist die Filtrationstheorie und damit das von *Darey* formulierte Filtrationsgesetz

$$Q = K_f \cdot \frac{S \cdot H}{l} \quad (1)$$

wobei

Q = Wassermenge

S = Querschnittsfläche

H = Druckhöhe

l = Länge des Filterweges

Ersetzt man die Druckhöhe H durch das Druckgefälle $\Delta P = \gamma H$, so erhält man

$$Q = K_f \cdot \frac{S \cdot \Delta P}{l \cdot \gamma} \quad (2)$$

oder

$$V = K_f \cdot \frac{\Delta P}{l \cdot \gamma} \quad (3)$$

wobei γ die Dichte des Wassers ist.

¹ Auszug aus der am 6. 2. 1964 am Moskauer Institut für Radioelektronik und Bergbauelektromechanik verteidigten Dissertation zur Erreichung des akademischen Grades eines Dr.-Ing.

Diese Gleichung (3) in Differentialform ergibt

$$V = - \frac{K_f}{\gamma} \cdot \frac{d p}{d l} \quad (4)$$

Das Minuszeichen bedeutet hierbei, daß die Filtrationsgeschwindigkeit dem Anwachsen des Druckes entgegengerichtet ist.

Aufbauend auf das in Differentialform (4) gefaßte Gesetz von *Darey*, gibt es die verschiedensten Arten der Modellierung hydrologischer Probleme. Im Rahmen dieser Arbeit soll nur kurz auf einige Methoden mathematischer Modellierung eingegangen werden.

Die elektrodynamische Analogie

Sie wurde 1920 durch *Pawlowsky* erarbeitet und gestattet die Lösung ebener und räumlicher (bei einer planparallelen Filtration) stationärer Probleme mit Hilfe elektrischer Modelle.

In diesen Modellen benutzt man als Leiter leitfähiges Papier und als Hilfsmittel zur Lösung den Elektrointegrator von *Filtschakow* und *Pantschin*.

Der Elektrointegrator EGDA ist für die Lösung von Randwertproblemen für elliptische Gleichungen mit stückweise konstanter Charakteristik des Mediums bestimmt, als Sonderfall für die Lösung der Gleichung von *Laplace*.

Als Grundlage der EGDA-Methode dient die Analogie zwischen der stationären Strömung des Grundwassers im porösen Mittel und der stationären Strömung des elektrischen Stromes im leitenden Mittel.

Zur Klärung dieser Analogie stellen wir die Differentialgleichungen der Bewegung des Grundwasserstromes und des elektrischen Stromes auf, wobei wir uns auf die zweidimensionale stationäre Strömung beschränken:

für den Grundwasserstrom:

$$\left. \begin{aligned} V_x &= - K_f \frac{\partial H}{\partial x} \\ V_y &= - K_f \frac{\partial H}{\partial y} \end{aligned} \right\} \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad (5)$$

für den elektrischen Strom:

$$\left. \begin{aligned} i_x &= - \sigma \frac{\partial u}{\partial x} \\ i_y &= - \sigma \frac{\partial u}{\partial y} \end{aligned} \right\} \frac{\partial i_x}{\partial x} + \frac{\partial i_y}{\partial y} = 0 \quad (6)$$

Hierbei sind:

V_x, V_y die Komponenten des Vektors der Filtrationsgeschwindigkeit

$H(x, y)$ die Druckhöhe

K_f	der Durchlässigkeitsbeiwert
i_x, i_y	die Komponenten des Vektors der Dichte des Stromes
U	eine Funktion der Spannung
σ	die elektrische Leitfähigkeit

Es ist leicht zu erkennen, daß die Gleichungen (5) und (6) analog sind, der Vektor der Filtrationsgeschwindigkeit ist mit dem Vektor der Stromdichte identisch, der Durchlässigkeitsbeiwert K_f mit der Leitfähigkeit und die Drücke H mit der Spannungsfunktion U .

Bei Anwendung dieser Gleichungen erhält man

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K_f(x, y) \frac{dH}{dx} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K_f(x, y) \frac{dH}{dy} \right] = 0 \quad (7)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\sigma(x, y) \frac{du}{dx} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\sigma(x, y) \frac{du}{dy} \right] = 0 \quad (8)$$

Erfolgt die Strömung im homogenen Mittel, d. h.

$$K_f(x, y) = \text{konst.} \quad \sigma(x, y) = \text{konst.}$$

so gehen die Gleichungen (7) und (8) in die Gleichungen von *Laplace* über:

$$\frac{\partial^2 H}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 H}{\partial y^2} = 0 \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = 0 \quad (10)$$

Die Gleichungen (7), (9) und (8), (10) sind identisch. Nimmt man deshalb einen elektrischen Leiter, der in seinen Abmessungen denen des Grundwasserstromes gleich ist, und stellt die Gleichheit des Durchlässigkeitsbeiwertes und der Leitfähigkeit her ($\sigma = K_f$) — in allen Punkten des Gebietes — sowie die Gleichheit von Spannung und Druckhöhe an der Grenze des Gebietes, das die Eindeutigkeit der Lösung der Gleichungen bestimmt, so fallen die zahlenmäßigen Ergebnisse zusammen. Jedoch entstehen bei der Durchführung derartiger Versuche häufig zusätzliche Schwierigkeiten. Um diese zu umgehen, sucht man gewöhnlich eine experimentelle Lösung für ein ähnliches elektrisches System und erweitert diese mit Hilfe einfacher Übergangswerte auf das zu lösende hydrodynamische Problem.

Die physikalische Analogie zwischen der stationären Strömung eines Grundwasserstromes im porösen Mittel und der des elektrischen Stromes im leitenden Mittel ist leicht aus der Gegenüberstellung der Gleichungen (7) und (8) zu ersehen.

Die entsprechenden Größen sind:

H = Druckhöhe

V = Filtrationsgeschwindigkeit

K_f = Durchlässigkeitsbeiwert

$$Q = \int_0^l V_n dl = - \int_0^l K_f \frac{\partial H}{\partial n} dl \quad (11)$$

für den Grundwasserstrom

U = Spannung

i = Stromdichte

σ = Leitfähigkeit

$$\text{Die Stromstärke } I = \int_0^l i_{n'} dL = \int_0^l \sigma \frac{\partial u}{\partial n'} dL \quad (12)$$

hierbei sind

l = Länge des Bogens längs der Linie gleicher Druckhöhe

n = Länge des Bogens längs der Stromlinie

L = Länge des Bogens längs der Linie gleicher Spannungen

n' = Länge des Bogens längs der Stromlinie im Modell

Wir betrachten ein elektrisches Modell, das in einem bestimmten Maßstab m das zu untersuchende Filtrationsgebiet abbildet. Das erlaubt zu schreiben

$$x' = mx; \quad y' = my \quad (13)$$

wobei

x', y' die Koordinaten eines beliebigen Punktes im Modell und

x, y die Koordinaten des entsprechenden Punktes in der Natur sind.

Es sei angenommen, daß zwischen der Spannungsfunktion und der Leitfähigkeit σ einerseits und der Druckhöhe und dem Durchlässigkeitsbeiwert folgende Abhängigkeiten bestehen:

$$U = \alpha H + \beta \quad (14)$$

$$\sigma = n K_f \quad (15)$$

α, β und n sind hier die Koeffizienten der dynamischen Ähnlichkeit zwischen Modell und Natur (Ähnlichkeiten der Grenzbedingungen) und der Koeffizient der physikalischen Ähnlichkeit von Natur und Modell.

Setzt man die Werte für x, y, σ und U in die Gleichung (8) ein, so erhält man:

$$\frac{\alpha n}{m^2} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[K_f(x, y) \frac{\partial H}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K_f(x, y) \frac{\partial H}{\partial y} \right] \right\} = 0$$

da $\alpha \neq 0$; $n \neq 0$ und $m < \infty$ so ist

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K_f(x, y) \frac{\partial H}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K_f(x, y) \frac{\partial H}{\partial y} \right] = 0 \quad (16)$$

Die Gleichungen (16) und (7) sind identisch, d. h., jede Lösung der Gleichung (8) entspricht irgendeiner Lösung der Gleichung (7).

Es ist leicht einzusehen, daß, falls $U = \text{konst.}$, auch $H = \text{konst.}$, und wenn $\frac{U}{n} = 0$

ist, so ist auch $\frac{H}{n} = 0$, d. h., die Linien gleicher Spannungen und Ströme im Modell sind auch solche in der Natur.

Die Frage der Ergiebigkeit einer Entwässerungseinrichtung wird besonders behandelt. Ist letztere ein Brunnen mit kreisförmigem Querschnitt, so kann dieser bei kleinem Dmr. und ausgewähltem Maßstab unmöglich genau im Modell dargestellt werden. In diesem Falle faßt man eine nahe Höhenlinie der zu modellierenden Funktion, die den Brunnen einschließt, als Brunnenmodell auf. Den Filterwiderstand der kreisförmigen Schicht zwischen der Höhenlinie und der wahren Brunnenwandung berücksichtigt man durch das Einschalten eines Zusatzwiderstandes R_{zus} . Dieser wird durch folgende Überlegungen bestimmt. Es sei die Niveaulinie $\varrho_1 = r_m$, wobei r_m der Radius der als Brunnenmodell aufgefaßten Niveaulinie ist, die Linie des Brunnens $\varrho_2 = r_{\text{Br.}}$ ($r_{\text{Br.}}$ wahrer Brunnenradius) und (x, y) — ein Punkt in der Ringschicht gegeben (Bild 1).

Wir suchen die Funktion $U(x, y)$, die innerhalb der Ringschicht bei

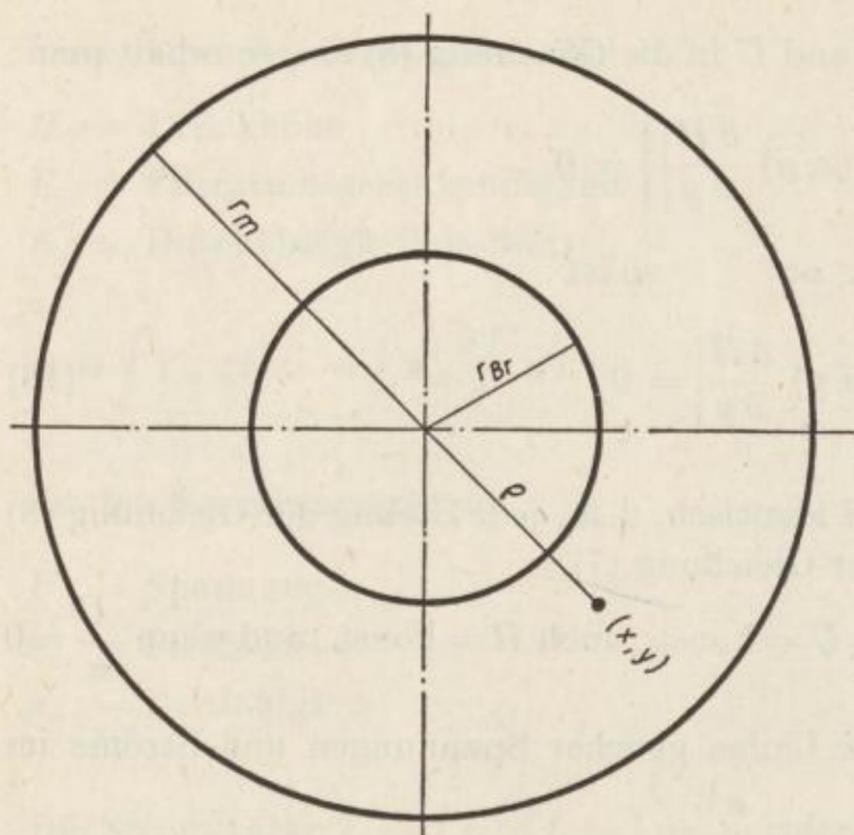
$$\frac{U}{\varrho_2} = U_{\text{Br}} \quad \text{und} \quad \frac{U}{\varrho_1} = U_m$$

die *Laplacesche* Gleichung erfüllt.

Es ist leicht zu erkennen, daß bei diesen Grenzbedingungen die *Laplacesche* Gleichung die Lösung

$$U(x; y) = \frac{U_m \ln \frac{P}{r_{\text{Br.}}} - U_{\text{Br.}} \frac{\varrho}{r_m}}{\ln \frac{r_m}{r_{\text{Br.}}}}$$

hat.



$$R_{\text{zus}} = \frac{R_{\text{sp.}}}{2\pi} \cdot \ln \frac{r_m}{r_{\text{Br}}}$$

Bild 1

Berechnung des Zusatzwiderstandes (Fremdwiderstand)

Für die Ergiebigkeit des Brunnens gilt dann die Formel

$$Q = -r_{\text{Br.}} \int_0^{2\pi} \left(\frac{\partial u}{\partial \varrho} \right) \varrho_2 \partial \varrho = -2\pi \left(\frac{U_m - U_{\text{Br.}}}{\ln \frac{r_m}{r_{\text{Br.}}}} \right) \quad (17)$$

Die Größe U_{Br} ist bekannt. U_m bestimmt man durch Messung des elektrischen Potentials am Brunnensmodell. Mit Hilfe der Gleichung (17) kann man den Zusatzwiderstand R_{zus} berechnen:

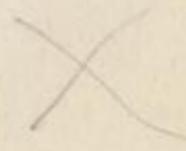
$$R_{\text{zus.}} = \frac{R_{\text{sp.}}}{2\pi} \cdot \ln \frac{r_m}{r_{\text{Br.}}} \quad (18)$$

wobei R_{sp} der spezifische Widerstand des leitfähigen Papiers ist, denn die Durchflüsse werden durch Ströme mit Hilfe von Zusatzwiderständen modelliert.

Die Ergiebigkeit des Brunnens errechnet sich dann nach

$$Q = \frac{R_{\text{sp.}}}{R_{\text{zus.}}} (U_{\text{Br.}} - U_m) \quad (19)$$

Ist der Brunnendurchmesser so groß, daß die Einschaltung von Zusatzwiderständen nicht erforderlich ist, so bestimmt man die Ergiebigkeit unmittelbar nach der Formel (17).



Die hydraulische Analogie

Die Methode der hydraulischen Analogie und das auf dieser Grundlage geschaffene Gerät wurde in den 30er Jahren von *Lukjanow* vorgeschlagen. Die Prozesse, die auf den Hydrointegratoren untersucht und berechnet werden, lassen sich durch partielle Differentialgleichungen elliptischen und parabolischen Typs beschreiben. Bei der Lösung faßt man den Raum als stückweise veränderlich und die Zeit als stetig veränderlich auf.

Die Grundlage der Berechnungen auf dem Hydrointegrator ist die strenge mathematische Analogie zwischen der Veränderung der Höhen in den Röhren des Integrators und der Veränderung der gesuchten Funktion bei einem angenommenen Rechenschema des Prozesses.

Das Wesen der hydraulischen Analogie, angewandt bei Filtrationsaufgaben, besteht darin, daß das verteilte Filterfeld auf dem Gerät durch eine Kette konzentrierter Parameter ersetzt wird (bei eindimensionalen Strömen).

Das zu untersuchende Profil wird in eine Reihe von Teilgebieten zerlegt (Bild 2), wobei jedem auf dem Gerät ein Gefäß bestimmten Rauminhalts entspricht (Bild 3).

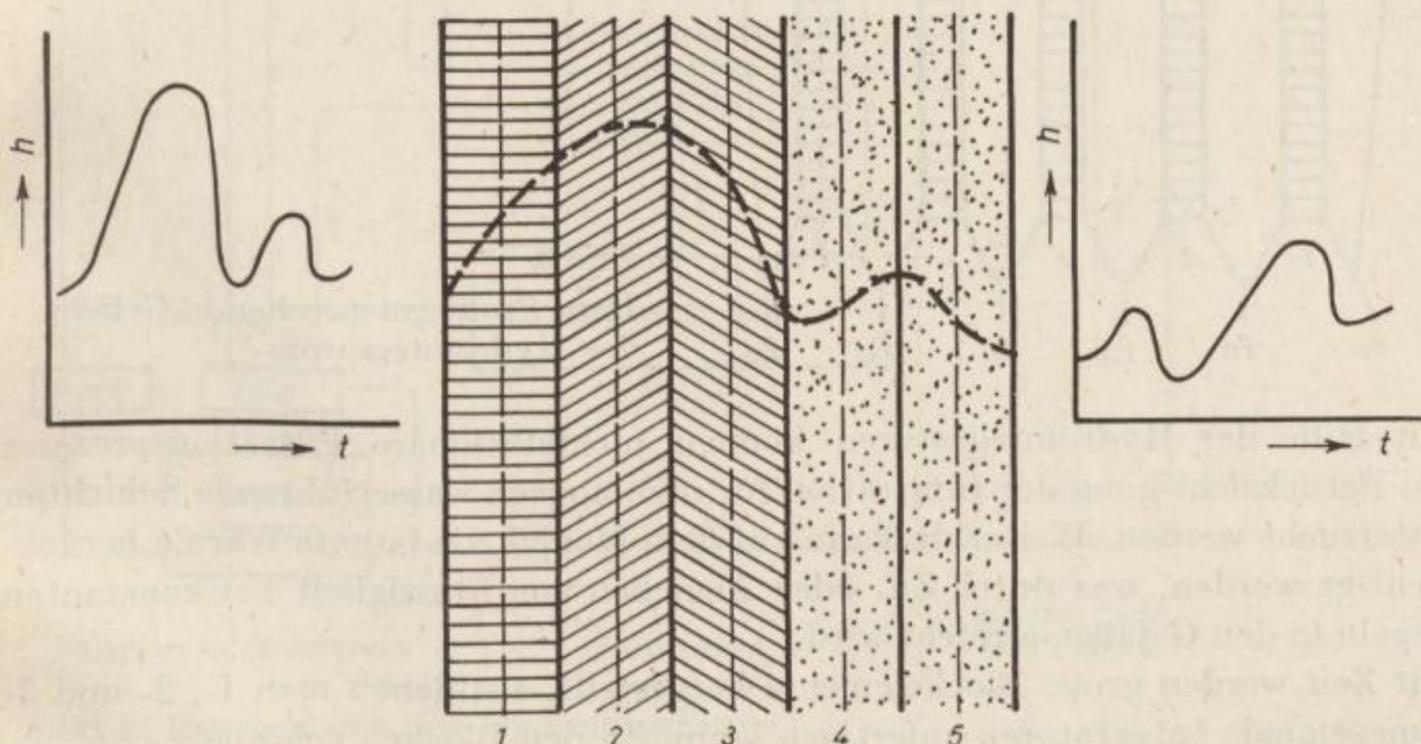


Bild 2. In Teilgebiete zerlegtes Profil des zu untersuchenden Komplexes

Es sei w_1 die Querschnittsfläche eines Gefäßes. Gefäße mit Rauminhalten (1, 2, 3, 4, 5) sind in Reihe durch Röhren mit dem Widerstand ρ_{ij} verbunden.

Die eingesetzten Widerstände ρ_{ij} entsprechen den hydraulischen Widerständen zwischen den Zentren zweier benachbarter Gebiete des Profils. Den Filtrationsprozeß des Wassers im Boden ersetzt man auf dem Hydrointegrator durch den Prozeß des Überströmens des Wassers im System der durch Röhren miteinander verbundenen Gefäße.

Die Anfangsbedingungen werden durch die in der Zeit veränderlichen Flüssigkeitsspiegel in den an den Rändern befindlichen Gefäßen B_1 und B_2 ersetzt. Die

Zahlenwerte erhält man durch Ablesen der Pegel im Gefäßsystem des Integrators. Die Aufgaben werden in einem bestimmten Zeitmaßstab gelöst, wodurch Prozesse, die in der Natur während mehrerer Monate ablaufen, durch Prozesse ersetzt werden, die im Integrator in einigen Stunden ablaufen. Auf der Grundlage dieses Prinzips können nicht nur eindimensionale, sondern auch zwei- und sogar dreidimensionale Modelle (Hydrointegratoren) aufgebaut werden. Die Konstruktion des Modells erlaubt eine Änderung des Querschnitts der Gefäße, der hydraulischen Widerstände der Verbindungen, der Schaltschemata usw.

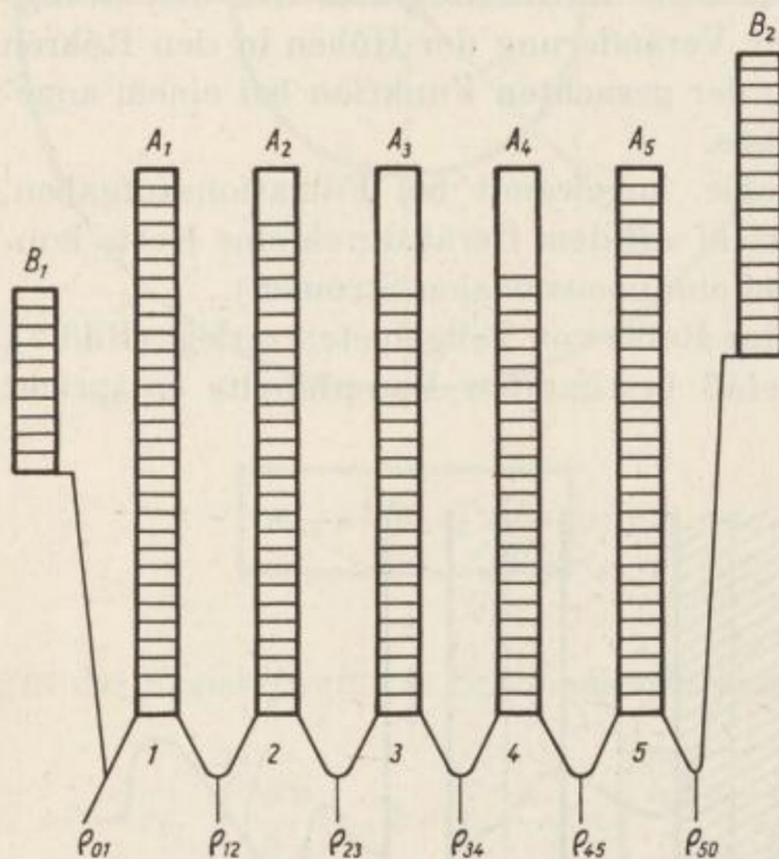


Bild 3
Dem Profil entsprechende Gefäße
des Hydrointegrators

Mit Hilfe der Hydrointegratoren können nichtstationäre Filtrationsprozesse bei Berücksichtigung der Infiltration für inhomogene wasserführende Schichten untersucht werden. Weiterhin kann auf dem Modell die latente Wärme berücksichtigt werden, was durch Zu- oder Abgießen von Flüssigkeit bei konstanten Pegeln in den Gefäßen erreicht wird.

Zur Zeit werden große Blockelemente hergestellt, aus denen man 1-, 2- und 3-dimensionale Integratoren anfertigen kann. Zu den Blöcken gehören:

1. Basissektionen;
2. Vorrichtungen zur Berücksichtigung der latenten Wärme;
3. Sektionen für die Grenzbedingungen.

Die Bestandteile dieser Blöcke und ihr Zusammenwirken sind aus dem Bild 4 zu ersehen.

Mathematische Netzmaschinen

Die Netzmodelle für Probleme der Grundwasserabsenkung und Entwässerung, die 1963 in der Dissertation von Muchina ausgearbeitet wurden, haben die Elektroanalogie zur Grundlage. Das Wesen der Methode bei Anwendung für die

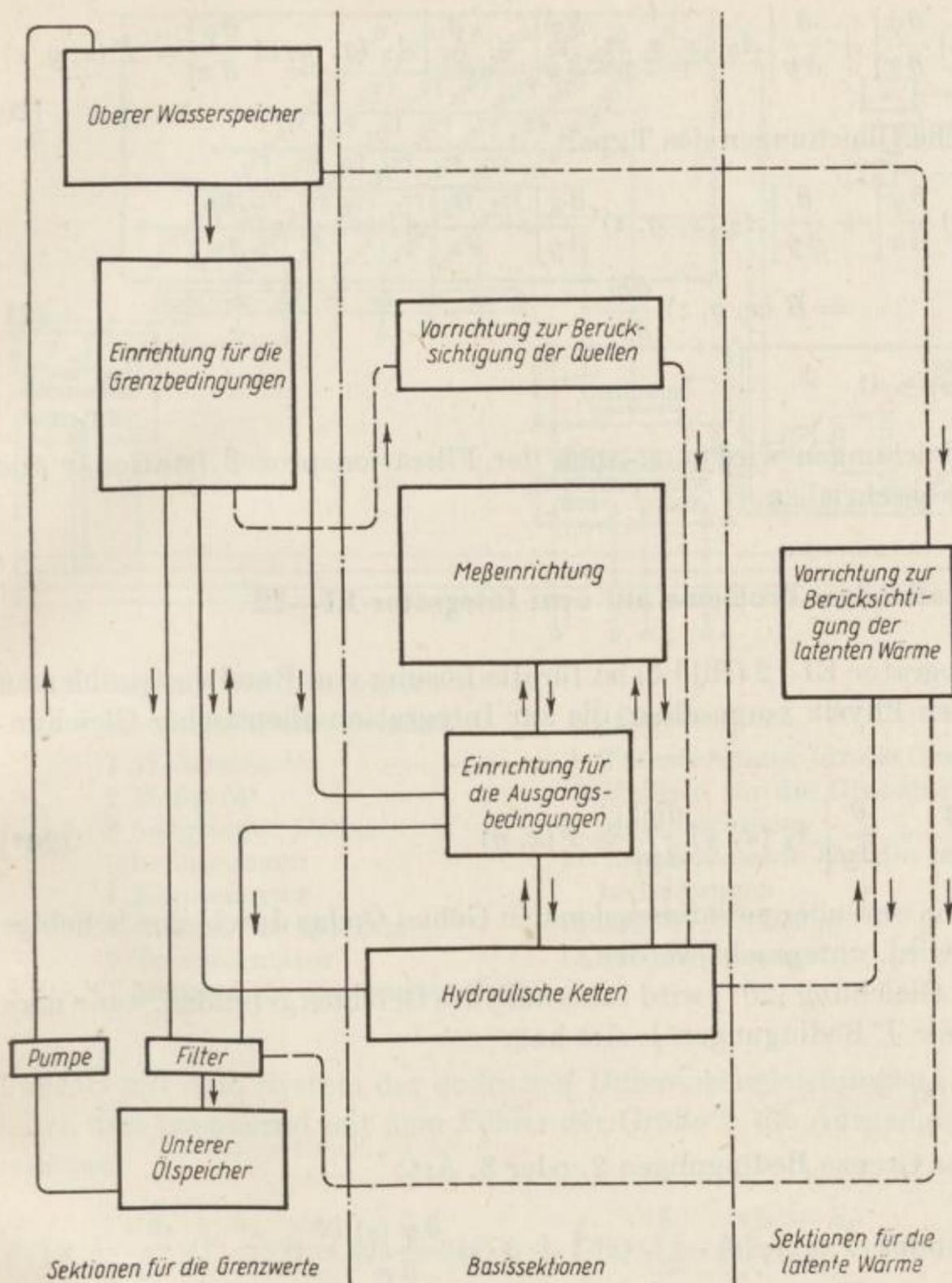


Bild 4. Blockschema des Hydrointegrators

Filtrationsprobleme besteht darin, daß das durchgehende Filtrationsfeld durch ein äquivalentes Netz von Leiterelementen ersetzt wird. Das zu untersuchende Filtrationsgebiet wird durch zueinander senkrechte Linien in elementare Rechtecke aufgeteilt, wobei jedem von ihnen eine bestimmte Kapazität und ein bestimmter Widerstand auf der Maschine entspricht. Den Filtrationsprozeß des Wassers in der Natur ersetzt man durch einen in elektrischen Stromkreisen ablaufenden Prozeß.

