

A B S C H L U S S B E R I C H T

1984 - 1987

BMFT Forschungsauftrag 03E 6343A

"Herstellung und Verhalten von Linkingkanälen
in tiefliegenden Kohleflözen unter Gebirgsdruck
bei der Untertagevergasung"

von

H. Schloemer

J. Wagner

Fachbereich 11 - Physik
der Universität des Saarlandes
Technische Mineralogie

April 1988

I N H A L T S V E R Z E I C H N I S

	Seite
VORWORT.....	3
<u>1. EINLEITUNG.....</u>	<u>5</u>
1.1 Bessere Nutzung des Lagerstättenpotentials durch Bohrlochbergbau und in situ-Umwandlung von Kohle.....	5
1.2 Die besondere Bedeutung des Rückwärtsbren- nens von Kanälen.....	8
<u>2. EINGRENZUNG DER ZU UNTERSUCHENDEN KOHLEN UND IN FRAGE KOMMENDER LAGERSTÄTTEN.....</u>	<u>9</u>
<u>3. DAS PRINZIP DES RÜCKWARTSBRENNENS VON KANÄLEN.....</u>	<u>12</u>
<u>4. FORMULIERUNG VON AUFGABENSTELLUNG UND ZIEL DER ARBEIT.....</u>	<u>22</u>
<u>5. EXPERIMENTELLER TEIL.....</u>	<u>24</u>
5.1 Probengewinnung und Probendimensionierung, rele- vanteste Kennzeichen der untersuchten Kohlen.....	24
5.1.1 Probenherkunft, Probengewinnung.....	24
5.1.2 Kurze Charakterisierung der Kohle.....	25
5.1.3 Die Problematik des Maßstabeffektes und der Probendimensionierung.....	26
5.2 Aufbau der Versuchsanlage, prinzipieller Ver- suchsablauf.....	30
5.2.1 Apparativer Aufbau.....	30
5.2.2 Prinzipieller Versuchsablauf.....	31
5.2.3 Durchführung erforderlicher Abänderungen an Dichtungssystemen, druckübertragendem Inliner sowie an den Meßfühlerdurch- führungen.....	33
5.3 Die Simulation von Überlagerung und in situ- Permeabilität.....	44
5.3.1 Gründe für wenig realistische Gasdurch- lässigkeitswerte in bisherigen Veröffent- lichungen.....	44
5.3.2 Zielgrößen der Simulation: Gasdurchlässig- keit tiefliegender Flöze, Spannungszustand im Gebirge.....	46

● Gasdurchlässigkeit tiefliegender Flöze.....	46
● Spannungszustand im Gebirge.....	47
● Die Entwicklung eines Bezuges zwischen dem im Druckbehälter simulierten Spannungszustand und den in situ-Verhältnissen im Gebirge.....	49
5.3.3 Die Güte der Simulation von in situ-Verhältnissen, dargestellt am Beispiel der Permeabilität.....	56
● Eine neue Methode zur Messung der Gasdurchlässigkeit gering permeabler Proben mit elastischen Eigenschaften – Funktionsprinzip und theoretischer Hintergrund....	56
● Technische Lösung zum Aufbringen längenvariabler Radialdrücke.....	64
● Einstellung des richtigen Belastungsring-Druckes und Druckgefälles zwischen den einzelnen Belastungsringen.....	67
● Erste Meßergebnisse mit der neuen Zelle.....	69
5.4 Rückwärtsbrennen von Kanälen im Labor.....	74
5.4.1 Kanalbrennversuche ohne Gebirgsdrucksimulation.....	74
5.4.2 Kanalbrennversuche unter Simulation von Gebirgsdruck.....	87
● Makroskopische Beschreibung der Kerne vor dem Versuch.....	87
● Post facto-Analyse der Kerne.....	92
– Bevorzugte Bildungsorte von Kanälen.....	92
– Die Brennrichtung des Kanals beeinflussende Faktoren.....	95
– Veränderungen der direkten Kanalumgebung bei der Beeinflussung durch den Brennprozeß.....	98
● Der eigentliche Prozeßablauf des Kanalbrennens – Bildungsbedingungen für Kanäle.....	120
<u>6. ZUSAMMENFASSUNG</u>	142
<u>7. LITERATURVERZEICHNIS</u>	146
VERZEICHNIS DER NICHT IM TEXT ERLÄUTERTEN FORMELZEICHEN.....	152

VORWORT

Die Untertagevergasung von Steinkohle ist eine Technologie, deren Einsatz für große Teufen derzeit auch aus technischen und rohstoff-spezifischen Gründen noch nicht generell zeitlich unmittelbar bevorsteht. Einige weitere Jahre intensiver Forschungen werden dem Erreichen des Ziels der Kommerzialisierung noch voranzustellen sein. An der Lösung der vielen noch bestehenden Probleme beteiligen sich mehrere wissenschaftliche Fachrichtungen. Exemplarisch seien hier die Bergbaukunde, Verfahrenstechnik, Geophysik, Chemie und Angewandte Geologie erwähnt. Vorliegende Arbeit ist dem letztgenannten naturwissenschaftlichen Zweig zuzuordnen.

Die Autoren möchten es an dieser Stelle nicht versäumen, dem Bundesminister für Forschung und Technologie zu danken, der durch mehrjährige finanzielle Förderung die Voraussetzung zum Gewinnen der hier vorgelegten Ergebnisse schuf.

1. EINLEITUNG

1.1 Bessere Nutzung des Lagerstättenpotentials durch Bohrlochbergbau und in situ-Umwandlung von Kohle

Sowohl in der Bundesrepublik Deutschland als auch weltweit besteht eine große Diskrepanz zwischen den geologisch bekannten Kohlevorräten und den wirtschaftlich gewinnbaren Vorräten. Lediglich ca. 5 - 10 % können nach heutigen Gesichtspunkten wirtschaftlich abgebaut werden:

weltweit:

wirtschaftl. gewinnbare Kohlevorräte: 678 Mrd. t SKE
derz. jährlicher Kohleverbrauch: 2,8 Mrd. t SKE
bekannte geologische Vorräte: ca. 11.000 Mrd. t SKE

BRD:

Kohlevorrat bis 5000 m Teufe: ca. 500 Mrd. t SKE
Kohlevorrat bis 2000 m Teufe: ca. 230 Mrd. t SKE
Flöze über 1 m Mächtiggk. bis zur Teufe 1500 m: 24 Mrd. t SKE

Obige Zahlenangaben können aus vielen Tageszeitungen, von den Abteilungen für Öffentlichkeitsarbeit der Bergbaubetriebe, von der Bundesregierung oder aus Lehrbüchern (/2/, /3/) entnommen werden. Zwar lassen neueste Kohlevorratsberechnungen von D. Juch et al., 1985 /4/, evtl. eine Korrektur dieser Zahlen überlegenswert erscheinen und insbesondere eine erheblich stärkere Bedeutung den Saarkarbon-Vorräten zukommen, dennoch ändern auch sie nichts an der angesprochenen Diskrepanz.

Bis 1500 m Teufe können in der BRD rd. 24 Mrd. t SKE wirtschaftlich gewonnen werden. Diese Teufe wird im allgemeinen als Grenze angesehen bis zu der konventioneller Abbau noch betrieben werden kann. In dieser Teufe herrschen bereits Gebirgstemperaturen um 70 °C, die mit noch akzeptablen Wettergeschwindigkeiten nicht mehr einwandfrei zu beherrschen sind. Auch muß bedacht werden, daß die langen Zeiten für An- und Abfahrt zum eigentlichen Arbeitsplatz die effektive Arbeitszeit vermindern und die ökonomische Situation des ohnehin teuren Schachtbergbaus zusätzlich verschlechtern. Berücksichtigt man die Entwicklung des Anforderungsprofils für die Gestaltung der Arbeitsplätze in sicherheitlicher, sozialer und humaner Hinsicht, so bliebe ein roboterisierter Abbau als Alternative bestehen, wenn nicht der maßgebliche Faktor Auf- und Ausbaurkosten dies vereiteln würde; die Konkretisierung am Beispiel Saarbergbau verdeutlicht dies:

Kosten für Auffahren + Ausbau (W. Groß, 1987 /5/)

Neuauffahren:

Untergrenze (Flözstrecke, Querschnitt 'TH' 16 m²): 3000 DM/m

Mittelwert (Querschlag, Querschnitt 'TH' 16 m²): 8500 DM/m

druckhaftes Gebirge: bis zu 11.000 DM/m

Wiederauffahren:

über 11.000 DM/m

Da Strecken in druckhaftem Gebirge nach wenigen Monaten bereits erhebliche Querschnittsveränderungen erfahren können und Wiederauffahren noch kostengünstiger als Neuauffahren ist, wird die Problematik des konventionellen Abbaus unter derartigen Gebirgsspannungen genauso deutlich wie die Dringlichkeit der Suche nach einer Technologie, welche die Vorräte unterhalb der 1500 m-Grenze in langfristige Exploitationspläne mit einzubeziehen erlaubt. Eine der chancenreichsten derartigen Technologien ist die Untertagevergasung.

Das Grundprinzip der in situ-Kanalvergasung, die eine der unter bestimmten Voraussetzungen realistischsten Varianten der Untertagevergasung (abgek.: UTV) darstellt, besteht aus zwei von übertage in das Flöz abgeteuften Bohrungen, zwischen denen eine flözgängige Verbindung hoher Permeabilität geschaffen wird (=Vorgang des Linkings). Nach Zündung des Flözes an einer Stelle kann eine kontrollierte autotherme Teilverbrennung der Kohle ablaufen. Dadurch entfallen untertägige bergmännische Vorarbeiten. An ihre Stelle tritt der schachtlose bzw. Bohrloch-Bergbau.

Das Verfahren soll in Europa für die Zielgruppe tiefgelegener und dabei auch dünner und aschereicher Flöze konzipiert werden. Mehrere Feldversuche in geringer Teufe zeigen, daß das erzeugte Produktgas eher als Generatorgas (niedrigkalorig; zur Verstromung geeignet), denn als Synthesegas einzustufen ist. Die unten aufgestellten Strompreise (Eigenkosten der Kraftwerke) erlauben aus heutigem ökonomischem Blickwinkel eine vergleichende Einstufung der UTV:

Strompreisvergleich (Stand: Oktober 1987)

<u>Steinkohle-Kraftwerk</u>	<u>UTV-Gas-Verstromung</u>	<u>Kernkraftwerk</u>
1 kWh = 18,5 Pf. davon 9,5 Pf. für Brennstoff (Mittellastbetrieb von ca. 3500 h/a)	1 kWh = 37 Pf. (bei Mittellast) bzw. 1 kWh = 24 Pf. (bei Vollast)	1 kWh = 14 Pf. (bei Vollast-Be- trieb von 7500 h/a)

Die wichtigsten Annahmen bzw. Voraussetzungen zur Berechnung des Strompreises nach Verbrennung des UTV-Schwachgases sind im folgenden wiedergegeben (H. Wiegand, 1987 /6/):

Berechnungsgrundlagen:

- 10 Felder je 1 km² für insgesamt 25 Jahre Lebensdauer ausgelegt
(2 Felder in ca. 4,7 Jahren aufgebraucht)
- Gesamtkosten der Felder: 900 Mio. DM
(davon 40 - 60 % alleine für Bohrkosten)
- Vergasungswirkungsgrad:
fühlb. Wärme/chem. gebundene Wärme: 88 %
Kohlenstoff-Umsatz: 70 %

Auffallend ist der hohe Anteil der Bohrkosten an den Gesamtausgaben sowie der von der Industrie in Ansatz gebrachte hohe Bohrmeter-Preis von 2000 DM bzw. 1500 DM (mit 'Lerneffekt') als Grundlage der Berechnung. Eine Sensibilitätsanalyse des Kosten-Modells ergibt darüberhinaus, daß bei Zu-/Abnahme der Bohrkosten um 50 % der Strompreis um 30 % steigt/fällt. Der entscheidendste Faktor bezüglich der Wirtschaftlichkeit ist jedoch eindeutig - und in gewisser Weise auch erwartungsgemäß - die Flözmächtigkeit.

Bezüglich der technischen Durchführbarkeit der UTV von Steinkohle muß zwischen Lagerstätten in geringer und solchen in großer Teufe unterschieden werden. Alle Feldversuche in USA wurden in geringer Teufe durchgeführt. Das z. Zt. weltweit einzige und mittlerweile abgeschlossene Feldprojekt in großer Teufe fand in Thulin, Belgien, statt.

Technische Durchführbarkeit der UTV

USA:

Subbituminöse Kohle, steiler Einfallswinkel: Vergasungstechnologie für Kommerzialisierung einsatzfertig;
subbituminöse Kohle, horizontale Lagerung: Vergasungstechnologie nähert sich dem Stand der Kommerzialisierung

Europa:

prinzipielle Durchführbarkeit bewiesen, jedoch noch absolut unökonomisch (Bsp.: Kosten für Linkingbohrungen im Feldtest Thulin liegen in der Größenordnung von 0,8 Mio. DM!)

Abgesehen von politischen Argumenten, etwa dem Hinweis auf die größere Importunabhängigkeit oder dem für einen exportorientierten Staat notwendigen Know-how Vorsprung, sollte ein abschließendes Argument für die Weiterentwicklung der UTV an dieser Stelle angeführt werden: Wie bereits Forschungsaktivitäten zur Schaffung des ähnlich wie Erdöl handhabbaren Energieträgers 'Dense Coal' offensichtlich machen, ist die Akzeptanz fluider Energieträger seitens der Verbraucher erheblich größer als bei festen Brennstoffen bzw. Energieträgern. Die UTV liefert ein solches fluides Produkt.

1.2 Die besondere Bedeutung des Rückwärtsbrennens von Kanälen

Unter den vielen denkbaren und den bereits erprobten Linkingverfahren, wie bspw. Frac-Verfahren, Bohrverfahren, Elektrolinking, Chemolinking, elektroosmotische Entwässerung, Heißgasbohren, Laserlinking oder Einsatz von mikrobiologischen Verfahren, nimmt das Rückwärtsbrennen von Kanälen, d.h. die Teilverbrennung des Flözes im Gegenströmungs-Prinzip eine Schlüsselrolle ein. Diejenigen Verfahren, die über große Entfernungen, wie sie bei der in situ-Vergasung aus ökonomischen Überlegungen gefordert werden müssen, funktionieren, sind nicht vollkommen zielsicher, d.h. verfehlen die Produktgasbohrung evtl. um mehrere Meter. Da sich beim Rückwärtsbrennen der Kanal gegen den Gasstrom und in Richtung der zunehmenden Sauerstoffkonzentration ausbildet, 'findet' er seinen Zielpunkt von selbst und garantiert für die im Anschluß an das Initial-Linking folgende Phase des Final-Linking eine hydraulisch kommunizierende Verbindung auch über die letzte verbleibende Flözdistanz.

Desweiteren muß beachtet werden, daß lt. R.C. CORLETT und D.M. SHEARER, 1978 /7/, Kanalbrennen - zumindest für subbituminöse, kontrahierende Kohlen, also für solche, deren Strömungswiderstand bei Erhitzen geringer wird - wohl die kostengünstigste Linkingmethode darstellt und aus diesem Grund weiter erforscht werden sollte.

Auch R.D. GUNN und W.B. KRANTZ, 1982 /8/, sprechen sich in einer Publikation aus Gründen technologischer Schwierigkeiten und aus ökonomischen Gesichtspunkten gegen ein abgelenktes Bohren zugunsten des Rückwärtsbrennens aus.

2. EINGRENZUNG DER ZU UNTERSUCHENDEN KOHLEN UND IN FRAGE KOMMENDEN LAGERSTÄTTEN

Im Gegensatz zu den Zielen der in situ-Umwandlung in den USA, wo eine alternative Exploitationsstrategie zum konventionellen Bergbau verfolgt wird, haben die europäischen Staaten in erster Linie eine Erhöhung der Kohlereserven durch Einbeziehung der tiefliegenden Flöze anvisiert. Sie schließt auch Kohlen einer Teufe von mehreren tausend Metern mit ein.

Es hat sich jedoch durch frühere Untersuchungen (J. WAGNER, 1982 /9/) gezeigt, daß unter verschiedenen Gesichtspunkten höherflüchtige, bituminöse Kohlen für eine UTV besser geeignet sind als niederflüchtige, anthrazitische Kohlen. Deshalb wird in vorliegender Schrift eine Konzentration auf bituminöse Steinkohlen vorgenommen, wenngleich auch einige Versuche an Magerkohlen vorgenommen wurden.

Eine zusätzliche Einschränkung der Untersuchungsthematik betrifft den in die Überlegungen einzubeziehenden Teufenbereich. Es deutet sich bei einer mittleren Zunahme der Abbauteufe von 8 bis 11 m pro Jahr im Saarbergbau (B. Schmid, 1987 /10/) bereits heute an, daß - je nach Grube - in etwa drei bis fünf Jahrzehnten die Abbaugrenze 1500 m erreicht sein wird, unterhalb der ein klassischer, d.h. konventioneller Abbau sich nicht mehr wirtschaftlich gestalten läßt. Damit wären etliche alte Bergbaugebiete aufzugeben. Gerade der Anschluß an diese Abbaugrenze ist demzufolge von großem Interesse, wobei im Kapitel 1 bereits angeführt wurde, daß annähernd die achtfache bis zur 1500 m-Grenze gewinnbare Kohlenmenge bei Einbeziehung der Vorräte bis zur Teufenmarke 2000 m in diesen 500 m mächtigen Schichten abgelagert ist.

Die Auslegung der UTV auf Teufenbereiche von weniger als 2000 m bietet im wesentlichen zwei Vorteile: Zum einen sind die Schwierigkeiten - insbesondere im Zusammenhang mit den hohen Überlagerungsdrücken und den daraus resultierenden Gebirgsspannungen - in dieser mittleren Teufe noch nicht zu groß, zum zweiten besteht gebietsweise die Möglichkeit, die Vergasungsbohrungen von untertage aus abgeworfenen Feldern zu beginnen und damit einen Kostenvorsprung einzufahren.

Bei Verknüpfung der beiden Einschränkungen muß jedoch zunächst die Frage beantwortet werden, ob in einer Teufe bis zu 2000 m überhaupt noch mit der Existenz mittel- und hochbituminöser Kohlen gerechnet werden kann.

Die Abb. 1 läßt erkennen, daß diese Frage sowohl für Teile der intramontanen limnischen Ablagerungen des Saarkarbons als auch für größere Gebiete der paralischen Lagerstätte im Norden der Bundesrepublik Deutschland bejaht werden kann:

Wesentliche Erkenntnisse über den Aufbau des Gebirges, die Flözföhrung und die Art der Kohlen erbringen Tiefbohrungen.

Im Saarkarbon existiert ein Aufschluß von mehr als 5700 m Teufe durch die Bohrung Saar 1. Nach J. REISS und J. GEHRKE, 1976 /11/, wird noch in einer Teufe von 4606 m ein 1,7 m mächtiges Flöz erbohrt. Saar 1 ist nahe der Saarbrücker Überschiebung positioniert und durchteuft u. a. 4000 m flachliegende Oberkarbon-Schichten der Vorhaardt-Mulde. Es wurden insgesamt 138 Flöze von mehr als 40 cm Einzelflözmächtigkeit mit insgesamt 109 m Kohle gefunden.

Die reflexionsoptische Untersuchung der Kohlenflöze ergibt, daß unterhalb, d. h. tiefer als 2000 m ausschließlich Magerkohle, Anthrazite und Meta-Anthrazite anstehen. Derzeit noch offen ist die Frage, ob flözführendes Material noch unter den Stefan-Sedimenten der Nahe-Mulde und des Pfälzer Sattels vorhanden ist. Seismische und magnetotellurische Messungen im Bereich der Geotraverse Kirn - Kaiserslautern lassen dies nicht ausgeschlossen erscheinen (M. und R. TEICHMÜLLER, 1984 /12/). Danach würden die Kohlen in der Nahe-Mulde anthrazitisch ausgebildet sein und in 3000 bis 5000 m Teufe liegen. Auf dem Pfälzer Sattel würden bituminöse Kohlen vorhanden sein. Zwar können über die Inkohlungsverhältnisse in der Prims-Mulde kaum Angaben gemacht werden, vermutlich beinhaltet der hunsrücknahe Karbonteil (nordwestlicher Muldenrand) jedoch im diskutierten Teufenintervall bituminöse Kohlen.

Nördlich des Rhenoharzynikums, in der nordwestdeutschen subvariscischen Vortiefe sind ebenfalls im Rahmen der Erdexploration viele Bohrungen niedergebracht worden, die zeigen, daß flözführendes Oberkarbon bis unter die Nordsee abtaucht, allerdings unter immer mächtigeren Deckschichten liegt (Bsp.: Karbon-Oberfläche bei Hannover: 4000 m tief; an der unteren Weser und Elbe: 5000 bis 6000 m tief; nördlich von Hamburg: 8000 m tief).

Reflexionsoptische Untersuchungen (M. TEICHMÜLLER, 1963 /13/, M. und R. TEICHMÜLLER, 1971 /14/, 1984 /15/) ergeben, daß reaktionsfreudige Kohlen, d. h. Flammkohlen, Gasflamm-, Gas- und Fettkohlen, mittlerer Teufe eigentlich nur im Münsterland vorkommen, daß aber derartige Kohlen in größerer Teufe noch in weiteren großen Teilen Norddeutschlands verbreitet sind.

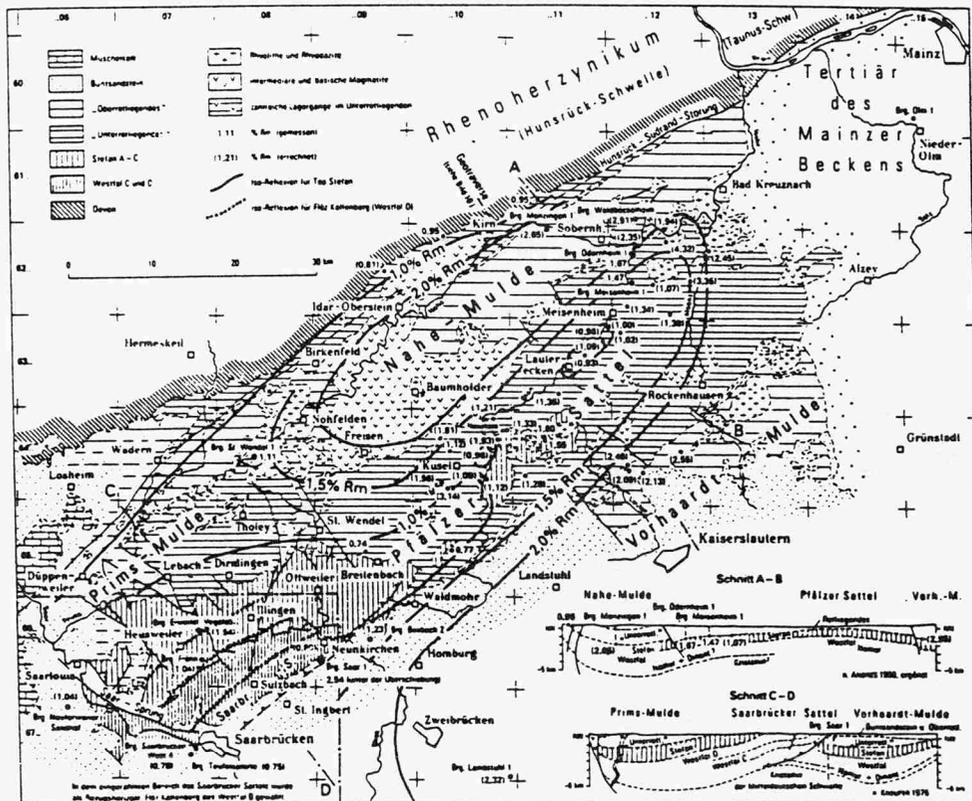
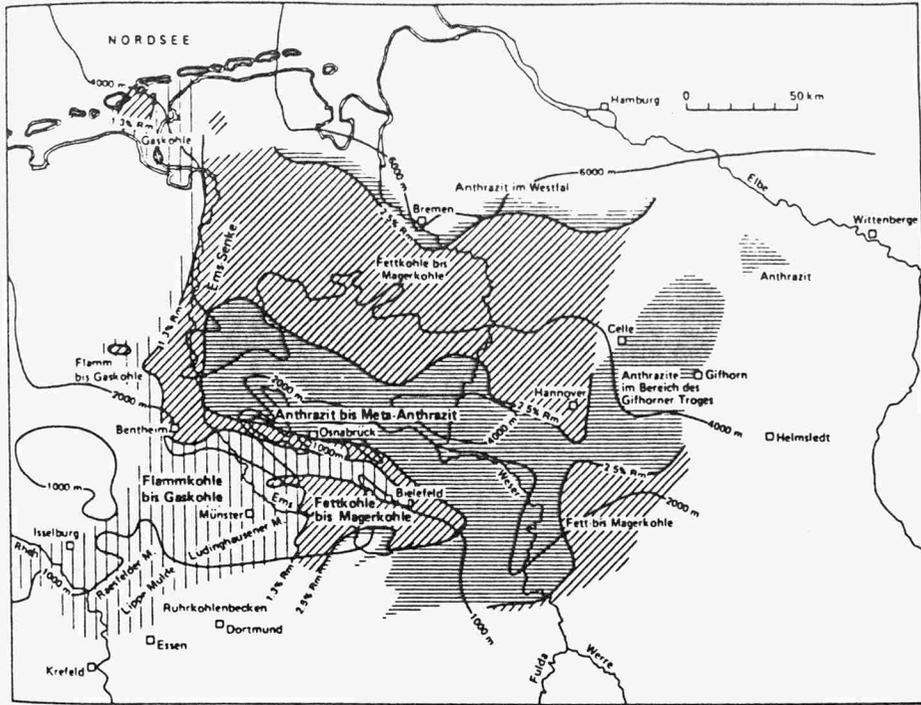
Abb. 1: (nächste Seite): Potentielle Zielgebiete einer UTV in Kohleflözen mittlerer Teufe und mittleren Inkohlungsgrades.

1a: Saar-Nahe-Becken:

Die unterlegte Karte zeigt Linien gleicher Vitrinit-Reflexion für Top-Stefan, bzw. - im Saarrevier - für Flöz Kallenberg im Westfal D. (nach M. und R. TEICHMÜLLER, V. LORENZ, 1983 /16/)

1b: Nordwestdeutschland, Subvariscische Vortiefe:

Die unterlegte Karte zeigt den Inkohlungsgrad - dargestellt anhand der Kohlenarten - an der Karbon-Oberfläche sowie die Tiefenlage der Karbon-Oberfläche. (/16/)



3. DAS PRINZIP DES RÜCKWÄRTS- BRENNENS VON KANÄLEN

Grundsätzliche Betrachtungen über den Kanalbrennvorgang und die ihn beeinflussenden Prozeßparameter werden bei R.D. GUNN und W.B. KRANTZ, 1977 /17/, beschrieben. Die zitierte Veröffentlichung erklärt anhand eines analytischen Modells, des sogenannten 'linear stability model', warum es beim Rückwärtsbrennen überhaupt zur Ausbildung schmaler, fingerförmiger Kanäle kommt und nicht zu einem Voranschreiten der gesamten Brennfront auf großer Breite. Bekanntlich besteht beim Vorwärtsbrennen keine Tendenz zur Kanalbildung.

Bis zu der genannten Publikation erschienen in der Literatur keine Arbeiten hinsichtlich Stabilitätsbetrachtungen. Wie die Autoren erläutern, ist die Situation beim Rückwärtsbrennen vergleichbar derjenigen, die bei der tertiären Erdölgewinnung beim Wasserfluten oder Tensidfluten erwächst und die für andere Autoren Anlaß extensiver Diskussionen war: Deren Studien zeigen, daß der Verdrängungsprozeß instabil ist und fingerförmige Formen an der Kontaktfront ausbildet, wenn eine Phase (Wasser) eine zweite, mit ihr nicht mischbare Phase (Öl) verdrängt. Dies gilt, wenn das verdrängende Medium eine höhere Mobilität hat als das verdrängte Fluid.

Beim Rückwärtsbrennen müssen neben Mobilitätsbetrachtungen auch thermische Effekte und Volumeneffekte an der Brennfront mit beachtet werden.

Die Stabilitätstheorie versucht festzulegen, ob die mathematischen Zusammenhänge, die ein physikalisches System beschreiben, die Tendenz haben, von ihrem ursprünglichen Zustand abzuweichen, wenn die abhängigen Variablen gestört werden. Im physikalischen Sinn stammen diese Störungen aus Pulsationen des Durchflusses, Heterogenitäten des porösen Feststoffes, bereits leichtesten Veränderungen im Heizwert der Kohle im Makrobereich, usw.

Hauptanliegen der Stabilitätstheorie ist neben der Beantwortung der Fragen, ob ein Prozeß bei Einwirkung einer Störung zu seinem Ursprungszustand zurückkehrt oder zu einem neuen hinneigt, d. h. ob ein Prozeß stabil ist oder nicht, die Forderung nach Abklärung folgender konkreter Probleme:

- Was sind die Eigenschaften des instabilen Prozesses, bspw. wie läuft die laterale Ausbreitung der Brennfront ab?
- Wachstumsrate der Störungen der Brennfront (=Kanäle) und deren Wellenlänge?

Damit können die für den Praktiker wichtigen Aussagen nach dem zu erwartenden Kanaldurchmesser und der generellen Eignung von Laborsimulationen zum Kanalbrennen gemacht werden.

Letzteres ist insofern von Bedeutung, als einige Laborexperimente zeigen, daß der Rückwärtsbrennvorgang stabil ist, wohingegen Feldversuche das Gegenteil beweisen. Die Erklärung liegt darin, daß das Rückwärtsbrennen je nach Prozeßbedingungen zwar instabil ist, dies ist jedoch oft erst beobachtbar bei Wellenlängen im Bereich von annähernd 1 m oder sogar etwas darüber, was für Laborversuche natürlich nicht mehr erfaßbar ist.

Die Energiequelle für jede instabile Störung ist die Verbrennungsreaktion. Jeder Vorgang, der dazu neigt, Energie von der Brennfront abzuführen, hat stabilisierenden Einfluß, da er den Störungen diese Energie entzieht. Der Mechanismus, durch den instabile Störungen sich bei diesem Vorgang ausbreiten, ist in Abb. 2 illustriert.

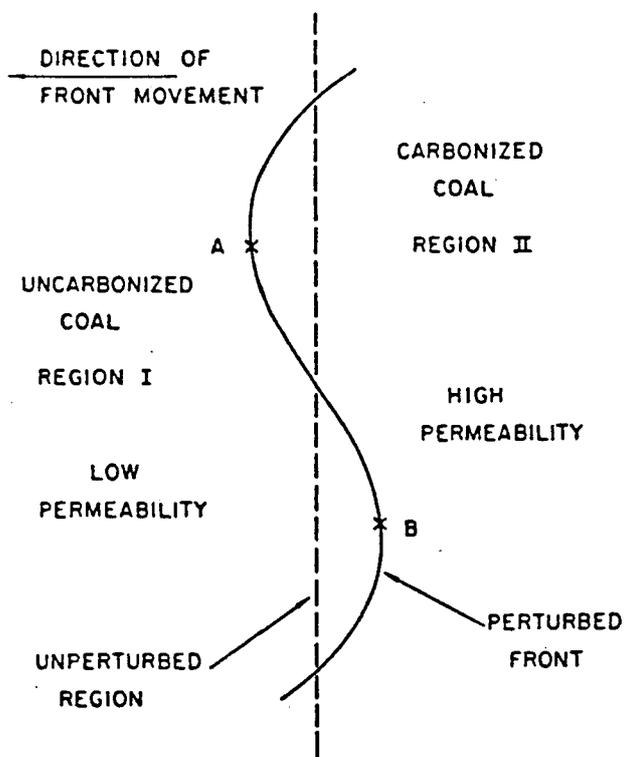


Abb. 2: Mechanism by which Unstable Disturbances are Propagated in Reverse Combustion
(entnommen aus: R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1977 /17/)

Wenn die ungestörte Brennfront eine Störung erfährt, die zu einer wellenförmigen, gestörten Brennfront führt, so registriert eine Stelle – wie etwa Punkt A in obiger Darstellung – einen deutlichen Anstieg der Gasgeschwindigkeit, der davon herrührt, daß eine Zone höherer Mobilität in eine Zone geringerer Mobilität eindringt. Der Anstieg der Gasgeschwin-

digkeit erhöht die Verbrennung am Punkt A und veranlaßt die Front, an diesem Punkt die Amplitude der Welle zu erhöhen. Ähnliche, aber umgekehrte Argumente zeigen, daß Orte, wie etwa Punkt B, verzögert werden, was weiterhin die Amplitudenverstärkung bzw. Kanalformierung fördert. Der einzige stabilisierende Einfluß, der in der Analyse von GUNN und KRANTZ eingeschlossen wird, ist die Wärmeleitung von der Brennfront in die Region I.

Die Wärmeleitung stabilisiert vorzugsweise die großen Wellenzahlen, d. h. die Wellen mit geringer Wellenlänge, da kurze Wellen bei gegebener Amplitude eine größere Oberfläche haben. Mit dem Ansteigen der Gasgeschwindigkeit stabilisiert die Wärmeleitung progressiv immer längere Wellen, bis sie den Verbrennungsprozeß komplett stabilisiert. Dieses progressive Stabilisieren mit anwachsender Gasgeschwindigkeit entsteht, weil ein von den Autoren definierter Maßstabsfaktor – seinerseits ein Maß für die Eindringtiefe der Wärmeleitung – mit dem Anwachsen der mittleren Gasgeschwindigkeit in die Region I abnimmt.

GUNN und KRANTZ geben als Gründe für die bis 1977 ausgebliebenen Versuche zur Modellierung der Instabilität beim Rückwärtsbrennen an, daß man für eine Instabilitätsanalyse zunächst passende Differentialgleichungen benötigt, die den ungestörten, d. h. stabilen Prozeß beschreiben. Diese liegen erst seit 1975 vor. GUNN und KRANTZ nehmen eine umfassende mathematische Lösung einer Stabilitätsanalyse für den nicht-gestörten Verbrennungsprozeß und den gestörten vor.

Das Feldprojekt Hanna II/Phase II war das einzige mit ausreichender Instrumentierung zur Abschätzung der Kanalgrößen aus gemessenen Daten. Die modellmäßige Berechnung des Kanaldurchmessers ergab eine überraschend gute Übereinstimmung mit dem gemessenen Wert.

R.C. CORLETT und D.M. SHEARER, 1978 /7/, sprechen neben dem oben beschriebenen Modell zur Stabilitätsanalyse einer Welle im Festkörper das sogen. 'Continuum Model' an. Während mit ersterem eine kleinste instabile Wellenlänge – in etwa dem Durchmesser des vorangetriebenen Kanals identisch – berechnet werden kann, sagt letzteres eine Wellenausbreitungsgeschwindigkeit V voraus, wobei der örtliche Massenfluß als die wichtigste unabhängige Variable gilt. Während V in Feld- oder Laborversuchen bestimmt werden könnte, muß der Massenfluß abgeschätzt werden. Die Theorie einer Welle im Kontinuum geht von einer Wellendicke von höchstens wenigen Zentimetern aus.

CORLETT und SHEARER führen Laborexperimente mit Kohle und Balsaholz durch, bevorzugt aber mit letztgenanntem Material, wohl wissend, daß die, wie sie schreiben (Übersetzg. :) 'schwierige experimentelle Arbeit mit Kohle durch die beträchtlichen Veränderungen von Probe zu Probe verursacht werden.'

F.Y. SU und V.S. ENGLEMAN, 1979 /18/, ermitteln, daß ein Ansteigen des Druckes beim Rückwärtsbrennen mit konstantem Sauerstofffluß die maximale Verbrennungstemperatur herabsetzt und die Brennfrontgeschwindigkeit erhöht. Ein Ansteigen der Sauerstoffkonzentration bei konstantem Gasfluß erhöht die Verbrennungstemperatur nur leicht, die Brennfrontgeschwindigkeit hingegen beträchtlich.

Diese Aussagen können wie folgt verstanden werden: Bei einem konstanten Sauerstoffstrom (bzw. konstanter Wärmeentwicklung) wird jeder Wechsel eines Parameters, der eine Erhöhung der Reaktionsrate bei der Entzündungstemperatur bewirkt (d. h. ein Druckanstieg oder ein vor-exponentieller Faktor in der Arrheniusgleichung zur Bestimmung der Reaktionsrate) dazu führen, daß der Sauerstoff innerhalb einer sehr viel engeren Verbrennungszone verbraucht wird. Dies wiederum wird in steileren bzw. erhöhten Temperaturgradienten resultieren und ein vermehrter Wärmeabfluß vor der Brennfront ist die Folge, gekoppelt mit einem Anstieg der Brennfrontgeschwindigkeit und einem Absinken der Brennfronttemperatur.

Ein Anwachsen der Sauerstoffkonzentration bei konstantem Gasfluß wird die Gesamtmenge der an der Brennfront entstehenden Wärme erhöhen und somit dazu neigen, die Brennfronttemperatur und Brennfrontgeschwindigkeit zu erhöhen. Aber es wird auch dazu kommen, daß die Reaktionsrate steigt, da eine direkte Abhängigkeit letzterer zum Sauerstoffpartialdruck besteht. Unmittelbar verbunden ist in diesem Fall eine Steigerung der Brennfrontgeschwindigkeit und eine Verringerung der Flammentemperatur.

Die somit teilweise entgegengerichteten Tendenzen bei der Erhöhung der Sauerstoffkonzentration ergeben einen Gesamteffekt, der sich in Form einer geringen Erhöhung der Brennfronttemperatur und einer großen Zunahme der Brennfrontgeschwindigkeit zeigt.

SU und ENGLEMAN kommen zu dem Schluß, daß der Einsatz von sauerstoffangereicherter Luft wahrscheinlich keine Methode ist, das Verlöschen der Flamme bei den niedrigen Temperaturen, die möglicherweise beim Linking unter großem Fluiddruck in großer Tiefe auftreten, zu vermeiden.

J.A. BRITTEN, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1982 /19/, widersprechen den Verfassern SU und ENGLEMAN in deren Behauptung, erhöhte Sauerstoff-Gehalte seien keine Möglichkeit, ein Verlöschen der Flamme zu verhindern. Nach ihrer eigenen Meinung ist dies sehr wohl denkbar, da eine höhere Sauerstoffkonzentration durch Reduzierung des Kanaldurchmessers den Sauerstofffluß pro Zeit erhöht und damit auch die Brennfronttemperatur.

Sie sprechen bei der Entwicklung der Modellstudien hinsichtlich des Rückwärtsbrennens bei hohem Druck vornehmlich tiefe,

gering inkohlte Lagerstätten an. Allerdings bedeutet 'tief' hier etwa 200 bis 300 m (explizit wird 154 m genannt; tiefster bisheriger Feldtest in USA: Pricetown/Virginia: 275 m). GUNN sieht das Rückwärtsbrennen hauptsächlich als Inkohlungsprozeß an, d. h. eine relativ niedrig temperierte Verbrennung von Gasen (die vor der Brennfront aus der Kohle frei werden) liefert die Wärme für das Voranschreiten der Brennfront, wobei nur wenig oder gar kein fester Kohlenstoff verbrannt wird. Einzig und allein flüchtige Bestandteile werden verbrannt.

R.D. GUNN faßt in seiner gemeinsamen Veröffentlichung mit M.D. KOTOWSKI, 1976 /20/, den Komplex der temperaturabhängigen Verteilung der Pyrolyseprodukte in eine einzige Pseudokomponente 'Brennstoff' zusammen, der in einem Maße entgast, das nur von der Temperatur abhängt.

K.P. BREIDUNG, R.R. GLASER, H. GUDENAU, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1983 /21/, gehen zunächst auf die Unterschiede zwischen dem schnellen Rückwärtsbrennen ein, das bei relativ geringer Temperatur abläuft und enge Kanäle formt und dem sehr viel langsamer und mit höheren Temperaturen ablaufenden Vorwärtsbrennen, das eine breite Zone des Flözes, d. h. auch festen Kohlenstoff, verbrennt. Der Heizwert des Gases beim Rückwärtsbrennen liegt in der Regel unter dem Wert des Gases, das sich beim Vorwärtsbrennen bildet.

Abb. 3 zeigt eine Beziehung zwischen Brennfrontgeschwindigkeit und Luftdurchfluß. Das Diagramm gilt für Kohle mit 10 % flüchtigen Bestandteilen und für Drücke von 2,2 bis 4 MPa. Ein bemerkenswerter Aspekt dieses Ergebnisses ist die Existenz zweier Lösungen bei gegebenem Fluß. Die Lösungen für höhere Geschwindigkeit sind begrenzt durch das Sauerstoffangebot, die für niedrigere Geschwindigkeit sind begrenzt durch das Angebot an brennbaren Pyrolyseprodukten.

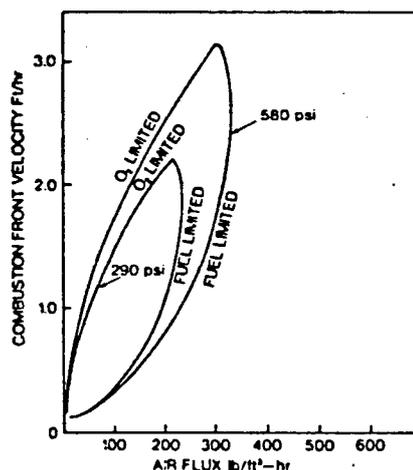


Abb. 3: Front velocity vs air flux for 10 % volatile coal (entnommen aus: K.P. BREIDUNG, R.R. GLASER, H. GUDENAU, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1983 /21/)

Die Abb. 4a und 4b charakterisieren die Unterschiede der beiden Lösungen. Diese Diagramme stellen Temperaturprofile und Profile des Chemismus' durch die Reaktionszone dar. Letztere wandert in den Diagrammen von links nach rechts.

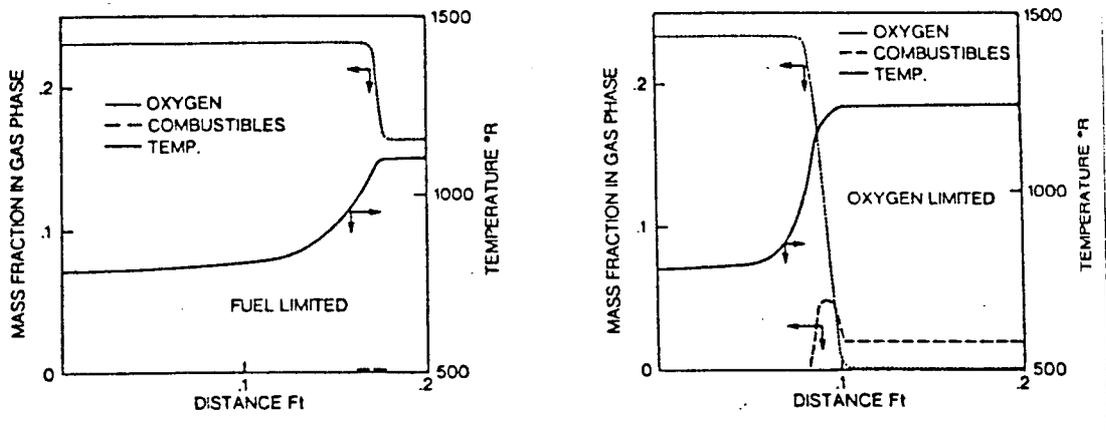


Abb. 4: Temperature and composition profiles - 10 % volatile coal at 290 psi - 10 lb ft² hr⁻¹ air flux
 a: Fuel limited solution
 b: Oxygen limited solution
 (entnommen aus /21/)

Abb. 4a ist ein Beispiel einer durch Brennstoff (brennbare Pyrolyseprodukte) begrenzten Reaktion. Der Grad der Oxidation überschreitet das Maß der Pyrolyse bei weitem, so daß eine sehr geringe Konzentration brennbarer Bestandteile beobachtet wird und ein Überschuß an Sauerstoff im Produktgas.

Abb. 4b ist ein Beispiel eines durch Sauerstoff begrenzten Falles, bei dem die Rate der Pyrolyse die der Reaktion überschreitet und das Produktgas reich ist an Brennstoff. Die Reaktion schreitet weiter fort, bis nahezu der gesamte Sauerstoff verbraucht ist und unverbrannter Brennstoff zurückbleibt.

Obwohl die Existenz des Astes der Geschwindigkeitskurve in Abb. 3 für einen Überschuß an O₂ bis zur Veröffentlichung der genannten Autoren (/21/) unbekannt war, läßt er sich leicht chemisch-physikalisch begründen. Nur ein einziger Luftfluß liefert perfekte Stöchiometrie. Dieser Fluß steht im Zusammenhang mit der maximalen Geschwindigkeit und Temperatur lt. Abb. 3 und der unten folgenden Abb. 5. Bei jedem anderen Gasfluß gibt es zwei Möglichkeiten: eine mit Überschuß an Brennstoff (O₂-Begrenzung) oder eine mit Überschuß an Luft (Brennstoff-Begrenzung). Beide Lösungen bestehen und stellen vielfach-stationäre Zustände dar, wie dies bei etlichen Verbrennungsreaktionen vorkommt. Der brennstoffbegrenzte Zweig steht im Zusammenhang zur geringen Temperatur und einer geringeren Frontgeschwindigkeit als der O₂-begrenzte Fall beim gleichen Fluß.

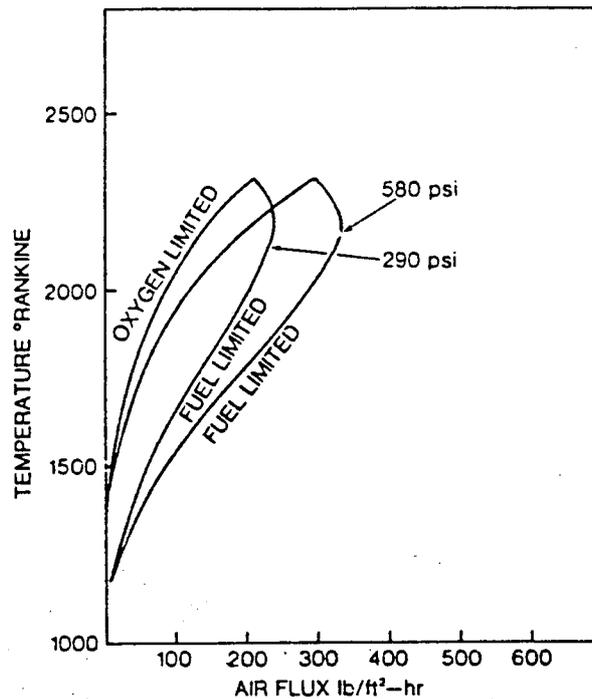


Abb. 5: Peak combustion temperature vs air flux for 10 % volatile coal
(entnommen aus: /21/)

Abb. 6 ist eine vereinfachte Darstellung einer Stabilitätsanalyse. Die durchgezogene Linie repräsentiert den Durchmesser des am schnellsten wachsenden Kanals (=Linie stabil-metastabil) als Funktion des Luftdurchsatzes, während die Kurven Q_1 , Q_2 , und Q_3 Kurven gleichbleibender Injektion in abnehmender Größe darstellen. Die Kurven konstanter Injektionsraten sind lediglich ein Plot der Beziehung zwischen Luftinjektionsrate und Luftfluß als Funktion des Kanaldurchmessers.

Punkt B stimmt mit einem anfänglichen Kanaldurchmesser und einer Injektionsrate überein, die eine Ausbreitung aufrecht erhält. Der Kanaldurchmesser nimmt bei Anwachsen des Flusses ab, bis die Linie Q_2 die stabil-metastabil-Linie bei Punkt X schneidet. Ein Kanal des Durchmessers, wie er dem Punkt X entspricht, wird ohne Veränderung seines Durchmessers weiterbrennen. Bei einem Durchmesser und einer Injektionsrate, wie sie bei Punkt C vorliegen, wird sich der Kanal bei einem entsprechenden Rückgang des Luftstroms erweitern (gemäß dem Verlauf der Linie Q_2), bis Punkt X wieder erreicht ist.

Da Punkt D rechts der stabil-metastabil-Linie liegt, wird der Kanal englumiger - wie er es auch für Punkt A tat, bis das Feuer ausgeblasen wird. Die Bedingungen, die für Punkt E gelten, werden schließlich dazu führen, daß ein Durchmesser und Fluß sich gemäß dem Zustand bei Punkt Y einstellt.

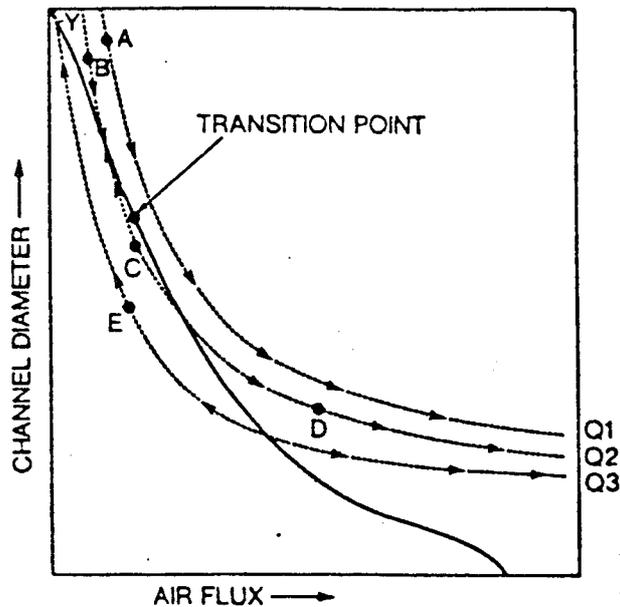


Abb. 6: Figure of stability analysis
(entnommen aus: /21/)

Ein großer Abschnitt der stabil-metastabil-Linie kann von keinem anfänglichen Kanaldurchmesser bzw. keiner Injektionsrate erreicht werden, die nicht schon gleich mit dieser Linie übereinstimmen. Gemeint ist der Abschnitt der Stabilitätskurve unterhalb des Übergangspunktes. Dieser Abschnitt ist metastabil. Jede kleinste Störung wird ein Abweichen von diesen Operationsbedingungen verursachen. Deshalb hat diese Form der Arbeitsweise keine praktische Bedeutung. Nur der Abschnitt der Kurve oberhalb des Übergangspunktes repräsentiert die Kanaldurchmesser und die dazugehörigen Luftdurchsätze, bei denen ein fortwährendes Vorkommen des Rückwärtsbrennens erwartet werden kann.

In Abb. 7 (nächste Seite) sind die Übergangspunkte B für den brennstoffbegrenzten Fall eingezeichnet, ebenso die Punkte A für den O_2 -begrenzten Fall. Lediglich die Teile der Kurven oberhalb dieser Punkte stellen stabile Ausbreitungsdurchmesser für einen Kanal dar, mit Ausnahme des Teils der brennstoffbegrenzten Kurven rechts des Minimums. Dieser Teil ist für das Linking insofern interessant, als es - nach Meinung der Autoren (/21/) - möglich erscheint, Kanalbrennen bei recht hohem Luftdurchsatz zu praktizieren, also dort, wo die Brennfrotgeschwindigkeit mehr als 10fach so hoch ist wie in den stabilen Abschnitten geringen Flusses oberhalb der Punkte A und B.

Es muß allerdings dieser Meinung entgegen gehalten werden, daß das Operieren bei hohem Fluß erhebliche Probleme und Risiken in sich birgt, da man bedenklich nahe an der 'Blow out-Linie' arbeitet.

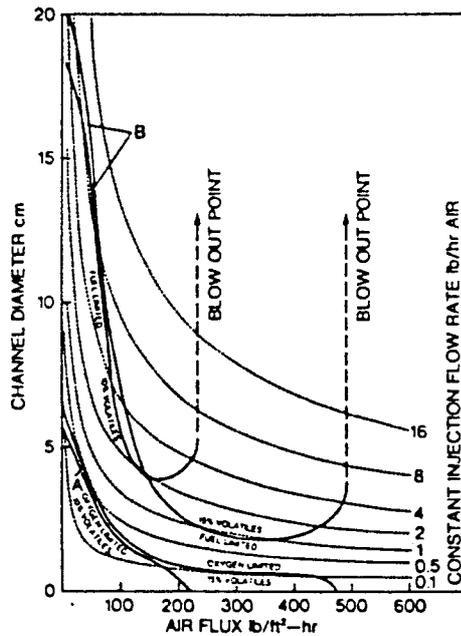


Abb. 7: Linear stability results at 10 bar
(entnommen aus: /21/)

Der Rückwärtsbrennprozeß wurde intensiv mathematisch modelliert. Die auf den vorangegangenen Seiten angesprochenen Überlegungen und Publikationen zeigen, warum der Vorgang instabil ist und zur Ausbildung von Kanälen neigt. Zum zweiten wurde mit Hilfe der mathematischen Modellation erkannt (K. GUNTERMANN et al., 1986 /22/), daß lediglich Kohlen bis zu einem Inkohlungsgrad von ca. 10 % flüchtigen Bestandteilen für das Reverse Combustion Linking geeignet sind (vgl. Abb. 8):

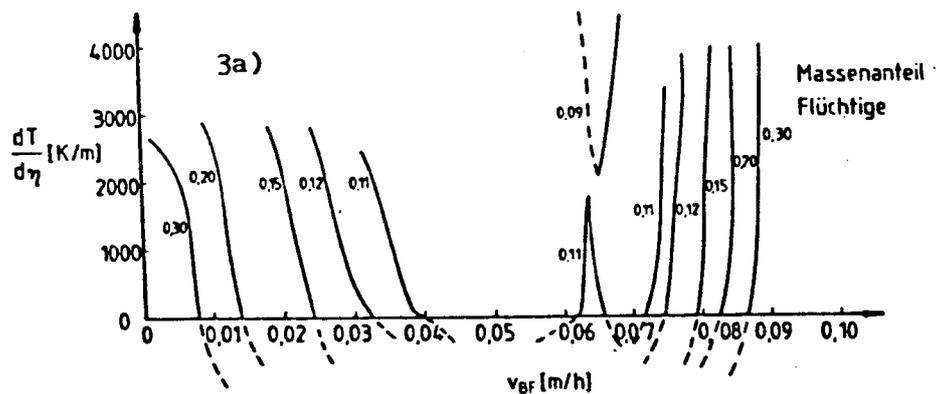


Abb. 8: Brennfrontgeschwindigkeiten für Kohlen unterschiedlichen Flüchtigengehaltes
(entnommen aus: K. GUNTERMANN et al., 1986 /22/)

Abb. 8 zeigt, daß auch dieses Modell zwei Lösungen liefert, wovon eine wiederum durch das Angebot an Brennstoff, die zweite durch das Angebot an Prozeßgas charakterisiert ist. Für den erstgenannten Fall nimmt die Brennfrontgeschwindigkeit mit geringer werdendem Anteil an Flüchtigen zu, für den zweitgenannten nimmt sie mit abnehmendem Flüchtigengehalt ab. Bei einer stöchiometrischen Verbrennung gibt es nur eine Lösung. Bei weniger als 11 % Flüchtigenanteil der Kohle existiert keine Lösung mehr.

K.P. BREIDUNG, 1982 /23/, gibt in seiner Dissertationsschrift ebenfalls Literaturstellen an, in denen mathematische Modelle zur Beschreibung des Kanal Brennens vorgestellt werden. Sie bieten - unter Definition vieler Vereinfachungen - Lösungsansätze mit Differentialgleichungen für eindimensionale, stationäre Bedingungen und erfordern aufwendige numerische Methodik. Der Nachweis einer hinreichenden Prozeßbeschreibung ist - so K.P. BREIDUNG - im mathematischen Modell bislang nicht erbracht.

BREIDUNG beschränkt sich - wie es der Autor vorliegender Arbeit ebenfalls vornehmlich praktiziert - hauptsächlich auf eine qualitative Diskussion der Einflußgrößen und der Vorgänge beim Kanalbrennen.

4. FORMULIERUNG VON AUFGABEN- STELLUNG UND ZIEL DER ARBEIT

Experimentelle Arbeiten erfordern ein klares theoretisches Konzept, ein sogenanntes 'Modell'. Mit ihm lassen sich bestimmte Aspekte der komplexen Wirklichkeit eines Systems oder Vorgangs aufzeigen. Während mathematische Modelle meist selektiv quantitative Aspekte eines realen Systems oder Vorgangs beschreiben, ist ein physikalisches Modell eine instrumentelle Anordnung mit Bezug auf ein reales physikalisches System in der Art, daß Beobachtungen am Modell zur genauen Prognose von Verhaltensweisen des physikalischen Systems im Hinblick auf bestimmte Kriterien und Gesichtspunkte geeignet sind (MURPHY, 1950, zitiert in J. RICHTER, 1986 /24/).

Da Kanalbrennen in hochflüchtiger Kohle erfolgreich praktiziert wird - Beispiele dafür sind die sowjetischen Vergasungsfelder Lisitchansk und Yuzhno-Abinsk - und ebenso auch in geringer flüchtiger Steinkohle flacher Teufe funktioniert - nachweisbar durch die Erfolge der Feldtests Hanna, Hoe Creek und Pricetown, USA - liegt die Übertragung dieser Linkingmethode auf große Teufen nahe.

Für die bereits im Kapitel 2 vorgenommene Beschränkung der Untersuchungen auf Teufen bis zu 2000 m und Kohlen bis zum Eßkohlenstadium stellen sich generell die folgenden beiden Fragen:

- Können die für geringe Teufen erarbeiteten Erkenntnisse aus Feldtests und Laborversuchen uneingeschränkt für große Teufenbereiche übernommen werden und haben auch dort Gültigkeit?
- Gibt es bei hohen Gebirgsspannungen andere, bisher nicht vorhersehbare Probleme, die sich erst durch geeignete Simulationsversuche erkennen lassen?

Konkret gilt es, unter Beachtung der in situ-Zustände, folgende Schwerpunkte zu bearbeiten:

a) Geometrie des Kanalsystems

- Form,
- Dimension,
- Zahl von Kanälen sowie Nebenkanälen einschließlich der umgebenden Koks- und Semikoksschichten?
- Möglichkeit der Entstehung und Häufigkeit von Kleinstkanälen unter 1 mm Durchmesser oder eines schwammartigen Habitus'?

b) Volumetrisches Verhalten der thermisch beeinflussten Flözteile und Gasdurchlässigkeit dieser Partien

(sowohl im Initialstadium der Kanalbildung (plastifizierte Kohle als auch im Kaltzustand nach Fertigstellung des Kanals)

- Entsteht beim Kanalbrennvorgang ein freies Volumen?
- Kollabiert das Linkingsystem (Kanal + Koksschicht) unter dem hohen Überlagerungsdruck nach einer gewissen Zeit?
- Kommt es nach Kanalbildung zu einem Zustopfen des Kanals durch plastifizierte Kohle, Teer, Mineralneubildungen, Ruß oder Wasser?
- Kann das erklärte Ziel des Linkingprozesses, die Erhöhung der Gasdurchlässigkeit, überhaupt erreicht werden?

c) Geschwindigkeit des Kanalbrennvorgangs und Vorgabe von Prozeßsteuergrößen

- Abschätzung der Bedeutung von simulierter Gebirgsteufe und Prozeßsteuergrößen
- Minimale und Maximale Wanderungsgeschwindigkeit des Kanals beim Rückwärtsbrennen?
- Zulässiger Mindest- und Höchstdurchsatz an Prozeßgas, bei dem Rückwärtsbrennen noch möglich ist?
- Fluiddruckdifferenzen und injektionsseitige Fluiddrucke beim Versuch?

5. EXPERIMENTELLER TEIL

5.1 Probengewinnung und Probendimensionierung, relevanteste Kennzeichen der untersuchten Kohlen

5.1.1 Probenherkunft, Probengewinnung

Die in den Kanalbrennversuchen eingesetzte Kohle entstammt ausschließlich dem Saarkarbon und zwar dem Bergwerk Camphausen. Bei anderen Experimenten benutzte Kohle wird - darauf wird an der entsprechenden Textstelle besonders hingewiesen - auch aus anderen Revieren entnommen.

Die Saarfett-Kohle aus Camphausen wird untertage in Form großer Blöcke aus unterschiedlichen Flözen verschiedener Teufe gewonnen (bis ca. 0,5 m³ Volumen und ca. 650 kg Gewicht).

Für die Beurteilung des Einflusses der Prozeßsteuergrößen auf den Kanalbrennvorgang ist es wünschenswert, alle anderen Parameter - soweit möglich - konstant zu halten. Deshalb werden für diese Untersuchungen alle Proben aus einer einzigen Teufe und vom selben Flöz (Flöz 16) entnommen.

