

# **KTB REPORT 88-II**

## **Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik (Bericht 6)**

### **Forschung und Entwicklung**

– Berichte laufender und abgeschlossener Vorhaben –



Herausgegeben von der  
Projektleitung Kontinentales Tiefbohrprogramm der Bundesrepublik Deutschland  
im Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung

P. Kehrer und W. Kessels

# **KTB REPORT 88-II**

## **Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik (Bericht 6)**

### **Forschung und Entwicklung**

– Berichte laufender und abgeschlossener Vorhaben –

Herausgegeben von der  
Projektleitung Kontinentales Tiefbohrprogramm der Bundesrepublik Deutschland  
im Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung

P. Kehrer und W. Kessels

Redaktion: Dr. P. Kehrer, Dr. W. Kessels

Druck: Wittmann & Wäsch, 3007 Gehrden

**Titelbild:** Am Institut für Geophysik der WBK entwickelte elektronische Platinen für den Einsatz in Bohrlochsonden.

Rechts ein frei programmierbares Mikroprozessorsystem gekoppelt mit einem Standard-Datenübertragungssystem. Links Analog- und Digitalmodule einer Gamma-Sonde.

Die Schaltungen sind für eine Umgebungstemperatur von 125 °C ausgelegt. Für den Einsatz im Hochtemperaturbereich werden die Elektronikeinschübe innerhalb von Hitzeschutzsystemen betrieben.

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Vorhaben wurden mit Mitteln des Bundesministeriums für Forschung und Technologie (Forschungskennzeichen: RG 8604) gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Ⓒ

Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung  
- Hannover 1988 -

Nachdrucke, Vervielfältigungen und Übersetzungen, Verwendung in Funk und Fernsehen, Wiedergabe auf photomechanischem oder ähnlichem Wege und Speicherung in DV-Anlagen sind - auch auszugsweise - genehmigungspflichtig.

Alle Rechte bleiben vorbehalten.

Anschrift des Herausgebers:  
Projektleitung KTB im Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung, Postfach 51 01 53, D-3000 Hannover 51  
Telefon: (05 11) 6 43-26 70

Hannover, im November 1988

**VORWORT**

Die vorgegebene Zielsetzung, mit der Kontinentalen Tiefbohrung tiefere Krustenbereiche durch Messungen in der Bohrung und an Kernen zu untersuchen, stellt an Meßgeräte und Meßtechnik Anforderungen, die von der vorhandenen Technologie noch nicht ausreichend erfüllt werden.

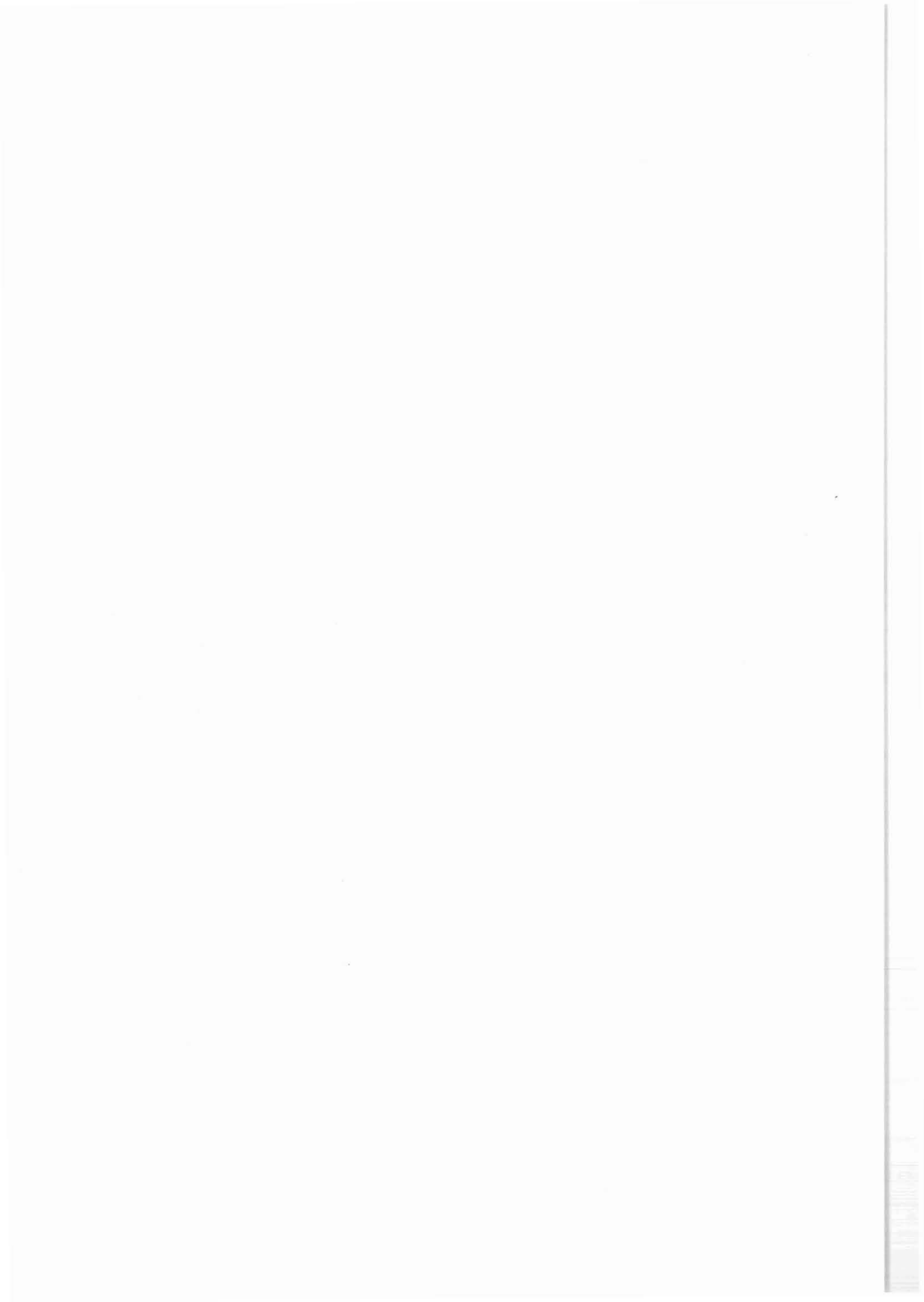
Es werden daher von der Projektleitung des Kontinentalen Tiefbohrprojektes der Bundesrepublik Deutschland Forschungs- und Entwicklungsvorhaben gefördert und mit Mitteln des Bundesministeriums für Forschung und Technologie finanziert, so daß das Erreichen der geowissenschaftlichen Zielvorstellungen möglichst weitgehend von der operativen Seite her sichergestellt wird.

In diesem KTB-Report wird in veröffentlichungsreifer Form sowohl über laufende als auch über abgeschlossene Forschungs- und Entwicklungsprojekte berichtet.

Die Verantwortlichkeit für den Inhalt der einzelnen Berichte liegt bei den benannten Autoren.

(P. Kehrer)

(W. Kessels)



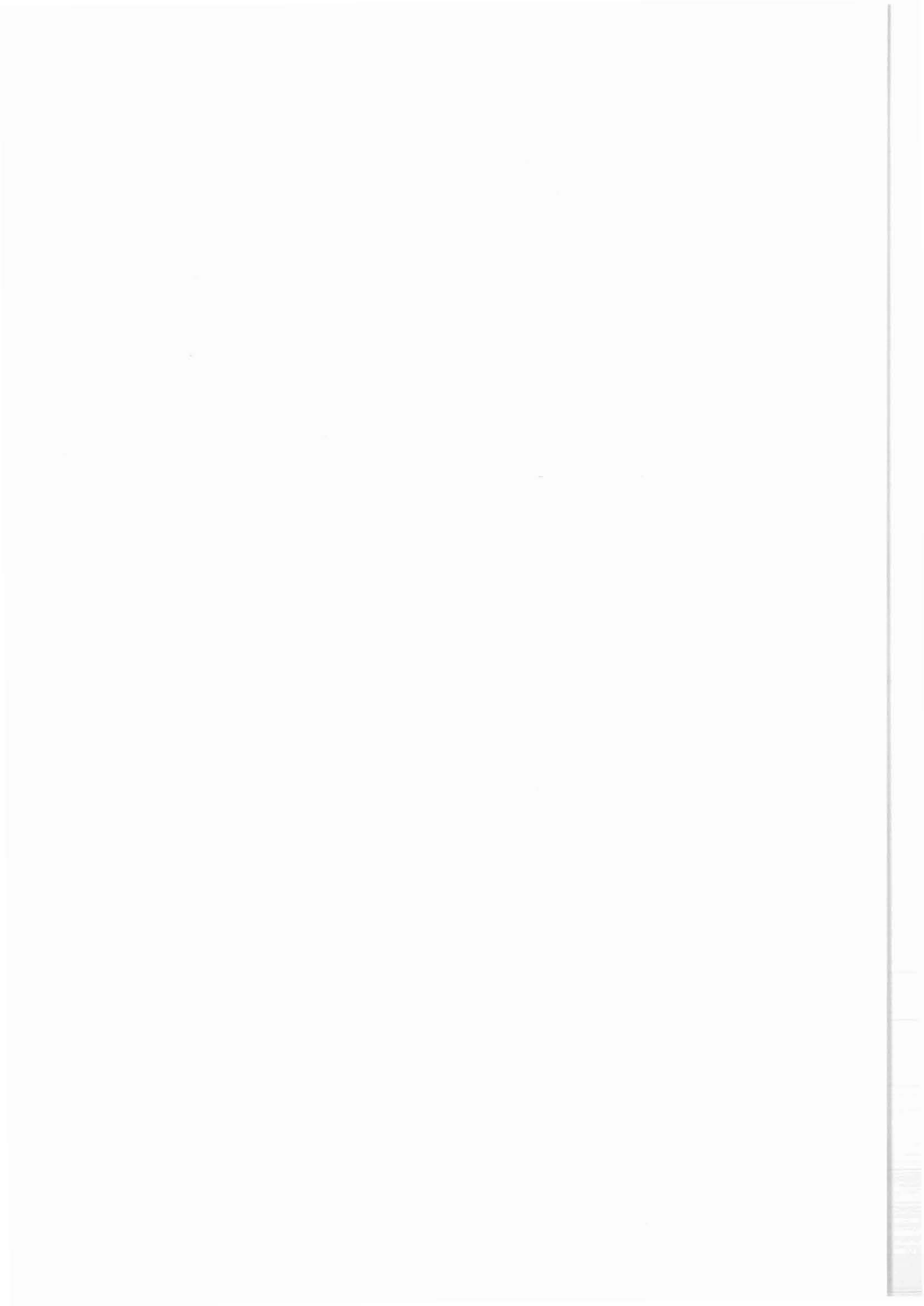
## INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
VORWORT.....	I
1. Forschung und Entwicklung zur Durchführung der bohrlochgeophysikalischen Untersuchungen im Projekt der Kontinentalen Tiefbohrung (P. Kehrer, W. Kessels).....	1
2. Projektbezogene numerische Berechnungen zur Bohrlochstandsicherheit der Bohrungen des KTB (D. Zander-Schiebenhöfer, R. B. Rokahr, K. H. Lux).....	15
3. Änderung von Festigkeitseigenschaften kristalli- ner Gesteine bei thermomechanischer Wechselbe- lastung im Hinblick auf die Bohrlochstabilität (Ch. Lempp, O. Natau).....	63
4. Bohrlochstabilität der kontinentalen Tiefbohrung: Materialuntersuchungen und statische Berechnungen (G. Borm, O. Natau).....	145
5. Entwicklung und Erprobung einer Meßanordnung mit geoelektrischer Anzeige im Labormaßstab zur Be- stimmung von hydraulischen Parametern und Ge- birgsspannungen (R. Sobott, W. Kessels, G. Klingebiel, H. Winnacker).....	227
6. Peltierelemente und Hochtemperaturkühlung (D. Neumann).....	271
7. Bohrlochsonde zur in situ Bestimmung der Wärme- leitfähigkeit in größeren Tiefen (H. Burkhardt, K. Erbas, H. Honarmand).....	305