Mathematische Netzmaschinen sind für die angenäherte Lösung von Randwert- und Mischproblemen für elliptische partielle Differentialgleichungen des Typs:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[A_1(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[A_2(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[A_3(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial z} \right] = F(x, y, z) \quad (20)$$

und parabolische Gleichungen des Typs:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[A_1(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[A_2(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[A_3(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial z} \right] \\ = B(x, y, z) \frac{\partial \varphi}{\partial t} \end{aligned} \quad (21)$$

wobei $B(x, y, z) > 0$

Durch diese Gleichungen wird u. a. auch der Filtrationsprozeß (stationär und nichtstationär) beschrieben.

Modellierung stationärer Probleme auf dem Integrator EI—12

Der Elektrointegrator EI-12 (Bild 5) ist für die Lösung von Randwertproblemen der theoretischen Physik vorgesehen, die zur Integration elliptischer Gleichungen der Art

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[A_1(x, y) \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[A_2(x, y) \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right] = F(x, y) \quad (20^*)$$

führen und die im ein- oder zweidimensionalen Gebiet G , das durch eine beliebige Linie begrenzt wird, untersucht werden.

Die Lösung der Gleichung (20*) wird innerhalb des Gebietes gefunden, wenn man auf der Grenzlinie Γ Bedingungen 1. Art hat:

$$\varphi(x, y) |_{\Gamma} = f(s)$$

Hat man auf der Grenze Bedingungen 2. oder 3. Art:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} |_{\Gamma} = f_n(s) \quad \text{oder} \quad \alpha(s) [\varphi(s) - f_1(s)] + \beta(s) \frac{\partial \varphi(s)}{\partial n} = 0$$

so sucht man die Lösung auf der Grenze oder in dem Gebiet selbst. Zu zweidimensionalen elliptischen Gleichungen der Art (20*) führt die Untersuchung der verschiedensten stationären physikalischen Prozesse, wie die Berechnung magnetischer Felder in Maschinen und Apparaten, die Berechnung elektrischer Felder in Elektronenlampen und -röhren, in den Durchführungsbuchsen von Hochspannungstransformatoren, in Kondensatoren, Isolatoren usw., die Berechnung von Temperaturfeldern in Bauwerken, in Maschinenelementen und Apparaturen, Berechnung von Problemen der stationären Filtration, Umströmen von Körpern durch eine inkompressible Flüssigkeit usw. Bei der Lösung der Gleichung (20*) auf dem EI-12 benutzt man wie auf jeder beliebigen mathematischen Netzmaschine die Netzmethode, d. h., auf der Maschine löst man ein System Kirchhoffscher Gleichungen, die mit der Genauigkeit eines konstanten

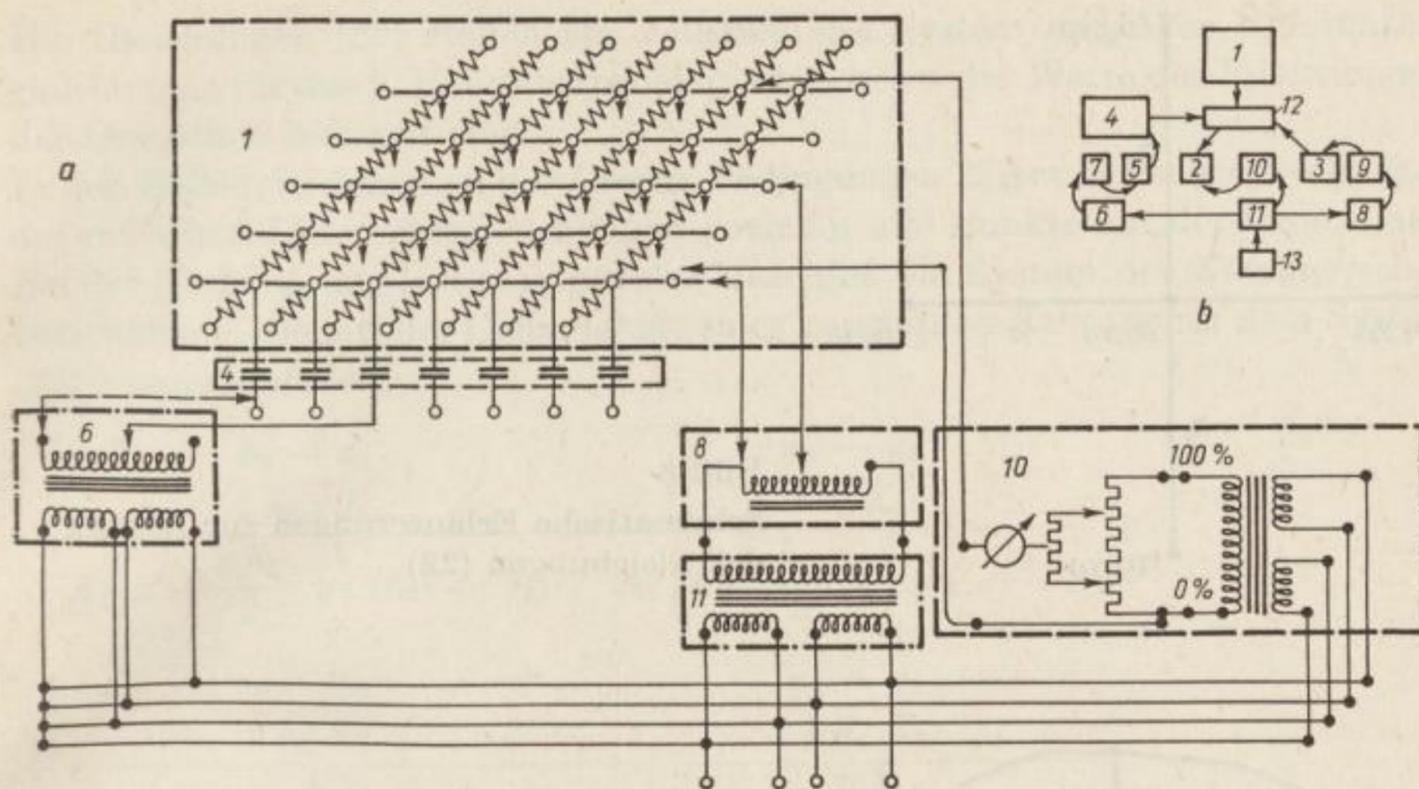


Bild 5. Schema des Integrators EJ 12

a) vereinfachtes Schema

- 1 Widerstände
- 2 Meßgerät
- 3 festgelegte Grenzbedingungen
- 4 Kondensator
- 5 zusätzliche Quellen
- 6 Transformator
- 7 Meßfeld für die Quellen

b) Blockschema

- 8 Transformator für die Grenzbedingungen
- 9 Meßfeld für die Grenzbedingungen
- 10 Meßinstrument
- 11 Transformator für die Grenzbedingungen
- 12 Kabelverbindung
- 13 Stromspeisung

Faktors mit dem System der endlichen Differenzgleichungen (22) zusammenfallen und annähernd mit dem Fehler der Größe h , die Ausgangsgleichung (20*) ersetzen:

$$\begin{aligned}
 & A_1 \left(x + \frac{\alpha h_3}{2} y \right) \cdot \frac{h_2 + h_4}{2 \alpha h_3} (\varphi_3 - \varphi_1) + A_1 \left(x - \frac{h_5}{2} \cdot y \right) \frac{h_2 + h_4}{2 h_5} (\varphi_5 - \varphi_1) \\
 & + A_2 \left(x \cdot y + \frac{h_2}{2} \right) \cdot \frac{h_3 + h_5}{2 h_2} (\varphi_2 - \varphi_1) + A_2 (x \cdot y) - \left(\frac{\beta h_4}{2} \right) \frac{h_3 + h_5}{2 h_4} (\varphi_4 - \varphi_1) \\
 & = \frac{1}{8} [(h_2 + h_4) (\alpha h_3 + h_5) + (h_3 + h_5) (h_2 + \beta h_4)] F(x, y)
 \end{aligned} \quad (22)$$

$\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3, \varphi_4, \varphi_5$ sind hier die Näherungslösungen in den Punkten 1 (x_1, y_1); 2 (x_2, y_2); ... 5 (x_5, y_5) und h_2, h_3, h_4, h_5 die gewählte Größe der Punktentfernungen (Differenzen) (Bild 6).

Ist $\alpha = \beta = 1$, so erhält man die Netzgleichung für einen Punkt, der von der Grenze den Abstand einer Differenzgröße oder mehr hat (Bild 7).

Ist $\alpha < 1$; $\beta < 1$, so erhält man die Netzgleichung für einen nahe der Grenze liegenden Punkt (Entfernung weniger als eine Differenzgröße) (Bild 8).

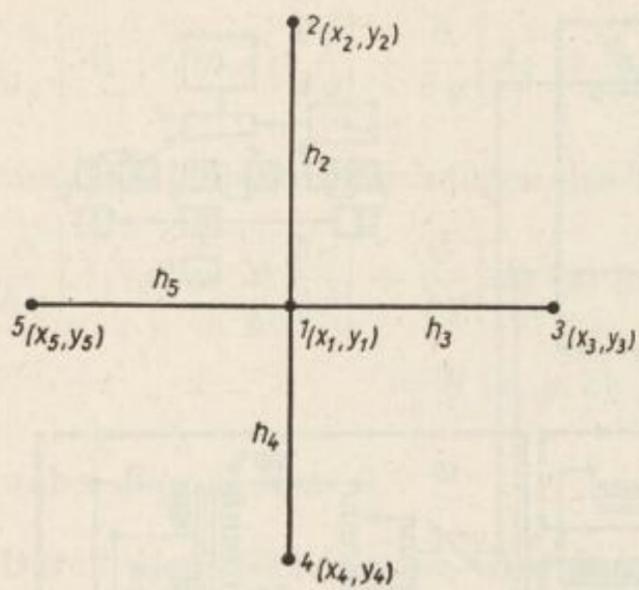


Bild 6
Schematische Erläuterungen zur Lösung
der Gleichungen (22)

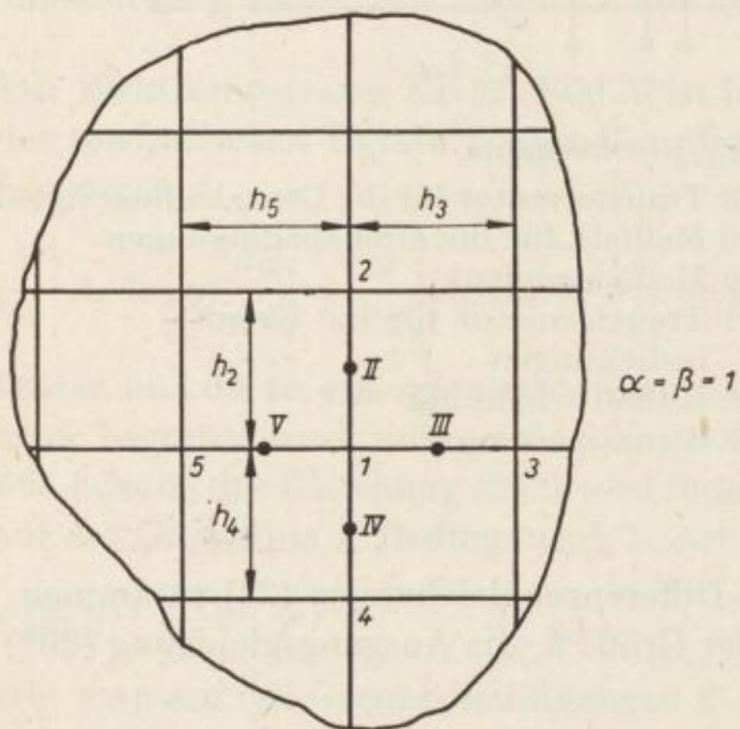


Bild 7
Schematische Erläuterungen
zur Lösung der Gleichungen (22)

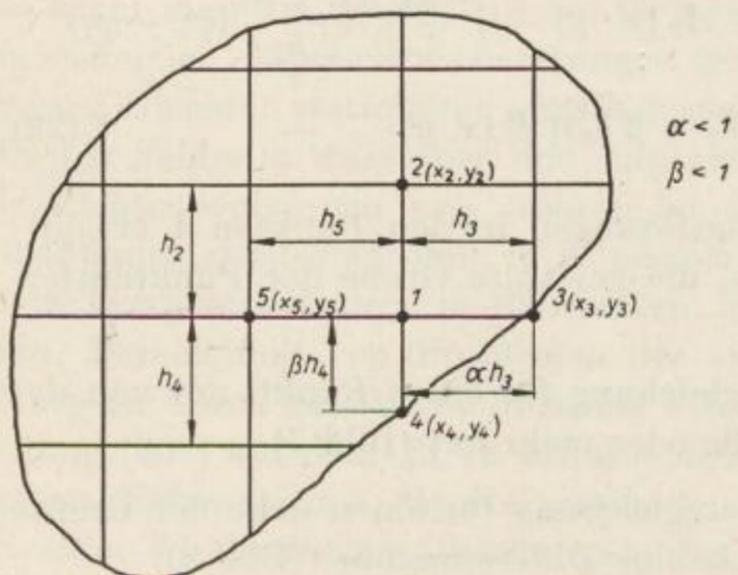


Bild 8
Schematische Erläuterungen
zur Lösung der Gleichungen (22)

Die Gleichungen (22) stellen ein vollständiges System endlicher Differenzgleichungen für das 1. Randwertproblem dar, wenn die Werte der Funktion auf der Grenzlinie bekannt sind.

In den Fällen, in denen an der Grenze Bedingungen 2. Art herrschen, stellt man die endlichen Differenzgleichungen auch für alle Punkte auf der Grenze auf. Bei der Modellierung löst man auf der Maschine ein System der Kirchhoffschen Gleichungen, die mit der Genauigkeit eines konstanten Faktors mit dem System (22) zusammenfallen.

$$\begin{aligned}
 & \frac{\frac{u_3 - u_1}{2 h_3 \alpha K_1}}{A_1 \left(x + \frac{\alpha h_3}{2} \cdot y \right) (h_2 + h_4)} + \frac{\frac{u_5 - u_1}{2 h_5 K_1}}{A_1 \left(x - \frac{h_5}{2} \cdot y \right) (h_2 + h_4)} \\
 & + \frac{\frac{u_2 - u_1}{2 h_2 K_1}}{A_2 \left(x, y + \frac{h_2}{2} \right) (h_3 + h_5)} + \frac{\frac{u_4 - u_1}{2 \beta h_4 K_1}}{A_2 \left(x, y - \frac{\beta h_4}{2} \right) (h_3 + h_5)} \\
 & = \frac{K_2}{8} [(h_2 + h_4) (\alpha h_3 + h_5) + (h_3 + h_5) (h_2 + \beta h_4)] F(x, y) \quad (23)
 \end{aligned}$$

wobei K_1 und K_2 Proportionalfaktoren sind.

Der Faktor K_1 wird so gewählt, daß der größte Widerstand nicht größer als 100% wird, d. h.

$$\begin{aligned}
 \max \left[\frac{1}{A_1(x, y)} \cdot \frac{2 h_3}{(h_2 + h_4)} \right] K_1 & \leq 100 \\
 \max \left[\frac{1}{A_2(x, y)} \cdot \frac{2 h_2}{(h_3 + h_5)} \right] K_1 & \leq 100
 \end{aligned}$$

Der Faktor K_2 wird so gewählt, daß die gegebenen Spannungen der Quellen zwischen 0 und 100% liegen,

$$\text{d. h., } K_2 \leq \frac{100}{M}$$

$$\text{Wobei } M = \frac{1}{4} [\max (h_2 + h_4) (h_3 + h_5) F(x, y) - \min (h_2 + h_4) (h_3 + h_5) F(x, y)]$$

wechselt $F(x, y)$ das Vorzeichen oder ist $F(x, y) = 0$, so gilt

$$M = \frac{1}{4} [\max (h_2 + h_4) (h_3 + h_5)] F(x, y)$$

wenn $F(x, y) \geq 0$

Das Maximum und das Minimum wird für alle Knotenpunkte (x_j, y_j) des Gebietes bestimmt, d. h., das elektrische Schema wird so aufgestellt, daß die gegebenen algebraischen Gleichungen (22) erfüllt sind. Die Teile des Schemas werden so miteinander verbunden, daß die durch die Gleichungen vorgeschriebenen Operationen ausgeführt werden können.

Bei einer solchen Zusammenstellung des elektrischen Schemas erhält man eine mathematische Anschaulichkeit, die den Fehler abzuschätzen gestattet.

Für die Gewinnung der Lösungen des Differenzgleichungssystems setzt man auf dem Integrator Widerstände ein, die nach folgenden Formeln berechnet werden:

$$R_2 = \frac{2 h_2 K_1}{A_2 \left(x, y + \frac{h_2}{z} \right) (h_3 + h_5)}; \quad R_4 = \frac{2 \beta h_4 K_1}{A_2 \left(x, y - \frac{\beta h_4}{2} \right) (h_3 + h_5)}$$

$$R_3 = \frac{2 \alpha h_3 K_1}{A_1 \left(x + \frac{\alpha h_3}{2} \cdot y \right) (h_2 + h_4)}; \quad R_5 = \frac{2 h_5 K_1}{A_1 \left(x - \frac{h_5}{2} \cdot y \right) (h_2 + h_4)} \quad (24)$$

Die unmittelbare Modellierung von Filtern mit kleinen Durchmessern ist nicht möglich, da der Differenzabstand des Gebietes wesentlich größer als der Filterradius ist. Aus diesem Grunde modelliert man diesen mit Hilfe eines Zusatzwiderstandes nach der Formel

$$R_{\text{zus}} = \frac{R_{\text{Netz}}}{2 \pi} \left(-1,62 - \ln \frac{r_{\text{Br}}}{M} \right) \quad (25)$$

R_{Netz} ist der Widerstand im Bereich des Filters,

r_{Br} der Filterradius,

M der Maßstab des Modells im Bereich des Filters.

Bei Ausschöpfung aller Möglichkeiten des Integrators können mit seiner Hilfe 448 Netzgleichungen gelöst werden. Sollen stationäre Aufgaben mit einer größeren Anzahl von Gleichungen mit einer gegebenen Genauigkeit gelöst werden, so benutzt man 2 oder mehrere Integratoren vom Typ EI-12 oder einen vom Typ USM-1.

Umrechnung der Lösung der Maschine auf die Bedingungen in der Natur

Wie bereits erwähnt, kann man mit Hilfe des Integrators EI-12 Probleme der Wasserabsenkung und der Entwässerung von Lagerstätten nur bei stationärer Filtration lösen.

Bei der zweidimensionalen Filtration kommen 3 Typen des Grundwasserstromes vor:

der ungespannte,

der gespannte,

der ungespannt-gespannte Grundwasserstrom.

Für alle 3 Fälle wird die Frage nach der Durchflußmenge und der Druckhöhe untersucht (Höhe des Grundwassers bei verschiedenen Durchlässigkeitseigenschaften der wasserführenden Schichten).

In der Dissertation von *Mychina* werden folgende Formeln für Umrechnungen der Werte des Integrators auf die Bedingungen in der Natur angeführt:

a) Für den gespannten Grundwasserstrom:

Es wurde die Gleichung

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K(x, y) \frac{\partial u}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K(x, y) \frac{\partial u}{\partial y} \right] = 0 \quad (7^*)$$

gelöst unter der Bedingung, daß

$U = 0$ im Filter und am Rand des Tagebaues,

$U = U_0 = 100\%$ an der Grenze des Einzugsgebietes.

Für einen Brunnen wird die Lösung im Bild 9 gezeigt. Aus der Lösung dieser Aufgabe muß die Lösung jeder beliebigen Aufgabe in der Natur gefunden werden, wobei die Filtration selbstverständlich zweidimensional bleibt.

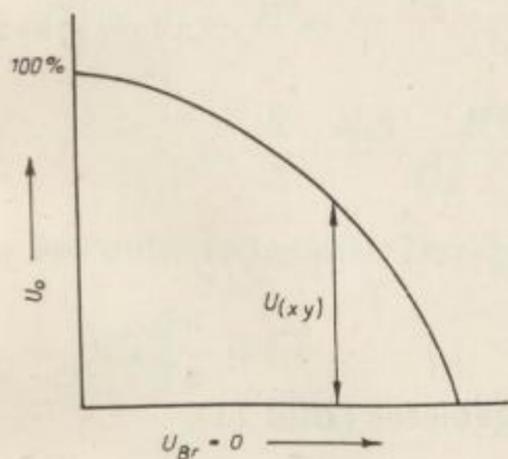


Bild 9. Darstellung der Größen U , U_0 , U_{Filter} , H , H_0 , H_{Filter} , \tilde{H} , \tilde{H}_0 .

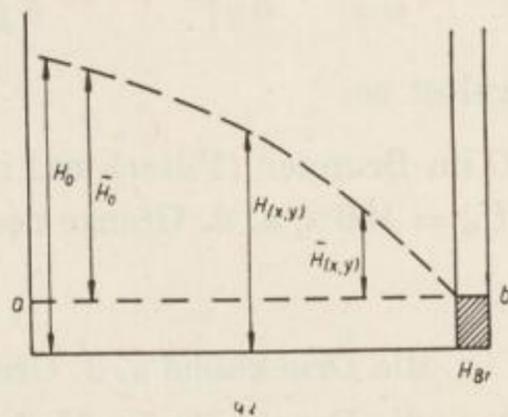


Bild 10. Darstellung der Größen U , U_0 , U_{Filter} , H , H_0 , H_{Filter} , \tilde{H} , \tilde{H}_0 .

Ist

m die Mächtigkeit der wasserführenden Schicht (Bild 10)

H_0 die Druckhöhe an der Grenze des Einzugsgebietes

$H(x, y)$ die Druckhöhe im Meßpunkt x, y und

$$H_0(x, y) - H_{Br} = \tilde{H}_0(x, y) \quad \text{so gilt}$$

$$H(x, y) - H_{Br} = \tilde{H}(x, y)$$

Die Funktion $\tilde{H}(x, y)$ erfüllt innerhalb des Gebietes G die Gleichung der gespannten stationären Filtration

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K(x, y) \frac{\partial \tilde{H}}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K(x, y) \frac{\partial \tilde{H}}{\partial y} \right] = 0 \quad (7^{**})$$

unter der Bedingung

$$\bar{H}(x, y) = \begin{cases} 0 & \text{im Brunnen (Filter) und im Tagebau} \\ \bar{H} = 100\% & \text{an der Grenze des Einzugsgebietes} \end{cases}$$

Demzufolge sind die auf dem Modell gelöste Aufgabe und die bezüglich der Funktion $\bar{H}(x, y)$ analog. Aus diesem Grunde können Beziehungen zwischen ihren Lösungen gefunden werden, d. h. auch zwischen der Maschinenlösung und der Funktion $H(x, y)$.

$$1. U(x, y) = [H(x, y) - H_{Br}] \frac{U_0}{H_0 - H_{Br}} \quad (26)$$

$$2. H(x, y) = H_{Br} + \frac{H_0 - H_{Br}}{U_0} \cdot U(x, y) \quad (27)$$

$$3. Q(l) = m \cdot K \cdot \frac{H_0 - H_{Br}}{U_0} - q(l) \quad (28)$$

wobei U_0 die Spannung an der Grenze des Einzugsgebietes ist.

b) Die ungespannte Filtration. Die Aufgabe

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K(x, y) \frac{\partial u}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K(x, y) \frac{\partial u}{\partial y} \right] = 0 \quad (7^{**})$$

wurde gelöst bei

$$U = \begin{cases} 0 & \text{im Brunnen (Filter) und im Tagebau} \\ U_0 = 100\% & \text{a. d. Grenze des Einzugsgebietes} \end{cases}$$

wenn

H_0 die Druckhöhe a. d. Grenze des Einzugsgebietes (Bild 11),

$H(x, y)$ die Druckhöhe im Meßpunkt,

H_{Br} die Druckhöhe im Brunnen oder Tagebau ist.