Herkunft der Kohlenblöcke aus dem Saarkarbon

<u>Flözbezeichnung:</u>	<u>Teufe (m):</u>
Flöz 3	1100-1130
Flöz 13 Ubk	653
Flöz 13 Obk	1005
Flöz 14	775
Flöz 16	782-865
Flöz 17	583-610
Flöz 17a	550

Aus diesen Kohleblöcken werden in eigener Arbeit Bohrkerne hergestellt. Anfänglich muß festgestellt werden, daß aus Gründen zu geringer Bohrhöhe der Ständerbohrmaschine (maximale Entfernung Spindel - Grundplatte: 1075 mm) und der großen Länge von Morsekonus, Spülkopf und Diamantkernbohrer (525 mm) sowie wegen der schlechten Anbohrmöglichkeit (geringe Unwucht des langen Kernbohrers) die kompaktesten und größten Kohleblöcke über 500 mm Höhe nicht ohne weitere Bearbeitung zum Kernen geeignet sind.

Der Einsatz mehrerer Futterrohre unterschiedlicher Länge, einer abgeänderten Bohrkronen und eines solideren Spülkopfes löst das Problem.

Die Bohrkronen sind mit natürlichen Diamanten oberflächenbesetzt (30 ct). Da das Futterrohr-Kopfstück mit einer Expanderkupplung ausgestattet wird, ist der komplette gebohrte Kohlekern - im Schnitt 300 bis 400 mm lang - auch beim Steckenbleiben in der Futterrohrtour noch gut ausbringbar.

Der beste Kerngewinn ist mit einer Spülflüssigkeitsmenge von 10 bis 12 l/min (17 cm-Schraubbohrkronen-Durchmesser) bzw. 8 bis 9 l/min (12 cm-Schraubbohrkronen-Durchmesser) zu bewerkstelligen, bei einer Drehzahl von 220 U/min (17 cm-Krone) bzw. 320 U/min (12 cm-Krone). Diese entspricht in beiden Fällen einer Umfangsgeschwindigkeit von ca. 2 m/s.

Vor dem Bohrvorgang ist ein Eingießen der Blöcke in Gips erforderlich. Die gebohrten Kerne werden an ihren Stirnflächen gerade geschnitten, in Kunststoff-Folien verschweißt und an einem kühlen Ort bis zum Versuch aufbewahrt. Bisweilen werden Kernstücke ausgezeichneter Beschaffenheit von weniger als 30 cm Länge gebohrt. Es ist jedoch prinzipiell möglich, diese mit einem zweiten Kern zu einem einzigen großen Kern zusammen zu setzen.

5.1.2 Kurze Charakterisierung der Kohle:

Normalerweise handelt es sich bei der im Saarland gebräuchlichen Bezeichnung 'Saarfett-Kohle' um eine Gaskohle bzw. Gasflammkohle. Einige Analysenergebnisse bzw. technologische Prüfverfahren zeigen, daß es sich inkohlungsgradmäßig bei mehreren der zur Untersuchung vorgesehenen Blöcke aber durchaus um echte Fettkohlen im Sinne der üblichen Terminologie handelt.

So beinhaltet die Kohle aus Flöz 14 bei einigen Blöcken weniger als 28 % flüchtige Bestandteile. Die Dilatationshöhe sowohl von Proben aus Flöz 17 als auch aus Flöz 3 liegt in einigen Fällen über 300 %!

Die petrographische Bewertung ergibt, daß alle Blöcke in ihrer durchschnittlichen Zusammensetzung relativ arm an Durit, Fusit und Clarit sind. Dagegen sind sie reich an Vitrit und Trimacerit. Die hier folgende prozentuale Verteilung der Mikrolithotypen der in den meisten Kanalbrennversuchen eingesetzten Kohle veranschaulicht dies:

Mittlere petrographische Zusammensetzung der Kohlenblöcke aus Flöz 16:

Durit.....	unter 5 %
Fusit.....	ca. 10 %
Clarit.....	5 - 20 %
Vitrit.....	30 - 60 %
Trimacerit.....	20 - 40 %

Bei der statistischen Auswertung der Schlechtenabstände an Kernstirnflächen sind Schlechtenabstände von bevorzugt 0,3 bis 0,7 cm (Nebenschlechten-Richtung) und 1 bis 1,7 cm (Hauptschlechten-Richtung) zu messen. Annäherungen kommen bei Änderungen der Streichrichtung des Schlechtensystems vor. Die

Schlechtenhöhe beträgt zwischen 0,2 und 3,5 cm. Sie liegt im Mittel etwas über 1 cm und ist in fast allen Fällen an die petrographische Ausbildung der Streifenkohle gebunden. Meist unterscheiden sich die Liegend- und Hangend-Streifenart von derjenigen, in der die Schlechte verläuft.

Bei den hochinkohlten eingesetzten Ruhrkohlen konnten keine petrographischen Einzelbestandteile festgestellt werden. Auffallend ist hier jedoch der äußerst hohe Grad der Tektonisierung.

5.1.3 Die Problematik des Maßstabeffektes und der Proben-dimensionierung:

Die Größe der verwendeten Kohlekerne muß neben Inhomogenität und Anisotropie auch das Trennflächen-Netz des Flözes, das Schlechtensystem, berücksichtigen, d. h. mit beinhalten. Das gilt vor allem bei Untersuchungen der Festigkeit und der Permeabilität (Z. ZNANSKI, 1968 /26/). Bei zu großer Proben-dimensionierung von Blöcken bzw. Kernen sind in situ-Messungen den Labormessungen vorzuziehen. Aus zahlreichen Literaturstellen (z. B. M.M. PROTODJAKONOV, E.I. ILNICKAJA, 1964 /27/) ist bekannt, daß betreffend zahlreicher Eigenschaften - ganz deutlich am Beispiel Festigkeits- und Gasdurchlässigkeitsverhalten erkennbar - ein Maßstabeffekt existiert. Unter dem Maßstabsfaktor versteht man in diesem Sinn die Veränderungen von Eigenschaften realer Körper bei Änderung ihrer Abmessungen.

Extrem stark zeigt sich der Maßstabeffekt bei Kohle. Zu kleine Proben-dimensionen sind nicht für die Eigenschaften des gleichen Stoffes im Gebirgsverband repräsentativ, zu große dagegen für Labormessungen aus Kostengründen nicht erwünscht oder ab einer gewissen Mindest-Proben-dimension nicht mehr notwendig, da die Zunahme an Proben-volumen keine entscheidende weitere Annäherung an die in situ-Verhältnisse erbringt. Die Festigkeit von Kohleproben vermindert sich bei Vergrößerung ihrer Abmessungen und nähert sich einem Grenzwert. Der Verlust tritt bei einachsigen Zug sehr deutlich in Erscheinung, bei einachsigen Druck nicht so sehr. Diese Beobachtung wird durch die statistische Festigkeitstheorie erklärt: Alle Gesteine, vornehmlich auch Kohle, enthalten unterschiedliche Einschlüsse, Klüfte (hier: Schlechten), Poren und Inhomogenitäten, wie bspw. Fremdmaterial-Einlagerungen. Am häufigsten trifft man in den hier zur Untersuchung gelangenden Kohlen auf Schlechten mittlerer Abmessung (ca. 1 cm Schlechtenhöhe). Je größer diese sind, desto seltener sind sie anzutreffen.

Aus diesem Grund sind große Schlechten, die zur Zerstörung des Kerns führen und einen frühzeitigen Zerfall bei geringster Beanspruchung bedingen, bei kleinen Proben nicht vorkommend oder zumindest unwahrscheinlich. Mit dem Anwachsen der Kernabmessungen dagegen steigt diese Wahrscheinlichkeit. Folglich nimmt damit auch die Festigkeit ab bzw. die bevorzugt an Risse und Schlechten gebundene Gasdurchlässigkeit zu.

Unter anderen waren es auch M.M. PROTODJAKONOV und M.I. KOJFMAN, 1964 /27/, die herausfanden, daß nicht nur ein, sondern zwei Maßstabeffekte vorhanden sind: Der bereits beschriebene Haupt- oder Volumeneffekt und ein Zusatz- oder Oberflächeneffekt, der sich durch die genaue Umkehrung des dem Haupteffekt entsprechenden Materialverhaltens auszeichnet. Beide Effekte wirken gleichzeitig, d. h. es ist eine Mindestgröße der Proben festzulegen, um repräsentative Ergebnisse zu erhalten.

Ursache für den Oberflächeneffekt ist die Änderung der Oberflächeneigenschaften und die bei abnehmender Größe stärker ins Gewicht fallende Veränderung der oberflächennahen Schicht der Probe bei der Kernherstellung (mechanische Bearbeitung, Feuchtigkeitseinwirkung). Bekanntlich steigt mit Verringerung der Abmessungen die relative Oberfläche der Proben, die Oberfläche wird, bezogen auf das Volumen, größer. Darum wirkt sich bei zu kleinen Kohlekernen eine Beschädigung relativ stärker aus. Eventuell noch existierende, minimalste Gasrandläufigkeitseffekte gewinnen dann zunehmend an Bedeutung und verfälschen das Meßergebnis.

Bei der gemeinsamen Wirkung der beiden Effekte hat für kleine Proben der Oberflächeneffekt größere Bedeutung, bei Proben mittlerer Größe heben sich beide auf, bei sehr großen Kernen hat der Volumeneffekt große Bedeutung.

In der Geologie, der Boden- und Felsmechanik verneinen nicht wenige Wissenschaftler die Frage nach der Übertragbarkeit von Laborergebnissen auf die Natur und befürworten stattdessen großangelegte in situ-Versuche, die als Pumpversuch, Druckaufbauversuch im Bohrloch, Großscherversuch, Bohrlocherweiterungsversuch, Stollenentlastungsversuch, Druckkammerversuch, usw. durchgeführt werden. Besonders zutreffend sind diese Bedenken dort, wo die Inhomogenität und Anisotropie des Gebirges einen Übergang auf große Prüfkörperdimensionen verlangt.

K.H. HÖFER, 1965 /28/, fordert, daß die Zahl der Kluftkörperschnitte 100, besser noch 200 sein soll, um einen auch statistisch gesicherten Wert zu erhalten. Die Bemaßung der Versuchskörper soll als Untergrenze mindestens das 10fache des mittleren Kluftabstandes betragen.

Für Sandsteine, Konglomerate, Tonsteine o. ä. ergeben sich wegen der meist relativ großen Abstände und Klufthöhen Probenabmessungen von mehreren Metern. In der hier zum Einsatz kommenden Kohle ist ein dichtes Schlechtensystem ausgebildet mit zwei annähernd senkrecht aufeinander stehenden, bankrechten Flächenscharen (Haupt- und Neben-Schlechten).

Die zahlenmäßig ausreichende Einbeziehung der Inhomogenität bzw. Berücksichtigung der Anisotropie des Flözes ist nach diesen Überlegungen bereits statistisch gut beachtet bei Verwendung von Kernen mit 12 cm Durchmesser. Erhebliche Streube-

reiche von Meßwerten (bspw. Permeabilitätskonstanten) an diesen Kernen machen darüberhinaus offensichtlich, daß neben dem Trennflächengefüge auch die Mikrolithotypen-Verteilung beachtenswerten Einfluß ausübt. Vor allem die oft unregelmäßige, linsenförmige Verteilung von Fusit (Semifusit), mit Linsendicken von maximal 1 cm und Längen von mehreren cm, verbietet bei Nichtbeachtung die Übertragung der Laborergebnisse ins Feld.

Eine solche Übertragung wird erst zulässig, wenn der Proben-durchmesser das mittlere Verhältnis faserkohlenfreier Mächtigkeit zur Linsendicke größenordnungsmäßig widerspiegelt. Bei den untersuchten Kohlenblöcken liegt das Verhältnis zwischen 1:10 bis 1:20.

Neben Beachtung der Maßstäblichkeit muß der Kohlekern auch groß genug sein, um den gebrannten Kanaldurchmesser beinhalten zu können. Im ersten Ansatz wurden die zu erwartenden Durchmesser aus mathematischen Modellergebnissen angenommen. Wie Abb. 9 widerspiegelt, sind bei den vorgesehenen Brennfrontdrücken von 2 MPa Kanaldurchmesser zwischen ca. 6 und 14 cm zu erwarten.

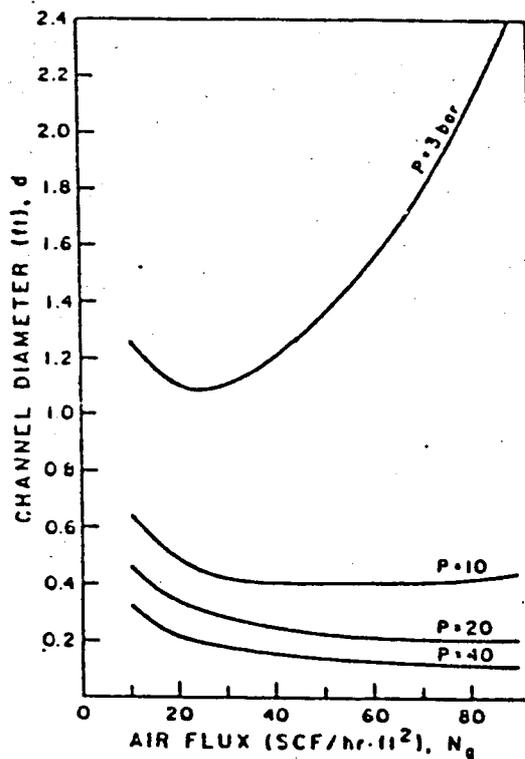


Abb. 9: Predicted link diameter as a function of the injected air flux for various back pressures (entnommen aus: J.A. BRITTEN, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1982 /19/).

Der beste Kompromiß zur Erfüllung obiger Forderungen bei gleichzeitig geringem Bohrkostenaufwand scheint, wie oben be-

reits angedeutet, zunächst bei 12 cm Probendurchmesser zu liegen. Dies kann aber nach den ersten Brennversuchen nicht bestätigt werden, so daß eine Vergrößerung des Durchmessers auf 17 cm erforderlich wird.

Die Probenlänge beträgt bei den späteren Kanalbrennversuchen maximal 40 cm, so daß sich ein Kernvolumen bis zu 9,08 Litern und ein mittleres Kerngewicht von 12 kg berechnen läßt.

5.2 Aufbau der Versuchsanlage, prinzipieller Versuchsablauf

Neben Konstruktion und Bau der Druckbehälter, in denen die Untertageverhältnisse simuliert werden können, erforderte der erst im Laufe der praktischen Arbeit erkennbare Zwang zur Modifikation und Detailverbesserung einen beträchtlichen Zeitaufwand. Da gerade derartige Details für einen ebenfalls experimentell arbeitenden Leser für ähnliche eigene Forschungen von Bedeutung sind, wird auf sie in dieser Schrift - wenn auch nur in kurzer Form - im Anschluß an die Beschreibung des Aufbaus der Anlage eingegangen.

5.2.1 Apparativer Aufbau

Folgende Druckbehälter stehen für die Untersuchungen zum Kanalbrennen unter Gebirgsdruck und für begleitende Versuche zur Verfügung:

- 1 Autoklav 6 cm (= für Probendurchmesser bis 6 cm geeignet),
- 2 Autoklaven 12 cm,
- 4 Autoklaven 17 cm.

Die großen Autoklaventypen '12 cm' und '17 cm' bestehen in der Grundkonzeption aus:

- dem Außenmantel,
- den beiden Innenflanschen,
- den beiden Gewindingen,
- der additionalen Ausstattung.

Abb. 10 verdeutlicht, daß im Innern des Autoklaven ein mit Inertgas beaufschlagbares, als Gebirgsdruckraum bezeichnetes Volumen sowie der eigentliche Reaktionsraum existieren.

Inhalt des Druckbehälters ohne Betriebseinbauten: 21 l,
Inhalt des Druckbehälters mit Betriebseinbauten: 12 l,
zulässiger Betriebsüberdruck: 30 MPa,
maximale Außentemperatur des Mantels: 260° C,
Wärmeisolation: aktiv von außen, mittels flexibler Heizbänder,

Werkstoffe: Mantel, Innenflansche und Gewindinge aus Schmiedestahl, Werkstoff-Nr. 1.4922;
Die Behälter sind TÜV-geprüft.

Zur Ausstattung eines Autoklaven zählen:

- 6 (12) radial zugeführte NiCr-Ni-Mantelthermoelemente,
- maximal 4 axial zugeführte NiCr-Ni-Mantelthermoelemente,
- 1 Gaszufuhrleitung mit Anschluß an Gasversorgungsstation und Hochdruckkompressor,
- 1 Gasabfuhrleitung im Anschluß an das Abscheide- und Filtersystem, Massendurchflußmesser für Gase, Gasentnahmestelle bzw. Gasanalyse-Abzweigung,
- 2 Gasdruckaufnehmer-Zuführungen (eingangs- + ausgangsseitig),

2 druckdichte Zündspiralendurchgänge,
je 1 radiale Gaszufuhr- und Gasabfuhrleitung für den Gebirgs-
druckraum,
1 Inliner zur Aufnahme der Kohleprobe.

Der Autoklav wird horizontal betrieben, jedoch vertikal beschickt. Zum Beschicken des Behälters wird die Probe mitsamt Inliner und den beiden Innenflanschen mit einem Kran von unten nach oben in den vertikal ausgerichteten Mantel gezogen. Letzterer hängt kippar in einem Gestell. Sobald die beiden Innenflansche mit dem gehohnten Teil des Mantels Berührung finden, wird eine spezielle Apparatur montiert, die das restliche Einbringen und die Feinjustage der kompletten Beschickung ermöglicht. Diese Prozedur wurde notwendig, da die den Gebirgsdruckraum nach außen abdichtenden Viton O-Ringe zwecks besserer Abdichtung geringfügig überdimensioniert sind und dem Hineinschieben in den Mantel einen sehr großen Widerstand entgegensetzen. Auch das Eigengewicht von Probe + Innenflanschen (ca. 65 kg) reicht zur Überwindung dieses Widerstandes nicht aus.

Die Funktion des Inliners besteht darin, den Gasdruck im Gebirgsraum in einen auf die Kohleprobe wirkenden mechanischen Druck umzuwandeln. Somit wird die Probe radialsymmetrisch beansprucht. Diese Art der Beanspruchung hat den Vorteil, daß im Vergleich zu einer triaxialen Beanspruchung eine größere Verformung der Probe resultiert und die Zelle weniger aufwendig gebaut werden muß. Wichtiger erscheint die Möglichkeit, eine ausgezeichnete Anströmung der Probe mit Gas zu gewährleisten sowie problemlos eine innenliegende Ausstattung zu installieren (Zündspirale, Thermoelemente, optische Beobachtung).

Zwei Materialien kommen zum Einsatz: bis 300° C ein Fluorkautschuk (Viton), bis etwa 800° C ein Inliner aus Reinkupfer. Der theoretisch unbegrenzten Wiederverwendbarkeit des aus organischem Material bestehenden Liners steht die höhere Temperaturbeständigkeit des Kupfers entgegen. In den ersten Versuchen werden Vitonliner eingesetzt, da angenommen wird, daß eine Manipulation der Brennrichtung zugunsten eines mehr oder weniger probemittigen Verlaufs den organischen Liner vor zu hohen Temperaturen schützen kann. Es zeigt sich allerdings sehr bald, daß diese Annahme unrichtig ist und sich Cu-Liner besser eignen.

5.2.2 Prinzipieller Versuchsaufbau

Der generelle Versuchsaufbau gestaltet sich folgendermaßen:

a) Arbeiten vor dem Einbringen der Probe in den Druckbehälter

- Präparation des Kohlekerns,
- Eingießen der Probe in die Manschette,
- Einbringen von Stützscheiben und Abstandshaltern; Her-

- stellen und Einbau der Zündplatte,
- Aufstecken der beiden Innenflansche.

b) Beschicken des Außenmantels mit der Probe incl. Flanschen und Zubehör

- Vertikales Ausrichten des Autoklavmantels,
- Positionieren des Auslegers eines hydraulischen Hubwagens über dem Autoklaven und Hineinziehen der unter dem Behälter stehenden Probe einschl. Teilen des Zubehörs in den Mantel,
- Justierung und Sicherung der Probe einschl. Flanschen mittels der beiden Gewinderinge,
- horizontales Ausrichten des Autoklaven.

c) Anschluß der Meß- und Versorgungsleitungen

- Außenbeheizung des Autoklaven mittels konventioneller Heizbänder (Einstellung von 80° C),
- Anschluß der Abgasleitung, Zusatzgasversorgung, Prozeßgaszufuhr, Löschgasleitung sowie der Gasleitung für den radialen Druckraum,
- Anschluß aller Mantelthermoelemente,
- Anschluß der Stromversorgung für die Zündplatte,
- Anschluß aller Manometer und Druckaufnehmer.

d) Versuchsbeginn

- Stufenweises Aufbringen des radialen Gasdruckes ('Gebirgsdruck') mit gleichzeitiger Bestimmung der Gasdurchlässigkeit der Probe,
- Stufenweises Aufbringen des Gasdruckes vor und hinter der Probe,
- Einjustieren des Gasflusses auf Werte zwischen 200 und einigen tausend Nl/h (je nach Versuch),
- Aufheizen der Zündplatte auf ca. 700° C bis die Kohleverbrennung beginnt; danach Abschalten der Zündplatte,
- erste Gasanalysen mittels Gasprüfröhrchen; bei Anwesenheit von CO₂ ständige Entnahme von Gasproben und sofortige Analyse mit dem Gaschromatographen. Bei den späteren Versuchen sofortiges Zuschalten des Strömungswegs durch die kontinuierlich arbeitende und direkt mitschreibende Gasanalyseenanlage.

e) Kanalbrennphase

- Nachregulieren des Gasdruckes am Probenanfang oder Nachregulieren des strömenden Gasvolumens (je nach Versuchszielsetzung),
- Mitschrift aller Temperaturen, Drücke, Gasflüsse (automatische Schreibermitschriften) und Analyse des Produktgases auf die wichtigsten Gase,
- Einschalten der Zusatz-Gasversorgung sofern CH₄-Gehalt im Produktgas >5 % ansteigt und O₂-Gehalt gleichzeitig bei >0,5 % liegt,

- Kommentierung des Versuchs auf Schreibermitschriften und Protokollierung des Versuchsablaufes.

f) Versuchsende

Definition des Begriffs 'Versuchsende':

- Gebrannte Hohlräume halten der radialen Belastung nicht mehr stand, es kommt zu einem Nachbrechen der Umgebung, der sehr dünne Inliner wird mechanisch überbeansprucht und bildet Risse. Als Folge davon strömt Stickstoff aus dem Radialraum in den Verbrennungsraum und löscht den Brennprozeß. Der Druck im Radialraum fällt daraufhin sehr schnell ab.
- Die (räumlich eng begrenzte) Stelle, an der die Kohle brennt, nähert sich dem Inliner. Dieser brennt entweder durch (organisches Material) oder verliert an Festigkeit (Kupfermanschette). Folge: wie im vorigen Abschnitt beschrieben.
- Die Vorräte und Gasdrücke der Prozeßgasversorgung reichen zum Aufrechterhalten der Verbrennung nicht mehr aus (zu geringer Durchfluß). Folge: Die Brennstelle verliert extrem an Brennintensität oder erlischt.
- Der Kanal brennt durch die ganze Probe. Folge: Es besteht annähernd Druckausgleich vor und hinter der Probe, der Rückwärtsbrennprozeß kehrt sich in einen Vorwärtsbrennprozeß entlang des geschaffenen Kanals um. Der Verbrennungsprozeß wird in diesem Fall gezielt mit N_2 abgelöscht, da diese Art der Verbrennung nicht Untersuchungsthema ist.
- Nach Versuchsende wird zuerst die Stickstoffzufuhr über die Löschgaseleitung gewährleistet (Ventil öffnen), dann wird die Prozeßgaszufuhr abgestellt (Ventil schließen). Im Anschluß daran wird das p_2 -seitige Überströmventil geöffnet (Einstellung von $p_2 = 0,1$ MPa),
- Einregeln eines geringen Stickstoff-Durchflusses durch die Probe bis zum nächsten Tag; Abstellen der Außenbeheizung,
- Ablassen des Radialdruckes,
- nach ca. 30 min Abstellen aller Mitschriften (Temperatur, Druck, Gasfluß, Gaskonzentrationen),
- Öffnen des Druckbehälters und Ausbau der Probe anderntags.

5.2.3 Durchführung erforderlicher Abänderungen an Dichtungssystemen, druckübertragendem Inliner sowie an den Meßfühlerdurchführungen

● Ausstattung der Autoklaven mit Sichtfenstern:

Um eine direkte Einblickmöglichkeit in den Reaktionsraum der Zündseite zu schaffen, werden MAXOS-Gläser der Firma Auer-SOG Glaswerke GmbH, Bad Gandersheim, in die zündseitigen Innenflansche eingebaut. Diese Scheiben bestehen aus Borosilicatglas, sind thermisch vorgespannt und zeichnen sich aus durch:

- hohe mechanische Beständigkeit (20 MPa bei den Abmessungen Höhe = 15 mm, Durchmesser = 30 mm),
- hohe thermische Beständigkeit (300° C),
- hohe Temperaturwechsel-Beständigkeit (bis zu 320° C),
- hohe chemische Belastungsfähigkeit (bspw. hohe Laugenbeständigkeit),
- relativ großen freien Durchblick (20 mm).

Die Dichtung zum Flansch erfolgt mittels Viton O-Ringen. Eine Kühlung des Schauglases wird nicht vorgenommen, erweist sich aber bei mehreren Versuchen, insbesondere bei hohem Durchfluß und heftiger Reaktion, wohl doch als erforderlich (Undichtigkeiten zwingen gelegentlich zum Versuchsabbruch). Ein Zurußen oder eine Belegung der Oberfläche mit Teer oder festen Kohlenstoff-Partikeln (Verlust der Transparenz) wird erst bei größerer Versuchsdauer beobachtet.

● Erhöhung der Thermoelementzahl, Optimierung der Gasanalyse

Immer wieder schlagen anfangs Kanalbrennversuche fehl, weil der das Brennen einleitende Zündvorgang nicht exakt genug manipuliert werden kann. Bei den 12 cm-Prototypen sind im Kohlekern jeweils 6 Mantelthermoelemente eingebracht; ihre Zahl wird in den 17 cm-Autoklaven verdoppelt auf nunmehr 12. Diese sind in der Axialrichtung des Kerns unterschiedlich tief gestaffelt und in erster Linie zur Erfassung der Brenngeschwindigkeit des Kanals gedacht.

In Abb. 11 ist die mehrfach abgeänderte technische Lösung der Durchführung der Thermoelemente durch Außenmantel, Gebirgsdruckraum und Inliner bis in den Reaktionsraum dargestellt.

Ein Thermoelement sitzt in den ersten Versuchen auf der Stirnfläche der Kohle (zündseitig in 0,5 cm tiefer Bohrung) und wird in späteren Versuchen in die Zündplatte mit eingossen.

Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit der Kohle - ein sich bildender Kanal brennt in einem Versuch nur wenige cm an einem Thermoelement vorbei, ohne daß dieses mit einem deutlichen Temperaturpeak reagiert - und der im Gasstrom des Autoklaven nur schwierig kontrollierbar einzustellenden Zündplattentemperatur kommt es entweder zu einer zu heftigen Zündung (Durchbrennen der Zündplatte, Masseschluß und damit Wiederholung der Zündung nicht möglich; Eindringen größerer Mengen plastifizierter Kohle in den Zündplattenraum) oder zu einer sehr verzögerten Zündung (erst nach mehreren Stunden, - hoher Gasverbrauch).

Zwingend erforderlich ist deshalb eine ständige oder zumindest häufige Analyse des abströmenden Gases. Hierzu dienen Gasprüfröhrchen und in den ersten Experimenten ein Gaschromatograph. Das Produktgas setzt sich zu über 95 % aus den fünf folgenden Gasen zusammen: O₂, CO₂, CO, CH₄ und H₂.

Eine vollständige Analyse auf diese Gase dauert etwa 9 min, was während des Versuchslaufes zu lange ist, um den Prozeßablauf gezielt zu beeinflussen. Aus diesem Grund werden die wichtigen Komponenten CO_2 , CH_4 und O_2 kontinuierlich mittels Gasetektoren analysiert und optisch angezeigt. Nach erfolgter Zündung und beginnender Kanalformierung kann - etwa durch Kontrolle des CO_2 -Gehaltes - der Fortgang des Brennprozesses sicher und sehr zuverlässig kontrolliert werden. Auch kann bereits beim ersten Auftreten von Kohlendioxid die Zündspule sofort abgeschaltet werden.

● Verwendung von Cu-Inlinern, Umgestaltung des Dichtsyste-
ms zum Gebirgsdruckraum

Zu Beginn des Einsatzes von Cu-Inlinern in Versuchen wird eine Wandstärke von 3 mm gewählt. Die Überprüfung der Druckweiterleitung des Liners mittels Miniatur-Kraftmeßdosen zeigt jedoch, daß erst bei radialen Gasdrücken von mehr als 15 MPa von einer Eignung des Metall-Inliners als Drucküberträger gesprochen werden kann, so daß eine Wandstärkenreduktion vorgenommen werden muß. Der Erfolg wird an Cu-Rohren von 60 mm Innendurchmesser überprüft. Die abgeänderten Wandstärken betragen:

2 mm, 1,5 mm, 1,2 mm, 1,0 mm, 0,8 mm, 0,6 mm, 0,4 mm, 0,3 mm und 0,2 mm.

Im Bereich der geringen Wandstärken bis 0,6 mm ist die Druckübertragung ausgezeichnet und kann außer durch Kraftmeßdosen-Tests auch anhand von Gasdurchlässigkeits-Versuchen nachgewiesen werden: Dazu wird in den Inliner ein im Durchmesser um 0,2 mm geringer dimensionierter Metallkern gelegt, so daß eine Randläufigkeit des durchströmenden Gases besteht.

Bereits bei 1 MPa Drucksteigerung im Radialraum vermindert sich die Gasdurchlässigkeit des Ringraumes erheblich, bei 8 MPa hat sich der Cu-Liner so an den Metallkern gepreßt, daß keine Gasdurchlässigkeit mehr gemessen werden kann. Beim Anpressen kommt es zu einem Materialfließen im Cu-Mantel.

Ein Fließen in axialer Richtung ist beim späteren Kanalbrennversuch relativ unproblematisch und nur für die Dichtungsfrage von Interesse, da größere tangentiale Aufwulstungen zu feinen Haarrissen führen. Fließen in tangentialer Richtung führt jedoch zur Unbrauchbarkeit der Versuchsergebnisse, da der dann entstehende Axialwulst als Bypass für durchströmendes Gas dient.

Wird der im Innern des Cu-Liners befindliche starre und glatte Metallzylinder durch einen kompressiblen Körper (hochporöser Keramikzylinder, Kohle- oder Sandsteinkern) mit einem Oberflächenrelief (größere Poren, Risse, Körner) ersetzt, so entstehen keine Tangentialwülste. Das Materialfließen des Kupfers sorgt für ein Abbilden der Oberflächenstruktur der Probe (=Oberflächenvergrößerung und Ausdünnen des Cu-Liners).

Axialwülste entstehen stets erst bei mehrmaliger Druckbe- und -entlastung, was bei Annahme konstanter Randbedingungen bezüglich der in z-Richtung wirkenden Hauptspannung im Gebirge nicht vorkommt.

Wenngleich sich die geringen Wandstärken bis 0,6 mm hinsichtlich der Druckübertragung als optimal herausstellen, können derart dünne Bleche fertigungstechnisch bei Übertragung auf die großen Durchmesser der 12 cm- und 17 cm-Autoklaven nicht in den Griff gebracht werden; Gründe: Hartlöten der Thermo-elementdurchführungen ist bei dieser geringen Wandstärke in der eigenen Feinmechanikerwerkstatt nicht möglich, Probleme bestehen auch bei der Herstellung des dünnen Cu-Liners und insbesondere hinsichtlich der Stabilität beim Einbau und der Handhabung des bestückten Cu-Liners durch das Probengewicht von 11 kg!

Folglich wurde die geringste, fertigungs- und handhabungstechnisch noch vertretbare Wandstärke von 1,0 mm bei den großen Druckbehälter-Inlinern gewählt. Positiv macht sich bemerkbar, daß die Festigkeit des Cu-'Rohres' mit 1 mm Wandstärke bei den großen Durchmessern mit $\text{Durchmesser}_{\text{außen}} / \text{Durchmesser}_{\text{innen}} = 1,005$ (17 cm-Typ) bzw. 1,008 (12 cm-Typ) gegenüber 1,016 beim 6 cm-Typ nochmals geringer ist, was eine bessere Verformbarkeit und damit auch Druckübertragung mit sich bringt.

Bei der Abdichtung des Cu-Liners zum Innenflansch erweist sich eine rein metallische, konische Dichtung gegenüber anderen Methoden als die geeignete Lösung (vgl. Abb. 12a).

Die Abdichtung mit Viton O-Ringen und Schwerlast-Schellen (s. Abb. 12b) ist nicht wirksam, das Verlöten mit Silberlot (Abb. 12c) führt zu einer unnötigen Beanspruchung des Kupfers, so daß in diesem Bereich immer wieder Haarrisse bei bereits geringer Tangentialwulstbildung auftreten. Ferner erfordert das Arbeiten mit einer Wärmeableitpaste (wassergesättigter Ton gibt Verdampfungswärme ab) allergrößte Sorgfalt, um ein Verschmieren der Gasfließwege zu verhindern.

Das Funktionieren des Drucküberträgers kann auch mittels der vom Radialdruck abhängigen Permeabilität eines porösen Keramikzylinders demonstriert werden (vgl. Abb. 13). Das Diagramm läßt klar erkennen, daß mit Erhöhung des radial wirkenden Drucks um den Faktor 5 die Permeabilität der Probe um den Faktor 14 für N_2 abnimmt.

Diese Kurvenverläufe ergeben sich für die gewählten Radialdrücke (>2 MPa) unabhängig von der Wahl des Drucküberträgers (Inliner-Materials): Kompressibilität des Fluor-Kautschuks und Kaltzugfestigkeit des hier gewählten Kupfers spielen bei diesen Drücken keine entscheidende Rolle mehr.

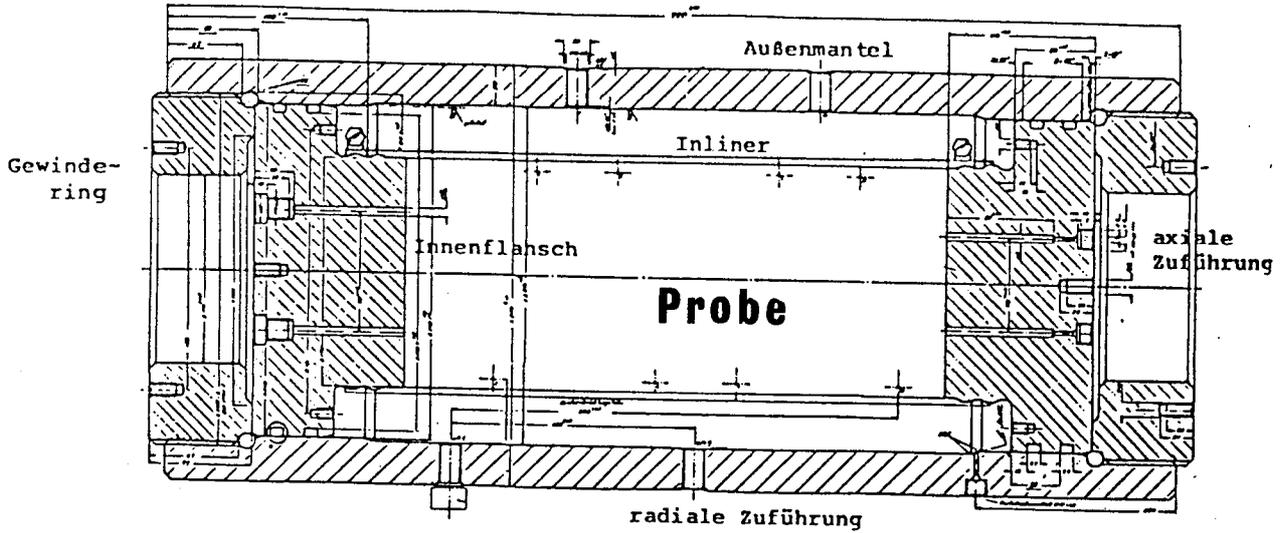


Abb. 10: Druckbehälter zur Simulation von in situ-Verhältnissen während der Linking- und Vergasungsphase

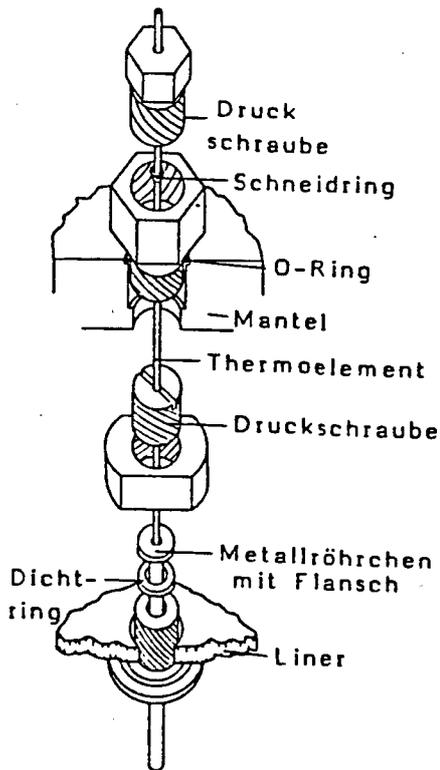


Abb. 11: Durchführung eines Mantelthermoelementes durch Außenmantel, radialen Gasraum und Inliner bis in die Probe

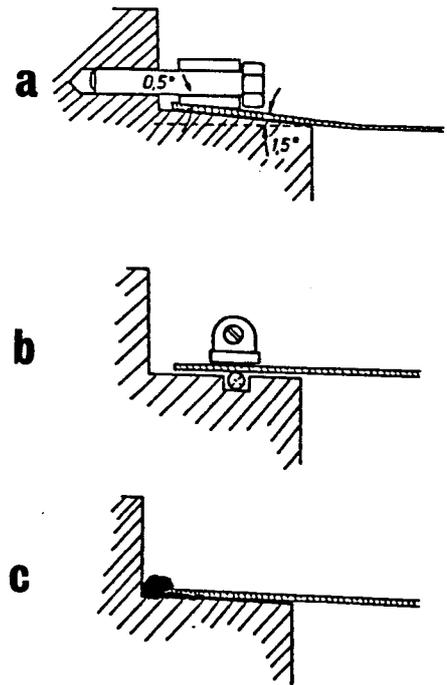


Abb. 12: Dichtung des Inliners zum Flansch
 a) mittels Konus und Überwurfring
 b) mittels O-Ring
 c) mittels Silberlot

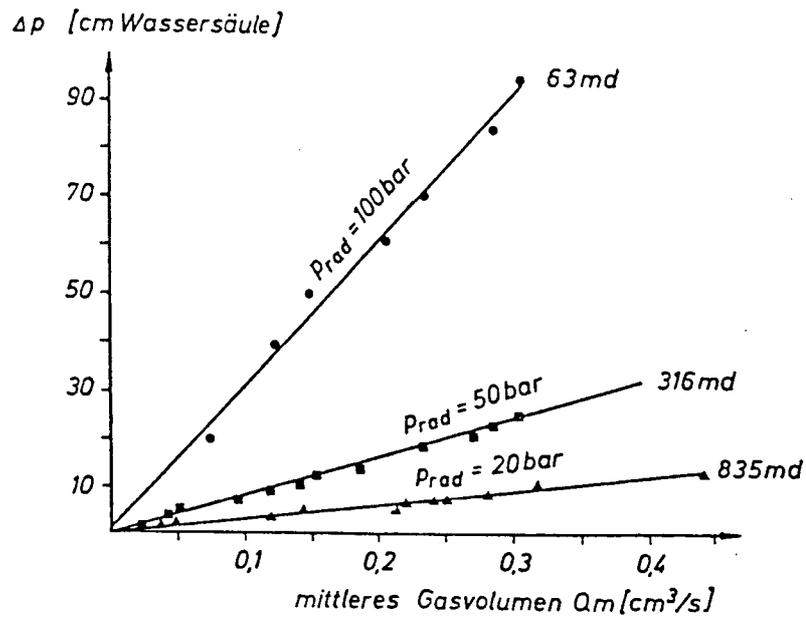


Abb. 13: Gasdurchlässigkeit eines Keramikkörpers in Abhängigkeit vom Radialdruck

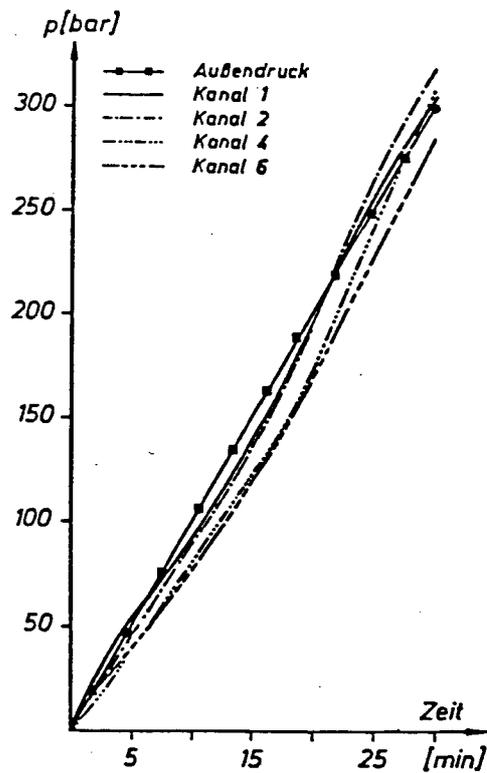


Abb. 14: Zeitabhängiger Druckverlauf im Innern eines Kupferliners

• Ermittlung der speziellen Autoklavencharakteristik

Mehrere Versuchsläufe werden mit den hergestellten Cu-Inlinern der Wandstärke 1 mm hinsichtlich der axialen und radialen Druckverteilung bzw. Druckweiterleitung durchgeführt. Ein als inkompressibel anzusehender Stahlzylinder mit den Dimensionen $l = 384$ mm, Durchmesser_{außen} = 124,6 mm und einer zentralen Axialbohrung (Durchmesser: 59 mm) dient zur Aufnahme von 6 schraubenförmig über die Manteloberfläche verteilten Miniatur-Kraftaufnehmern des Typs C9 der Firma HBM, Darmstadt.

Der Stahlzylinder wird in den Cu-Liner geschoben und mit diesem im Druckbehälter montiert. Die feinmechanischen Detailarbeiten zur Herstellung der Abdeckplättchen werden mit aller nur möglichen Sorgfalt vorgenommen, um eine nach Einbau der Kraftaufnehmer wieder ideale Zylinder-Mantelfläche zu erhalten und eine außermittige Belastung bzw. Querbelastung des Aufnehmers durch Seitenkräfte zu vermeiden. Letzteres wird zum Teil auch schon durch die kugelige Ausführung des Kraftaufnehmer-Kopfes bewirkt.

Die beweglichen, runden Abdeckplättchen geben über das verformbare Cu-Rohr den im radialen Gasraum herrschenden Druck in Form einer mechanischen Kraft (über die Fläche des Abdeckplättchens wieder in einen Druck rückrechenbar) weiter.

In drei Versuchen bei $p_r = 15$ MPa und einem Versuch bei einem Radialdruck von $p_r = 30$ MPa wird untersucht, wie die Druckverteilung an den verschiedenen Stellen der Stahlkernoberfläche anzunehmen ist. Neben der Aufnahme der Druckkurven ist auch eine Vermessung der Abdrücke der Abdeckplättchen bzw. der bei Radialbewegung der Plättchen entstehenden Vertiefungen im Cu-Liner zur Interpretation der Resultate angebracht. Bild 1a - 1h zeigt einige Details des Versuchsaufbaus.

Abb. 14 gibt exemplarisch den Druckverlauf für den Versuch bis $p_r = 30$ MPa wieder, wobei insgesamt gesehen Linearität und gleicher Druck an verschiedenen Stellen des Liners festgestellt werden kann. Die Kurven der Meßwertaufnehmer 3 und 5 sind in dieser Darstellung nicht enthalten, da trotz sorgfältigster handwerklicher Ausführung die über diesen beiden Aufnehmern liegenden Abdeckplättchen verkanteten. Das wird bei der Begutachtung nach dem Drucktest deutlich ersichtlich.

Eine exakte Vermessung der Abdrücke im Cu-Liner, die die Vertiefungen an den Stellen darstellen, an denen die Abdeckplättchen eine radiale Bewegung ausführen, wird als 3-Achsen-Darstellung in Abb. 15a - 15d mit zugehörigen Meßwerten vorgenommen.

Unterschiedliche Eindringtiefen an verschiedenen Stellen des Randes zur Vertiefung am Abdeckplättchen - sehr gut erkennbar am Abdruck d - zeigen, daß es zu einer deutlichen Verkantung

mit der Folge außermittigen Lastaufbringens kommt oder zum + vollständigen Querstellen der Abdeckplättchen, so daß praktisch keine Abdrücke ausgebildet werden (Bild 1c, Tabelle 1a, 1b).

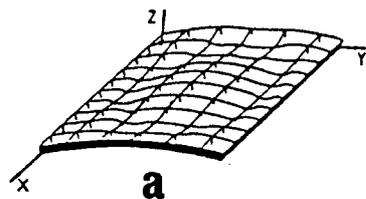
Die Kraftmeßdosen mit gleichmäßigen Abdrücken zeigen einen idealen Kurvenverlauf, so daß ein Abweichen von der idealen Anzeige (keine bevorzugte Lage des Meßwertaufnehmers innerhalb des Inliners) auf Unzulänglichkeiten evtl. bei der Bearbeitung, wahrscheinlicher aber beim Einbau zurückgeführt werden.

• Zündplattenmodifikation

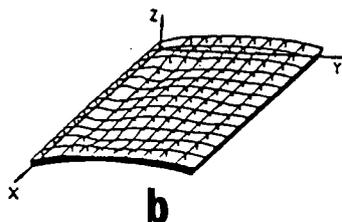
Schon in den ersten Experimenten wird offensichtlich, daß einfache Spiralwicklungen aus blankem Widerstandsdraht ungeeignet sind, da die Gefahr eines Masseschlusses zum Druckbehälter (u. U. über Thermolemente oder metallische Distanzringe) oder eines Kurzschlusses der Spulenwicklungen durch die zum Teil recht komplizierte Montage des Versuchs sehr groß ist.

Zündspulen in Keramik-Isolierperlen sind ebenfalls nicht brauchbar, da zum einen die vergossenen Anschlußstücke durch die Treibkraft der in den p_2 -Raum hineinquillenden Kohle zerstört werden und dann die beiden dünnen Stromzufuhrdrähte im glühenden Zustand das Gewicht der Zündspule nicht mehr tragen können; zum zweiten kann plastische Kohle mit dem Widerstandsdraht in Kontakt kommen und so bei der mit dem Grad der Verkokung zunehmenden elektrischen Leitfähigkeit des Kokses zum Kurzschluß führen.

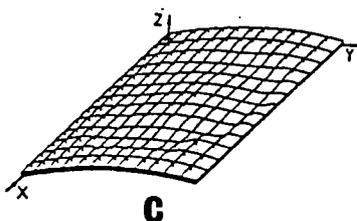
Es verbleibt die Möglichkeit, doppelt spiralisierte Widerstandsdrähte komplett, d. h. mit ihren Zuleitungsstücken bis zum Innenflansch in einer elektrisch isolierenden Keramiksubstanz in Form einer stabilen Platte oder eines Blocks zu vergießen. Diese Methode bewährt sich, solange die Auflagefläche der Zündplatte auf der Stirnseite der Probe klein genug ist, um ein Vorbeiquillen der dilatierenden Kohle zu ermöglichen.



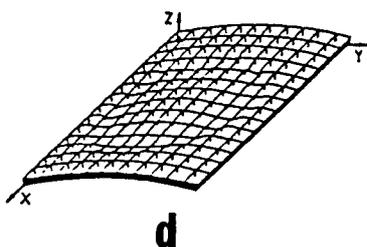
Y \ X	0,0	2,5	5,0	7,5	10,0	12,5	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0
0,0	98	104	107	107	107	107	109	109	109	108	111
4,1	106	111	98	56	29	24	36	87	108	115	117
9,0	103	28	16	46	66	71	62	39	21	71	118
13,6	78	1	38	81	114	115	102	70	34	39	106
18,5	101	10	25	58	82	87	76	52	24	56	115
23,8	111	109	63	26	20	22	22	42	93	121	121
27,3	109	110	116	114	106	104	111	120	122	123	121



Y \ X	0,0	2,5	5,0	7,5	10,0	12,5	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0	27,5	30,0
0,0	121	121	121	125	126	129	129	128	128	126	122	117	116
5,5	136	137	132	81	64	49	47	42	41	47	90	134	139
8,0	122	122	96	29	39	55	62	57	39	10	11	98	111
10,6	121	121	66	46	60	84	94	87	65	38	7	62	104
13,7	121	114	74	60	76	99	108	103	82	53	23	54	102
16,2	124	124	80	70	84	98	105	100	84	58	36	66	104
18,8	128	128	103	76	82	93	94	91	80	61	59	97	116
21,4	130	130	129	105	84	87	78	84	76	74	99	123	122
24,6	137	138	138	138	127	110	106	105	111	127	132	129	129
24,6	144	144	145	145	145	145	145	145	145	144	142	140	139



Y \ X	0,0	2,5	5,0	7,5	10,5	12,5	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0	27,5	30,0	32,5
0,0	68	69	69	69	70	71	72	74	74	74	74	74	73	75
2,1	68	68	69	71	76	74	71	73	71	75	77	75	75	74
4,4	68	68	69	71	65	55	51	49	55	64	73	73	73	73
6,6	68	70	71	57	41	34	35	34	35	39	59	72	72	72
9,0	68	68	60	37	29	36	39	36	22	21	34	61	69	
11,2	68	70	47	28	38	43	49	49	41	23	15	50	71	73
13,6	68	68	30	16	30	49	57	54	42	22	7	40	66	67
15,7	68	68	19	13	28	47	58	57	43	19	3	32	65	65
18,4	68	68	27	6	21	37	48	47	33	13	0	39	63	64
20,4	68	68	46	8	13	24	31	31	21	7	10	53	64	64
23,0	68	68	68	32	7	10	13	13	7	3	43	65	64	64
25,8	68	68	68	68	43	23	10	10	23	48	69	67	64	63
28,6	68	69	69	69	72	73	73	73	74	74	74	71	69	69



Y \ X	0,0	2,5	5,0	7,5	10,0	12,5	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0	27,5	30,0	32,5	35,0
0,0	122	124	125	124	127	127	122	117	115	125	124	121	115	114	114
2,5	122	122	122	123	116	99	84	72	64	63	84	117	118	114	114
5,5	122	124	124	112	90	76	73	71	56	35	17	65	117	117	117
7,9	122	122	120	98	75	77	80	80	67	40	6	3	93	116	114
10,4	122	122	117	85	73	82	91	97	88	55	15	-7	64	117	116
12,7	122	121	109	77	72	82	96	102	94	59	14	-9	74	116	115
15,2	122	120	111	85	71	79	89	95	87	55	16	-3	95	117	117
18,0	122	122	121	95	69	68	72	74	62	40	12	36	114	118	116
20,6	122	121	120	112	82	62	58	56	41	21	25	88	114	114	113
23,2	122	122	122	122	119	99	80	65	59	70	104	118	115	114	113
26,2	122	121	121	122	123	126	124	121	123	123	122	118	115	113	113
28,5	122	122	122	122	123	125	125	125	124	124	120	118	117	116	115

Abb. 15: 3-achsige Darstellung der Vertiefungen im Cu-Inliner über den Kraftmessdosen mit zugehörigen Meßwerten (Angaben in 1/100 mm)
Die Abb.en a) bis d) zeigen die Ausformungen in unterschiedlichen Entfernungen von den Flanschen

Tab. 1: Meßwerte der Abdrücke im Cu-Inliner ohne nennenswerte Vertiefung

Y \ X	0,0	5,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0	35,0	40,0
0,0	11	11	9	11	11	11	14	16	16
3,1	11	10	12	9	11	14	9	9	9
6,2	11	12	14	8	8	11	14	11	11
9,1	11	12	9	4	3	6	14	13	13
11,8	11	12	4	3	3	2	9	11	12
14,3	11	11	2	4	6	4	7	11	12
17,2	11	11	1	5	8	4	5	10	11
20,1	11	11	0	3	6	4	5	9	10
22,7	11	13	6	7	8	8	10	12	13
25,6	11	11	8	5	6	7	9	10	10
28,5	11	14	16	13	12	14	14	14	13

Y \ X	0,0	5,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0	35,0	40,0	45,0
0,0	18	20	20	21	19	20	20	18	17	16
2,5	18	18	17	11	7	11	15	14	12	11
5,2	18	17	13	3	0	0	11	12	12	11
8,1	18	18	11	5	6	2	9	13	13	13
11,0	18	18	10	7	10	5	15	11	12	12
13,3	18	18	10	9	13	8	8	11	12	12
15,8	18	17	10	9	11	7	9	10	11	12
18,3	18	18	12	10	9	7	8	9	10	10
21,0	18	17	13	7	7	5	8	8	9	9
24,8	18	18	18	18	15	13	13	14	12	11
26,9	18	19	19	18	17	19	17	15	13	12
29,9	18	18	18	18	18	19	18	17	16	14

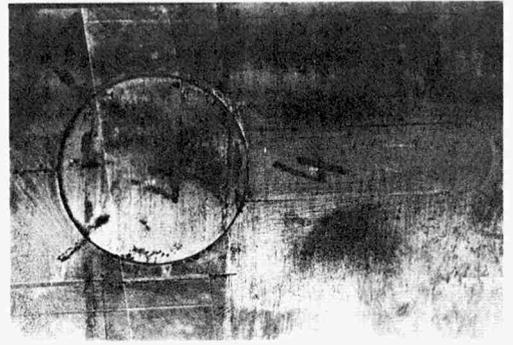
Bild 1: (nächste Seite): Einige Details aus den Versuchen zur Überprüfung der axialen und radialen Druckverteilung im Innern des Liners.

- a, b: Deutlich ausgeprägte Vertiefungen im Cu-Liner als Folge hohen Radialdruckes.
- c: Über dieser Kraftmeßdose kommt es wegen Verkantung des Deckplättchens im Innern zu keiner Abdruckbildung.
- d: Meßergebnis der im Innern unter diesem Abdruck liegenden Kraftmeßdose ist wegen des Axialwulstes verfälscht.
- e-g: Im Stahlkern befindliche Kraftmeßdose mit Abdeckplättchen, in Bild f teilweise, in Bild g ganz abgedeckt.
- h: Abdeckplättchen für Kraftmeßdosen und Versorgungskabel-Zuleitung.

a



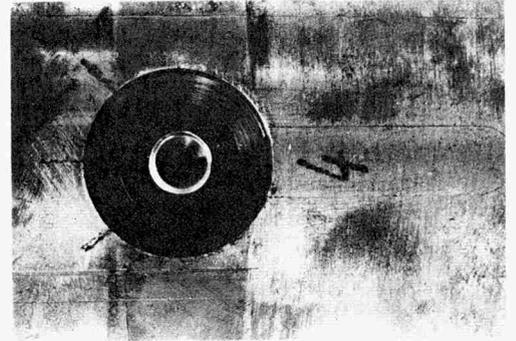
e



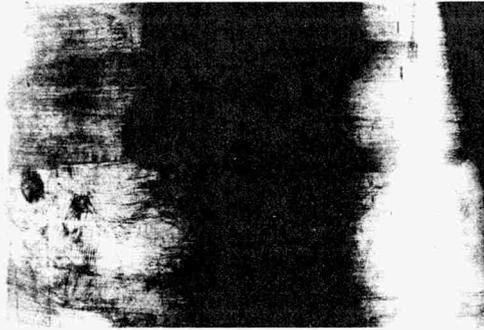
b



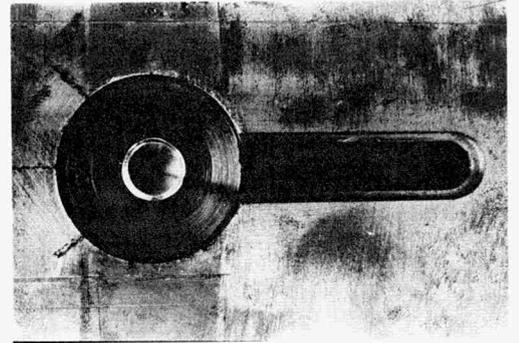
f



c



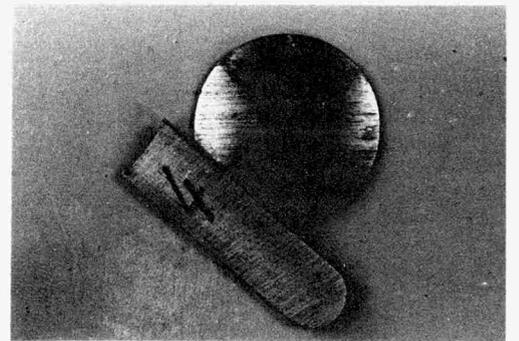
g



d



h



5.3 Die Simulation von Überlagerung und in situ-Permeabilität

5.3.1 Gründe für wenig realistische Gasdurchlässigkeitswerte in bisherigen Veröffentlichungen

Bisherige experimentelle Laboruntersuchungen zum Kanalbrennen tiefliegender Kohleflöze zeigen, daß die Permeabilitäten der dort eingesetzten Kohleproben nicht realitätsnah sind. Mit einigen mD (J. WAGNER, 1982 /9/) oder mehreren Zehnern von mD (K.P. BREIDUNG, 1982 /23/) liegen sie im Niveau meist um den Faktor 10^2 bis 10^4 über den im tiefliegenden Flöz vor Ort tatsächlich zu messenden Werten.

Zwei Ursachen sind zu nennen, die derart hohe Laborwerte der Gasdurchlässigkeit bedingen:

- Das Fehlen von Meßzellen (Druckbehältern) zur Simulation des Gebirgsdrucks während des Kanalbrennvorgangs:

Wie bereits im Kapitel 5.2 beschrieben, entwickelte der Verfasser in Zusammenarbeit mit der Firma MERZ GmbH, Frankfurt/M., einen Autoklaventyp, der das Rückwärtsbrennen unter hohen mechanischen Belastungen bei gleichzeitig herrschenden hohen Temperaturen zuläßt. Damit entfällt ein Haupthindernis für die geforderten Forschungsarbeiten.

- Präparationstechnisch bedingte erhöhte Meßwerte:

Zum Einbetten des Kohlekerns in Stahlzylinder werden von verschiedenen Autoren bis über 1100°C temperaturbeständige Keramikkleber auf Basis von Zr SiO_4 , Na_2ZrO_3 und Ca ZrO_3 als Füllmittel ('Klebstoffe') eingesetzt.

Eigene rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen der Kontaktfläche Kohle - Keramikmasse lassen jedoch erkennen, daß keine lückenlose Bindung zwischen beiden besteht, sondern eine Fuge mit charakteristischen Haftbrücken vorliegt (Bild 2a,b). Dies erklärt neben den geringen Haftzugfestigkeiten auch die hohen Gasdurchlässigkeiten der eingesetzten Proben: Die Trennfuge fungiert als Gas-Bypass, so daß teilweise eine Systempermeabilität gemessen wird.

Eine flächige Bindung ohne Entstehen einer Trennfuge kann erreicht werden, indem zuvor eine an Kohle gut haftende silikatische Masse in dünner Schicht aufgetragen wird, an der ihrerseits die üblichen Keramikkleber, etwa die oben beschriebenen Massen auf Zirkonat-Basis, gut haften.

Somit kann für den Fall des Einbettens der gebohrten Kohlekerns in metallische Hülsen (Inliner) auch eine präparationstechnisch bedingte überhohe Permeabilität ausgeschlossen werden. Es lassen sich nun Permeabilitäten bis in den Mikrodarcy-Bereich auch unter Kanalbrenn-Bedingungen erreichen.

a



b

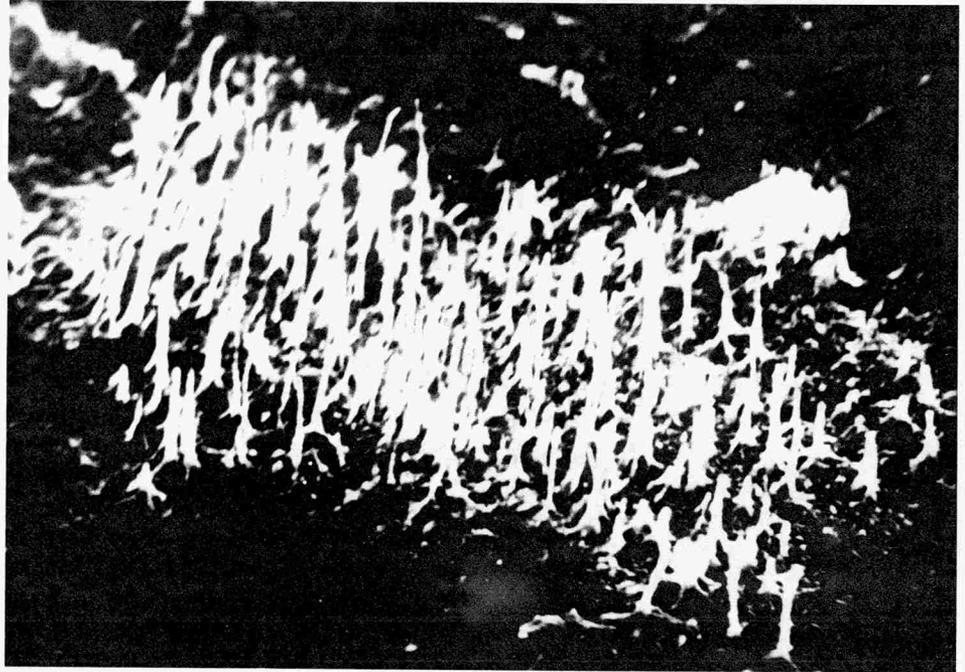


Bild 2: REM-Aufnahmen des Kontaktbereiches Kohle-Keramikkleber 'Thermoguß 2000'.