Handwritten text, likely bleed-through from the reverse side of the page, running vertically along the right edge.

8.	Bilder aus der Tiefe durch hochauflösende Abtastung der Bohrlochwand mit Ultraschallwellen (R. Schepers, St. Menger).....	343
9.	Testmessungen in Vorbohrungen an KTB-Lokationen Schwarzwald und Oberpfalz (S. Greinwald).....	401
10.	Untersuchung zur Nutzung geophysikalischer Bohrlochmessungen für die Entwicklung eines lithologischen Bohrprofils im Kristallin (S. Haverkamp, J. Wohlenberg, R. Walter).....	427
11.	Fehlerbetrachtung zur Bestimmung von Bohrlochorientierung und Orientierung der Kalibermeßsonde mit einer Pendelanordnung (W. Kessels).....	475
13.	Das WBK Kontrollsystem zur Erfassung und zur Übertragung von Bohrlochmeßdaten (K. Siever).....	505



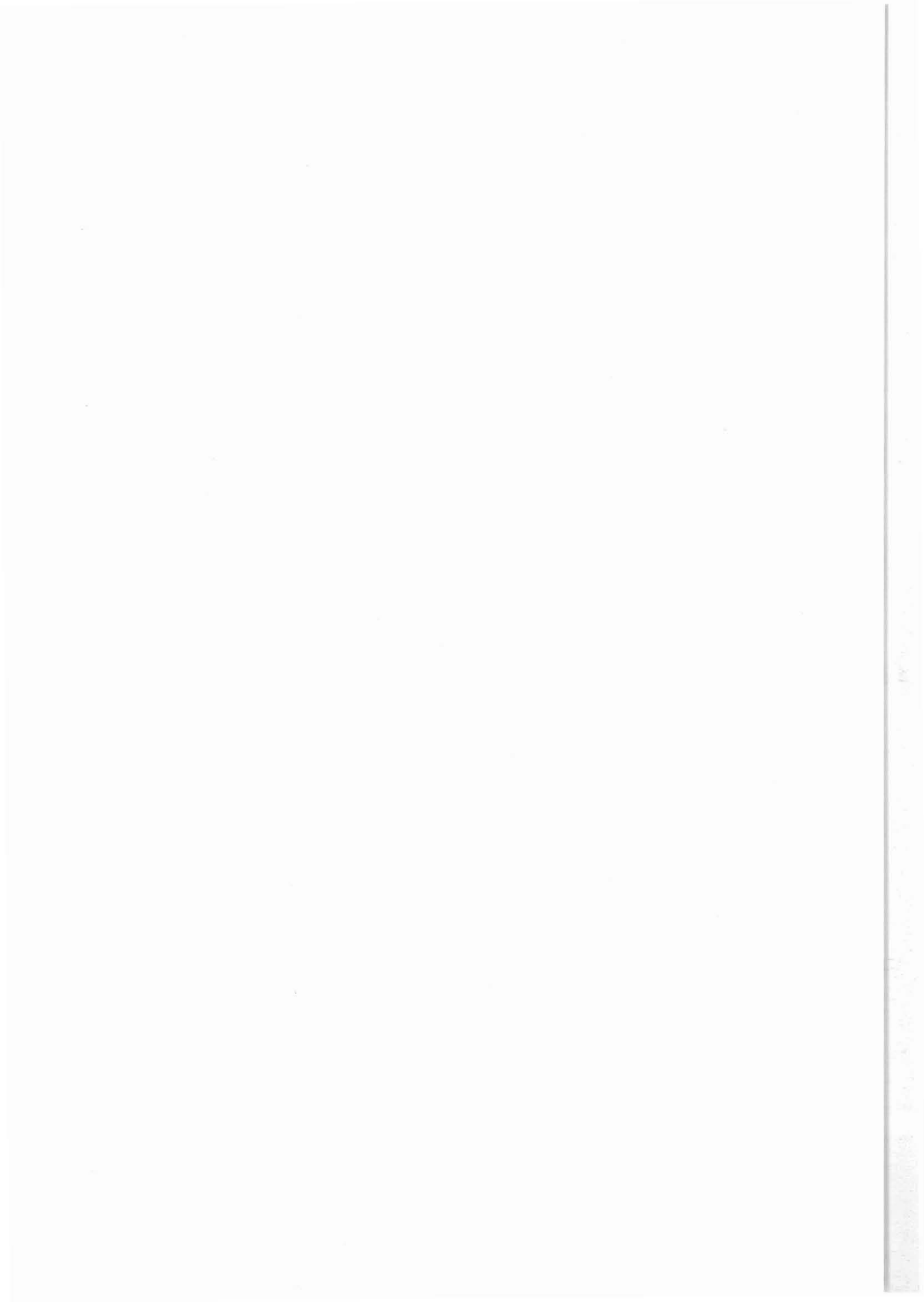


Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung  
Projektgruppe KTB

Stilleweg 2  
3000 Hannover 51

Forschung und Entwicklung zur Durchführung der  
bohrlochgeophysikalischen Untersuchungen im Projekt  
der Kontinentalen Tiefbohrung

P. Kehrer  
W. Kessels



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung.....	5
2. Entwicklung von Bohrlochmeßsonden.....	8
3. Untersuchungen zur Sondenkühlung und Temperaturertüchtigung von Sondenbauelementen.....	8
4. Untersuchungen zur Gesteinsmechanik und Bohrlochstabilität.....	10
5. Hydraulische Untersuchungsmethoden.....	10
6. Interpretation von Bohrlochmessungen.....	11
7. Langzeitbeobachtungen nach Beendigung der Bohrphase.....	12
8. Meßverfahren.....	13
9. Ausblick.....	13



## 1. Einleitung

Die Durchführung des "Kontinentalen Tiefbohrprojektes der Bundesrepublik Deutschland (KTB)" erfordert den Einsatz neuer Technologien im Bereich Bohr- und Meßtechnik sowie neuer Verfahren zur Interpretation geowissenschaftlicher Daten.

Hierzu fördert die "Projektleitung KTB" im Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung (NLfB) "Forschungs- und Entwicklungsvorhaben (FuE)" bei Industrie, Hochschulen, außeruniversitären Forschungseinrichtungen und Geologischen Landesämtern.

Dabei kommen je nach Themenstellung die beiden Förderungsverfahren "Zuwendung" und "Auftrag" zur Anwendung. Beim ersteren werden bei der Projektleitung KTB beantragte Forschungsvorhaben vom NLfB als Zuwendungsgeber gefördert, bei letzterem vergibt das NLfB Aufträge als Auftraggeber.

Die Projektleitung KTB faßt nach fachlicher Prüfung mehrere FuE-Anträge zu einem Bewilligungsantrag an den Bundesminister für Forschung und Technologie (BMFT) zusammen. Im Falle der Bewilligung durch den BMFT vergibt das NLfB die Einzelvorhaben als "Zuwendungsgeber" bzw. "Auftraggeber".

Dabei handelt es sich einerseits um FuE-Vorhaben im Bereich neuer oder erweiterter Technologien der Bohrtechnik/Bohrlochmeßtechnik, die zur technischen Durchführung der Bohrung notwendig sind. Andererseits beinhaltet es auch Studien, die zur Entscheidungsfindung dienen, welche technischen Konzepte verfolgenswert sind bzw. welche Entwicklungen gefördert werden müssen.