Es wird vorausgesetzt, daß die Druckhöhe $H(x, y)$ annähernd die Näherungsgleichung von *Bussinesst* erfüllt:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K(x, y) \frac{\partial H^2}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K(x, y) \frac{\partial H^2}{\partial y} \right] = 0 \quad (7^{***})$$

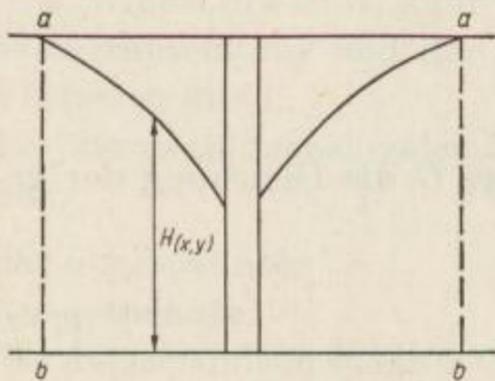


Bild 11

Darstellung der Größen U , U_0 , U_{Filter} , H , H_0 , H_{Filter} , \bar{H} , \bar{H}_0

wobei

$$H^2(x, y) = \begin{cases} H_{\text{Br}}^2 & \text{im Brunnen und im Tagebau} \\ H_0^2 & \text{a. d. Grenze des Einzugsgebietes} \end{cases}$$

Führt man die Funktionen

$$\tilde{H}^2(x, y) = H^2(x, y) - H_{\text{Br}}^2 \text{ ein, so ist}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[K(x, y) \frac{\partial \tilde{H}^2}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K(x, y) \frac{\partial \tilde{H}^2}{\partial y} \right] = 0$$

$$\text{bei } \tilde{H}^2(x, y) = \begin{cases} 0 & \text{in den Brunnen (Filtern)} \\ 100 & \text{a. d. Grenze des Einzugsgebietes} \end{cases}$$

Demzufolge erhält man aus der Analogie zwischen der Lösung und der Funktion $\tilde{H}^2(x, y)$ folgende Umrechnungsformeln:

$$1. U(x, y) = \frac{U_0}{H_0^2 - H_{\text{Br}}^2} [H^2(x, y) + H_{\text{Br}}^2] \quad (29)$$

$$2. H^2(x, y) = H_{\text{Br}}^2 + \frac{H_0^2 - H_{\text{Br}}^2}{U_0} \cdot U(x, y) \quad (30)$$

$$3. Q = \frac{K}{2} \cdot \frac{H_0^2 - H_{\text{Br}}^2}{U_0} \cdot q \quad (31)$$

wobei q die reduzierte Durchflußmenge ist.

$$q = \int_l K_r \frac{\partial u}{\partial n} dl$$

$$q_{\text{Tageb}} = \frac{\Delta U}{h} \cdot l$$

$$q_{\text{Br}} = \frac{\Delta U}{R_{\text{zus}}} \cdot R_{\text{Netz}}$$

Natürliche Bedingungen, die bei der Modellierung auf dem EI—12 angenommen wurden

1. Es wird ein ungespannter Grundwasserhorizont vorausgesetzt;
2. Grundwasserhöhe $H = 20$;
3. Durchlässigkeitsbeiwert $K_f = 24 \text{ m/d}$;
4. Brunnenreichweite $R = 1000 \text{ m}$;
5. Es wird vorausgesetzt, daß der nichtstationäre Grundwasserstrom bereits in einen stationären übergegangen ist, d. h., der endgültige Entwässerungstrichter hat sich bereits ausgebildet.

Untersuchung der dem Tagebau zusitzenden Wassermengen

Wie bereits angeführt, kann man auf dem Elektrointegrator EI-12 nur einen stationären Grundwasserstrom modellieren. Bei der Lösung der gestellten Aufgabe wurde angenommen, daß sich im Tagebau bereits stationäre Verhältnisse eingestellt haben, d. h., daß die geforderte Absenkung des Grundwasserspiegels schon erreicht wurde und der Wasserzufluß einem bestimmten Durchlässigkeitsbeiwert und einem bestimmten hydraulischen Gefälle entspricht. Die Ausdehnung der wasserführenden Schicht wurde als sehr groß angenommen und vorausgesetzt, daß nach Erreichen des geforderten Absenkungsbetrages die Reichweite konstant bleibt, während sich das Zentrum des Entwässerungstrichters entsprechend dem Abbaufortschritt im Tagebau verlagert. Die konstante Reichweite mußte auf Grund der Bedingungen bei der Modellierung auf dem EI-12 vorausgesetzt werden.

Untersuchungsmethode und Ergebnisse der Modellierung

Bei der Modellierung des Zuflusses in einen Braunkohlentagebau wurde infolge der Symmetrie des Tagebaufeldes (Bild 12) das Gebiet der Modellierung in 4 gleiche Teilgebiete aufgeteilt (Bild 13).

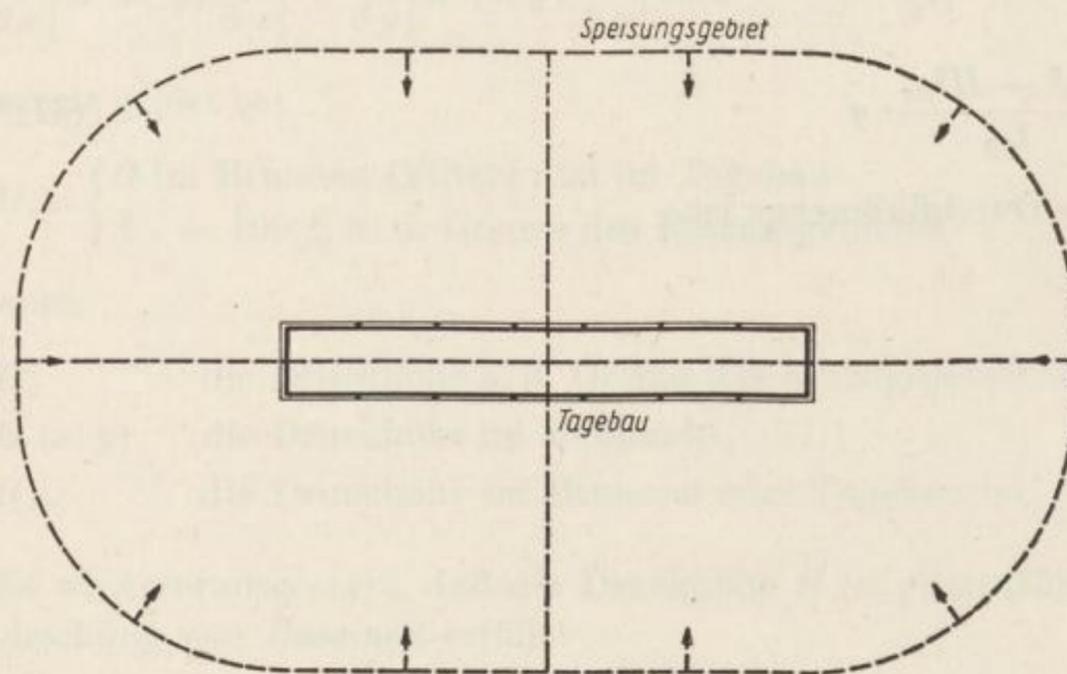


Bild 12. Darstellung des Grundwasserzuflusses in den Tagebau

Die Abhängigkeit der Zuflüsse von der Größe der Tagebaufläche

Die Untersuchungen in dieser Richtung wurden unter 3 Gesichtspunkten geführt:

- a) Vergrößerung einer quadratischen Tagebaufläche (Bild 14),
- b) Vergrößerung einer rechteckigen Tagebaufläche (Bild 15),
- c) Vergrößerung einer rechteckigen Tagebaufläche durch Verlängern der Strossenlänge bei gleichbleibender Tagebaubreite (Bild 16).

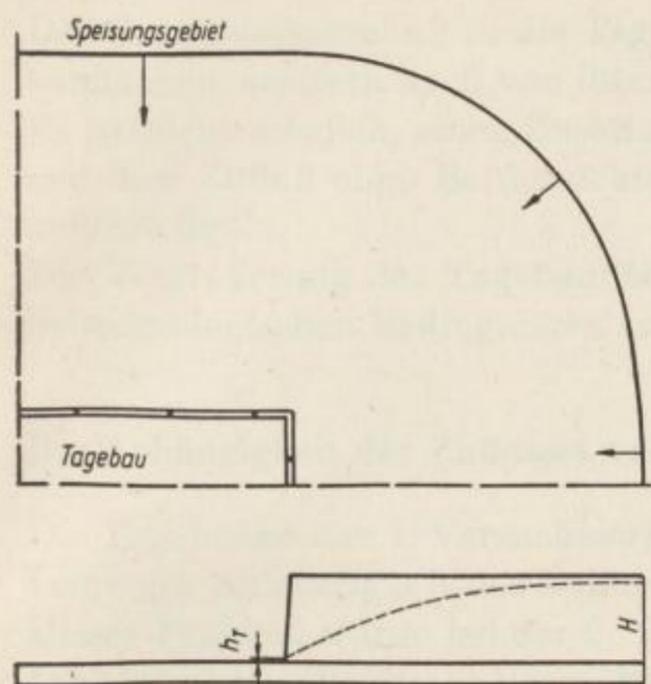


Bild 13
Darstellung des Grundwasserzuzufusses in den Tagebau

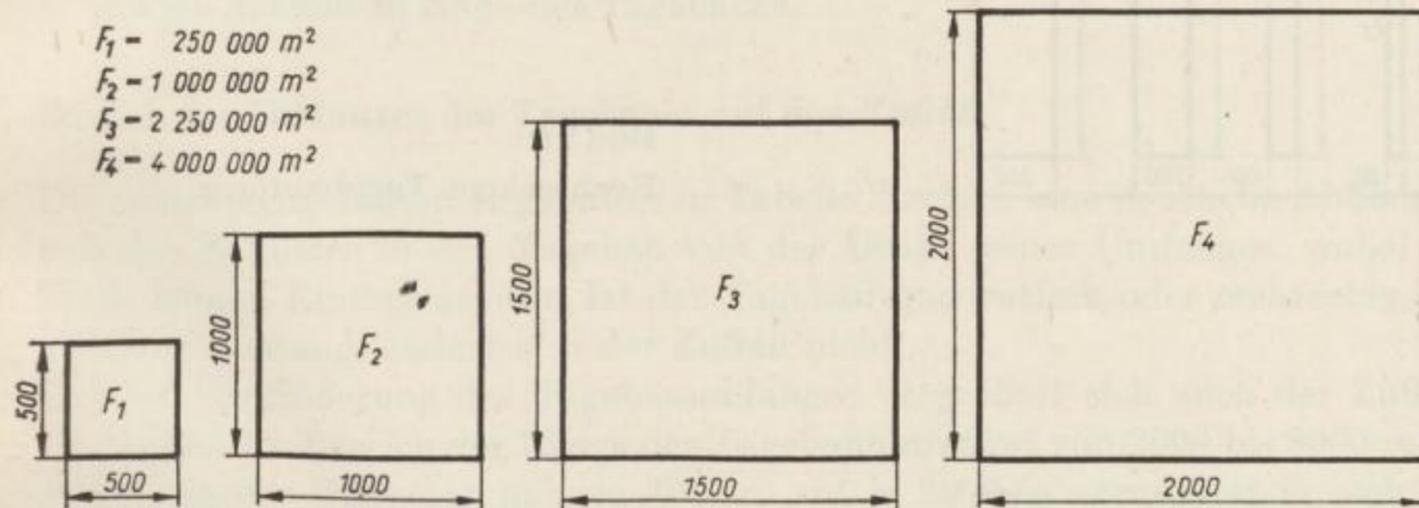


Bild 14. Quadratische Tagebauform

In Auswertung dieser Untersuchungen kann anhand der in Tabelle 1 zusammengefaßten Endergebnisse einiger sich verschieden entwickelnder Tagebauflächen festgestellt werden:

Tabelle 1

Zufluß Q [m ³ /d]	a Quadrat. Fläche [m ²]	b Rechteck. Fläche [m ²]	c Rechteck. Fläche [m ²]
16 896	$F_1 = 250\,000$	$F_5 = 47\,500$	$F_9 = 160\,000$
27 456	$F_2 = 1\,000\,000$	$F_6 = 190\,000$	$F_{10} = 360\,000$
37 440	$F_3 = 2\,250\,000$	$F_7 = 560\,000$	$F_{11} = 560\,000$
47 424	$F_4 = 4\,000\,000$	$F_8 = 1\,100\,000$	$F_{12} = 760\,000$

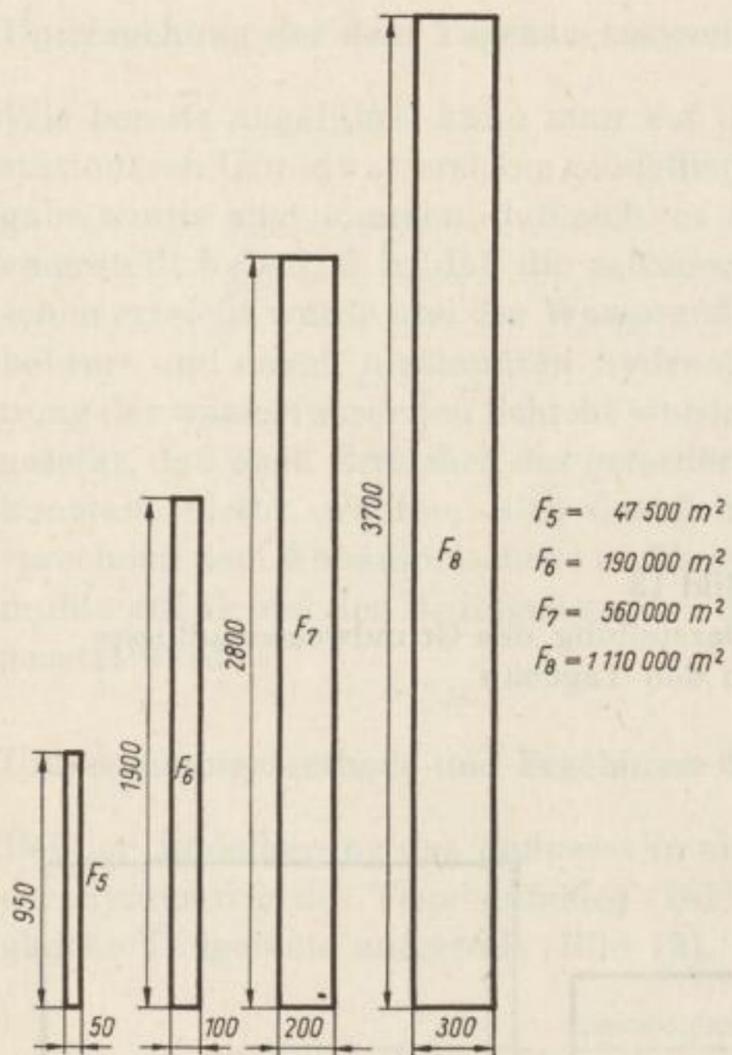


Bild 15
Rechteckige Tagebauform

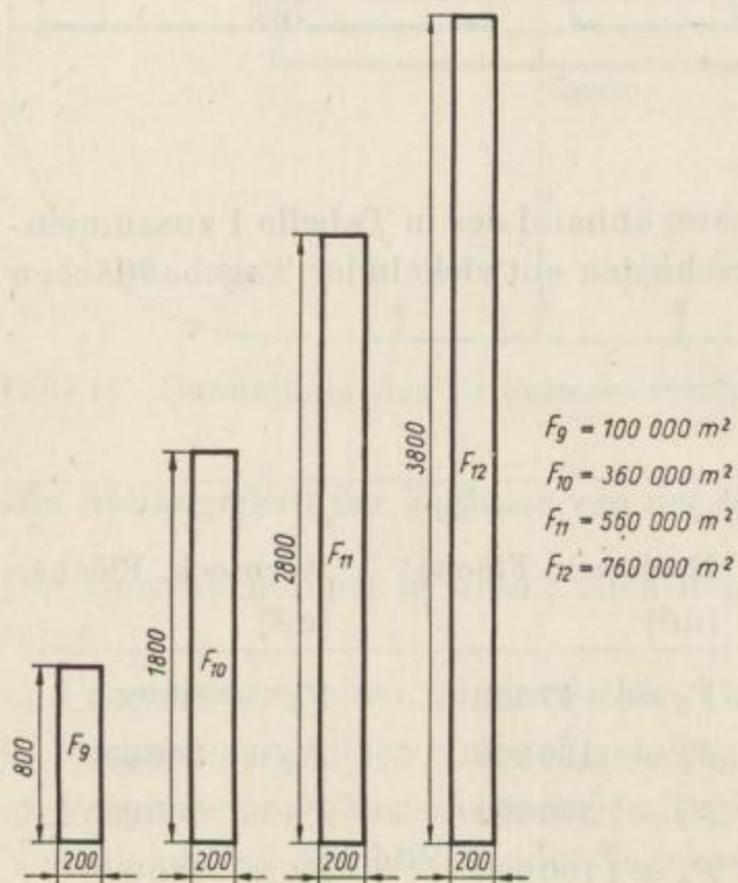


Bild 16
Langgestreckte rechteckige Tagebauform

Der Grundwasserzufluß in die Tagebaue ist nicht nur von der Größe der Tagebauflächen, sondern auch von ihrer Form abhängig.

Es ist nicht möglich, einen Zusammenhang zwischen der Fläche des Tagebaues und dem Zufluß ohne Berücksichtigung der Form des Tagebaues in der Ebene aufzustellen.

Die Vergrößerung der Tagebaufläche wirkt sich in jedem Fall günstig auf die hydrogeologischen Bedingungen aus.

Die Abhängigkeit des Zuflusses vom Umfang des Tagebaues

Die Ergebnisse der 1. Versuchsserie berechtigten, bis zu einem gewissen Grade von einer Abhängigkeit des Zuflusses vom Umfang des Tagebaues zu sprechen. Dieses Problem wurde bei der 2. Versuchsserie untersucht.

Die Grundaufgabe dieser Versuche auf der Maschine war folgende:

- a) Untersuchung des Einflusses des Umfanges des Tagebaues auf den Zufluß und
- b) die Ermittlung der Absenkung des Grundwasserspiegels in der wasserführenden Schicht in Nähe des Tagebaues.

Einfluß des Umfanges des Tagebaues auf den Zufluß

Die zusammengefaßten Ergebnisse in Tabelle 2 zeigen eine deutliche Abhängigkeit des Zuflusses in den Tagebau von der Länge seines Umfanges, wobei die Form keinen Einfluß ausübt. Ist der Tagebau quadratisch oder rechteckig, bei gleichem Umfang, ändert sich der Zufluß nicht.

Bei der Vergrößerung des Tagebauumfanges vergrößert sich auch der Zufluß. Hierbei ist im Bereich der Länge des Tagebauumfanges von 2000 bis 8000 m die Erhöhung des Zuflusses nahezu linear, auf je 2000 m vergrößert er sich um $10000 \text{ m}^3/24 \text{ h}$. Dieser Zuwachs tritt selbstverständlich bei den vorausgesetzten Ausgangswerten auf. $K = 24 \text{ m}/24 \text{ h}$, Höhe des Grundwasserstandes 20 m, $R = 1000 \text{ m}$ bei ungespanntem Grundwasserstrom.

Außerdem zeigt die Tabelle 2, daß sich die spezifischen Zuflüsse bei Anwachsen des Umfanges verringern. Im Bereich der untersuchten Flächengrößen der Tagebaue mit Umfang von 2000, 4000, 6000 und 8000 m sinkt der spezifische Zufluß entsprechend von 8,448 auf 6,864, 6,240, 5,928 $\text{m}^3/24 \text{ h}/\text{m}$.

Bei ein- und demselben Umfang hat das Quadrat eine größere Fläche als das Rechteck, bei jedoch gleichem Zufluß. Aus diesem Grund ist festzustellen, daß eine quadratische Tagebauform die besten Bedingungen schafft.

Im Bild 17 ist die Abhängigkeit des spezifischen Zuflusses q_e von dem Umfang L dargestellt. Die senkrechte Koordinate zeigt die auf dem Integrator gemessenen Potentiale ΔU und gleichzeitig die umgerechneten Tagebauzuflüsse $q_e \text{ m}^3/24 \text{ h}/\text{m}$.

Die Umfangslängen wurden auf der waagerechten Koordinate eingetragen. Auf der rechten Seite des Diagramms befindet sich eine Hilfskoordinate mit den summaren Zuflüssen $Q \text{ m}^3/24 \text{ h}$.

Tabelle 2

Fläche [m ²]	Breite C Länge B des Tageb.		Potential	spez. Zufluß	Zufluß
	[m]	[m]	Δu [%]	[m ³ /24 h/m]	Q [m ³ /24 h]
	$L_1 = 800$ m				
40 000	200	200	23,9	11,472	9 177,6
30 000	100	300	23,9	11,472	9 177,6
17 500	50	350	23,9	11,472	9 177,6
	$L_2 = 1600$ m				
160 000	400	400	19,6	9,408	15 052,8
150 000	300	500	19,6	9,408	15 052,8
120 000	200	600	19,6	9,408	15 052,8
70 000	100	700	19,6	9,408	15 052,8
	$L_3 = 2000$ m				
250 000	500	500	17,6	8,448	16 896,0
240 000	400	600	17,6	8,448	16 896,0
210 000	300	700	17,6	8,448	16 896,0
160 000	200	800	17,6	8,448	16 896,0
90 000	100	900	17,6	8,448	16 896,0
	$L_4 = 4000$ m				
1 000 000	1000	1000	14,3	6,864	27 456,0
960 000	800	1200	14,3	6,864	27 456,0
840 000	600	1400	14,3	6,864	27 456,0
640 000	400	1600	14,3	6,864	27 456,0
360 000	200	1800	14,3	6,864	27 456,0
	$L_5 = 6000$ m				
2 250 000	1500	1500	13,0	6,240	37 440,0
2 000 000	1000	2000	13,0	6,240	37 440,0
1 250 000	500	2500	13,0	6,240	37 440,0
560 000	200	2800	13,0	6,240	37 440,0
	$L_6 = 8000$ m				
4 000 000	2000	2000	12,35	5,928	47 424,0
3 000 000	1000	3000	12,35	5,928	47 424,0
1 750 000	500	2500	12,35	5,928	47 424,0
760 000	200	3800	12,35	5,928	47 424,0
	$L_7 = 8800$ m				
4 840 000	2200	2200	12,1	5,808	51 110,4
3 400 000	1000	3400	12,1	5,808	51 110,4
	$L = \infty$				
			10,0	4,800	

Der summare Zufluß ist das Produkt des spezifischen Zuflusses mal Umfang:

$$Q = q_e \cdot L \text{ m}^3/24 \text{ h} \quad (32)$$

Aus der dargestellten Kurve kann man bei bekanntem Umfang L den spezifischen Zufluß q_e und den summaren Zufluß Q bestimmen.

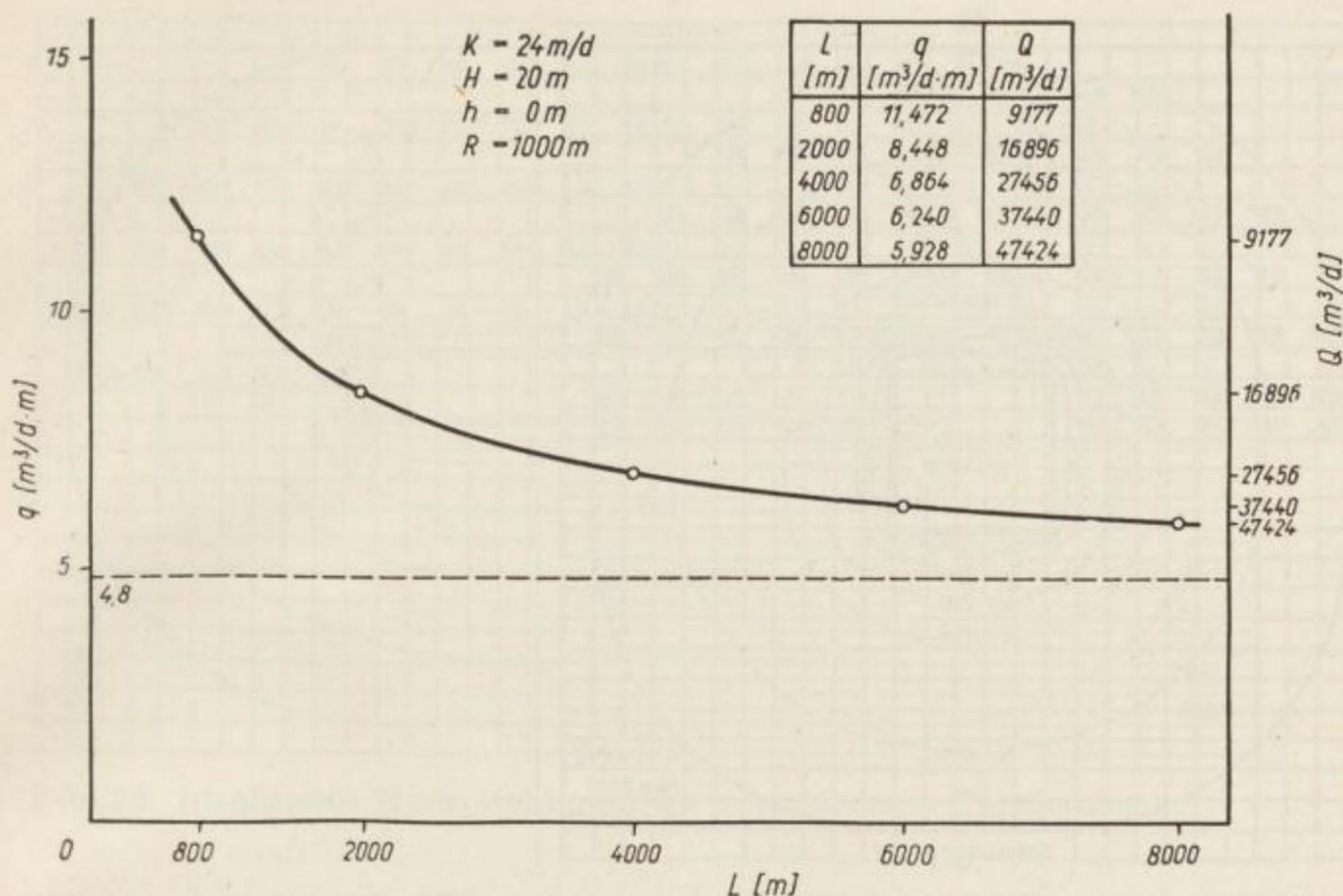


Bild 17. Graphische Darstellung des Grundwasserzuflusses als Funktion der Größe des Tagebaus

Bestimmung der Höhe des Grundwasserspiegels

Dem Potential ΔU entspricht die Druckhöhe H der wasserführenden Schicht. Die Abhängigkeit wird durch die Formel (30) ausgedrückt. Zur Berechnung des Wasserzuflusses benutzt man das mittlere Potential ΔU_m , d. g. die Summe der in den einzelnen Punkten gewonnenen Meßwerte, geteilt durch die Anzahl der Meßpunkte. Dieses mittlere Potential entspricht einer bestimmten Länge des Umfanges

$$\Delta U_m = \frac{\sum \Delta u}{n} \quad [\%] \quad (33)$$

wobei

ΔU_m — mittleres Potential [%]

$\sum \Delta U$ — Summe der Potentiale [%]

n — Anzahl der Meßpunkte

Diese Methode ist für die Berechnung der Zuflüsse in den Tagebau anwendbar, ist im Falle eines gespannten Grundwasserstromes jedoch nicht genau, da sie nicht den realen Druckverhältnissen entspricht.