- a: Offene Trennfuge zwischen Keramikkleber (obere linke Bildhälfte) und Kohle (untere rechte Bildhälfte).
- b: Stellenweise existierende, epitaktische Verwachsung des Keramikklebers mit mineralischen Einlagerungen in der Kohle.

5.3.2 Zielgrößen der Simulation: Gasdurchlässigkeit tiefliegender Flöze, Spannungszustand im Gebirge

• Gasdurchlässigkeit tiefliegender Flöze:

Die untenstehende Tabelle 2 (zusammengestellt aus Informationen, die der Verfasser anlässlich verschiedener Vortragsveranstaltungen in Erfahrung gebracht hat) zeigt, daß die Permeabilitäten in der Umgebung der Produktionsbohrung ungünstigenfalls wenige Mikrodarcy betragen, günstigenfalls wenig unter oder gerade über 1 mD.

Tab. 2: Permeabilitäten verschiedener Feldversuchsortlichkeiten

Ort:	Tiefe (m)	Permeabilität (mD) Injektions- Ejektions- seite	injiziertes Fluid
Helchteren-Zolder	748	11,5	0,67 Wasser
Roton-Farciennes	840	1,67	0,004 Wasser
Beringen I	845	0,173	0,05 Luft
Beringen IV	894	1,22 bis 29,3	1,36 bis 6,95 Wasser, Luft
Beringen V	894	0,44	0,55 Luft
Monceau-Fontaine	1.250	1,72	0,06 bis 0,20 Wasser
Thulin	860		0,003 bis 0,077 Wasser, Stickstoff

Wie dieser Tabelle zu entnehmen ist, werden einige der im Gebirgsverband ermittelten Werte anhand der Durchströmung von Wasser gewonnen. Ein von L.J. KLINKENBERG, 1956 /29/, aufgestellter Zusammenhang zwischen spezifischer und scheinbarer Permeabilität kann so interpretiert werden, daß die spezifische Permeabilität gleich der Wasserdurchlässigkeit k_w ist, während die scheinbare Permeabilität der Gasdurchlässigkeit k_g gleichkommt. Damit ist über die Formel

$$k_g = k_w (1 + b/p_e)$$

eine Umrechnung von Gaspermeabilität in Wasserpermeabilität und umgekehrt möglich. Sind bestimmte Voraussetzungen hinsichtlich der bei den Messungen gewährten Druckdifferenzen dp sowie der mittleren Fluiddrücke p_e erfüllt, so kann bereits mit einer einzigen scheinbaren Gaspermeabilität die Durchlässigkeit für Wasser berechnet werden:

Die üblichen Messungen zur Ermittlung einer Permeabilitätskonstanten werden heutzutage mit Gas gemacht, bei mittleren Drücken p_a bis ca. 0,3 MPa und p_i -Drücken bis ca. 0,5 MPa. Durch Benutzung von diagrammatischen Darstellungen, in denen die Klinkenberg-Konstante b als Funktion von k_w aufgetragen ist und durch Wahl mittlerer Fluiddrücke zwischen 0,1 und 0,3 MPa können Korrekturfaktoren gefunden werden für die Transformation von k_w in k_g oder von k_g in k_w , wenn Diagramme herangezogen werden, in denen k_g als Funktion

$$m = k_w / k_g$$

dargestellt wird.

Derartige Abhängigkeiten sind im 'Handbook of Natural Gas Engineering' (D.L. KATZ, 1959 /30/) enthalten.

Das folgende berechnete Beispiel zeigt die erheblichen Unterschiede zwischen beiden Permeabilitäten:

Für $k_w = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2 = 0,1 \text{ mD}$ ist $b = 1,91$

Wenn $p_a = 0,1 \text{ MPa}$, folgt:

$$m = 1 / ((1 + 1,91) / 0,1) = 0,343, \text{ d.h. } k_g = 0,291 \text{ mD}$$

umgekehrt ist dann für $k_g = 0,291 \text{ mD}$

$$k_w = 0,343 \cdot 0,291 = 0,1 \text{ mD}$$

Hinsichtlich der Natur des Gasflusses bei den oben angesprochenen in situ-Messungen kann für den maßgeblichen Teil des Flözbereiches zwischen Injektions- und Produktionsbohrung die Annahme viskosen Gasflusses Gültigkeit haben, da durch sehr hohe Injektionsdrücke der effektive Gebirgsdruck auf ein Volumenelement der Kohle nur noch relativ gering ist.

● Spannungszustand im Gebirge:

Seit etwa 1960 werden weltweit Gebirgsdruckmessungen vorgenommen. Die gemessenen Vertikaldrücke entsprechen meist dem Teufendruck.

G. BRÄUNER, 1981 /31/, beschreibt die Hauptspannungen als Ergebnis von Messungen im unverritzten Ruhrkarbon: In 1060 m Tiefe beträgt die vertikale Hauptspannung 29 MPa. Das Raumgewicht des Gebirges kann mit $0,025 \text{ MN/m}^3$ veranschlagt werden, woraus sich ein theoretischer Teufendruck von 27 MPa ergeben hätte, der gut mit dem Meßergebnis übereinstimmt.

Die horizontalen Hauptspannungen differieren nur unwesentlich: 13 MPa für den E-W-Druck und 18 MPa für den N-S-Druck. Die Seitendruckziffer λ läßt sich demnach bestimmen mit

$$\lambda = 0,53.$$

H. HELAL und R. SCHWARTZMANN, 1976 /32/, ermitteln sowohl nach der Überbohrmethode, als auch nach der Flat Jack-Methode die vertikale Hauptspannungskomponente im Bereich des Merlebacher Sattels. Mit 26,7 MPa (Overcoring) und 21,2 MPa (Flat Jack) weichen die tatsächlichen Werte von den für 1250 m Teufe berechneten 25 MPa ebenfalls nicht sehr ab.

C. GADELLE, 1984 /33/, berichtet über Frac-Versuche in Haute-Deule und Bruay-en-Artois. Die Flöze in Haute-Deule liegen in 880 m Teufe, die in Bruay-en-Artois in 1200 m. Der Fracdruck im erstgenannten Fall liegt bei ca. 20 MPa, im letztgenannten bei ca. 27,5 MPa. Das sind Drücke, bei denen sich die Injizierbarkeit für Gas deutlich verbessert, d.h. es ist von einer Öffnung eines Teils der Fließwege (Schlechten) auszugehen. Damit dürfte die Größe einer der beiden Hauptspannungen (die geringere) feststehen. Der Seitendruckbeiwert von 0,90 (Haute-Deule) und 0,91 (Bruay-en-Artois) macht das hohe Maß an tektonischen Restspannungen des Gebirges deutlich.

Im Feldversuch von Thulin, Belgien, steigt die Injektivität bei 19,3 MPa stark an, d.h. auch hier ist die Größenordnung der kleinsten Hauptspannung fixiert. Das Kohlenflöz liegt in 860 m Teufe. Der Seitendruckbeiwert läßt sich demzufolge bei 0,89 festlegen. Der daraus rückzuschließende hohe Grad der Tektonisierung ist bereits durch vom Verfasser vorgenommene Durchlässigkeits-Bestimmungen an von dort stammenden Bohrkernstücken bekannt.

P. LEDENT, 1980 /34/, beschreibt Wasser- und Gasinjektionstests in den tiefgelegenen Kohleflözen von Helchteren-Zolder (748 m), Roton-Farciennes (840 m), Beringen I (845 m), Beringen IV (894 m), Beringen V (894 m) und Monceau-Fontaine (1250 m). Tabellarisch ist der Quotient $P_{inj.}/P_{uberl.}$ mit seinem Minimal- und Maximalwert dargestellt.

Geht man davon aus, daß die injizierten Fluidmengen nur oberhalb der kleinsten Hauptspannung bedeutend sind, so dürfte der kleinste Wert des Verhältnisses $P_{inj.}/P_{uberl.}$ der Seitendruckziffer λ entsprechen. Diese liegt bei 0,64 (Helchteren-Zolder), 0,57 (Roton-Farciennes), 0,64 (Beringen I), 0,58 - 0,74 (Beringen IV), 0,58 - 0,65 (Beringen V) und 0,59 (Monceau-Fontaine). Es muß an dieser Stelle allerdings betont werden, daß zwar $P_{inj.}$ eine Meßgröße ist, $P_{uberl.}$ jedoch nicht.

Verallgemeinernd kann gesagt werden, daß die horizontalen Hauptspannungen σ_x und σ_y eine Folge der Behinderung der Querdehnung einzelner Teilchen sind. Unrichtig, bzw. nur in Ausnahmefällen zutreffend, ist es, diesen Zustand als hydrostatisch zu bezeichnen, da dieser Spannungszustand als Sonderform des allseitigen Spannungszustandes dadurch gekennzeichnet ist, daß die allseitigen Spannungen gleich groß sind. Die Oberfläche eines gedachten, kugelförmigen Elementes aus einem solchen Körper läßt keine Spannungsunterschiede zu.

Die Spannungsverteilung im ungestörten Gebirge stimmt mit der hydrostatischen Vorstellung nicht überein! Daß sie normalerweise nicht übereinstimmen können, wird nicht nur an der Tatsache offensichtlich, daß bei Triaxialversuchen im Labor an verschiedenen Kohlen keine Querdehnungsziffer $m = 2$ gemessen wird, sondern auch daran, daß über lange Perioden geologischer Zeiträume die Erdkruste einen hohen Grad an Mobilität gezeigt hat. In diesen Perioden wurden Gesteine wiederholt verformt und aufgefaltet. Auch die ganze Bruchtektonik gibt den Grad der Beanspruchung deutlich wieder. Zwangsweise müssen substantielle Unterschiede zwischen den Hauptspannungskomponenten vorhanden sein.

Den Beweis für die Richtigkeit dieser Annahme liefert seit einigen Jahrzehnten die Frac-Technologie: In ungestörtem Gebirge existieren ab einer gewissen Mindestteufe fast nur noch Vertikalspalten, da durch die hochgespannte Fracflüssigkeit eine Fracfläche normal zur kleinsten Hauptspannung möglich wird. Dabei wird offensichtlich, daß der Fracdruck etwa gleich der kleinsten Hauptspannung ist, was in Abb. 16 veranschaulicht ist:

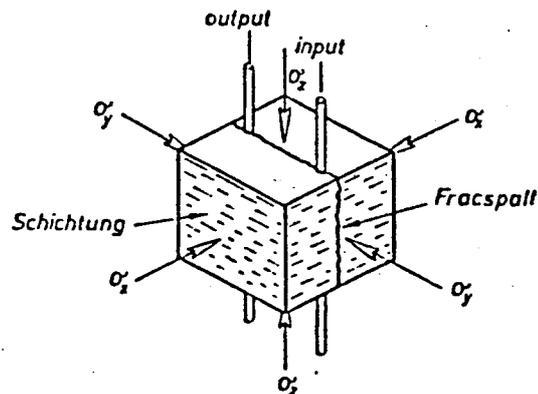


Abb. 16: Verlauf des Fracspaltes im Gebirge. Liegen Input- und Output-Bohrung auf einer Linie senkrecht zur kleinsten Hauptspannung, so geht der Spalt durch die beiden Bohrungen.

- Die Entwicklung eines Bezuges zwischen dem im Druckbehälter simulierten Spannungszustand und den in situ-Verhältnissen im Gebirge:

Grundsätzlich stellt sich in der Gebirgsmechanik das Problem der zutreffenden Modellvorstellung des Gebirges. Im Vordergrund des Interesses steht die Frage, ob das Gebirge überhaupt als homogener und isotroper Körper angesehen werden kann, der sich nach den Methoden der Kontinuumsmechanik behandeln läßt. Bedeutend ist auch die Reaktion des Gebirges auf Kräfte: Ist dieser Körper vorwiegend elastisch oder zeigt er ein zeitabhängiges inelastisches Verhalten (visko-elastisch oder elastisch-plastisch)?

Vor allem bei Schaffung von untertägigen Hohlräumen, wie sie auch die Linkingkanäle darstellen, sind diese Modellvorstellungen von Tragweite, da durch Entfernen tragenden Gesteines das unmittelbar angrenzende Gebirge einmal eine größere Belastung erfährt und zum zweiten diese Gebirgsteile durch eine geringere Belastbarkeit gekennzeichnet sind. Im Grenzfall geht die Druckfestigkeit des Materials von dem Wert, der unter dreiachsiger Belastung gemessen wird, auf den unter einachsigen Bedingungen gemessenen zurück. Der Vergleich einiger Zahlen aus der Literatur mit eigenen Werten zeigt die Größenordnung dieser Reduktion:

Vertikale Bruchspannung bei unterschiedlichem allseitigem Druck; Probendurchmesser: 60 mm (M.M. PROTOKJAKONOV, E.I. ILNICKAJA, 1964 /26/):		einachsige Druckfestigkeit; Probendurchmesser: 60 mm (J. WAGNER, 1985 /35/):
Seitendruck (MPa):	Axialspannung (MPa):	(MPa):
10	59	19 - 41
20	75	
30	98	
40	115	

Das neu geschaffene Verhältnis von Belastung und Belastbarkeit bestimmt das Maß der sich dann herausbildenden Verformungen und Spannungen. Elastisch bleiben die Verformungen bei geringen Werten dieses Verhältnisses. Elastisch verformtes Gebirge bleibt bei unveränderter Spannung und Festigkeit standfest, während inelastische Verformungen zum Bruch führen können. Schon H. HILGENSTOCK, 1909 /36/, erbringt den Nachweis elastischer Druckwirkungen an Kohle durch Messungen an unter einseitigem Druck stehenden Würfeln von 40 cm Kantenlänge. Bei einer Druckbelastung von nur 1,13 MPa ist eine sich nach Entlastung wieder vollständig verlierende Verminderung der Würfelhöhe von 8 mm (!) zu vermerken.

Wo die Spannungen die lokalen Festigkeitswerte erreichen, resultieren bleibende Verformungen. Man könnte dann zwar von plastischen Verformungen sprechen, doch bemerkt BRÄUNER, daß diese Terminologie als stetige Bewegung sehr kleiner Materialelemente mißverstanden werden könnte. Dagegen setzt sich die bleibende Verformung im Gebirgskörper in der hier diskutierten Teufe hauptsächlich aus Bewegungen entlang vorgeprägter latenter Trennflächen (Schlechten, Klüfte) zusammen.

Das Material zwischen diesem Trennflächengefüge bleibt - obwohl makroskopisch plastische Verformungen registriert werden - in einem elastischen Zustand. Beweise für diese Deutung liegen durch das Aufzeigen von Beispielen bei G. BRÄUNER vor. Für diese Verhaltensweise des Gebirges wird in der Felsmechanik der Ausdruck 'Bruchverformung' benutzt.

Jene Verformungen führen nur dann zum Bruch im engeren Sinn, wenn die einzelnen Bruchstücke untereinander nicht mehr kraftschlüssig sind. Ansonsten besitzt selbst zerbrochenes Gebirge noch eine Tragfähigkeit, die sogen. 'Restfestigkeit'. Allerdings sind hier die Verformungswiderstände geringer als im Stadium wirklicher Elastizität und die Verformungen erheblich größer. Die angesprochenen Bruchverformungen kommen erst zur Ruhe, wenn die Spannungen unter die Restfestigkeit sinken. Letztere besteht dann meist nur noch aus Gleitwiderständen.

Neben dem Autor dieser Arbeit kommt u.a. schon P. KUHN, 1931 /37/, zu dem Schluß, daß die Abweichungen vom Elastizitätsgesetz bei Spannungen von 25 MPa noch in erträglichen Grenzen bleiben.

Bei der Annahme des Spannungszustandes wird in dieser Arbeit, wie allgemein üblich, die vertikale Hauptspannung σ_z mit dem Produkt von Gesteinsdichte und Teufe gleichgesetzt:

$$\sigma_z = \gamma \cdot h$$

Die enorme Vereinfachung dieser Annahme wird ersichtlich, wenn man bedenkt, daß in der Schichtenfolge des Gebirges weniger feste Sedimente von sehr biegungssteifen überlagert sein können. Befindet sich in den wenig festen Schichten ein Kanal, so nimmt die biegungssteife Schicht zunächst die Last der sie überlagernden Sedimente auf und entlastet damit die darunter liegenden, zwischen ihr und dem Kanal befindlichen Schichten. Demzufolge wirkt nur ein Teil des rechnerischen Überlagerungsdruckes auf den Kanalhohlraum.

Zur Ermittlung des generellen Verhältnisses zwischen vertikaler Hauptspannung σ_z und den Hauptspannungen in der (idealerweise) horizontalen Ebene σ_x und σ_y werden an dieser Stelle zunächst folgende Abhängigkeiten zwischen Spannungen und Formänderungen nach dem Elastizitätsgesetz von Hooke angenommen:

$$\epsilon_x = \frac{\partial \xi}{\partial x} = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu (\sigma_y + \sigma_z)]$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial \eta}{\partial y} = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu (\sigma_x + \sigma_z)]$$

$$\epsilon_z = \frac{\partial \zeta}{\partial z} = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu (\sigma_x + \sigma_y)]$$

Mit $I_\epsilon = e = \epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z$

und $I_\sigma = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$

folgt:

$$I_\epsilon = \frac{1}{E} [I_\sigma (1 + \nu) - 3 \nu I_\sigma]$$

$$I_\sigma = \frac{E I_\epsilon}{1 - 2\nu}$$

für σ_z ergibt sich dann:

$$\sigma_z = \frac{E \epsilon_z + \nu I \sigma}{1 + \nu} = \frac{E \epsilon_z + \nu (E I_F / (1-2\nu))}{1 + \nu}$$

nach Einsetzen von $G = E / (2(1 + \nu))$

und $K = E / (1 - 2\nu)$

folgt:

$$\sigma_z = 2 \epsilon_z G + \nu K \frac{I_F}{1 + \nu}$$

bzw. entsprechend:

$$\sigma_x = 2 \epsilon_x G + \nu K \frac{I_F}{1 + \nu}$$

Hinsichtlich der Randbedingungen wird hier σ_z als konstant angenommen. Ferner werden die in der horizontalen Ebene vorkommenden Verschiebungen σ_x und $\sigma_y = 0$ definiert.

Dann ist

$$\sigma_x = \sigma_y = \nu K \frac{\epsilon_z}{1 + \nu}$$

und

$$\sigma_z = 2 \epsilon_z G + \nu K \frac{\epsilon_z}{1 + \nu}$$

Also:

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{2 G + \frac{\nu K}{(1+\nu)}}$$

Es ergibt sich weiter:

$$\sigma_x = \sigma_y = \nu K \frac{\sigma_z}{2 G (1+\nu) + \nu K}$$

$$\text{mit } \frac{G}{K} = \frac{1 - 2\nu}{2(1+\nu)}$$

folgt schließlich:

$$\begin{aligned} \sigma_x = \sigma_y &= \frac{\nu K \sigma_z}{2 \left[K \left(\frac{1 - 2\nu}{2(1+\nu)} \right) \right] (1+\nu) + \nu K} \\ &= \frac{\nu K \sigma_z}{K(1 - 2\nu) + \nu K} = \frac{\nu \sigma_z}{1 - \nu} = \frac{\gamma h}{m - 1} \end{aligned}$$

Somit sind auch die horizontalen Hauptspannungen festgelegt. Häufiger wird in der Literatur

$$m = \lambda_0 + 1 / \lambda_0 \text{ und } \sigma_x = \sigma_y = \lambda_0 \sigma_z$$

definiert. Der Faktor λ wird als Seitendruckziffer bezeichnet.

Im Steinkohlengebirge ist der Gesamtdruck in jedem Lagerstättenelement als Differenz aus Überlagerungsdruck

$$\sigma_z = \gamma h, \sigma_x = \sigma_y = \gamma h (m-1)^{-1}$$

und dem intraporösen Fluiddruck zu verstehen. Kohlenlagerstätten enthalten große Mengen adsorptiv gebundenes Methan und andere Gase, daneben auch im Porenraum gespeichertes Gas ('gas in place'). Im nicht ausgegasteten tieferen Teil des Saarkarbons herrschen nicht selten gemessene Gasdrücke um 5 MPa.

Über die mittlere Adsorptionsisotherme von Saarkohle und mittels bekannter adsorbierter Methanmengen aus Gasinhaltsmessungen können unter Berücksichtigung mehrerer Korrekturen (insbesondere Gebirgsfeuchte-Beachtung) Gasdrücke auch rückgerechnet werden. Dabei findet J. WAGNER, 1979 /38/, Werte bis zu annähernd 6 MPa.

Die Lagerstätte in Thulin, Belgien, verfügt über Gasdrücke von 9 MPa. Dieser Druck wirkt hydrostatisch.

Als Maß für den petrostatischen Druck bzw. den effektiv wirkenden Gebirgsdruck wird hier die mittlere Spannung $\bar{\sigma}$ gewählt. Für unverritztes Steinkohlengebirge ohne Vorhandensein einer Gasdruckdifferenz im Porenraum ist

$$I_{\sigma} = \gamma h - p_g + 2 (0,5 \gamma h - p_g) = 2\gamma h - 3 p_g$$

$$\bar{\sigma}_{\text{Gebirge}} = \frac{2}{3} \gamma h - p_g$$

Vorausgesetzt wird eine Seitendruckziffer von $\lambda_0 = 0,5$ bzw. eine Querdehnungsziffer $m = 3$. Diese Werte gelten für thermisch unbeeinflusste Kohle. Für Gebirge, in dem eine Injektions- und Produktionsbohrung mit einer dazwischen bestehenden Gasdruckdifferenz

$$dP_{\text{Inj.}-\text{bohrg.}-\text{Prod.}-\text{bohrg.}}$$

niedergebracht ist, unterscheidet sich demzufolge die mittlere Gebirgsspannung an beiden Bohrenden. Sie beträgt im Mittel, d.h. an der Stelle $l/2$ (l : Entfernung zwischen den beiden Bohrungen):

$$I_{\sigma} = 2 \gamma h - 3 p_1 + \frac{3}{2} \Delta p_{\text{IB-PB}}$$

$$\bar{\sigma}_{\text{Gebirge}} = \frac{2}{3} (\gamma h - \frac{3}{2} p_1 + \frac{3}{4} \Delta p_{\text{IB-PB}})$$

Für die Betrachtung des Spannungszustandes der durchströmten Probe im Autoklaven gilt:

- Ohne Porengasdruck:

Je nach Lagerungsbedingungen der Endplatten kann σ_x bis zu

$$\lambda_0 \cdot \sigma_T$$

betragen. Dann ist

$$\bar{\sigma}_{\text{Labor}} = \frac{5}{6} \sigma_r = 0,8\bar{3} \sigma_r$$

Wird $\sigma_x = 0$ veranschlagt, herrscht die mit dem Gebirge identische mittlere Spannung

$$\bar{\sigma}_{\text{Labor}} = \frac{2}{3} \sigma_r = 0,6 \sigma_r$$

- Mit Porengasdruck ($dp = 0$):

$$\text{wenn } \sigma_x = \lambda_0 \sigma_r' = \frac{1}{2} (\sigma_r - p_g),$$

$$\text{folgt: } \bar{\sigma}_{\text{Labor}} = \frac{5}{6} (\sigma_r - p_g)$$

- Mit Porengasdruck ($dp = p_1 - p_2$; $p_1 < > p_2$):

Bei Existenz eines Gasstromes durch die Probe besteht eine Fluiddruckdifferenz $dp = p_1 - p_2$.

Die Probenorientierung veranlaßt $p_r = \sigma_z = \sigma_v$.

Da über die Länge l eine Gasdruckdifferenz in der Probe besteht, außerhalb des Inliners jedoch über die gesamte Länge l konstanter Druck existiert, finden sich unterschiedliche Kompaktionsgrade innerhalb der Probe. Dies gilt jedoch nur für die Phase des Kanalbrennens, nicht bei Bestehen eines Kanals.

Dementsprechend gilt für:

Probenanfang:

$$\text{Wirksame Spannungssumme } I_{\sigma'} = 2 (\sigma_r - p_1)$$

Je nach den Lagerungsbedingungen der Endplatten erhöht sich dp' um bis zu

$$\lambda_0 \sigma_r' = \lambda_0 (\sigma_r - p_1 + \frac{\Delta p}{2})$$

Dann ist

$$I_{\sigma'} = \frac{5}{2} (\sigma_r - p_1)$$

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{2}{3} (\sigma_r - p_1) \text{ bzw. } \bar{\sigma}_2 = \frac{5}{6} (\sigma_r - p_1)$$

Probenmitte:

$$I_{\sigma'} = 2 (\sigma_r + \frac{3}{4} \Delta p - p_1)$$

bzw.

$$I_{\sigma'} = \frac{5}{2} (\sigma_r + \frac{7}{10} \Delta p - p_1)$$

daraus folgt:

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{2}{3} (\sigma_r + \frac{3}{4} \Delta p - p_1) \text{ bzw. } \bar{\sigma}_2 = \frac{5}{6} (\sigma_r + \frac{7}{10} \Delta p - p_1)$$

Probenende:

$$I_{\sigma'} = 2 (\sigma_r - p_1 + \frac{3}{2} \Delta p)$$

bzw.

$$I_{\sigma'} = \frac{5}{2} (\sigma_r - p_1 + \frac{13}{10} \Delta p)$$

daraus folgt:

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{2}{3} (\sigma_r - p_1 + \frac{3}{2} \Delta p) \text{ bzw. } \bar{\sigma}_2 = \frac{5}{6} (\sigma_r - p_1 + \frac{13}{10} \Delta p)$$

Obige Gleichungen lassen erkennen, daß $\bar{\sigma}_1$ und $\bar{\sigma}_2$ jeweils nur unwesentlich voneinander abweichen (Faktor 1,08 bis 1,25). Zwecks Simulation der in situ-Verhältnisse werden hier die in einem betreffenden Flözbereich bestehenden Spannungsverhältnisse - ausgedrückt als $\bar{\sigma}_{\text{Gebirge}}$ - durch Wahl des geeigneten Radialdrucks in der Autoklavzelle nachempfunden. Dies ist umso mehr von Bedeutung, als - wie ein Vergleich vorgenannter Gleichungen ergibt - bei einer angenommenen Gesteinsdichte des stark kohleführenden Gebirges von 22 kN/m³ die mittleren Spannungen im Labor gemäß eben diesen Gleichungen um den Faktor 1,38 bis 1,46 über denen im Gebirge liegen, d.h. die Kompressibilität im hier verwendeten Druckbehälter bei radial-symmetrischer Beanspruchung ist um diesen Betrag größer.

Zu gleichem Ergebnis kommt W. TERSCHÜREN, 1978 /39/, allerdings aufgrund einer gänzlich unterschiedlichen Betrachtungsweise des Problems bzw. Ansatzes seiner Lösung: Er verglich die Gesamtvolumenänderung eines Raumelementes als Summe der Volumenänderung aus Porenraumverringerung und Matrixveränderung in Gebirge und Labor.

5.3.3 Die Güte der Simulation von in situ-Verhältnissen, dargestellt am Beispiel der Permeabilität

Im vorangegangenen Kapitel wird bei der Umrechnung des radialen Gasdruckes im Druckbehälter in eine simulierte Gebirgstiefe die Randbedingung $\sigma_r = p_r = \text{const}$ vorausgesetzt. Dies entspricht zum einen bis zu einem gewissen Grad den Bedingungen untertage und wurde deshalb auch in den Kanalbrennversuchen so beibehalten.

Zum anderen stellt dies zur Zeit die übliche Methode zur Ermittlung der Permeabilitätskonstanten k im Laborversuch bei Einsatz einer Hassler-Zelle dar.

Nicht nur im Rahmen der UTV, sondern auch im Zuge von Arbeiten auf den Gebieten Erdölgeologie, Hydrogeologie, Materialforschung, usw. wird zum allgemeinen Zweck der Probencharakterisierung, der Prognostizierungsmöglichkeit von durchsetzbaren Fluidmengen oder auch im Hinblick auf das Abklären von funktionalen Zusammenhängen zwischen Probendurchlässigkeit und aufgebrachter mechanischer Spannung eine absolut zuverlässige Bestimmung der spezifischen Permeabilitätskonstanten k gefordert (Problemkreis: Dammbau bei Endlagern und Wasserstauseen, Lagerstättenexploitation, Methanausgasung in Kohlegruben, ...). So auch in dem hier diskutierten Fall, in dem ein einwandfreier Vergleich des Durchströmungsverhaltens verschiedener Kohlekerne, unbeeinflusst von sonstigen, unkontrollierbaren Einflußfaktoren, vorgenommen werden soll.

Bei diesen hohen Ansprüchen zeigt die klassische Hassler-Zelle unter bestimmten Meßbedingungen und bei bestimmten Proben einige Nachteile, die durch den Bau einer vom Verfasser entwickelten Meßzelle mit neuartigem Konstruktionsprinzip vermieden werden können. Meßprinzip und technische Ausführung dieser Zelle sind als Patent angemeldet.

Eine neue Methode zur Messung der Gasdurchlässigkeit gering permeabler Proben mit elastischen Eigenschaften - Funktionsprinzip und theoretischer Hintergrund

Abb. 17a, 17b stellt das klassische diagrammatische Ergebnis einer Permeabilitätsbestimmung dar, bei der der Probenmantel mit einem organischen Zweikomponentenkleber in einen Stahlmantel eingegossen wird und die Probe unendlich starr ist.

Abb. 17a zeigt die Abhängigkeit der Differenz der Quadrate von Fluid-Eingangsdruck p_1 und Fluid-Ausgangsdruck p_2 zum durchströmenden Gasvolumen an der Probenausgangsseite. Eine streng lineare Beziehung ist erkennbar, die ein Indiz für laminare Strömungsverhältnisse im Porenraum ist. Nach Berechnung der scheinbaren Permeabilitäten und diagrammatischer Auftragung dieser gegen den reziproken mittleren Gasdruck (Abb. 17b) ist es möglich, mittels einer Geraden den druckabhängigen Verlauf der k_a -Werte zu beschreiben.

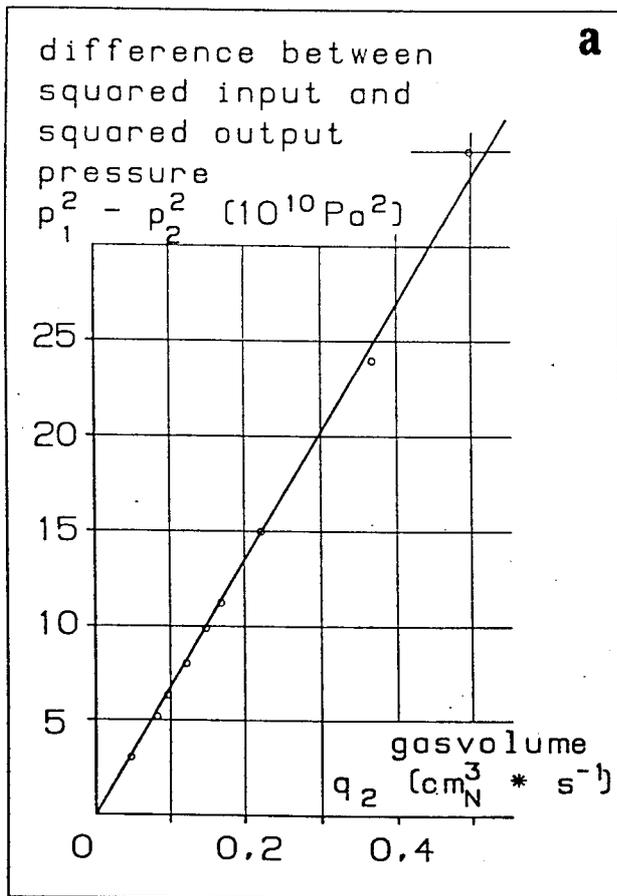
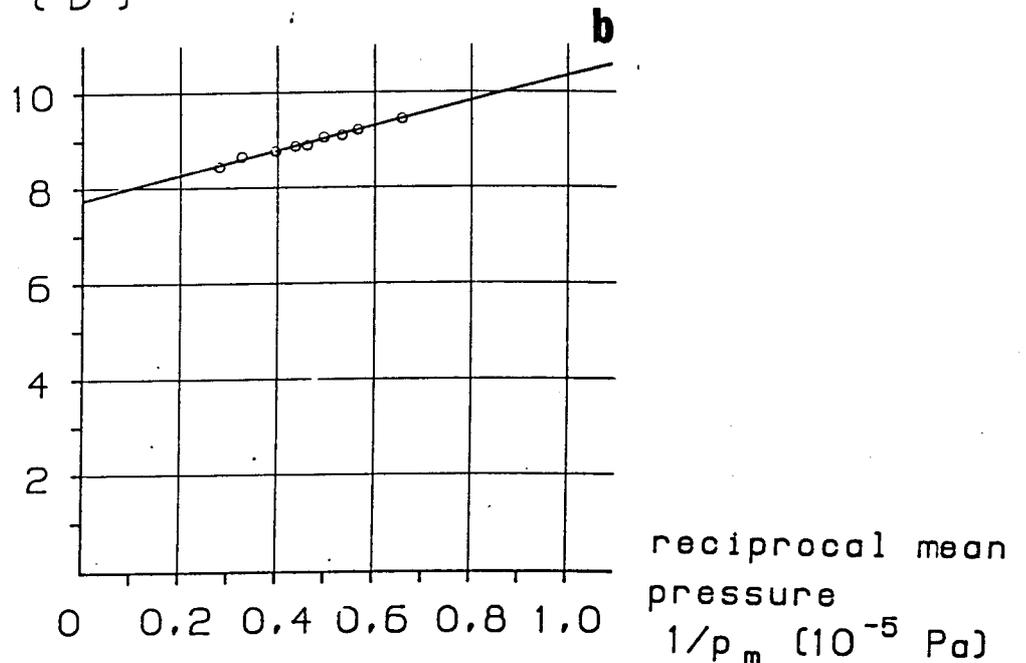


Abb. 17: Ergebnisse der Permeabilitätsbestimmung eines Keramikkörpers nach Eingießen in einen Stahlmantel bei laminaren Strömungsbedingungen.

a) Ideal-linearer Zusammenhang zwischen durchströmendem Gasvolumen und angelegter Gasdruckdifferenz.

b) Lineare Abhängigkeit der scheinbaren Permeabilität vom reziproken mittleren Fluiddruck.

apparent permeability
 $K_a \cdot 10^5$ (D)



Die Extrapolation $1/p_n \rightarrow 0$, d.h. $p_n \rightarrow \infty$, erlaubt die Angabe einer klinkenberg-korrigierten (= gleitströmungsfreien) Absolutpermeabilität.

Abb. 18a, 18b beschreibt eine Situation, bei der turbulente Strömungsbedingungen bei höheren Fluiddurchsätzen eintreten. Nach einer gewissen Entfernung vom Ursprung des Koordinatenkreuzes geht der lineare Charakter des Graphen in Abb. 18a in einen nicht-linearen über und die Kurve biegt zur Ordinate hin ab. Dies bedeutet, daß ab einem gewissen Zustand eine weitere Erhöhung der Fluiddruckdifferenz keine Steigerung des Durchflusses mehr bewirkt.

In der Auftragung Druck - Permeabilität (Abb. 18b) ist der Übergang zwischen laminaren und turbulenten Strömungsbedingungen an einer starken Veränderung der Steigung des Graphen erkennbar. Der turbulente Strömungsbedingungen beschreibende Kurventeil würde bei einer Extrapolation $p_n \rightarrow \infty$ zu niedrige spezifische Permeabilitäten oder gar negative Konstanten ergeben. Aus diesem Grund muß die Gültigkeit des Darcy-Gesetzes für nicht-laminaren Gasfluß ausgeschlossen werden.

Der Vorteil und die Einsatzhäufigkeit der Hassler-Zelle liegt vor allem in zwei Dingen begründet:

- a) In der Regel entfällt ein aufwendiges Einkleben der Probe.
- b) Es können mechanische Spannungen auf die Probe aufgebracht werden.

Folgt man den Richtlinien des American Petroleum Institute und wählt mittlere Fluiddrücke unter 0,3 MPa und Fluiddruckdifferenzen bis zu maximal 0,4 MPa (wobei die einzelnen Druckdifferenz-Einstellungen möglichst dicht zusammen liegen sollen) bei Radialdrücken in der Größenordnung von 0,5 - 2,0 MPa, so ist ein theoriekonformes Verhalten der Meßwerte und eine klassische Auswertung möglich, sofern die Probe nicht zu gering permeabel ist.

Werden jedoch extrem geringpermeable, elastische Materialien oder Gesteine - zu denen auch kompakte Steinkohle gehören kann - in Hassler-Zellen untersucht, dann ist es erforderlich mehrere höhere Druckdifferenzen einzustellen, da der Kern dem Fluid einen hohen Strömungswiderstand entgegensetzt. Der innere Fluiddruck arbeitet dem außerhalb der Manschette (Inliner) anstehenden Druck entgegen. Somit verändert sich der Grad der Kompaktion, ausgedrückt als effektiv wirkende Gerüstspannung $\sigma_{eff} = p_r - p_{f1(x)}$, in Abhängigkeit von der Probenlänge.

Die Permeabilität ist demzufolge eine Funktion des örtlichen Fluiddruckes.

Da die effektiv wirkende Gerüstspannung außerdem ein Maß zur Vergleichbarkeit der Spannungszustände in Labor und Feld ist,

Abb. 18: Ergebnisse der Permeabilitätsbestimmung eines Keramikkörpers nach Eingießen in einen Stahlmantel bei turbulenten Strömungsbedingungen.

a) Nicht-lineare Abhängigkeit zwischen durchströmendem Gasvolumen und angelegter Gasdruckdifferenz (gestrichelte Linie = gedachte Fortsetzung des bei geringen Gasdrücken bestehenden linearen Zusammenhangs; eingezeichnet zum besseren Erkennen des Abweichens der gemessenen Werte vom linearen Verlauf.

b) Abhängigkeit der scheinbaren Permeabilität vom reziproken mittleren Fluiddruck: Abknicken der Kurve beim Auftreten turbulenter Strömung.

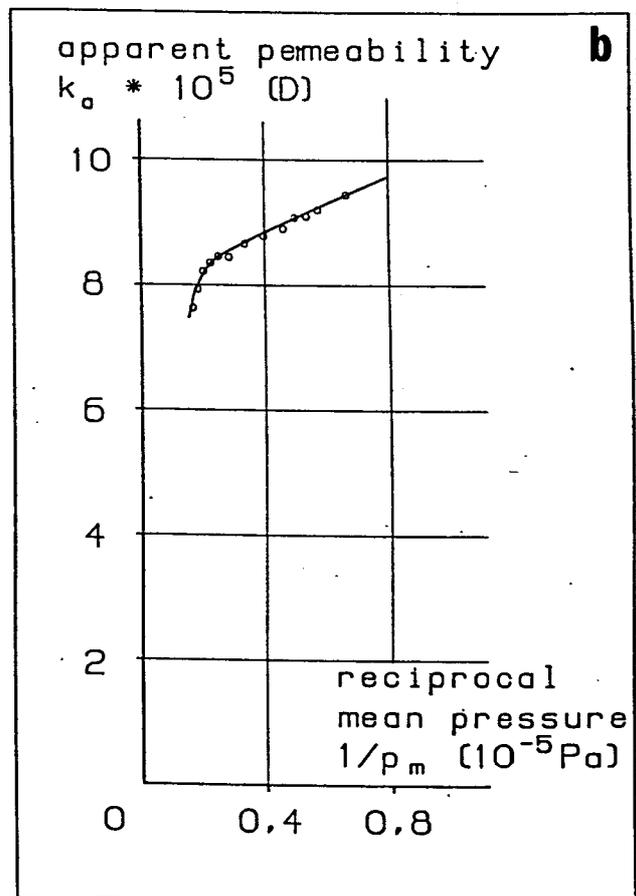
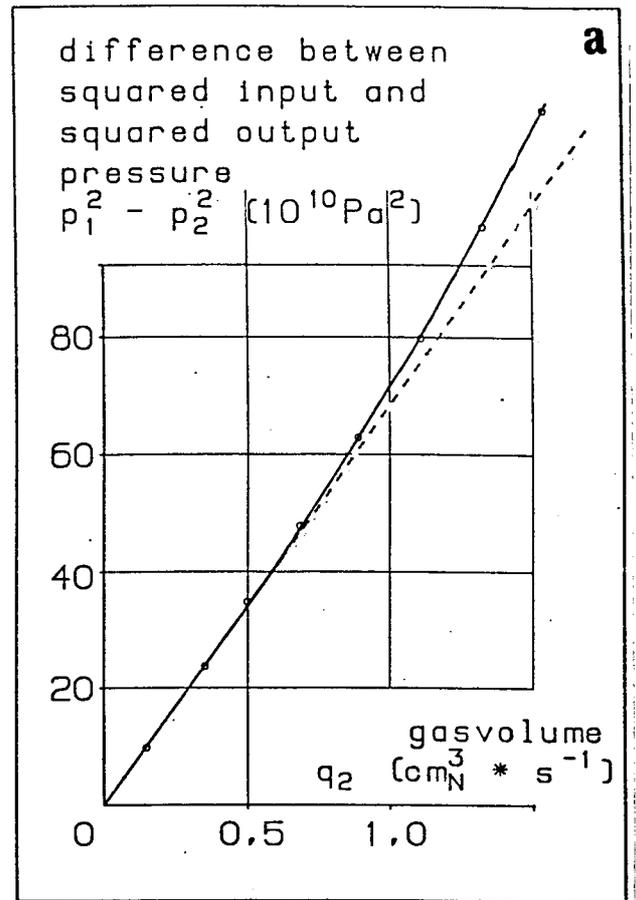


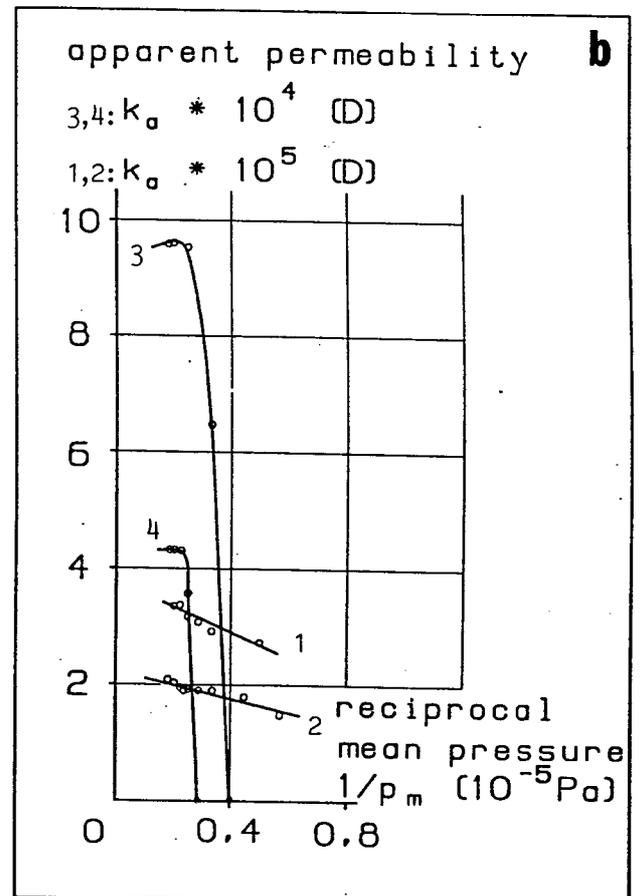
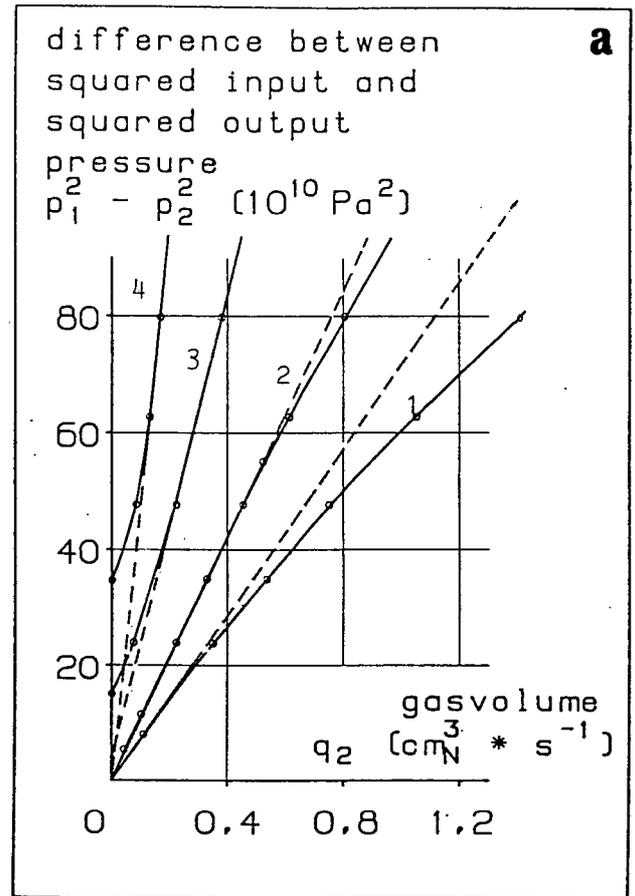
Abb. 19: Ergebnisse der Permeabilitätsbestimmung eines Keramikkörpers nach Einbringen in eine Hassler-Zelle und Anwendung verschieden hoher Radialdrücke. Die p_1 -Drücke wurden während einer Messung schrittweise deutlich erhöht.

a) Nicht-lineare Abhängigkeit zwischen durchströmendem Gasvolumen und angelegter Gasdruckdifferenz; bei Annäherung der p_1 -Drücke an den p_r -Druck biegen die Kurven (evtl. trotz turbulenter Strömung!) zur Abszisse hin ab.

Kurve 1: $p_r = 2$ MPa
 2: $p_r = 5$ MPa
 3: $p_r = 12$ MPa
 4: $p_r = 20$ MPa.

(Die gestrichelten Linien stellen die ideal-lineare Abhängigkeit beider Größen voneinander dar).

b) Abhängigkeit der scheinbaren Permeabilität vom reziproken mittleren Fluiddruck: Theoriewidersprüchliche Negativsteigung der Kurven bei geringen Radialdrücken; anfänglich nicht auswertbare Kurvenabschnitte bei hohen Radialdrücken, die dann bei mittleren p_1 -Drücken einen sehr kurzen aber auswertbaren Abschnitt aufzeigen.



kann für die untersuchte Probe keine einheitliche, simulierte Teufe berechnet werden. Diese unterliegt ebenso der Veränderung wie σ_{eff} selbst. Während bspw. für die stets geringere Kompaktion am Probeneingang die berechnete simulierte Teufe bei 800 m liegt, kann sie am Probenausgang schon über 1000 m betragen.

Die Permeabilität ist deshalb nicht nur eine Funktion des mittleren Fluiddrucks, sondern auch des Ortes, bzw. der Probenlänge.

Ein drittes Abbildungspaar spiegelt diese Fakten wider (Abb. 19a, 19b). Anstatt zur Ordinate hin abzubiegen, zeigt die Durchflußkurve (Abb. 19a) das gegenteilige Verhalten. Von einem gewissen Stadium an nimmt die Steigung der Kurve ab.

Dies bedeutet, daß eine leichte Erhöhung des Fluid-Eingangsdruckes p_1 bei gleichbleibendem Gasdruck p_2 einen überproportionalen Anstieg des Gasflusses zur Folge hat. Es ist zu bemerken, daß es unter diesen Umständen normalerweise nicht möglich ist, zu beurteilen, ob der Strömungscharakter laminar oder turbulent ist, da turbulenter Fluß überhaupt nicht erkannt werden kann. Letzterer äußert sich höchstens in einer geringen Veränderung im Verlauf des Graphen.

In der zuletzt genannten Tatsache mag vielleicht die Ursache zu sehen sein, daß bei etlichen Laborversuchen zur Bestimmung der Permeabilitätskonstanten auch bei recht hohen Fließgeschwindigkeiten scheinbar noch laminare Strömungsverhältnisse vorliegen. Diese könnten - was jedoch noch einer zukünftigen und intensiven weiteren Erforschung bedürfte - dadurch vorgetäuscht sein, daß die Abnahme der Steigung der Gasdurchflußkurve aufgrund verminderter Gerüstspannung am Probeneingangsteil durch eine Zunahme wegen Verwirbelungseffekten in der Strömung kompensiert wird, so daß trotz linearem Zusammenhang zwischen der Differenz der Quadrate von Eingangs- und Ausgangsdruck auf der Ordinate und Volumenfluß q_2 auf der Abszisse tatsächlich turbulente Verhältnisse vorliegen.

Am deutlichsten ist die Abnahme der Steigung bei geringen Radialdrücken (vgl. Abb. 19a, Kurve für 2 MPa und 5 MPa) zu erkennen, nicht mehr ersichtlich ist ein Abknicken bei hohen Radialdrücken (vgl. Abb. 19a, Kurve für 12 MPa und 20 MPa), da hier die Veränderung der stufenweise ansteigenden p_1 -Drücke im Verhältnis zum Radialdruck prozentual weniger ins Gewicht fällt.

Die diagrammatische Auftragung der berechneten k_a -Werte gegen den mittleren reziproken Druck zeigt bei den geringen Radialdrücken ein absolut theoriwiderrsprüchliches Verhalten (vgl. Abb. 19b, Kurve 1 und 2): die scheinbaren Permeabilitäten werden mit kleiner werdendem $1/p_1$ größer. Das gleiche gilt für die Anfangsbereiche der bei hohen p_1 -Drücken gemessenen Gaspermeabilitäten: Eine extreme Zunahme der k_a -Werte

ist zunächst festzustellen, die aber sehr rasch geringer wird und in eine Kurve mit theoriekonformem Verhalten übergeht. Wenngleich nicht durch Meßwerte belegt, so ist doch zu erwarten, daß alle vier abgebildeten k_a -Kurven im Bereich sehr kleiner Abszissenwerte einen abrupten Übergang in Kurven mit großer Negativsteigung erfahren. Da nur sehr begrenzte Druckbereiche, die außerdem nicht bekannt sind, eine mit dem Darcy-Gesetz geforderte Linearität zwischen $p_1^2 - p_2^2$ und q_2 garantieren, ist eine regressive Berechnung mit der von KLINKENBERG, 1956 /29/, vorgeschlagenen Methode zur Berechnung von k nicht erlaubt.

Am Rande sei auf den Verlauf der 20 MPa- und der 12 MPa-Kurve im unteren Strömungsbereich in Abb. 19a eingegangen. Beide Kurven beginnen nicht im Ursprung des Achsenkreuzes, sondern bei $q_2 = 0$, $p_1^2 - p_2^2 = 15 \cdot 10^{10} \text{ Pa}^2$ (12 MPa-Kurve), bzw. bei $q_2 = 0$, $p_1^2 - p_2^2 = 35 \cdot 10^{10} \text{ Pa}^2$ (20 MPa-Kurve).

Das bedeutet, daß bei Druckdifferenzen unter diesen Werten noch kein Fluid durch die Probe strömt. Vielmehr ist eine Initial-Druckdifferenz erforderlich, die den Fließvorgang des Gases erst beginnen läßt. Sie ist so erklärbar, daß infolge der hohen Belastungen bzw. Kompaktion der Wassersättigungsgrad im verringerten effektiven Porensystem zunimmt, womit zwangsweise eine Erniedrigung der Relativpermeabilität für Gas einhergeht.

Zum Austreiben des an strömungsrelevanten Stellen im Makroporensystem der Kohle sitzenden Wassers wird ein Mindest-Gasdruck benötigt. Einleuchtend ist auch, daß die erforderliche Initial-Druckdifferenz mit wachsendem p_r zunimmt. Bei extrem hohen mechanischen Belastungen wird ein Probekörper schließlich impermeabel, d.h. für $p_r \rightarrow \infty$ folgt: k_a und $q_2 \rightarrow 0$. Dieser Vorgang stellt sich nicht plötzlich ein, sondern läuft allmählich ab. Bei ansteigendem q_2 stellt sich der charakteristische Geradenverlauf der Durchflußkurve ein, wobei auffallend ist, daß die Verlängerung dieses Kurventeils wiederum etwa den Achsenkreuz-Ursprung trifft.

Es ist offensichtlich, daß eine parallel zur p_1 -Steigerung vorgenommene Erhöhung des p_r -Druckes keine Lösung des Problems darstellt. Im Prinzip würde sich nichts ändern: Mit Ausnahme des direkten Probenanfang-Bereichs würde die Gerüstspannung nicht nur mit verändertem p_1 -Druck variieren, sondern immer noch entfernungsabhängig sein. Veränderte Spannungen in der Probe resultieren in veränderten Permeabilitäten (vgl. Abb. 20).

Die Abhängigkeit zwischen p_r und k_a kann anhand zahlreicher Versuche mit Saarfettkohle durch die Funktion

$$k_{\sigma} = k_{\sigma 0} \cdot e^{-i_p p_r} ,$$

mit $i_p = 38 \cdot 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$, definiert werden, wobei die Konstan-

te i für geringpermeable Proben den Wert $15 \cdot 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$ und für hochpermeable den Wert $47 \cdot 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$ annimmt.

Zwar formulierte F. FUHRMANN, 1987 /40/, einen formelmäßigen Zusammenhang der Art

$$k = k_0 (p_s / p_{s0})^{-n} ,$$

der auf einer in doppellogarithmischer Darstellung linearen Abhängigkeit zwischen k und $p_s (= p_r)$ basiert. Wenngleich für das von ihm eingesetzte Probenmaterial diese Linearität erfüllt ist, trifft sie nicht generell für andere Proben zu, wie neben den eigenen Meßergebnissen bspw. auch die Arbeit von T.H. PATCHING, 1965 /41/, beweist.

Vorausgesetzt werden muß in Experimenten zur Bestimmung der Abhängigkeit zwischen Permeabilität und Gebirgsdruck bisher, wie F. FUHRMANN treffend bemerkt, 'die Einstellung von quasi-konstanten Permeabilitäten' der Probe über die komplette Kernlänge.

Um dies annähernd zu gewährleisten, sind kurze Kerne aufgrund des geringen Strömungswiderstandes und des daraus folgenden geringeren Druckabfalls besser geeignet. Gerade für die äußerst heterogen aufgebaute Substanz Kohle mit größervolumigen Einlagerungen von Berge-Anteilen, Fusitlinsen und einem deutlich ausgeprägten Schlechtensystem ist aufgrund der Repräsentativität und des Maßstabeffektes andererseits eine lange Probe zu fordern. Um diesen Widerspruch zu umgehen, ist zu verlangen, daß k keine Funktion der Weglänge ist!

An dieser Stelle wird eine vom Verfasser entwickelte Meßzelle vorgestellt, welche die oben diskutierten Nachteile bei signifikanter p_r -Erhöhung vermindern oder gar vermeiden kann. Im folgenden wird das neue apparative System als 'Belastungsring-System' bezeichnet. Das Funktionsprinzip stützt sich auf die Überlegung, daß die radiale Beanspruchung des Kerns nicht konstant bleiben darf, sondern dem Verlauf des Fluiddrucks im Probeninnern angepaßt werden muß und zwar sowohl in ihrer Veränderung des Absolutniveaus, als auch in ihrer Veränderlichkeit über die Probenlänge.

Mit jedem veränderten p_r -Druck muß demnach in unterschiedlichem Maß der Radialdruck an jeder Stelle des Radialraumes ebenfalls verändert werden. Ist der Verlauf des Fluiddrucks im Porenraum der Probe exakt bekannt und gelingt es, den p_r -Druck diesem genau anzupassen, d.h. auf einem höheren Druckniveau ($p_r = p_{r1} + \text{const}$) den gleichen Fluiddruckgradienten dp einzustellen, so ist σ_{eff} , die effektiv wirkende Gerüstspannung, sowohl ortsunabhängig als auch unabhängig vom eingestellten Fluiddruck. Es wird somit für jede unterschiedliche Gerüstspannung ein jeweils unendlich starrer Probekörper simuliert, die scheinbare Permeabilität ist, wie es die Theo-

rie verlangt, einzig und allein vom mittleren Fluiddruck abhängig. Nachdem zunächst die technische Lösung zum Aufbringen variabler p_r -Drücke vorgestellt wird, schließt sich dann die theoretische Überlegung zur Berechnung des einzustellenden Druckniveaus und des Druckgefälles im Belastungsring-System an.

Technische Lösung zum Aufbringen längenvariabler Radialdrücke

Die technische Lösung sieht folgendermaßen aus: Wie beim Einbau der zylindrischen Kerne in eine Hassler-Zelle wird auch beim Belastungsring-System die Probe in eine leicht verformbare Hülse eingebracht. Diese besteht aus organischem Material, etwa Naturkautschuk oder Viton oder aus geeigneten duktilen metallischen Werkstoffen, bspw. Weichkupfer (99 % Cu). In dieser Arbeit sind ausschließlich Versuche mit Kupferhülsen (Cu-Linern) gefahren worden.

Über das mit dem Probenzylinder beschickte Cu-Rohr werden die Edelstahl-Belastungsringe geschoben (z. Zt. 10 Stück), deren offene Innenseiten (vgl. Abb. 21) speziell geformte Dichtungen aus Nitril (90 Shore) aufnehmen. Da die auf der Hülse aufstehenden Seitenwände der Ringe keine aktive Beanspruchung der Probe verursachen können, wird ihre Dicke auf das für die vorgesehenen derzeitigen Maximaldrücke von 15 MPa aus Stabilitätsgründen erforderliche Mindestmaß reduziert.

Jeder Belastungsring ist mit einer Hydraulik-Schnellkupplung mit Kugel-Absperrventil versehen, so daß eine individuelle Druckbeaufschlagung der Ringe vorgenommen werden kann. Die seitlichen Wandstärken der nicht außen sitzenden Ringe können künftig noch weiter reduziert werden.

Die Bilder 3a - 3f vermitteln einen Eindruck der Meßzelle und einiger Details. Die in Bild 3c abgebildete Probe-Belastungsring-Einheit wird mit vier kräftigen Metallschienen zwischen zwei Flansche verspannt, damit aufgrund der radialen Kompression keine axiale Dilatation eintritt. Die Dichtung zwischen Flansch und Cu-Liner wird mit konischer Fläche und Dichtkante vorgenommen. Solange die Belastungsringe noch druckentlastet sind, ist ein leichtes Verschieben auf dem Cu-Liner möglich. Bei Druckbeaufschlagung werden sie unverschiebbar.

Eine Modifikation der anfänglich einteiligen Belastungsringe ist notwendig, da Ringe mit defekter Dichtung einen Versuchsabbruch mit dem damit verbundenen Entfernen mehrerer vorsitzender Ringe verlangen. Klappbare, zweigeteilte Ringe sind zwar von der technischen Gestaltung erheblich aufwendiger, lassen sich aber nach Entlastung aller Ringe problemlos austauschen.