Die Abgrenzung zu den Forschungsvorhaben, die im KTB-Schwerpunktprogramm von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert werden läßt sich wie folgt definieren:

- Projektleitung KTB fördert FuE-Vorhaben, die zur technischen und operativen Durchführung der Bohrung notwendig sind.
- DFG fördert Vorhaben der geowissenschaftlichen, z. T. auch der technischen Grundlagenforschung mit Schwerpunkt an den Hochschulen; diese Projekte haben einen engen Bezug zu den wissenschaftlichen Zielsetzungen der Bohrung und arbeiten mit Daten aus der Bohrung selbst bzw. aus dem Umfeld der Bohrung.

Die Koordinierung zwischen den FuE-Vorhaben der Projektleitung KTB und den Forschungsvorhaben des DFG-Schwerpunktes erfolgt in den entsprechenden Gremien wie Arbeitsgemeinschaften und Koordinierungsausschüssen.

Dabei gibt es auch Projekte, die ursprünglich von der DFG gefördert wurden und dann von der Projektleitung KTB übernommen wurden, wenn es sich um die Phase der technischen Realisierung handelt. Es ist auch "komplementäre Förderung" in dem Sinne möglich, daß der wissenschaftliche Teil durch die DFG, der der technischen Entwicklung dagegen durch die Projektleitung KTB gefördert wird.

Im August 1986 wurden dem NLFB vom BMFT erstmals 24 Einzelprojekte in Höhe von 13,5 Mio. DM bewilligt (RG 8604). Im April 1987 wurde dieses Vorhaben um 8 weitere Projekte mit weiteren 10,7 Mio. DM aufgestockt, so daß für insgesamt 32 Vorhaben 24,2 Mio. DM zur Verfügung standen.

Hiervon entfielen allerdings allein 15,3 Mio. DM auf nur vier Projekte:

- Ausrüstung Feldlabor:	5,8 Mio. DM
- Dauermeßstation (Logging Unit):	2,6 Mio. DM
- Bohrlochmeßprogramm Vorbohrung:	5,1 Mio. DM
- Seilkernbohrstrang:	1,8 Mio. DM

---

15,3 Mio. DM  
=====

Hierbei handelt es sich nicht um FuE-Vorhaben im eigentlichen Sinne, sondern um Investitions- und Meßprogramme, die allerdings zum erheblichen Teil "technische Innovation" beinhalten (Geräteprototypen im Feldlabor, 6" Seilkernbohrstrang, spezielle Bohrlochmeßsonden als Teil der Logging Unit, Messungen innerhalb des Bohrlochmeßprogramms mit Bohrlochsonden-Prototypen wie etwa dem 4-Arm-Formation-Micro-Scanning-Tool).

Die verbleibenden 28 eigentlichen FuE-Vorhaben mit einem Gesamtvolumen von 8,9 Mio. DM für den Zeitraum 1986/1989 teilen sich auf die drei Fachbereiche der Projektleitung KTB wie folgt auf:

- 18 Projekte Technik,
- 9 Projekte Operative Programmdurchführung,
- 1 Projekt Geowissenschaften.

Die Projekte des Fachbereiches Technik sind weitgehend abgeschlossen und Kurzfassungen der Vorhaben dieser ersten Bewilligungsphase sind in dem KTB Report 88-5 enthalten. Dieser hier vorliegende KTB-Report 88-11 enthält sowohl Abschluß- als auch Zwischenberichte der im Fachbereich "Operative Programmdurchführung" im Rahmen der o.g. Bewilligungen durchgeführten Projekte.

Im April 1988 sind vom BMFT 6 weitere FuE-Projekte für den Fachbereich "Operative Programmdurchführung" von 1,9 Mio. DM für die Haushaltsjahre 1988 und 1989 bewilligt worden. Berichte dieser gerade erst angelaufenen Projekte sind in diesem Report noch nicht enthalten. Sie sind jedoch bei der im folgenden gegebenen thematischen Übersicht mit aufgeführt.

Dieser Bericht KTB-Report 88-11 setzt das mit dem KTB-Report 88-5 für den Fachbereich Technik erstmals praktizierte Konzept fort, die Ergebnisse des von der Projektleitung KTB geförderten FuE-Programmes den im KTB mitarbeitenden Kollegen zugänglich zu machen.

Die FuE-Projekte können in die folgenden Fachgebiete unterteilt werden:

- |   |              |
|---|--------------|
| 1. Entwicklung von Bohrlochmeßsonden                          | (5 Projekte) |
| 2. Untersuchungen zur Sondenkühlung                           | (2 Projekte) |
| 3. Untersuchungen zur Gesteinsmechanik und Bohrlochstabilität | (2 Projekte) |
| 4. Hydraulische Untersuchungen                                | (2 Projekte) |
| 5. Interpretation von Bohrlochmeßdaten                        | (1 Projekt)  |
| 6. Langzeitbeobachtungen nach Beendigung der Bohrphase        | (1 Projekt)  |
| 7. Meßverfahren   | (2 Projekte) |

Im folgenden soll der Status der verschiedenen Aufgabenschwerpunkte dargestellt werden.



## **2. Entwicklung von Bohrlochmeßsonden**

Die kommerziell von den Servicefirmen angebotenen Bohrlochmeßsonden wurden zum überwiegenden Teil zur Erdöl- und Erdgasprospektion in Sedimentgesteinen entwickelt. In geringem Umfang findet die Bohrlochmeßtechnik auch im Bergbau Anwendung.

Für ein geowissenschaftliches Forschungsprojekt im kristallinen Gebirge wie das der Kontinentalen Tiefbohrung werden auch Messungen benötigt, die in der kommerziellen Meßtechnik bisher nur am Rande von Interesse waren oder gar nicht angeboten wurden. Hinzu kommen Temperatur- und Druckbedingungen in der übertiefen Bohrung, für die kommerzielle Bohrlochmeßsonden normalerweise nicht ausgelegt sind. Entsprechende Ertüchtigungen einiger Meßgeräte sind deswegen notwendig.

Gefördert wird aus den o.g. Gründen z. Zt. die Entwicklung der folgenden Meßsonden:

- Hochtemperatur-Magnetometer-Meßsonde  
(TU Braunschweig, Dr. Musmann)
- Suszeptibilitätssonde für Hochtemperatureinsatz  
(Univ. München, Dr. Pohl)
- Wärmeleitfähigkeitssonde  
(TU Berlin, Prof. Burkhardt)
- Ertüchtigung einer Meßsonde zur induzierten Polarisation  
(Nieders. Landesamt für Bodenforschung, Dr. Vogelsang)
- Akustischer TelevIEWer  
(Westfälische Berggewerkschaftskasse, Dr. Schepers)

## **3. Untersuchungen zur Sondenkühlung und Temperaturertüchtigung von Sondenbauelementen**

Die intensiv in der KTB-Vorbohrung durchgeführten Temperaturmessungen haben gezeigt, daß die in großer Tiefe zu erwartenden Temperaturen wahrscheinlich höher sein werden, als nach der geothermischen Vorerkundung abgeschätzt. Zur Zeit wird ein Temperaturgradient von ca. 30 °K gemessen. In großen Tiefen wird man daher noch höhere Temperaturanforderungen an die Bohrlochmeßtechnik zu stellen haben als dies bisher angenommen wurde.

Technisch besonders problematische Bauelemente der Bohrlochmeßsonden sind dabei:

- die Elektronik,
- die Meßsensoren,
- Antriebe,
- Ventile und Dichtelemente.

Um diese Temperaturprobleme an den Bohrlochmeßsonden zu beherrschen, kann man versuchen

- alle Bauelemente auf die Umgebungstemperatur zu ertüchtigen oder
- bestimmte Bauelemente für eine begrenzte Zeit in einem thermisch isolierenden Dewar-Gefäß kühl zu halten oder
- eine aktive Kühlung mittels Kompressoren oder Peltier-Elementen durchzuführen.

Zur Bearbeitung dieses Themenkreises wurden bisher vom BMFT zwei Projekte bewilligt:

- Eine Studie zur Einsatzmöglichkeit von Peltier - Elementen zur Sondenkühlung  
(Fa. Dr. Neumann, München - abgeschlossen)
- Eine Studie zum Hochtemperatureinsatz von Schlumberger-Meßgeräten  
(Fa. Schlumberger, Paris - wegen vertraglicher Probleme noch nicht angelaufen)

Die Studie von Dr. Neumann zur Peltier-Kühlung wird in diesem KTB-Report veröffentlicht.

Aufgrund des großen technischen Vorsprunges, den die Servicefirmen in Bau und Konstruktion der meisten Bohrlochmeßgeräte besitzen, ist es für die Durchführung der Bohrlochmessungen unerlässlich, daß wenigstens ein Teil dieser Sonden bis in den Hochtemperaturbereich hinein qualifiziert wird. Da Erfahrungen und Know-how der kommerziellen Bohrlochmeß-Firmen auf dem Gebiet Sondenkühlung nicht ohne weiteres auf Meßgeräte der Universitäten und anderer Forschungsinstitute transferierbar sind, müssen hier in weiten Bereichen eigenständige Lösungen angestrebt werden.

#### **4. Untersuchungen zur Gesteinsmechanik und Bohrlochstabilität**

In der KTB-Vorbohrung wurde deutlich, daß Bohrlochstabilitätsprobleme auch im Kristallin auftreten. Man muß hier unterscheiden zwischen Bohrlöcherweiterungen, die auch schon im oberen Bohrlochbereich durch dynamische Beanspruchung beim Bohrvorgang und chemischen Angriff durch die Spülung auftreten, und dem Kollaps der Bohrung, der in großen Tiefen beim Überschreiten der Festigkeitsgrenzen durch die Gebirgsspannungen auftreten kann.