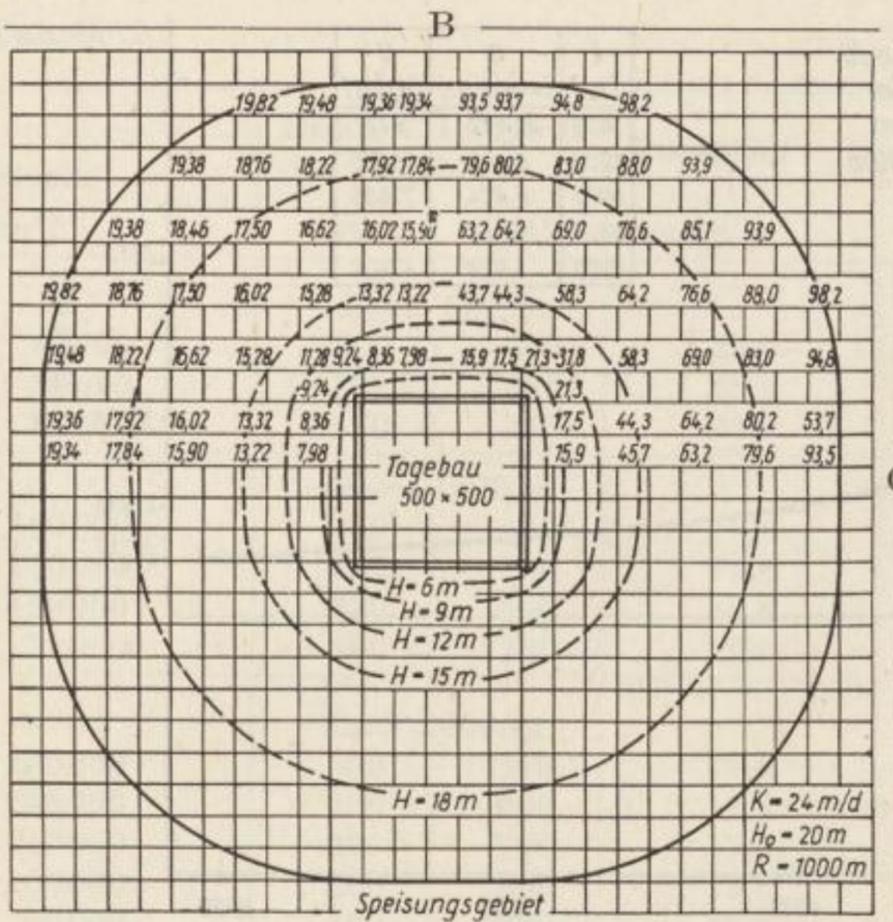


Bild 18. Idealierte Hydroisohypsen bei verschiedener Tagebauform

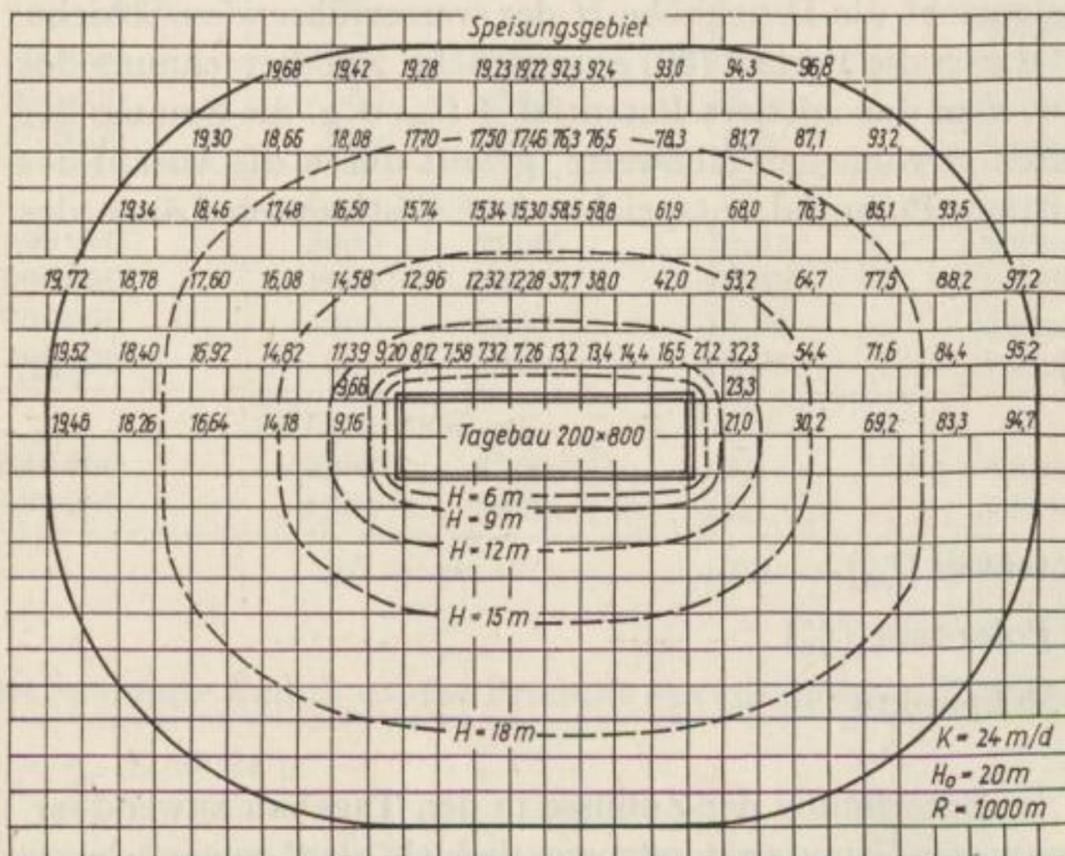


Bild 19. Idealierte Hydroisohypsen bei verschiedener Tagebauform

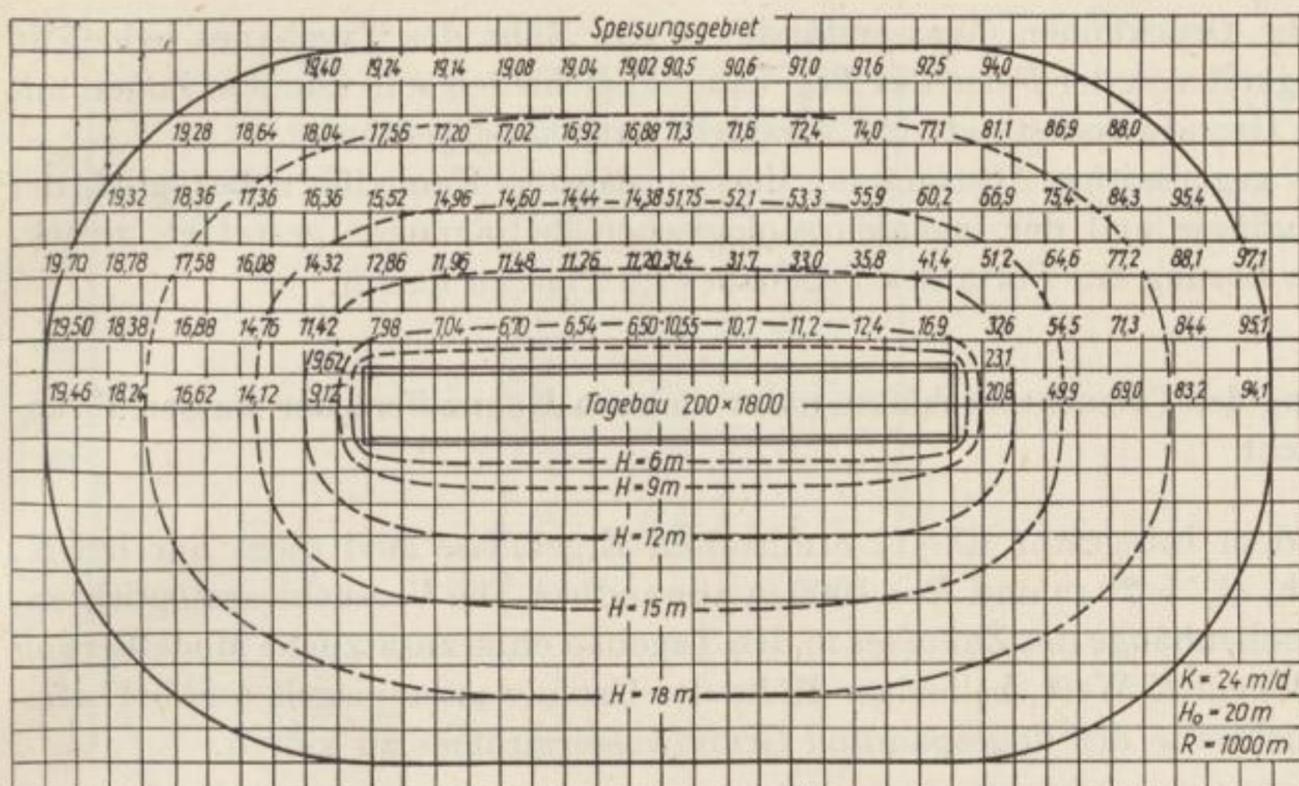


Bild 20. Idealisierte Hydroisohypsen bei verschiedener Tagebauform

Wie aus Bild 18 zu ersehen, wächst das Potential des quadratischen Tagebaues von der Mitte der Linie „B“ bis zum Rand „C“ von 15,90 auf 21,3% und fällt proportional vom Tagebaurand bis zur Mitte von 21,3 auf 15,9%. Das nach der Formel (33) berechnete mittlere Potential ist 17,6%.

Beim langgestreckten Tagebau (Bild 19) wächst das Potential von 13,2% in der Mitte der Linie „B“ des Tagebaues auf 21,2% an der Grenze „C“ des Tagebaues und fällt vom Ende der Strecke „B“ bis zur Mitte „C“ von 23,3 auf 21,0%. Das mittlere Potential ist gleichfalls 17,6%.

Hieraus folgt, daß die dem Potential ΔU proportionale Druckhöhe H von der Mitte der Tagebaulänge B zum Ende der Strosse anwächst und vom Ende der Strosse zur Tagebaumitte abfällt. Bei der quadratischen Form ist der Zuwachs 5%, bei der gestreckten 10%.

Hieraus folgt, daß sich beim quadratischen Tagebau an der gesamten Tagebaukante gleiche Grundwasserspiegel einstellen, beim gestreckten Tagebau sind diese Verhältnisse nicht gleichmäßig.

Während in der Mitte der Strosse „B“ verhältnismäßig niedrige Grundwasserstände zu erwarten sind, sind an der Kopfböschung und am Drehpunkt relativ hohe Wasserstände zu erwarten. Die ungünstigsten Verhältnisse treten bezüglich der Wasserhöhe an den Eckpunkten der Tagebaukanten auf.

Man kann demzufolge feststellen, daß bei einer größeren Strossenlänge in der Mitte die günstigsten Bedingungen hydrogeologischer Art auftreten. Das wird durch Bild 20 bewiesen, aus dem man den Abfall des Potentials bei Vergrößerung der Abmessungen des Tagebaufeldes ersehen kann.

Ausgehend von dem oben Gesagten kann man den allgemeinen Schluß ziehen, daß, obwohl bei einem größeren Tagebauumfang die günstigsten hydrogeologischen Bedingungen für den Tagebau als Ganzes in bezug auf den Zufluß auf-

treten, die Druckhöhen (Wasserstände) in der Nähe des Tagebaues jedoch in Abhängigkeit von der Form des Tagebaues verschieden sein können. Zonen mit höherem Grundwasserstand sind verstärkt rutschungsgefährdet.

Nur eine gegenseitige Abstimmung der günstigsten Kennziffern bezüglich der Gesamtzuflüsse und der ingenieurgeologischen Bedingungen gestattet, zweckmäßigste Lösung der Form des Tagebaues im Plan zu finden.

Benutzung der Versuchsergebnisse unter anderen Kennziffern der wasserführenden Schicht

Die auf dem Integrator EI-12 ermittelten Ergebnisse sind nicht nur bei K_f 24 m/24 h, $H_o = 20$ m und $R = 1000$ m anwendbar. Die Versuche ermöglichten, die Zusammenhänge des Zuflusses in den Tagebau ohne zusätzliche Modellierung bei beliebigem K -Wert, beliebiger Höhe des Grundwasserspiegels und bei beliebiger Reichweite des ungespannten Grundwasserstromes zu klären.

Auswertung der Ergebnisse

Die durch Modellierung gewonnenen Beziehungen ergaben, daß die auf dem Integrator gefundenen Werte des spezifischen Zuflusses q_e bei verschiedenen K , H_o , R und L eine geschlossene Kurve der Form $q = f(K, L, R)$ liefern. Die Kurve bleibt auch erhalten, wenn man auf der X-Achse die dimensionallose Größe $\frac{L}{R}$ anträgt.

Eine analoge Kurve erhält man auch bezüglich Δu und $\frac{L}{R}$ (gestrichelte Linie auf Bild 21).

Die Abhängigkeit zwischen ΔU und $\frac{L}{R}$ ergibt sich hieraus zu

$$\Delta U = 8,7 e^{\sqrt{\frac{L}{R}}} \quad (34)$$

Setzen wir diesen arithmetisch erhaltenen Wert ΔU in die Umrechnung ein, so erhalten wir einen spezifischen Wasserzufluß von

$$q_e = 0,435 K_f \cdot \frac{H^2 - H_T^2}{R} \cdot e^{\sqrt{\frac{L}{R}}} \quad (\text{m}^3/\text{d} \cdot \text{m}) \quad (35)$$

Der entsprechende Gesamtzufluß ist dann

$$Q = 0,435 K_f \cdot \frac{H^2 - H_T^2}{R} \cdot e^{\sqrt{\frac{L}{R}}} \cdot L \quad (\text{m}^3/\text{d}) \quad (36)$$

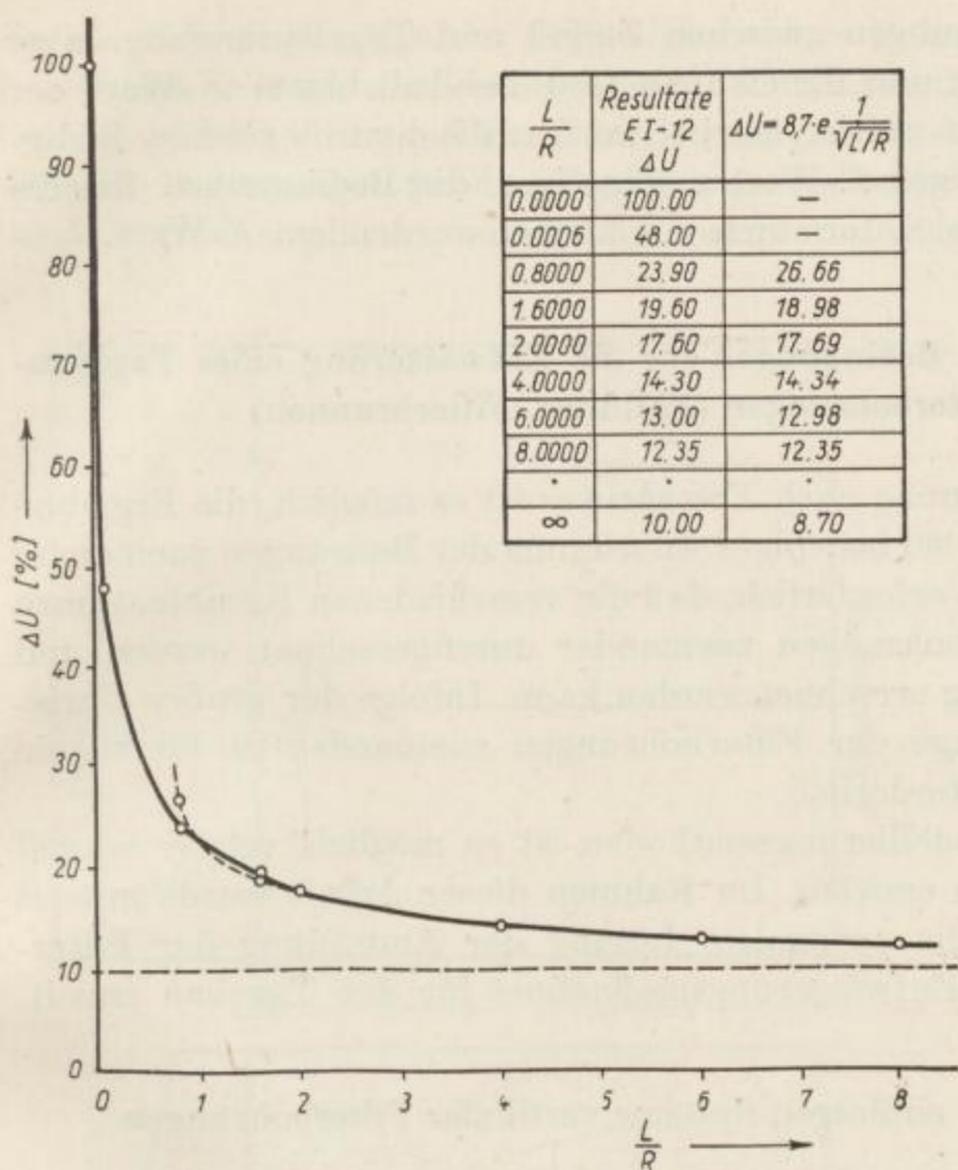


Bild 21

Vergleich der Ergebnisse des Integrators mit den rechnerisch ermittelten Resultaten

Schlußfolgerungen

1. Die Ergebnisse der Untersuchung des Zuflusses in den Tagebau bei ungespanntem Grundwasserstrom zeigen eine unmittelbare Abhängigkeit des Zuflusses Q von der Länge L . Außerdem hängt der Zufluß von der Form des Tagebaues ab, wobei die Länge der Strossen und die Breite des Tagebaues entscheidende Bedeutung haben.
2. Es besteht keine direkte Abhängigkeit zwischen Zufluß und Größe der Tagebaufläche.
3. Bei größeren Strossenlängen sind in der Mitte der Strosse günstigere hydrologische Verhältnisse zu erwarten (niedrigere Druckhöhe H). An den Kopfböschungen sind ungünstigere Absenkungsbedingungen zu erwarten (H_1 wächst im Vergleich zu H_2 an). Im quadratischen Tagebau kann man am gesamten Umfang bezüglich der Druckhöhe etwa gleiche Verhältnisse erwarten. Weiterhin kann man aussagen, daß die Druckhöhe (Höhe des Grundwasserspiegels über der wassertragenden Schicht) in Nähe des Tagebaues im Absenkungsgebiet von den allgemeinen Abmessungen des Tagebaues abhängt. Bei einer größeren Tagebaulänge erhält man günstigere Bedingungen, wobei die Tagebaufläche ebenfalls keine entscheidende Rolle spielt.

4. Die erarbeiteten Beziehungen zwischen Zufluß und Tagebauumfang, aber auch zwischen Umfang und Druckhöhe sind bei beliebigem K -Wert der wassertragenden Schicht gültig, hierbei werden die hydrologischen Bedingungen bei einem niedrigen K -Wert ungünstiger, die Bedingungen für die Wasserabsenkung verschlechtern sich mit kleiner werdendem K -Wert.

Die Bestimmung optimaler Bedingungen für die Entwässerung eines Tagebaufeldes mittels vertikaler Filterbohrungen (Fallfilter, Filterbrunnen)

Ausgehend von der Berechnung nach *Forchheimer* ist es möglich, die Ergiebigkeiten der Filterbohrungen bei beliebiger Anordnung der Bohrungen zueinander zu errechnen. Hierbei ist es erforderlich, daß die verschiedenen Kombinationen der Anordnung der Filterbohrungen zueinander durchgerechnet werden und somit die optimalste Lösung errechnet werden kann. Infolge der großen Variationsmöglichkeit in der Lage der Filterbohrungen zueinander ist hierzu ein sehr großer Zeitaufwand erforderlich.

Durch Anwendung von Modellierungsmethoden ist es möglich, relativ schnell das optimalste Ergebnis zu erzielen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde mittels Elektrointegrator EI-12 die optimalste Lösung der Anordnung der Filterbohrungen zueinander als Entwässerungsmaßnahme für den Tagebau erzielt.

Entwässerungseffekt mittels einlinigen Systems vertikaler Filterbohrungen

Wie bei der Modellierung des Wasserzuflusses in den Tagebau, so wird auch bei Betrachtung des Wasserzuflusses in das Bohrloch nur ein Teil des Tagebaues betrachtet, da sich infolge Symmetrie für die anderen Abschnitte des Tagebaues die Ergiebigkeiten der Filterbohrungen analog verhalten. Da die Untersuchung des Wasserzuflusses in den Tagebau ergeben hat, daß der Wasserzufluß in den Tagebau von der freien Einzugsfläche in den Tagebau (Länge des Umfanges) abhängt, wurde ein $l = 1000$ m für die Berechnung zugrunde gelegt (Bild 22).

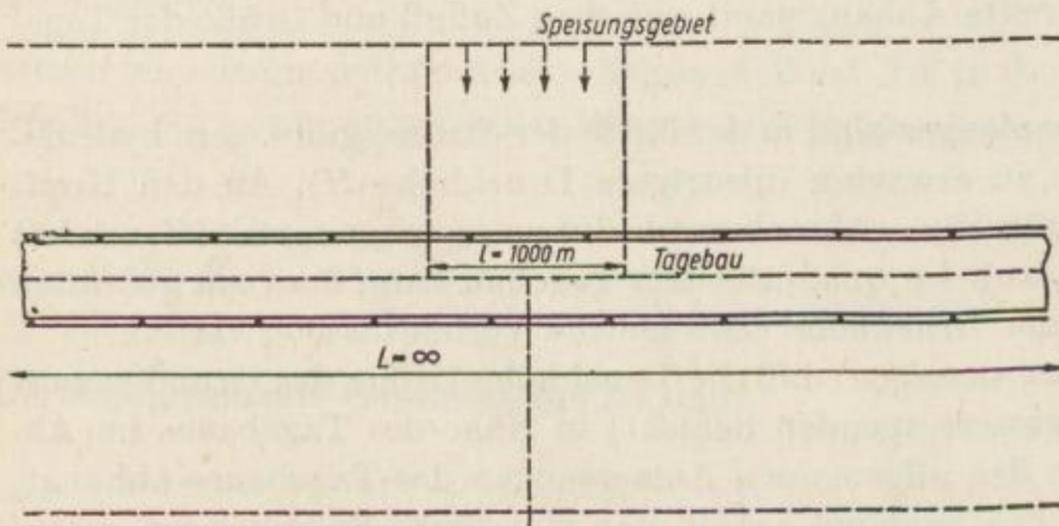


Bild 22. Tagebauabschnitt 1

Für die Untersuchungen der Ergiebigkeit einer Bohrlochreihe, die parallel zur Tagebaukante liegt, wurden die Abstände b (Abstand der Filterbohrungen vom Tagebau) und a (Abstand der Filterbohrungen untereinander) variiert, um so optimale Bedingungen für den Tagebau zu erzielen.

Die Untersuchungen wurden in zwei Komplexen durchgeführt (Bild 23).