Desweiteren ist es sinnvoll, als druckaufbringendes Fluid ein Gas statt einer Flüssigkeit zu verwenden, da bereits bei der

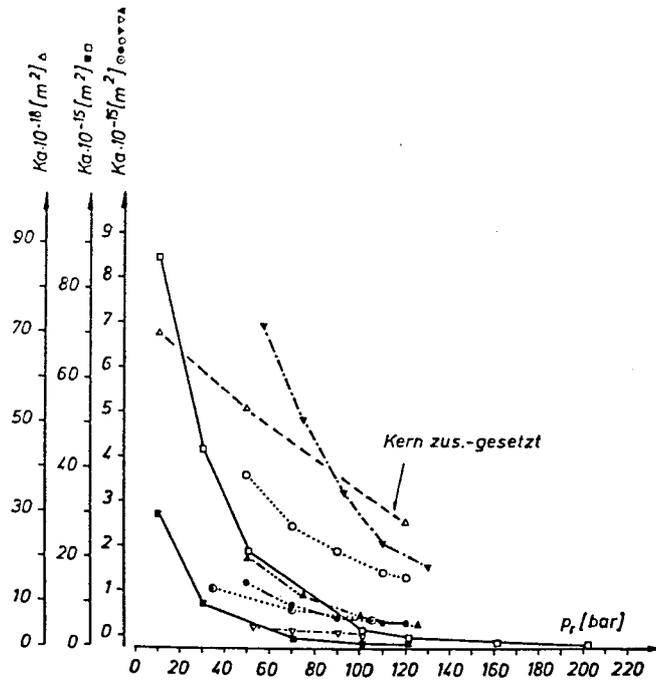


Abb. 20: Abhängigkeit der scheinbaren Permeabilitäten einiger Kohlekerne vom aufgetragten Radialdruck

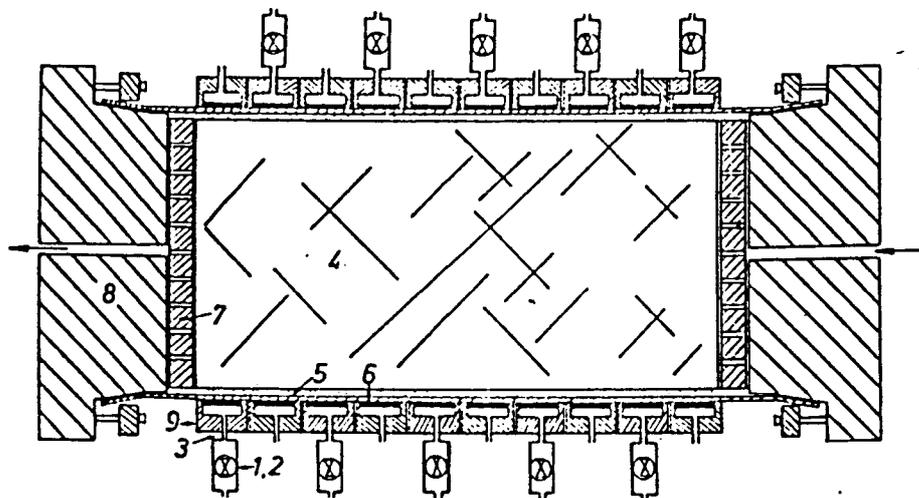


Abb. 21: Querschnitt durch die zylindrische Probe mit umhüllendem Cu-Inliner und Belastungsring-System.

- | | |
|------------------------|-----------------------|
| 1: Hydraulik-Anschluß | 5: duktile Dichtmasse |
| 2: Kugel-Absperrventil | 6: Cu-Inliner |
| 3: Adapter | 7: Front-Siebplatte |
| 4: Kohleprobe | 8: Flansch |

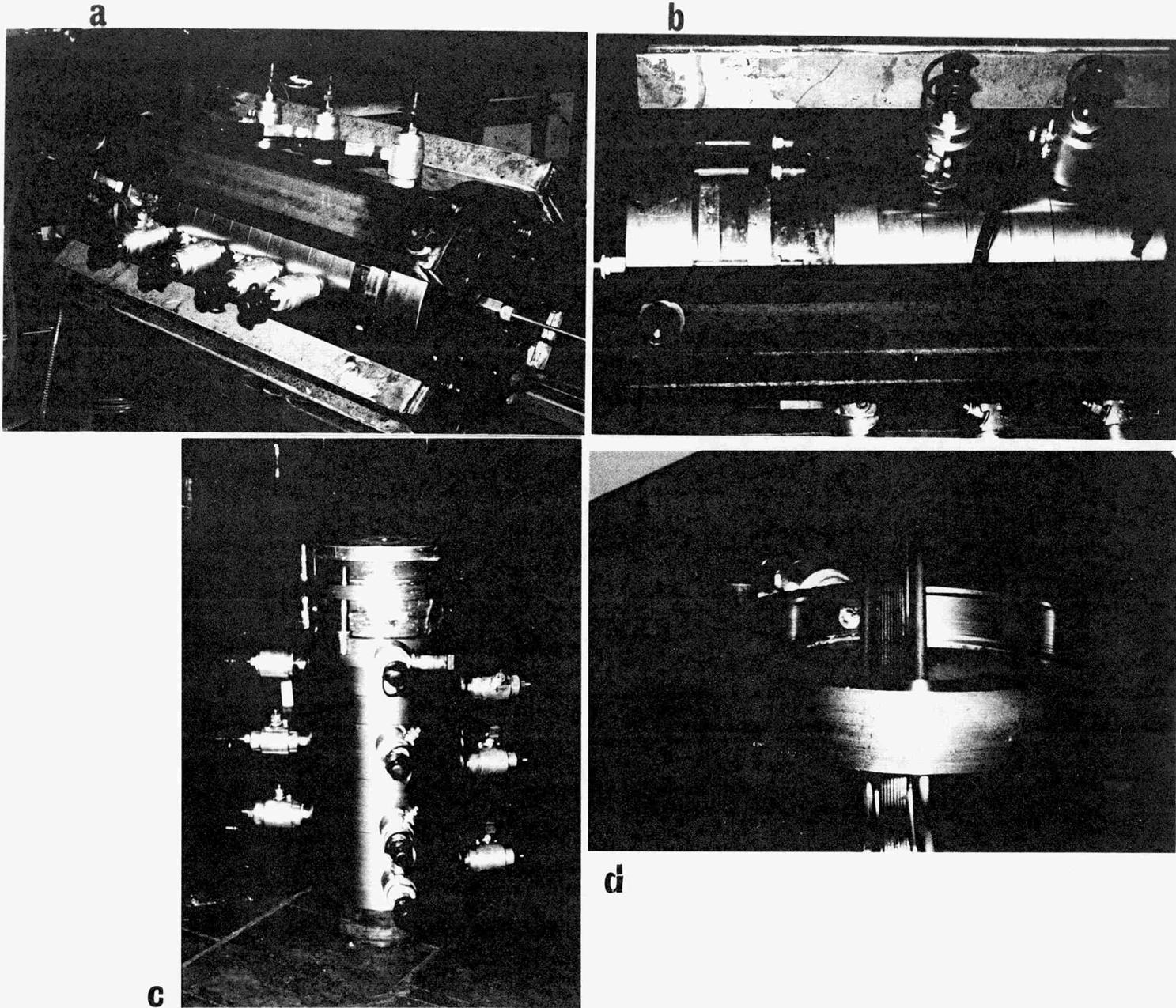


Bild 3: Neuentwickelte Permeabilitäts-Meßzelle mit Belastungsring-System.

- a: Gesamtansicht der Zelle.
- b: Lückenlos nebeneinander sitzende Belastungsringe mit Hydraulikanschlüssen; axiale Metallträger zur Verhinderung der Dilatation der Probe; Dichtungssystem zum Flansch mittels Überwurfring und konischer Fläche.
- c: Die Probe-Belastungsring-Einheit kann fertig montiert zwischen die beiden Außenflansche gebracht werden.
- d: Dichtungsring mit Anschlußstück und speziell profilierter Nitril-Dichtung.

geringsten Verminderung des Durchmessers der Probe und dem Nachschieben der Nitril-Dichtung bei nicht angeschlossenem Druckschlauch zum Kompressor die Flüssigkeit (Hydrauliköl oder Bohrmilch) im Belastungsring drucklos wird, während ein mit Gas druckbeaufschlagter Belastungsring lediglich mit einer Verminderung des Druckes reagiert.

Einstellung des richtigen Belastungsring-Druckes und Druckgefälles zwischen den einzelnen Belastungsringen

Vor Versuchsbeginn ist die Frage zu beantworten, welchen Druck man in den jeweiligen Belastungsringen einstellen muß, damit für eine vorher festgelegte Gerüstspannung der Druckverlauf im Ringsystem dem Verlauf des Fluiddruckes im Innern der Probe entspricht. Für kompressible Fluide ist der Fluiddruckabbau über die Probenlänge nicht wie bei Flüssigkeit linear, wie bereits F. FUHRMANN, 1987 /40/, zeigt. Es gibt nur eine Einstellung, die diese Bedingung erfüllt.

Es gilt für eine Gerüstspannung, die sich weder bei geänderten Fluiddrücken (veranlaßt durch p_r -Änderung) noch in Abhängigkeit von der Entfernung vom Probenanfang ändert:

$$p_{F1}(x) = p_r(x) - \text{const.},$$

$$\text{d.h. } p_r(x) = p_{F1}(x) + \sigma_{\text{eff}}$$

$$\text{Da } \sigma_{\text{eff}} = p_r(x) - p_{F1}(x)$$

$$\text{und } k_{\sigma} = k_{\sigma_0} \cdot e^{-i \cdot p_r}$$

kann der Ansatz des Darcy-Gesetzes wie folgt formuliert werden:

(Anstelle der Filtergeschwindigkeit im Darcy-Gesetz, die sich für ein Gas an jeder Stelle der Probe ändert, weil Druck und Volumen umgekehrt proportional sind, wird der stets gleichbleibende Massenfluß \dot{m} durch eine Einheitsfläche F in das Darcy-Gesetz eingesetzt)

$$\dot{m}_F = - \frac{k_{\sigma_0} \cdot M}{\eta \cdot R \cdot T} \cdot p \cdot \frac{\partial p}{\partial x}$$

Für eine bei erhöhter mechanischer Belastung verminderte Permeabilität lautet dieser Ansatz:

$$\dot{m}_F = - \frac{k_{\sigma_0}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot (p_{f1}(x) + \sigma_{\text{eff}} - p_{f1}(x))} \cdot p_{f1}(x) \frac{\partial p_{f1}(x)}{\partial x}$$

Integration führt zu:

$$\dot{m}_F \cdot x = - \frac{k_{\sigma_0}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot \sigma_{\text{eff}}} \cdot \frac{(p_{f1}(x))^2}{2} + c \quad [1]$$

mit der aus dem Versuchsaufbau gegebenen Nebenbedingung

$$p_{F1}(l) = p_2,$$

d.h. $x = l, p_{F1} = p_2$

folgt nach Einsetzen in Glg. (1):

$$C = \dot{m}_F \cdot L + \frac{k_{\sigma\sigma}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot \sigma_{eff}} \cdot \frac{p_2^2}{2} \quad [2]$$

Einsetzen von Glg. (2) in Glg. (1) ergibt:

$$\dot{m}_F \cdot x = - \frac{k_{\sigma\sigma}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot \sigma_{eff}} \cdot \frac{(p_{f1}(x))^2}{2} +$$

$$\dot{m}_F \cdot L + \frac{k_{\sigma\sigma}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot \sigma_{eff}} \cdot \frac{p_2^2}{2}$$

$$\dot{m}_F (x - L) = - \frac{k_{\sigma\sigma}}{\eta} \cdot \frac{M}{R \cdot T} \cdot e^{-i \cdot \sigma_{eff}} \cdot \frac{1}{2} ((p_{f1}(x))^2 - p_2^2)$$

$$-\dot{m}_F (x - L) \cdot \frac{\eta}{k_{\sigma\sigma}} \cdot \frac{R \cdot T}{M} \cdot 2e^{i \cdot \sigma_{eff}} + p_2^2 = (p_{f1}(x))^2$$

$$p_{f1}(x) = \sqrt{p_2^2 + \dot{m}_F (L - x) \cdot \frac{\eta}{k_{\sigma\sigma}} \cdot \frac{R \cdot T}{M} \cdot 2e^{i \cdot \sigma_{eff}}} \quad [3]$$

Aus Glg. (3) berechnet man mit der gegebenen Nebenbedingung $p_1 = p_{F1}(0)$. Dementsprechend muß p_1 als Gasdruck an der ein- gangsseitigen Probenstirnfläche aufgebracht werden, damit die gemäß Glg. (3) berechenbare Funktion $p_{F1}(x)$, für die die bereits erwähnte Bedingung $p_{F1}(l) = p_2$ gilt, resultiert.

Diese Funktion $p_{F1}(x)$ ergibt sich als Druckkurve nur dann, wenn die Radialbelastung in den Belastungsringen stets gleich $p_{F1}(x) + \sigma_{eff}$ ist.

Nach Kenntnis dieses Gasdruckverlaufs im Innern der Probe kann durch Addition der gewünschten Gerüstspannungen der im Belastungsring an einer bestimmten Stelle vorzugebende Druck eingestellt werden nach:

$$P_{Bel.-ring} = \sqrt{p_2^2 + \dot{m}_F (L - x) \cdot \frac{\eta}{k_{\sigma\sigma}} \cdot \frac{R \cdot T}{M} \cdot 2e^{i \cdot \sigma_{eff}}} + \sigma_{eff}$$

Vorausgesetzt wird in den vorhergehenden Überlegungen, daß außerhalb der Probenmanschette eine unendliche Zahl von Druckringen eine kontinuierliche Belastungsveränderung vorzunehmen erlaubt. Im ersten gebauten Prototyp existieren 10 Belastungsringe, eine Verdoppelung wäre problemlos möglich. Es muß weiteren Arbeiten vorbehalten bleiben, ob diese Verdoppelung den erheblichen finanziellen Mehraufwand im Vergleich zur jetzigen Lösung rechtfertigt.

Ebenso wäre aus technischer Sicht eine Automation bei den fortwährenden und arbeitszeitintensiven Druckeinstellungen in den Belastungsringen sinnvoll, wird aber ebenfalls aus finanziellen Gründen beim Prototyp nicht vorgenommen.

Für die Berechnung von p_{F1} hat der Verfasser ein Computerprogramm geschrieben, das die Ergebnisse in Form einer Kurve ausplottet, die gewünschten Gerüstspannungen zur Eingabe verlangt und für jeden Belastungsring den einzustellenden Druck als Tabellenwert ausdrückt.

Erste Meßergebnisse mit der neuen Zelle

Es gilt zunächst, an einem stets gleichartig herzustellenden Material zu überprüfen, ob das Belastungsring-System auch bei relativ geringen Drücken und unter gleichen Bedingungen, wie sie in der Hassler-Zelle vorliegen, d.h. bei konstantem Radialdruck, auch gleiche Ergebnisse liefert.

Dazu wird die bereits beschriebene Keramik-Vergußmasse 'Thermoguß 2000' nach Gießen zu einer Zylinderform und nach mehr-tägigem Durchströmen eines Gases bei erhöhter Temperatur (ca. 105 °C) getrocknet. Wie das Meßergebnis in der Hassler-Zelle ergibt, verhält sich das Material (Nutzporosität: 32 %) bei Radialdrücken von 20, 40 und 60 MPa elastisch. Die spezifischen Permeabilitäten liegen bei

$k = 11 \text{ mD}$ (für $p_r = 2 \text{ MPa}$),
 $k = 4,95 \text{ mD}$ (für $p_r = 4 \text{ MPa}$) und
 $k = 4,0 \text{ mD}$ (für $p_r = 6 \text{ MPa}$).

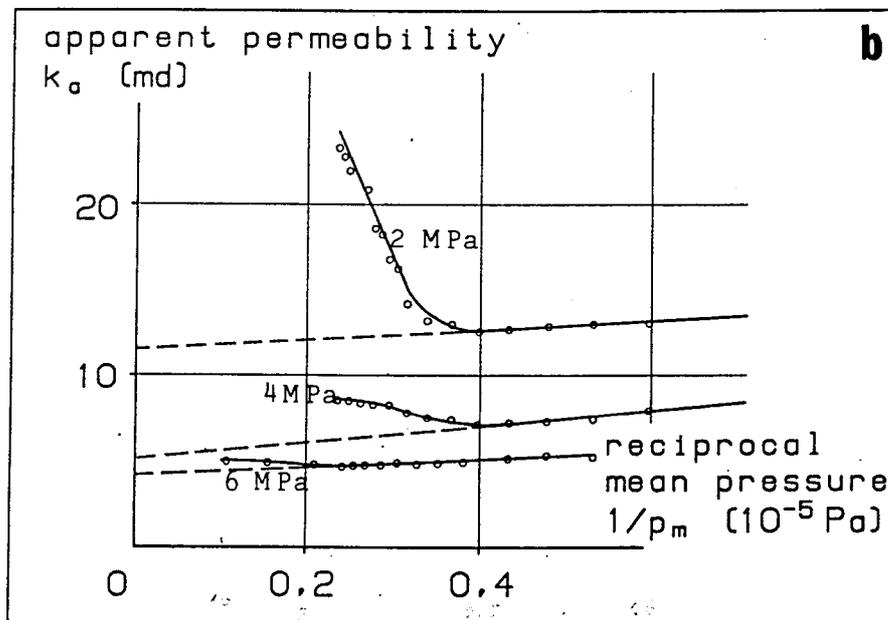
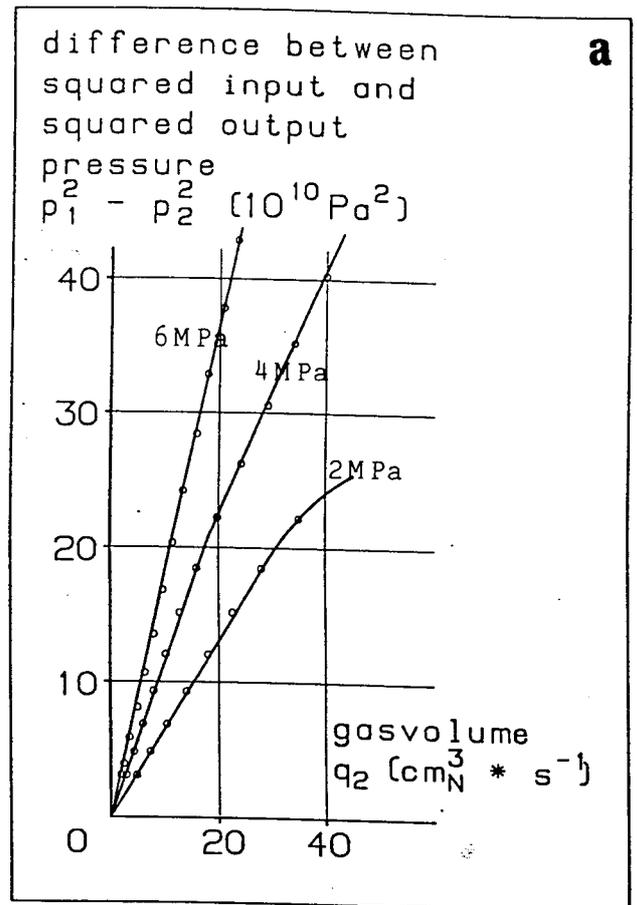
Abb. 22a spiegelt für die gleichen drei Belastungsring-Drücke die durchflußabhängigen Differenzen der quadratischen Eingangs- und Ausgangsdrücke wider, mit dem bereits erwähnten theoriwiderrücklichen Verhalten der Kurve bei höheren Werten. Dies ist die Ursache dafür, daß es - wie Abb. 23 zeigt - bei unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten keinen eindeutigen funktionalen Zusammenhang zwischen p_1 und q_2 gibt, sondern daß dieser Zusammenhang jeweils nur für eine einzige Bedingung dp p_1 gilt.

Abb. 22b stellt die aus den gemessenen Werten berechneten scheinbaren Permeabilitäten in Abhängigkeit von $1/p_1$ dar. Eindeutig ist auch hier zu sehen, daß die in den Belastungs-

Abb. 22: Simulation einer Hassler-Zelle mit dem Belastungsring-System: Ergebnisse der Permeabilitätsbestimmung an einer Keramikprobe bei verschiedenen, über die Probenlänge konstanten Radialdrücken.

a) Nicht-lineare Abhängigkeit zwischen Fluiddruckdifferenz und durchströmendem Gasvolumen

b) Abhängigkeit der scheinbaren Permeabilitäten k_a vom reziproken mittleren Fluiddruck. Die Entwicklung der Kurvensteigung von positiv zu negativ zeigt die vom Probenanfang zum Probenende allmählich fortschreitende Entstehung eines Gasbypasses an.



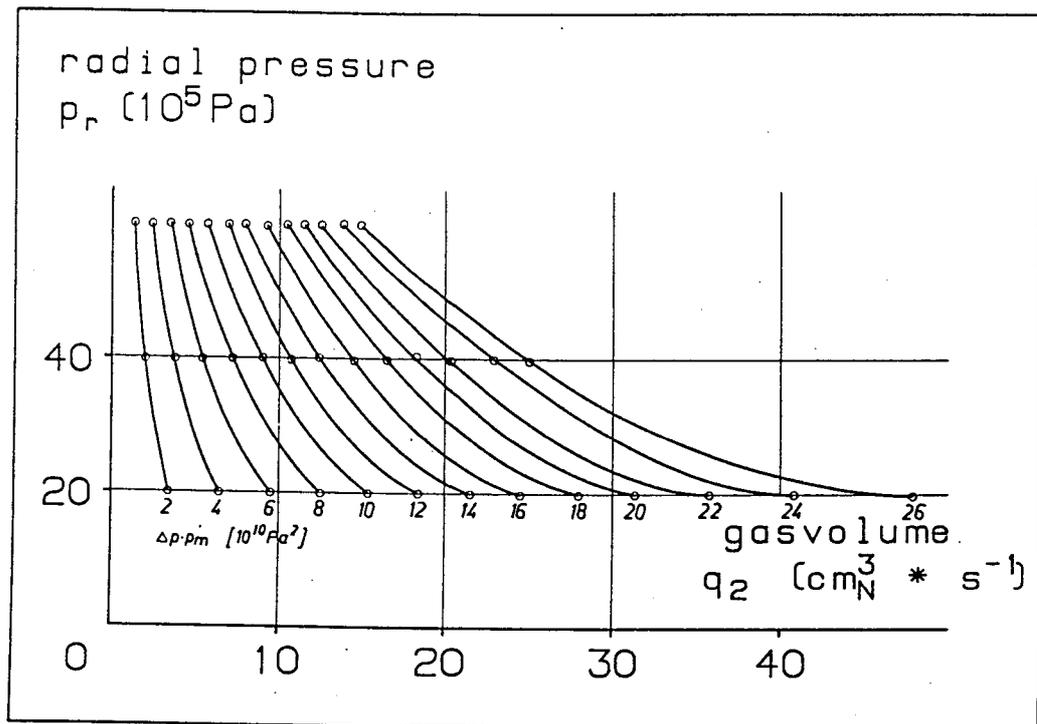


Abb. 23: Abhängigkeit zwischen radial aufgebrachtem Gasdruck und dem durch eine Keramikprobe permeierenden Gasvolumen pro Zeit mit $dp \cdot p_a$ als Parameter. Es ist erkennbar, daß bei hohen Fluidflüssen der Radialdruck bei jeweils fixem $dp \cdot p_a$ eine wesentlich größere Rolle spielt als bei geringem Fluidfluß.

ringen herrschenden Drücke über den Metall-Liner in die Probe weitergegeben werden. Wie schon mehrfach erwähnt, sind hohe p_i -Drücke nicht vernachlässigbar und verursachen den starken Anstieg der Kurven bei höheren p_a -Drücken. Dieser Kurvenbereich ist nicht auswertbar.

Wiederum erkennbar ist der bei höheren Radialdrücken geringer werdende Einfluß der hohen Fluid-Eingangsdrücke. Die geraden Abschnitte des Graphen bei hohen reziproken mittleren Fluiddrücken erlauben die Extrapolation für unendlich hohe Fluiddrücke, so daß sich für die verschiedenen Radialdrücke folgende k-Werte ergeben:

$k = 11,6 \text{ mD}$ (für $p_r = 2 \text{ MPa}$),
 $k = 5,1 \text{ mD}$ (für $p_r = 4 \text{ MPa}$) und
 $k = 4,1 \text{ mD}$ (für $p_r = 6 \text{ MPa}$).

Die Übereinstimmung mit den Werten aus der Hassler-Zelle ist somit nachgewiesen.

In einem weiteren Versuch wird der gleiche Kern bei einer orts- und fluiddruckunabhängigen Gerüstspannung von 2 MPa auf Gasdurchlässigkeit untersucht.

Abb. 24a, 24b zeigt das Ergebnis der Messung und Auswertung. Zum Vergleich ist in Abb. 24a das bei konstanter Radialbelastung durchströmende Gasvolumen aufgenommen. Der Erfolg der Einhaltung konstanter Gerüstspannung ist ersichtlich. Die Kurve ist als Gerade ausgebildet, womit ein theoriekonformes Verhalten, bzw. eine Auswertung möglich ist.

Darüberhinaus sind (vgl. Abb. 24b) nunmehr auch wieder Übergänge zu turbulenten Strömungsbedingungen ansprechbar.

Es sei an dieser Stelle auf eine weitere zukünftige Einsatzmöglichkeit der Meßzelle mit Belastungsring-System hingewiesen. Wie Berechnungen von L. GOFFI, 1963 /42/, oder Arbeiten von G. BRÄUNER, 1981 /31/, ergeben, läßt sich am Rande einer untertägigen Kaverne (hier: Bohrloch oder gebrannter Kanal) eine Radialspannung $\sigma_{rad} = 0$ und eine Tangentialspannung entsprechend $\sigma_{tang} = 2 \cdot \sigma_z$ annehmen.

G. SPACKELER, 1938 /43/, weist darauf hin, daß die hohe Tangentialkomponente dem entspricht, was der Geologe oder Bergmann als Gewölbe- oder Kämpferdruck bezeichnet. Letzterer baut sich mit zunehmender Entfernung vom Hohlraum wieder langsam ab. Diese Zone zeigt gänzlich anderes Permeabilitätsverhalten als das weiter vom Hohlraum entfernte Flöz. Allerdings konnten Kerne mit (auch ohne die Wirkung von durchströmenden Fluiden) wechselnden Gerüstspannungen bisher nicht hinsichtlich ihrer Gasdurchlässigkeit untersucht werden.

Dies ist nun möglich. Auch Kanalbildung in dieser Zone hoher Spannungen ist jetzt erforschbar.

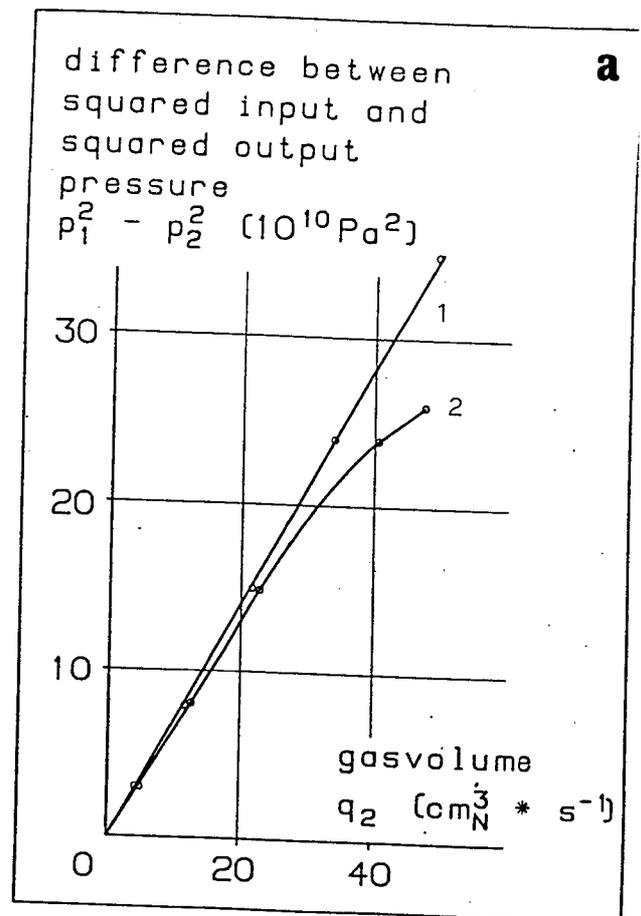
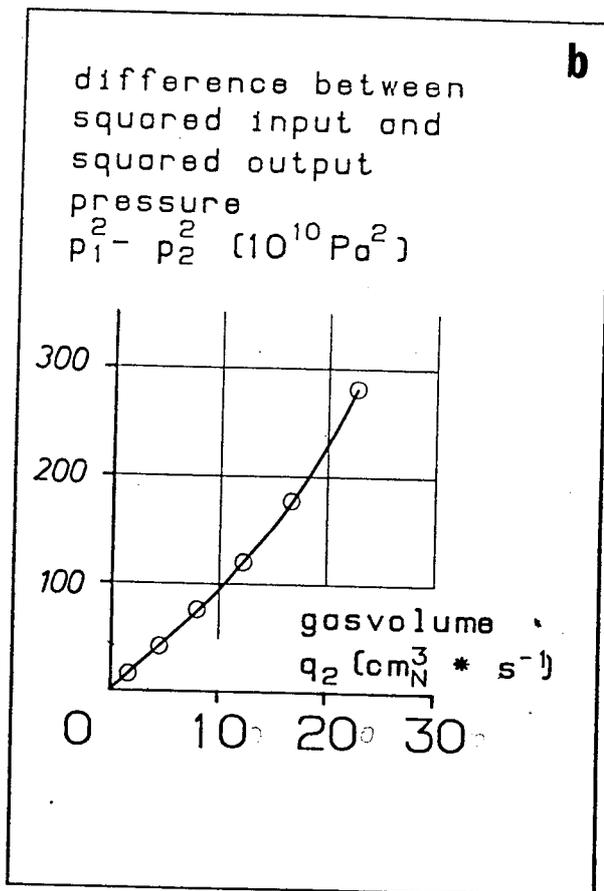


Abb. 24: Ergebnis der Permeabilitätsbestimmung an einer Keramikprobe bei einer orts- und fluiddruckunabhängigen Gerüstspannung von 2 MPa mittels der Methode der Belastungsringe.

- a: Abhängigkeit zwischen Fluiddruckdifferenz und durchströmendem Gasvolumen.
 Kurve 1: Meßergebnis bei Anwendung des Belastungsring-Systems.
 Kurve 2: Meßergebnis bei Anwendung konstanter Radialdrücke (Hassler-Zelle)
- b: Abhängigkeit zwischen Fluiddruckdifferenz und durchströmendem Gasvolumen bei Anwendung des Belastungsring-Systems; die Kurve stellt die Fortsetzung der Kurve 1 aus Abb. 24a bei hohen Druckdifferenzen dar und zeigt, daß turbulente Strömungseigenschaften erkannt werden können.

5.4 Rückwärtsbrennen von Kanälen im Labor

5.4.1 Kanalbrennversuche ohne Gebirgsdrucksimulation

Die Versuche zum Herstellen eines Kanals mit der Methode des Rückwärtsbrennens werden vornehmlich im 'Druckbehälter 6 cm' durchgeführt. Dabei wird eine Sonderausführung des Autoklaven zur Aufnahme von (zusammengesetzten) Kernen einer Länge bis zu 72 cm verwendet. Die Methode zur Präparation derart langer, kompakter Kohlekerne publizierte der Verfasser bereits mit K. PALZ und H. SCHLOEMER, 1984 /44/.

Brenntests ohne Gebirgsdrucksimulation beantworten einmal die Frage, ob unter den vorliegenden Laborbedingungen nicht generell Kanäle entstehen (müssen) und zum zweiten erlauben sie, in der eingesetzten Kohle eine erste Abschätzung der zu erwartenden Kanal- und Koksschichtdimensionen.

Deweiteren ist ein Vergleich mit den Ergebnissen aus Brenntests unter Gebirgsdrucksimulation und damit eine Beurteilung des Einflusses hoher mechanischer Spannungen durchführbar.

In allen im Kapitel 5.2 beschriebenen Druckbehältertypen befindet sich die Probe so in einem Behälter, daß eine Anströmung nur von einer Stirnfläche möglich ist und das Fluid nach Durchfließen der Probe an der zweiten Endfläche wieder ausströmt. Betrag und Richtung des Massenflusses (bei Flüssigkeiten auch der Strömungsgeschwindigkeit) sind idealerweise an jeder Stelle gleich, so daß von eindimensionalen Strömungsverhältnissen gesprochen werden kann.

Dies ist ein wesentlicher Unterschied zur Natur, wo eine in einem Produktionsbohrloch angelegte Druckdepression Ursache für komplizierte flächige oder räumliche Strömungszustände ist. Da sich die Linien gleichen Fluiddruckes im Sediment kreisförmig oder elliptisch (in einer Projektionsebene), bzw. trichterförmig (räumlich gesehen) um die Entnahmebohrung scharen und ferner die Stromlinien normal zu den Potentiallinien angeordnet verlaufen, liegen im Gebirge sogar gegensinnige Fließrichtungen vor. Es herrschen zwei- oder gar dreidimensionale Strömungsbedingungen.

Somit können niedrig permeable Gesteinspartien im Feld großräumig umflossen werden und die Output-Bohrung kann ihre Drainagewirkung gar in einer Art entfalten, daß sie - wenn bspw. nach Zündung des Flözes die Gasdurchlässigkeit dieser Partien verringert werden sollte - nicht auf dem direkten kürzesten Weg zwischen ihr und der Input-Bohrung angeströmt wird, sondern von der gegenüber liegenden Seite ihrer Mantelfläche versorgt wird. Trotz längeren Fließweges des Prozeßgases ist dieser Weg dann durch einen geringeren Strömungswiderstand charakterisiert. Dadurch kann es - zumindest in der theoretischen Betrachtung - ermöglicht werden, daß es

in solchen und ähnlichen denkbaren Situationen zu überhaupt keiner Kanalbildung, vielmehr zu einer lediglich radialen Vergrößerung des Bohrlochdurchmessers kommt.

Andererseits scheidet die Möglichkeit der großräumigen Umströmung bei der Simulation im hier beschriebenen Autoklaven aus. Die simulierte Produktionsbohrung (= Gasraum hinter der niederdruckseitigen Probenendfläche) muß von einer vorgegebenen Seite ihren Prozeß- und später auch ihren Produktgaszufluß erhalten, so daß die Überlegungen ergeben könnten, daß sich prinzipiell ein Kanal ausbilden wird.

Dieser Problematik widmen sich einige Versuche. Bei der Versuchsauslegung muß darauf geachtet werden, daß in allen Fällen die für die Entstehung von rückwärts brennenden Kanälen geeigneten Anströmgeschwindigkeiten der Brennfront vorliegen und ein kritischer Mindest- oder Höchst-Massenfluß nicht unter- oder überschritten wird. Es wird bei diesen Versuchen als konstante Randbedingung ein spezifischer Massenfluß $m_f = 2,5 \cdot 10^{-2} \text{ (kg s}^{-1} \text{ m}^{-2} \text{)}$ einjustiert.

Wie die Auswertung der Versuche ergibt, werden in der Tat in neun von elf durchgeführten Versuchen Kanäle gebildet und zwar sowohl bei atmosphärischen p_2 -Drücken als auch bei erhöhten. Die Konsistenz der untersuchten Kohlekerne wird absichtlich möglichst unterschiedlich gewählt:

- sehr dichte, nahezu rißfreie Kerne, bei denen zwecks Aufrechterhalten des Gasstromes q hohe Eingangsdrücke p_1 und hohe Druckdifferenzen dp erforderlich sind,
- fragile, von einem oder einigen wenigen größeren Rissen durchzogene Kohlekerne, die eine um den Faktor 10 bis 100 geringere Druckdifferenz zur Einstellung des gewünschten Massenstromes vorzugeben gestatten.

Kanäle werden bei beiden beschriebenen Kerntypen gebrannt. Der Brennvorgang zeichnet sich durch hohe Geschwindigkeit aus und schafft insbesondere dann, wenn er sich an bestehenden Rissen orientiert, enge Kanäle von wenigen mm Durchmesser, umgeben von einer Semikoks-schicht einer Dicke von ca. 0,5 bis 1 cm. Die Kanaldurchmesser der rißfreien Kerne sind größer und der Brennfortschritt des Kanals pro Zeit ist geringer.

In zwei von elf Versuchen können keine Kanäle gebrannt werden. Beide Male handelt es sich um tektonisch stark gestörte Proben. Sie zeichnen sich durch eine Vielzahl kleinster, jedoch makroskopisch noch erkennbare Risse sowie ein hervorragend ausgebildetes Schlechtensystem aus, welches - ursprünglich nur latent vorhanden - durch die Präparation stärker in Erscheinung tritt und den Kern in eine Vielzahl kleinster Spaltkörper zerteilt. Im Gegensatz zu den Kernen mit wenigen größeren Rissen, auf denen eine bevorzugte Gasströmung stattfindet, wird bei den zuletzt beschriebenen beiden Proben eine

sehr gleichmäßige Verteilung des Gasstroms, verursacht durch die Vielzahl der feinen Risse und Schlechten, verursacht. Diese diffuse Anströmung der Brennstelle resultiert darin, daß es - wie in Abb. 25a dargestellt - zu einem deutlich langsameren Brennen der Front auf ganzer Breite des Probenquerschnittes kommt. Lediglich ein schwach ausgebildetes Overriding, d.h. eine Konzentration des Brennvorgangs auf den oberen Kernteil, ist zu bemerken.

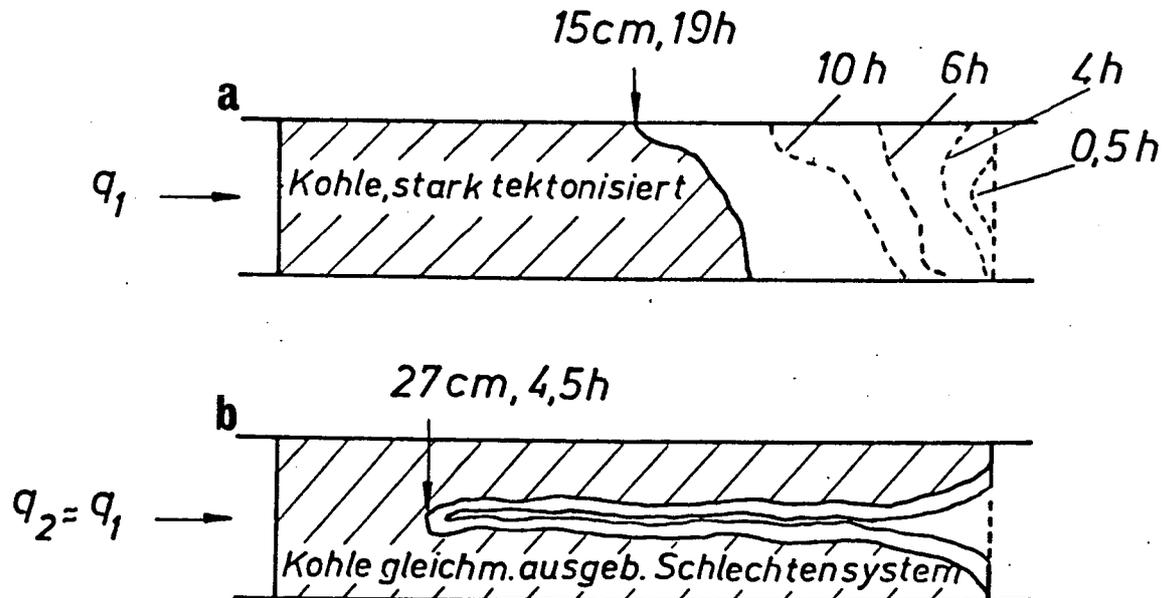


Abb. 25: Möglichkeiten der Entwicklung der Brennfront bei Gegenstromverbrennung unter eindimensionalen Strömungsverhältnissen.
a: Gleichmäßiges Voranschreiten der Brennfront über den gesamten Probenquerschnitt.
b: Voranschreiten der Brennfront in Form eines fingerförmigen Kanals.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß auch bei der hier angewandten Versuchsanordnung mit eindimensionaler Strömung, die bei Ausbildung einer plastischen Zone um die bestehende Brennfront im übrigen örtlich in eine mehrdimensionale übergeht, die Bildung von Kanälen nicht zwangsläufig nach der Zündung erfolgen muß. Auch die simulierte radiale Vergrößerung des Bohrlochs ist zu beobachten. Dieses Ergebnis wird durch spätere Versuchsmodifikationen bei Kanalbrennversuchen unter Gebirgsdrucksimulation bestätigt.

Das Erarbeiten von Ergebnissen zum Verhalten und zur Beschreibung gebrannter Kanäle nach ihrer Fertigstellung ist ein wesentliches Ziel der Laborexperimente (Kaltzustand bzw. wiederverfestigte Kohle). Der nachfolgende Text konzentriert sich zunächst auf die Erfassung von Form und Ausdehnung der den Kanal begleitenden Koksschicht.

Nach Beendigung eines jeden Kanalbrenntests werden die Kohlekerne aus dem Druckbehälter entnommen und durch schichtweises Abtragen von Material der Verlauf des Kanals und der ihn begleitenden Koksschicht vermessen. Bei einigen Versuchen wird ein Gipsausguß der Kanäle hergestellt oder der Kern wird scheibenweise mit einem diamantbesetzten Sägeblatt zerschnitten. Wegen der für Durchmesser von 6 cm notwendigen Dicke des Sägeblattes sowie Schwingungen des Blattes zerstört ein derartiger Schnitt jedoch 3 bis 4 mm Kernmaterial, so daß die Vermessung bei der Herauspräparation des Kanals vorgezogen wird.

Das Ergebnis dieser Vermessung erlaubt eine hinreichend genaue graphische Darstellungsmöglichkeit der Lage von Kanal und Koksschichten in der Kohle zum Zeitpunkt des Versuchsendes. Abb. 26a zeigt 12 Axialschnitte durch die Kohleproben nach dem jeweiligen Versuchslauf, Abb. 26b spiegelt die Radialschnitte der in den Axialschnitten 5, 7 und 8 markierten Stellen wider. Die Axialschnitte werden flözgängig vorgenommen.

Da sich das Herauspräparieren der Kanäle mit der sie umgebenden Koksschicht schwierig gestaltet, kann oftmals keine exakte bankrechte Vermessung vorgenommen werden. Dennoch sei die qualitative Aussage formuliert, daß die Ausgestaltung der Kanäle und Koksschichten nicht an die lagenweise Aufeinanderfolge petrographisch unterschiedlicher Streifenarten geknüpft ist, d.h., daß die Durchmesser der Kanäle und Koksschichten sich bankrecht und flözgängig nicht wesentlich unterscheiden. Folglich ergeben sich in den meisten Fällen kreisrunde Kanalquerschnitte, die nur bei Vorliegen besonderer Gründe, etwa der Existenz größerer Berge- oder Faserkohlen-Linsen, zugunsten elliptischer oder sehr komplizierter Formen in den Hintergrund treten.

Bei der beschreibenden Aufnahme der Kerne nach Versuchsende fällt als erstes die Möglichkeit der exakten Definition der Grenze Kohle/Koks ins Auge (Dies gilt bei anthrazitischer Kohle mit gewissen Einschränkungen). Ein Übergang vollzieht sich meist innerhalb eines Millimeters! Diese scharfe Grenze entspricht dem Erweichungspunkt der Kohle unter den herrschenden Bedingungen. Die Stellen, an denen die Temperatur beim Brennvorgang ausreicht, einen Übergang der Kohle in den plastischen Zustand zu bewirken, bilden in ihrer Gesamtheit eine Fläche, die einen drehparaboloid-förmigen Körper ummantelt. Außerhalb dieser Fläche liegt vorgetrocknete, dichte und relativ geringpermeable Kohle ($\gamma = 1,3 \text{ g/cm}^3$; Nutzporosität $n_v = 0,04$), innerhalb hochporöser, gut permeabler Halb-

koks ($\gamma < 1,0 \text{ g/cm}^3$; $n_s = 0,35$). Durch sehr extensive Untersuchungen an dieser Kohle ist die Charakterisierung des plastischen Bereichs durch Erweichungs-, Wiederverfestigungspunkt und Dilatationshöhe gut bekannt. Die Erweichungstemperatur unter den hier diskutierten Versuchsbedingungen liegt bei $390 \text{ }^\circ\text{C}$.

Somit kann die Grenze der den Kanal umgebenden Koksschicht als $390 \text{ }^\circ\text{C}$ -Isotherme angesprochen werden. Temperaturmessungen an aufgeheizten Kohleproben mit anschließender visueller (makroskopischer) Auswertung bestätigen das oben Gesagte eindeutig.

Die in Abb. 26a erkennbaren Unterbrechungen des Kanalverlaufs in den Schnitten 2, 5 und 7 sowie die scheinbar beträchtlichen Schwankungen im Kanaldurchmesser sind auf ein 'Wegtauchen' oder eine 'Aufsteigen' des Kanals zurück zu führen, da auf eine Projektion des Kanals in die Schnittebene zum Zweck der Veranschaulichung des doch recht gleichmäßigen Kanalverlaufs verzichtet wurde.

Die Schnitte 1 bis 4, 7 und 12 zeigen Kanäle im Initialstadium. Bei den Schnitten 1 bis 4, 6, 9 und 11 sind konkurrierende Nebenkanäle oder Ansätze von solchen erkennbar. Insbesondere im Initialstadium kommt es zu einem wenig zielgerichteten, d.h. wenig punktuellen Brennvorgang, sondern zur Entstehung größerer, trichterförmiger Röhren (Schnitt 1 bis 4, 7 und 12).

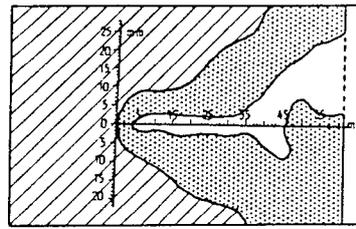
Aber auch während der fortgeschrittenen Brennphase entstehen vereinzelt größere, ausgebrannte Räume (Schnitt 9 und 11) an Stellen, an denen strukturelle Besonderheiten vorliegen. An einer solchen Stelle hat sich in Schnitt 9 der konkurrierende Nebenkanal ausgebildet.

Abb. 26: (nächste zwei Seiten): Graphische Wiedergabe der visuellen (makroskopischen) Aufnahme der Kanalumgebung nach Brenntests (bituminöse Steinkohle, Saarfett) in Form von Schnittbildern

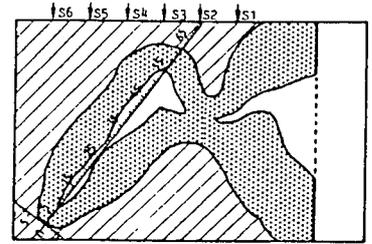
a: (nächste Seite): Axialschnitte 1 bis 12 durch die Kernmitten (flözgängig) zum Zweck der Veranschaulichung von Form und Dimension der Kanäle und der sie umgebenden Koksschichten

b: (übernächste Seite): Radialschnitte (bankrecht) der zu den Schnitten 5, 7, 8 und 10 gehörenden Proben in unterschiedlichen Entfernungen von der Zündfläche.

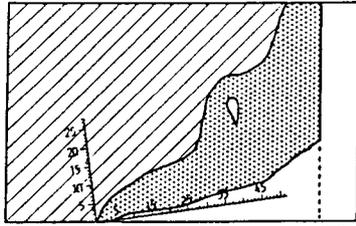
a



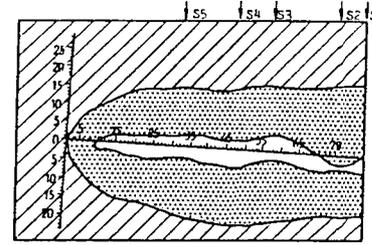
Schnitt 1



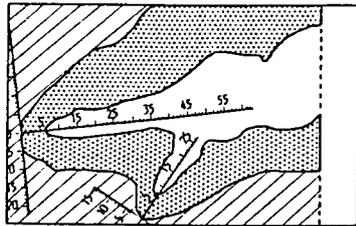
Schnitt 7



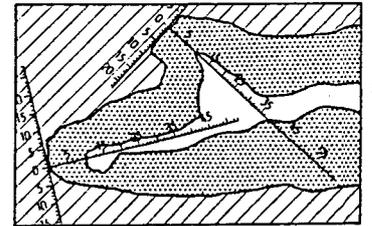
Schnitt 2



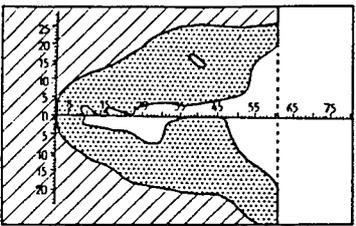
Schnitt 8



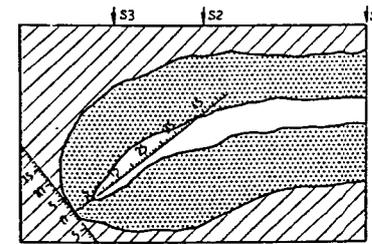
Schnitt 3



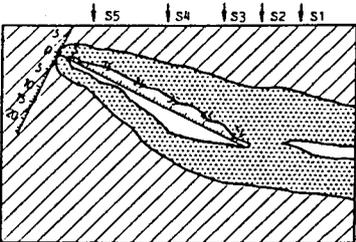
Schnitt 9



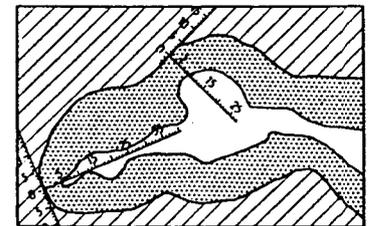
Schnitt 4



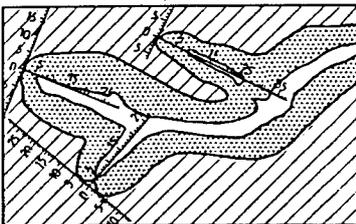
Schnitt 10



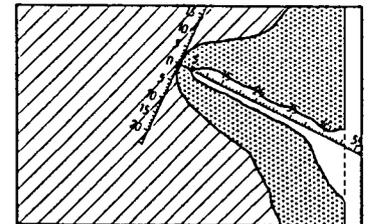
Schnitt 5



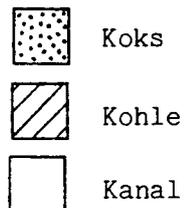
Schnitt 11



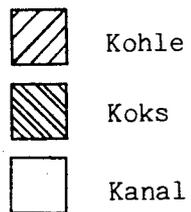
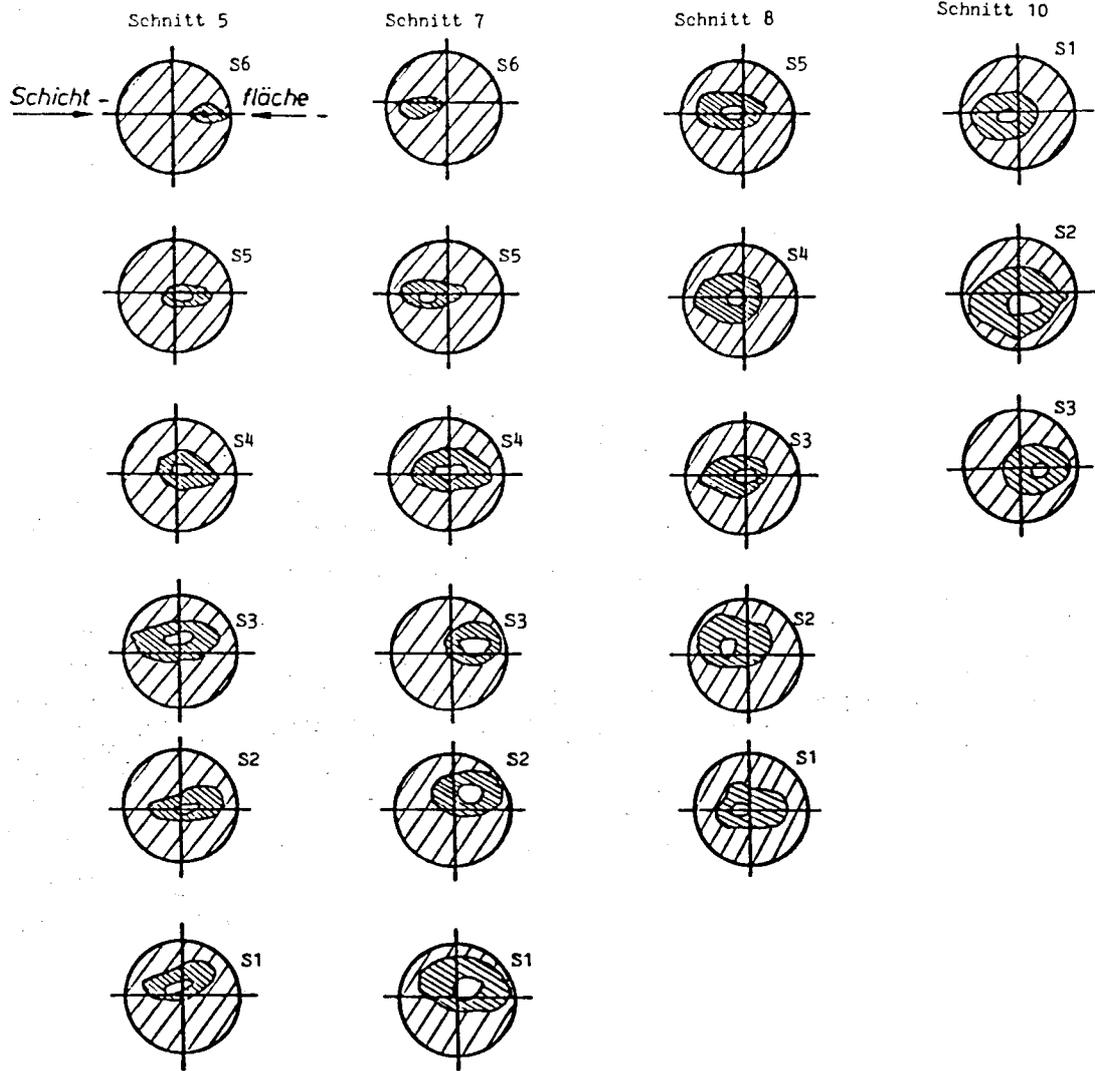
Schnitt 6



Schnitt 12



b



Um über die rein qualitative Beschreibung der maximalen räumlichen Ausdehnung der 390 °C-Isotherme (= Erweichungsfläche) zu einer objektiveren, d.h. quantifizierbaren Beschreibung zu kommen, werden über die Scheitelpunkte der Grenze Koks/Kohle x-y-Achsenkreuze gelegt und der entfernungsabhängige Verlauf der Erweichungspunkte in Form der in Tab. 3 (nächste Seite) wiedergegebenen Wertetafel aufgenommen.

Sind bei einem Versuch mehrere Kanäle vorhanden, so werden sie - wo immer möglich - als eigenständige Schnitte in die Wertetafel aufgenommen. Der in geschnittener Darstellung obere Kurvenast wird als +y, der untere als -y angesehen. In einigen Fällen wird nur ein Kurvenast berücksichtigt.

Um die Wertemenge mit x = Entfernung zwischen Scheitel der maximalsten Ausdehnung der Erweichungsfläche und Punkt $x_1 \dots x_n$ im Kanal und der Erweichungsfläche im Abstand x als mathematische Funktion ansehen zu können, ist es erforderlich, den unteren Kurvenast ($x, -y$) an der x-Achse zu spiegeln, d.h. die y -Werte werden betragsmäßig betrachtet. Dieses Diagramm (über 400 Einzelwerte) ist als Abb. 27 in diesen Text aufgenommen.

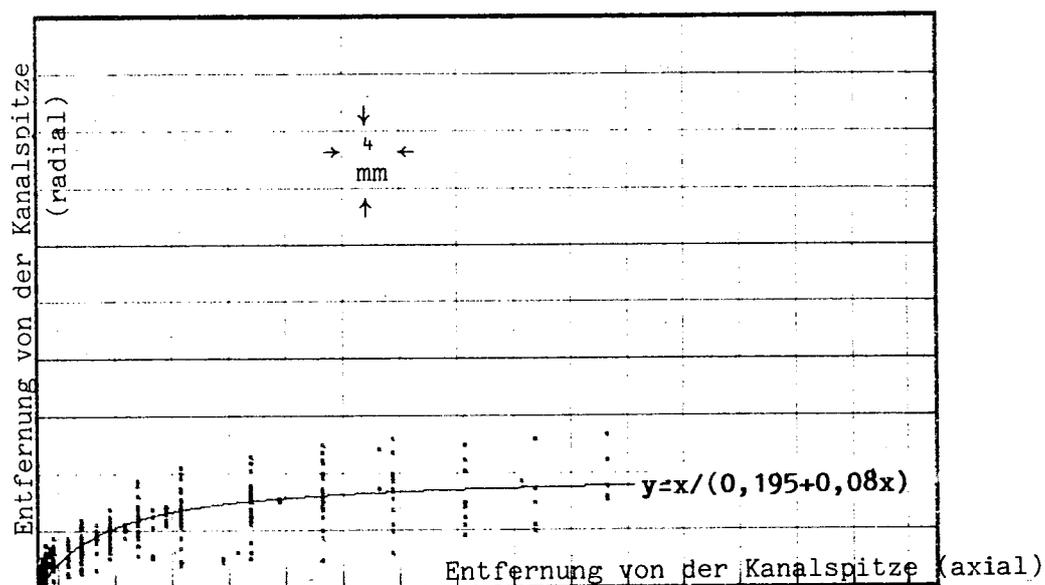


Abb. 27: Funktionaler Zusammenhang zwischen der Entfernung der 390 °C-Isotherme von der Kanalmitte und der Distanz des Untersuchungspunktes zur Brennstelle für Saarfettkohle bei einem spezifischen Massendurchsatz von $\dot{m}_F = 2,5 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^2$

In der diagrammatischen Darstellung ist die Auswertung von insgesamt 12 Brenntests (über 400 Meßwerte) beinhaltet. Doppelte Punktlagen sind nicht besonders gekennzeichnet.

Tab. 3: Verlauf der Grenze Koks/Kohle mit zunehmender Entfernung von der Kanalspitze.

x=Entfernung Scheitel der Maximalausdehnung der Erweichungsfläche, - Meßpunkt im Kanal: x (10 ⁻³ m)*	Entfernung Meßpunkt Erweichungsfläche im Kanal - Entfernung x:y (10 ⁻³ m)															
	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3.1		Schnitt 3.2		Schnitt 4		Schnitt 5		Schnitt 6.1		Schnitt 6.2	
	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d
0	0	0			0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,1	(1)	(2)			(1,5)	(3)										
0,25	(2)	(3)	(1)		(2,5)	(4)	(1)	(1,5)	(4)	(3,5)	(2)	(1,5)	(2)	(1,5)		
0,5	3	4,5	2		3,5	4,5	2	2,5	4,5	4	2,5	2	2,5			2
0,75	3,5	5			4,5	5			5,5	5			3			
1,0	4	5,5	3,5		5	5,5	2,5	3	6	5,5	3,5	3,5	3,5		1	2,5
2	5,5	6,5	4,5		5,5	6	3,5	3,5	7	6,5	4	4	4,5		2	3
3	7	7,5	5		6,5	6,5	4	4	8,5	7	4,5	4,5	6		3	3,5
4	8	8	6,5		7	7	5	5	9	8	5	5				
5	8,5	8,5	6,5		7,5	7,5	6	6	10	8,5	6	5	7	9	4	
6	9	9	7		8	8,5	7	7								
7	9,5	10			9	9		8							4,5	
8					11	10		8,5							4,5	4
9	9,5	11			11,5	10,5		9								
10			8,5		12	11		9,5	12	11,5	7	5,5	9	10		
13																
14																5
15	10		12,5		14,5	12,5		12	13,5	14	9	6,5	11,5	11,5		
17																
20	11,5		13,5		17,5	13		13		18	10	8	12,5	11,5		
24					19,5	14										
25			15							19	11	9				
30										20	12	10				
34																
35										21	14	12				
40										21,5	14,5	12,5				
41																
45										22						
49																
50																

*) Klammerwerte geschätzt **) "Spitze" ***) Spitze + Rest

Fortsetzung Tab.3

x=Entfernung Scheitel der Maximalausdehnung der Erweichungsfläche, - Meßpunkt im Kanal: x (10 ⁻³ m)*	Entfernung Meßpunkt Erweichungsfläche im Kanal - Entfernung x:y (10 ⁻³ m)																	
	Schnitt 6.3		Schnitt 7		Schnitt 8		Schnitt 9.1		Schnitt 9.2		Schnitt 10		Schnitt 11.1		Schnitt 11.2		Schnitt 12	
	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d	y=+d	y=-d
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,1							(3)	(2)										
0,25			(2)	(2)	(2,5)	(4)	(4)	(2)	(3)	(2,5)	(2)	(4)	(3)	(3,5)		(3)	(1,5)	
0,5	2,5	3	2,5	2,5	2	2,5	(5)	(2,5)	5	4	3	6	5	4,5	4	2,5		
0,75																		
1,0	4	5	3,5	3	3	3,5	6	3	6	6	3,5	7	6	5,5	5	3,5		
2	5,5	6,5	4	4,5	5	5,5	7	4,5	6	7,5	5	8	6,5	6,5	6,5	5	5	
3	6,5	7	4,5	5	6,5	6,5	7,5	5,5	6,5	9	6	9,5	7	9	7	6		
4	7	7,5																
5	7,5		5,5	5,5	8,5	8,5	8,5	6,5	8	13	9	11	8,5	13	9	8		
6		8																
7	8		7	6	9,5	10,5	10	7,5	9,5	14,5	11	13	9,5	15	10	8,5		
8																		
9			9	9	7	11,5	12,5		11	16	14	15,5	10,5	17	12	9,5		
13																		
14																		
15			10,5	9,5	14	14,5		13		18,5	17,5	18,5	12,5	18,5	11			
17							12,5	12										
20			11	11	15,5	16				20		20	14	19				12
24										21								
25							14	13,5										12,5
30			11,5	11,5	16,5	18												
34																		
35																		
40																		
41																		
45																		
49																		
50																		

Die Punkteschar kann durch die Regressionsfunktion

$$y = x/(a + b \cdot x),$$

mit $a = 0,195$
und $b = 0,080$

charakterisiert werden. Bei einer Stichprobe von nur 120 Wertepaaren ist die lineare Korrelation mit einer Sicherheit von 99 % bereits für $r_{99} > 0,236$ gesichert.