Das Gestein wird durch Temperaturschwankungen im Gebirge und die Druckschwankungen in der Spülungssäule mechanisch belastet. Numerische Berechnungen unter Einschluß der thermomechanischen Belastungen der Bohrlochwand und der Porenwasserdruckschwankungen im Gebirge sind Thema der projektbegleitenden Finite-Element-Berechnungen zur Bohrlochstabilität, die am Institut für unterirdisches Bauen der TU Hannover durchgeführt werden.

Genauso wichtig, wie die Größe der Beanspruchung des Gesteines zu kennen, ist es allerdings, die Festigkeit des Gesteines zur Bewertung der Wirkung der Beanspruchung zu wissen. Solche Festigkeitsuntersuchungen wurden mit Blick auf die thermomechanische Wechselbelastung des Gesteines am Inst. für Felsmechanik der Univ. Karlsruhe durchgeführt.

Der Bereich Bohrlochstabilität ist durch die beiden FuE-Projekte

- Projektbegleitende Berechnungen zur Bohrlochstabilität  
(TU Hannover, Prof. Lux, Prof. Rokahr)
- Untersuchungen zur Wechsellastfähigkeit von Gesteinen  
(TU Karlsruhe, Prof. Natau, Dr. Lempp)

vertreten. Gerade in diesem Arbeitsbereich werden zukünftig bedeutende Anstrengungen nötig sein, um Probleme der Bohrlochstabilität in sehr großen Tiefen zu beherrschen.

#### **5. Hydraulische Untersuchungsmethoden**

Der Fluidtransport in der Kruste stellt eines der wesentlichen Untersuchungsziele des KTB-Projektes dar. Zur Erfassung dieses

Fluid-Transportes müssen sowohl die hydraulischen Parameter des Gebirges ermittelt werden als auch die mögliche Fließrichtung des Fluidtransportes in der Kruste.

Konventionell werden die hydraulischen Parameter mit Packer-Tests ermittelt. Da die Einsatzgrenze dieser Packer zur Zeit bei ca. 5 000 m liegt und ein Einsatz in sehr großen Tiefen fragwürdig ist, muß versucht werden, nach alternativen Meßmethoden zu suchen. Tracer-Tests sind hier eine Möglichkeit, mit der hydraulische Parameter des Gebirges ermittelt werden können, so daß zwei Projekte gefördert wurden, in denen mit Tracer-Methoden versucht wird, die hydraulischen Verhältnisse im Gestein zu untersuchen.

Auch wenn es gelingen sollte, die Packertechnologie für die konventionellen Tests soweit zu verbessern, daß auch in größeren Tiefen hydraulische Tests durchgeführt werden können, wird die Tracer-Untersuchung ihren eigenen Stellenwert behalten, da nur damit Fließrichtungen von Grundwasserströmungen erfaßt werden können.

Die geförderten Projekte sind:

- Tracer-Tests in den KTB-Vorbohrungen  
(GSF München, Prof. Fritz)
  
- Entwicklung einer Micro-Frac-Sonde mit geolektrischer Anzeige  
(Preussag AG, Dr. Sobott)

Beim ersten Projekt wird versucht, die Verteilung eines kurzlebigen radioaktiven Tracers zu untersuchen, während im zweiten Projekt als Tracer eine hochsalinare Lösung dient. Beide Meßmethoden lassen erwarten, daß Erkenntnisse über die hydraulischen Parameter des Gebirges auch in Tiefen erhalten werden können, in denen konventionelle Packer-Tests nicht mehr durchführbar sind.

## 6. Interpretation von Bohrlochmessungen

Die Standard-Interpretationen der Service-Firmen, die in dem Bereich Bohrlochmeßtechnik arbeiten, beziehen sich, den Anforderungen der Kunden gemäß, auf die Interpretation von Bohr-

lochmessungen in sedimentären Gesteinsschichten.

Die Interpretation von Bohrlochmessungen in kristallinem Gestein, wie es in der Kontinentalen Tiefbohrung anzutreffen ist, steht daher noch sehr in den Anfängen und ist erst in den letzten Jahren insbesondere durch Fragestellungen der Abfallbeseitigung mit in den Vordergrund gerückt. Um diese Lücke in der Interpretation von Bohrlochmeßdaten zu schließen, wird als interdisziplinäres Projekt unter Beteiligung der Fachrichtungen Geologie und Geophysik ein Projekt zur geologischen Interpretation von Bohrlochmeßdaten durchgeführt:

- Faziolog/Globelog - Interpretation in der KTB-Vorbohrung (RWTH Aachen, Prof. Walter, Prof. Wohlenberg)

Die Interpretation von Bohrlochmeßdaten im kristallinen Gestein wird im wesentlichen durch die Forschungsarbeiten im DFG-Schwerpunkt des Kontinentalen Tiefbohrprogrammes abgedeckt und erfordert hier in vielen Fällen die Anwendung neuer Interpretationsmethoden.

## 7. Langzeitbeobachtungen nach Beendigung der Bohrphase

Schon in ersten Diskussionen über die Planung einer Kontinentalen Tiefbohrung wurde als ein wesentliches geowissenschaftliches Ziel die Installation eines Observatoriums in großer Tiefe genannt. Nach Beendigung der Bohrarbeiten sollten Langzeitbeobachtungen in großer Tiefe Auskunft über die physikalischen Felder im Gestein geben.

Diese Feldgrößen sind:

- das Porenwasserdruckfeld,
- das Gebirgsspannungsfeld,
- seismologische Untersuchungen,
- die Deformation der Kruste,
- Magnetfeldmessungen,
- Schwankungen des elektrischen Feldes.

Zur Zeit ist noch in der Diskussion, ob ein solches Observatorium schon im Bohrlochtiefsten der Vorbohrung eingerichtet werden soll. Hier ist die temperatur- und druckmäßige Grenze anzutreffen, die zur Zeit mit vorhandener Technologie beherrschbar ist. Außerdem würde ein solches Experiment Erkennt-

nisse liefern, die für den großen Entwicklungsschritt eines Observatoriums in 10 bis 14 km Tiefe Grundlage sein könnten. Entscheidungen hierzu sind noch nicht gefallen.

Ein Experiment, das in ein solches Observatorium eingebaut werden könnte, welches aber auch als Einzelexperiment installiert werden kann, ist der Einbau einer Spannungsmonitorstation in Endteufe der Vorbohrung. Hier sollen Druckaufnehmer in die große Bohrlochtiefe einzementiert werden, die dann die Druckänderungen des Porenwassers und die Druckänderungen, erzeugt durch das konvergierende Gebirge, aufzeichnen sollen. Außerdem wird angestrebt, durch die Genauigkeit der Messungen Gezeitenschwankungen mit aufzulösen.

Gefördert wird zur Zeit eine Vorstudie zu diesem Projekt:

- Vorstudie zum Bau einer Spannungsmonitorstation  
(Gesellschaft für Baugeologie u. -meßtechnik mbH, Dr. Reik;  
TU Karlsruhe, Prof. Borm)

## 8. Meßverfahren

In diesem Bereich wurde bisher ein kleineres Projekt gefördert, das abgeschlossen ist. Es gehört in das Gebiet der Bohrlochmeßtechnik.

- Testmessungen TEM (transient-elektromagnetische Verfahren) in Vorbohrungen an KTB-Lokationen Schwarzwald und Oberpfalz (Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Dr. Greinwald)

## 9. Ausblick

Im Vordergrund der weiteren Forschungs- und Entwicklungsvorhaben werden u. a. Fragen der Hochtemperaturertüchtigung der Bohrlochmeßgeräte und der Problemkreis Bohrlochstabilität stehen. Auch zur Interpretation der Bohrlochmeßdaten sind weitere Forschungsvorhaben notwendig, um optimale Aussagen für die Geowissenschaften zu erreichen. Hier ist z. B. eine effizientere Kernorientierung, die über die Formation-Micro-Scanner und Televier-Messungen erfolgt, zu nennen.

Etwa jährlich soll in Zukunft ein KTB-Report über die Forschungs- und Entwicklungsprojekte im Bereich Bohrlochgeophysik erscheinen. Ziel dieser Berichte soll es in erster Linie sein, den am Kontinentalen Tiefbohrprogramm beteiligten Wissenschaftlern einen Überblick über die durch die KTB-Projektleitung geförderten FuE-Projekte zu liefern.

In einem zweiten Teil dieser Reports soll über Untersuchungen, die von den Mitarbeitern der Projektleitung selbst durchgeführt werden, berichtet werden. In diesem Report ist ein entsprechender Artikel zur Fehlerbetrachtung eines Bohrlochmeßsystems mit aufgenommen worden.

Im einem dritten Teil ist geplant, über KTB-relevante Entwicklungen zu berichten, auch wenn diese zur Zeit nicht Teil eines geförderten FuE-Projektes sind. Hier sind insbesondere auch Firmen und Institute angesprochen, die im Unterauftrag wesentliche technologische Komponenten für laufende Projekte liefern oder die glauben, neue Lösungen für bestehende Probleme anbieten zu können.