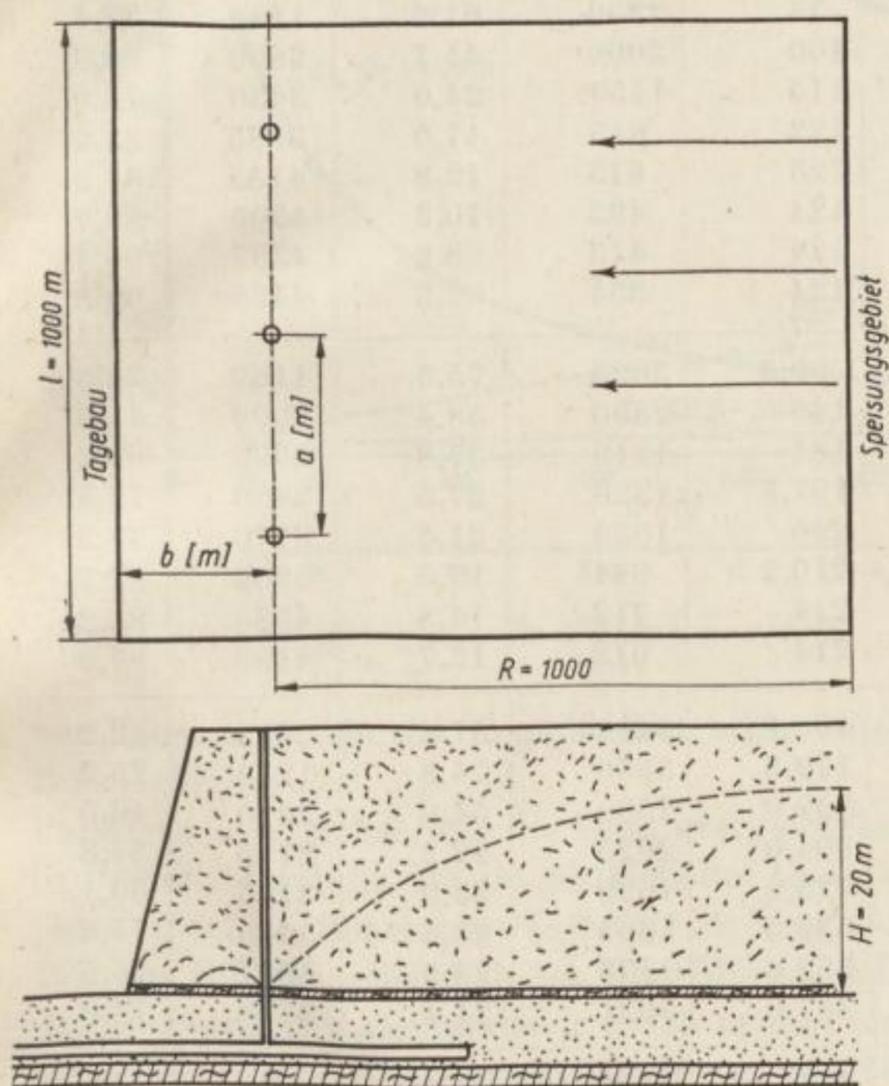


Bild 23

Entwässerungsschema mit einer Reihe Fallfilter bzw. Filterbrunnen

1. Ändern des Abstandes b bei gleichbleibendem Abstand a ,
2. Ändern des Abstandes a bei gleichbleibendem Abstand b .

Die in Tabelle 3 zusammengefaßten Resultate zeigen, daß bei Erhöhung des Abstandes a auf der einen Seite ein Ansteigen des Wasserzuflusses in den Tagebau zu verzeichnen ist und auf der anderen Seite eine Erhöhung der Ergiebigkeit der Filterbohrungen. Bei einem Abstand der Bohrlochreihe vom Tagebau von $b = 25$ m und bei einem Abstand der Bohrlöcher untereinander von $a = 150$ m ist bereits kein gegenseitiges Beeinflussen der Bohrungen untereinander festzustellen.

Bei einem Abstand der Bohrlochreihe vom Tagebau von $b = 50$ m und einem Abstand der Bohrungen untereinander von $a = 300$ m ist ebenfalls kein gegenseitiges Beeinflussen der Filterbohrungen untereinander mehr zu beobachten.

Als ungünstig für die Ergiebigkeit der Bohrungen zeigt sich ein geringer Abstand der Bohrlochreihe vom Tagebau. Bei Erhöhung des Abstandes der Filterbrunnen

Tabelle 3

Abst. a [m]	Abst. b [m]	Anzahl Bohrungen bei $l =$ 1000 m	Q_{Filter} [m ³ /d]	ΣQ_{Filter} [m ³ /d]	[%]	$Q_{\text{Tgb.}}$ [m ³ /d]	[%]
25	25	40	74	2960	61,6	1840	38,4
50	25	20	100	2000	41,7	2800	58,3
100	25	10	115	1150	24,0	3650	76,0
150	25	6,67	122	815	17,0	3985	83,0
200	25	5	123	615	12,8	4185	87,2
250	25	4	124	495	10,3	4305	89,7
300	25	3,33	124	413	8,6	4387	91,4
350	25	2,89	124	354	7,5	4426	92,5
25	50	40	90,5	3620	75,5	1180	24,5
50	50	20	140	2800	58,4	2000	41,6
100	50	10	181	1810	37,8	2990	62,2
150	50	6,67	197,5	1320	27,5	3480	72,5
200	50	5	206	1030	21,5	3770	78,5
250	50	4	210,2	841	17,5	3959	82,5
300	50	3,33	214	712	14,8	4088	85,2
350	50	2,89	214	612	12,7	4188	87,3
25	100	40	105,2	4208	87,8	592	12,2
50	100	20	179,3	3586	74,8	1214	25,2
100	100	10	259,0	2590	54,0	2210	46,0
150	100	6,67	304,0	2025	42,2	2775	57,8
200	100	5	325,0	1625	33,9	3175	66,1
250	100	4	339,5	1360	28,4	3440	71,6
300	100	3,33	352,0	1173	24,5	3627	75,5
350	100	2,89	357,0	1021	21,4	3779	78,6
25	300	40	115	4600	95,8	200	4,2
50	300	20	214	4280	89,2	520	10,8
100	300	10	362	3620	75,5	1180	24,5
150	300	6,67	477	3180	66,3	1620	33,7
200	300	5	559	2795	58,2	2005	41,8
250	300	4	617	2468	51,5	2332	48,5
300	300	3,33	658	2190	45,6	2610	54,6
250	300	2,89	700	2020	42,7	2780	57,3

vom Tagebau kann man eine Erhöhung der Ergiebigkeit der Filterbohrungen erkennen.

Bei Anlage nur einer Reihe von Bohrlöchern zur Entwässerung des Tagebaues unter oben vorausgesetzten Bedingungen ist der höchste Entwässerungseffekt bei einem Abstand der Bohrungen voneinander $a = 25$ m und bei einem Abstand der Bohrungen vom Tagebau $b = 300$ m zu erzielen.

Diese Abhängigkeit ist in Bild 24 dargestellt. Die schwarzen Kurven stellen die Gesamtergiebigkeit der Bohrlochreihe bei einem Abstand $b = 25$ m bis $b = 500$ m bei verschiedenen Abständen a (25, 50, 100, 200, 250, 300 m) dar. Die gestrichel-

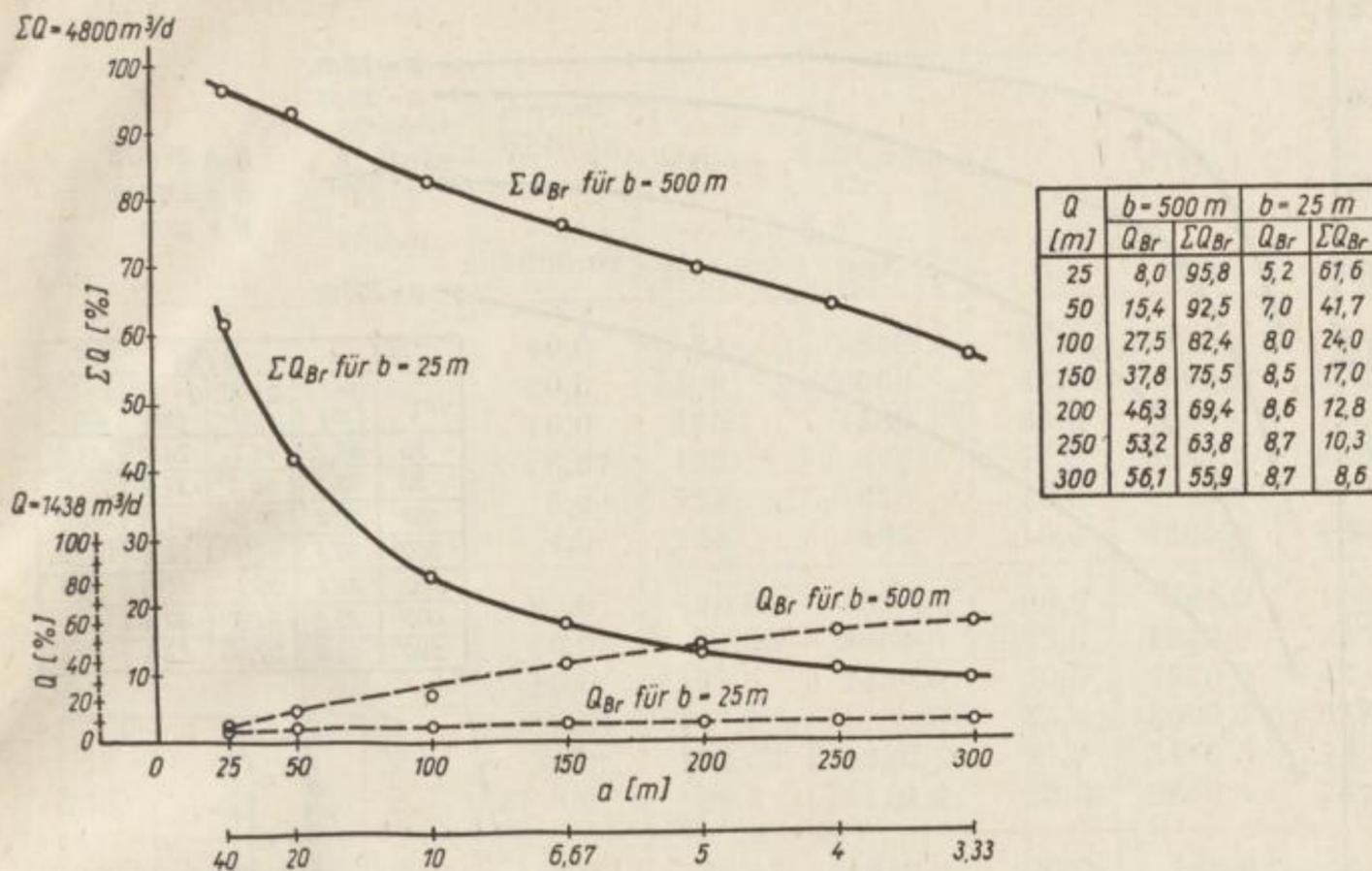


Bild 24. Filterergiebigkeit als Funktion von a

ten Kurven stellen die Ergiebigkeit eines einzelnen Bohrloches innerhalb der Bohrlochreihe dar.

Parallel zur Y-Achse, die die Gesamtergiebigkeit der Bohrlochreihe ΣQ (m^3/d) in Prozent darstellt, ist die gestrichelte Achse als Maßstab für die Ergiebigkeit jedes einzelnen Bohrloches Q (m^3/d) als Vergleichsmaßstab angelegt worden.

Wie aus Bild 25 ersichtlich, ist mit Hilfe einer Bohrlochreihe bei einem Abstand der Bohrungen voneinander $a = 25$ m und einem Abstand der Bohrlochreihe vom Tagebau $b = 300$ m ein Maximum von 96% zu erzielen. 4% des Wasserzufflusses dringen jedoch noch in den Tagebau. Bei Verringerung des Abstandes fällt die Effektivität jedes einzelnen Bohrloches.

Betrachtungen zur Effektivität eines mehrlinigen Entwässerungssystems mittels vertikaler Filterbohrungen

Mit Hilfe einer Reihe von Filterbohrungen bei einem Abstand der Bohrungen voneinander $a = 25$ m ist nicht der gesamte Wasserzufluß abzufangen. Ausgehend von dieser Tatsache wurde untersucht, wie mit Hilfe von zwei bzw. mehr Reihen Filterbohrungen bei größerem Abstand a ein höherer Entwässerungseffekt für die Tagebaue bei gleichzeitiger höherer Effektivität jeder einzelnen Bohrung erreicht wird (Bild 26).

Aus der Zusammenfassung einiger Teilergebnisse in Tabelle 4 ist ersichtlich: — daß sich die Effektivität der Filterbohrungen bei Vergrößerung des Abstandes b (Abstand der Bohrlochreihen voneinander und Abstand der ersten

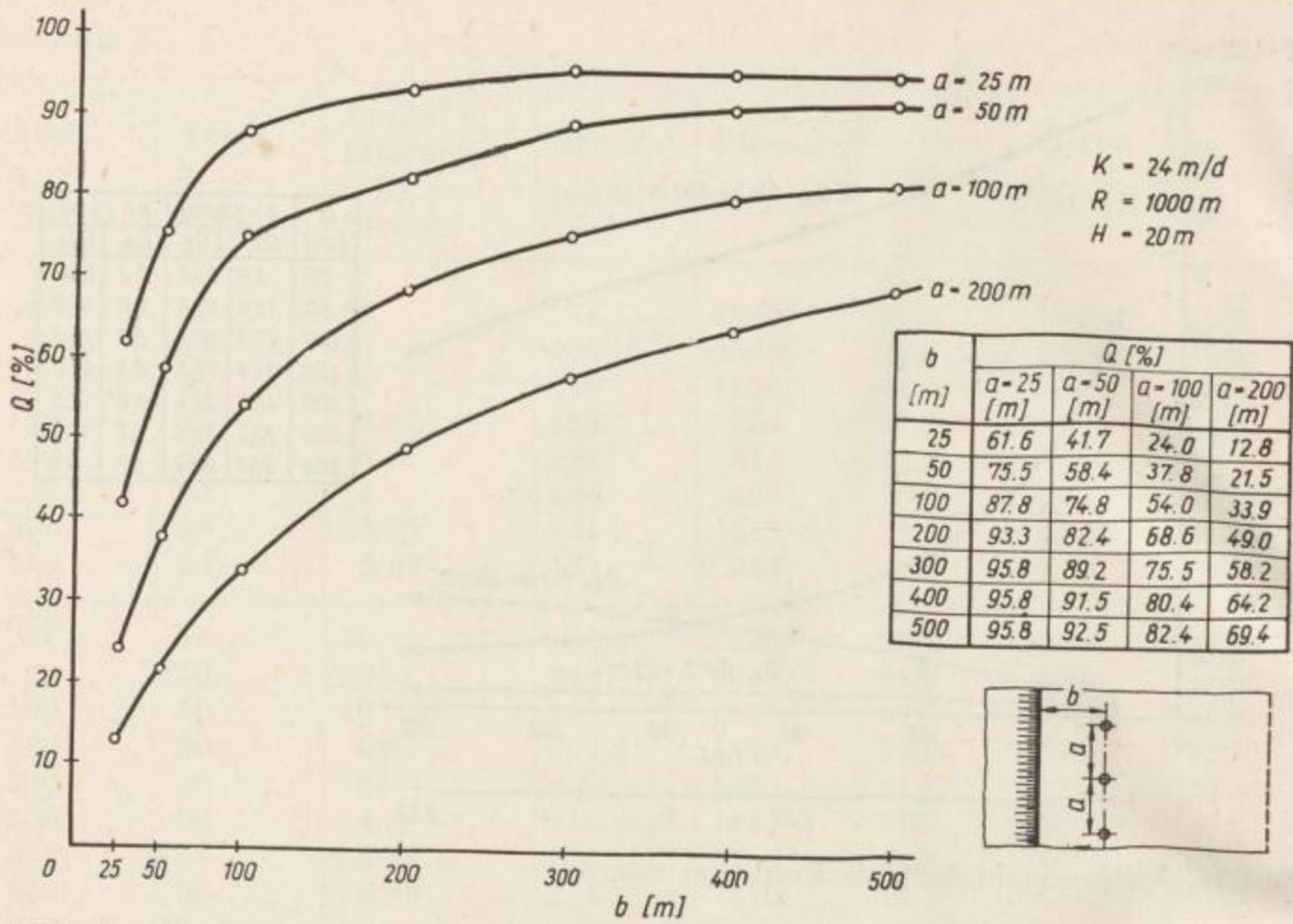


Bild 25. Filterergiebigkeit als Funktion von b

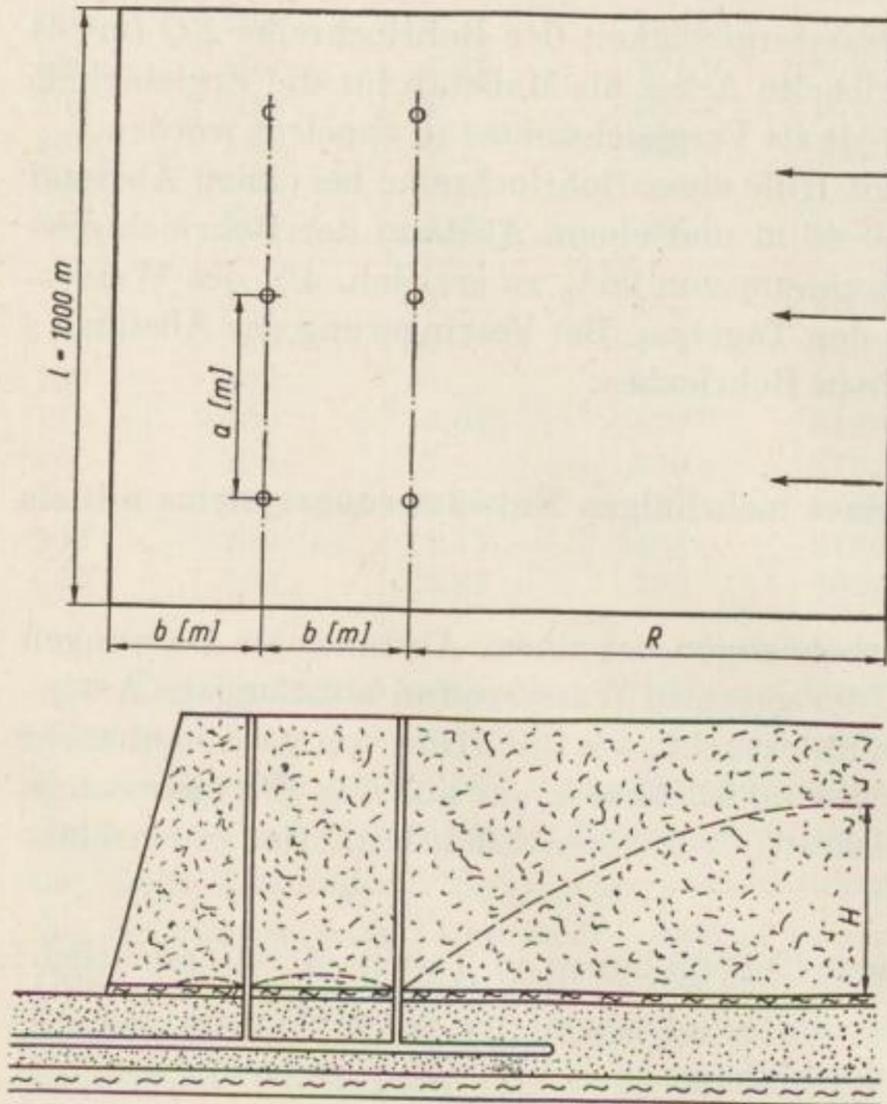


Bild 26
Entwässerungsschema mit zwei und mehr Reihen Fallfiltern bzw. Filterbrunnen

Tabelle 4

Abst. <i>a</i> [m]	Abst. <i>b</i> [m]	Anzahl d. Bohr- loch- reihen	Anzahl Bohrn. bei 1 ... 1000 m	Q_{Filter}			$Q_{\text{Tgb.}}$	
				[m ³ /d]	[m ³ /d]	[%]	[m ³ /d]	[%]
25	25	1	40,0	74	2960	61,6	1840,0	38,4
50	25	1	20,0	100	2000	41,7	2800,0	50,3
100	25	1	10,0	115	1150	24,0	3650,0	76,0
150	25	1	6,67	122	815	17,0	3985,0	83,0
200	25	1	5,0	123	615	12,8	4185,0	87,2
250	25	1	4,0	124	495	10,3	4305,0	89,7
25	25	2	80,0	53,95	4316,0	90,0	484,0	10,0
50	25	2	40,0	86,35	3454,0	72,0	1346,0	28,0
100	25	2	20,0	121,5	2430,0	50,6	2370,0	49,4
150	25	2	13,34	127,5	1700,9	35,4	3099,1	64,6
200	25	2	10,0	132,95	1329,5	27,7	3470,5	72,3
250	25	2	8,0	139,5	1119,6	23,6	3680,4	76,7
25	25	3	120,0	38,43	4612,0	96,2	188,0	3,8
50	25	3	60,0	69,65	4179,0	87,0	621,0	13,0
100	25	3	30,0	108,10	3243,0	67,7	1557,0	32,3
150	25	3	20,01	124,07	2482,6	51,8	2317,4	48,2
200	25	3	15,0	135,23	2028,5	42,3	2771,5	57,7
250	25	3	12,0	142,97	1715,6	35,8	3084,4	64,2
25	25	4	160,0	29,65	4744,0	98,9	56,0	1,1
50	25	4	80,0	56,97	4556,0	95,0	244,0	5,0
100	25	4	40,0	94,0	3760,0	78,3	1040,0	21,7
150	25	4	26,68	107,42	2866,1	59,8	1933,9	40,2
200	25	4	20,0	129,67	2593,5	54,0	2206,5	46,0
250	25	4	16,0	140,35	2245,6	47,0	2554,4	53,0
25	200	1	40,0	112,0	4480	93,3	320	6,7
50	200	1	20,0	198,0	3960	82,5	840	17,5
100	200	1	10,0	330,0	3300	68,8	1500	31,2
150	200	1	6,67	415,1	2770	57,7	2030	42,3
200	200	1	5,0	470,0	2350	49,0	2450	51,0
250	200	1	4,0	503,15	2075	42,0	2785	58,0
25	200	2	80,0	60,0	4800	100,0	0	0
50	200	2	40,0	116,0	4640	96,6	160	3,4
100	200	2	20,0	204,0	2080	85,1	720	14,9
150	200	2	13,34	271,5	3620	75,5	1180	24,5
200	200	2	10,0	340,0	3400	70,9	1400	29,1
250	200	2	8,0	412,5	3300	68,8	1500	31,2
25	200	3	120,0	40,0	4800	100,0	0	0
50	200	3	60,0	80,0	4800	100,0	0	0
100	200	3	30,0	146,66	4400	91,7	400	8,3
150	200	3	20,01	205,0	4100	85,4	700	14,6
200	200	3	15,0	268,88	4030	84,0	770	16,0
250	200	3	12,0	209,56	3715	77,8	1085	22,2

Tabelle 4 (Fortsetzung)

Abst. a	Abst. b	Anzahl d. Bohr- loch- reihen	Anzahl Bohrgn. bei 1... 1000 m	Q_{Filter}	ΣQ_{Filter}		$\Sigma Q_{\text{Tgb.}}$	
					[m ³ /d]	%	[m ³ /d]	[%]
25	200	4	160,0	30,0	4800	100,0	0	0
50	200	4	80,0	60,0	4800	100,0	0	0
100	200	4	40,0	120,0	4800	100,0	0	0
150	200	4	26,68	164,4	4390	91,5	410	8,5
200	200	4	20,0	213,5	4270	89,0	530	11,0
250	200	4	16,0	261,25	4180	87,2	620	12,8

Bohrlochreihe vom Tagebau) bei gleicher Anzahl von Bohrlochreihen und gleichem Abstand a der Filterbohrungen in einer Reihe verbessert und damit der Gesamtentwässerungseffekt für den Tagebau verbessert wird.

- daß bei Vergrößern des Abstandes a der Filterbohrungen voneinander bei gleicher Anzahl von Bohrlochreihen und gleichem Abstand b zwar die Ergiebigkeit der einzelnen Filterbohrungen ansteigt, aber der Wasserzufluß in den offenen Tagebau gleichzeitig ansteigt.
- daß weiterhin bei einer Filterreihe mit dem Abstand $b = 25$ m vom Tagebau bei Vergrößerung des Abstandes a die Ergiebigkeit des einzelnen Filters von 74 auf 124 ansteigt, während der Wasserzufluß in den offenen Tagebau um mehr als 50% von 38,4 auf 89,7% ansteigt.

Bei Anlage von 4 Bohrlochreihen und gleichen Abmessungen a und b ist ein stärkeres Ansteigen der Ergiebigkeit jedes Filters (von 29,65 auf 140,35) bei gleichem Anstieg des Wasserzufflusses in den offenen Tagebau von 50% (von 1,1 auf 53%) festzustellen.

Im Gegensatz dazu verändern sich die Verhältnisse bei einem Abstand der Bohrlochreihen voneinander $b = 200$ m folgendermaßen: Mit Vergrößerung des Abstandes a der Filter voneinander vergrößert sich die Ergiebigkeit jedes Filters bei Anlage einer Bohrlochreihe von 112,0 auf 503,0, wobei der Wasserzufluß zum offenen Tagebau ebenfalls stark zunimmt (von 6,7% auf 58%).

Bei Anlage von 4 Bohrlochreihen und gleichen Abmessungen a und b ist ein noch stärkeres Ansteigen der Filterergiebigkeit (von 30,0 auf 261,0) festzustellen, während der Wasserzufluß zum offenen Tagebau diesmal nur schwach ansteigt (von 0% auf 12,8%).

Daraus ist ersichtlich, daß bei Anlage einer Filterreihe in beiden Fällen ($b = 25$ m, $b = 200$ m) der Wasserzufluß in den Tagebau beim Vergrößern von a (von 25 m auf 250 m) um mehr als 50%, trotz gleichzeitiger höherer Filterergiebigkeit, anwächst, aber bei Anlage von 4 Filterreihen unter gleichen Bedingungen nur noch ein Anwachsen des Wasserzufflusses in den Tagebau von 12,8% zu verzeichnen ist.