Die Regressionsfunktion

$$y = x/(0,195 + 0,08 \cdot x)$$

sichert die Korrelation zu den über 400 Wertepaaren durch einen Korrelationskoeffizienten von $r_{99} = 0,735!$

Ursache des Streubereiches der Werte in Abb. 27 ist die in einigen Schnitten erkennbare Asymmetrie der Isothermenfläche - entweder tatsächlich vorhanden oder durch nicht ganz korrekte Orientierung des Koordinatenkreuzes künstlich geschaffen.

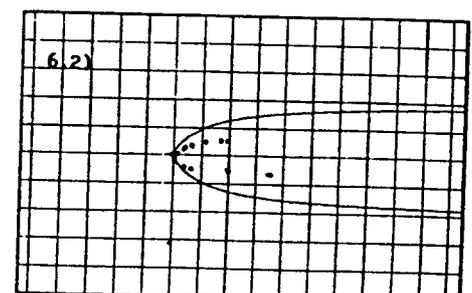
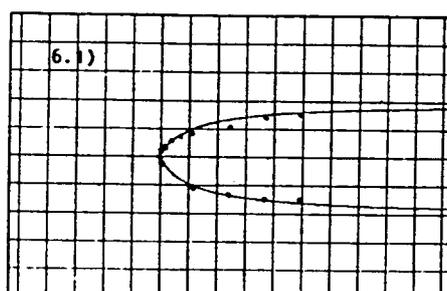
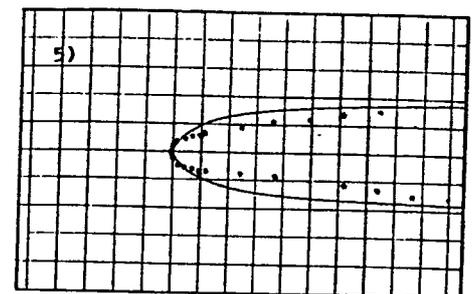
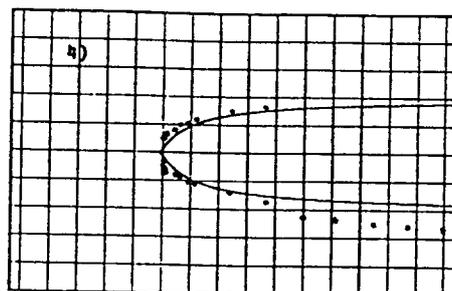
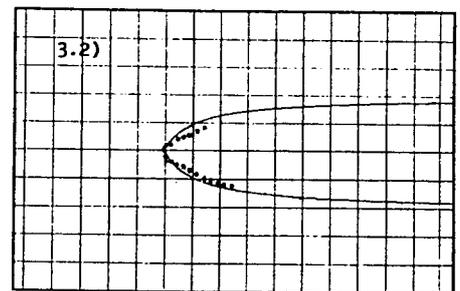
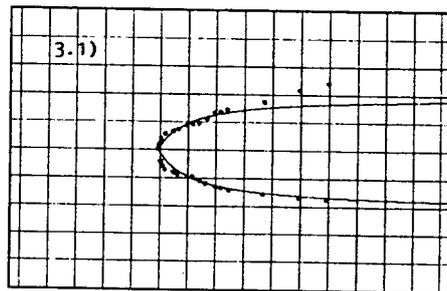
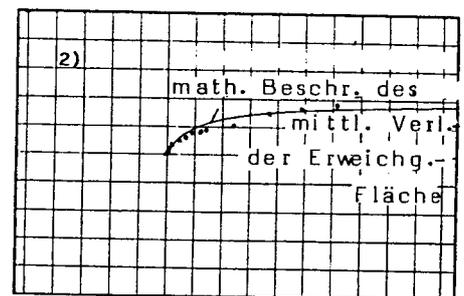
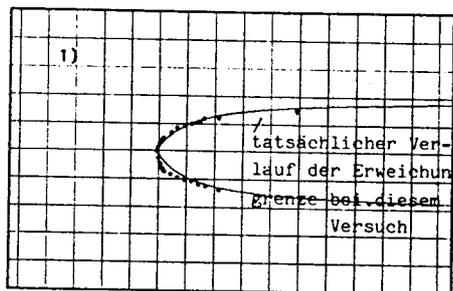
Abb. 28 gibt die Abweichungen der tatsächlichen Meßwerte der 390° C-Isothermenfläche von der verallgemeinerten, d.h. mittleren, für diese Kohlenart gültigen mathematischen Beschreibung ihres Verlaufs wieder. Generell kann von einer guten Übereinstimmung zwischen gemessenen Werten und der mathematischen Beschreibung des mittleren Verlaufs der Werte für diese Kurve gesprochen werden. Überdurchschnittliche Übereinstimmung besteht bei den Schnitten 1.2, 6.1, 9.1 und 12, weniger gute hingegen bei Schnitt 6.2.

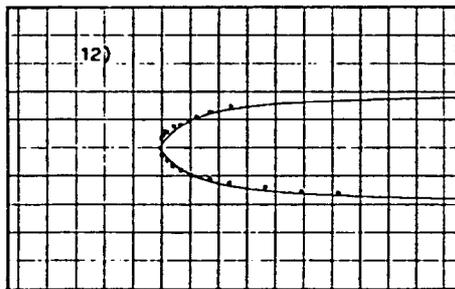
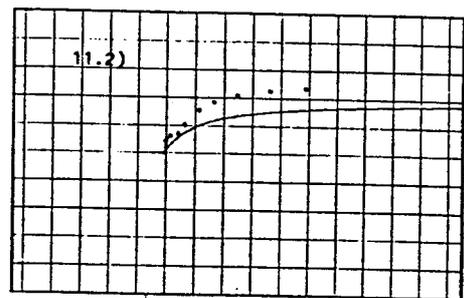
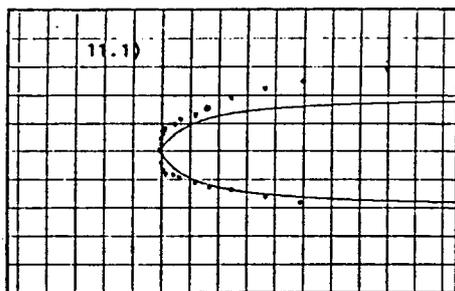
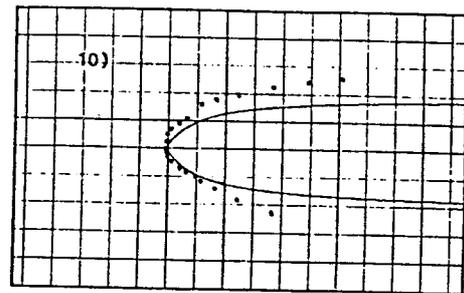
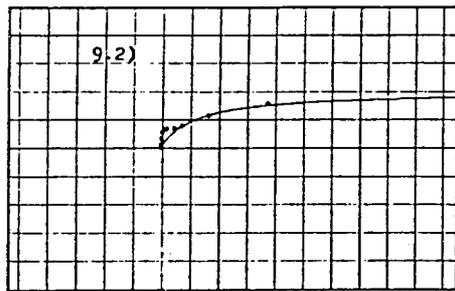
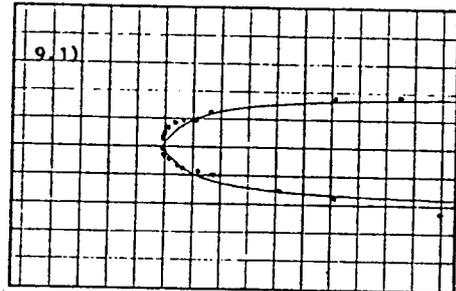
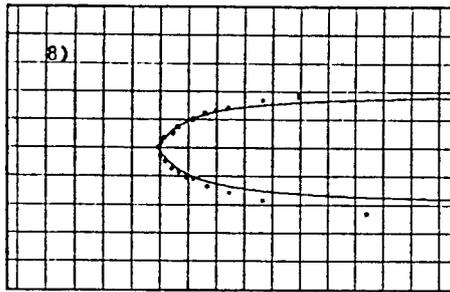
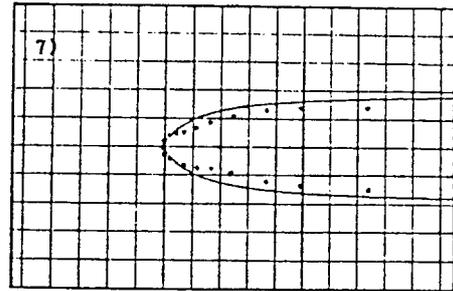
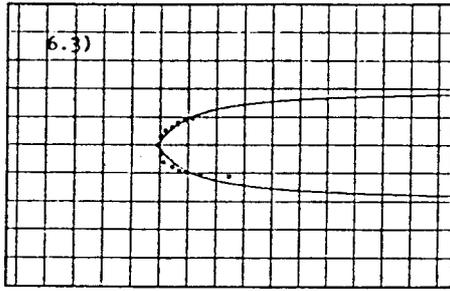
Der weniger gut übereinstimmende Versuch kann natürlich durch andere Faktoren a und b besser gekennzeichnet werden. Die Streuung dieser Faktoren und die damit erreichbaren Korrelationskoeffizienten bei der Erstellung der Regressionsfunktion sind in Tabelle 4 niedergeschrieben.

Der Faktor $1/a$ ist ein Maß für die Steilheit der Kurve bzw. Öffnungsweite des Kanals im Scheitelbereich. Faktor $1/b$ beschreibt den Grenzwert der Funktion.

Abb. 28: Abweichungen des Verlaufs der Erweichungsflächen (flözgängig geschnitten) in den Versuchen zu den Schnitten 1-12 (Punkte) vom Verlauf der mittleren 390° C-Isotherme (durchgezogene Kurve) bei Saarfettkohle. Die durchgezogene Kurve stellt in diesem Fall keine Funktion dar! – Gute Übereinstimmung zwischen der für Saarfettkohle typischen Form und der tatsächlichen Form beim jeweiligen Versuch ist in den Schnitten 1,2,6.1, 9.1 und 12 erkennbar.

Ein Versuch mit weniger guter Übereinstimmung von tatsächlichem und mittlerem Verlauf der Erweichungsfläche ist im Schnitt 6.2 wiedergegeben. Bei den übrigen Schnitten kann von mäßig guter Übereinstimmung ausgegangen werden.





Tab. 4: Beschreibung des entfernungsabhängigen Verlaufs der Teernacht durch die Regressionsfunktion $y=x/(a+b*x)$

	FAKTOR a	FAKTOR b	geforderter Mindestkorrelationskoeffizient nach der "Student-t-Verteilung"	tatsächlich berechneter Korrelationskoeffizient
Schnitt 1				
+y	0,1349	0,0856	> 62,3	99,33
-y	0,0775	0,0920	> 66,2	98,58
Schnitt 2				
+y	0,3119	0,0604	> 70,8	95,40
Schnitt 3.1				
+y	0,2306	0,0508	> 59,0	92,62
-y	0,1611	0,0707	> 59,0	97,91
Schnitt 3.2				
+y	0,2053	0,1317	> 66,2	93,04
-y	0,3314	0,0683	> 66,2	92,60
Schnitt 4				
+y	0,0929	0,0712	> 76,5	98,64
-y	0,2037	0,0446	> 62,3	97,17
Schnitt 5				
+y	0,2642	0,0825	> 62,3	97,80
-y	0,3866	0,0910	> 66,2	94,45
Schnitt 6.1				
+y	0,1991	0,0756	> 76,5	97,80
-y	0,1010	0,0828	> 91,7	99,54
Schnitt 6.2				
+y	0,4672	0,1659	> 89,6	(88,95)
-y	0,1924	0,1974	> 91,7	98,99
Schnitt 6.3				
+y	0,1025	0,1141	> 83,5	98,58
-y	0,0849	0,1063	> 83,5	99,36
Schnitt 7				
+y	0,2593	0,0804	> 70,8	98,15
-y	0,2904	0,0824	> 70,8	97,03
Schnitt 8				
+y	0,2537	0,0538	> 76,5	98,25
-y	0,2355	0,0505	> 76,5	98,06
Schnitt 9.1				
+y	0,1215	0,0663	> 70,8	99,23
-y	0,2169	0,0704	> 70,8	96,81
Schnitt 9.2				
+y	0,1222	0,0765	> 76,5	98,88
Schnitt 10				
+y	0,1289	0,0444	> 70,8	98,88
-y	0,1997	0,0513	> 76,5	91,62
Schnitt 11.1				
+y	0,1123	0,0481	> 76,5	97,57
-y	0,1321	0,0712	> 76,5	98,16
Schnitt 11.2				
+y	0,1150	0,0477	> 76,5	98,34
Schnitt 12				
+y	0,0988	0,0815	> 83,5	97,68
-y	0,2013	0,0751	> 76,5	99,07

5.4.2 Kanalbrennversuche unter Simulation von Gebirgsdruck

● Makroskopische Beschreibung der Kerne vor dem Versuch:

Neben der Aufnahme von Meßwerten durch automatische Mitschrift oder Ablesung vor und während des Versuchs muß die Bedeutung der optischen Beschreibung der unbeeinflussten und der bereits im Versuch eingesetzten Proben sehr hoch eingeschätzt werden. Es deutet sich nämlich schon anhand vieler Versuchsabbrüche an, daß probenspezifische Einflüsse einen ähnlich großen Stellenwert auf den Ablauf eines Experimentes haben wie die Prozeßbedingungen selbst.

Neben der Kohlenart sowie den meist damit verbundenen und nach DIN-Vorschriften ermittelten technologischen Eigenschaften ist insbesondere dem oberflächigen Aufbau und der Konsistenz der später gezündeten Kerne Beachtung zu schenken. Für die Interpretation der Versuchsergebnisse ist vor allem von Bedeutung:

- Qualität der Schlechtausbildung,
- Winkel der Schlechten zur Hauptströmungsrichtung des Gases,
- Art und Häufigkeit von Rissen,
- Quantität und Verteilung von Faserkohle,
- Quantität und Verteilung von Nebengestein.

Einer der wesentlichen Punkte in Bezug auf Nebengestein und Faserkohle ist die Unterscheidung zwischen

- linsenförmigem,
- durchgehend-lagenweisem und
- dispers verteiltem

Vorkommen, da beide Materialien im Hinblick auf den Verbrennungsprozeß oder die Gasdurchlässigkeit als Extreme anzusehen sind und die Art ihres Vorkommens in Kombination mit ihren Eigenschaften Konsequenzen für die ablaufenden Reaktionen hat.

Größere Risse haben als Entstehungsursache häufig den Gewinnungsprozeß untertage und die mechanische Beanspruchung beim Transport nach übertage. Ferner entstehen sie ab und an bei der Präparation des Kerns, d.h. beim Bohren oder Schneiden der Endflächen. Sie durchqueren den Kern meist komplett von Endfläche zu Endfläche, wobei stabilere, nicht gerissene Partien den weiteren Zusammenhalt gewährleisten.

Da - wie bereits beschrieben - die Permeabilität in Abhängigkeit vom aufgebrachten Radialdruck eine exponentielle Abnahme erfährt, kann davon ausgegangen werden, daß schon bei geringer mechanischer Belastung die groben Risse des Kohlekerns im Autoklaven in erheblichem Maß verschlossen werden, ohne allerdings ihre Funktion, als bevorzugte Fließwege zu fungieren.

ren, vollständig zu verlieren.

Grundsätzlich werden die Mantelfläche (nur zeichnerisch, nach Vermessung) und die beiden Stirnflächen der Kerne vor dem Einbringen letzterer in den Inliner im Maßstab 1:1 mittels Selbstklebe-Klarsichtfolie aufgenommen. Dazu wird vorher feinstes Kohlepulver auf die Probe aufgetragen. Da das Pulver an den unterschiedlichen Bestandteilen verschieden stark haftet, bildet sich die petrographische Struktur ebenso wie die Risse und teilweise auch die Schlechten auf der Folie ab. Die Folie wird nach Wiederabziehen auf weißen Untergrund geklebt.

Zur Vermessung der Verlaufsrichtung der Schlechten werden die orientierten Stücke, die beim Herstellen der Endflächen entstehen, untersucht. Diese Untersuchung wird nach dem Brenntest am Kern wiederholt.

Wie bereits bei den Versuchen ohne Gebirgsdrucksimulation werden auch hier einmal

- bei unterschiedlichen Prozeßbedingungen möglichst ähnlich beschaffene Proben zur weitergehenden Eliminierung des probenseitigen Einflusses

und zum zweiten

- bei möglichst gleichen Prozeßbedingungen unterschiedlich beschaffene Proben mit dem Ziel der Abschätzung der von der Materialseite her stammenden Einflüsse auf den Brennvorgang

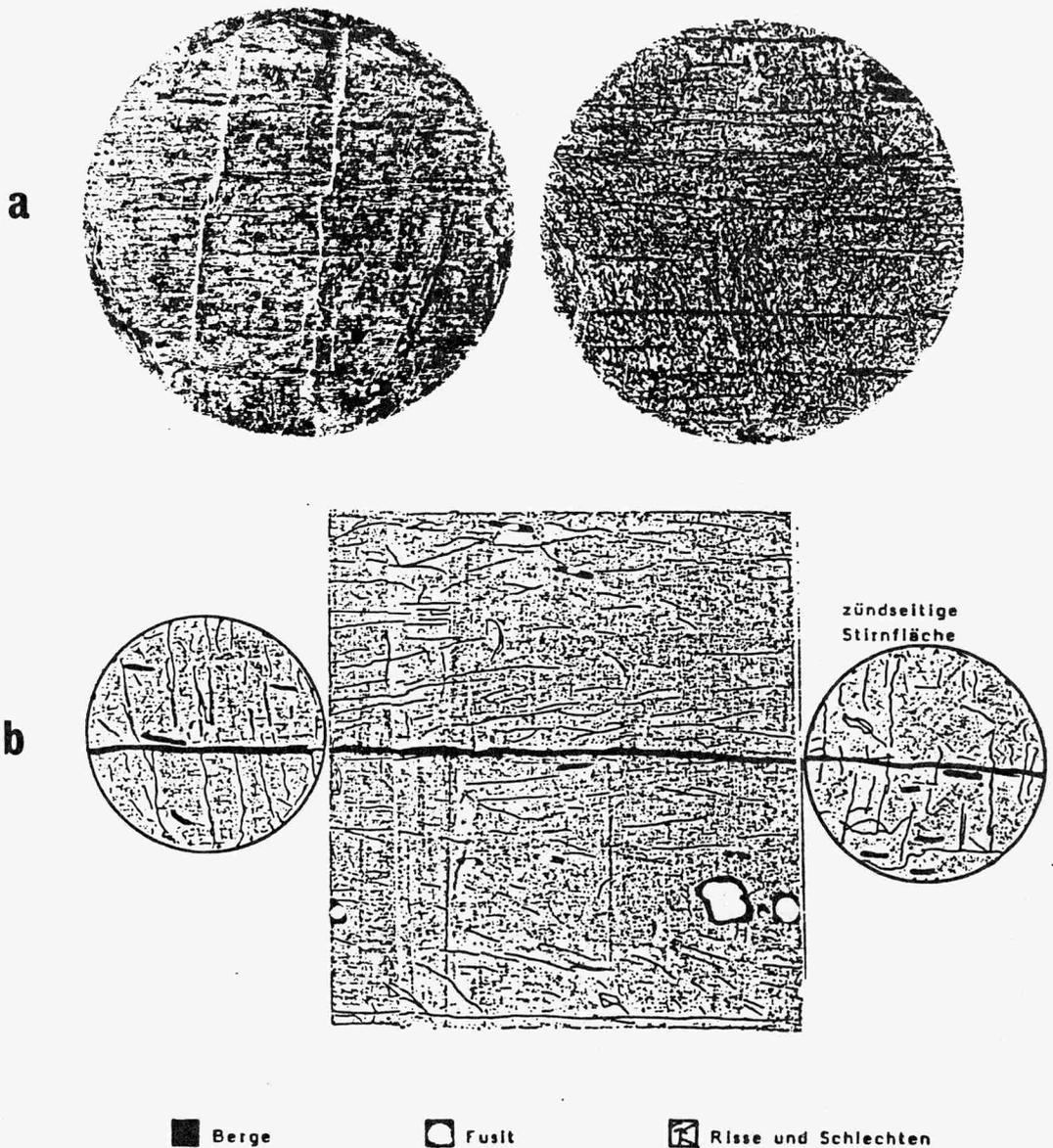
eingesetzt.

Abb. 29 und Abb. 30 machen die prinzipiellen und graduellen Unterschiede des Probenaufbaus hinsichtlich Gefüge und Petrographie deutlich.

Abb. 29: (nächste und übernächste Seite): Beispiele für die Bandbreite der petrographisch-strukturellen Konsistenz der in den Kanalbrenntests eingesetzten Kohleproben (aus: M. BECKER, 1987 /45/)

- a: Folienabdruck der Probenstirnfläche eines aufgrund zweier axial durchgehender, bankrechter Risse hochpermeablen Kerns (links) im Vergleich zu einem rißfreien Kern geringer Permeabilität (rechts).
- b: Aufgerollte Mantelfläche und Stirnflächen eines Kohlekerns mit erkennbarem axial durchgehendem Nebengesteinsband und linsenförmiger Verteilung von Fusit.

- c: Einige Probenstirnflächen mit verschiedenen Hauptmerkmalen, die auf den Brennprozeß Einfluß ausüben:
- 1) Linsenförmige Verteilung von Fusit,
 - 2) durchgehende, dünne Schicht von Fusit,
 - 3) wenige, bankrechte Risse und Schlechten, beide gut ausgebildet,
 - 4) wenige, flözgängige Risse und +durchgehende Nebengesteinsschicht,
 - 5) zwei durchgehende Nebengesteinslagen mit einer begleitenden, dünnen Fusitschicht; eine große Fusitlinse sowie dispers verteilte Faserkohle; sowohl bankrecht als auch flözgängige Risse,
 - 6) relativ homogener Kern ohne besondere Merkmale.



c

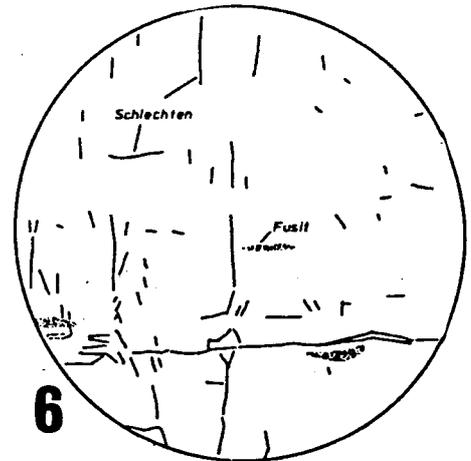
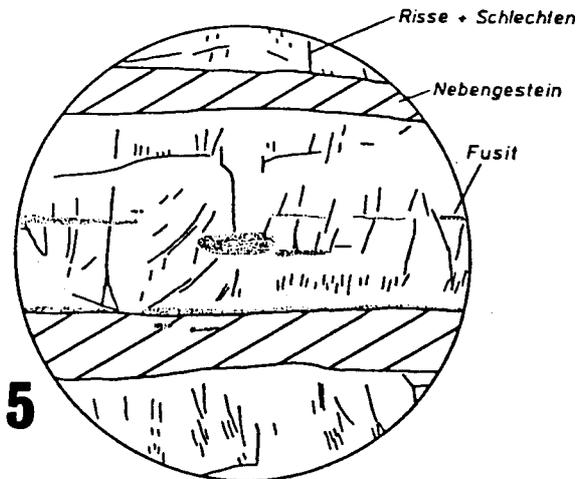
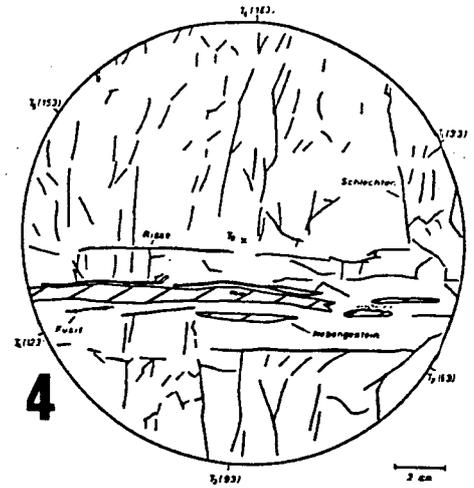
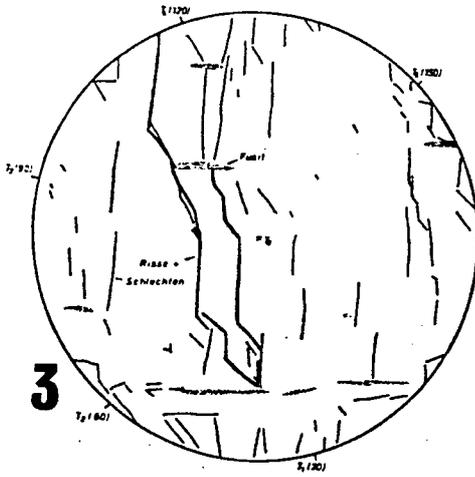
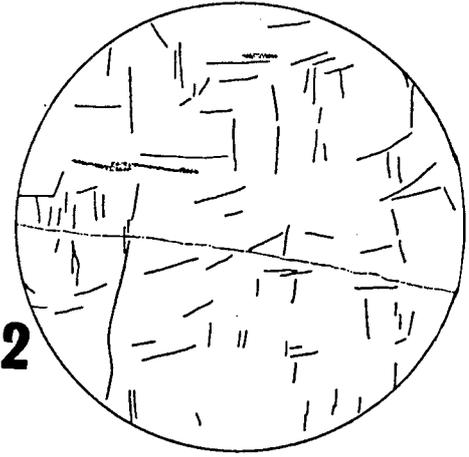
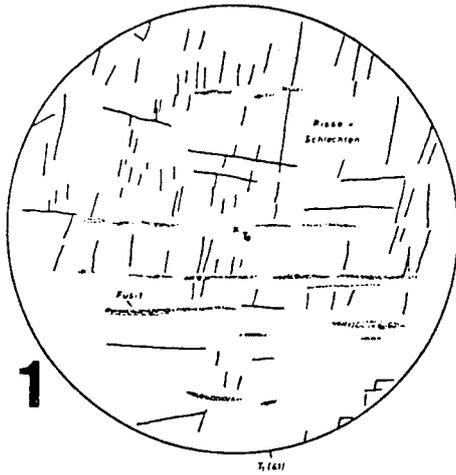
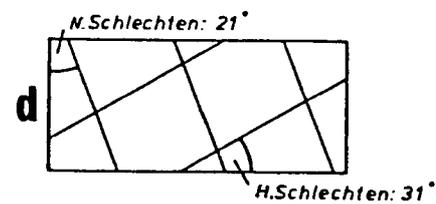
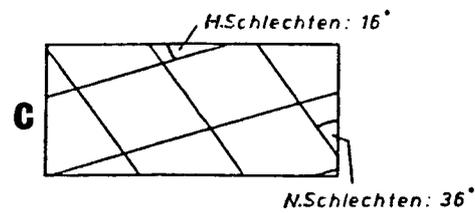
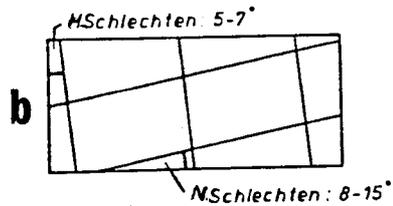
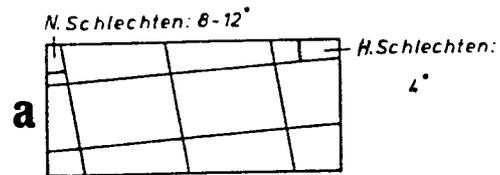


Abb. 30: Beispiele für die unterschiedliche Orientierung des Schlechtenpaares in den in Kanalbrenntests eingesetzten Kohlekernen.

- a: Hauptschlechtensystem \pm axial die Probe durchquerend.
- b: Nebenschlechtensystem \pm axial die Probe durchquerend.
- c: Übergänge zwischen den Fällen a und b: mittlerer Abtauchwinkel beider Schlechtensysteme.
- d: keine komplett durchgehenden Schlechten.



● Post Facto-Analyse der Kerne:

Ähnlich wie unter Gliederungspunkt 5.4.1 beschrieben, ist auch bei den Experimenten unter Gebirgsdrucksimulation - wenn auch aufgrund des größeren Kanal- und Koksschicht-Durchmessers und der damit einhergehenden etwas unregelmäßigeren Form - eine recht genaue Definition des Übergangs Kohle - Semikoks möglich. Bild 4 vermittelt einen optischen Eindruck des Aussehens von gebrannten Kanälen in Kohlekernen.

Im Gegensatz zu den scharfen Grenzen des Übergangs Kohle - Semikoks (diese Grenze entspricht der maximalen Ausdehnung der Erweichungsfläche) und der meist kreisrunden Form von Kanal und begleitender Koksschicht bei Versuchen ohne hohe mechanische Spannungen (Bild 4e, 4f) sind die Kanäle, die bei größerer simulierter Gebirgstiefe entstehen (4a bis 4d), meist elliptisch verformt, oftmals durch plastifizierte Kohle wiederverfüllt (4a) und von unregelmäßiger begrenzten Koksschichten umgeben (4d).

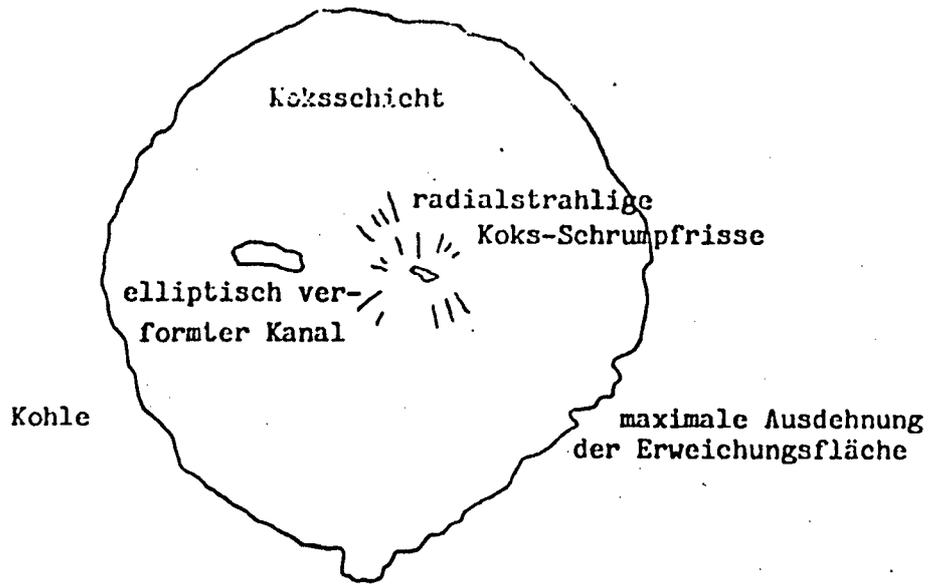
- Bevorzugte Bildungsorte von Kanälen

Obwohl bei vielen Kernen eine Ansprache des Kanalbildungsortes nach der visuellen makroskopischen Auswertung nicht durchführbar ist, kann dennoch formuliert werden, daß Risse, Schlechten und Fusitlinsen oder -lagen in denjenigen Proben, die eine Auswertung zuließen, bevorzugte Entstehungsstellen für Kanäle sind (Tab. 5). Zwar liegt der flächenmäßige Anteil dieser Partien an der Gesamt-Probenquerschnittsfläche nur im Promillebereich, andererseits findet gerade dort aufgrund des geringen Strömungswiderstandes ein hoher Prozeßgas-Massenstrom statt.

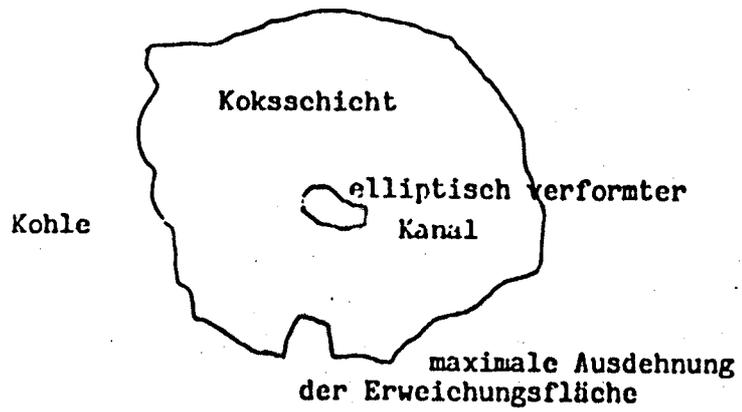
Dieser Hauptvorteil hoher Anströmung überwiegt demzufolge vor allem beim Fusit den Nachteil der geringen Reaktionsfreudigkeit, begründet in genetischen Voraussetzungen. Andererseits erfahren diese Stellen bei zu hohem Fluiddurchsatz als erste eine Überschreitung der Obergrenze des zulässigen Prozeßgas-Massenstromes und die Brennstelle wird ausgeblasen, was in einigen Versuchen festgestellt wird, in denen ein Kanal trotz hoher oder gar wegen zu hoher Prozeßgasanströmung in Fusitlinsen endet, während ein konkurrierender Kanal unter weniger bevorzugter Gasversorgung weiterbrennt.

Bild 4: (nächste und übernächste Seite): Aussehen gebrannter Kanäle und der umgebenden Koksschicht.

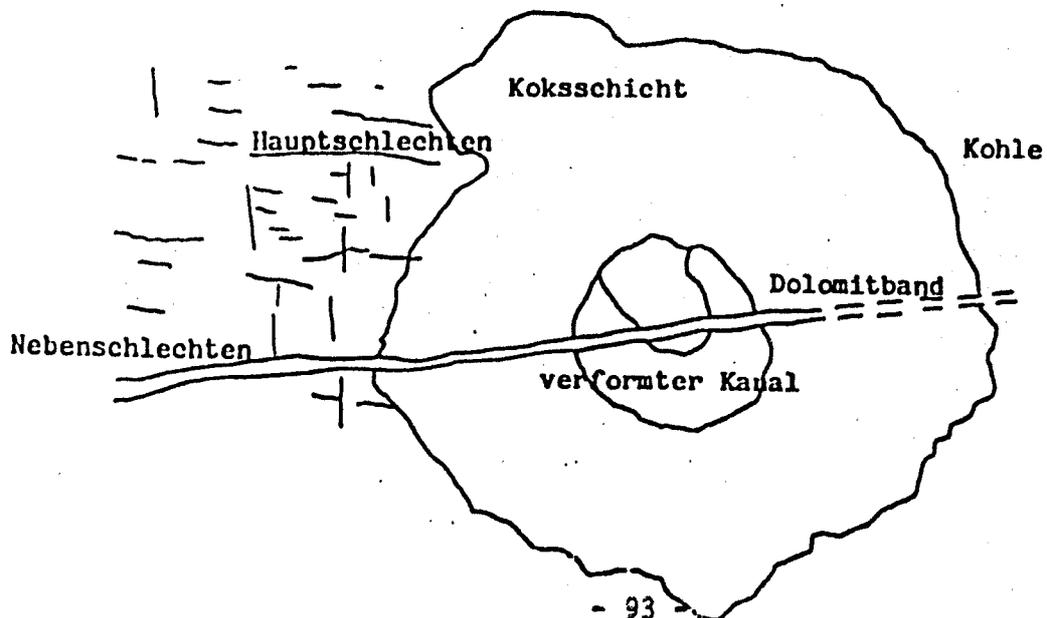
- 4a - 4d: Unter Simulation hoher Gebirgsdrücke
- 4e: Ohne simulierten Gebirgsdruck
- 4f: gebohrter und danach von innen aufgeheizter Kanal zum Zweck der Veranschaulichung des abrupten streifenart-unabhängigen Übergangs Koks - Kohle.



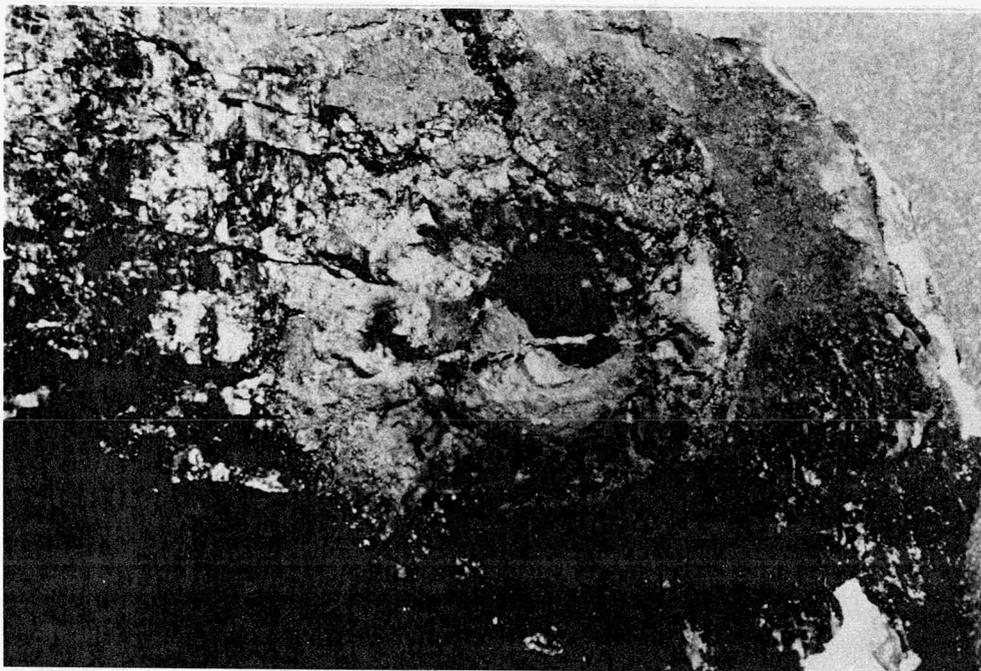
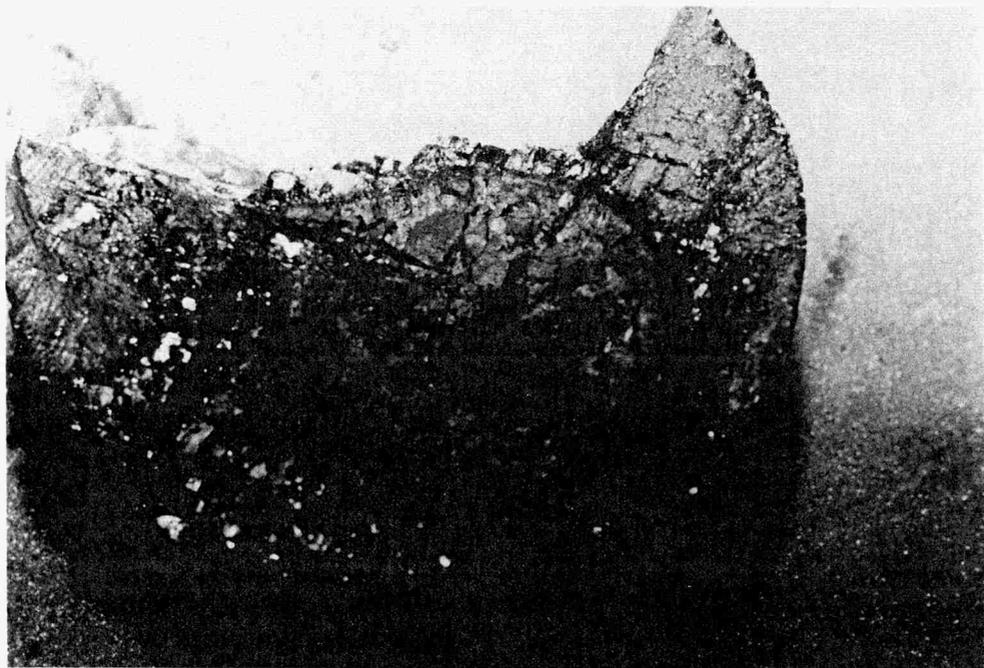
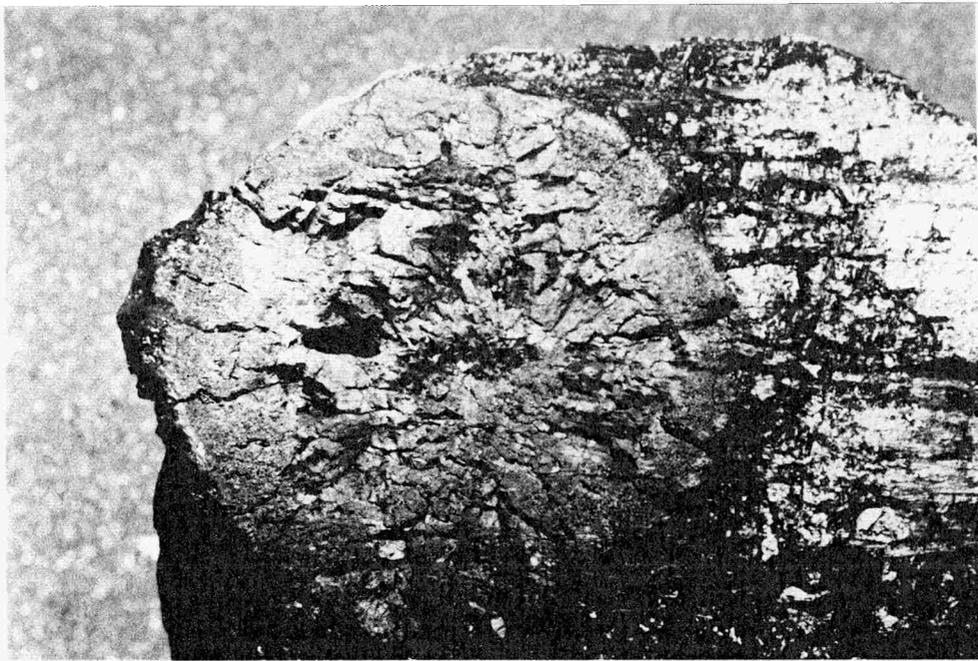
a

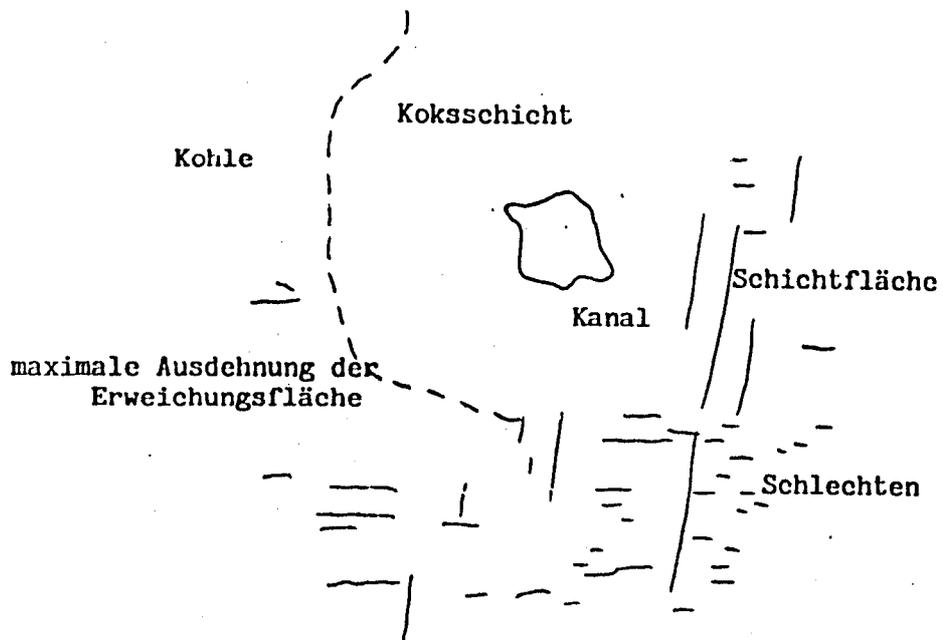


b

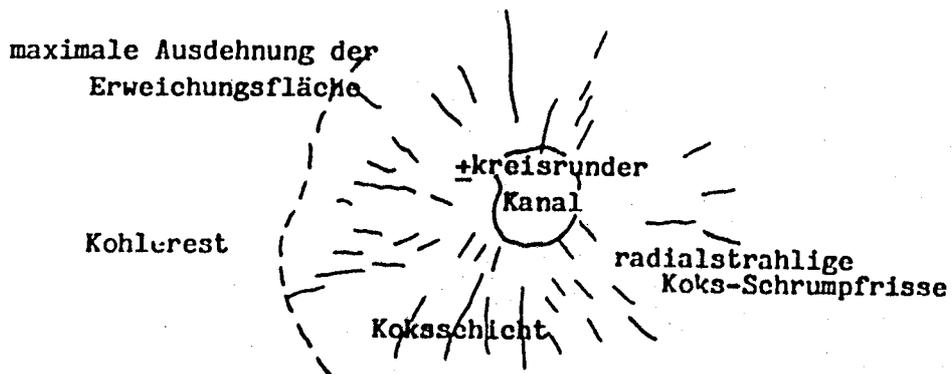


c

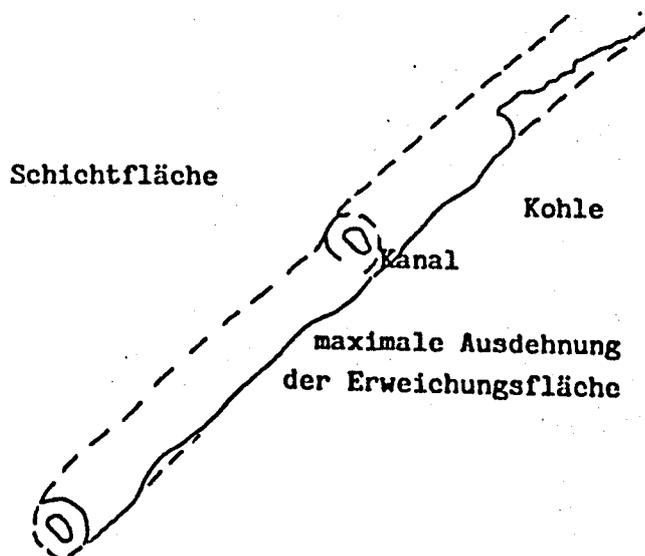




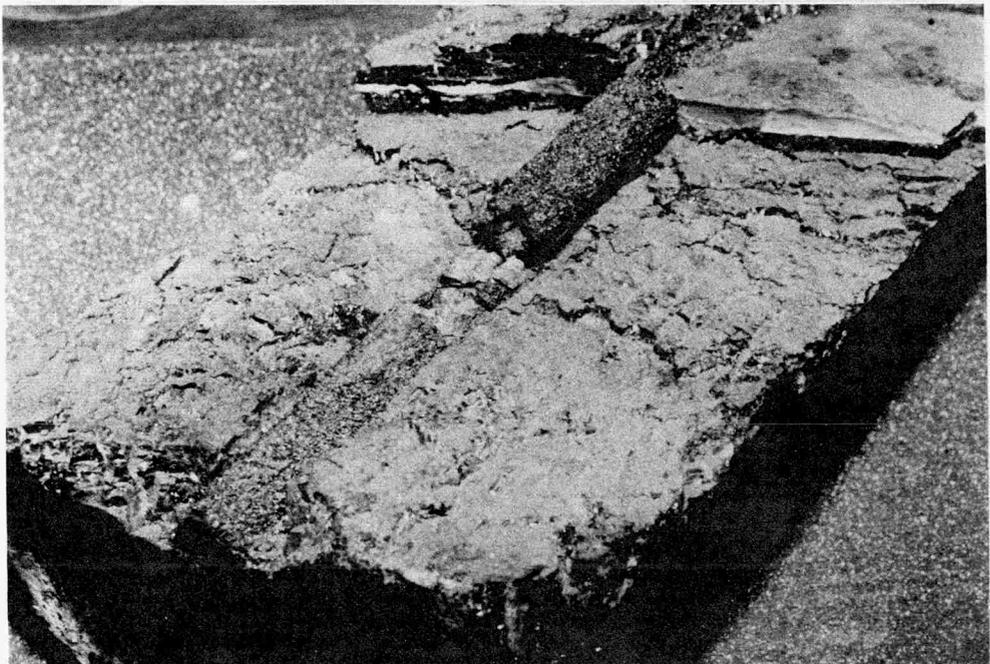
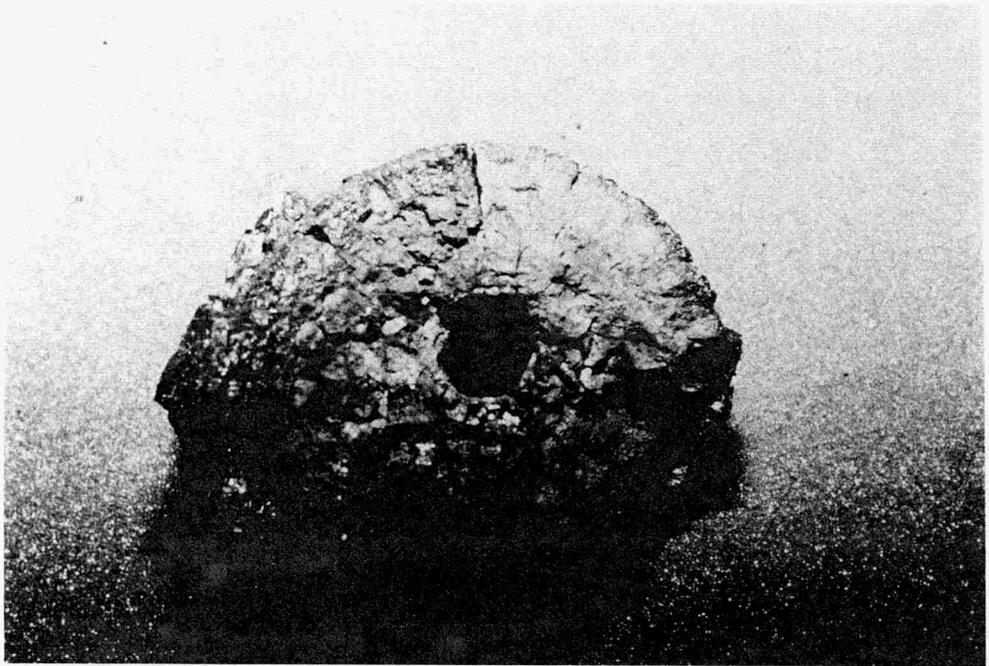
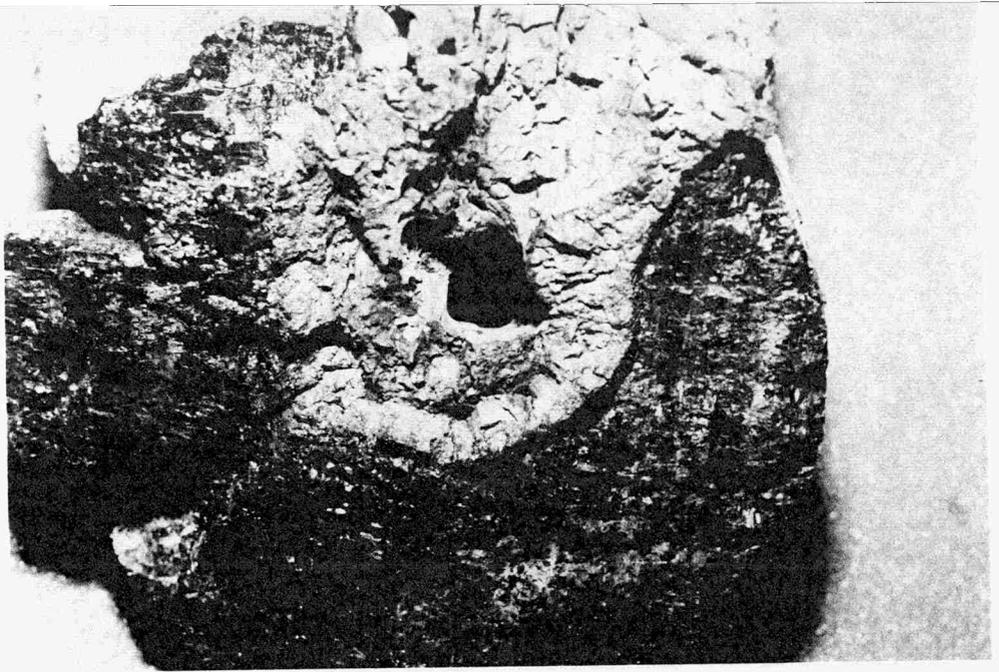
d



e



f



Tab. 5: Bevorzugte Bildungsorte von Kanälen.

Gesamtzahl der in Versuchen aufgenommenen Kanäle: 112
teindeutige Zuordnung der Bildungsorte möglich bei: 79

von 79 Kanälen entstanden in

Rissen und Schlechten	44
Fusitlinsen und -lagen	18
mitten in einer Streifenart	17

- Die Brennrichtung des Kanals beeinflussende Faktoren

Risse und Schlechten beeinflussen erwartungsgemäß die Brennrichtung der Kanäle, da sie die Haupttransportwege für das Gas darstellen.

Den größten Einfluß haben annähernd axial den Kern durchquerende Hauptschlechten und Risse, die beide dem sich bildenden Kanal seine Brennrichtung vorgeben. In den interpretierbaren Versuchen behält der Kanal diese Richtung auch dann bei, wenn kleine Fusit- oder Nebengesteinseinlagerungen angefahren werden. Die Fusitlinsen werden in einem derartigen Fall lediglich seitlich ausgebrannt und bilden erweiterte Hohlräume im Kanalsystem.

Während die beeinflussende Wirkung der Hauptschlechten mit zunehmendem Winkel zur Hauptströmungsrichtung der Gase (Kernachse) abnimmt, verlieren größere Risse auch dann nicht ihren Einfluß. Im übrigen übertrifft der Einfluß größerer Risse den der Hauptschlechten. Das bedeutet, daß ein Kanal entlang eines selbst in relativ steilem Winkel zur Hauptströmungsrichtung des Gases verlaufenden Riß brennt, wenn das Hauptschlechtersystem exakt axial verläuft.

Der Einfluß der Nebenschlechten kann nicht einwandfrei definiert werden, ist jedoch in einigen Versuchen vorhanden:

Bei Fehlen von Rissen und sehr schräg zur Kernachse verlaufenden Hauptschlechten brennt ein Kanal zunächst entlang der Nebenschlechten bis eine größere Hauptschlechte erreicht wird. Danach wechselt er die Brennrichtung und bildet sich bis in die Nähe des Inliners entlang der Hauptschlechte aus. Ohne vorerst erkennbare Gründe oder aufgrund besonderer petrographischer Gegebenheiten wird erneut eine Verbindung zur nächsten größeren Hauptschlechte gebrannt. Der Vorgang wiederholt sich eventuell mehrmals.

Auch ein abwechselndes Brennen entlang der Hauptschlechten und der Nebenschlechten kann in einigen Versuchen beobachtet werden, erkennbar an ständigen und relativ regelmäßigen Richtungswechseln.

Folglich werden die von Schichtung, Haupt- und Nebenschlechten begrenzten Kohlerhomböeder von einigen cm Kantenlänge vom Kanal umbrannt und die stehengebleibenden Rhomböeder-Ecken und -kanten im Laufe der Verbrennung gerundet.

Öfters ist bei der post facto-Begutachtung des Kerns jedoch ein unabhängig von Schlechten- und Rißverlauf weiterbrennender Kanal zu finden. Zwei mögliche Erklärungen kommen für dieses Abweichen in Betracht:

- a) petrographische Besonderheiten,
- b) günstigere Prozeßbedingungen in dieser Richtung.

zu a): Es gelingt nicht, bzw. nur in Ausnahmefällen, nachzuweisen, daß an Stellen, an denen der Kanal voranbrennt ('voranbrennen' heißt, gegen den Gasstrom zu brennen) oder kleinere Kavernen entstehen, petrographisch günstigere Gegebenheiten (Fusiteinlagerungen) existieren. Als Ausnahmefall können solche Faserkohleneinlagerungen angesehen werden, deren Existenz durch den Anschnitt an den Endflächen oder der Mantelfläche des Kerns bekannt ist.

Dennoch kann neben den Ausnahmefällen aufgrund der Form der Kavernen (meist flache, flächig ausgedehnte Linsenform) auf eine derartige Ursache zurückgeschlossen werden.

Abb. 31a, 31b gibt exemplarisch die Aufnahme von Schlechten- und Kanalsystem zweier Experimente wieder, in denen einige der vorgenannten Phänomene nebeneinander auszumachen sind.

Von fünf in Abb. 31a entstehenden Kanälen liegen vier auf Hauptschlechten und brennen auf ihnen weiter. Nach ihrer Vereinigung schreitet der Brennprozeß zunächst unabhängig vom Schlechtenverlauf gegen den Gasstrom weiter fort, bis er eine Fusitlinse erreicht, wo der Kanal nach deren Ausbrennen wieder Anschluß an eine Hauptschlechte bekommt. Ihm folgt er wenige Zentimeter. Ein erster abrupter Richtungswechsel und ein Einschwenken auf die Nebenschlechtenrichtung folgt, nach wenigen cm schließt sich abermals ein Wechsel der Richtung, diesmal wieder auf die Hauptschlechtenrichtung, an.

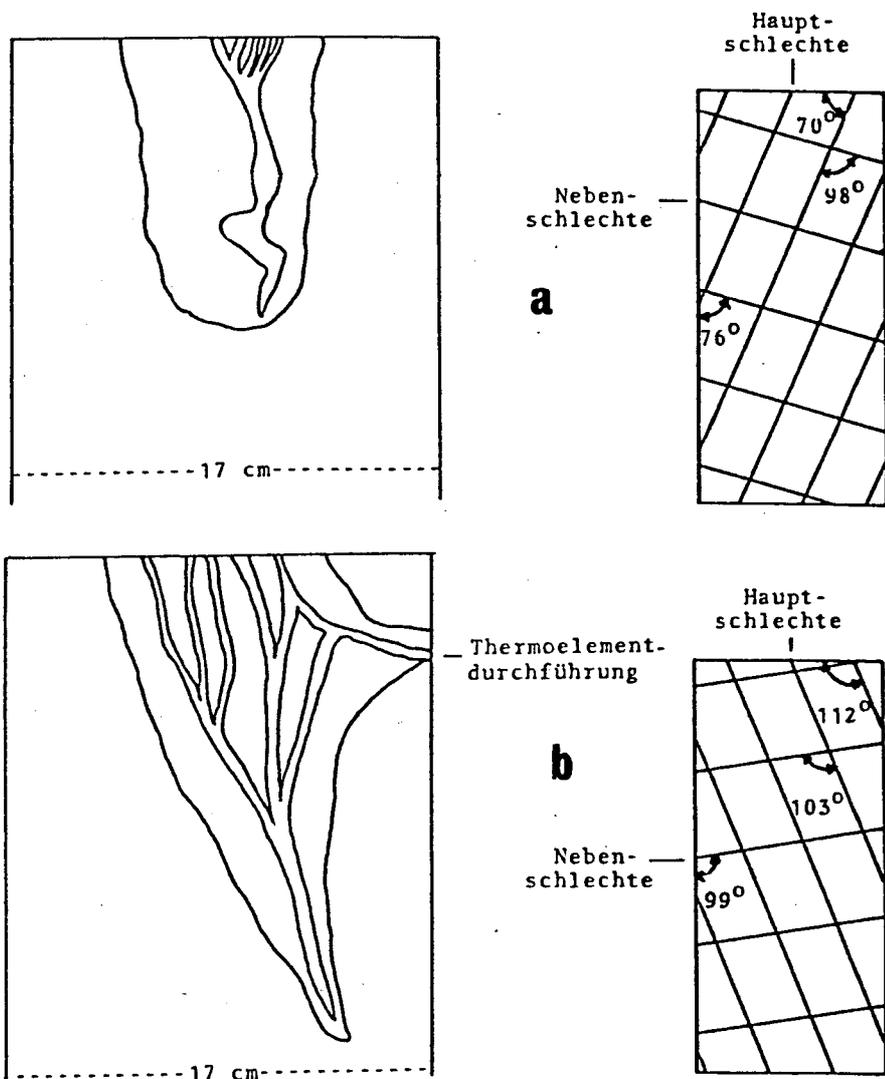
Auch Abb. 31b zeigt, daß die generelle Tendenz des dortigen Kanalverlaufs mit der Richtung des Hauptschlechtensystems identisch ist. Da an keiner Stelle ausgebrannte Hohlräume entdeckt werden, kann davon ausgegangen werden, daß die strömungsbegünstigten Fusite nicht in Linsenform, sondern allenfalls fein verteilt vorliegen. Ihr Einfluß tritt gegenüber dem Einfluß der Prozeßbedingungen in den Hintergrund.

zu b): Lokale Strömungsgeschwindigkeits-Differenzen, zu hohe oder zu geringe Massenströme bewirken, daß es bei zu hohem Prozeßgasangebot zu einem Aufgabeln des Kanals kommt, da mit Vergrößerung der Reaktionsfront der reaktionsflächenbezogene Sauerstoffgehalt verringert wird und damit die Reaktion wei-

ter ablaufen kann. Umgekehrte Argumentation gilt bei zu geringem Prozeßgasangebot: Viele Kanäle verbrauchen mehr Sauerstoff, so daß zwangsweise einige von ihnen erlöschen. Ein Zusammenwachsen bewirkt eine optimalere Gasversorgung des noch verbleibenden Kanals, so daß auch hier bis zu einem gewissen Mindestmassenstrom der Brennprozeß aufrecht erhalten wird und der Kanal weiterbrennt.