Technische Universität Hannover  
Institut für Unterirdisches Bauen

Welfengarten 1  
3000 Hannover 1

Projektbezogene numerische Berechnungen  
zur Bohrlochstandsicherheit der  
Bohrungen des KTB

D. Zander-Schiebenhöfer  
R. B. Rokahr  
K. H. Lux





Inhaltsverzeichnis

	Seite
Veranlassung.....	19
1. Problemstellung.....	19
2. Vorgehensweise.....	23
3. Berechnungsergebnisse.....	24
3.1 Ergebnisse anhand des rotationssymmetrischen Berechnungsmodells.....	24
3.1.1 Berechnungsgrundlagen.....	24
3.1.2 Durchführung der Berechnungen.....	25
3.1.3 Ergebnisse.....	26
3.2 Ergebnisse infolge der Parametervariations- rechnungen anhand des ebenen Scheibenmodells..	26
3.2.1 Berechnungsgrundlagen.....	27
3.2.2 Durchführung der Berechnungen.....	27
3.3 Ergebnisse der Fallstudie für die Vorbohrung im Teufenbereich 600 m.....	32
3.3.1 Berechnungsgrundlagen.....	33
3.3.2 Durchführung der Berechnungen.....	34
3.3.3 Berechnungsergebnisse.....	34
4. Zusammenfassung.....	35
5. Ausblick.....	36
6. Literaturverzeichnis.....	36
7. Anlagen.....	39



## VERANLASSUNG

Planung und Durchführung der Kontinentalen Tiefbohrung erfordern schon während der Phase der Vorbohrung eine intensive Prognose und Nachanalyse der Zustandsgrößen in dem bohrlochumgebenden Gebirgsbereich. Ziel des PL- Vorhabens :

Durchführung von projektbezogenen thermomechanischen Berechnungen für den bohrlochnahen Bereich der KTB unter Berücksichtigung von der Projektleitung aus der laufenden Bohrplanung entwickelten Randbedingungen

ist eine fortlaufende Berechnung, Auswertung und Bewertung der Zustandsgrößenverteilungen (Spannungen, Verschiebungen, Temperatur und des Porenflüssigkeitsdruckes) unter bohrungsrelevanten Beanspruchungsbedingungen und für projektbezogene Teufenbereiche.

### 1. PROBLEMSTELLUNG

Für die im Rahmen des KTB- Projektes abzuteufenden Bohrungen ist es aus unterschiedlichen Gesichtspunkten heraus von Interesse, den Spannungsverlauf und den dazugehörigen Verformungszustand im bohrlochnahen Gebirgsbereich im voraus zu untersuchen bzw. im nachhinein zu analysieren.

Aus der Sicht der Bohrtechnik ist es in erster Linie von Bedeutung, eine Beurteilung der Standsicherheit der Bohrung und eine Aussage über ihre zeitliche Gebrauchsfähigkeit (Nutzungsdauer) vorzunehmen. Im Hinblick auf die wissenschaftlichen Messungen im Bohrloch bzw. die Experimente im Labor an Gesteinsproben, die aus der Bohrung stammen, muß die Frage nach der Veränderung der Eigenschaften des Gesteinsverbandes bzw. des Gesteins im bohrlochnahen Gebirgsbereich infolge der Einwirkungen durch das Abteufen und den Betrieb der Bohrung beantwortet werden.

Im Einzelnen bedeutet dies, daß aus bohrtechnischer Sicht angestrebt wird, Bohrlochausbrüche, da sie in der Praxis nicht zu vermeiden sind, räumlich so begrenzt wie möglich zu halten und darüber hinaus zu gewährleisten, daß die Verformungen der Bohrlochwand während der geplanten Zeit der Bohrung eine ungehinderte Nutzung zulassen. Hinsichtlich der wissenschaftlichen Bohrloch- bzw. Laborexperimente wird eine möglichst geringe Störung des Primärzustandes des Gebirges gefordert.

Eine vorausschauende gebirgsmechanische Analyse des Bohrlochverhaltens bzw. der Bohrlochstandsicherheit, d.h. eine Untersuchung der sekundären Spannungs- und dazugehörigen Verformungszustände im bohrlochnahen Gebirgsbereich, muß daher in Abhängigkeit der Randbedingungen aus der Bohrtechnik untersuchen,

- wo es aufgrund der genannten Einwirkungen zu Bohrlochausbrüchen des Gebirges kommt (Spannungsnachweis),
- wie der zeitliche Verlauf der Bohrlochrandverformungen zu beurteilen ist und
- in welchem Maße der bohrlochnahe Gebirgsbereich in seinen Eigenschaften verändert, z.B. aufgelockert, wird (Zustandsbeschreibung).

Die Arbeiten innerhalb des PL- Vorhabens befassen sich daher mit der Untersuchung dieser gebirgsmechanischen Fragestellungen auf der Grundlage der numerischen Simulation des mechanischen Verhaltens im bohrlochumgebenden Gebirgsbereich anhand eines makroskopischen Berechnungsmodells. Im folgenden werden die Grundgedanken dieser gebirgsmechanischen Analyse kurz erläutert :

#### **Makroskopische Versagenserscheinungen an der Bohrlochwand**

Ergibt sich im bohrlochnahen Gebirgsbereich infolge der oben beschriebenen Einwirkungen ein Beanspruchungszustand, aufgrund dessen die Festigkeit des Gebirgsmaterials überschritten wird, so versagt das Gebirge, ausgehend von der Bohrlochwand, entweder im Zugspannungsbereich durch Ausbildung eines Zugrisses oder im Druckspannungsbereich durch Ausbildung eines Scherbruches. Dabei sind nach Abb.(1) - bei Annahme eines anisotropen Primärspannungszustandes - die folgenden grundsätzlichen, makroskopischen Versagensarten bzw. -orte denkbar :

1. Aufgrund von Zugspannungen in vertikaler Richtung bildet sich ein horizontaler Zugriß ausgehend von der Bohrlochwand aus.
2. Ebenfalls infolge von Zugspannungen kann in der Horizontalebene ein vertikaler Zugriß entstehen, der in Richtung der größeren horizontalen Hauptspannung ( $\sigma_H$ ) orientiert ist, während
3. in Richtung der kleineren horizontalen primären Hauptspannung ( $\sigma_h$ ) das Gebirge infolge Überschreitens der Druckfestigkeit durch Ausbildung eines Scherbruches versagt.

Das Auftreten von Zugrissen ist verbunden mit der Auflockerung des Gesteinsverbandes und dem Verlust von Bohrspülungsflüssigkeit. Im Bereich der Scherbruchzonen kommt es zu Bohrlochausbrüchen.

## **Beeinträchtigung des Gesteinsverbandes**

Schon bevor sich makroskopische Scherbrüche ereignen, wird das Gefüge des betreffenden Bohrlochbereiches gestört. Dies geschieht z.B. durch eine verstärkte Mikrorißbildung, die eine Auflockerung des Gebirges zur Folge hat. In Laborversuchen kann diese verstärkt einsetzende Mikrorißbildung schon weit vor dem Erreichen der maximalen Bruchfestigkeit eines Prüfkörpers durch die verstärkt meßbaren akustischen Signale, die von der Gesteinsprobe während der Belastungsphase ausgesendet werden, nachgewiesen werden. Diese Beobachtung ist am Beispiel eines kristallinen Schiefers nach RUMMEL (1965) in Abb.(2) dargestellt. Für die geplanten wissenschaftlichen Experimente des KTB ist es daher von Interesse, nicht nur mögliche makroskopische Versagensbereiche zu beschreiben, sondern auch Zonen verstärkter Auflockerung des Gebirgsmaterials nachzuweisen.

## **Statische zeitunabhängige Beanspruchung des Gebirgsverbandes**

Grundsätzlich wird das Gebirge mechanisch durch den wirksamen Gebirgsdruck (Differenzdruck zwischen primärem Gebirgsdruck und Spülungsdruck) sowie thermo- mechanisch durch die unterschiedlichen Temperaturen von Bohrspülung und Gebirge während des Bohrens beansprucht. Gegebenfalls muß eine mechanische Beanspruchung, die sich aus den unterschiedlichen Höhen des Bohrspülungs- und des Porenflüssigkeitsdruckes ergibt, berücksichtigt werden. Vernachlässigt werden im Rahmen einer allgemeinen Betrachtung zunächst Beanspruchungen des Gebirgsverbandes, die direkt aus dem Bohrbetrieb herrühren, wie z.B. das Schlagen des Gestänges gegen die Bohrlochwand oder die Spülungsdruckschwankungen während des Roundtrips.

## **Zeitabhängige thermomechanische Beanspruchung des Gebirgsverbandes infolge des Bohrbetriebs**

Thermomechanisch sind für große Teufen zwei bohrbetrieblich bedingte unterschiedliche Phasen zu beachten, die sich zyklisch wiederholen :

1. Die während der Bohrphase ständig in der Bohrung zirkulierende Bohrspülung weist gegenüber dem Gebirge eine geringere Temperatur auf. Daraus folgt eine Abkühlung des Gebirges im Nahbereich der Bohrung durch Wärmeabgabe an die Spülung.
2. In der anschließenden Phase des Werkzeug- und Gestängewechsels (Roundtrip) steht die Spülung in der Bohrung. Der durch das Temperaturgefälle Spülung - bohrlochnahes Gebirge - bohrlochfernes Gebirge bedingte Wärme fluß führt dann zu einer Erwärmung der Spülung und einer Wiedererwärmung des bohrlochnahen Gebirgsbereiches.

Im Hinblick auf die Standsicherheit einer tiefen Bohrung stellt sich damit die Frage, ob diese thermisch bedingten, zyklisch wechselnden Spannungen überlagert mit dem durch den Bohrvortrieb bewirkten sekundären Spannungszustand schließlich zu einem Spannungszustand führen können, der auch Zugspannungen im Gebirge aufweist und somit ein Aufreißen der Bohrlochwand zur Folge haben kann.

Dabei muß gleichzeitig beachtet werden, daß sich die Festigkeit des Gesteinsverbandes infolge der zyklisch sich wiederholenden thermischen Beanspruchung abmindern kann (Ermüdungsfestigkeit).