Die aus den in Tabelle 4 zusammengefaßten Ergebnissen hervorgehende Tendenz der optimalen Filteranordnung gestattet die Lösung folgender Aufgaben:

1. das Tagebauvorfeld optimal vorzuentwässern,
2. die optimale Ergiebigkeit jedes Filters zu erreichen,
3. bei Filterbrunnenentwässerung richtig dimensionierte Tauchpumpen zu wählen.

Ausgehend von der Analyse der Ergebnisse aus Tabelle 4 ist festzustellen, daß bei vorher angeführten Ausgangsdaten mittels 2 Filterreihen und den Abständen $a = 25$ m und $b = 200$ m ein voller Entwässerungseffekt für den Tagebau erzielt wird, die Ergiebigkeit jedes Filters jedoch durchschnittlich nur $60 \text{ m}^3/\text{d}$ beträgt.

Wählen wir jedoch die Größen $a = 100$ m und $b = 200$ m, so erhalten wir bei gleichem Entwässerungseffekt für den Tagebau die durchschnittliche optimale Filterergiebigkeit von $120 \text{ m}^3/\text{d}$.

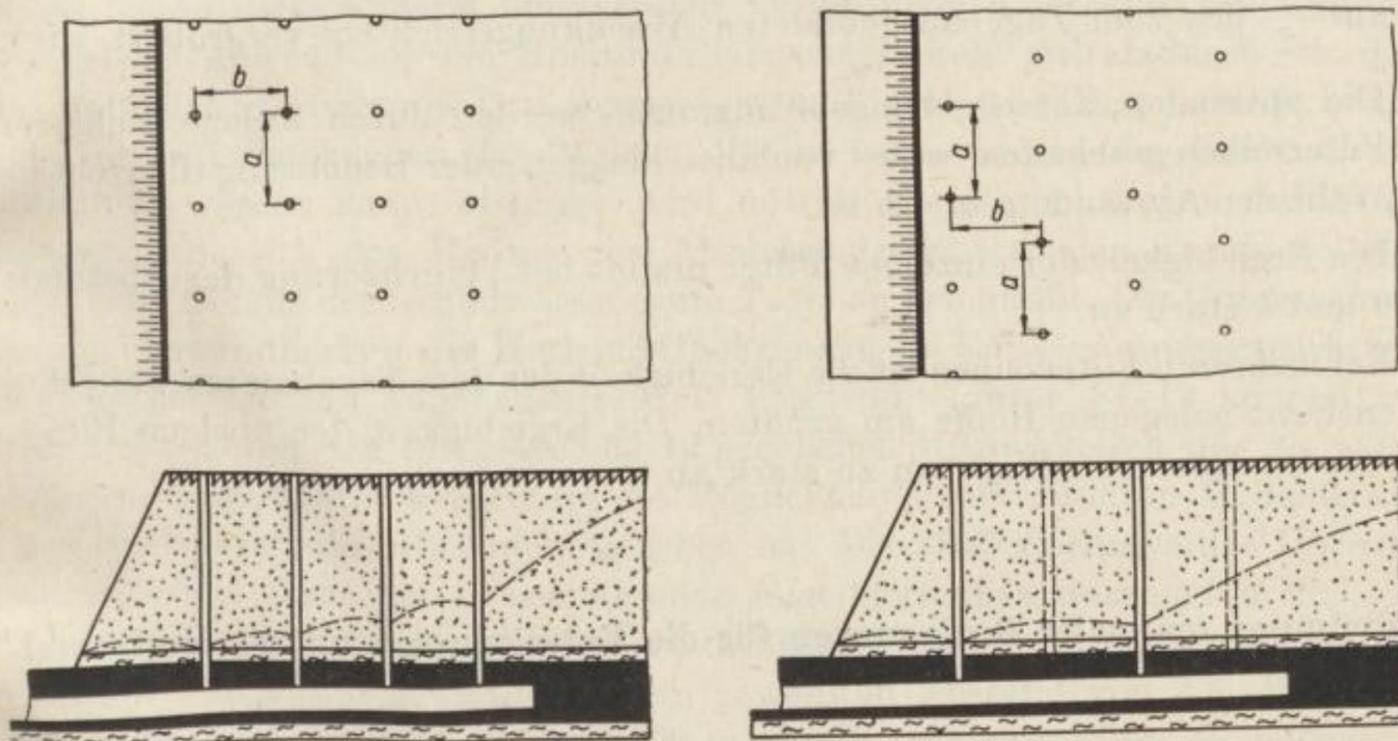


Bild 27. Fallfilter bzw. Filterbrunnen asymmetrisch angeordnet

Eine weitere Erhöhung des Abstandes b führt natürlich folgerichtig zu einer noch weiteren Steigerung der Filterergiebigkeit, bringt aber keine ökonomischen Vorteile mit sich, da durch diese Maßnahme zwar der Entwässerungstrichter vergrößert wird, aber effektiv für den Tagebau erst wirksam wird, wenn die dem Tagebau am weitesten entfernte Filterreihe im Bereich der Reichweite der Wasserabsenkung durch den Tagebau liegt.

Mittels asymmetrischer Filteranordnung (Bild 27) konnte keine Erhöhung des Entwässerungseffektes erzielt werden.

Untersuchungen für verschiedene K -Werte und Druckhöhen H

Die erhaltenen Resultate gelten nur für einen K -Wert = 24 m/d, H = 20 m und R = 1000 m.

Die allgemeinen Erkenntnisse über die Abhängigkeit des Entwässerungseffektes von den Größen a und b gelten für beliebige K -Werte und Druckhöhen H . Es ist hierbei nur erforderlich, den entsprechenden Modellierungsmaßstab einzusetzen.

Schlußfolgerungen

1. Mittels einer Reihe vertikaler Filter ist es selbst bei relativ geringem Abstand der Filter voneinander $a = 25$ m unter den vorausgesetzten hydrologischen Bedingungen nicht möglich, den gesamten Wasserzufluß abzufangen. Die optimalen Entwässerungsbedingungen mittels einer Reihe Filter können erzielt werden, indem der Abstand b der Filterbrunnenreihe vom Tagebau auf $\frac{R}{2}$ des vom Tagebau gebildeten Absenkungstrichters vergrößert wird.
2. Die optimalen Entwässerungsbedingungen werden durch Anlage mehrerer Filterreihen geschaffen, wobei von ausschlaggebender Bedeutung die richtige Wahl der Abstände a und b ist.
3. Die Ergiebigkeit der einzelnen Filter nimmt bei Vergrößerung der Abstände a und b stark zu.
4. Bei mehreren Filterreihen ist die Ergiebigkeit der dem Tagebau am weitesten entfernt gelegenen Reihe am größten. Die Ergiebigkeit der übrigen Filterreihen nimmt zum Tagebau zu stark ab.

Bestimmung optimaler Bedingungen für die Entwässerung mittels Horizontalbohrungen

Allgemeines

Ausgehend von der Forderung, bei geringstem Kostenaufwand möglichst höchsten Entwässerungseffekt für den Braunkohlentagebau zu erreichen, wurde im folgenden Kapitel die Anwendung von Horizontalbohrungen im Braunkohlentagebau untersucht.

Analytische Berechnungsunterlagen zur Berechnung des Wasserzufflusses in Horizontalbohrungen sind nicht vorhanden. Die folgenden Untersuchungen mittels EJ 12 sollen ein Beitrag dazu sein, die Anwendung von Horizontalbohrungen im Braunkohlentagebau und Erztagebau zu untermauern.

Bei Betrachtung der Anwendung von Horizontalbohrungen im Braunkohlen- bzw. Erztagebau ist in erster Hinsicht das billigere und schnellere Herstellungs-

verfahren der Bohrung gegenüber den Vertikalbohrungen hervorzuheben. Ebenfalls sind keine weiteren Maßnahmen erforderlich, um das zufließende Wasser abzufördern. Bei Filterbrunnen im Gegensatz ist der Brunnen mit einer Tauchpumpe auszurüsten, während bei Fallfiltern das Auffahren von Strecken erforderlich ist.

Den sehr großen Vorteilen der Horizontalbohrungen stehen natürlich auch einige ausschlaggebende Nachteile gegenüber. Setzen wir voraus, daß die Bohrtechnik soweit vorgeschritten ist, daß dem Bohren der Horizontalbohrungen im lockeren Gebirge des Hangenden nichts mehr im Wege steht, und daß die Bohrungen zur vollsten Zufriedenheit des Bergmanns geradlinig mit leichtem Ansteigen gestoßen werden können (z. Z. sind diese Voraussetzungen bei Bohrlängen über 50 m noch nicht gegeben), so besteht doch nur die Möglichkeit, die Bohrungen von der Tagebaufont aus in das Gebirge zu stoßen. Daraus ergibt sich, daß bei Tagebauen mit einem Tagesfortschritt von mehr als 1 m die Lebensdauer eines 50 bis 75 m langen Horizontalbohrloches an der Arbeitsfront des Tagebaues nur knapp 2 Monate beträgt, wobei die Effektivität des Bohrloches durch laufendes Verkürzen seiner Länge von Tag zu Tag nachläßt. An den Stirnseiten des Tagebaues treten diese äußerst ungünstigen Verhältnisse nicht auf. Ein weiterer Mangel bei Anwendung von Horizontalbohrungen stellt sich dadurch ein, daß das natürliche Gefälle des Grundwassers zum Tagebau hin erst je nach Länge der Horizontalbohrungen (50, 75 bzw. 100 m) kurz vor der Tagebauböschung beeinflußt werden kann, hingegen wird mittels Vertikalbohrungen bereits im gesamten Bereich des Radius des Absenkungstrichters des Tagebaues das natürliche Gefälle des Grundwassers zum Tagebau beeinflußt. Die Untersuchungen der Anwendbarkeit der Horizontalbohrungen als Entwässerungseinrichtung im Deckgebirge des Tagebaues mittels Elektointegrator EI 12 können auf Grund der durch den Integrator EI 12 gegebenen Möglichkeiten nur als näherungsweise betrachtet werden, da die Möglichkeit einer direkten Modellierung eines Horizontalbohrloches nicht gegeben ist. Die Modellierung eines Horizontalbohrloches wurde aus diesem Grunde folgendermaßen durchgeführt.

Auf dem Integrator wurden im Bereich des Horizontalbohrloches relativ geringe Abstände von 2,5 m gewählt. In dem gewählten Abstand von 2,5 m wurden auf der Länge von 25, 50, 75 und 100 m jeweils vertikale Filter modelliert, so daß das Horizontalbohrloch als eine Reihe von 10, 20, 30 bzw. 40 vertikaler Filter betrachtet wurde. Die Gesamtergiebigkeit dieser 10, 20, 30 bzw. 40 Vertikalbohrungen wurde als die Ergiebigkeit der Horizontalbohrung betrachtet.

Als Überprüfung der so durchgeführten Untersuchungen wurde der Abstand der Filter voneinander auf 5 m bzw. 10 m vergrößert, um feststellen zu können, wie sich die Gesamtergiebigkeit der Filter verändert. Es wurde hierbei festgestellt, daß sich die Gesamtergiebigkeit nicht wesentlich verändert.

Daraus hervorgehend ergibt sich, daß das Horizontalbohrloch als äußerst schmaler Graben mit 120 mm Breite und 25, 50, 75 bzw. 100 m Länge betrachtet werden kann, d. h., der wasserführende Horizont wurde auf seine gesamte Höhe angeschnitten.

Die auf diese Weise erhaltenen Ergebnisse sollen nur als Anhalt für die zu erwartende Ergiebigkeit der Horizontalbohrungen gewertet werden sowie eine Vergleichsmöglichkeit mit den Vertikalbohrungen schaffen und ein Bild über die im Gebirge entstehenden hydrologischen Verhältnisse schaffen.

Die erhaltenen Entwässerungseffekte der Horizontalbohrungen liegen logischerweise über dem wirklich zu erwartenden Entwässerungseffekt, dürften aber annähernd in der Größenordnung der zu erwartenden Effektivität liegen.

Untersuchungen über die Ergiebigkeit von Horizontalbohrungen

Den Untersuchungen wurden folgende Bohrlochlängen zugrunde gelegt:

$$L_1 = 25 \text{ m}$$

$$L_2 = 50 \text{ m}$$

$$L_3 = 75 \text{ m}$$

$$L_4 = 100 \text{ m}$$

Der Abstand der Horizontalbohrungen voneinander betrug $a = 10 \text{ m}$, 20 m , 30 m , 40 m , 50 m , 60 m , 70 m , 80 m , 90 m , 100 m . Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Tabelle 5 zusammengefaßt, wobei die Ergiebigkeit in Prozent

Tabelle 5

Länge d. Boh- rung [m]	Ergie- bigkeit Boh- rung [%]	Abstand der Horizontalbohrungen voneinander [m]									
		10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
100	Q	100	100	100	100	99	97	93	88	84	79
75	Q	100	100	100	99	97	94	90	84	77,5	72,5
50	Q	100	100	97	95	92	85	80	75	70	64
25	Q	97	96	88	76	66	57	54	52	51	49

vom Gesamtwasserzufluß angegeben wurde. Folgende hydrogeologischen Daten wurden der Untersuchung zugrunde gelegt:

$$K_f = 0,24 \text{ m (d, } H_o = 20 \text{ m, } R = 100 \text{ m.)}$$

Wie aus Tabelle 5 ersichtlich, ist für die Höhe der Ergiebigkeit der Horizontalbohrung die Länge sowie der Abstand der Bohrlöcher voneinander von ausschlaggebender Bedeutung. Bei Bohrlochlängen von 50 bis 100 m und einem Abstand der Bohrlöcher voneinander $a = 10$ bis 20 m fangen die Bohrlöcher den Gesamtwasserzufluß ab. Bei Vergrößerung des Abstandes a bis zu 40 m ist nur noch mittels 100 m langen Horizontalbohrlochs ein 100% iger Entwässerungseffekt zu erzielen. Bei weiterem Vergrößern des Abstandes a bis auf 100 m ist ein

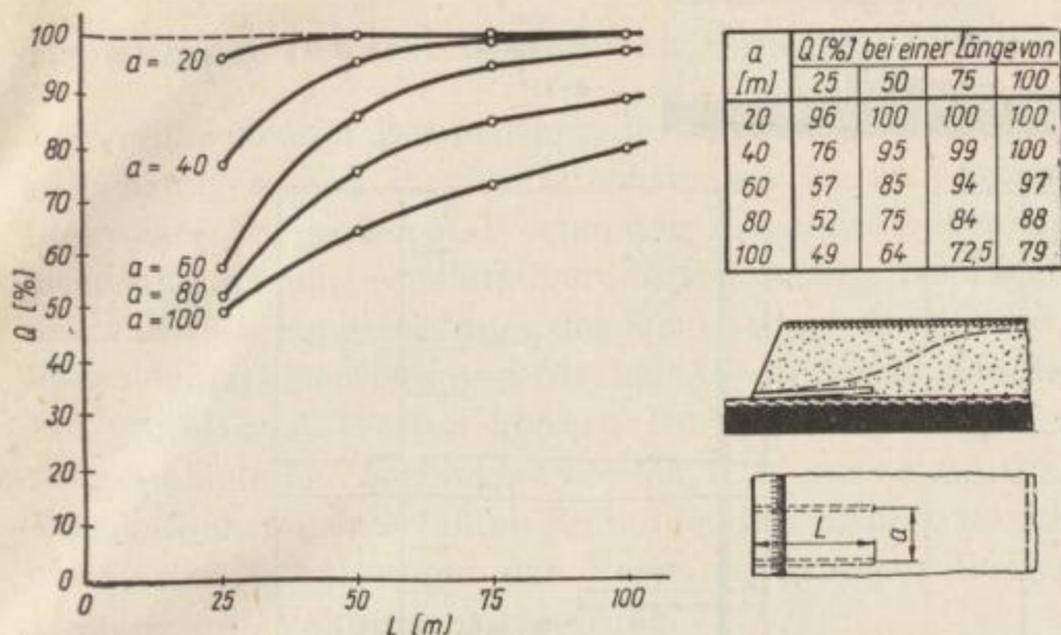


Bild 28. Ergiebigkeit von Horizontalbohrungen bei verschiedenem Abstand

weiteres kontinuierliches Absinken des Entwässerungseffektes für den Tagebau zu verzeichnen.

Bei einer Bohrlänge von $L = 25$ m stellen sich die ungünstigsten Entwässerungsverhältnisse ein.

Die in Tabelle 15 zusammengefaßten Ergebnisse sind in Bild 28 nochmals graphisch dargestellt.

Untersuchungen über die Effektivität von Horizontalbohrungen bei verschiedener Bohrlochanordnung

Zur Untersuchung der Möglichkeit einer weiteren Steigerung der Effektivität der Horizontalbohrungen wurde die Lage der Horizontalbohrungen verändert.

Wie aus Bild 29 ersichtlich, wurden neben den bereits untersuchten senkrecht zur Tagebaukante angeordneten Horizontalbohrungen (a) die Horizontalbohrungen im Winkel von 45° zur Tagebaukante verlegt (b) (c). Des weiteren wurde die Effektivität bei Büschelanordnung von Horizontalbohrungen (d) untersucht. Wie aus Bild 29 ersichtlich, tritt bei der Büschelform (d) der höchste Entwässerungseffekt auf. Dieser Effekt wird in dem Falle dadurch erreicht, daß bei dieser Anordnung die höchste Anzahl von Bohrungen $Z = 3,1$ auf einer Länge von 100 m (Strossenlänge) vorhanden ist.

Bei der Anlage von Bohrlöchern in einem Winkel von 45° zur Tagebaukante wird ein geringerer Entwässerungseffekt bei gleicher Bohrlochanzahl $Z = 2,5$ auf 100 m erzielt als bei senkrechter Anlage der Bohrlöcher zur Tagebaukante (a, b, c).

Ausgehend hiervon kann gesagt werden, daß bei senkrechtem Verlegen der Horizontalbohrungen zur Böschungskante der höchste Entwässerungseffekt erzielt wird. Diese Tatsache ist damit zu erklären, daß in diesem Falle die Bohrlochlänge einen größeren Bereich des Absenkungstrichters des Tagebaues erfaßt, als es bei Verlegen der Bohrlöcher in einem Winkel von 45° zur Tagebauböschung möglich ist.

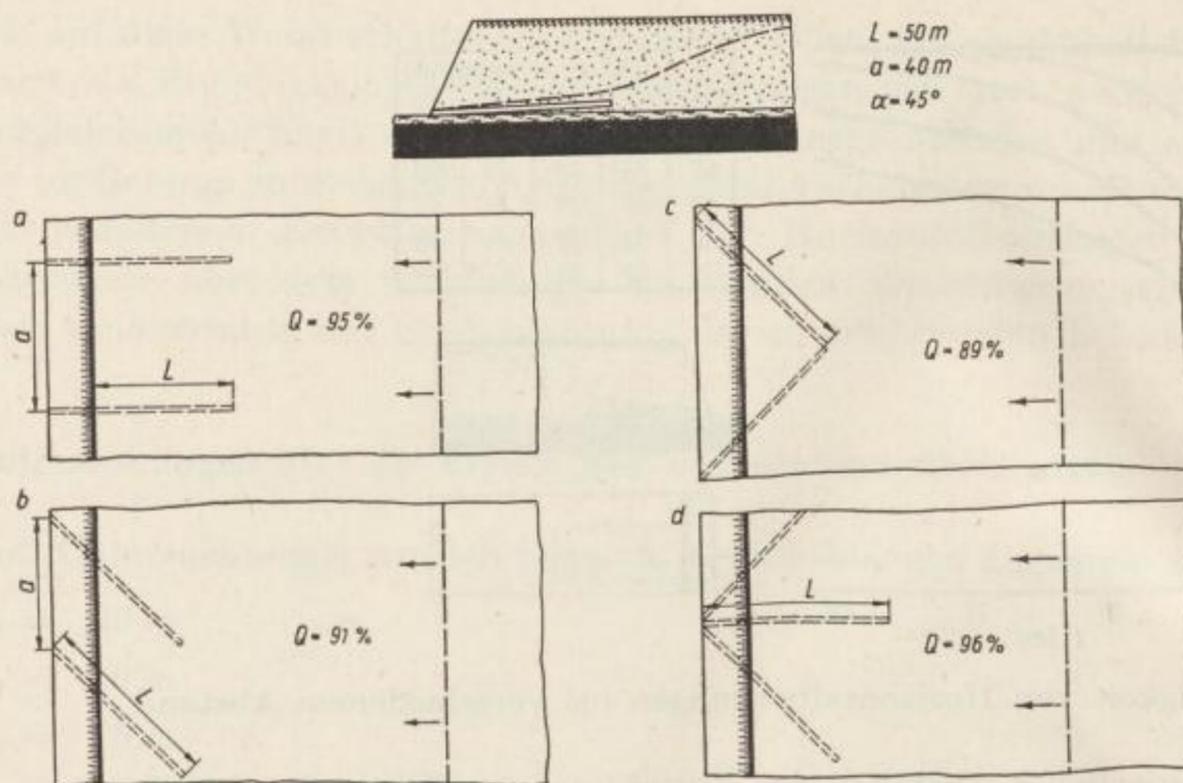


Bild 29. Anordnung der Horizontalbohrungen

Die Ergebnisse der Untersuchungen lassen folgende Schlußfolgerungen zu:

1. Die Ergiebigkeit der Horizontalbohrungen wird im wesentlichen durch die Länge der Bohrung L [m] und den Abstand der Bohrungen voneinander a [m] bestimmt.
2. Bei Anlage der Horizontalbohrungen in einem Winkel von 45° zur Tagebaukante wird die Ergiebigkeit der Bohrung herabgesetzt, da die wirksame Länge L der Horizontalbohrung auf $L \cdot \cos 45^\circ = L \cdot \frac{\sqrt{2}}{2}$ verkürzt wird.
3. Ein weiteres Verdichten der Horizontalbohrungen über den optimalen Abstand a hinaus ist unzweckmäßig.
4. Bei Bohrlochlängen von 25 m, 50 m, 75 m und 100 m ergeben sich optimale Abstände a von:

$L = 25 \text{ m}$	$a = 10 \text{ m}$
$L = 50 \text{ m}$	$a = 20 \text{ m}$
$L = 75 \text{ m}$	$a = 30 \text{ m}$
$L = 100 \text{ m}$	$a = 40 \text{ m}$
5. Die Anwendung von Horizontalbohrungen kann bei großen K -Werten nur als Hilfsentwässerungsmaßnahme neben den vertikalen Filtern betrachtet werden, da der Entwässerungstrichter des Tagebaues von den Horizontalbohrungen nur in äußerst geringer Entfernung vom Tagebau beeinflußt wird.
6. Bei kleinen K -Werten ist die Entwässerung mittels Horizontalbohrungen zu empfehlen, da in diesem Falle der größte Teil des vom Tagebau gebildeten Absenkungstrichters erfaßt wird. Besonders wirksam dürfte die Entwässerung mittels Horizontalbohrungen in Verbindung mit Vakuumentwässerung bei K -Werten unter 1 m/d sein.

Vergleichende Betrachtung zwischen Horizontal- und Vertikalbohrungen

Bei vergleichender Betrachtung der Ergebnisse der Untersuchungen von Vertikalbohrungen und Horizontalbohrungen ist zu erkennen, daß die Vertikalbohrungen bei großen K -Werten den Horizontalbohrungen weitestgehend überlegen sind, da eine weiträumigere Entwässerung des Tagebaugeländes im Bereich des Entwässerungstrichters des Tagebaues erzielt wird und somit günstigere hydrologische Bedingungen für den Abbau der Lagerstätte gegeben werden.

Bei größeren K -Werten können Horizontalbohrungen nur als Hilfsentwässerungsmaßnahmen betrachtet werden, d. h. nur zum Auffangen der nicht von den Vertikalbohrungen erfaßten Zuflußmengen dienen. Bei kleineren K -Werten sind die Horizontalbohrungen den Vertikalbohrungen überlegen, besonders in Verbindung mit Vakuumentwässerung.

L I T E R A T U R

- [1] Абрамов, С. В.: Гидрогеологические расчеты вертикальных дренажей при осушении угольных месторождений. Углетехиздат, Москва 1955.
- [2] Артемьев, А. В.: Целесообразность использования горизонтальных дренажных скважин на карьерах КМА. Горный журнал (1962) 5.
- [3] Булдей, В. Р.: Расчет водопонижения при помощи электрических моделей. Госстройиздат УССР, Киев 1961.
- [4] Гутенмахер: Руководство к электроинтеграторам типа эи 12. Академия Наук СССР, Москва 1953
- [5] *Härtig, H., u. Ciesielski, R.*: Berechnungsgrundlagen für den Braunkohlentagebau. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1962
- [6] *Karplus*: Analog Simulation, Solution of Field Problems, Mc Graw — Hill Book Company, New York 1958
- [7] *Kegel, K.*: Bergmännische Wasserwirtschaft. Wilhelm Knapp, Halle 1950
- [8] *Keil, K.*: Geotechnik. Wilhelm Knapp, Halle 1959
- [9] Максимов, В. М.: Справочник гидрогеолога. Госгортехиздат Москва 1962.
- [10] *Matschak, H.*: Betriebsversuche zur Steigerung der Ergiebigkeit und Entwässerungswirkung von Filterbrunnen und Steckfiltern durch Anwendung von Vakuum. Bergbautechnik (1962) 7
- [11] Мухина, В. А.: Исследование процессов водопонижения и осушения месторождений полезных ископаемых методом электронного моделирования. Диссертация, Москва 1963.
- [12] Шроянский, С. В.: Общая и горнорудничная гидрогеология. Госгортехиздат, Москва 1960.

Faint, illegible text at the top of the page, possibly bleed-through from the reverse side.

Main body of faint, illegible text, appearing to be bleed-through from the reverse side of the page.