Abb. 31: Exemplarische Wiedergabe von Schlechten- und Kanalsystem zweier Kohlekerne nach durchgeführten Brennversuchen (aus: A. NEUMANN, 1987 /46/).

- a: Wechsel der Kanalbrennrichtung in Abhängigkeit vom Verlauf der Haupt- und Nebenschlechten.
- b: Verlauf des Kanalsystems in genereller Übereinstimmung mit dem Hauptschlechtenverlauf; zusätzlicher Einfluß der Prozeßbedingungen erkennbar (s. Text).



- Veränderungen der direkten Kanalumgebung bei der Beeinflussung durch den Brennprozeß

Die direkte Umgebung des Kanals erfährt durch die beim Brennprozeß herrschenden hohen Temperaturen Veränderungen ihres Aussehens und ihrer Zusammensetzung, aber auch ihrer technologischen Kennwerte. Hier sind in erster Linie petrographische Gesichtspunkte, Tiefe des Einflußbereiches, Gasdurchlässigkeits-Verhalten, Druckfestigkeits-Eigenschaften und Eignung für wiederholtes Rückwärtsbrennen oder für erstmaliges Vorwärtsbrennen zu nennen.

Um reflexionsoptische und chemische Veränderungen der ganzen Kohle oder der verschiedenen strukturellen Bestandteile beim Brennvorgang bestimmten Temperaturen exakt zuordnen zu können, werden an der in den Experimenten eingesetzten Kohle vor und nach Temperaturbehandlung Bestimmungen des Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen nach DIN 51720, Bestimmungen des Wassergehaltes nach DIN 51718, Bestimmungen des Aschegehaltes nach DIN 51719 und Bestimmungen der Vitrinit- und Exinitreflexion nach den Richtlinien der ICCP durchgeführt.

Die chemischen Veränderungen unter dem Einfluß der Temperatur äußern sich in einer Erhöhung des Inkohlungsgrades. Die Art der Probenahme vor der weiteren Untersuchung ermöglicht einen direkten Vergleich der Ergebnisse aus reflexionsoptischen Messungen und der Bestimmung der flüchtigen Bestandteile:

Skizze: Probenahme aus Kohlekernen

(Es kann von einem annähernd identischen Aufbau der Teilproben 1 und 3 sowie 2 und 4 ausgegangen werden)

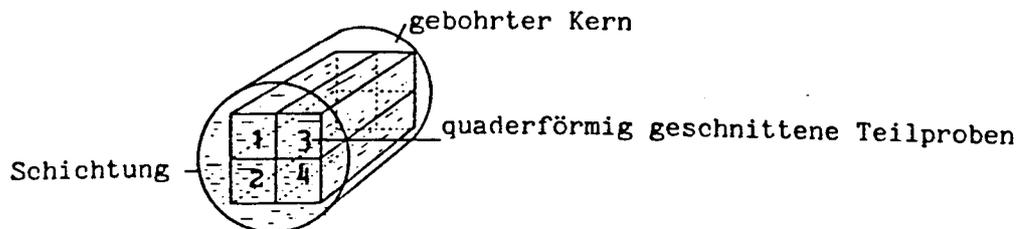


Tabelle 6a, 6b beinhaltet die gemessenen Werte. Für jede Temperaturstufe werden zwei Proben mit jeweils einer Doppelbestimmung der Flüchtigen gemacht. Hinsichtlich ihres Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen stellen die beiden Proben mit Ausgangswerten von knapp 30 % bzw. 35 % das Minimum und Maximum der in den Brennversuchen eingesetzten Kohlen dar. Die graphische Wiedergabe ist in Abb. 32a, 32b zu sehen, die einmal die absolute Abnahme an Flüchtigen (32a) und zum zweiten die relative Abnahme (32b) erkennen läßt.

Neben dem Massenanteil an flüchtigen Bestandteilen ist die mittlere Reflexion (des Vitrinites) ein brauchbares Inkoh-

Tab. 6 a: Temperaturabhängige Veränderung des Flüchtigengehaltes einer Saarfettkohle (30 % Fl. Best.-t.)

Kohle unter N ₂ - Zuleitung 1 1/4 h verkokt	Aschege- halt (%)	Aschege- halt (%) Doppelversuch	Mittelwert (%)	Wasserge- halt (%) Einzelbest.	Fl.Best. i.an.(%)		Mittelwert (%)	Fl.Best. waf.(%)	Abnahme Fl.Best.(%)
					Doppelversuch	Doppelversuch			
450°C:									
Probe-Nr.1.1a ¹	4,32	4,36	4,34	0,87	29,52	29,16	29,34	30,0	
Probe-Nr.1.2a ¹	4,80	4,59	4,70	0,88	30,18	30,30	30,24	31,1	
Probe-Nr.1.1b*	3,72	3,82	3,77	1,04	22,49	22,50	22,50	22,5	25,0
Probe-Nr.1.2b*	3,44	3,69	3,57	0,94	23,05	23,04	23,05	23,2	25,4
500°C:									
Probe-Nr.2.1 ¹	6,06	6,11	6,09	0,87	30,04	29,99	30,02	31,3	
Probe-Nr.2.2 ¹	4,53	4,56	4,55	0,84	29,99	30,32	30,16	31,0	
Probe-Nr.2.3	4,08	4,05	4,07	1,34	15,08	15,16	15,12	14,6	
Probe-Nr.2.4	4,49	4,50	4,50	1,21	15,82	15,80	15,81	15,5	50,0
600°C:									
Probe-Nr.3.1 ¹	4,96	4,92	4,94	0,81	30,02	30,04	30,03	31,0	
Probe-Nr.3.2 ¹	4,78	4,80	4,79	0,85	30,18	29,84	30,01	30,9	
Probe-Nr.3.3	5,49	5,54	5,52	1,78	11,24	11,23	11,24	10,2	67,1
Probe-Nr.3.4	4,43	4,51	4,47	1,65	10,77	10,78	10,78	9,7	68,6
900°C:									
Probe-Nr.4.1 ¹	4,21	4,31	4,26	0,86	30,56	30,16	30,36	31,1	
Probe-Nr.4.2 ¹	5,74	5,80	5,77	0,85	29,67	29,97	29,82	31,0	
Probe-Nr.4.3	5,31	5,31	5,31	0,95	3,05	3,14	3,10	2,3	92,6
Probe-Nr.4.4	8,21	8,17	8,19	0,90	3,33	3,41	3,37	2,7	91,3

¹) Doppelversuch

¹: vor Temperaturbehandlung

Tab. 6 b: Temperaturabhängige Veränderung des Flüchtigengehaltes einer Saarfettkohle (35 % Fl. Best.-t.)

eingesetzte Kohle	Aschegehalt (%)		Wassergehalt (%)	Fl.Best. i.an.(%)		Mittelwert (%)	Fl.Best. waf.(%)	Mittelwert absolut	Abnahme (%)
	Aschegehalt (%)	Aschegehalt (%)		Fl.Best. i.an.(%)	Fl.Best. i.an.(%)				
Probe-Nr.1	4,82	4,82	0,79	34,65	34,77	34,71	35,9	35,75	-
Probe-Nr.2	4,88	4,80	0,78	34,59	34,08	34,34	35,6		

300°C:									
Probe-Nr.1	2,54	2,30	0,36	32,62	32,83	32,73	33,3	33,15	2,60
Probe-Nr.2	2,31	2,63	0,38	32,65	32,26	32,46	33,0		7,27
330°C:									
Probe-Nr.1	1,96	1,91	0,24	32,23	31,78	32,01	32,5	32,35	3,40
Probe-Nr.2	2,02	1,98	0,22	31,96	31,46	31,71	32,2		9,51
360°C:									
Probe-Nr.1	4,67	4,32	0,10	31,10	31,69	31,40	32,8	32,85	2,90
Probe-Nr.2	4,85	4,83	0,10	31,65	31,05	31,35	32,9		8,11
390°C:									
Probe-Nr.1	4,31	4,34	0,26	21,10	20,88	20,99	21,7	21,65	14,10
Probe-Nr.2	4,20	4,41	0,24	20,94	20,69	20,82	21,6		39,44
400°C:									
Probe-Nr.1	3,29	3,11	0,22	16,49	16,31	16,40	16,8	16,65	19,10
Probe-Nr.2	3,01	2,88	0,21	16,23	16,05	16,14	16,5		53,43
450°C:									
Probe-Nr.1	5,99	6,61	0,26	14,09	14,17	14,13	14,8	14,95	20,8
Probe-Nr.2	6,15	6,33	0,24	14,25	14,47	14,36	15,1		59,68
500°C:									
Probe-Nr.1	5,25	5,15	0,34	10,04	10,00	10,02	10,3	10,25	25,50
Probe-Nr.2	5,27	5,23	0,41	10,00	10,03	10,02	10,2		71,33
600°C:									
Probe-Nr.1	7,91	7,72	0,45	4,80	4,76	4,78	4,7	4,70	31,05
Probe-Nr.2	7,96	7,95	0,57	4,83	4,81	4,82	4,7		86,85
900°C:									
Probe-Nr.1	3,69	3,75	0,15	0,79	0,76	0,78	0,7	0,65	35,10
Probe-Nr.2	3,71	3,69	0,20	0,76	0,78	0,77	0,6		98,18

Abb. 32: Abnahme des Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen zweier verschiedener Saarfett-Kohlen nach vorhergehender 75-minütiger Einwirkung unterschiedlich hoher Temperaturen in nicht-oxidierender Atmosphäre.

Kurve a:

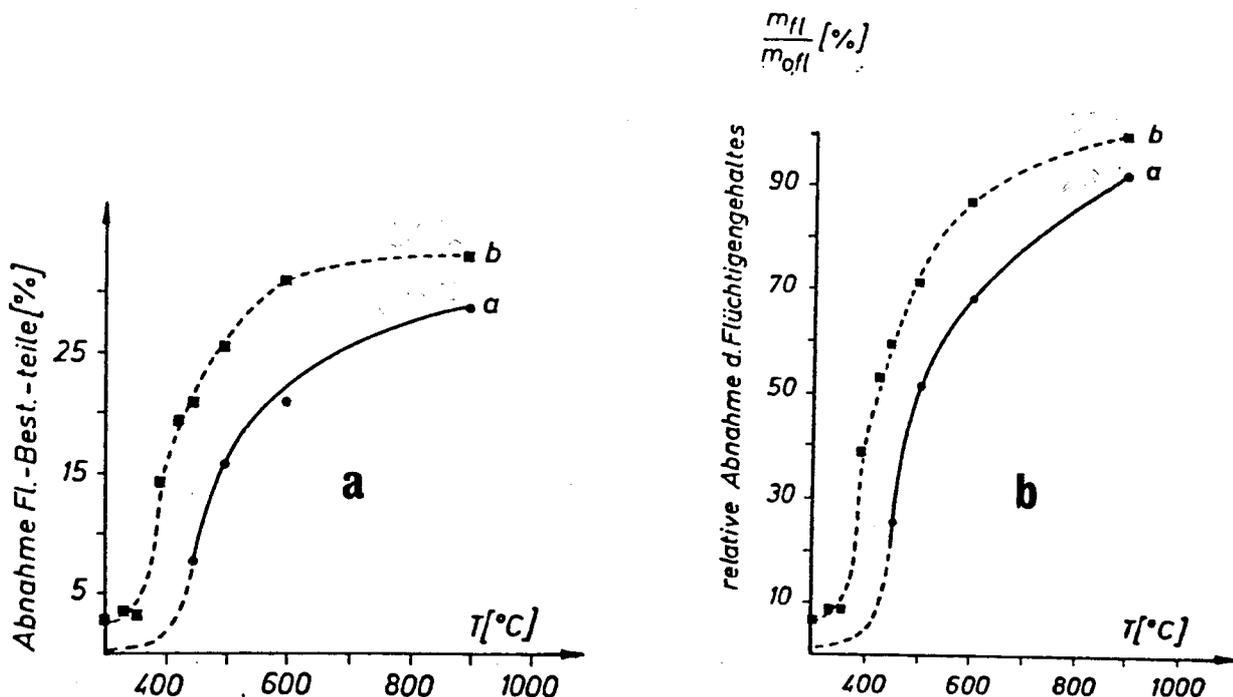
Probe mit anfänglichem Massenanteil von 30 % Flücht.

Kurve b:

Probe mit anfänglichem Massenanteil von 35 % Flücht.

32a: Absolute Abnahme des Gehaltes an flücht. Best.-t.

32b: Relative Abnahme des Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen ($m_{fl.} / m_{o, fl.}$)



lungskriterium. R_{Vitrinit} liegt bei dem untersuchten Flöz bei 0,95 %. Nach visueller makroskopischer Auswahl von Vitrinit-Mikrolithotypen (Körner < 1 mm) und nachfolgender thermischer Behandlung derselben kann eine klare und gut reproduzierbare Abhängigkeit des Reflexionsmittelwertes R_{Vitrinit} von der Temperatur festgestellt werden. Abb. 33a bis 33j zeigt die Häufigkeitsverteilung von jeweils 100 Messungen bzw. ihre Zuordnung in einzelne Reflexionsintervalle bei verschiedenen Temperaturen.

Ein ähnliches Ergebnis liefert die Messung der Vitrinitreflexion in Koks (Koks aus monolithischer Kohle!) - s. Abb. 34a bis 34e.

Die Inertinitreflexion läßt im für das Kanalbrennen interessierenden Bereich an Kohle aus Flöz 13 Ubk und Flöz 16 keine Temperaturabhängigkeit erkennen. Die mittlere Reflexion liegt bei thermisch unbeeinflusster Kohle über der des Vitrinites und Exinites, verharzt aber bei diesem Wert auch bei höheren Temperaturen.

Bei Betrachtung der Abbildung 35a - 35d ist ersichtlich, daß R_{Exinit} bei 330° C ebenfalls leicht ansteigt - wie zuvor schon R_{Vitrinit} und R_{Koks} . Bei Erreichen des thermoplastischen Bereichs der Kohle ist mikroskopisch eine zweifelsfreie Ansprache dieses Macerals nicht mehr möglich.

Abb. 36 zeigt zusammenfassend die temperaturabhängige mittlere Reflexion der gemessenen Bestandteile. Der prinzipiell ähnliche Kurvenverlauf zur Kurve der temperaturabhängigen Massenanteile an flüchtigen Bestandteilen ist offensichtlich. Mehrere Wiederholungsmessungen an Kohle aus Flöz 13 Ubk lassen auf nur geringe Abweichungen unterschiedlicher Proben von diesem Kurvenverlauf folgern.

Basierend auf den oben beschriebenen Erkenntnissen ist es (insbesondere bei den größer dimensionierten Koksschichten um einen Kanal) möglich, durch geeignete Probenahme und Untersuchung hinsichtlich des Massenanteils an flüchtigen Bestandteilen bzw. Bestimmung der mittleren Reflexion des Vitrinites im Semikoks (Körnerpräparat) auf die Temperaturen im Kanal sowie in unterschiedlicher Entfernung zu ihm, insbesondere in der begleitenden Koksschicht, größenordnungsmäßig zurückzuschließen. So kann ein Temperaturprofil und eine detaillierte Isothermendarstellung in der umhüllenden Koksschicht erhalten werden.

Im folgenden wird dies mit der Methode der Bestimmung des Restflüchtigen-Gehaltes durchgeführt. Um die laut DIN 51720 geforderte Probenmenge von 0,9 bis 1,1 g zu erhalten, werden aus den Kohlekernen herauspräparierte Kokszyylinder trocken mit einer Diamantfeinsäge in der in Abb. 37 gezeichneten Form zerschnitten. Die Ergebnisse der Untersuchung nach obiger DIN-Vorschrift sind in nachfolgender Tabelle 7 als Mittelwerte wiedergegeben:

Tab. 7: Ergebnis der Bestimmung der Restflüchtigen im Semikoks der Kanalumgebung nach DIN 51720

	Probe 1a	Probe 1b	Probe 2	Probe 3
Segment 1	26,37	17,81	20,67	20,61
Segment 2	18,17	14,25	17,12	14,65
Segment 3	11,13	8,19	11,40	10,28
Segment 4	8,41	8,39	11,22	9,72
Segment 0	34,66	34,30	34,46	31,65

Abb. 33: (Seite 104-106): Ermittlung der mittleren Reflexion R_m des Vitrinites von bei verschiedenen Temperaturen in nicht-oxidierender Atmosphäre getemperten Vitrinitkörnern.

- a: Keine Temperatur-Vorbehandlung.
- b: Temperatur-Vorbehandlung (T) bei 300° C.
- c: T = 330° C.
- d: T = 360° C.
- e: T = 390° C (Beginn plastischer Bereich).
- f: T = 420° C.
- g: T = 450° C.
- h: T = 500° C.
- i: T = 600° C.
- j: T = 900° C.

Abb. 34: (Seite 107, 108): Ermittlung der mittleren Reflexion R_m des Vitrinites in Koks- bzw. Semikokskörnern unterschiedlicher Temperatur-Vorbehandlung in nicht-oxidierender Atmosphäre.

- a, b: Temperatur-Vorbehandlung (T) = 450° C.
- c: T = 500° C.
- d: T = 600° C.
- e: T = 900° C.

Abb. 35: (Seite 109): Ermittlung der mittleren Reflexion des Exinites in Kohlekörnern unterschiedlicher Temperatur-Vorbehandlung in nicht-oxidierender Atmosphäre.

- a: Keine Temperatur-Vorbehandlung (T).
- b: T = 300° C.
- c: T = 330° C.
- d: T = 360° C.

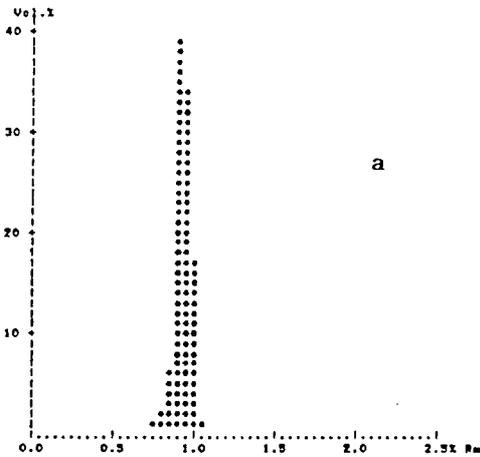
Bild 5: (Seite 108): REM-Aufnahmen von Schlackenmaterial aus dem Kanal.

Links: blasig aufgeschäumte Schlacke
Rechts: Nadelige Mineralneubildungen (Mullit) als Vergrößerung des linken Bildes.

Abb. 33

PROBE : FL 13 URK VITRINIT

DATUM 4.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



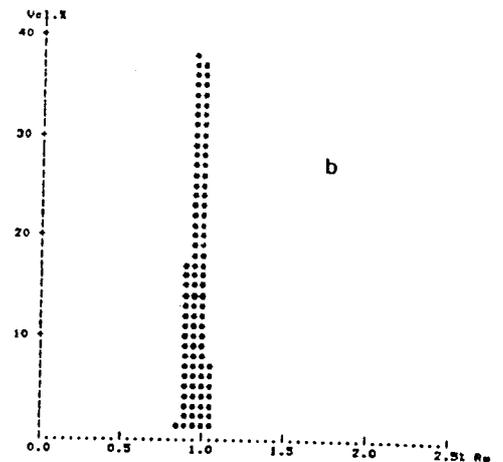
MITTELMERT $R_m = .85 \%$ $Z_s = .10$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.75 - .80 % REF	1.00 %	.85 - 1.00 % REF	34.00 %
.80 - .85 % REF	2.00 %	1.00 - 1.05 % REF	17.00 %
.85 - .90 % REF	5.00 %	1.05 - 1.10 % REF	1.00 %
.90 - .95 % REF	99.00 %		

PROBE : FL 13URK 300 VITRINIT

DATUM 4.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



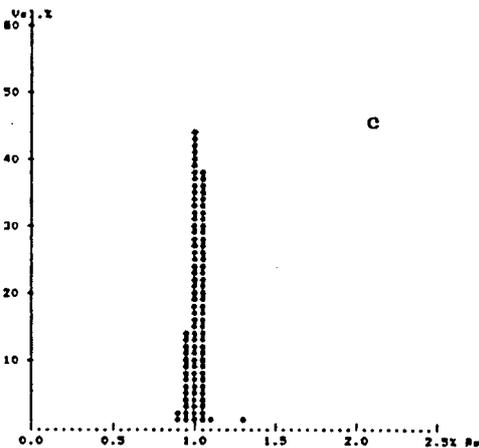
MITTELMERT $R_m = .98 \%$ $Z_s = .08$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.85 - .90 % REF	1.00 %	1.00 - 1.05 % REF	37.00 %
.90 - .95 % REF	17.00 %	1.05 - 1.10 % REF	7.00 %
.95 - 1.00 % REF	38.00 %		

PROBE : FL 13 URK 330 VITRINIT

DATUM 4.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



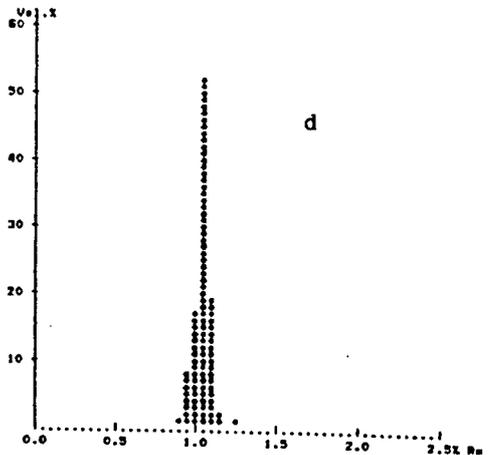
MITTELMERT $R_m = 1.04 \%$ $Z_s = .10$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.80 - .85 % REF	2.00 %	1.05 - 1.10 % REF	38.00 %
.85 - 1.00 % REF	14.00 %	1.10 - 1.15 % REF	1.00 %
1.00 - 1.05 % REF	44.00 %	1.30 - 1.35 % REF	1.00 %

PROBE : FL 13 URK 360 VITRINIT

DATUM 4.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



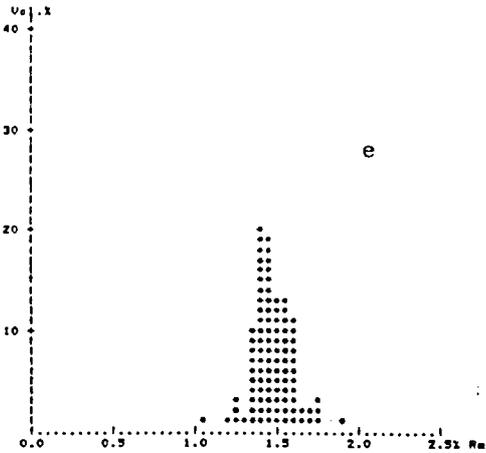
MITTELMERT $R_m = 1.07 \%$ $Z_s = .08$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.80 - .85 % REF	1.00 %	1.10 - 1.15 % REF	19.00 %
.85 - 1.00 % REF	8.00 %	1.15 - 1.20 % REF	7.00 %
1.00 - 1.05 % REF	17.00 %	1.25 - 1.30 % REF	1.00 %
1.05 - 1.10 % REF	52.00 %		

PROBE I FL 13 UBR 380 VITRINIT

DATUM 5.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



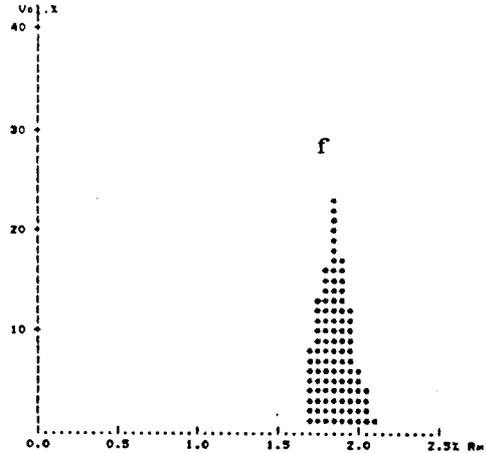
MITTELWERT $R_m = 1.50 \%$ $z_0 = .25$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

1.05 - 1.10 % REF	1.00 %	1.50 - 1.55 % REF	15.00 %
1.20 - 1.25 % REF	1.00 %	1.55 - 1.60 % REF	15.00 %
1.25 - 1.30 % REF	3.00 %	1.60 - 1.65 % REF	11.00 %
1.30 - 1.35 % REF	1.00 %	1.65 - 1.70 % REF	2.00 %
1.35 - 1.40 % REF	10.00 %	1.70 - 1.75 % REF	2.00 %
1.40 - 1.45 % REF	20.00 %	1.75 - 1.80 % REF	3.00 %
1.45 - 1.50 % REF	18.00 %	1.80 - 1.85 % REF	1.00 %

PROBE : FL 13 UBR 420 VITRINIT

DATUM 5.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



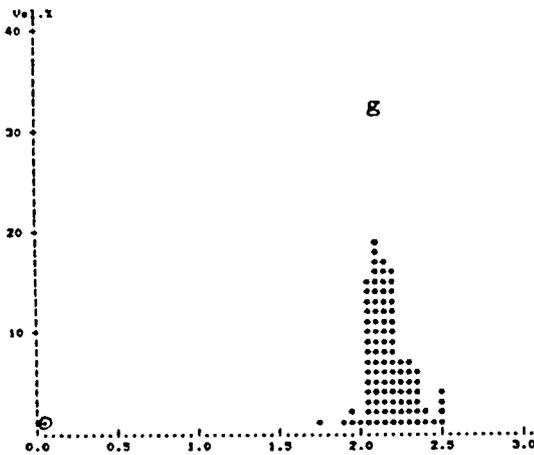
MITTELWERT $R_m = 1.88 \%$ $z_0 = .18$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

1.70 - 1.75 % REF	8.00 %	1.85 - 2.00 % REF	12.00 %
1.75 - 1.80 % REF	12.00 %	2.00 - 2.05 % REF	8.00 %
1.80 - 1.85 % REF	16.00 %	2.05 - 2.10 % REF	4.00 %
1.85 - 1.90 % REF	23.00 %	2.10 - 2.15 % REF	1.00 %
1.90 - 1.95 % REF	17.00 %		

PROBE : FL 13 UBR VITRINIT 450

DATUM 5.02.86 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



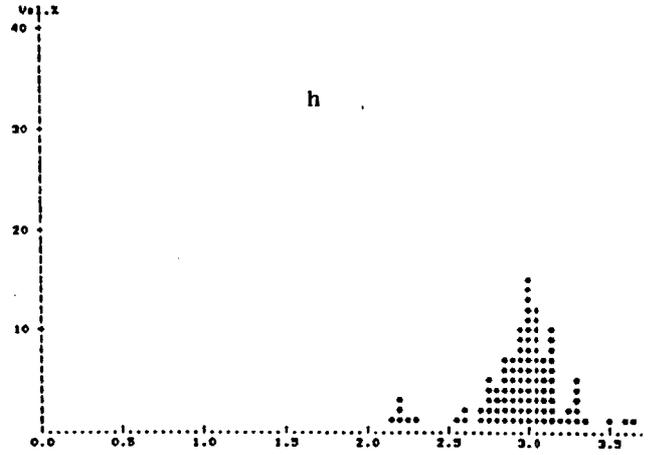
MITTELWERT $R_m = 2.18 \%$ $z_0 = .48$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 101

.05 - .10 % REF	1.00 %	2.20 - 2.25 % REF	18.00 %
1.75 - 1.80 % REF	1.00 %	2.25 - 2.30 % REF	7.00 %
1.80 - 1.85 % REF	1.00 %	2.30 - 2.35 % REF	7.00 %
1.85 - 2.00 % REF	2.00 %	2.35 - 2.40 % REF	8.00 %
2.00 - 2.05 % REF	1.00 %	2.40 - 2.45 % REF	2.00 %
2.05 - 2.10 % REF	19.00 %	2.45 - 2.50 % REF	1.00 %
2.10 - 2.15 % REF	18.00 %	2.50 - 2.55 % REF	4.00 %
2.15 - 2.20 % REF	17.00 %		

PROBE : FL 13 UBR 500 VITRINIT

DATUM 6.02.1986 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



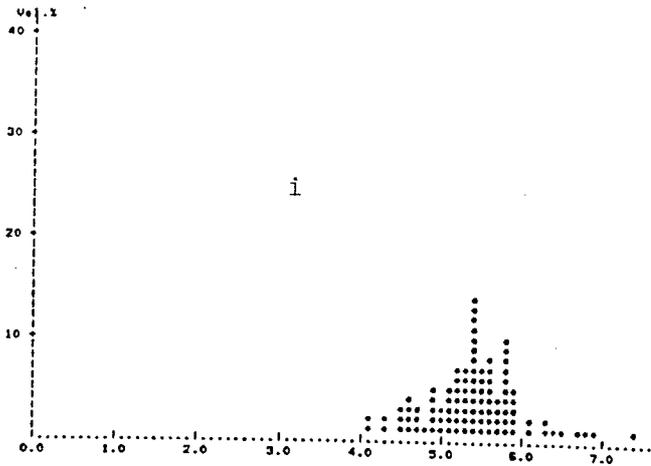
MITTELWERT $R_m = 2.88 \%$ $z_0 = .53$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

2.15 - 2.20 % REF	1.00 %	3.00 - 3.05 % REF	15.00 %
2.20 - 2.25 % REF	2.00 %	3.05 - 3.10 % REF	12.00 %
2.25 - 2.30 % REF	1.00 %	3.10 - 3.15 % REF	7.00 %
2.30 - 2.35 % REF	1.00 %	3.15 - 3.20 % REF	10.00 %
2.35 - 2.40 % REF	1.00 %	3.20 - 3.25 % REF	1.00 %
2.40 - 2.45 % REF	2.00 %	3.25 - 3.30 % REF	2.00 %
2.45 - 2.50 % REF	2.00 %	3.30 - 3.35 % REF	5.00 %
2.50 - 2.55 % REF	5.00 %	3.35 - 3.40 % REF	1.00 %
2.55 - 2.60 % REF	4.00 %	3.40 - 3.45 % REF	1.00 %
2.60 - 2.65 % REF	7.00 %	3.45 - 3.50 % REF	1.00 %
2.65 - 2.70 % REF	7.00 %	3.50 - 3.55 % REF	1.00 %
2.70 - 2.75 % REF	10.00 %		

PROBE : FL 13 UBX 800 VITRINIT

DATUM 6.02.1986 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOBAPHIA



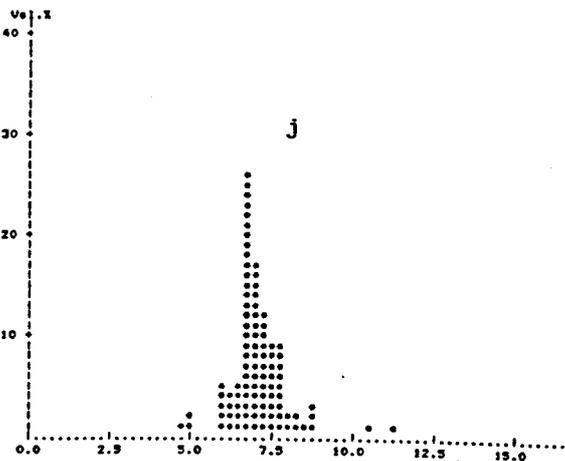
MITTELMERT $\bar{m}_n = 5.46\%$ $Z_n = 1.16$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

4.10 - 4.20 % REF	2.00 %	5.80 - 5.90 % REF	8.00 %
4.20 - 4.40 % REF	2.00 %	5.70 - 5.80 % REF	4.00 %
4.50 - 4.60 % REF	3.00 %	5.80 - 5.90 % REF	4.00 %
4.60 - 4.70 % REF	4.00 %	5.90 - 6.00 % REF	10.00 %
4.70 - 4.80 % REF	3.00 %	6.10 - 6.20 % REF	2.00 %
4.80 - 4.90 % REF	1.00 %	6.30 - 6.40 % REF	2.00 %
4.90 - 5.00 % REF	5.00 %	6.40 - 6.50 % REF	1.00 %
5.00 - 5.10 % REF	3.00 %	6.50 - 6.60 % REF	1.00 %
5.10 - 5.20 % REF	5.00 %	6.70 - 6.80 % REF	1.00 %
5.20 - 5.30 % REF	7.00 %	6.80 - 6.90 % REF	1.00 %
5.30 - 5.40 % REF	7.00 %	6.90 - 7.00 % REF	1.00 %
5.40 - 5.50 % REF	14.00 %	7.40 - 7.50 % REF	1.00 %
5.50 - 5.60 % REF	7.00 %		

PROBE : FL 13 UBX 800 VITRINIT

DATUM 6.02.1986 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOBAPHIA



MITTELMERT $\bar{m}_n = 7.23\%$ $Z_n = 1.74$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

4.75 - 5.00 % REF	1.00 %	7.50 - 7.75 % REF	8.00 %
5.00 - 5.25 % REF	2.00 %	7.75 - 8.00 % REF	8.00 %
5.25 - 5.50 % REF	5.00 %	8.00 - 8.25 % REF	9.00 %
5.50 - 5.75 % REF	4.00 %	8.25 - 8.50 % REF	2.00 %
5.75 - 6.00 % REF	5.00 %	8.50 - 8.75 % REF	1.00 %
6.00 - 6.25 % REF	26.00 %	8.75 - 9.00 % REF	2.00 %
6.25 - 6.50 % REF	7.00 %	10.50 - 10.75 % REF	1.00 %
6.50 - 6.75 % REF	12.00 %	11.25 - 11.50 % REF	1.00 %

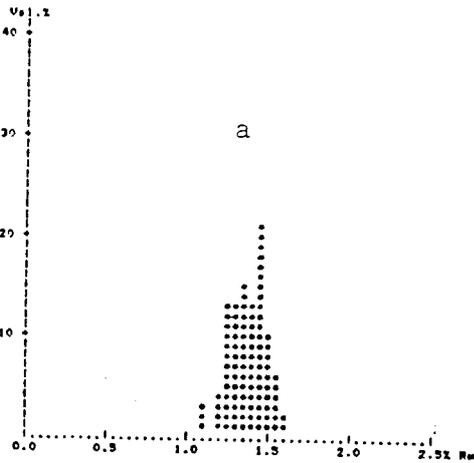
Abb. 34

PROBE : K0KE 450

DATUM
19.09.85

OBJEKTIVTYP
DELK32

KAL.BTD.TYP
LEUCOSAPHIER



MITTELWERT $R_m = 1.40 \%$ $Z_s = .22$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

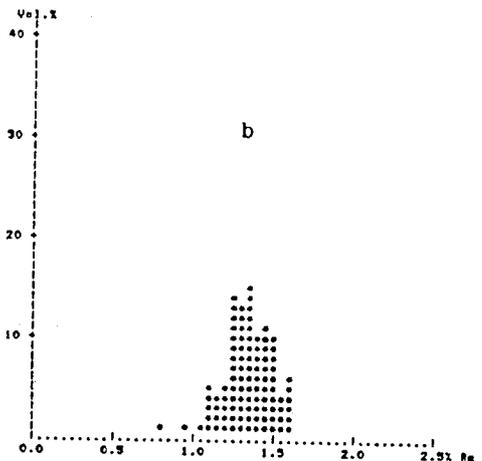
1.10 - 1.15 % REF	3.00 %	1.40 - 1.45 % REF	13.00 %
1.20 - 1.25 % REF	4.00 %	1.45 - 1.50 % REF	21.00 %
1.25 - 1.30 % REF	12.00 %	1.50 - 1.55 % REF	10.00 %
1.30 - 1.35 % REF	13.00 %	1.55 - 1.60 % REF	8.00 %
1.35 - 1.40 % REF	15.00 %	1.60 - 1.65 % REF	2.00 %

PROBE : K0KE 450

DATUM
13.08.85

OBJEKTIVTYP
DELK32

KAL.BTD.TYP



MITTELWERT $R_m = 1.37 \%$ $Z_s = .28$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

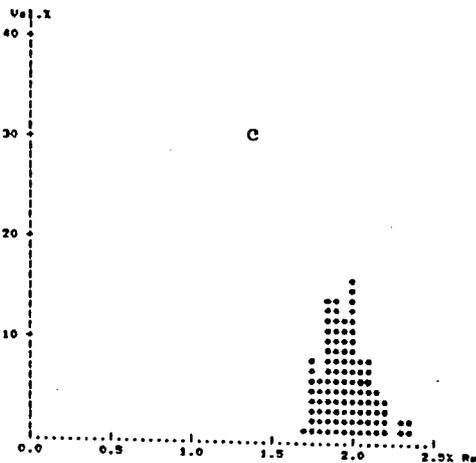
.80 - .85 % REF	1.00 %	1.30 - 1.35 % REF	13.00 %
.85 - 1.00 % REF	1.00 %	1.35 - 1.40 % REF	15.00 %
1.05 - 1.10 % REF	1.00 %	1.40 - 1.45 % REF	10.00 %
1.10 - 1.15 % REF	5.00 %	1.45 - 1.50 % REF	11.00 %
1.15 - 1.20 % REF	4.00 %	1.50 - 1.55 % REF	10.00 %
1.20 - 1.25 % REF	5.00 %	1.55 - 1.60 % REF	4.00 %
1.25 - 1.30 % REF	14.00 %	1.60 - 1.65 % REF	6.00 %

PROBE : K0KE 800

DATUM
18.08.85

OBJEKTIVTYP
DELK32

KAL.BTD.TYP
LEUCOSAPHIER



MITTELWERT $R_m = 1.98 \%$ $Z_s = .28$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

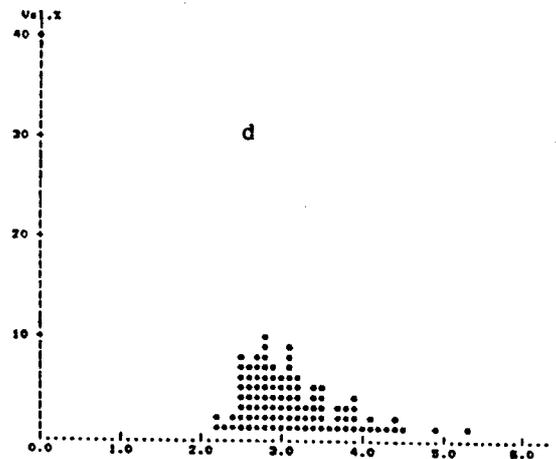
1.70 - 1.75 % REF	1.00 %	2.05 - 2.10 % REF	8.00 %
1.75 - 1.80 % REF	8.00 %	2.10 - 2.15 % REF	8.00 %
1.80 - 1.85 % REF	8.00 %	2.15 - 2.20 % REF	5.00 %
1.85 - 1.90 % REF	14.00 %	2.20 - 2.25 % REF	4.00 %
1.90 - 1.95 % REF	14.00 %	2.25 - 2.30 % REF	2.00 %
1.95 - 2.00 % REF	12.00 %	2.30 - 2.35 % REF	2.00 %
2.00 - 2.05 % REF	18.00 %		

PROBE : K0KE 800

DATUM
18.9.85

OBJEKTIVTYP
DELK32

KAL.BTD.TYP
LEUCOSAPHIER



MITTELWERT $R_m = 3.20 \%$ $Z_s = 1.21$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

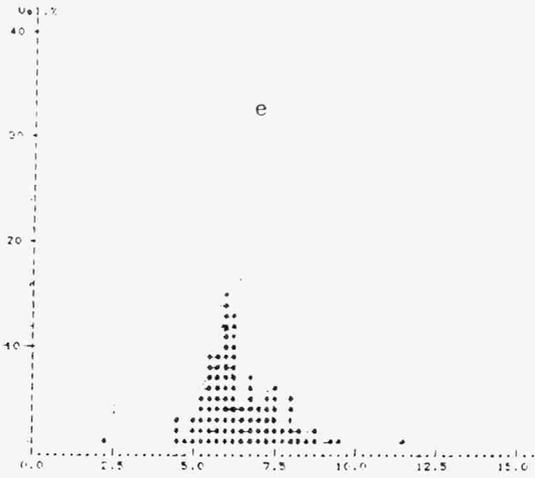
2.20 - 2.30 % REF	2.00 %	3.90 - 3.80 % REF	9.00 %
2.30 - 2.40 % REF	1.00 %	3.80 - 3.70 % REF	1.00 %
2.40 - 2.50 % REF	2.00 %	3.70 - 3.60 % REF	3.00 %
2.50 - 2.60 % REF	8.00 %	3.60 - 3.50 % REF	3.00 %
2.60 - 2.70 % REF	7.00 %	3.50 - 3.40 % REF	4.00 %
2.70 - 2.80 % REF	8.00 %	3.40 - 3.30 % REF	1.00 %
2.80 - 2.90 % REF	10.00 %	3.30 - 3.20 % REF	2.00 %
2.90 - 3.00 % REF	7.00 %	3.20 - 3.10 % REF	1.00 %
3.00 - 3.10 % REF	6.00 %	3.10 - 3.00 % REF	1.00 %
3.10 - 3.20 % REF	8.00 %	3.00 - 2.90 % REF	1.00 %
3.20 - 3.30 % REF	8.00 %	2.90 - 2.80 % REF	1.00 %
3.30 - 3.40 % REF	3.00 %		
3.40 - 3.50 % REF	9.00 %		

PROBE : KOKO 800

DATUM
29.09.85

DEFEKTIVTYP
DFLX32

KAL. STD. TYP
LEUCOSAPHIER



MITTELWERT \bar{x} = 8.62 % σ = 2.60

ANZAHL DER MESSSTÜCKEN 254

NIEMAL MESSSTÜCKE FUNKTE : 2

2.25	2.50 % REF.	1.00 %	7.00	7.25 % REF.	4.00 %
4.50	4.75 % REF.	2.00 %	7.25	7.50 % REF.	5.00 %
4.75	5.00 % REF.	3.00 %	7.50	7.75 % REF.	6.00 %
5.00	5.25 % REF.	4.00 %	7.75	8.00 % REF.	7.00 %
5.25	5.50 % REF.	5.00 %	8.00	8.25 % REF.	8.00 %
5.50	5.75 % REF.	6.00 %	8.25	8.50 % REF.	9.00 %
5.75	6.00 % REF.	7.00 %	8.50	8.75 % REF.	1.00 %
6.00	6.25 % REF.	8.00 %	8.75	9.00 % REF.	2.00 %
6.25	6.50 % REF.	9.00 %	9.00	9.25 % REF.	3.00 %
6.50	6.75 % REF.	10.00 %	9.25	9.50 % REF.	4.00 %
6.75	7.00 % REF.	11.00 %	9.50	9.75 % REF.	5.00 %
			9.75	10.00 % REF.	6.00 %
			10.00	10.25 % REF.	7.00 %
			10.25	10.50 % REF.	8.00 %
			10.50	10.75 % REF.	9.00 %
			10.75	11.00 % REF.	1.00 %
			11.00	11.25 % REF.	2.00 %
			11.25	11.50 % REF.	3.00 %
			11.50	11.75 % REF.	4.00 %
			11.75	12.00 % REF.	5.00 %
			12.00	12.25 % REF.	6.00 %
			12.25	12.50 % REF.	7.00 %
			12.50	12.75 % REF.	8.00 %
			12.75	13.00 % REF.	9.00 %
			13.00	13.25 % REF.	1.00 %
			13.25	13.50 % REF.	2.00 %
			13.50	13.75 % REF.	3.00 %
			13.75	14.00 % REF.	4.00 %
			14.00	14.25 % REF.	5.00 %
			14.25	14.50 % REF.	6.00 %
			14.50	14.75 % REF.	7.00 %
			14.75	15.00 % REF.	8.00 %
			15.00	15.25 % REF.	9.00 %

Bild 5

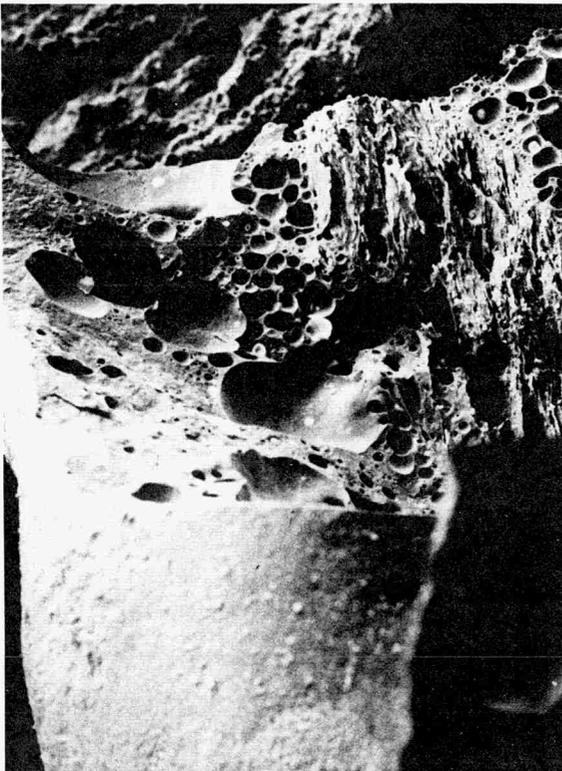
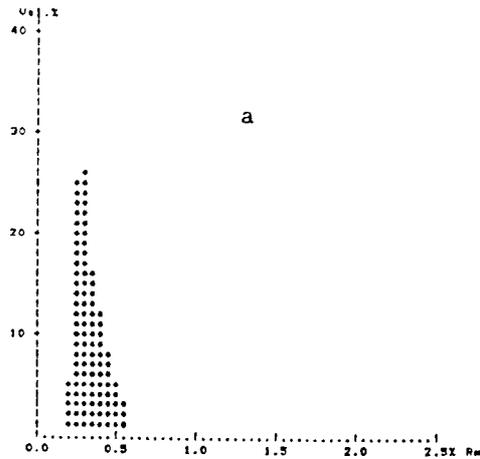


Abb. 35

PROBE : FL 13 LUK EXINIT

DATUM 4.02.88 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



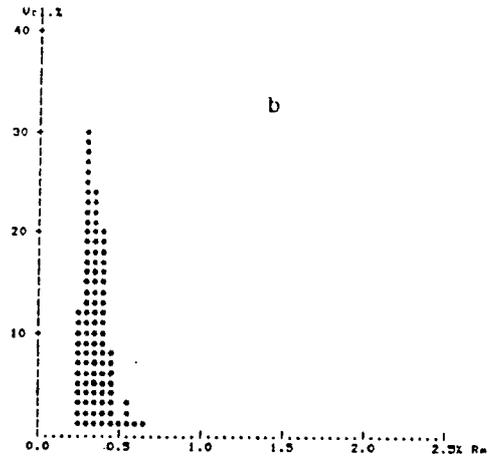
MITTELWERT $R_m = .38 \%$ $Z_0 = .17$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.20 - .25 % REF	5.00 %	.40 - .45 % REF	12.00 %
.25 - .30 % REF	25.00 %	.45 - .50 % REF	8.00 %
.30 - .35 % REF	28.00 %	.50 - .55 % REF	5.00 %
.35 - .40 % REF	16.00 %	.55 - .60 % REF	3.00 %

PROBE : FL 13 LUK 300 EXINIT

DATUM 4.02.88 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



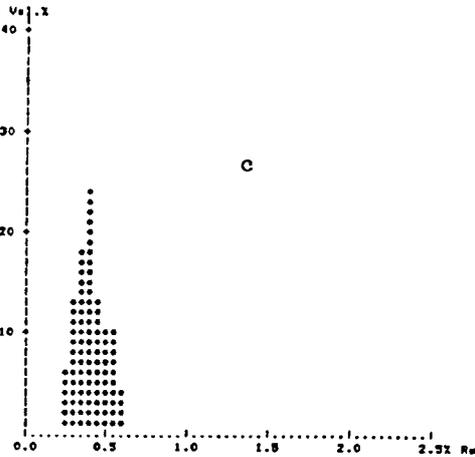
MITTELWERT $R_m = .38 \%$ $Z_0 = .15$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 100

.25 - .30 % REF	12.00 %	.50 - .55 % REF	1.00 %
.30 - .35 % REF	30.00 %	.55 - .60 % REF	3.00 %
.35 - .40 % REF	24.00 %	.60 - .65 % REF	1.00 %
.40 - .45 % REF	20.00 %	.65 - .70 % REF	1.00 %
.45 - .50 % REF	8.00 %		

PROBE : FL 13 LUK 320 EXINIT

DATUM 4.02.88 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



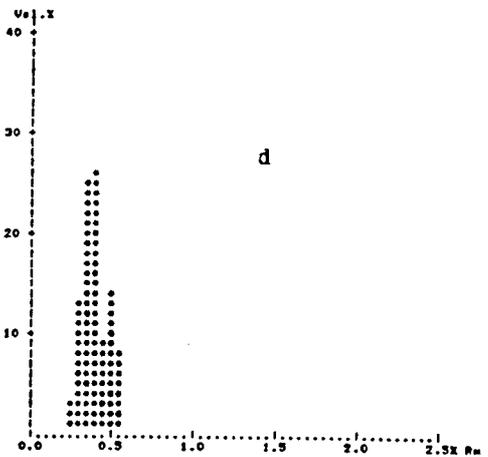
MITTELWERT $R_m = .44 \%$ $Z_0 = .21$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 102
100

.25 - .30 % REF	8.00 %	.50 - .55 % REF	10.00 %
.30 - .35 % REF	13.00 %	.55 - .60 % REF	10.00 %
.35 - .40 % REF	18.00 %	.60 - .65 % REF	4.00 %
.40 - .45 % REF	24.00 %	.65 - .70 % REF	1.00 %
.45 - .50 % REF	13.00 %	.70 - .75 % REF	1.00 %

PROBE : FL 13 LUK 360 EXINIT

DATUM 4.02.88 OBJEKTIVTYP DELX32 KAL.STD.TYP LEUCOSAPHIR



MITTELWERT $R_m = .43 \%$ $Z_0 = .17$

ANZAHL DER MESSUNGEN : 102

.25 - .30 % REF	3.00 %	.50 - .55 % REF	14.00 %
.30 - .35 % REF	13.00 %	.55 - .60 % REF	9.00 %
.35 - .40 % REF	25.00 %	.60 - .65 % REF	1.00 %
.40 - .45 % REF	26.00 %	.65 - .70 % REF	1.00 %
.45 - .50 % REF	9.00 %		

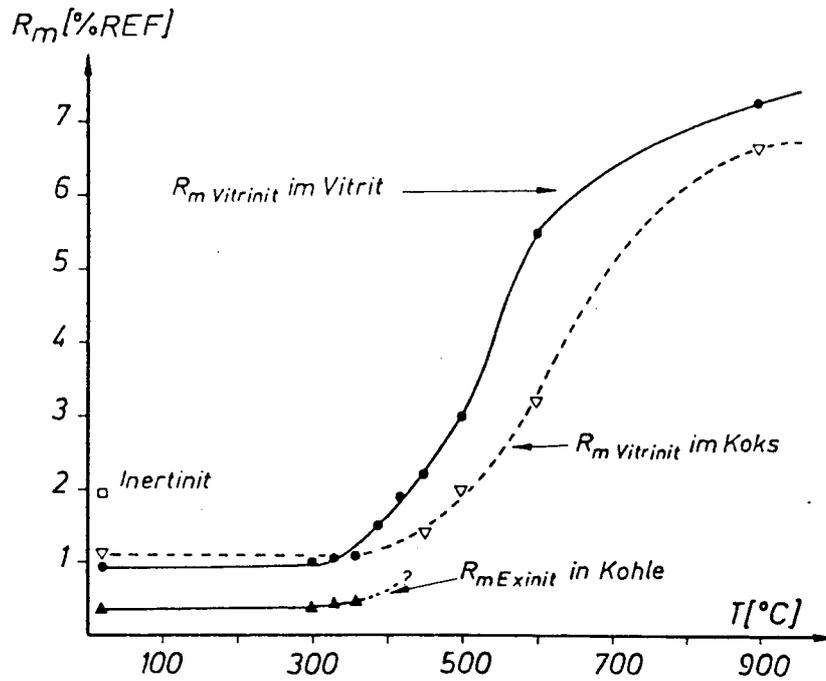


Abb. 36: Abhängigkeit der Reflexion der Macerale Vitrinit, Inertinit und Exinit von der Höhe der Temperaturvorbehandlung (nach jeweils konst. Behandlungsdauer) verschiedener Grundsubstanzen (Vitrit, Kohle, Koks) in nicht-oxidierender Atmosphäre.

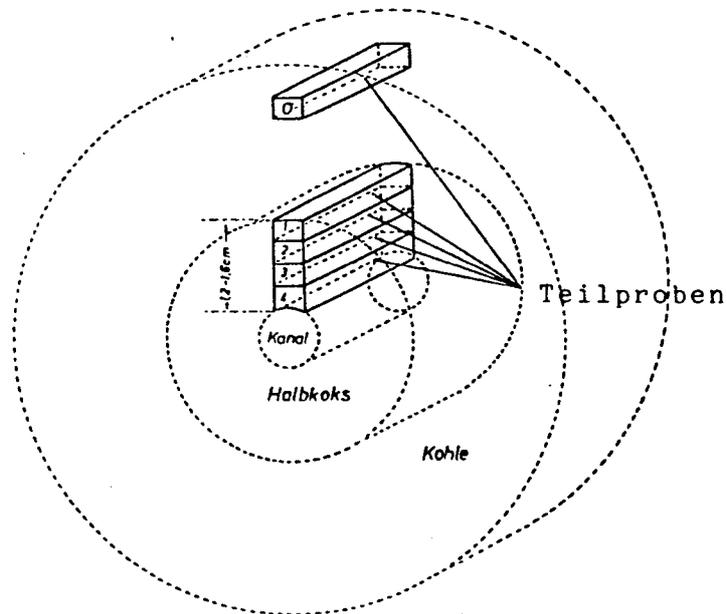


Abb. 37: Herkunft, Orientierung und Dimensionierung der prismatischen Teilproben 0 bis 4.

Aus Tab. 7 lassen sich über die für die eingesetzten Kohlen als Grenzwertkurven anzusehenden Funktionen der Abb. 32a die Temperaturen, wie sie beim Kanalbrennvorgang herrschen, rekonstruieren. Für Probe 1 bis 3 gilt dabei eher die gestrichelte Kurve, für die Probe 4 eher die ausgezogene Kurve. Zunächst wird der absolute Verlust dfl an flüchtigen Bestandteilen bestimmt, danach erhält man die Abb. 38.

Die Histogramme der Abb. 38 zeigen die teilweise erheblichen Unterschiede der rekonstruierten Temperaturen, je nachdem ob man sich auf die 35 %-Kurve oder die 30 %-Kurve der Abb. 32 bezieht. Wegen der nicht ausreichenden Zahl von Versuchen können die zwischen beiden Kurven liegenden, für Massenanteile von 31 bis 34 % Flüchtigen gültigen Kurven nicht ermittelt werden. Eine graphische Interpolation ist nicht gestattet. Die doppelt schraffierten Histogrammfelder werden als nicht real angesehen, da Temperaturen unter dem Erweichungspunkt in der Koksschicht nicht existieren können.

Die aus dem Histogramm gemittelte Kurve erlaubt die Angabe eines mittleren Temperaturgradienten dT von der Kanalwand bis zur Erweichungsfläche (gestrichelte Linie). dT liegt bei Koksschicht-Dicken (Koksschicht-Dicke ist die Differenz aus halbem Koks-Durchmesser und halbem Kanal-Durchmesser) von etwa 1,5 cm zwischen 95 und 145° C.

Es ist jedoch davon auszugehen, daß sowohl in der unmittelbaren Nähe der Erweichungsfläche als auch der Kanalwand bedeutend höhere Temperaturgradienten vorzufinden sind. Darauf sowie auf absolut gesehen hohe Temperaturen weist auch in seltenen Fällen eine örtlich an der Kanalwand anhaftende, sehr dünne mineralische Ascheschicht.

Mittels der hier praktizierten Methode der Rekonstruktion der Temperaturen über die Bestimmung des Restflüchtigengehaltes (bzw. der reflexionsoptischen Inkohlungsgradbestimmung) lassen sich mittlere Temperaturen der unmittelbaren Umgebung der Kanalwand zwischen 535 bis 625° C hochrechnen.

Es trifft mit Sicherheit zu, daß bei diesen Temperaturen auch fixer Kohlenstoff mit verbrannt wird und nicht nur Kohlenstoff in Form flüchtiger Bestandteile, da die Temperatur der eigentlichen Brennstelle wohl noch geringfügig über den genannten Temperaturen liegen wird, so erkennbar in Abb. 38, die bereits Temperaturen über 700° C als Extremwerte hochzurechnen erlaubt. Eine Bestätigung dieses Ergebnisses ist anhand der Untersuchung der gelegentlich gewinnbaren mineralischen Anteile von der Kanalwand möglich. Die rasterelektronenmikroskopische Analyse in Kombination mit der Mikrosonde ergibt, daß es bei den Versuchen zur Bildung von Mullit kommt (s. Bild 5).

Mullit ist in der Ausgangskohle nicht vorhanden und als Mineralneubildung anzusehen. Da sich beim Kanalbrennen vor der

Brennfront charakteristische Temperaturzonen ausbilden und bereits die Zone geringster Temperaturen, die Trocknungszone, ein Austreiben des Wassers verursacht, entsteht der Mullit unter trockenen Bildungsbedingungen. H. SCHLOEMER et al., 1979 /47/, können experimentell nachweisen, daß unter diesen Randbedingungen für die Bildung von Mullit mindestens 700° C erforderlich sind.

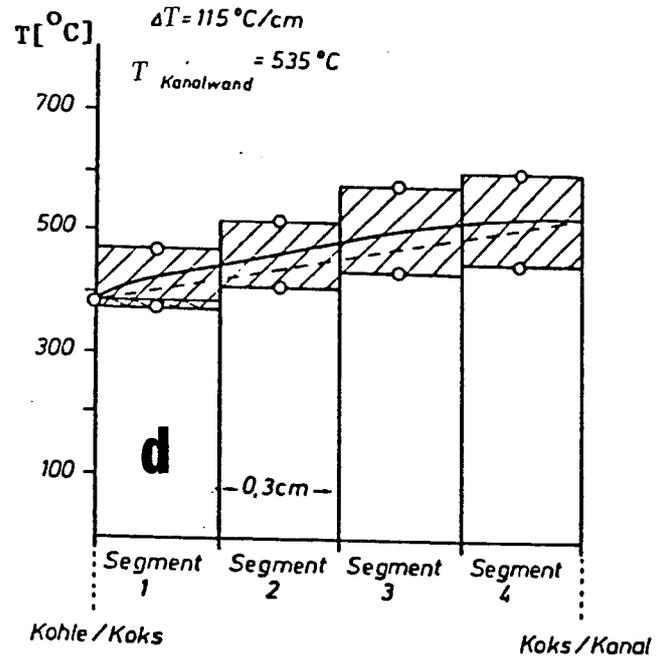
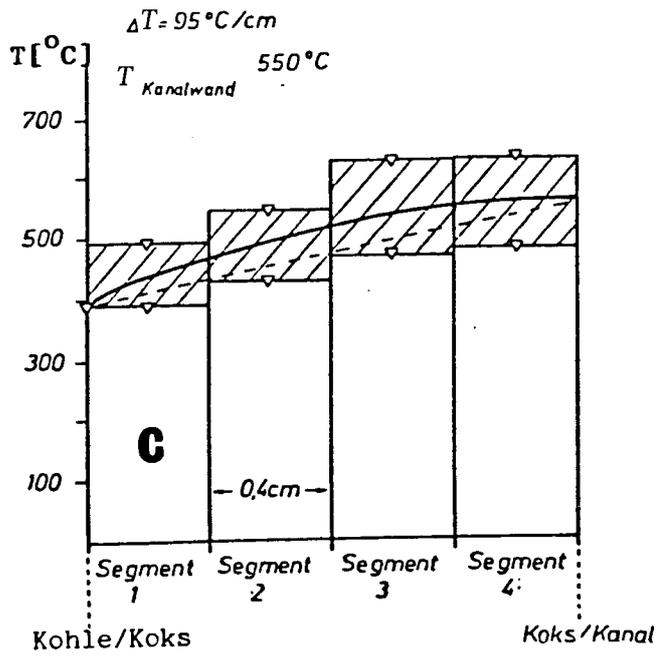
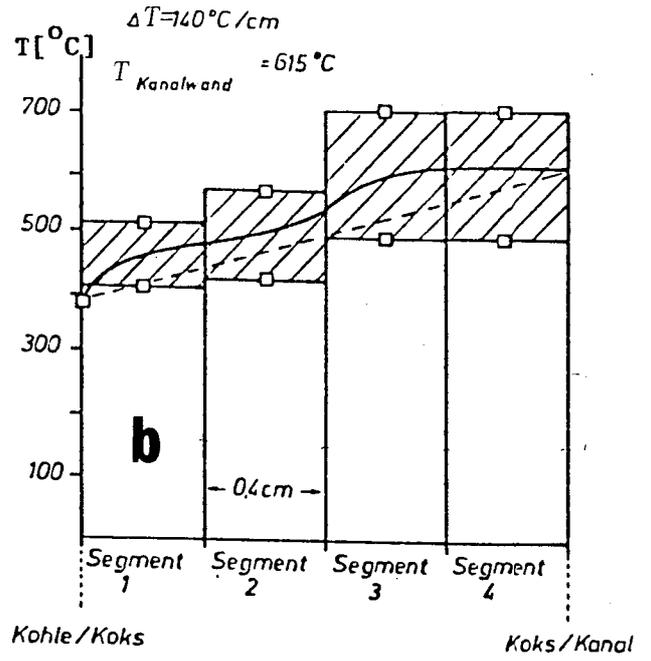
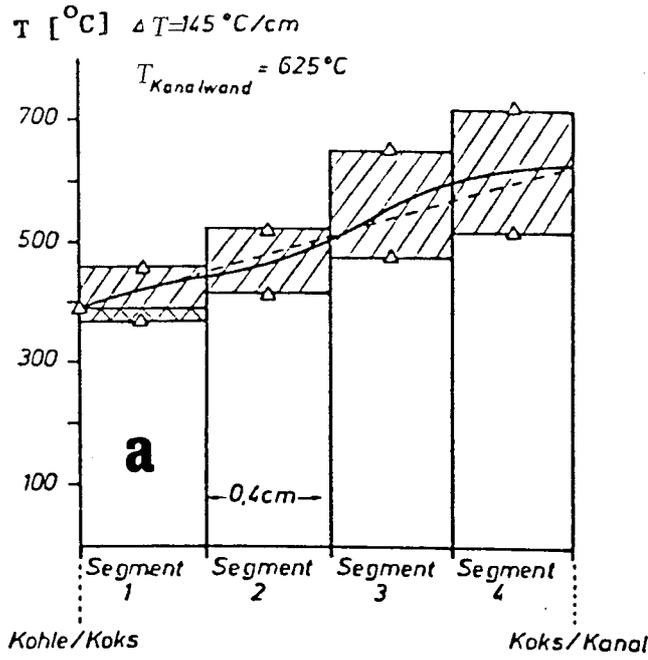
Nicht nachvollziehbar ist die Vorstellung, daß es zeitweise beim Brennprozeß zu einer Umkehr der Brennrichtung kommt, so daß die für das Vorwärtsbrennen charakteristischen höheren Temperaturen auftreten. Jedenfalls können diesbezüglich im Versuch keinerlei Anhaltspunkte, etwa die abermalige Reaktion von Mantelthermoelementen oder die auffällige Veränderung der Gaszusammensetzung, gefunden werden.