#### **Zeitabhängige Beanspruchung des Gebirgsverbandes infolge des Porenflüssigkeitsdruckes**

Sofern der durchteufte Gesteinsverband ein System offener und miteinander verbundener Porenräume aufweist, die mit einer Porenflüssigkeit gefüllt sind, wird sich infolge der Wechselwirkung zwischen Bohrspülungsdruck und primärem Porenflüssigkeitsdruck in Abhängigkeit des Bohrspülungsdruckes ein zeitlich und räumlich veränderlicher Porenflüssigkeitsdruck im Bohrlochumgebenden Gesteinsverband einstellen. Diese Porenflüssigkeitsdruckverteilungen sind in erster Linie abhängig von der Größe und den zeitlichen Schwankungen des Bohrspülungsdruckes sowie den hydraulischen Eigenschaften des Gebirgsverbandes.

Neben einer mechanischen Einwirkung des veränderlichen Porenflüssigkeitsdruckes auf die Zustandsgrößenverteilung in der Gesteinsmatrix ist in bezug auf die Beurteilung der Standsicherheit der Bohrung die Frage nach der Abminderung der vorhandenen Festigkeit des Gesteinsverbandes infolge eines veränderten Porendruckes zu klären. Im Sinne der Abb.(3) nach KESSELS (1987) wird davon ausgegangen, daß eine Verminderung des Porenflüssigkeitsdruckes eine stabilisierende Wirkung auf das Gebirge hat, da bei gleichbleibender Beanspruchung des Gebirges, gekennzeichnet durch die deviatorische Spannung  $\sigma_D$ , der sich ergebenden mittleren Spannung ( $\sigma_m - p_0$ ) eine relativ höhere vom Gebirge aufnehmbare Beanspruchung zugeordnet ist.

Entscheidend für eine derartige Beurteilung des Gebirgszustandes ist die Kenntnis der makroskopischen Gesteinsfestigkeit in Abhängigkeit vom Porenflüssigkeitsdruck und von der mittleren Spannung  $\sigma_m$ , wie sie in Abb.(3) nach KESSELS (1987) als grundsätzlich 'negativ stabilisierend' bzw. 'positiv stabilisierend' klassifiziert werden.

#### **Überprüfbarkeit der Berechnungen**

Die Qualität und die Anwendbarkeit derartiger numerischer Berechnungen muß darüber hinaus auch anhand der Ergebnisse aus den Bohrlochmessungen der KTB- Vorbohrung überprüft werden

(Verifizierung der Berechnungsergebnisse). Im wesentlichen sind hier die Ergebnisse der Kaliberlogs und der Drill- Stem-Teste (DST) angesprochen.

## 2. VORGEHENSWEISE

Im 1. Abschnitt der Bearbeitung des PL- Vorhabens wurde zunächst exemplarisch für die Teufe von 10 km die Auswirkung der thermisch induzierten Spannungsänderungen auf den sekundären Spannungszustand im bohrlochnahen Gebirgsbereich untersucht. Hierbei wurde ein Berechnungsmodell gewählt, das das Bohrloch und das umgebende Gebirge als eine rotationssymmetrische Kreisringscheibe im ebenen Verzerrungszustand (EVZ) abbildet. Die Art der Modellbildung ist in Abb.(4) skizziert.

Aufbauend auf den Ergebnissen des 1. Bearbeitungsabschnittes wurde im 2. Abschnitt eine umfassendere Analyse des sekundären Spannungszustandes im bohrlochnahen Bereich des Gebirges für eine Teufe von 10 km vorgenommen. Dabei wurden die wesentlichen in die Berechnung eingehenden Einflußgrößen nach Tab.(1) in einer realistischen Bandbreite variiert, um ihre Auswirkung auf den Beanspruchungszustand des Gebirges beurteilen zu können. Zur Durchführung dieses Bearbeitungsabschnittes war auch eine veränderte Annahme des Berechnungsmodells notwendig, damit auch in der Horizontalebene zur Bohrlochachse anisotrope Primärspannungszustände berücksichtigt werden konnten. Daher wurde das Bohrloch und der umgebende Gebirgsbereich durch eine Scheibe im EVZ, wie in Abb.(5) angedeutet, abgebildet.

Darüber hinaus war es das Ziel des 2. Bearbeitungsabschnittes, die berechneten Spannungsverteilungen in bezug auf mögliche Versagenszustände bzw. -zonen sowie Auflockerungsbereiche des Gebirgsverbandes auszuwerten, um damit den Einfluß des jeweiligen variierten Parameters auf den Zustand im bohrlochnahen Gebirgsbereich zu veranschaulichen. Dazu mußte zunächst ein Kriterium zur Identifizierung derartiger kritischer Bereiche aufgestellt werden. Dieses Kriterium sollte auch einen Porenflüssigkeitsdruck innerhalb des Gebirges mit einbeziehen.

Der zunächst als zeitlich und räumlich konstant angesehene Porenflüssigkeitsdruck sollte im 3. Abschnitt der Bearbeitung nicht nur als räumlich mit der betrachteten Gebirgstiefe sondern auch als zeitlich in Abhängigkeit von dem Bohrspülungsdruck veränderlich angesehen werden. Dazu war eine gekoppelte Berechnung der mechanischen und der hydraulischen Zustandsgrößen notwendig. Diese Berechnungen wurden auf einen Teufenbereich von 600m bezogen, da zu dem betreffenden Zeitpunkt für diesen Teufenbereich schon Kaliberlogauswertungen aus der KTB- Vorbohrung vorlagen. Es ergab sich daher die Möglichkeit der Gegenüberstellung von Berechnungsergebnissen und Bohrlochmessungen.



Zur Ermittlung der Spannungs-, der Temperatur- und der Porenwasserdruckverteilung im bohrlochnahen Gebirgsbereich wurde als Berechnungsmethode die Methode der Finiten Elemente (FEM) angewendet. Die Wahl der Berechnungsgrößen wurde, sofern keine genaueren Daten aus der Vorbohrung vorlagen, bewußt konservativ getroffen, um die sich ergebenden Auswirkungen auf den sekundären Spannungszustand deutlich zu machen.

### 3. BERECHNUNGSERGEBNISSE

#### 3.1 Ergebnisse anhand des rotationssymmetrischen Berechnungsmodells

Mit dem Ziel der qualitativen wie quantitativen Abschätzung der thermisch induzierten Spannungsänderungen im Nahbereich der KTB- Tiefbohrung wurde ein einfaches Berechnungsmodell gewählt, das das Bohrloch und das umgebende Gebirge durch eine rotationssymmetrische Kreisringscheibe mit kreisrundem Loch unter Innendruck abbildet.

Den Berechnungen wurde ein Temperaturwechselintervall mit einer Abkühlungsphase von 2 Tagen und einer darauffolgenden Wiedererwärmungsphase von ebenfalls 2 Tagen zugrunde gelegt. Die Temperaturdifferenz zwischen Bohrspülung und Gebirge wurde mit  $\Delta T = 150 \text{ K}$  gewählt.

##### 3.1.1 Berechnungsgrundlagen

Für eine Teufe von 10 km wurden die folgenden Annahmen getroffen :

- Primärspannungszustand :
  - +  $S(V) = -250.0 \text{ MPa}$
  - +  $S(H) = -250.0 \text{ MPa}$
  - +  $S(h) = -250.0 \text{ MPa}$
- Bohrlochinnendruck  $P_i = 100.0 \text{ MPa}$
- Annahmen zu den stofflichen bzw. mechanischen Eigenschaften des Gebirges :
  - + linear elastisches Materialverhalten
  - + Homogenität und Isotropie
  - + Poissonzahl  $\nu = 0.25$

- + Elastizitätsmodul  $E = 80.0 \text{ GPa}$
- thermische Materialeigenschaften des Gebirges :
  - + Temperatureausdehnungskoeffizient  $\alpha_T = 15.0 \cdot 10^{-6} \text{ (1/K)}$
  - + Wärmeleitfähigkeit  $\lambda = 2.14 \text{ (W/m/K)}$
  - + spezifische Wärmespeicherkapazität  $c_p = 2.09 \cdot 10^6 \text{ (Ws/ m}^3 \text{ /K)}$
- thermische Randbedingungen :
  - + Temperaturdifferenz  $\Delta T = 150.0 \text{ (K)}$
  - + Anfangstemperaturzustand des Gebirges  $t = 0 \text{ Tage}$   
 $T = 593 \text{ (K)}$
  - + Abkühlungsintervall  $0 \text{ Tage} < t < 2.0 \text{ Tage}$ 
    - + Bohrlochwand  $T = 443 \text{ (K)}$
    - + Außenrand des Modells Radius  $r = 10 \text{ m} : T = 593 \text{ (K)}$
  - + Wiedererwärmungsintervall  $2.0 \text{ Tage} < t < 4.0 \text{ Tage}$ 
    - + Außenrand des Modells Radius  $r = 10 \text{ m} : T = 593 \text{ (K)}$

Die geometrischen Abmessungen und die Diskretisierung des gewählten Finite- Element- Modelles BM-10-1 sind in Abb.(6) wiedergegeben.

### 3.1.2 Durchführung der Berechnungen

Grundlage für die durchgeführten Untersuchungen war eine instationäre Berechnung der zeitlichen Temperaturverteilungen für das Berechnungsmodell BM-10-1. In Abb.(7) sind diese Temperaturverteilungen im Horizontalschnitt 1-1 durch das Berechnungsmodell für die Zeitintervallstützpunkte :

- $t = 0 \text{ Tage}$  (Ausgangszustand / Beginn der Abkühlungsphase)
- $t = 2 \text{ Tage}$  (Ende der Abkühlungsphase / Beginn der Wiedererwärmungsphase)
- $t = 4 \text{ Tage}$  (Ende der Wiedererwärmungsphase)

aufgezeigt.