Entwässerungswirkung im Tagebauvorfeld im Hinblick auf anomal ausgebildete Wasserstauer und den Restwassergehalt des Bodens¹

Von *H. Matschak* und *M. Walde*, Freiberg

Bei der Grundwasserabsenkung der Tagebaue, die zu einem großen Teil durch Strecken mit Fallfiltern vorgenommen wird, sind zur Erzielung eines möglichst rationellen Verfahrens die Entwässerungsmittel, wie Filter aller Art, so anzuordnen, daß eine optimale Entwässerungswirkung erzielt wird. Dieser Grundsatz betrifft nicht nur den zweckmäßigsten Abstand der Filter und Strecken zueinander in Abhängigkeit von der Durchlässigkeit der wasserführenden Schichten, sondern auch die Berücksichtigung besonderer geohydrologischer Verhältnisse, wie beispielsweise die Ausnutzung von Hangendmulden des Kohlenflözes durch Anordnung der Entwässerungslinien im Muldentiefsten, um einen günstigen räumlichen Entwässerungseffekt zu erzielen. Außer diesen in mehreren Fällen der Praxis angewendeten Beziehungen kann auch eine anomale Ausbildung wasserstauer Schichten von Einfluß auf die Entwässerungswirkung sein, die verbessert und rationalisiert werden kann, wenn die hydrologischen Bedingungen bei der Anordnung der Filter ausreichend berücksichtigt werden, wie an einem Beispiel aus einem Lausitzer Entwässerungsbetrieb aufgezeigt wird.

Einfluß eines Braunkohlenschluffrückens auf den räumlichen Verlauf der Entwässerungswirkung

Im Vorfeld des Tagebaues Kleinleipisch wurde zur Beobachtung der Grundwasserabsenkung neben der projektierten Entwässerungsstrecke 54 eine Hangend-Pegelreihe angelegt (Bild 1), und zwar mit Pegelabständen von 200 m, und

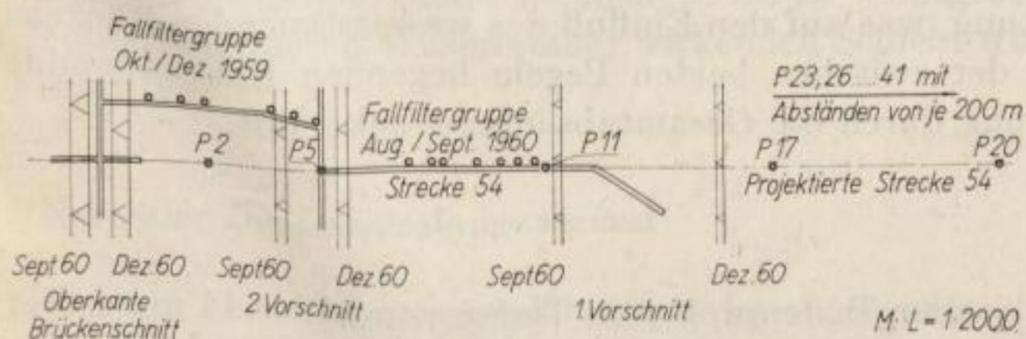


Bild 1. Lage der Fallfiltergruppe August/September 1960 und der Hangendpegel entlang der Entwässerungsstrecke 54 im Tagebau Kleinleipisch

¹ Mitteilung der Abt. Bergbau-Wasserwirtschaft und -Bodenmechanik des Deutschen Brennstoffinstituts Freiberg

später in größeren Abständen vom Tagebau mit 400 m, wodurch sich eine Gesamtlänge von rd. 3000 m ergab. Die Auffahrung der geradlinig in nördlicher Richtung projektierten Strecke 54 wurde infolge eines Liegendwasserdurchbruches in der Strecke durch eine Umfahrung vorübergehend unterbrochen. Um den zeitlichen Verlauf der Absenkung möglichst genau erfassen zu können, wurden die Pegelmessungen in der Zeit vom 5. 12. 1959 bis 31. 10. 1960 täglich und später wöchentlich zweimal durchgeführt.

Der geologische Aufbau des Deckgebirges entlang der Pegelreihe (Bild 2) besteht aus tertiären Mittel- und Feinsanden, in denen meist durchgehende schluffige

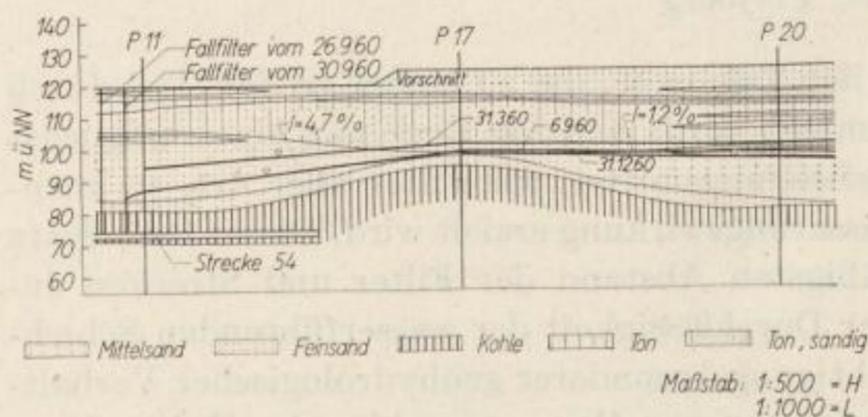


Bild 2. Einfluß des Braunkohlenrückens auf den Verlauf der Depressionslinie

und tonige Schichten verschiedener Mächtigkeit angelegt sind. Unmittelbar unter der Geländeoberfläche wurde verschiedentlich Moorboden festgestellt. Im Bereich des P 17 ist eine anomale Lagerung des hangenden Braunkohlenschluffes erbahrt, da dort ein bis 15 m mächtiger Rücken ausgebildet ist, der die Entwässerungswirkung der vor dem Rücken angeordneten Fallfilter nicht unerheblich beeinflußt hat. Die Darstellung enthält ferner die Lage des Grundwasserspiegels in Quartalsabständen vom 31. 3. 60, 6. 9. 60 und 31. 12. 60.

Der letzte Stand fehlt für P 11, da dieser Pegel durch den Vorschnittbetrieb überbaggert werden mußte und dadurch für die Messungen verlorenging. Ein sofort danach vom Vorschnittplanum aus gebohrter Ersatzpegel hatte kein Wasser mehr angetroffen. Das Grundwassergefälle zwischen den P 11 und P 17 unmittelbar vor dem letzten Fallfilter wurde zu $J = 4,7\%$ festgestellt. Zwischen den P 17 und P 20 wurde das Grundwassergefälle zu $J = 1,2\%$ ermittelt in entgegengesetzter Richtung, was auf den Einfluß des wasserstauenden Rückens zurückzuführen ist, da der zwischen beiden Pegeln liegenden Hangendmulde eine gewisse Entwässerung durch die Gesamtabenkung zukommt.

Bodenuntersuchungen

Beim Stoßen der Pegel wurden Bodenproben in Tiefen von 34 bis 44 m aus der wasserführenden Schicht entnommen. Das Band der Kornverteilungskurven (Bild 3) zeigt als Hauptbestandteil Mittelsand mit mehr oder weniger großem Feinsandanteil und nur sehr geringem Schluffanteil von 1 bis 2%, während Ton nicht nachgewiesen wurde. Es handelt sich demnach um sehr gleichförmiges

Material, wie aus dem Ungleichförmigkeitsgrad $U = 1,7$ bis $2,0$ ersichtlich. Die Durchlässigkeitsbeiwerte wurden nach der Formel von Hazen

$$k = 0,0116 \cdot d^2 \text{ m/s}$$

für jede Probe ermittelt und bezeichnen den Bereich von $1,5 \cdot 10^{-4}$ m/s.

Im Bild 4 sind ferner Kornverteilungskurven des als Wasserstauer wirkenden Braunkohlenschlufftons aus dem Tagebau Kleinleipisch eingetragen, die mit

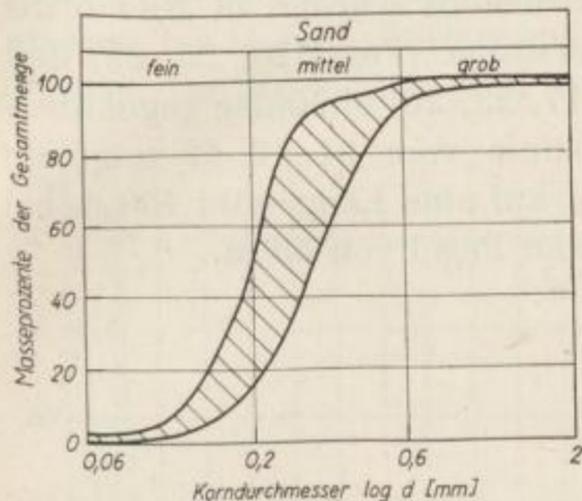


Bild 3

Band der Kornverteilungskurven aus den Pegelbohrungen Strecke 54, Tagebau Kleinleipisch

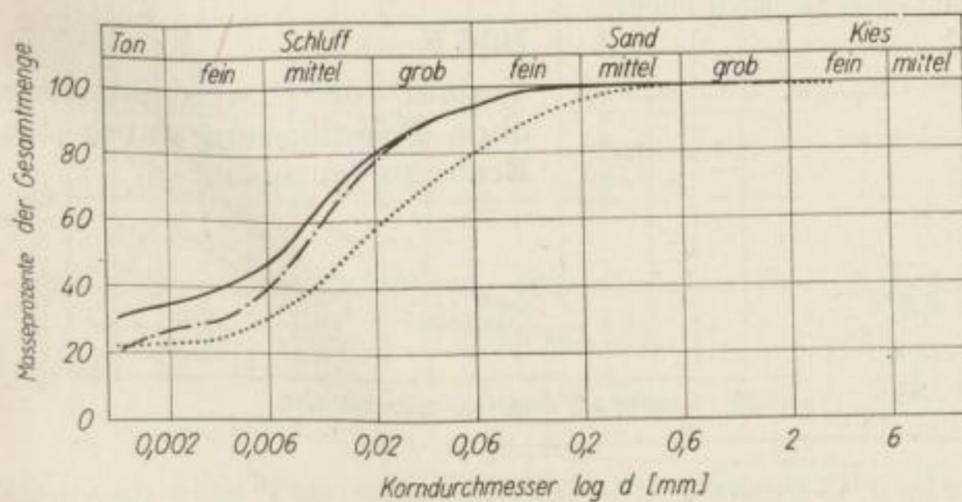


Bild 4

Kornverteilungskurven für Braunkohlenschluffton aus dem Tagebau Kleinleipisch

max. 67% im Schluffbereich und mit max. 16% im Feinsandbereich liegen. Der Tonanteil wurde bei den Proben zu 20 bis 25% festgestellt. Die Durchlässigkeitsbeiwerte dieser als Wasserstauer wirkenden Schicht wurden mit $k = 1 \cdot 10^{-6}$ m/s ermittelt.

Normaler Depressionslinienverlauf

Um den Verlauf der Depressionslinie des abgesenkten Grundwassers vom letzten geöffneten Filter ohne die Beeinflussung durch einen Wasserstauer zu untersuchen, sind in Bild 5 die Grundwasserstände für den anschließenden Beobachtungsbereich der Pegel P 23, P 26, P 29 und die Jahresendstände von 1960 bis 1963 aufgetragen. Das Grundwassergefälle für das gesamte Intervall wurde

hierzu für 1960 mit $J = 1,2\%$, für 1961 mit $J = 1,4\%$, für 1962 mit $J = 1,8\%$ und für 1963 mit $J = 1,3\%$ bestimmt.

Die Kornverteilungskurven für die aus diesen Pegelbohrungen entnommenen Bodenproben sind mit in Bild 3 enthalten.

Depressionslinienvergleich

Zur Feststellung des Einflusses des anomal ausgebildeten Grundwasserstauers infolge des vorhandenen Braunkohlenschlufftonrückens wurden in Bild 6 die Depressionslinien ohne überhöhten Grundwasserstauer (Pegel 23, 26, 29) und mit überhöhtem Grundwasserstauer (Pegel 11, 17, 23, 26) einander gegenübergestellt. Der Verlauf der normalen Depressionslinie vom 31. 12. 62 zeigt ein gleichmäßiges Gefälle von durchschnittlich $1,8\%$ auf eine Länge von 400 m bei einer Entfernung des letzten Fallfilters vom ersten Pegel von 55 m.

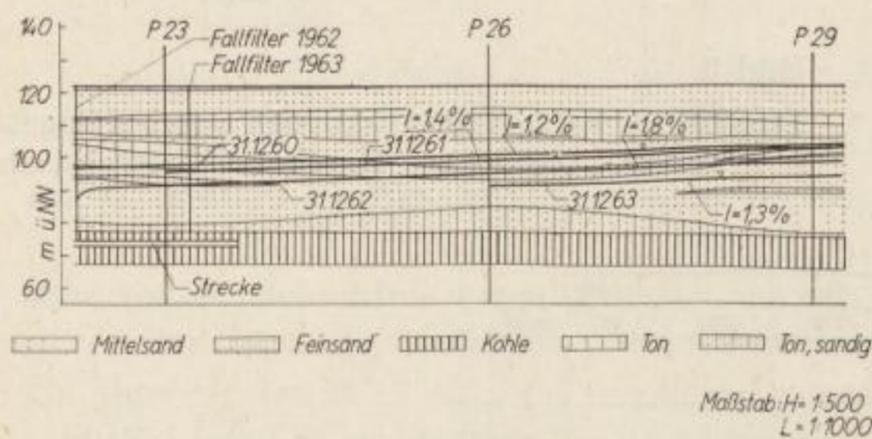


Bild 5

Verlauf der Depressionslinie ohne Beeinflussung durch den Braunkohlenrücken

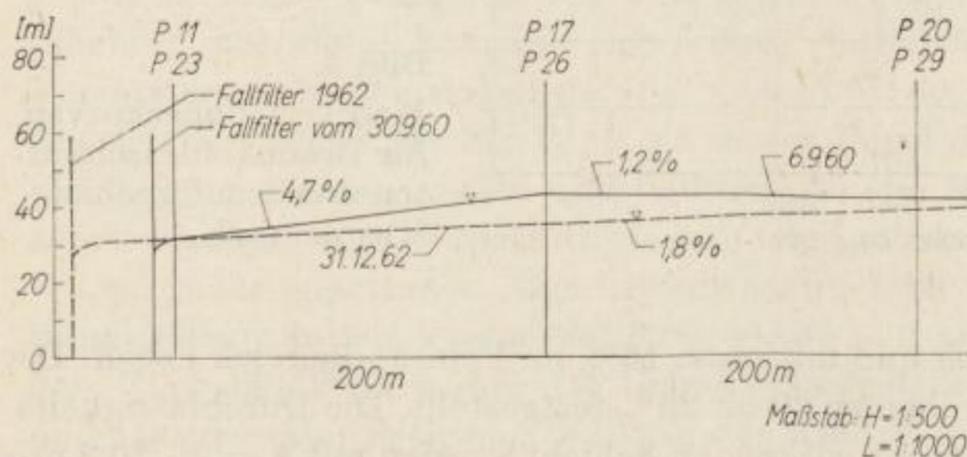


Bild 6

Vergleich des Depressionslinienverlaufes

Demgegenüber beträgt das Gefälle infolge des anomal ausgebildeten Grundwasserstauers zwischen den Pegeln 11 und 17 $4,7\%$, wonach eine entgegengerichtete Neigung von $1,2\%$ zwischen P 17 und P 20 anschließt. Der Abstand des letzten Fallfilters vom ersten Pegel beträgt hierbei 11 m. Daraus ist ersichtlich, daß in 200 m Entfernung von den ersten Pegeln P 11 und P 23 der abgesenkte Grundwasserspiegel 8 m höher als normal liegt infolge des anomalen Grundwasserstauers. Bei anomalen geohydrologischen Verhältnissen ist noch in 400 m Entfernung durch die Beeinflussung des Depressionslinienverlaufes der Wasserstand um über 3 m erhöht. Für die praktische Durchführung der Entwässerungs-

arbeiten und deren Rationalisierung bedeutet dieses Ergebnis, daß in derart hydrogeologisch bedingten Fällen die entsprechenden Fallfilter zweckmäßig nach dem Wasserstauer gesetzt werden, wozu eine schnelle Unterfahrung des Braunkohlenschluffrückens durchzuführen ist, da Fallfilter, die vor dem Stauer geteuft werden, in ihrer Entwässerungswirkung erheblich beeinträchtigt sind.

Grundwassergefälle im Absenkungstrichter

Durch die vorhandene Pegelreihe konnten die Gefälleverhältnisse des Grundwassers bis in eine Entfernung von nahezu 3000 m vom Tagebau beobachtet werden. Die Ergebnisse sind im Bild 7 eingetragen und zeigen, daß in Entfer-

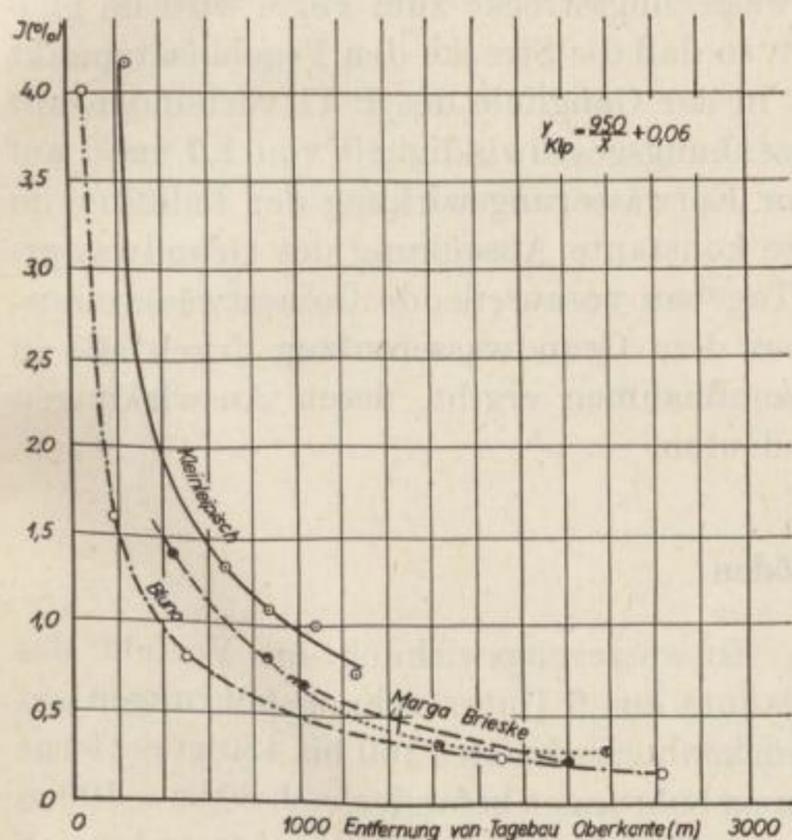


Bild 7
Grundwassergefälle in Abhängigkeit von der Tagebautfernung

nungen vom Tagebau von 1500 bis 2500 m Grundwassergefälle von 0,25%, bei 1000 m Entfernung von 0,5 und 1% und von 100 bis 200 m Entfernung maximale Gefälle von 4% ermittelt wurden.

Den im Tagebau Kleinleipisch festgestellten Gefälleverhältnissen wurden auch im Vorfeld anderer Lausitzer Tagebaue festgestellte Gefälle gegenübergestellt. Der größte Teil der Kurven zeigt durch den gleichmäßigen hyperbolischen Verlauf, daß der Aufbau der Schichten in dem Beobachtungsgebiet geologisch gleichartig gewesen ist. Der gesetzmäßige Zusammenhang zwischen Grundwassergefälle und Entfernung des Tagebaues im Vorfeld Kleinleipisch wird durch die nach dem *Gaußschen* Ausgleichsverfahren ermittelte Hyperbelfunktion

$$y = \frac{950}{x} + 0,06$$

charakterisiert, wobei y das Grundwassergefälle in Prozent und x die zugehörige Entfernung vom Tagebau in Meter darstellt.

Beziehungen zwischen Grundwasserabsenkung, Tagebaufortschritt und Stand der Entwässerungsmaßnahmen

Zur Ermittlung der Beziehungen dieser Größen und Einflußfaktoren wurden diese im Bild 8 für die Zeit vom 5. 12. 59 bis Oktober 1960 aufgetragen, und zwar die Ganglinie vom Pegel 11, die Abstände des Brückenschnittes, des Vorschnittes, der Entwässerungsstrecke und der gestoßenen Fallfilter bezogen auf den Pegel.

Aus dieser Gegenüberstellung lassen sich folgende Erscheinungen ableiten: Die Absenkungsgeschwindigkeit im P 11 ist bis Anfang August konstant und zeigt eindeutig bis zu diesem Zeitpunkt eine Parallelität zur Entfernung von der Oberkante Brückenschnitt, die sich von nahezu 700 m auf 500 m vermindert. Der Abstand der Ortsbrust der Entwässerungsstrecke zum Pegel wird im gleichen Zeitraum um 250 m vermindert, so daß die Strecke den Pegelansatzpunkt erreicht. Ein deutlicher Knickpunkt in der Ganglinie des P 11 verbunden mit einer erheblichen Steigerung der Absenkungsgeschwindigkeit von 1,9 cm/d auf 8,1 cm/d tritt mit dem Einsetzen der Entwässerungswirkung der Fallfilter im August 1960 ein. Die oben ermittelte konstante Absenkung des Grundwasserspiegels im Vorfeld ist auf die dem Tagebau vorausseilende Gesamtwässerungswirkung zurückzuführen, die sich aus dem Grundwasserentzug durch alle in Betrieb befindlichen Entwässerungsmaßnahmen ergibt, deren Auswirkungen auf eine großflächige Ausbildung hindeuten.

Restwassergehalt der entwässerten Böden

Zur Feststellung der eingetretenen Entwässerungswirkung im Vorfeld des Tagebaues wurden vom Vorschnittplanum aus 6 Untersuchungsbohrungen gestoßen, die von der Oberkante des Brückenhochschnittes 160 bis 480 m entfernt angesetzt sind (Bild 9). Die Untersuchungsbohrungen befanden sich 80 bzw. 100 m von den Entwässerungsstrecken 90 und 60 entfernt. Im Beobachtungsbereich wurde die Strecke 90 im 2. Halbjahr 1959 und im ersten Halbjahr 1960 und die Strecke 60 im ersten Quartal 1961 aufgefahren. Aus den 6 Untersuchungsbohrlöchern Nr. 58/I bis 58/VI sind ungestörte Bodenproben aus Entnahmetiefen von 3, 6, 9, 12, 17 und 30 m entnommen worden. Die durch kombinierte Sieb- und Schlämmanalysen ermittelten Bodenarten sind in dem geologischen Profil Bild 10 dargestellt, in dem auch die Entnahmestellen sowie das nach den Bohrberichten angetroffene sogenannte Oberwasser eingetragen sind. Die „Oberwasserspiegel“ dürften in den Bohrlöchern 58/I und 58/IV durch die darunter liegende Toneinlagerung bedingt sein, bei deren Durchgehen auch der in den Bohrungen 58/II und 58/III angetroffene Oberwasserspiegel erklärt werden kann. Im OW-Profil liegen die Proben vielfach unter einer tonigen Schicht. Da bei Niederbringen dieser Bohrlöcher sich keine Wasserstände einstellten und trocken weitergebohrt werden konnte, ist anzunehmen, daß es sich um keinen echten Grundwasserspiegel handelt. Aus der Darstellung ergibt sich, daß das Deckgebirge aus Fein- und Mittelsand besteht und schwächere, offenbar nicht