Abb. 38: (nächste Seite): Über die Restflüchtigen-Gehalte einzelner Semikokssegmente ermittelte Temperaturverläufe zwischen 390° C-Isotherme und Kanalwand in bituminöser Steinkohle. Die doppelt schraffierten Felder in 38a und 38d klammern nicht-reale Temperaturen unter dem Erweichungspunkt aus. Schraffierte Flächen: Streubereich der berechneten Temperaturen des betreffenden Segmentes.

38a,b: Die jeweils vier Teilproben, über die diese beiden Diagramme erstellt werden, entstammen lediglich verschiedenen Stellen der gleichen Koksschicht. Ein sehr ähnlicher Verlauf der Temperatur (durchgezogene Linie) ist feststellbar: geringerer Temperaturgradient in Kanalwandnähe, größerer Gradient etwa in Koksschichtmitte. Sehr gute gegenseitige Bestätigung der Kanalwandtemperatur sowie des mittleren Temperaturgradienten. - Ausgangsgehalt der Kohle (Segment 0): 34,66 bzw. 34,30 % Flüchtige.

38c: Probe mit anfänglichem Gehalt von 34,46 % flüchtigen Best.-t.; gleiche Koksschichtdicke, etwas niedrigere Kanalwandtemperatur und geringerer Temperaturgrad.

38d: Ausgangskohle (Segment 0): 31,65 % Flüchtige. Trotz gleicher Erweichungstemperatur wie bei 38c und etwas geringerer Kanalwandtemperatur errechnet sich wegen der geringeren Koksschicht-Dicke ein geringfügig höherer Gradient als in 38c.



Die Kanalbrennversuche unter Gebirgsdrucksimulation werden mit Ausnahme einiger Vorversuche ausschließlich im großen Druckbehälter mit 17 cm Probendurchmesser durchgeführt. Das Herauspräparieren der Kohlekerne ist wesentlich einfacher und genauer zu bewerkstelligen als im kleinen Autoklaventyp 6 cm, da nach Auftrennen des Inliners der Kern frei zugänglich ist.

Das Kanalsystem liegt in differenzierterer Ausbildung vor als das unter 5.4.1 beschriebene, weil bei den Versuchsläufen der Prozeßgasdurchsatz nicht konstant gehalten wird, sondern von Versuch zu Versuch variiert wird (Kontroll- bzw. Doppelversuche ausgenommen). Hiervon vermittelt Abb. 40 exemplarisch einen Eindruck.

Generell entwickelt sich (vgl. u.a. Abb. 31) aus vielen direkt an oder wenige cm hinter der Zündfläche formierten Kanälen sehr kleinen Durchmessers meist ein einziger Hauptkanal, der in immer wieder, jedoch in unregelmäßigen Abständen, nach kurzer Brennstrecke blind endende Seitenkanäle abzweigt. In einigen Fällen brennen auch konkurrierende Kanäle über größere Distanz nebeneinander her.

Auffallend ist, daß die Kanäle allem Anschein nach nicht unmittelbar an der freien Zündfläche entstehen, sondern erst in einigen cm Tiefe. Dies wird daraus geschlußfolgert, daß meist nur die Kerne an der Oberfläche schon einen freien Kanal erkennen lassen, in denen letzterer entweder komplett durch die Kohleprobe durchbrennt oder doch wenigstens über eine größere Entfernung brennt, bevor es zum Versuchende kommt. Kerne mit nur kurzen Kanallängen haben an der direkten Oberfläche den Kanal nicht ausgebildet. Das zwischen Zündfläche und Kanalansfang befindliche Koksmaterial verbrennt erst im Laufe der weiteren Reaktion im Vorwärtsbrennmodus.

Bei Temperaturerhöhung bis zur Erweichung der bituminösen Kohle schäumt die Kohle aufgrund der thermischen Unbeständigkeit des Thermobitumens auf und es bilden sich anfänglich kleine, später bis zu 5 mm Durchmesser große Blasen. Diese Blasen entweichen aus der teigigen Kohle, wobei ihr anfangs kugelförmiger Habitus zu langgezogener Schlauchform abgewandelt wird. Die schlauchförmigen Blasen stellen die erste Bildungsstufe der Kanäle dar. In vielen Fällen sind alle möglichen Übergangsformen zwischen aufgeschäumtem, feinporösem Halbkoks, grobblasig durchsetzter Halbkoksmasse mit kugeligen Blasen und schlauchförmigen Blasengängen und schließlich verwachsenen Blasengängen, die separat und fingerförmig in den Kohlekern brennen und somit als eigentliche Kanäle anzusprechen sind (im Anfangsstadium liegt ihre Zahl häufig über 20!) nach Wiederverfestigung des Kokes im Labor identifizierbar (s. Abb. 39).

Hinsichtlich des primären Ziels des Kanalbrennens - der Verminderung des Strömungswiderstandes zwischen Injektions- und Produktionsbohrung - ist es von großer Bedeutung, ob der ge-

brannte Kanal als freier Hohlraum bestehen bleibt oder ob er unter der Wirkung der hohen mechanischen Spannungen kollabiert. Ein Maß für die Stabilität und Festigkeit des Kokes um den Kanal ist die Druckfestigkeit des Materials, die J. WAGNER, 1985 /48/, an Koks aus kompakter Kohle bestimmt. Dennoch kann die alleinige Bestimmung der Bruchfestigkeit den Simulationsversuch nicht ersetzen.

Erste Experimente werden in der oben genannten Publikation mit einer dort entwickelten und beschriebenen Meßzelle vorgenommen, mit der es machbar ist, einen direkten optischen Einblick in den Kanal während der radialen Belastung zu erhalten.

Mit der gleichen Versuchsanordnung werden hier weitergehende Simulationstests gefahren, die von den dort beschriebenen in zwei Punkten differieren:

a) Die Randbedingung fortwährend konstanter Spannungen in zwei Hauptspannungsrichtungen wird so nicht mehr im Versuch aufrecht erhalten. Sie wird in der Hinsicht abgeschwächt, daß sie bis zum ersten Einbrechen des Kanals weiterhin existiert, sich danach aber bei jedem Nachbrechen des Kanals geringfügig verringert und zwar in der Art, als ob der Autoklavmantel eine unendlich starre Gesteinsschicht wäre, die jede Gebirgsspannung der überlagernden Schichten ohne Formveränderungen aufnehmen kann, ohne sie nach unten (d.h. im Autoklaven nach innen) weiterzugeben. Ein Nachbrechen des Kanals verursacht ausschließlich einen geringen Spannungsabbau der unter der starren Schicht liegenden Sedimente, veranlaßt durch eine minimale Volumenerweiterung.

Die Analogie zu den Vorgängen im Gebirge kann im Druckbehälter hergestellt werden. Der Spannungsabbau wird simuliert durch die Abnahme des Gasdrucks im radialen Ringraum zwischen Druckbehältermantel und Inliner, die Volumenerweiterung der Schichten durch die Expansion des Ringraumes bzw. die Verringerung des Probenquerschnittes.

Diese Versuchsanordnung erlaubt es überhaupt erst, eine Erklärung dafür zu finden, warum es in der Natur trotz hoher triaxialer Spannungsverhältnisse dennoch vorkommt, daß - beweisbar in unseren tiefsten Bergwerken - Hohlräume in großer Tiefe existent sein können und tatsächlich existent sind! Ohne die Verminderung der rechnerischen Teufenspannung durch ihren Teilabbau in sehr biegesteifen Zwischenschichten hätte ein Kanal überhaupt nicht die Möglichkeit, auch nur geringfügig offen zu bleiben, da der umgebende Koks die hohe Spannung nicht aufnehmen könnte und stattdessen in den Hohlraum einbrechen würde.

Was bei der Simulation fehlt, ist die quantifizierte Bezugnahme der Verringerung im Feld. Es muß andererseits erwähnt werden, daß echte in situ-Meßwerte vom Verfasser dieser

Schrift nicht in Erfahrung gebracht werden können. Sie werden - nach Meinung des Autors - wohl gar nicht existieren, so daß auf aufwendige Modellation nach der Methode der Finiten Elemente ausgewichen werden müßte.

b) In der genannten Publikation fehlen Langzeitversuche, mit welchen die Dauerstandfestigkeit des Kanals überprüft werden soll. Hinweise auf die Notwendigkeit derartiger Untersuchungen ergeben sich, als unmittelbar vor dem geplanten Abbruch eines Belastungsversuchs der Kanal - obwohl bereits einige Stunden ohne Veränderungen stabil - doch noch plötzlich Querschnittsverringerungen erleidet.

Nochmals sei der Vergleich mit Verhaltensweisen des Gesteins in der Natur gestattet. Unter Bergleuten ist das Kriechverhalten des Gebirges hinreichend bekannt. Ebenso die Tatsache, daß bei aufgefahrenen Strecken und im 'Alten Mann' nach Zeiten scheinbarer Ruhe das Gebirge sehr abrupt einbricht und Hohlräume verschließt.

Die Erforderlichkeit von Langzeitversuchen zur Standfestigkeit ergibt sich bei der UTV weniger aus Gründen einer eventuell notwendigen übertägigen Umgestaltung der Bohrungsausrüstung oder der sonstigen Anlage und des damit verbundenen Zeitaufwandes, als vielmehr wegen der geringen Rückwärtsbrenngeschwindigkeit des Kanals. Zum Zeitpunkt, zu dem das Kanalende die Injektionsbohrung erreicht, ist der Kanalbeginn schon einige Zehner bis wenige Hunderte von Stunden dem hohen Überlagerungsdruck ausgesetzt.

Abb. 41 zeigt die Simulationsergebnisse der Belastungsversuche verschiedener Kanäle unter Berücksichtigung der unter den obigen Punkten a) und b) diskutierten Überlegungen - ausnahmsweise an einer Saarfett-Kohle aus einem anderen Flöz (Flöz 5, Bergwerk Warndt).

Der zuvor durch Bohren hergestellte Kanal hat einen Radius von 10 mm. Durch Aufheizen seiner Wand mittels eines in die Bohrung eingebrachten, spiralisierten Heizdrahtes (wird nach dem Aufheizen wieder entfernt) entsteht eine Koksschicht von ebenfalls 10 mm Dicke.

Bei dem 12 MPa-Versuch wird der Radialdruck bis nach einem mit schwacher optischer Veränderung des Kanalquerschnittes verbundenen, minimalen weiteren Druckabbau nach 24 h ein letztes Mal nachreguliert. Von da an gibt es keine Veränderungen mehr. Alle übrigen Axialprojektionen ('Schattenprofile') des Kanals werden ohne Korrektur der Radialdrucke gewonnen. Augenscheinlich ist neben einer durchweg schräg zur Schichtung sich ergebenden Orientierung des meist nur spaltenförmigen Kanalreliktes (womöglich im Zusammenhang stehend zu den Zugspannungsrissen in der Kanalfirste und den unterschiedlichen Druckfestigkeitswerten der Sedimente senkrecht zur und in der Schichtung) vor allem die Tatsache, daß die

großen Veränderungen des Querschnitts mehr oder weniger un- mittelbar während oder nach der Erstbelastung eintreten. Da- nach kommt es nur noch zu unwesentlichen Veränderungen. Mit den Formänderungen ist bei Versuchen mit konstantem Radial- druck ein ständiges Nachregulieren des Gasdrucks erforder- lich, während die übrigen Versuche mit einer Verminderung des radialen Gasdrucks reagieren. Die Größenordnung der Verminde- rung des radialen Gasdrucks liegt in allen Versuchen gut übereinstimmend bei ca. 5 % des Anfangsdruckes.

In einigen Versuchen (10 und 15 MPa) entspricht dies annä- hernd der maximal möglichen Druckverminderung durch das zu- rückgehende Kanalvolumen. Überraschenderweise liegt sie bei den 1 MPa-Versuchen jedoch über dem theoretisch errechenbaren Maximalwert der Druckverminderung. Die Erklärung für dieses Phänomen kann z. Zt. nur hypothetisch sein: Ein Verschuß des freien Volumens von Rissen, d.h. das probenspezifische Ver- halten, spielt bei der Druckverminderung ebenfalls eine Rol- le.

Festgehalten werden kann an dieser Stelle, daß sowohl bei Aufrechterhalten konstanter Radialdrücke als auch bei variab- len Radialdrücken stets ein - wenn auch meist nur geringes - offenes Kanalvolumen erhalten bleibt.

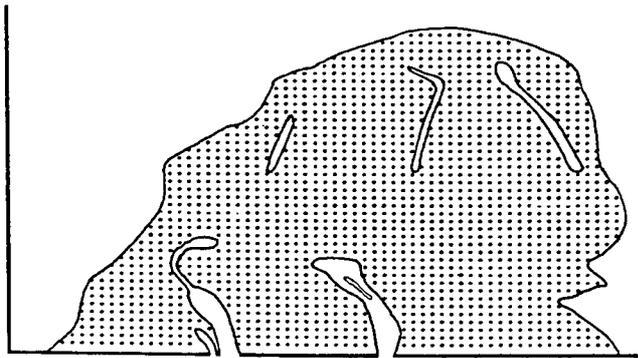
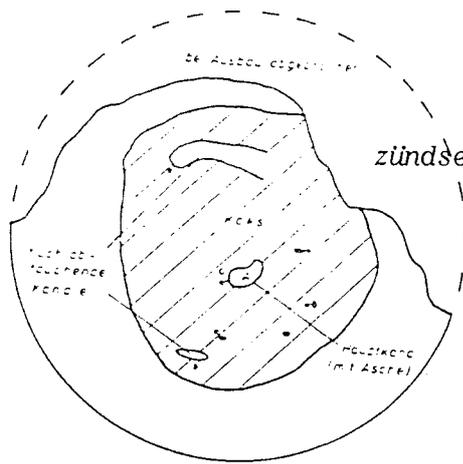


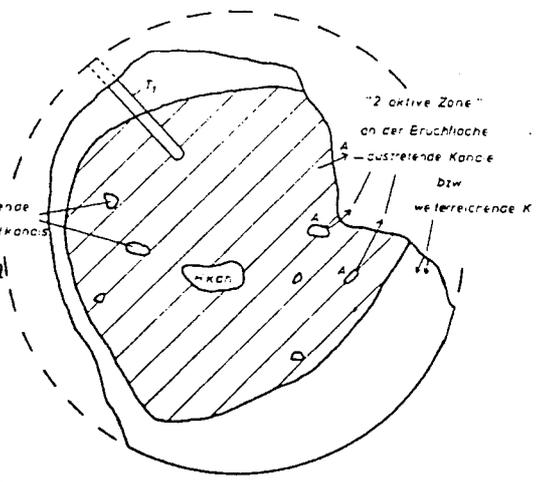
Abb. 39: Kanalbildungen zu unterschiedlichen Zeiten in der Entstehungsphase (Probematerial: Saarfett-Kohle)

Abb. 40: (nächste Seite): Sehr differenzierte Ausbildung der Kanäle bei Versuchsläufen unter Gebirgsdrucksimula- tion und geringem Massenfluß im 17 cm-Druckbehälter, dargestellt anhand von Schnittbildern durch den Kern in unterschiedlicher Entfernung zur Zündseite.

Abb. 41: (übernächste Seite): Veränderungen des Kanalquer- schnittes bei aufgebrachtten variablen Anfangs-Radi- aldrücken von 1, 10 und 15 MPa sowie konstantem Ra- dialdruck von 12 MPa.

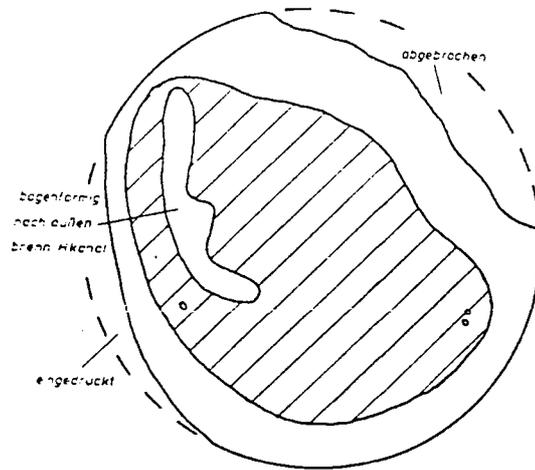


zündseitige Endfläche

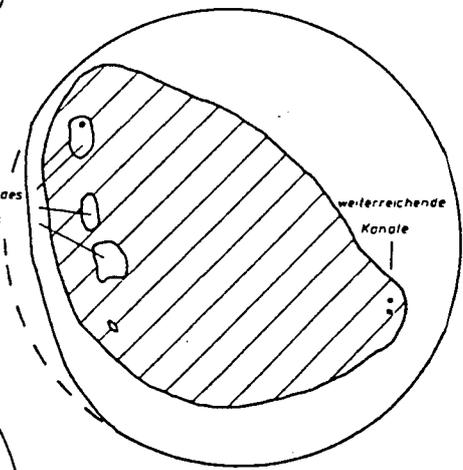


Schnitt nach 13 mm

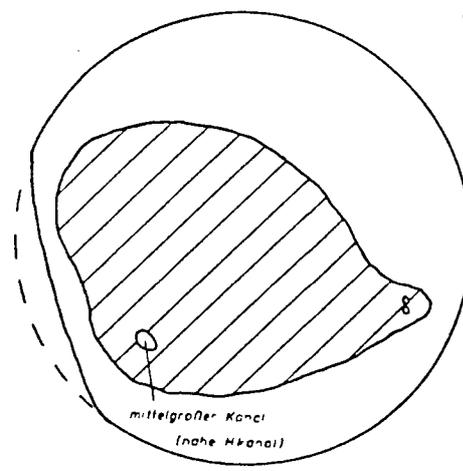
Schnitt nach 30 mm

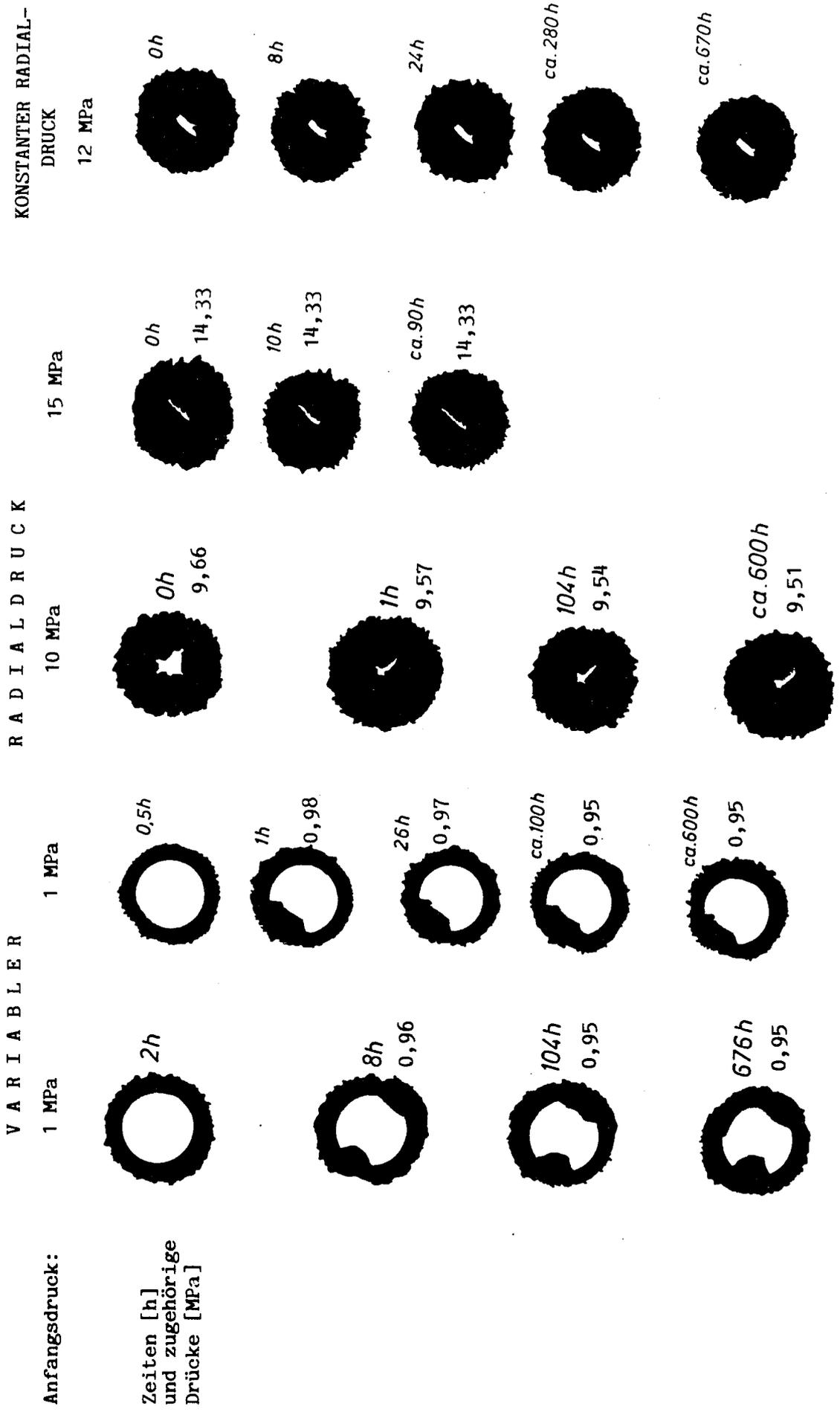


Schnitt nach 34 mm



Schnitt nach 60 mm





• Der eigentliche Prozeßablauf des Kanalbrennens - Bildungsbedingungen für Kanäle

Im folgenden Text stehen Untersuchungen zur Entstehung von Kanälen unter verschiedenen Randbedingungen im Vordergrund des Interesses. Dabei werden Versuchsgestaltungen realisiert, bei denen eine Reihe von Parametern unveränderlich vorgegeben werden, andere dagegen aufgrund freier Vorgabemöglichkeit variabel gehalten werden.

Neben vielen Parametern, deren Einfluß nicht umstritten ist, die aber für eine Berücksichtigung im Versuch entweder in ihrer Relevanz hinter den hier untersuchten Faktoren zurückstehen oder für eine quantitative Simulation zu aufwendig erfaßbar, respektive zu schwierig gezielt manipulierbar sind (bspw. natürliche Katalysatoren, wechselnde Sättigungsverhältnisse, Vergesellschaftungen verschiedener Mikrolithotypen, usw.) gehören zu den variablen Größen bei den Versuchen vor allem

- simulierte Gebirgsteufe,
- Permeabilität,
- Gasmassenfluß,
- Fließgeschwindigkeit des Gases.

Für die hier ausgewerteten Versuchsläufe sind als konstant vorgegebene Größen anzusehen:

- Brennfrontdruck,
- Prozeßgaszusammensetzung,
- Kohlenart.

Es muß bei den Experimenten angestrebt werden, stets nur einen Parameter zu verändern, wobei alle übrigen bei diesem Versuch unverändert bleiben. So ist die Einflußnahme der variierten Größe am deutlichsten erkennbar und quantifizierbar. Leider gelingt dies in vielen Brenntests nur sehr bedingt. Gebirgsteufe und Permeabilität, Gasmassenfluß und Fließgeschwindigkeit des Gases sind jeweils so eng miteinander verflochten, daß die Variation eines Parameters zwangsläufig auch zu der des zweiten führt, es sei denn, es wird mit unrealistischen Randbedingungen gegengesteuert. Nur unter besonders günstigen Gegebenheiten kann eine Gewichtung der jeweils zwei variablen Parameter untereinander vorgenommen werden.

In allen Versuchsläufen wird auf eine quantitative Erfassung möglichst vieler meß- und beobachtbarer Faktoren und Verhaltensweisen hingearbeitet. Im folgenden sind die beobachteten, gemessenen und berechneten Faktoren und Verhaltensweisen in acht Punkte untergliedert, wobei jeder Punkt aus Unterpunkten besteht. Dieses Erfassungsschema ist Grundlage der Auswertung jedes Versuchs und der in dieser Arbeit vorgenommenen Interpretation der Ergebnisse.

Charakterisierung des Kerns vor dem Versuch:

- Autoklav-Typ, Art des verwendeten Inliner-Materials,
- verwendete Kohle, Herkunft,
- Länge der Gesamtprobe,
- Zahl der Kerne, die den Gesamtkern zusammensetzen,
- Länge des gezündeten Kohlekerns,
- Verlauf des Schlechtensystems zur Richtung des Gasstroms (Winkel angeben),
- Aufnahme der zündseitigen Kernstirnfläche.

Charakterisierung des Kerns nach dem Versuch:

- Zahl der an der Zündfläche gebildeten Kanäle,
- Bildungsort der Kanäle (Zahlenangaben der Kanäle auf Rissen, Schlechten, Fusit, mittendrin),
- Zunahme (+) oder Abnahme (-) der Kanalzahl (dZ) mit zunehmendem Brennweg,
- Kanaldurchmesser in mm ,
- größte projizierte Kanallänge in mm ,
- Außendurchmesser der begleitenden Koksschicht (D_{Kokk}) und Dicke der Koksschicht ($\text{Dicke}_{\text{Kokk}}$),
- Form der Koksschicht an der Kanalspitze,
- Verformung des Kerns in bankrechter (dr_b) und flözgängiger (dr_{fg}) Richtung,
- zeichnerische Aufnahme des kompletten Kanalsystems nach Versuch (mit Vermessung),
- Übereinstimmung von Schlechtenverlauf und Abtauchwinkel der Kanäle (Winkel dW angeben),
- größte tatsächliche Kanallänge.

Gasdrücke:

- Gasdruck p_1 an der Probeneingangsseite,
- Gasdruck p_2 an der Probenausgangsseite,
- mittlerer Gasdruck p_m bei angenommenem linearem Druckabbau,
- Druckdifferenz dp .

Gas Mengen und Gasgeschwindigkeiten:

- Volumenfluß q_2 des Fluids unter Normalbedingungen,
- Volumenfluß q_{p2} unter dem herrschenden Probenausgangsdruck,
- mittlerer Fluidfluß q_m an der Stelle $l/2$,
- Anströmvolume q_{Bf} an der Brennfront,
- Anströmgeschwindigkeit v_{Bf} an der Brennfront.

Permeabilitäten:

- scheinbare Permeabilität k_a bei Versuchsbedingungen (mD),
- scheinbare Permeabilitäten k_a bei verschiedenen Radialdrücken,
- Bedingungen der Permeabilitätsmessungen bei verschiedenen Radialdrücken (Angabe von p_1 und p_2).

Spannungszustand in der Probe:

- radialer Gasdruck p_r ,
- simulierte Teufe T_6 und Bedingungen bei der Berechnung von T_6 .

Weitere Versuchsbedingungen und Versuchsergebnisse:

- Beschreibung der Zündung: Temperatur, Dauer, Wiederholung, schnelle oder langsame Aufheizung, ständiges oder zeitweises Einschaltesein der Zündplatte,
- Gesamtbrenndauer (t),
- Grund für Versuchsende oder -abbruch,
- Ascheschicht um den Kanal vorhanden oder nicht,
- errechnete Brenngeschwindigkeit des Kanals (tatsächl. und projizierte Länge),
- Abstützungsart der Probe hochdruckseitig und niederdruckseitig,
- Temperaturmitschrift an den Thermoelementen,
- Hilfgas- oder Zusatzgasversorgung benutzt (wenn ja, welche und wieviel),
- Besonderheiten, Bemerkungen, Auffälliges.

Gasanalyse:

- Methode der Gasanalyse (Dräger-Prüfröhrchen, Gaschromatograph, Gasdetektoren),
- Sauerstoff:
 - a) mittlere Konzentration, b) maximale Konzentration,
- CO₂, CO, CH₄, H₂:
 - a) mittlere Konzentration, b) maximale Konzentration,
- Heizwert H_w des Produktgases.

Sonstiges:

- Gewichtsverlust der Kohle nach dem Versuch,
- ungesetzter Kohlenstoff m_c.

Die simulierte Gebirgsteufe an der Brennfrent wird von 450 bis 1760 m variiert, die Permeabilität von 250 µD bis 100 mD, der Gasmassenfluß (bezogen auf 1 m²) von 4·10⁻³ kg·s⁻¹ bis 0,15 kg·s⁻¹. Der Brennfrentdruck wird bei 2,0 MPa konstant gehalten (Ausnahme: einige Versuche bei 0,1 MPa), ebenso ist die Prozeßgaszusammensetzung konstant (synthetische Luft; lediglich zwei Versuchsläufe werden mit O₂-abgemagertem Prozeßgas - durch N₂-Zugabe - gefahren).

Der Vorgang des Brennens eines Kanals gegen die Fließrichtung des Gasstroms ist an einen relativ engen Durchflußbereich gebunden. Fließt durch das Kohleflöz zu wenig Gas, so glimmt die Kohle langsam vor sich hin, eine Kanalbildung unterbleibt. Wird zu viel Gas durch die Fließwege der Kohle gepreßt, so ist ein Ausblasen der Brennfrent die Folge. Beide Grenzen - die Untergrenze, bzw. das Mindestluftangebot und die Obergrenze, d.h. das höchst zulässige Luftangebot - legen den Bereich fest, in dem Kanalbrennen möglich ist. In diesem Bereich existiert ein Optimum bezüglich der Brenngeschwindigkeit und des erreichbaren Kanaldurchmessers.

In über 30 Experimenten werden die genannten Grenzen ermittelt. Die für die Praxis wichtigere der beiden ist die Grenze des Mindestangebotes an Prozeßgas. Kennt man sie, ist man in

der Lage, in der Injektionsbohrung den eben zum Gewährleisten des ausreichenden Fluidflusses erforderlichen Injektionsdruck aufzubauen, um den Rückwärtsbrennprozeß am Leben zu erhalten. Durch das Vermeiden unnötig hoher Eingangsdrücke wird gleichzeitig einer der maßgeblichen Gründe für das bisherige Scheitern des Rückwärtsbrennens im tiefen Gebirge, die Selbstentzündung, vermieden.

Die Obergrenze des Luftangebotes hat für die Praxis eine geringere Bedeutung. Das Ausblasen der Brennfront kann vermieden werden, wenn man anhand der ständigen Informationen aus der Produktgas-Förderbohrung den Gasfluß mitschreibt und durch kontinuierliche Verringerung des Injektionsdruckes bei Annäherung der Kanalspitze an die Eingabeböhrung für einen nicht zu hohen Luftfluß sorgt.

Bei Vorliegen vergleichbarer Randbedingungen - insbesondere sind eindimensionale Fließbedingungen zu beachten, wie sie in der Natur etwa in der Konstellation zweier nebeneinander liegender, flözgängiger Böhrungen vorliegen - können die in dieser Arbeit ermittelten Fließbedingungen ins Feld übertragen werden.

Die Untergrenze der zum Kanalbrennen notwendigen Gasmenge kann quantifiziert werden in Form der Angabe eines Volumensflusses, einer Gassgeschwindigkeit oder eines Massenflusses. Hier wird der spezifische Massenfluß, d.h. die Masse des Gases (in kg) bezogen auf die Fläche (in m²) pro Zeiteinheit (in s) gewählt. Es gilt auch, die Frage zu beantworten, ob diese Untergrenze sich von derjenigen unterscheidet, die im Labor (bzw. mittels mathematischer Modelle) ohne Berücksichtigung simulierter hoher Gasdrücke festgelegt werden kann.

In Tabelle 8 sind einige Zahlenangaben und Berechnungsergebnisse der wichtigsten zur Definition der Untergrenze des Massenstromes durchgeführten Versuche zusammengestellt, die bereits den Zusammenhang zwischen spezifischem Massenstrom und erfolgreichem oder nicht erfolgreichem Resultat des Brenntests erkennen lassen.

Die letzte Spalte zeigt, daß mit Ausnahme der Versuche 4 und 5 in allen anderen ein Kanal hergestellt werden kann. Der spezifische Massenfluß bei Versuch 4 liegt bei $0,41 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ und bei Versuch 5 bei $0,589 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$. Dies ist für eine Kanalformierung eindeutig zu wenig. Den Anschluß in Richtung höherem Massenfluß bilden die Versuche 3, 7 und 8 mit jeweils $0,71 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ in den Versuchen 3 und 8, resp. $0,837 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ spezif. Massenfluß in Versuch 7. Alle genannten drei Versuche bieten schon ausreichend für das Rückwärtsbrennen erforderliche Prozeßgasmengen an, obgleich die immer noch geringen Fluiddurchsätze noch keine Garantie für die Kanalentstehung geben, da in anderen, hier nicht dokumentierten Experimenten in einigen Fällen bei gleichem Prozeßgasangebot noch kein Rückwärtsbrennen ablief.

Tab. 8: Einige Zahlenangaben bzgl. Prozeßgasangebot und Ergebnis beim Brenntest (positiv/negativ).

Ver- such	Brenn- dauer (min)	Volumen- fluß q_2 (NI/h)	Luftangebot Massen- fluß (kg/h)	spez. Mas- senfluß (10^{-2} kg/s m ²)	Mindest- luft- angebot (NI/h)	effekt. Brenn- zeit (min)	effektives Luftangebot Volumen- fluß (NI/h)	spez. Mas- senfluß (10^{-2} kg/s m ²)	Luft- menge (m ³)	effekt. Luftm. (m ³)	Brennversuch erfolgreich (+) nicht erfolg- reich (-)	
1	90	684	0,821	2,018	254	90	684	0,821	2,018	1,026	1,026	(+)
2	290	346	0,415	1,020	254	178	425	0,510	1,254	1,672	1,262	(+)
3	47	487	0,584	0,715	254	47	487	0,584	0,715	0,381	0,381	(+)
4	292	279	0,335	0,410	510	21	570	0,680	0,937	1,358	0,200	(-)
5	94	401	0,481	0,589	510	0		0		0,628	0	(-)
6	47	691	0,829	1,015	510	46	696	0,835	1,022	0,541	0,533	(+)
7	70	570	0,684	0,837	510	61	581	0,697	0,852	0,665	0,590	(+)
8	87	485	0,582	0,712	510	36	730	0,876	1,072	0,703	0,431	(+)

Eine interpretative Betrachtung aller gewonnenen Versuchsergebnisse kommt zu folgenden Schlüssen:

Bei simulierten hohen Gebirgsdrücken zwischen 450 und 1760 m ist bei den angegebenen Bedingungen die Entstehung eines gegen den Fluidstrom brennenden Linkingkanals auch bei einem Massenstrom unter $1,6 \cdot 10^{-2}$ bzw. $3,4 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ prinzipiell möglich. Diese Massenströme werden für Kohle ohne Gebirgsdrucksimulation einmal experimentell (K.P. BREIDUNG, 1982 /23/) und einmal per mathematischem Modell (K.P. BREIDUNG, R.R. GLASER, H. GUDENAU, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ, 1983 /21/) ermittelt.

Die Reproduzierbarkeit des Kanal Brennens bei den vom Verfasser untersuchten geringen Massenströmen und die Prognostizierungswahrscheinlichkeit des Ablaufs eines Versuchs sind unbefriedigend.

Eine wesentliche Schwierigkeit bei der Durchführung der Brennversuche ist das Konstanthalten bestimmter Randbedingungen bzw. Prozeßsteuergrößen. Eingebaute Feindosierventile erlauben es, den Radialdruck auf ca. $5 \cdot 10^{-4} \text{ MPa}$ genau einzustellen und festzuhalten. Auch die Meßgenauigkeit der übrigen Drücke sowie des Gasflusses ist sehr hoch. Bei der Einstellung der p_1 - und p_2 -Drücke erwachsen aufgrund der Eigenschaften der Kohle große Probleme (bspw. Desensibilisierung des Überströmventils infolge Teerablagerung beim Versuch; Veränderung des Strömungswiderstandes der Filter aus gleichem Grund). Der Kern selbst verändert örtlich und zeitlich seine Permeabilitätseigenschaften, so daß sich bei vorgegebenem Fluid-Eingangsdruck p_1 der Massenstrom \dot{m} verändert bzw. bei konstantem Massenstrom \dot{m} p_1 variieren muß.

Die Forderung nach konstantem Massenfluß ist jedoch eine Grundvoraussetzung für die Beantwortung der Frage nach dem Mindestdurchsatz zur Herstellung eines Kanals. Andererseits steht der Erfüllung dieser Forderung die zweite nach Berücksichtigung der in situ-Verhältnisse entgegen: Vor der plastifizierten Kohle um die Brennstelle kann sich keine im Vergleich zum ursprünglich an dieser Stelle herrschenden Druck erhöhte Fluiddruckdifferenz ($= dp_1$) von merklichem Ausmaß aufbauen, da das dreidimensionale Flöz ein Umströmen dieser geringpermeablen Zone gestattet. Folglich muß eine andere Betrachtungsart der Brennversuche diese zur ersten Forderung gegensinnig verlaufende berücksichtigen: Innerhalb der jeweiligen Einzelversuche soll gelten:

- a) Durchfluß $q = \text{const.}$
- b) Gasdruck $p_1 = \text{const.}$

Bei ausreichender Probandimensionierung können beide Forderungen auch im Laborversuch annähernd erfüllt werden. Bei geringem Kerndurchmesser ist der Brennprozeß, wie bereits an anderer Stelle erwähnt, prinzipiell als 1-dimensionaler Vor-

gang anzusehen, bei dem lediglich einer Bedingung nachgekommen werden kann. Letzteres ist bei Durchmessern der eingesetzten Kerne von 6 cm und 12 cm der Fall. Die mit 17 cm-Kernen durchgeführten Versuche erlauben in vielen Fällen das annähernde Konstanthalten beider Parameter, in einigen Fällen jedoch noch nicht, d.h. auch der große Kerndurchmesser ist unter diesem Gesichtspunkt eher unterdimensioniert.

Unabhängig von den Schwankungen des spezifischen Massenflusses (Differenz Maximalfluß - Minimalfluß im Mittel: rd. 28 % des Maximalflusses) kann allerdings festgestellt werden, daß in 18 Versuchen bei Gasdurchsätzen $< 3,4 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ eine Kanalbildung und ein Weiterbrennen in der hier eingesetzten Kohle beobachtet werden kann.

Zwar ist durchaus zu akzeptieren, daß die relativ hohen Veränderungen des Prozeßgasflusses eine exakte Zuordnung der Kanalbrenngeschwindigkeit zu einem fixen Durchsatz verbieten, nichtsdestoweniger sei nochmals die Tatsache betont, daß bereits die Zuordnung der Rückwärtsbrenngeschwindigkeit zur kompletten Spanne zwischen höchstem und geringstem Durchsatz bei der Größenordnung des Fluidflusses an sich schon eine wichtige Aussage bedeutet.

Über einem spezifischen Massendurchsatz an Prozeßgas von ca. $1,2 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ befindet man sich in einem Bereich relativ guter Reproduzierbarkeit des Brennvorgangs, in dem kein Ausbleiben der Kanalformierung mehr vorkommt. Hier verlieren probenspezifische Eigenschaften stark an Bedeutung. Die quantitative Gasanalyse zeigt in diesem Bereich CO_2 -Gehalte bis zu 16 Vol.-% und CH_4 -Gehalte bis zu 10 Vol.-%.

Unterhalb - im Bereich zwischen 500 - 820 Nl/h, entsprechend $0,75 \cdot 10^{-2} - 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ spezif. Massendurchsatz - werden wechselnd positive und negative Linkingversuche gefahren, ohne daß es offensichtliche Gründe für das Ausbleiben oder für die Entstehung von Kanälen gibt. Die Gasanalysen zeigen ferner, daß in diesem Bereich geringer Strömungsgeschwindigkeiten größtenteils eine unterdrückte Brennreaktion (ca. 3 - 5 Vol.-% CO_2 im Rauchgas) abläuft, die nur zeitweise vehementer wird (CO_2 -Gehalte bis ca. 7 Vol.-%). In diesem Fall nimmt der CH_4 -Anteil auf ca. 2 - 3 Vol.-% zu, die Temperatur im Produktgasstrom steigt auf über 600°C an; gleichzeitig nimmt bei geringfügig ansteigendem p_1 -Druck der Durchfluß q_2 ab.

Bei weniger als $0,75 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ findet kein Kanalbrennen mehr statt. Im Gegensatz zum mittleren Strömungsgeschwindigkeits-Bereich kann bei derart geringem Gasdurchfluß die Reaktion auch durch die Erhöhung des Prozeßgasangebotes nach etwa 1 Stunde Versuchsdauer nicht mehr 'angefacht' werden, da die Zündplatte den Berührungskontakt und den mittelbaren Kontakt zur Probenendfläche verloren hat und die Wärmeübertragung gegen den dann stärkeren Gasstrom unzureichend ist.

Ansonsten kann anhand der Protokollierung der Versuche formuliert werden, daß ein zeitweises Unterschreiten der Untergrenze des erforderlichen Massenstromes ohne Folgen bleibt. Das dann kurzzeitig eingestellte Kanalwachstum setzt sich bei wieder ausreichendem Prozeßgasangebot fort.

Eine Vorgehensweise mit von Mal zu Mal gesteigerter Fluidmasse in den Experimenten ist geeignet, die Obergrenze des für die Kanalbildung noch zulässigen Massendurchsatzes zu definieren. Dabei werden die Strömungsbereiche durchfahren, in denen optimale Bildungsbedingungen vorliegen. Die Reaktion läuft bei Massendurchsätzen zwischen $5 \cdot 10^{-2}$ bis $9 \cdot 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ im Vergleich zu den unteren Strömungsbereichen sehr viel heftiger und vehementer ab. Dies ist neben der höheren Temperatur auch an den Ergebnissen der Gasanalysen und den Kanalbrenngeschwindigkeiten nachweisbar. Durch die teilweise Mitverbrennung von fixem Kohlenstoff können Temperaturen bis über 1200° C gemessen werden. Die Auswertung der im Abgasstrom befindlichen Mantelthermoelemente und derjenigen, die zufällig im Kanal zu liegen kommen, beweist, daß der Brennprozeß schubweise abläuft. In zeitlichen Abständen von 3 - 8 min wechseln sich Phasen hoher Reaktionsintensität (= hohe Temperaturen bis ca. 1050° C) mit solchen geringerer Intensität (= niedrigere Temperaturen; gemessen: ca. 750° C) ab.

Tab. 9 gibt exemplarisch für Versuche aus diesem Strömungsbereich einige Ergebnisse wieder. Abb. 42 zeigt die Dimensionierung der Kanäle und der sie umgebenden Koksschicht sowie den Bezug zwischen Kanalverlauf und Schlechtenorientierung.

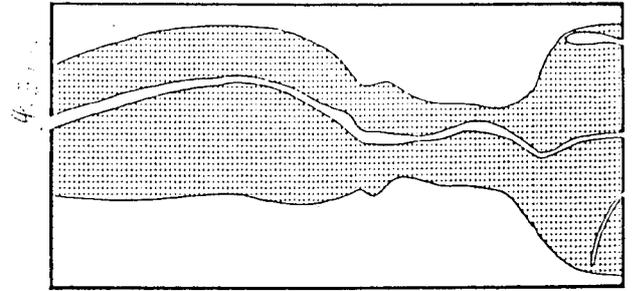
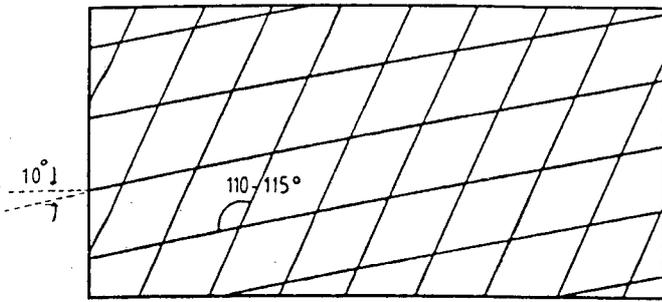
Tab. 9: Exemplarische Wiedergabe relevanter Meßergebnisse aus Versuchen mit mittleren und hohen spezifischen Massendurchsätzen an Prozeßgas

Versuch Nr.	Teufensim. m	Volumendurchfluß Q_2 Nl/h	mittl. Fluidfluß l/h	Anströmvolumen l/h	Anströmgeschw. cm/s	spez. Massenfluß kg/m^2s	K_a md
HK 30	608	2000	46.5	111.1	0.136	0.029	45.7
	631	2000	46.5	111.1	0.136	0.029	45.7
	559	1870	35.9	51.9	0.063	0.027	110.5
	559	1730	33.3	48.1	0.059	0.025	102.3
	552	1730	32.0	48.1	0.059	0.025	87.5
	520	1730	29.8	39.3	0.048	0.025	128.1
HK 31	527	3744	117.0	187.2	0.23	0.055	256.4
	524	3744	106.9	170.1	0.21	0.055	238.1
	489	6600	157.1	206.2	0.25	0.097	661.3
	440	6600	137.0	150.0	0.18	0.097	1272.9
	434	6600	122.2	137.5	0.68	0.097	1285.8
HK 32	552	2434	77.3	121.7	0.15	0.035	139.8
	564	2434	86.9	121.7	0.15	0.035	226.1
HK 33	561	2735	124.3	136.7	0.17	0.040	1634.8
	573	2735	124.3	136.7	0.17	0.040	1634.8
	562	12360	412.0	618.0	0.76	0.18	1083.6
	562	11610	387.0	527.7	0.65	0.17	1399.5
	529	10804	360.1	491.1	0.60	0.15	1302.0

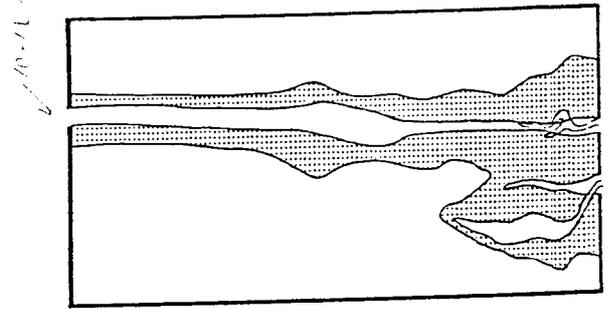
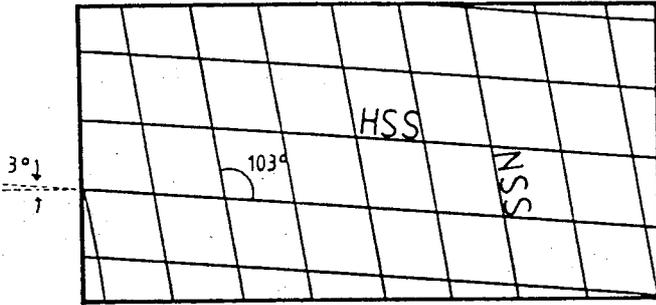
Wiederum wird in diesem Zusammenhang die schon im vorhergehenden Text angesprochene Definition des Begriffs 'Rückwärtsbrennen' (= Verbrennung flüchtiger Bestandteile) erweitert und erhält einen anderen Schwerpunkt, nämlich den des 'Kanalbrennens'. Der letzte Begriff unterstreicht das Ziel, das mit dem Linkingvorgang erreicht werden soll - die Schaffung eines Kanals -, einerlei, ob dabei ausschließlich flüchtige Bestandteile im Rückwärtsbrennprinzip oder auch fixer Kohlenstoff, evtl. sogar zeitweise und partiell im Vorwärtsbrennmodus, verbrannt werden.

Der charakteristische zyklische Ablauf der Kanalentstehung wird auch an den Kurven der Gasdetektoren für Sauerstoff, Methan und Kohlendioxid gut abgebildet. Abb. 43 dokumentiert den beschriebenen zyklischen Verlauf, der bei Methan und Kohlendioxid zeitweise parallel verläuft, d.h. zu gleichen Zeiten Maxima und Minima erreicht, während die Sauerstoffkonzentration sich gegensinnig verhält. Ursache für den pulsierenden Ablauf der Reaktion ist die auf Steinkohlen vom Flamm- bis zum Eßkohlen-Stadium beschränkte Eigenschaft der Erweichung im plastischen Bereich. In diesem Bereich hat die Kohle flüssigkeitsähnliche Eigenschaften. Die Durchlässigkeit gegenüber einer zweiten Phase (Prozeßgas) ist - würde die flüssige Kohle den Poren-, Riß- und Schlechtenraum der nicht plastifizierten Kohle erfüllen -

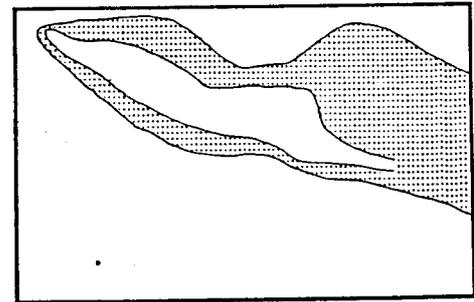
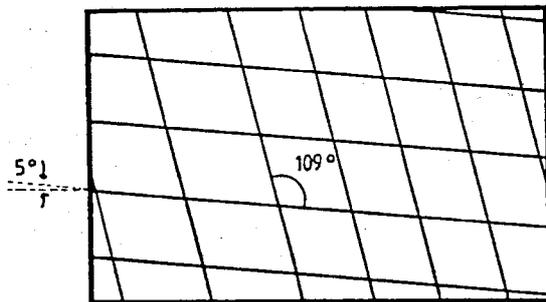
HK 30



HK 31



HK 32



HK 33

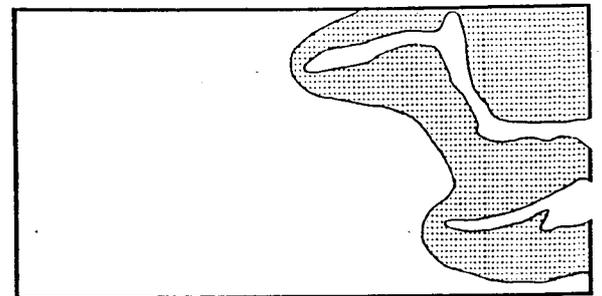
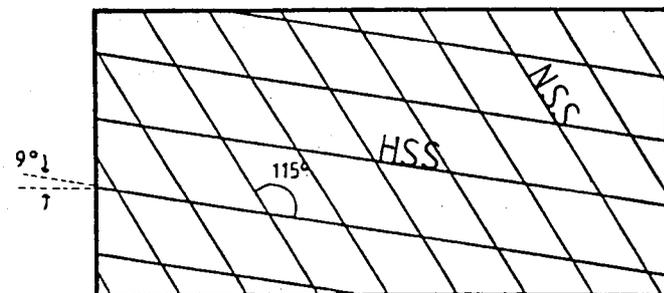


Abb. 42 : Dimensionierung von Kanälen und begleitender Koks-
schicht sowie Korrelation zwischen Schlechtenverlauf
und Brennrichtung der Kanäle bei mittlerem bis hohem
Fluiddurchsatz

gleich Null. Da jedoch die Brennstelle des Kanals keine gleichzeitige und vollständige Plastifizierung nach allen Seiten verursacht, ist eine, allerdings quantitativ erheblich verringerte, Gasanströmung der Brennstelle die Folge. Entstehen zum Zeitpunkt einer guten Prozeßgasversorgung und der damit gekoppelten auflebenden Reaktion hohe Temperaturen, so können größere Kohlenbereiche um die Kanalspitze in den plastifizierten Zustand überführt werden. Infolgedessen nimmt die Gasdurchlässigkeit nach wenigen Minuten rasch ab, bis nach der Wiederverfestigung der plastifizierten Masse aus dieser ein Semikoksgerüst gebildet wird, welches durch eine dann etwa um den Faktor 10^2 bis 10^3 größere Permeabilität für Gas charakterisiert ist. Erneut setzt darum eine bevorzugte Anströmung mit Prozeßgas ein, so daß sich der eben beschriebene Ablauf wiederholt.

Neben der Art des Ablaufs der Reaktion ist Abb. 43 auch die Absolutkonzentration der mitgeschriebenen Gase zu entnehmen. Im angesprochenen Strömungsbereich ist eine mittlere CO_2 -Konzentration von 12 - 15 Vol.-% und eine Methankonzentration von 5 - 8 Vol.-% typisch, d.h. beide Werte liegen weit über den Konzentrationen im unteren Massenflußbereich.

Normalerweise ist im Produktgas unter diesen Bedingungen kein Sauerstoff mehr nachzuweisen. Das bedeutet, daß die Reaktion ihre Begrenzung nicht seitens des Brennstoffs Kohle erfährt, sondern seitens des Prozeßgases. Typisch für den sauerstoff-begrenzten Fall des Kanal Brennens ist das Vorhandensein brennbarer Bestandteile, wie Wasserstoff, Kohlenwasserstoffe oder Kohlenmonoxid, für dessen Aufoxidierung zu Kohlendioxid zu wenig O_2 vorhanden ist.

Nur selten steigt der Sauerstoff-Anteil - unter gleichzeitigem Rückgang des CH_4 auf unter 4 Vol.-% - auf 1 Vol.-% an, bzw. fällt der CO_2 -Gehalt auf unter 5 %. Der Prozeß des Kanal Brennens läuft bis zu einem maximalen spezif. Massenfluß von $0,105 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ ab. Darüber kann bei gleichzeitiger Simulation hoher Gebirgsdrücke keine Kanal entstehung mehr beobachtet werden. Lediglich bei einem Versuch wurde bei einem Massenfluß von $0,18 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ erfolgreich ein Brennversuch gefahren.

Es ist augenfällig, daß die Grenzen des Strömungsbereiches, innerhalb dessen ein rückwärtsbrennender Kanal vorkommt, beide unter den bisher bekannten Zahlenwerten festgelegt werden, wobei die von K.P. BREIDUNG, 1982 /24/, experimentell ohne Gebirgsdruckberücksichtigung ermittelten Grenzen eher mit den hier definierten übereinstimmen, als die per Modell berechneten (/22/). Dies ist mit der unterschiedlichen Kompaktion der Kohle in großer und flacher Teufe zu begründen. Wie Abb. 44 veranschaulicht, darf der Anteil der Porenströmung in Kohle geringer Teufe nicht vernachlässigt werden. Bei großen Gerüstdrücken schließen sich zwar zuerst größere Risse und Schichten, erhöht man aber den Fluiddruck wieder, wie dies in den in situ-Tests und im Labor der Fall ist, so fließt das

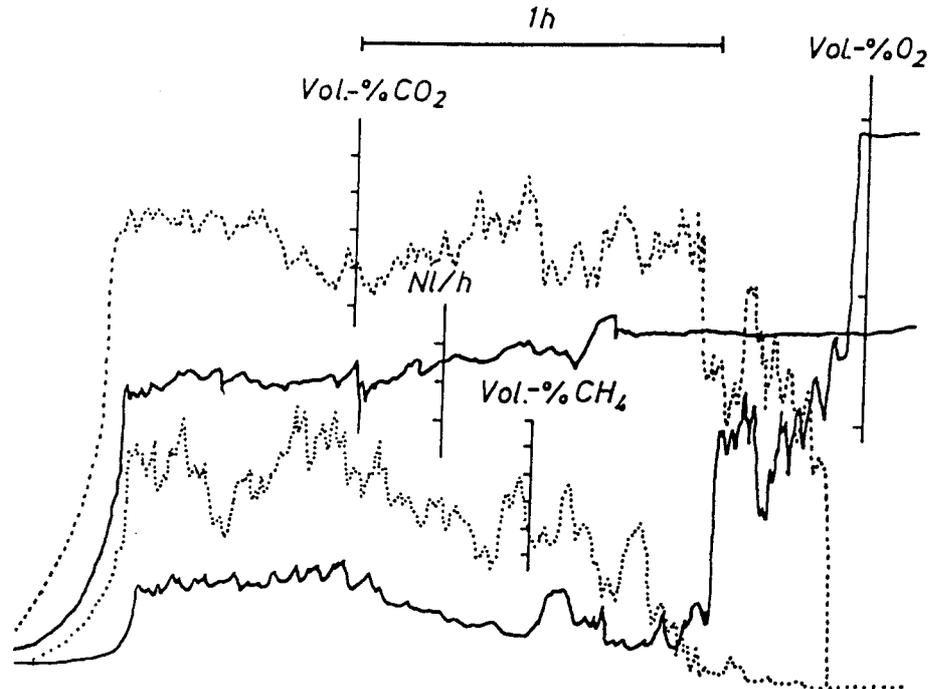


Abb. 43 : Nach Originalmitschriften der Gasetektoren und des Massendurchflußmessers für Gase angefertigte Zeichnung, die den zyklischen Verlauf der Brennreaktion bei Versuchen mit höheren Prozeßgas-Massenströmen dokumentiert.

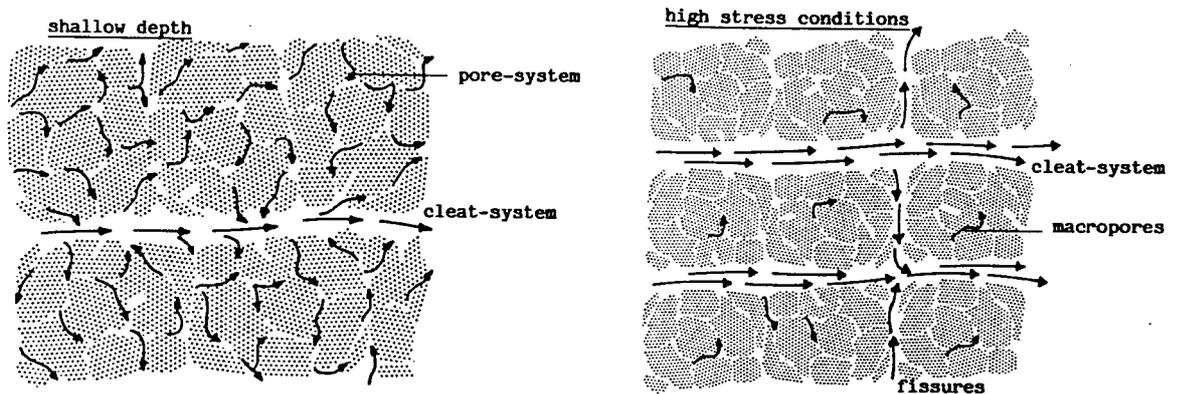


Abb. 44 : Unterschiedlicher Anteil von Porenraumströmung und schlechtengedundener Strömung des Gases in flacher (links) und großer (rechts) Gebirgsteufe.