### 3.1.3 Ergebnisse

Aus den Darstellungen der zeitlichen Entwicklung der sekundären Spannungverteilungen im Horizontalschnitt 1-1 durch das Berechnungsmodell können die folgenden wesentlichen Erkenntnisse gezogen werden :

1. Direkt an der Bohrlochwand (Knotenpunkt 255) ergeben sich für die Vertikalspannung  $\sigma_z$  (Abb.(8)) und die Umfangsspannung  $\sigma_\varphi$  (Abb.(9)) Betragsänderungen in Höhe von nahezu  $\Delta\sigma = 240$  MPa. Ein Vergleich mit der für die gegebenen Randbedingungen nach STEPHENS et al (1982) in Gl.(1) ermittelten analytischen Lösung für die Umfangsspannung  $\sigma_\varphi$  läßt eine gute Übereinstimmung erkennen.

$$\Delta\sigma_\varphi = \frac{\alpha_1 \cdot E \cdot \Delta T}{1 - \nu} = \frac{1,5 \cdot 10^{-5} \cdot 80000 \cdot 150}{1 - 0,25} = 240,0 \text{ MPa} \quad (1)$$

2. In der Abkühlungsphase wird der bohrlochnahe Gebirgsbereich, der zunächst allein durch den wirksamen Gebirgsdruck infolge des Unterschiedes zwischen den Primärspannungen und dem Bohrlochinnendruck belastet ist, aufgrund der thermisch induzierten Zugspannungen deutlich entlastet. Als Maß für die Höhe der Beanspruchung des Gebirges kann dabei zunächst vereinfachend der Betrag der deviatorischen Spannung  $\sigma_D = \sqrt{2 J_2^D}$  angenommen werden, wie sie in Abb.(10) im Schnitt 1-1 dargestellt ist. Über den gesamten Bereich des Berechnungsmodells verbleibt das Gebirge im Druckspannungsbereich. Diese Aussage gilt jedoch zunächst nur für den hier betrachteten Fall.
3. Bei bestimmten Kombinationen von Bohrlochinnendruck und Primärspannungen einerseits und des Unterschiedes zwischen Bohrspülungstemperatur und der Primärtemperatur des Gebirges andererseits erscheinen Zugspannungen, ausgehend von der Bohrlochwand in Umfangsrichtung  $\varphi$  und Vertikalrichtung  $z$ , im Bereich des Möglichen zu liegen.

### 3.2 Ergebnisse infolge der Parametervariationsrechnungen anhand des ebenen Scheibenmodells

Da für die weiteren Berechnungen auch unterschiedliche, in der Horizontalebene zur Bohrlochachse anisotrope Primärspannungszustände berücksichtigt werden sollten, mußte ein verändertes Berechnungsmodell gewählt werden. Das Bohrloch und der umgebende Gebirgsbereich wurden daher durch eine Scheibe im ebenen Verzerrungszustand (EVZ) abgebildet. Die gewählte Diskretisierung des Finite- Element- Modells ist in den Abb.(11)

(Gesamtdarstellung) und Abb.(12) (Ausschnittsdarstellung) dargestellt.

### 3.2.1 Berechnungsgrundlagen

Für die Teufe von 10 km wurden übereinstimmend mit Kapitel 3.1.1. die folgenden stofflichen, mechanischen und thermischen Eigenschaften bzw. Randbedingungen angenommen :

- linear elastisches Spannungs- Dehnungsverhalten,
- Homogenität und Isotropie des Gebirgsmaterials,
- Elastizitätsmodul  $E = 80\ 000\ \text{MPa}$ ,
- Wärmeleitfähigkeit  $\lambda = 2.14\ \text{W/m /K}$ ,
- spezifische Wärmekapazität  $c_p = 2.09 \cdot 10^6\ \text{Ws/ m}^3\ \text{/K}$
- thermische Randbedingungen sowie der zeitliche Temperaturverlauf entsprechend Kap. 3.1.1.

Die geometrischen Abmessungen des Berechnungsmodells und die Wahl der Verschiebungsrandbedingungen sind Abb.(11) zu entnehmen.

### 3.2.2 Durchführung der Berechnungen

Die durchgeführten Parametervariationen setzten sich zusammen aus :

1. der Variation des Primärspannungszustandes  $\underline{\sigma^P}$  ,
2. der Variation des Bohrspülungsdruckes  $p_i$  ,
3. der Variation der Poissonzahl  $\nu$  ,
4. der Variation des spezifischen Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  und
5. der Variation des Unterschiedes zwischen der Temperatur der Bohrspülung und der primären Gebirgstemperatur  $\Delta T$  .

Auf eine Variation des Elastizitätsmoduls  $E$  wurde verzichtet, da anhand der analytischen Formel nach STEPHENS et al. (1982) dieser Parameter einen linearen Einfluß auf die zu berechnenden Zustandsgrößen hat, und da bereits der Einfluß der in gleicher Weise linear eingehenden Parameter  $\alpha_T$  , spezifischer Wärmeausdehnungskoeffizient, und  $\Delta T$  , Temperaturunterschied, einbezogen wurden. Die Größe und die Variationsbreite der untersuchten Berechnungsparameter sind in Tab. (1) angegeben.

Während die Berechnungen des vorausgegangenen Abschnittes allein der quantitativen Abschätzung der thermisch bedingten Spannungsänderungen im bohrlochnahen Gebirgsbereich dienten, so sollten für die hier beschriebenen Berechnungen auch mögliche Versagensbereiche des bohrlochumgebenden Gebirges angegeben werden (unter Beachtung der Annahmen: ideale Elastizität, Homogenität und Isotropie).

### Bewertungskriterien

Bei der Bewertung der numerischen Berechnungsergebnisse hinsichtlich der Standsicherheit der Bohrung wurde von den im folgenden erläuterten und in Abb.(13) dargestellten Kriterium zur Identifizierung von Bruch- und Auflockerungsbereichen ausgegangen :

1. Für das Versagen des Gebirgsmaterials im Zugbereich (Ausbildung makroskopischer Zugrisse) wurde angenommen, daß
  - (a) das Gebirgsmaterial keine Zugfestigkeit besitzt und daß
  - (b) genau dann eine Zugbeanspruchung des Gebirges gegeben ist, wenn eine der 3 Hauptspannungen größer ist als der Porenflüssigkeitsdruck (Druckspannungen negativ).
2. Ein Versagen des Materials im Druckspannungsbereich (Vorbedingung für Bohrlochausbrüche) tritt ein, wenn die errechnete Beanspruchung eine im Labor gemessene aufnehmbare Beanspruchung des Materials überschreitet. Als Maß der Beanspruchung wird ein 'vertikaler' Ausnutzungsgrad  $\eta_v$  berechnet, der sich aus dem Verhältnis der berechneten deviatorischen Spannung  $\sigma_D$  zu der gemessenen möglichen Deviatorspannung  $\sigma_{D,Bruch}$  in Abhängigkeit von der mittleren Spannung  $\sigma_m$  und dem Porenflüssigkeitsdruck  $p_0$  ergibt. Diese Definition des Ausnutzungsgrades  $\eta_v$  ist in Abb.(14) skizziert.
3. Auflockerungserscheinungen des Gebirgsmaterials ergeben sich schon bei Beanspruchungszuständen weit vor dem Auftreten des makroskopischen Bruches, wie sich anhand von 'Acoustic- Emission'- Messungen an Gesteinsprüfkörpern z.B. während eines Kompressionsversuches im Labor nachweisen läßt (s.Abb.(2)). Danach werden schon bei Beanspruchungszuständen weit vor dem Erreichen des makroskopischen Bruches verstärkte akustische Intensitäten gemessen, die als ein Merkmal für die Bildung von Mikrorissen gelten und damit eine Auflockerung des Materials anzeigen.

Grundsätzlich ist hinzuzufügen, daß diese Versagensbereiche an stationären Berechnungsmodellen ermittelt wurden. Im Prinzip

müßte bei einer schrittweise aufgebrachten Beanspruchung im Falle des ersten Auftretens eines makroskopischen Versagens das kontinuumsmechanische Modell geändert werden und diese Vorgehensweise bis zur vollständig erreichten Beanspruchung wiederholt werden. Dabei wäre das mechanische Verhalten dieser Versagensbereiche in geeigneter Weise zu berücksichtigen. D.h. mit den hier durchgeführten Berechnungen können nur Bereiche identifiziert werden, in denen eine entsprechende Versagensart des Materials auftreten wird; über die genaue örtliche Ausdehnung können jedoch keine Aussagen getroffen werden.

#### Kriterium zur Identifizierung kritischer Gebirgsbereiche

Der nachfolgenden Beurteilung der Berechnungsergebnisse liegen darüber hinaus die folgenden Annahmen zugrunde :

1. Für das Kriterium der Identifizierung der Zugrißbereiche wurde vorausgesetzt, daß über den gesamten Bereich des Berechnungsmodells ein konstanter Porenflüssigkeitsdruck besteht, der in einem bestimmten Verhältnis zum Bohrspülungsdruck steht.

$$P_0 = k \cdot P_i$$

mit  $P_0$ : Porenflüssigkeitsdruck

$k$ : Faktor, der die Größe des Porenflüssigkeitsdruckes in Abhängigkeit vom Bohrspülungsdruck angibt; (2)  
 $k = [0,0 \dots 1,0]$

$P_i$ : Bohrspülungsdruck

Zunächst wurde  $k = 1$  angenommen.