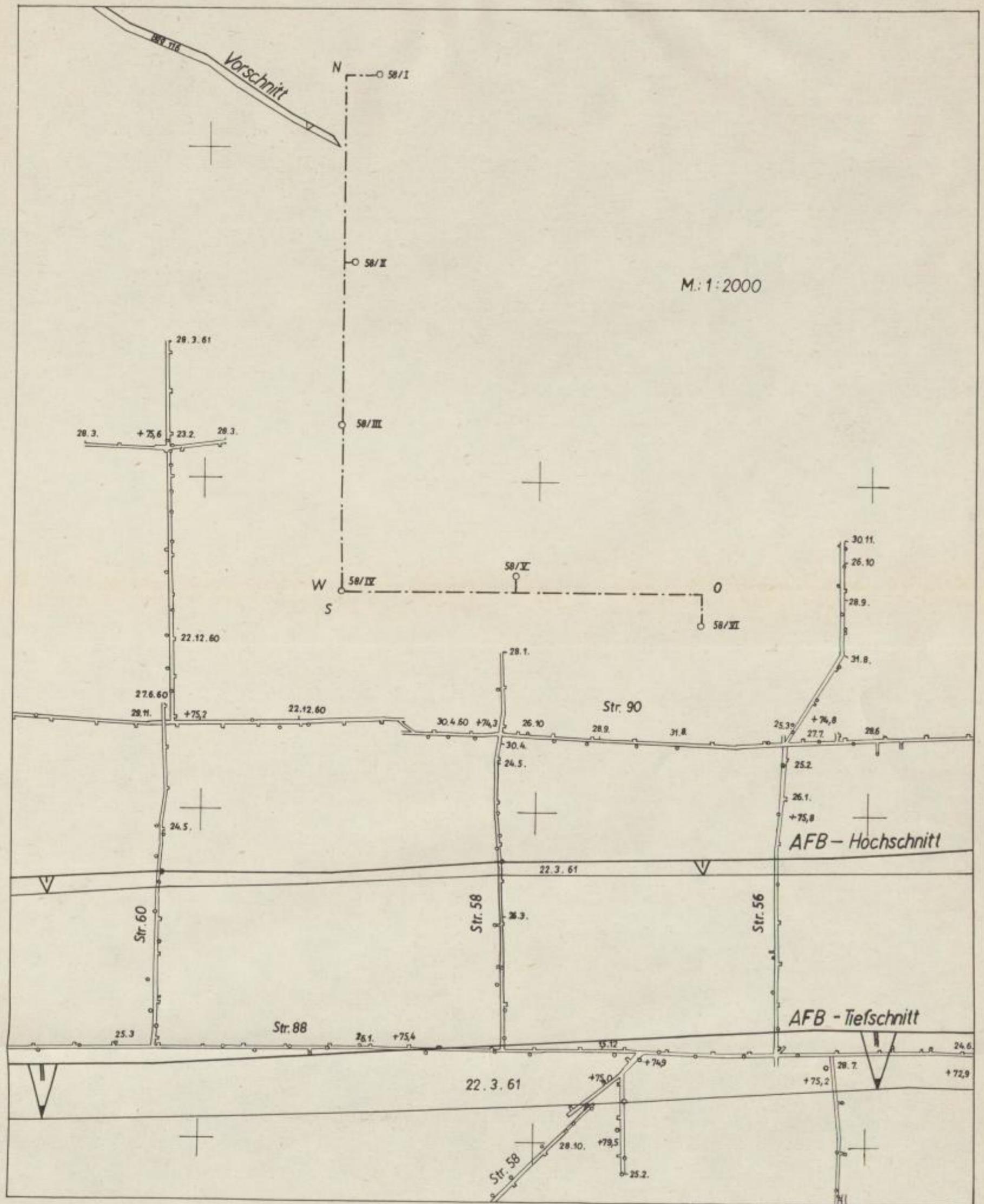


Bild 9. Lageplan der Untersuchungsbohrungen 58/I—58/VI im Tagebau Kleinleipisch

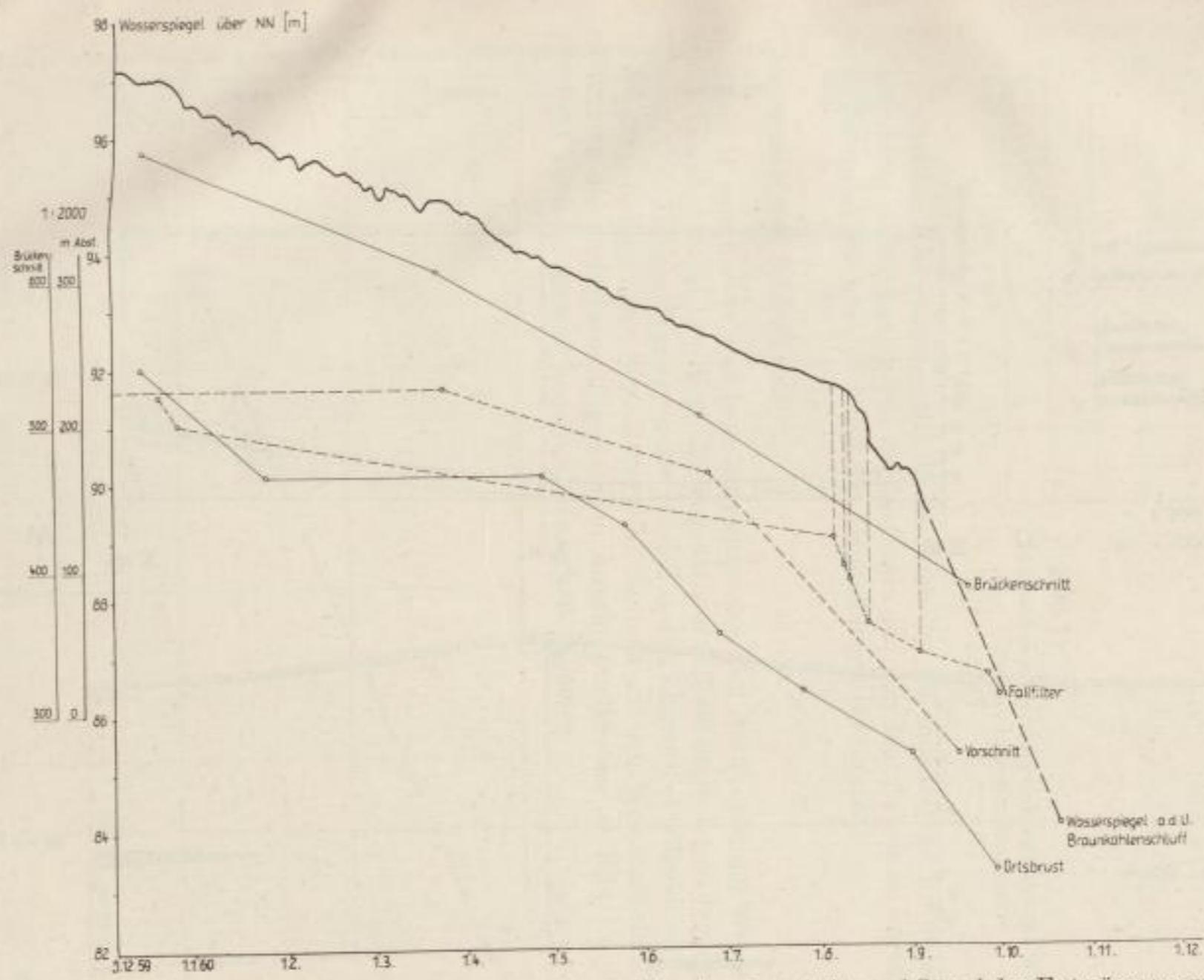
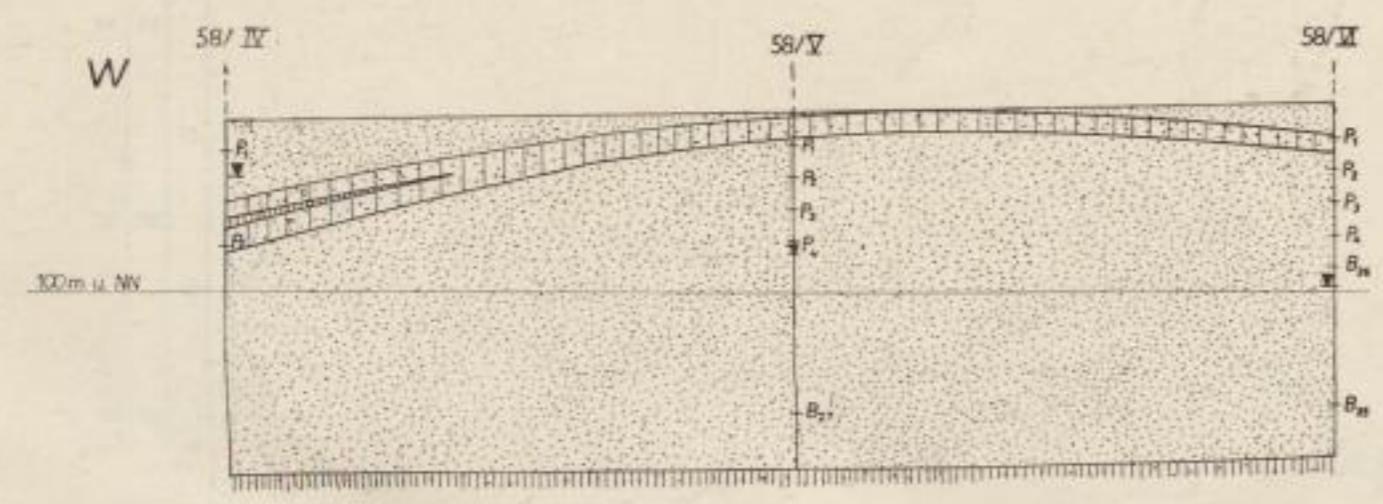
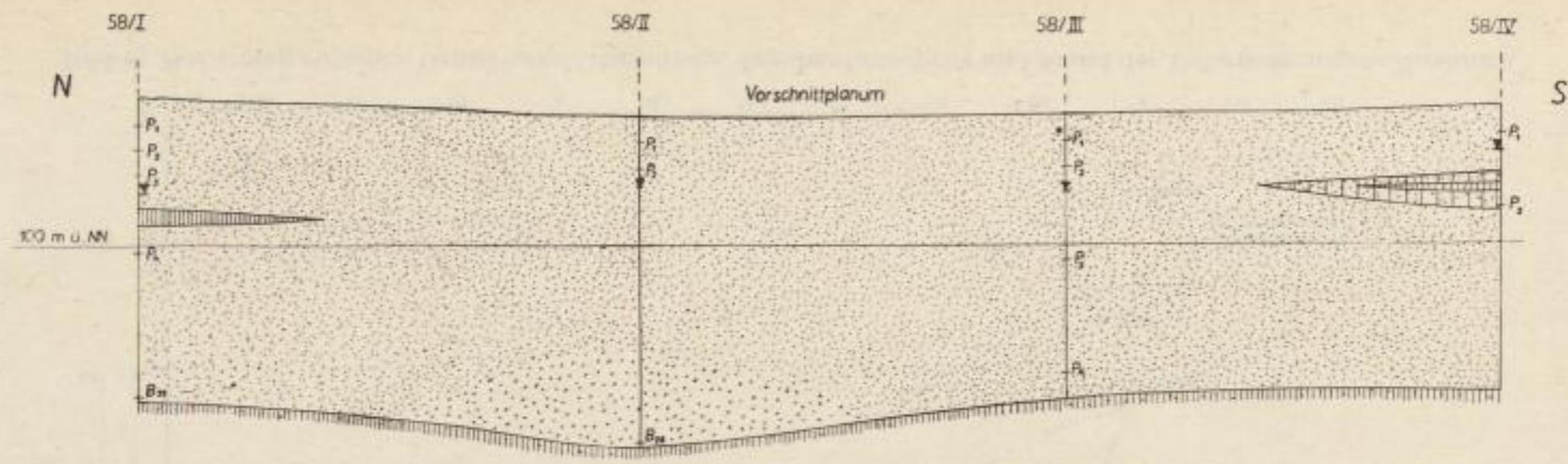


Bild 8. Beziehung zwischen Grundwasserabsenkung, Tagebaufortschritt und Stand der Entwässerungsmaßnahmen



M: 1:1000 f.d.L.
 1:500 f.d.H.

P Entnahmestelle ungestörter Bodenproben
 B Entnahmestelle gestörter Bodenproben
 x Angebohrter Grundwasserstand sog. „Oberwasser“

Mittelsand Feinsand sandiger Ton Ton

Bild 10. Geologisches Profil der Untersuchungsbohrungen 58/1—58/VI

H. Matschak und M. Walde

durchgehende Tonschichten aufweist. Die Kornverteilung der erbohrten Böden geht aus Bild 11 hervor und zeigt als Hauptbestandteil Feinsand mit wechselnden Anteilen von Mittelsand und Schluff.

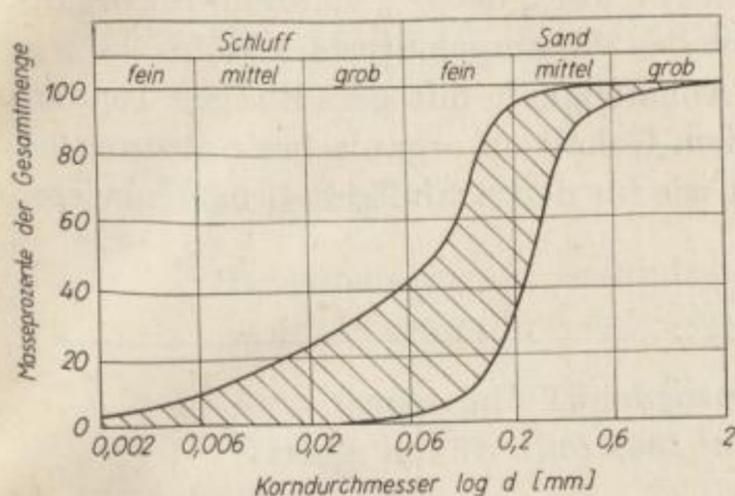


Bild 11

Band der Kornverteilungskurven aus den Untersuchungsbohrungen 58/I—58/VI

Die ermittelten Restwassergehalte als Maßstab für die eingetretene Entwässerungswirkung sind abhängig von der Bodenart und von dem Gehalt an organischer Substanz, wie aus den folgenden Darstellungen hervorgeht.

Wassergehalt und Schluffgehalt

Aus Bild 12 geht hervor, daß beim überwiegenden Teil der Proben der Wassergehalt zwischen 5 und 12% liegt. Die zugehörigen Schluffanteile liegen zwischen 0,2 und 7%. Höhere Wassergehalte werden durch höhere Schluffgehalte von 18 bis 26% bedingt. Der Einfluß des Schluffanteils auf den Wassergehalt läßt auch trotz der verhältnismäßig geringen Anzahl von Proben im Bild 12 eine deutliche Tendenz für eine lineare Abhängigkeit erkennen.

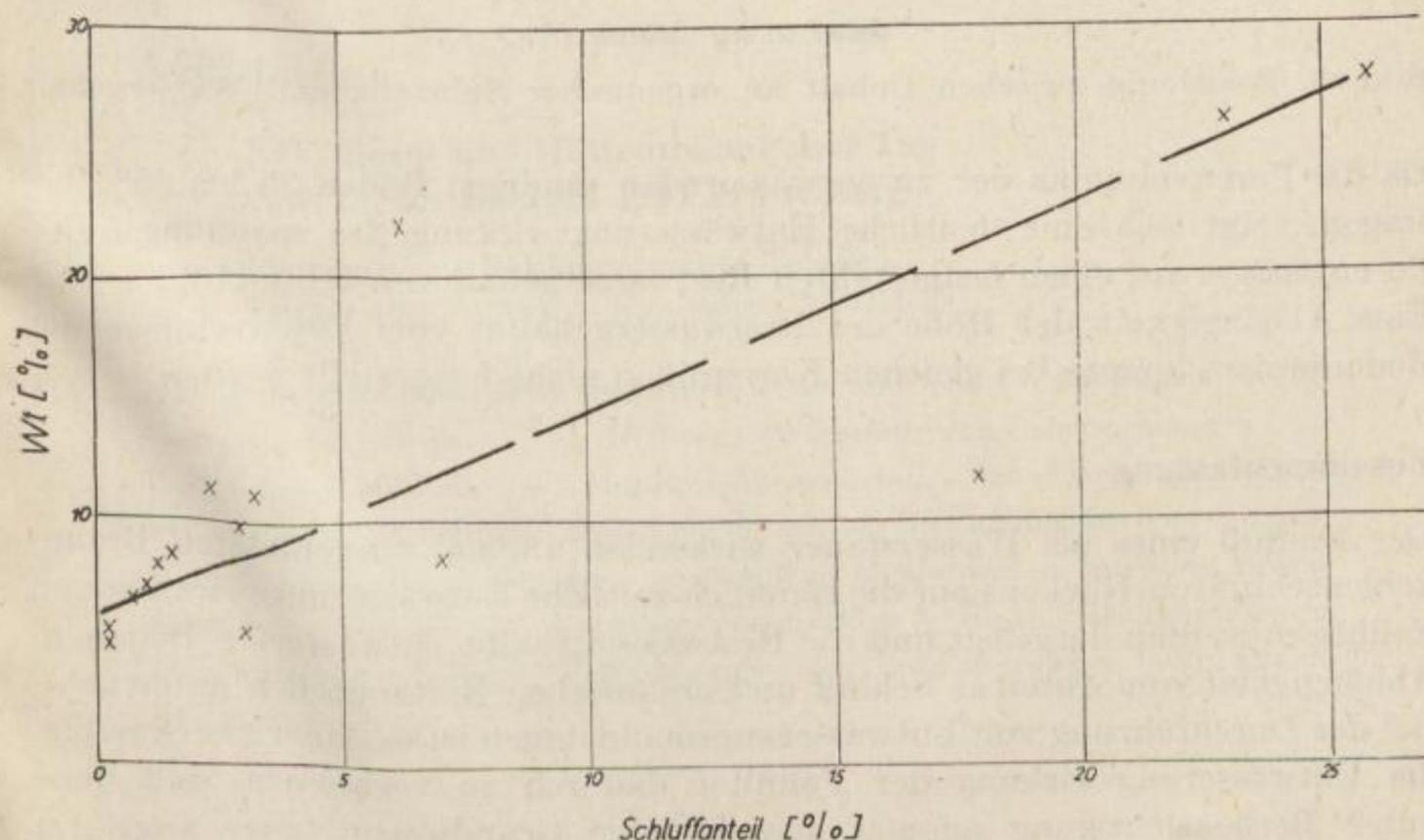


Bild 12. Beziehung zwischen Schluffanteil und Wassergehalt

Wassergehalt und organische Substanz

Die ermittelten Wassergehalte (Bild 13) im Bereich von 5 bis 11% entsprechen organischen Anteilen in den Bodenproben von nur 2 bis 3%, während für organische Anteile von über 20% eine Zunahme des Wassergehaltes auf 16 bis 28% zu verzeichnen ist, so daß eine deutliche Abhängigkeit mit geradliniger Tendenz auch zwischen dem Wassergehalt und dem Gehalt an organischer Substanz besteht, womit eine ähnliche Abhängigkeit wie für den Schluffgehalt nachgewiesen werden konnte.

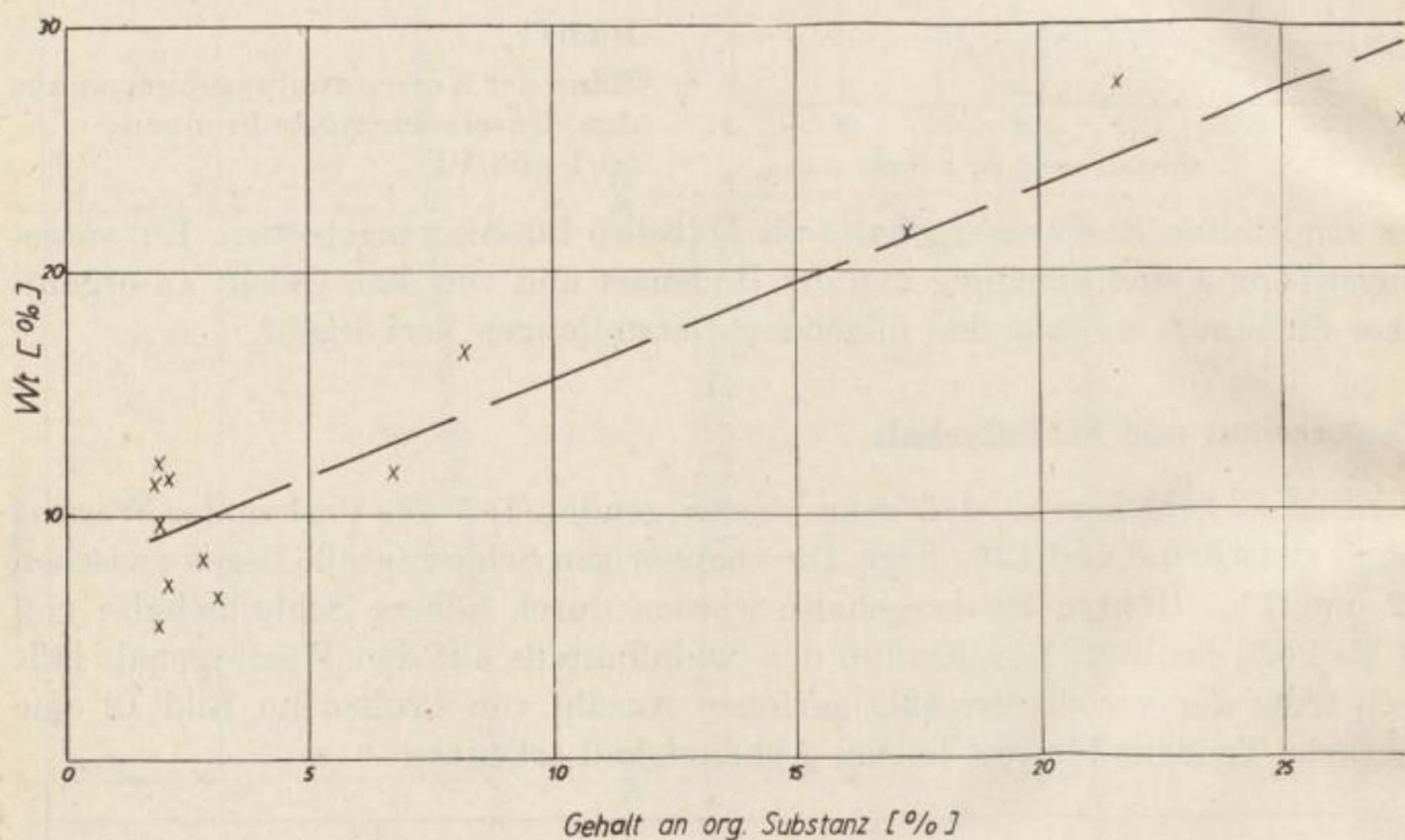


Bild 13. Beziehung zwischen Gehalt an organischer Substanz und Wassergehalt

Da die Porenvolumina der zu entwässernden sandigen Böden 35 bis 45% betragen, zeigt sich eine deutliche Entwässerungswirkung des spannungsfreien Porenwassers auf einen festgestellten Restwassergehalt von 5 bis 11%. Eine Abhängigkeit der Höhe des Restwassergehaltes vom Porenvolumen der Bodenproben konnte bei gleichen Korngrößen nicht festgestellt werden.

Zusammenfassung

Der Einfluß eines als Wasserstauer wirkenden anomal ausgebildeten Braunkohlenschluffton-Rückens auf die räumlich-zeitliche Entwässerungswirkung von Fallfiltern werden dargelegt und die Restwassergehalte entwässerter Böden in Abhängigkeit vom Anteil an Schluff und organischen Bestandteilen untersucht. Bei der Durchführung von Entwässerungsmaßnahmen ist es daher zweckmäßig, die Entwässerungswirkung der Fallfilter dadurch zu verbessern, daß diese unter Berücksichtigung anomal ausgebildeter Grundwasserstauer angesetzt werden.

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

A 265 Tagebau

Brennstofftechnische Gesellschaft
in der Deutschen Demokratischen Republik

Arbeitsausschuß Tagebautechnik Sitzung am 30. Juni 1961 in Freiberg

114 Seiten mit 74 Bildern und 35 Tabellen
Format 16,7 × 24 cm · Kartoniert 21,— MDN

Himmel: Der spezifische Grabwiderstand in Abhängigkeit von der Spanfläche und der Spanform bei verschiedenen Bodenarten — *Wächter:* Betrachtungen über mögliche Schnittkräfte unter Zugrundelegung der Antriebe ausgeführter und im Bau befindlicher Eimerkettenbagger — *Dietsch:* Direkte Schneidkraftmessungen mit Druckmeßdosen — *Pfeifer:* Auswertung der Schnittwiderstandsmessungen am Schaufelradbagger Sch Rs 800 in der Braunkohlengrube Konin, Tagebau Patnów — *Matschak/Seifert:* Statistik über Abmessungen und Gebrauchsdauer von Holzschwellen in den Gleisanlagen des Tagebaufahretriebes.

A 282 Tagebau

XIV. Berg- und Hüttenmännischer Tag vom 13. bis 16. Juni 1962 in Freiberg

134 Seiten mit 75 Bildern und 14 Tabellen
Format 16,7 × 24 cm · Kartoniert 21,50 MDN

Härtig: Betrachtungen über die Arbeitsweise und den zweckmäßigen Einsatz von Schaufelradbaggern — *Hollweg:* Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen zur Bandanlage Mücheln — *Matschak/Messenbrink:* Entwässerungstechnisch-hydrologische Verhältnisse und Kennziffern der Braunkohlenreviere — *Jolas:* Hydromechanische Förderung — vorhandene Möglichkeiten und ihre Anwendung beim Vortrieb von Entwässerungsstrecken — *Busch:* Geohydrologische und wasserwirtschaftliche Betrachtungen bei Entwässerungen von Braunkohlentagebauen.

8

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften

A 308 Tagebau

Brennstofftechnische Gesellschaft
in der Deutschen Demokratischen Republik

7. Tagebautechnisches Kolloquium am 18. und 19. Oktober 1962 in Freiberg

188 Seiten mit 156 Bildern und 17 Tabellen
Format 16,7 × 24 cm · Kartoniert 32,50 MDN

Hollweg/Hauk: Entwurf einer TGL über Sinnbilder, Typformeln und Kurzzeichen für Tagebaugeräte — *Döll*: Steigerung der Arbeitsproduktivität durch Verbesserung des innerbetrieblichen Transports in Reparaturwerkstätten — *Piatkowiak*: Anschnittverluste beim periodischen Rücken der Gleise von Eimerkettenbaggern — *Ciesielski/Bilkenroth*: Über Methoden zur Bestimmung der erforderlichen Anzahl von Bremswagen für Zügeinheiten — *Frost*: Die Kurvenfahrt von Dreiraupenfahrzeugen — *Lachmann*: Das Metallspritzen und seine Anwendung im Braunkohlenbergbau — *Müller*: Die Anwendung der Elektro-Schlacke-Schweißung im Braunkohlenbergbau.

A 311 Tagebau

Geologische und gebirgsmechanische Untersuchungen im Braunkohlentagebau

Brennstofftechnische Gesellschaft
in der Deutschen Demokratischen Republik

Arbeitsausschuß „Tagebautechnik“ Sitzung vom 13. Dezember 1962 in Freiberg

88 Seiten mit 74 Bildern und 6 Tabellen
Format 16,7 × 24 cm · Kartoniert 15,60 MDN

Viete: Über die Lagerungsstörungen von Kohle und Deckgebirge im Lausitzer Braunkohlenrevier — *Matschak*: Besonders rutschgefährliche, glaciale und glacigen beanspruchte Tonarten im Braunkohlendeckgebirge (Auszug) — *Matschak/Rietschel*: Feststoff- und Hohlraumkomponenten bei der Fließneigung von Sandkippen — *Matschak/Rietschel*: Konsistenz und Tragfähigkeit bindiger Bodenarten in Braunkohlentagebauen.

10