Gas abermals bevorzugt durch die weiten Risse und Schlechten. Es ändert sich bei diesem Vergleich die tatsächliche Fließgeschwindigkeit des Gases. Ebenso wie beim spezif. Massenstrom, so wird auch bei der mittleren Gasgeschwindigkeit davon ausgegangen, daß der Probenquerschnitt eine feststofffreie Fläche sei, d.h. dem durchfließenden Medium stünde der komplette Raum zur Verfügung. Dies ist zwar eine allgemein gebräuchliche, aber unrichtige Vereinfachung, die lediglich dem Zweck der besseren Vergleichbarkeit einzelner Versuche untereinander dient. v_{BF} ist als Filtergeschwindigkeit anzusprechen.

Tatsächlich aber strömt das Fließmedium bei den herrschenden hohen Spannungen durch lediglich ca. 2 % der Querschnittsfläche. Also liegen die wahren mittleren Strömungsgeschwindigkeiten - besser sollte bei v_{BF} nunmehr von einer Porengeschwindigkeit gesprochen werden - um den Faktoren 50 über denen, die für die Gesamtquerschnittsfläche errechnet werden.

Ausdrücklich betont werden muß, daß es sich auch jetzt noch um eine statistisch gemittelte Geschwindigkeit, erhalten aus dem Volumenfluß durch viele Einzelquerschnittsflächen von Poren, Rissen und Schlechten handelt. Bevorzugte oder benachteiligte Stellen in der Probe können Schwankungen von erheblicher Differenz zur mittleren Fließgeschwindigkeit aufzeigen und damit trotz insgesamt unzureichendem Massenfluß noch ausreichend mit Prozeßgas versorgt werden. So erklären sich die Unterschiede im Kanalbrennerfolg von Probe zu Probe. Leider gibt es keine praktikable Lösung zur quantitativen Erfassung derartiger Unterschiede in der Kohle. Qualitative Erfassung hingegen ist möglich und wird durchgeführt.

Bei makroskopisch rißfreien, fudit- und nebengesteinsarmen, relativ homogenen Kernen fließt das Gas gleichmäßig durch das Schlechten- und Porensystem, so daß die Differenzen der Gasgeschwindigkeiten an verschiedenen Stellen +unerheblich sind. Ziehen sich dagegen bereits makroskopisch deutlich erkennbare Risse durch den Kern, so ist der Strömungswiderstand der rißfreien Bereiche im Vergleich zu dem des Risses so hoch, daß die Hauptmasse des Fluids diesen Weg des geringsten Strömungswiderstandes nimmt.

Während die Meßwertaufnehmer und die Berechnungen unter diesen Bedingungen stets noch eine Gasgeschwindigkeit vorgeben, die ein Rückwärtsbrennen erlaubt, ist diese für den flächenmäßig größten Teil des Kanalquerschnitts möglicherweise eindeutig zu gering, d.h. unter der Grenze des Mindestangebotes an Prozeßgas. Für den Riß und seine direkte Umgebung mag sie schon zu hoch sein, so daß eine dort befindliche Brennstelle ausgeblasen wird. Allerdings macht auch hier ein Versuch (HK 33) eine Ausnahme.

Abb. 45 macht deutlich, daß - einhergehend mit der schneller ablaufenden Reaktion - auch die Kanalbrenngeschwindigkeit erheblich anwächst und zwar auf Werte bis zu 74 cm/h. Große Schwankungen sind jedoch von Versuch zu Versuch festzustel-

len und auch während eines Versuches zu registrieren.

Zur Ermittlung des Prozeßgasverbrauchs pro Meter gebranntem Kanal und die Übertragung dieser errechneten Resultate ins Feld ist die gebaute Versuchsanlage nicht geeignet. Einerseits kann festgehalten werden, daß bei geringem spezifischem Massenfluß ein relativ zu hohem spezif. Massenstrom größerer Luftverbrauch je m gebranntem Kanal errechnet werden kann. Ursache dafür mag sekundär auch eine geringere Brenngeschwindigkeit des Kanals sein. Primär ist hingegen die fehlende Umströmungsmöglichkeit der bei höheren Massendurchsätzen breiter ausgebildeten plastischen Schicht in der Anlage anzuführen. Dadurch wird der Permeabilitätsgewinn aufgrund der Entstehung der den Kanal begleitenden Koksschicht und des freien Kanals selbst wieder aufgehoben. Zwangsläufig kommt es zu keinem höheren Fluidfluß in der Probe und prozentual gesehen wird mehr Prozeßgas an der Reaktion beteiligt.

Dies ist in der Natur wegen der Möglichkeit des großräumigen Umfließens nicht der Fall. Bei kleinerem Durchmesser von Kanal und plastifizierter Schicht strömt im Autoklaven mehr Prozeßgas 'ungenutzt', d.h. nicht an der Reaktion beteiligt, durch den Kern. Die absolute Größenordnung des Prozeßgasverbrauchs liegt in der Regel zwischen 6 und 14 m³ / m.

Abb. 46 geht auf die gerade angesprochene Abhängigkeit zwischen spezif. Massenstrom und Durchmesser der ehemals plastifizierten Schicht ein, die nach Wiederverfestigung als Semikoksschicht vorliegt. Dargestellt sind in diesem Diagramm lediglich Massendurchsätze von 0,8 bis $5,5 \cdot 10^{-2}$ kg·s⁻¹ bezogen auf 1 m², da die Kurven dieser Fluidflüsse durch zahlreiche Doppelversuche abgesichert sind. Die Kurven der geringen Massendurchsätze von $0,8 \cdot 10^{-2}$ und $1,5 \cdot 10^{-2}$ ergeben nur geringe Koksschicht-Außendurchmesser von 1 bis 1,5 cm.

Dann ist eine starke Zunahme des Koksschicht-Außendurchmessers zu vermerken, so daß bei $2,2 \cdot 10^{-2}$ kg·s⁻¹·m² sich ein solcher von ca. 4,5 cm ergibt. Die nicht-lineare Abhängigkeit zwischen Fluid-Massenfluß und Koksschicht-Außendurchmesser bestätigt sich beim Übergang zur Kurve $5,5 \cdot 10^{-2}$ kg·s⁻¹·m². Dort sind annähernd 7,5 cm Außendurchmesser der Koksschicht meßbar.

Die Kurvenverläufe bei hohen spezifischen Massenflüssen über $5,5 \cdot 10^{-2}$ bis zu $0,105$ kg·s⁻¹·m² sind nicht durch Doppelversuche gesichert und aus diesem Grund nicht in die Graphik aufgenommen. Dennoch sei die Feststellung geäußert, daß die größten Außendurchmesser der Koksschicht 11 cm betragen und dann gemessen werden können, wenn der Massendurchsatz etwa 0,05-0,06 kg·s⁻¹·m² beträgt. Dies ist identisch mit dem Bereich, in dem die Kanalbrenngeschwindigkeit ihr Maximum erlangt. Danach nimmt der Außendurchmesser der Koksschicht bis zur Obergrenze wieder ab.

Eine der wesentlichen Feststellungen bei der post facto-Analyse der Kerne ist die Entdeckung, daß der bereits freigebrannte Kanal nachträglich durch plastifizierte allochthone Kohlenmassen wieder verfüllt und damit verstopft wird. In den meisten Versuchen beträgt die wieder verfüllte Kanallänge $1/3$ der gesamten Kanallänge. Einige Kanäle sind auch nahezu vollständig verfüllt. Zwar ist die aufgefüllte und vom Gasstrom transportierte Masse nach Wiedererkalten hochporös ($n_p = 42$ Vol.-%), andererseits ist sie - schon am Geruch erkennbar und durch Ausspülen in Aceton nachweisbar - in erheblichem Maß als Filter für Teere fungierend, so daß sich dringlich die Frage stellt, ob mit dem Kanal überhaupt das erklärte Ziel, die Permeabilitätserhöhung im Flöz, erreicht werden kann.

Dazu zuerst ein Blick auf die Veränderung von Durchflußmenge, Permeabilität und Fluideingangsdruck während des Versuchs. Anzustrebendes Ziel wäre die Erhöhung der Durchflußmenge bei gleichem p_1 -Druck während des Versuchs oder die Erniedrigung des p_1 -Druckes bei gleichbleibendem Volumenfluß des Prozeßgases, - beides Anzeichen einer gewünschten Permeabilitätserhöhung.

Selbst bei den Versuchen, bei denen der Kanal vollständig durch den Kohlekern brennt - als Beispiel sei Abb. 47 a in diese Arbeit aufgenommen - tritt jedoch keine dieser Veränderungen ein (z.B. keine generelle Zunahme des Durchflusses - s. Abb. 47 b). Gäbe es nicht den Hinweis einer durch den Kern wandernden Welle erhöhter Temperaturen, deren Erkennen aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit der Kohle beim Vorbeibrennen an einem Thermoelement in einigen cm Entfernung darüberhinaus in keiner Weise sicher ist, so bestünde - wie im Versuch mehrmals geschehen - vor dem Öffnen und einer Inaugenscheinnahme des Kerns keinerlei Gewißheit, daß der Kanal durch die Probe gewachsen ist.

Tracerversuche können hier eine Hilfe sein. So wird das zeitabhängige Konzentrationsprofil eines auf der Hochdruckseite momentan aufgegebenen Gases vor und in unterschiedlichen Abständen nach dem Versuchslauf an der Niederdruckseite aufgenommen. Mit dieser Methode ist es möglich, nicht nur Filtergeschwindigkeiten oder Porengeschwindigkeiten, sondern echte Abstandsgeschwindigkeiten zu erhalten.

Das erste Auftreten des nachzuweisenden Gases entspricht der maximalen Abstandsgeschwindigkeit, das Messen der Zeit nach Passage des Konzentrationsmaximums der mittleren Abstandsgeschwindigkeit. Die Aufweitung der Kurve ist bei Wahl stets gleicher, geringer Totvolumina vor der Probe ein Maß für die Dispersion des Gases im Porensystem der Probe.

Als Tracergas wird Sauerstoff benützt, als Carriergas Stickstoff. Die diagrammatische Darstellung in Abb. 48 gibt die gute Reproduzierbarkeit der Meßmethode wieder. Verkürzen sich die Laufzeiten des Tracergases, so ist dies eine gute Methode

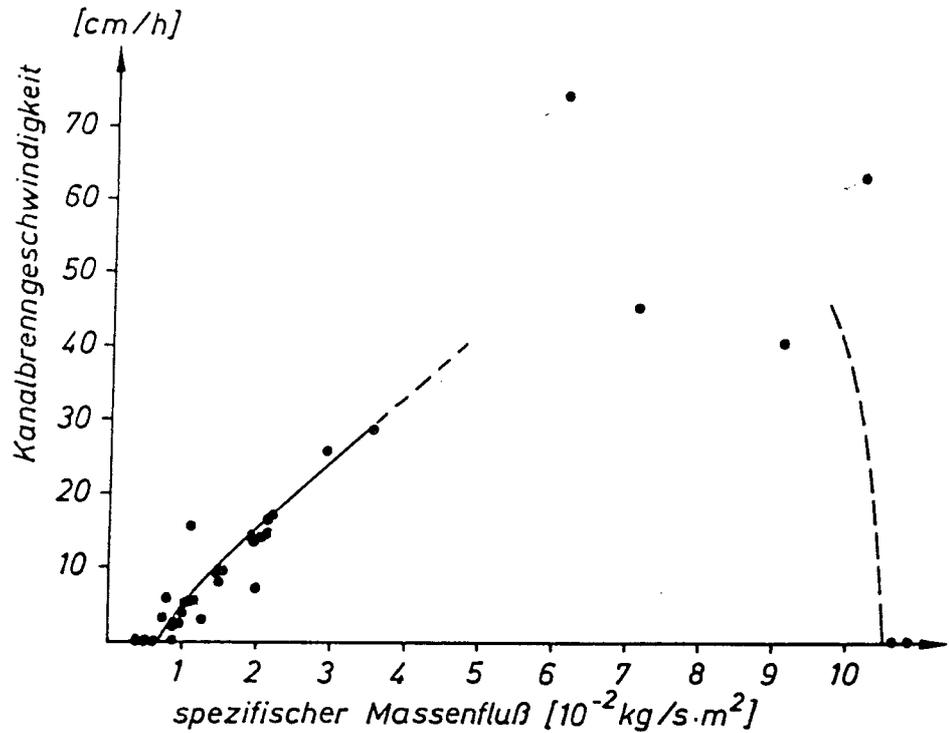


Abb. 45 : Abhängigkeit der Kanalbrenngeschwindigkeit vom spezifischen Prozeßgas-Massenstrom bei bituminöser Steinkohle und simulierten Gebirgstufen bis zu 1760 m sowie einem Brennfrontdruck von 20 bar.

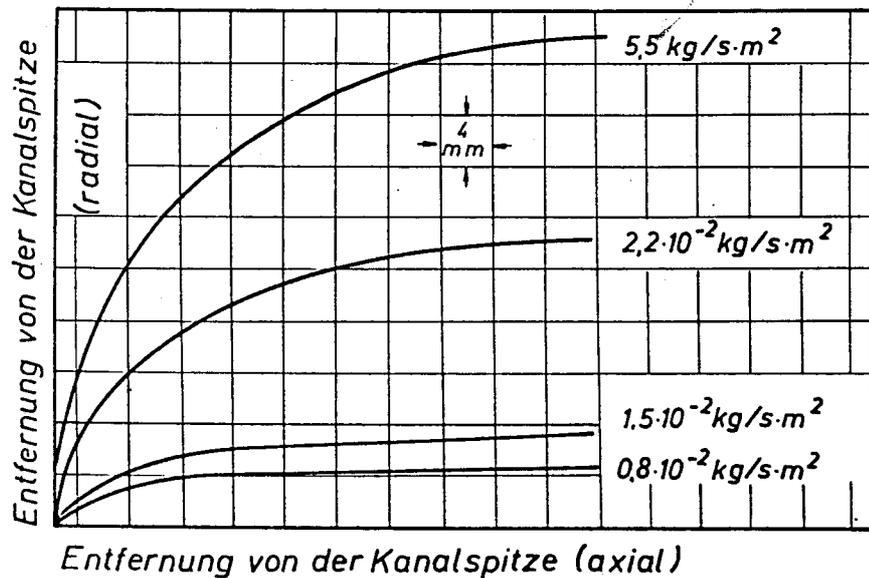


Abb. 46 : Abhängigkeit der Koksschicht-Außendurchmesser vom spezifischen Prozeßgas-Massenstrom bei bituminöser Steinkohle und simulierten Gebirgstufen bis zu 1760 m sowie einem Brennfrontdruck von 20 bar. Der Koksschicht-Außendurchmesser entspricht dem Grenzwert der Kurven, die darüberhinaus die Entwicklung der Form der Koksschicht an der Kanalspitze erkennen lassen.

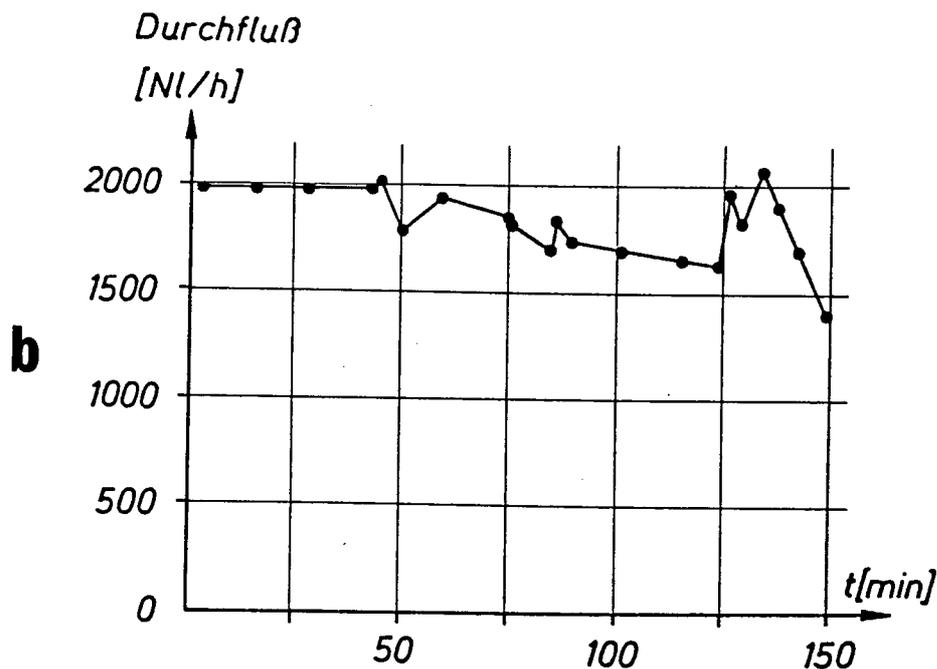
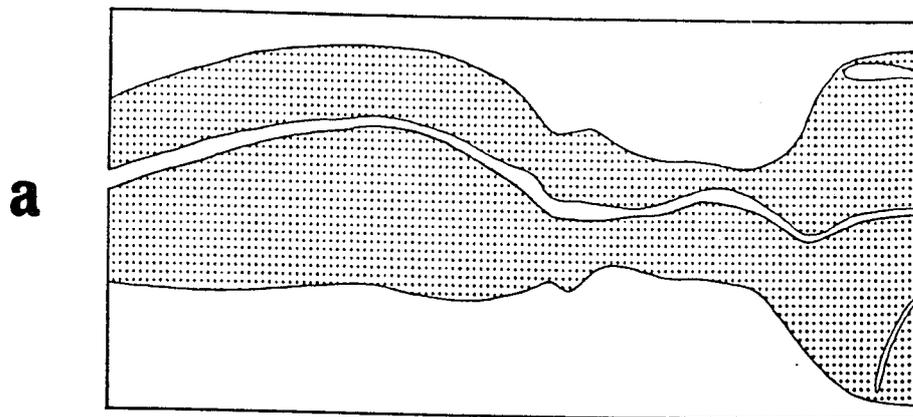


Abb. 47 : Beispiel des Resultats eines Kanalbrennversuchs mit vollständig durch die Probe gebranntem Kanal und der Konsequenz für die Gaswegsamkeit.

47 a: Exemplarische Wiedergabe eines durch den ganzen Kern gebrannten Kanals mit begleitender Koksschicht. Dar- gestellt ist das Kanalsystem ohne die bei der Prä- paration festgestellten Verfüllungen des Kanals nach dem Brennversuch.

47 b: Diagrammatische Darstellung des zu obigem Brenntest gehörenden Gasdurchflusses in Abhängigkeit von der Zeit nach der Zündung der Kohle. Es ist eine vorläu- fige Verschlechterung der Gasdurchlässigkeit als Folge des Brennvorgangs festzustellen.

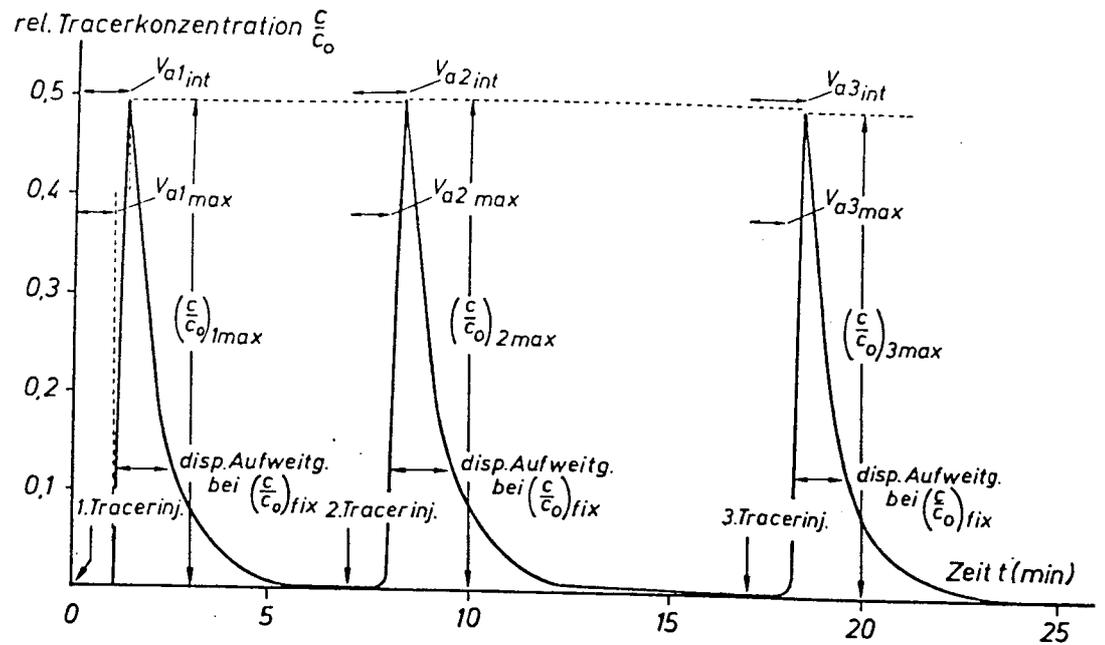


Abb. 48 : Zeitabhängige Relativkonzentration von Sauerstoff nach mehrmaliger momentaner Aufgabe in einen Stickstoff-Gasstrom und Passage eines Kohlekerns. Wenngleich O_2 keineswegs als echter Tracer angesehen werden darf, ist bei den gemessenen Laufzeiten ein Relativvergleich aufgrund hoher Reproduzierbarkeit möglich.

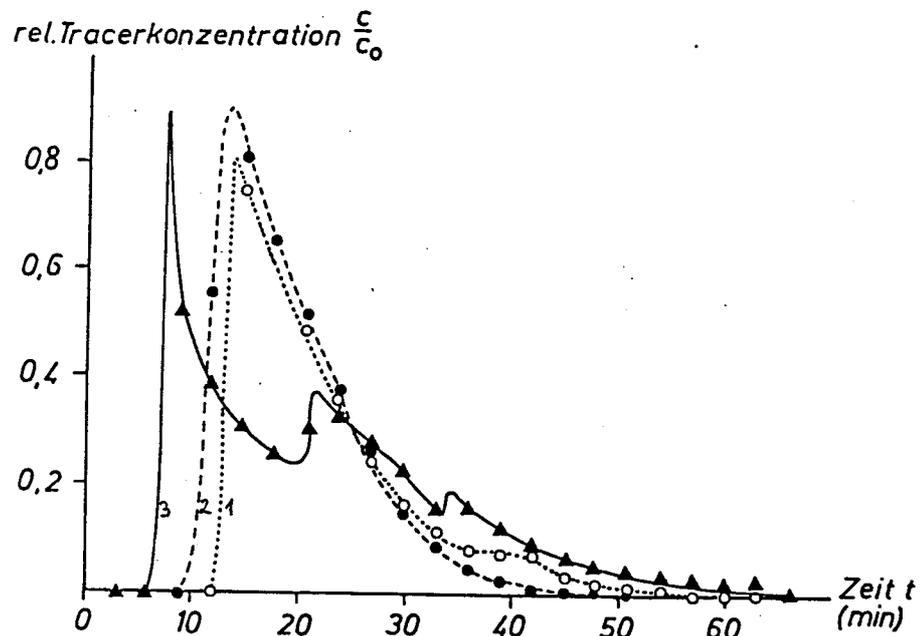


Abb. 49 : Zeitabhängige Relativkonzentration von Sauerstoff nach momentaner Aufgabe in einen Stickstoff-Gasstrom vor einem Kanalbrenntest (1), unmittelbar nach Beendigung desselben (2) und nach langer Trocknungszeit des Kerns mittels durchströmendem Gas (3)

zum Erkennen eines Kanals. Abb. 49 ist das Ergebnis der Laufzeitenbestimmung eines Tracers vor einem Versuch (Kurve 1), unmittelbar nach dem Versuch (Kurve 2) und nach 24-stündiger Trocknung der Kohle des gleichen Versuches (Kurve 3). Wenn gleich die Dispersion unmittelbar nach dem Versuch geringfügig zugenommen hat, bleibt festzustellen, daß sich an der mittleren Abstandsgeschwindigkeit im Vergleich zu der Laufzeitenbestimmung vor Versuch praktisch nichts geändert hat. Es ist also selbst mit dieser Methode im meßtechnisch gut zugänglichen Laborversuch kein Anzeichen eines vollständigen Kanals vorhanden.

Die Verfüllungen mit ihrem hohen Sättigungsgrad an Teer (später auch an Wasser) verhindern einen guten Gasdurchfluß. Letzterer verbessert sich erst, nachdem über lange Zeit (24 h) eine Durchströmung der wieder erkalteten Probe praktiziert wird. Die Laufzeitenkurve eines Tracers läßt dann (s. Abb. 49, Kurve 3) im Vergleich zum Ergebnis vor Versuch durch die Veränderung der Abstandsgeschwindigkeit die Schlußfolgerung des Vorhandenseins eines Kanals zu.

In mehreren Versuchen kristallisiert sich die Bedeutung der Versuchsmodalitäten heraus. Proben mit einer Vielzahl untereinander vernetzter Risse lassen (trotz vergleichbarem Prozeßgasangebot zu anderen Brenntests mit positivem Resultat) wegen ihres strukturell besonderen Aufbaus keine Entstehung und kein Weiterbrennen eines Kanals zu. Vor allem die Art der Gestaltung der Abstützung beider Kern-Endflächen ist in diesen Experimenten als Grund für die Existenz des angesprochenen feinen Riß-Netzwerkes anzusprechen.

Die Art der Kernabstützung ist ferner geeignet, Situationen aus dem Feld nachzuvollziehen und zur Lösung von Problemen beizutragen. Drei Arten von Endflächen-Abstützungen werden in Versuchen eingesetzt (vgl. Abb. 50)

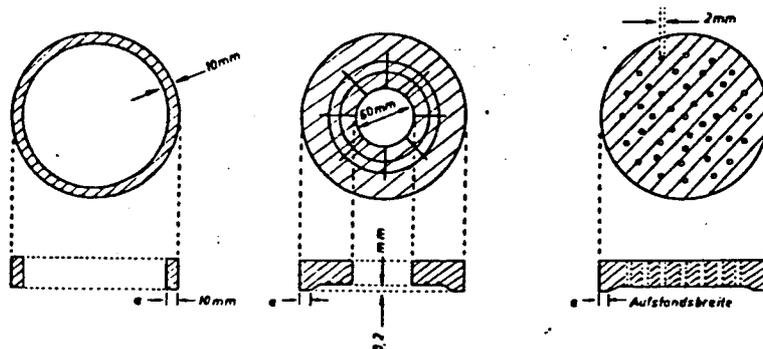


Abb. 50 : Zündseitig (links, Mitte) und probeneingangsseitig (rechts) eingesetzte Metallringe bzw. -platten zur Abstützung der Radialraum-Manschette (Inliner) und des Kohle/Koks-Kerns. Die Aufstandsweite a ist in allen Fällen gleich und erlaubt keine direkte Anströmung der Probe.

Alle Abstützkörper setzen mit 10 mm Breite außen auf der Kernstirnfläche auf. Loch- und Siebplatte sind zwecks besserer Anströmbarkeit der Kohle minimal hinterdreht (0,2 mm), die Lochplatte in einer Ausführungsart zusätzlich noch gerillt (radial und konzentrisch). Die Siebplatte kann nur hochdruckseitig eingesetzt werden. Auf der Niederdruckseite wird mit der Zielsetzung einer optimalen punktuellen Zündung ein zentraler Freiraum für die Zündplatte erforderlich, da letztere einen direkten Kontakt mit der Kohle erfordert.

Beim Aufbringen der hohen Radialdrücke stellen sich unterschiedliche Situationen in der Probe, insbesondere an den Endflächen ein (vgl. Abb.51):

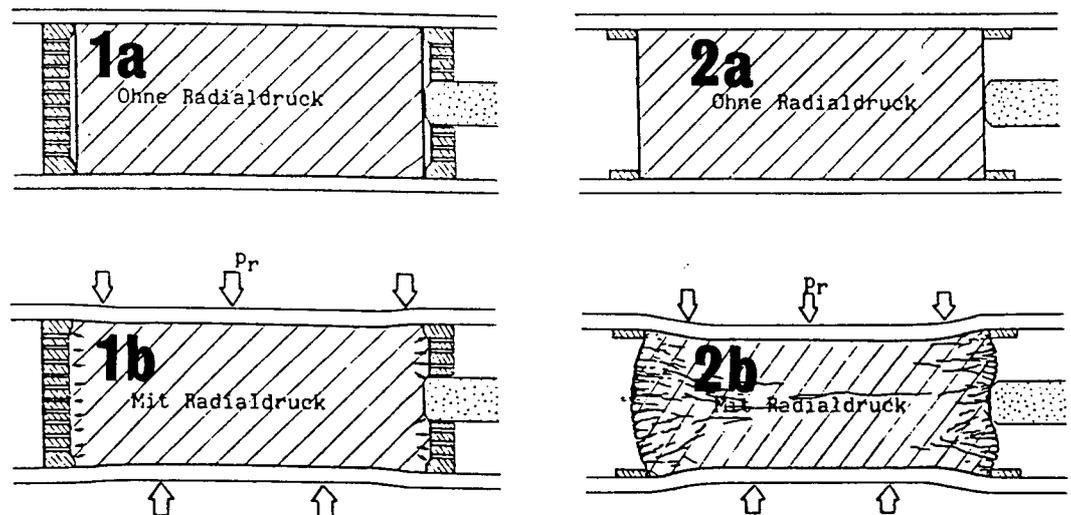


Abb. 51 : Verformungsmöglichkeiten der Kohlekerne unter hohem Radialdruck bei unterschiedlicher Gestaltung der Abstützringe und Abstützplatten.

- 51.1a:** Siebplatte und Lochplatte; Zustand ohne Radialdruck.
- 51.1b:** Siebplatte und Lochplatte; hoher Radialdruck: geringer möglicher Ausdehnungsweg, Ausfüllen des freien Raumes aufgrund der elastischen Eigenschaften des Materials kommt es zum Aufbau einer Spannung Verringerung der Porosität und Permeabilität über nahezu den gesamten Kern.
- 51.2a:** Abstützring; Zustand ohne Radialdruck.
- 51.2b:** Abstützring; hoher Radialdruck: großer möglicher Ausdehnungsweg, Möglichkeit des Ausbrechens der Endflächen aufgrund Überschreitung der Bruchfestigkeit; kein zusätzlicher Spannungsaufbau an einer der beiden Stirnseiten. Geringere Abnahme der Porosität und Permeabilität des Gesamtkerns, evtl. verbunden mit einer Zunahme derselben in den Endflächenbereichen. Relativ starke Kompaktion des Kerns (probenmittig!).

Bei genereller Betrachtung der Situation bei Abstützung der Endflächen mittels Abstützring lassen sich Parallelen zum weltweit einzigen Feldversuch in tiefliegender Steinkohle (Thulin, Belgien) erkennen. Als Folge von Arbeiten im Flöz bzw. von früheren Brennversuchen ist um die Gewinnungsbohrung eine mehrere m³ große Kaverne entstanden und die Kohle stand in einer Entfernung von über 1 m (nach bereits mehreren Brennversuchen) zur ehemaligen Bohrung frei an. Für ein Raumelement im Flöz, das an diese freie Fläche angrenzt, gilt aber nicht die triaxiale Druckfestigkeit des Flözes, sondern die bedeutend geringere Druckfestigkeit unter uniaxialen Bedingungen. Diese ist in einer Teufe von 860 m überschritten, so daß das Flöz zusätzlich zum primär schon hohen Tektonisierungsgrad noch weiter beansprucht wird, Risse entstehen und Material ausbrechen kann.

Diese stark gestörte Zone wirkt zusammen mit der sie umgebenden, sehr undurchlässigen Zone, in der hohe zusätzliche Gebirgsspannungen existieren, nach Meinung der Projektleitung in Thulin wie ein idealer Gasdiffusor (wobei die undurchlässige Zone den eigentlichen Diffusor darstellt), in dem ein gezieltes Anströmen der Brennstelle und damit eine Kanalbildung nicht denkbar ist. Dies war ein Hauptgrund für die Wahl einer anderen Linkingmethode im dortigen Feldtest.

Der Laborversuch vollzieht diese Vorgänge sehr ähnlich nach: frei anstehende Kohlefläche, Haltering als Simulator der Gleitreibung des Flözes im Liegenden und Hangenden, hoher Gebirgsdruck, Überschreiten der einaxialen Druckfestigkeit, Kriechen und Rißbildung, evtl. Ausbrechen, Entstehung eines Gasdiffusors in Form des stark kompaktierten Probe-Mittelteils, der die Kanalbildung nicht zuläßt.

Fände der bei radialer Beanspruchung sich axial längende Kern rechtzeitig ein Widerlager, so könnte an diesem eine Spannung aufgebaut werden, die einen Rückgang der Porosität (bei ca. 5 MPa sind grobe Risse geschlossen) mit sich brächte. 'Rechtzeitig' bedeutet, daß günstigstenfalls die elastische Ausdehnung des Kerns die Distanz bis zu den Abstützkörpern ausgleicht.

Für die Praxis bedeuten diese anhand von Versuchsergebnissen angestellten Überlegungen, daß man einmal nach Wegen suchen muß, um die durch den künstlichen Eingriff in die natürliche Spannungsverteilung verursachte Ausbildung von Bruchrissen zu vermeiden oder, wenn dies nicht gelingen sollte, eine Möglichkeit zu erarbeiten hat, die es ungeachtet der Existenz der Entlastungsrisse dennoch zuläßt, einen Kanal zu brennen.

Es ist nicht nur denkbar, sondern wahrscheinlich, daß die Rißbildung größtenteils vermieden werden kann, wenn unmittelbar nach Durchbohren der Liegendgrenze eines Kohleflözes eine Abstützung in Form eines perforierten, feinschlitzigen Filterrohres oder eines Schlitzblenden-Rohres im Flözniveau ein-

gebaut wird und zwar bevor eine Möglichkeit des Hereinfließens von Kohle ins Bohrloch stattfindet (d.h. ohne daß das Gewicht der speziell ausgelegten, schweren Spülflüssigkeit entfällt). Der durch Substanzverlust beim Bohren geschaffene Freiraum kann leicht durch elastische Ausdehnung ausgeglichen werden.

Sollte wegen eventuell erforderlicher Nacharbeiten, Aufwältigungsarbeiten oder anderer Manipulationen im Produktionsbohrloch dennoch eine Flözauflockerung stattfinden, dann eröffnet sich eine weitere Methode, die nachteilige Wirkung der Auflockerungszone auszuschalten. Diese Methode besteht in einem nachträglichen Verschließen durch Verfüllen:

Der Bereich der Bohrung, in dem ein Flöz angefahren ist (einschließlich der direkten Umgebung zum Hangenden und Liegenden) wird durch Doppelpacker nach oben und unten abgedichtet. Danach wird in die unmittelbar an die Bohrung angrenzende radiale Umgebung ein flüssiges, geringviskoses Medium injiziert, welches nach einer kurzen Abbindezeit erhärtet. Hierzu eignen sich verschiedene, mit Wasser anzurührende Mischungen, wie sie bei Injektionsarbeiten zum Zweck der Untergrundverdichtung in Frage kommen, besser als polymere Kunststoffe.

Die abgebundene Mischung muß nahezu impermeabel sein. H. SCHLOEMER und H. MARX, 1979 /49/, untersuchen in einer Arbeit den Einsatz von Magnesia-Magnesiumchlorid-Binder für bergbauliche Zwecke. Diese Mischung steht für den hier diskutierten Fall bevorzugt zur Diskussion.

Nachdem der Gaszustrom über das unmittelbar um die Produktionsbohrung befindliche Rißsystem der Gebirgsdruck-teilentlasteten Kohle auf diese Weise unterbunden ist, kann mit einem geringkalibrigen Seitenbohren in engem Radius aus der Hauptbohrung (bspw. mit biegsamer Welle) diese Zone durchörtet werden, bis ein Anschluß an das Flöz um diese Zone geschaffen ist. Dort findet die übliche Gasströmung auf bevorzugten Fließwegen statt und eröffnet die Möglichkeit, in bekannter Vorgehensweise einen Kanal zu brennen.

6. ZUSAMMENFASSUNG

Unter den vielen denkbaren in situ-Gewinnungsverfahren für tiefliegende Steinkohle ist die Untertagevergasung das erfolgversprechendste. Ihr kommerzieller Einsatz im Feld ist aus technischen und rohstoffspezifischen Gründen noch nicht generell und zeitlich unmittelbar bevorstehend, so daß ein riesiges Lagerstättenpotential nicht genutzt werden kann.

Das derzeit größte Hindernis vor dem ökonomischen Erfolg stellt die Phase des Linkings dar, d.h. die flözgängige Verbindung von Injektions- und Produktionsbohrung. Die z. Zt. als chancenreichste Linkingverfahren angesehenen Frac- und bohrtechnischen Methoden verfehlen ihren Zielpunkt um mehrere Meter, so daß keine ideale hydraulische Kommunikation zwischen den beiden Bohrungen im Flöz geschaffen werden kann.

Dies wäre jedoch mittels Rückwärtsbrennen von Kanälen möglich, wenn das für flache Teufen erprobte Verfahren auch in großer Teufe funktionieren würde. Neben den negativen Erfahrungen des einzigen Feldversuchs zur in situ-Vergasung von Steinkohle in großer Teufe, dem belgisch-deutschen Projekt in Thulin (Belgien), existieren keine grundlagenorientierten experimentellen Arbeiten zum Kanalbrennen unter hohem Gebirgsdruck.

Grund dafür ist u.a. das bisherige Fehlen einer apparativen Lösung, mit der Brennversuche unter gleichzeitig wirkenden hohen mechanischen Drücken durchgeführt werden können. Der Verfasser stellt eine solche Lösung vor. Mit ihr können die für Kohle großer Teufe charakteristischen, geringen Permeabilitäten und Spannungsverhältnisse simuliert werden und per physikalischem Modell folgende beiden Kernfragen beantwortet werden:

- Können die für geringe Teufen vorhandenen Erkenntnisse aus Feldtests und Laborversuchen uneingeschränkt für große Teufenbereiche übernommen werden und haben sie auch dort Gültigkeit?
- Gibt es unter der Wirkung hoher Gebirgsdrücke andere, bisher nicht erkennbare Probleme, die sich erst in geeigneten Versuchsgestaltungen feststellen lassen?

Da es einige Gründe, Anzeichen und Beweise für die in mehreren Belangen bessere Eignung nicht-anthrazitischer, d.h. bituminöser Steinkohlen für das Rückwärtsbrennen von Kanälen gibt, beschränkt sich vorliegende Arbeit auf diese Steinkohlen. Ferner wird hier der Teufenbereich bis maximal 2000 m angesprochen; dies bedeutet für einige klassische Bergbaugebiete, deren Abbaugrenze bei ca. 1500 m Teufe liegt und die diese in bestimmten Bereichen in wenigen Jahrzehnten erreichen werden, daß ein weiterer untertägiger Abbau unter Zuhilfenahme der in situ-Vergasung zur Diskussion steht.

Ein Schwerpunkt der vorliegenden Untersuchung ist die phänologische Aufnahme der Kanäle und deren Umgebung nach dem Versuch und das Erarbeiten von Abhängigkeiten zwischen rohstoffspezifischen Eigenschaften und Versuchsergebnis.

Als wichtiges Kriterium für die Tauglichkeit von Proben für das Kanalbrennen gilt deren Gasdurchlässigkeit unter Gebirgsdruck. Neben dem Herstellen einer formelmäßigen Bezugnahme des im Labor verwendeten Druckbehälters zur nachempfundenen Gebirgsteufe stellt der Verfasser ein Verfahren und seinen theoretischen Hintergrund vor, mit dem erstmalig in längeren, sich elastisch verhaltenden Gesteinskernen ein von Probenlänge und eingestellten, veränderlichen Fluiddrücken im Innern der Probe unabhängiger Gerüstdruck beibehalten werden kann.

Somit ist es u.a. möglich, eine Funktion zwischen Gebirgsteufe und Gasdurchlässigkeit auch inhomogener Proben zu formulieren, eine exakte Berechnung der spezifischen Permeabilität vorzunehmen und schließlich besondere Spannungsverhältnisse (über die Probenlänge variabel) im Versuch vorzugeben (Bsp.: Veränderung von Radial- und Tangentialspannung am Rande von Hohlräumen).

Die Kanalbrennversuche ergeben, daß es bevorzugte Orte der Kanalentstehung gibt. Die sind erwartungsgemäß Risse, Schlechten und Fusitlagen.

Es kann gezeigt werden, daß auch unter den als eindimensionale Strömungsverhältnisse anzusprechenden besonderen Bedingungen im Autoklaven nicht prinzipiell Kanäle entstehen müssen.

Die Brennrichtung der Kanäle wird beeinflusst von Gefüge, Petrographie und Prozeßbedingungen. Als bedeutend kann in diesem Zusammenhang der Winkel zwischen Trennflächengefüge und Hauptströmungsrichtung des Gases erkannt werden: Je geringer dieser ist, um so eher brennt ein Kanal in einer bereits existierenden Trennfläche unter Beibehaltung deren Richtung weiter, wobei Risse den größten Einfluß haben und diesen auch bei großer Differenz ihres Streichwinkels zur Hauptströmungsrichtung des Gases nicht verlieren.

Die Veränderungen der Kanalumgebung durch die beim Kanalbrennen entstehenden Temperaturen äußern sich in einer Verminderung des Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen und einer Erhöhung ihres Reflexionsvermögens. Durch gezielte Probenahme kann hochgerechnet werden, daß an der Kanalwand Temperaturen von mindestens 700° C vorliegen, bei hohen Fluidflüssen sogar über 1200° C. Folglich werden nicht nur flüchtige Bestandteile, sondern auch fixer Kohlenstoff verbrannt.

Das Rückwärtsbrennen erfährt deshalb hier die Definition eines Linking-Verfahrens, bei dem Kanäle gegen den Fluidstrom

brennen, unabhängig davon, ob nur flüchtige Bestandteile verbrannt werden oder auch fester Kohlenstoff, bzw. ob zeit- und stellenweise auch im Vorwärtsbrennmodus Reaktionen stattfinden.

Bei der hier schwergewichtig untersuchten bituminösen Steinkohle aber auch bei der untersuchten Magerkohle gibt es eine Begrenzung der Brennreaktion durch die Quantität des angebotenen Sauerstoffs und nicht durch die Menge freisetzbarer Pyrolyseprodukte. Damit ist die Möglichkeit der Prozeßmanipulation eher gegeben.

Vermessungen der von der Entfernung zur Kanalspitze abhängigen Koksschicht-Außendurchmesser ergeben, daß letztere abhängig sind vom spezifischen Massenstrom an Prozeßgas und einen Maximalwert von 0,11 m Durchmesser nicht überschreiten.

Die gebrannten Kanäle und die sie begleitenden Koksschichten bleiben bei den herrschenden hohen Gebirgsdrücken nicht formunverändert, - sie kollabieren. Allerdings bleibt in nahezu allen Fällen ein geringer offener Spalt bestehen.

Bei bituminöser Steinkohle kommt aufgrund partieller Wiederverfüllung bereits vorher freigebrannter Kanäle oder Kanalrelikte durch thermoplastische, allochthone Kohle und den damit verbundenen starken Rückgang der Gasdurchlässigkeit des früheren Kanals dem porösen Koks bzw. Semikoks die entscheidende Rolle im Rahmen der erstrebten Permeabilitätserhöhung nach dem Brennvorgang zu.

Als geeignete Bildungsbedingungen für Kanäle kann ein Luft-Mindestdurchsatz von $7,5 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ und ein Maximaldurchsatz von $0,105 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ festgesetzt werden. Zwar können im Laborexperiment Kanalbrenngeschwindigkeiten bis zu 0,74 cm/h erreicht werden, allerdings sind die hierfür zu fordernden spezif. Massenströme von $>0,06 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ für Feldbedingungen aufgrund anzustrebender großer Entfernungen zwischen Injektionsbohrung und Produktionsbohrung sowie wegen der Gefahr der Selbstentzündung auf der Injektionsseite bei zu hohen Einpreßdrücken nicht realistisch. Vielmehr ist davon auszugehen, daß sich bei mehreren m zu überbrückender Entfernung im Flöz Kanalbrenngeschwindigkeiten in der Größenordnung von 0,1 bis 0,3 m/h erzielen lassen.

Unterschiedliche Versuchsmodifikationen erlauben es, Situationen im tiefen Flöz mit darin befindlicher Bohrung zu simulieren, zu interpretieren und Lösungswege für Probleme aufzuzeigen.

So wird deutlich, daß bei Überschreiten der Bruchfestigkeit der Kohle ein sehr feines Netzwerk von Rissen um die spätere Produktionsbohrung entsteht und wegen einer dispersen Gasanströmung der Zündstelle kein Kanal gebildet werden kann. Vermeidet man hingegen beim Abteufen der Bohrung eine gänzliche Entlastung des Flözbereiches, so kann die Rißbildung un-

terdrückt oder gänzlich vermieden werden. Desweiteren ist es möglich, entstandene Risse durch Abpackern eines Bohrlochabschnittes und anschließende Injektion geeigneter Mittel (bspw. Magnesia-Magnesiumchlorid-Binder) zu verschließen und durch Seitenbohren aus der Hauptbohrung wieder den Anschluß an das ungestörte Flöz zu erhalten.

Bereits beim gut manipulierbaren und meßtechnisch im Vergleich zum tief im Gebirge gelegenen Flöz leichter erfaßbaren Laborversuch wird deutlich, mit welchen erheblichen Schwierigkeiten das Erkennen eines sich bildenden Kanals verbunden sein kann. Nach Meinung des Verfassers ist eine Kanalformierung im Gebirge z. Zt. überhaupt nicht bzw. nur unter äußerst günstigen Randbedingungen oder erst im späten Stadium feststellbar, so daß diesbezüglich weitere Arbeiten begonnen werden müßten.

Abschließend sei zusammengefaßt, daß unter gewissen einschränkenden Voraussetzungen hinsichtlich Teufe und Kohlenart dem Linkingprozeß des Kanalbrennens durchaus Erfolgsaussichten einzuräumen sind.

7. LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ A.E. BALFOUR: "12th Annual Underground Coal Gasification Symposium"; Vortrag als Senior Speaker, Saarbrücken, 1986
- /2/ F. BENTHAUS et al.: "Rohstoff Kohle: Eigenschaften, Gewinnung, Verkokung"; 1. Aufl. - Verlag Chemie, Weinh., New York, 1978
- /3/ H.G. FRANCK, A. KNOP: "Kohleveredlung: Chemie und Technologie"; Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1979
- /4/ D. BUTTNER, H. ENGEL, D. JUCH, W.-F. ROOS, L. STEINBERG, A. THOMSEN, M. WOLFF: "Kohlenvorratsberechnung in den Steinkohlenlagerstätten Nordrhein-Westfalens und im Saarland"; Forsch.-Bericht T 85-147 des BMFT; Fachinformationszentrum Karlsruhe, 1985
- /5/ W. GROSS: unveröffentlichte Unterlagen der SAARBERG AG, Markscheiderei Camphausen, 1987
- /6/ H. WIEGAND: "Studie über die Fortführung und Orientierung der FE-Arbeiten zur in situ-Umwandlung von Steinkohle nach 1987"; Vortrag anlässlich einer Zwischenbesprechung des Projektes der K2G in Essen, Sept. 1987
- /7/ R.C. CORLETT, D.M. SHEARER: "Reverse combustion along fissures in shrinking coals"; Proc. of the 4th UCC Symposium, Steamboat Springs, Colorado, USA, 1978, S. 231-238.
- /8/ R.D. GUNN, W.B. KRANTZ: "Fundamental research needs in UCG"; Proc. of the 8th UCC Symposium, Keystone, Colorado, 1982, S. 457-464
- /9/ J. WAGNER "Das Gasdurchlässigkeitsverhalten kompakter Steinkohlen unter währenden erhöhten Temperaturen und Drucken"; Dissertations-schrift, Universität d. Saarlandes, Saarbrücken, 1982
- /10/ B. SCHMID persönliche Mitteilung; SAARBERG AG, Saarbrücken, 1987
- /11/ J. GEHRKE, J. REISS: "Technische Durchführung der Bohrung Saar 1"; in: Geologisches Jahrbuch, Reihe A, Heft 27, S. 17-28, Hannover, 1976

- /12/ M. TEICHMÜLLER, R. TEICHMÜLLER: "Verbreitung und Eigenschaften tiefliegender Steinkohlen in der Bundesrepublik Deutschland"; Glückauf-Forschungshefte 45, Heft 3, 1984, S. 140-153
- /13/ M. TEICHMÜLLER, R. TEICHMÜLLER: "Die Kohlenflöze der Bohrung Münsterland 1 (Inkohlung, Petrographie, Verkokungsverhalten)"; Fortschr. Geol. Rheinld. u. Westf. 11, S. 129/78, 1963
- /14/ M. TEICHMÜLLER, R. TEICHMÜLLER: "Die Inkohlung der Flöze im Rhein-Ruhr-Revier (Ruhrkohlebecken)"; Fortschr. Geol. Rheinld. u. Westf. 19, S. 47/56, 1971
- /15/ H. BARTENSTEIN, M. TEICHMÜLLER, R. TEICHMÜLLER: "Inkohlung und Erdgas - eine neue Inkohlungskarte der Karbonoberfläche in Nordwestdeutschland"; Fortschr. Geol. Rheinld. u. Westf. 32, 1984
- /16/ V. LORENZ, M. TEICHMÜLLER, R. TEICHMÜLLER: "Inkohlung Inkohlungsgradienten im Permokarbon der Saar-Nahe-Senke"; Z. dt. geol. Ges. 134, S. 153/210, 1983
- /17/ R.D. GUNN, W.B. KRANTZ: "Linear stability of reverse combustion for in situ coal gasification"; Proc. of the 3rd Annual UCC Symposium, Fallen Leaf Lake, California, 1977, S. 146-159
- /18/ V.S. ENGLEMAN, F.Y. SU: "Reverse combustion link phenomena in bituminous coal at high pressure" Proc. of the 5th Annual UCC Symposium, Alexandria, Virginia, 1979, S. 323-330
- /19/ J.A. BRITTEN, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ: "Modelling studies of reverse combustion linking at high pressure"; Proc. of the 8th UCC Symposium, Keystone, Colorado, 1982, S. 515-524
- /20/ R.D. GUNN, M.D. KOTOWSKI: "Theoretical aspects of reverse combustion in the underground gasification of coal"; Laramie Energy Research Center Report, LERC/RI-7614, Laramie, Wyoming, 1976

- /21/ K.P. BREIDUNG, R.R. GLASER, H. GUDENAU, R.D. GUNN, W.B. KRANTZ: "Unexpected aspects of reverse combustion effects of pressure, volatility and chemical reactivity"; Proc. of the 9th Annual UCG Symposium, Bloomington, Illinois, 1983, S. 219-226
- /22/ K. GUNTERMANN et al.: "Simulation der Untertagevergasung"; Forschungsbericht 03E-6160-A, Jahresbericht 1985 zum gleichn. F-Projekt an der RWTH Aachen
- /23/ K.P. BREIDUNG: "Stofftransport und Erhöhung der Gasdurchlässigkeit bei der in situ-Vergasung tiefliegender Steinkohlenflöze"; Dissertationsschrift, RWTH Aachen, 1982
- /24/ J. RICHTER: "Der Boden als Reaktor: Modelle für Prozesse im Boden"; F. Enke Verlag, Stuttgart, 1986
- /25/ J. ZNANSKI: "Formänderungskomponenten und Festigkeitswerte im Flöz in einigen Metern Entfernung vom Abbaustoß"; Abh. d. Deutsch. Akad. d. Wissensch. zu Berlin, Jahrg. 1967, Nr. 2, Bericht über das 8. Länder-treffen d. Intern. Büros für Gebirgsme-
chanik, Akademie Verlag, Berlin, 1964
- /26/ M.M. PROTODJAKONOV, E.I. ILNICKAJA: "Der Einfluß des Maßstabeffektes auf die Festigkeit des Gesteins bei allseitigem Druck"; Abhandl. d. Deutsch. Akad. d. Wissensch. zu Berlin, Jahrg. 1964, Nr. 3, Bericht über das 5. Ländertreffen d. Intern. Büros für Gebirgsmechanik, Berlin, 1964
- /27/ M.M. PROTODJAKONOV, M.I. KOJFMAN: "Über den Maßstabefekt bei Untersuchung von Gestein und Kohle"; Abh. d. Deutsch. Akad. d. Wissensch. zu Berlin, Jahrg. 1964, Nr. 3, Bericht über das 5. Ländertreffen d. Intern. Büros für Gebirgsmechanik, Berlin, 1964
- /28/ K.-H. HÖFER: "Grundprobleme der Gebirgsmechanik"; Sitzungsberichte d. Deutsch. Akad. d. Wissensch. zu Berlin, Jahrg. 1965, Nr. 2, Akademie-Verlag, Berlin, 1965
- /29/ L.J. KLINKENBERG: "The Permeability of Porous Media"; Butterworths Scientific Publications, London, 1956

- /30/ D.L. KATZ: "Handbook of Natural Gas"; Mc Graw Hill Book Company, New York, 1959
- /31/ G. BRAUNER: "Gebirgsdruck und Gebirgsschläge - Fragen der Standsicherheit von Grubenbauen"; Verlag Glückauf, Essen, 1981
- /32/ H. HELAL, R. SCHWARTZMANN: "In Situ Stress Measurements with the Cerchar Dilatometric Cell"; hausint. Bericht der Fa. CERCHAR, 1976
- /33/ C. GADELLE: Vortrag anl. einer Veranstaltung an der TH Delft im Okt. 1984
- /34/ P. LEDENT, "Recapitulation of the Results of the Linking Experiments"; Minutes of the 10th Meeting of the Belgian-German-Technical Coordination Committee - Coal in situ-Gasification, Jülich, März 1980
- /35/ J. WAGNER: "Herstellung und Verhalten von Linkingkanälen in tiefliegenden Kohlenflözen unter Gebirgsdruck bei der Untertagevergasung"; Ausführlicher Tätigkeitsbericht 1985 (unveröffentlicht) zu gleichn. Forschungsvorhaben
- /36/ HILGENSTOCK: "Untersuchungen über wechselnde Kohlenfestigkeit und ihr Einfluß auf das Lohnwesen"; Glückauf 45, S. 1897-1909
- /37/ P. KUHN: "Spannungszustand und Bruchgefahr im ungestörten Gebirge"; Glückauf, 67. Jahrgang, Nr. 32, S. 1033-1037, 1931
- /38/ J. WAGNER: "Interpretation von Gasinhaltsmessungen in Tiefbohrungen und Abbaufeldern als eine Grundlage für die Erstellung einer Gasinhaltskarte des Saarkarbons"; Diplomarbeit an der Universität des Saarlandes, Saarbrücken, 1979
- /39/ W. TERSCHÜREN: "Zur Gasdurchlässigkeit von Sedimentgestein des Oberkarbons"; Dissertationschrift, RWTH Aachen, 1978
- /40/ F. FUHRMANN: "Zur Technik der Gegenstromverbrennung für die flözgängige Bohrlochverbindung in der Untertage-Kohlevergasung"; Dissertationschrift, RWTH Aachen, 1987

- /41/ T.H. PATCHING: Proc. Rock Mech. Symp., Toronto 1965, pp. 185-189; zitiert in H. JÜNTGEN: "Research for future in situ Conversion of Coal"; FUEL, 1987, Vol. 66, S. 443-453
- /42/ T.L. EDDY, R.T. GIBBS: "Conclusions from modeling the final data of Pricetown I"; Proc. of the 9th Annual UCG Symposium, Bloomington, Illinois, 1983, S. 196-206
- /43/ C. GADELLE, D. PAVONE: "Self-ignition and reverse combustion setting of operating conditions for the Haute Deule Site Test"; Proc. of the 10th Annual UCG Symposium, Bloomington, Illinois, 1983, S. 30-37
- /44/ K. PALZ, H. SCHLOEMER, J. WAGNER: "Verhalten von Steinkohlen bei UT-Vergasung im Temperatur-Druckgefälle"; Forschungsbericht T 84-260 des BMFT; Fachinformationszentrum Karlsruhe, 1984
- /45/ M. BECKER: "Herstellung von Linking-Kanälen mittels Rückwärtsbrennverfahren in Abhängigkeit von Permeabilität und simulierter Teufe bei der Untertage-Kohlevergasung"; Diplomarbeit, Saarbrücken, 1987
- /46/ A. NEUMANN: "Kanalbrennen unter Gebirgsdruck - Bedeutung des Gasmassendurchsatzes für die Ausbildung von Kanälen"; Diplomarbeit, Saarbrücken, 1987
- /47/ H. SCHLOEMER et al.: "Untersuchungen über das thermische und chemische Verhalten von Gesteinen des Saarkarbons unter erhöhten Temperaturen und erhöhten hydrostatischen Drücken"; Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben ET 1009 A des Bundesministers für Forschung und Technologie, Saarbrücken 1979
- /48/ J. WAGNER: "Druckfestigkeit von Koks aus monolithischer Kohle und ihre Bedeutung für die Untertagevergasung"; Glückauf-Forschungshefte, Jahrg. 46, Heft 6, Dezember 1985, S. 318-322
- /49/ H. MARX, H. SCHLOEMER: "Der Einfluß einer Terpolymerdispersion auf die Hafteigenschaften von Magnesia-Magnesiumchlorid-Binder"; Glückauf-Forschungshefte, Jahrg. 40, Heft 1, Febr. 1979, S. 45-50

VERZEICHNIS DER NICHT UNMITTELBAR IM TEXT

ERLÄUTERTEN FORMELZEICHEN

b	Klinkenberg-Faktor	[-]
E	Elastizitäts-Modul	[Pa]
e	Raumdehnung	[-]
G	Schubmodul	[Pa]
h	Gebirgssteufe	[m]
i	Gerüstspannungs-Konstante	[Pa ⁻¹]
I _σ	Spannungssumme = $\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$	[Pa]
k	spezifische Permeabilität	[mD] bzw. [m ²]
k _a	scheinbare Permeabilität	[mD] bzw. [m ²]
k _w	Permeabilität gegen Wasser	[mD] bzw. [m ²]
k _g	Permeabilität gegen Gas	[mD] bzw. [m ²]
K	Kompressions-Modul	[Pa]
L	Probenlänge	[m]
l	Länge, Entfernung	[m]
x	Entf. in x-Richtung	[m]
M	Molekulargewicht	[kg/mol]
\dot{m}	Massenstrom	[kg/s]
\dot{m}_F	spezifischer Massenstrom	[kg s ⁻¹ m ⁻²]
m	Querdehnungszahl	[-]
p	Gasdruck	[Pa]
p ₁	Gasdruck vor durchstr. Probe	[Pa]
p ₂	Gasdruck hinter durchstr. Probe	[Pa]
p _m	mittlerer Gasdruck = $(p_1+p_2)/2$	[Pa]
Δp, dp	Gasdruckdifferenz = p_1-p_2	[Pa]
p _{Fl}	Fluiddruck	[Pa]
p _{Fl(x)}	entfernungsabh. Fluiddruck	[Pa]
p _r	Gasdruck im Radialraum d. Autokl.	[Pa]
p _G	Gebirgs- o. Umschließungsdruck	[Pa]
p _{G_o}	Gebirgsdruck von 0,1 MPa	
p _{inj.}	Fluidr. in der Inj.-bohrung.	[Pa]
p _{Überl.}	geostatischer Druck	[Pa]
p _{Bel.-ring}	im Bel.-ring zu wählender Fluidr.	[Pa]
p _{Inj.-bohrung.-Prod.-bohrung.}	Gasdruckdifferenz zwischen Inj.- und Prod.-bohrung	[Pa]
Q _{1,2,3}	konstanter Luftfluß	[kg s ⁻¹ m ⁻²]
q ₂	Gasvolumenfluß u. Normalbed.	[m ³]

q_m	Gasvolumenfluß an der Stelle mit der Bedingung $p=p_m$	[m ³]
R	allgem. Gaskonstante	[kJ / kmol K]
T	Temperatur	[°K] bzw. [°C]
v_{BF}	Brennfrontgeschwindigkeit	[m/s]
η	dynamische Viskosität	[kg/m s]
σ_{eff}	effekt. Gerüstspannung	[Pa]
$\bar{\sigma}$	mittl. hydrostat. Spannung	[Pa]
$\bar{\sigma}_{Gebirge}$	mittl. hydrost. Gebirgsspannung	[Pa]
σ_r	wirks. Radialspannungskomponente	[Pa]
γ	Dichte	[kg/m ³]
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Normalspannung parallel zur x-, y-, z-Richtung	[Pa]
λ	Seitendruckbeiwert	[Pa]
ν	Poissonkonstante	[Pa]
$\epsilon_{x,y,z}$	Verformung in x-, y-, z-Richtung	[Pa]
$\left. \begin{array}{l} \frac{\partial \xi}{\partial x} \\ \frac{\partial \eta}{\partial y} \\ \frac{\partial \zeta}{\partial z} \end{array} \right\}$	Längenänderung in x-, y-, z-Richtung	[-]
σ_r	Spannung in radialer Richtung, bewirkt durch Manschettendruck im Autoklaven	[Pa]