2. Bei der Beurteilung des Versagens im Druckspannungsbereich wurden die Versuchswerte von Westerly-Granite nach HEUZE (1983) angenommen, wie sie in Abb.(15) dargestellt sind.
3. Die Umrechnung dieser Versuchsergebnisse nach HEUZE (1983) in die  $\sigma_D / (\sigma_m - p_0)$ -Ebene (mit  $p_0 = 0$ ) ergibt die Bruchhüllkurve in Abb.(15). Die aus der Berechnung ermittelten Beanspruchungszustände des Gebirges lassen sich ebenfalls in dem  $\sigma_D / (\sigma_m - p_0)$ -Diagramm darstellen. Ein nach Abb.(14) definierter und berechneter Ausnutzungsgrad  $\eta_V$  gibt dann an, bis zu welchem Grad das Material beansprucht wird bzw. in wie weit das Material sich im Zustand verstärkter Mikrorißbildung bzw. Auflockerung befindet.

Mangels entsprechender Versuchsergebnisse für kristallines Gestein orientiert sich die Auswertung der Berechnungsergebnisse zunächst an einem Versuchsergebnis an granitischem Schiefer nach RUMMEL (1965). Danach

ergeben sich verstärkte Mikrorißbildungen bei einem Ausnutzungsgrad von  $\eta_v \geq 60-70 \%$ .

### Auswertung der Berechnungen

Unter Berücksichtigung dieser Kriterien und Annahmen sind die Zustandsgrößenverteilungen für alle Berechnungsfälle nach Tab.(1) zu den Zeitpunkten  $t= 0, 2, 4$  Tage in Form des Ausnutzungsgrades  $\eta_v$  ausgewertet worden. Diese Ausnutzungsgrade wurden in einer Isoliniendarstellung für die Horizontalebene zur Bohrlochachse dargestellt. Dabei wurde zunächst ein über den gesamten Gebirgsbereich konstanter Porenflüssigkeitsdruck in Höhe des Bohrspülungsdruckes angenommen.

### Veranschaulichung der Bewertung der Untersuchung an einem exemplarischen Beispiel

Anhand des Berechnungsfalles p3e nach Tab.(1) soll die Art der Auswertung der Berechnungen exemplarisch erläutert werden. Bei diesem Berechnungsfall wurde ein anisotroper Primärspannungszustand angenommen. Die Wahl der Variationsparameter findet sich in Tab.(1).

Im Hinblick auf die Identifizierung makroskopischer Bruchbereiche ergibt sich anhand der Isoliniendarstellung von  $\eta_v$  in Abb.(16), daß bei der angenommenen Festigkeitshypothese für das Gebirge keine Bereiche makroskopischer Scherbrüche vorausgesagt werden können. In den betreffenden Gebirgsbereichen, in denen das Auftreten dieser Scherbrüche zunächst vermutet werden kann, treten zuerst Zugrisse auf (Abb.(17)). Diese Zugrisse erstrecken sich am Anfang des untersuchten Zeitintervalls  $t= 0$  Tage (=Zustandberechnung ohne Berücksichtigung des Temperatureinflusses) und am Ende der Wiedererwärmungsphase  $t= 4$  Tage auf Gebirgsbereiche direkt hinter der Bohrlochwand in einem Winkel zwischen  $\sigma_H$  - Richtung und  $45^\circ$  zur  $\sigma_H$  - Richtung. Am Ende der Abkühlungsphase  $t= 2$  Tage ist dieser Zugrißbereich ringförmig um das Bohrloch ausgebildet.

Auflockerungen des Gesteinsverbandes ergeben sich in einem relativ schwach ausgeprägten Bereich direkt hinter der Bohrlochwand in  $\sigma_h$  - Richtung für die Zeitpunkte  $t=0$  und 4 Tage.

Für das gesamte Zeitintervall bedeutet dies, daß sich im Verlauf des Abkühlungszeitraumes ringförmig um das Bohrloch verteilt Zugrisse auftreten, die sich in Richtung der kleineren horizontalen Hauptspannung  $\sigma_h$  im Verlauf des Wiedererwärmungsintervalles wieder schließen. In einer weitergehenden Bewertung der Bohrlochstandsicherheit müßte daher untersucht werden, in welcher Richtung diese Zugrisse orientiert sind und ob ein kombiniertes makroskopisches Scherriß- / Zugrißkriterium Anzeichen für das Eintreten von Bohrlochausbrüchen gibt. Darüber hinaus müßten bei der

Berechnung der Ausnutzungsgrade  $\eta_v$  die instationären Porenflüssigkeitsdruckverteilungen, die sich aufgrund eines zeitlich veränderlichen Bohrspülungsdruckes ergeben, berücksichtigt werden. Diese instationären Porenflüssigkeitsdruckverteilungen könnten dann zunächst im Voraus zur Berechnung der mechanischen Zustandsgrößen ermittelt werden.

Die derzeitige Auswertung der Zustandsgrößenverteilung ergibt eine starke Beeinträchtigung des Gesteinsverbandes infolge von Zugrissen und Auflockerungen des Materials in unmittelbarer Bohrlochumgebung.

#### **Zusammenfassende Beurteilung der Ergebnisse der Parametervariationen**

Nachfolgend werden die wesentlichen Ergebnisse der durchgeführten Parametervariationen stichpunktartig zusammengefaßt. Eine umfassendere Bewertung und Interpretation der Berechnungsergebnisse ist im Zwischenbericht zum PL- Vorhaben (ZANDER-SCHIEBENHÖFER et al (1987)) gegeben.

1. Für die untersuchten Primärspannungszustände lassen sich unter den angegebenen Berechnungsannahmen, insbesondere bei den zugrunde gelegten Festigkeitskennwerten des Gebirgsmaterials, ohne Berücksichtigung des Porenflüssigkeitsdruckes für eine Teufe von 10 km und einen Bohrlochinnendruck von 100 MPa auf der Grundlage der Berechnungsergebnisse keine Bereiche vorhersagen, in denen sich makroskopische Scherrisse und damit Bohrlochausbrüche ereignen. Diese Feststellung unterstreicht die Wichtigkeit verlässlicher lokationsspezifischer Materialkennwerte.
2. Die Berücksichtigung des Porenflüssigkeitsdruckes  $p_0$  in voller Höhe des Bohrlochinnendruckes führt zu einem höheren berechneten Ausnutzungsgrad des Gebirgsmaterials, da bei gleichbleibender deviatorischer Beanspruchung  $\sigma_D$  des Gebirges einer um  $p_0$  verminderten mittleren Spannung  $\sigma_m$  ein vergleichsweise geringerer Wert der vom Material aufnehmbaren deviatorischen Spannung  $\sigma_{D,Bruch}$  zugeordnet ist (s. Abb.(3)).

Daher muß, theoretisch betrachtet, auch eine Erhöhung des Bohrlochinnendruckes  $p_i$  nicht zwangsläufig zu einer Abminderung der mechanischen Beanspruchung an der Bohrlochwand führen.

3. Die Berücksichtigung des Porenflüssigkeitsdruckes  $p_0$  führt bei der Beurteilung der Zustandsgrößen im bohrlochnahen Gebirgsbereich zur Vorhersage räumlich stärker ausgedehnter Zonen, in denen sich Zugrisse bilden. Diese Zugrißzonen sind vor allem am Ende der Abkühlungsphase (Zeitpunkt  $t=2.0$  Tage) und für die untersuchten anisotropen Primärspannungszustände besonders



ausgeprägt.

4. Die Bewertung der Bildung möglicher Auflockerungsbereiche ist bei dem gewählten Kriterium nach Abb.(13) in besonderem Maße von der Verifizierung dieses Kriteriums anhand lokationsspezifischer Gesteine abhängig. Die Berücksichtigung eines Porenflüssigkeitsdruckes bei der Bewertung der Ausnutzungsgrade des Gebirgsmaterials beeinflusst auch die Ausdehnung und Lage dieser vorherzusagenden Auflockerungsbereiche erheblich.
5. Mit der Annahme einer Poissonzahl, die von dem Wert für inkompressibles Material ( $\nu = 0.5$ ) abweicht, ist in der kontinuumsmechanischen Berechnung eine implizite Volumenänderung verbunden, die bei den hier untersuchten Berechnungsfällen vor allem zu einer unterschiedlichen Ausdehnung möglicher Zugrißzonen führt.
6. Die untersuchte Variationsbreite für die Parameter spezifischer Wärmeausdehnungskoeffizient und Temperaturunterschied führt bei Annahme einer betragsmäßigen Verminderung der Werte zum Abklingen des Einflusses der thermisch induzierten Spannungen und damit zu weniger stark ausgeprägten Zugrißzonen, wie auch anhand der analytischen Lösung nach STEPPHENS et al.(1982) abgeschätzt werden kann.

### 3.3 Ergebnisse der Fallstudie für die Vorbohrung im Teufenbereich 600m

Die bisher in der Vorbohrung des KTB durchgeführten Kalibermessungen zeigen, wie in Abb.(18) nach KESSELS (1988) dargestellt, nicht nur teilweise erhebliche Bohrlocherweiterungen, sondern auch für bestimmte Zeitintervalle ein kontinuierliches Anwachsen der Bohrlochquerschnitte. In Abb.(19) ist die Volumenentwicklung für den Teufenbereich von 500-700 m bezogen auf das durchschnittliche aufsummierte 25 m- Volumen im Zeitintervall vom 30/11/87 bis zum 21/01/88 nach KESSELS (1988) dargestellt.

Ziel dieser Berechnungen war es, zu untersuchen, ob es eine mechanische Erklärung für diese kontinuierlichen Bohrlocherweiterungen gibt. Dabei wurde von der im folgenden erläuterten Grundvorstellung ausgegangen, die durch Abb.(20) veranschaulicht wird :

Der zeitliche Verlauf des Bohrens bringt es mit sich, daß in zyklischer Wiederholung Bohrphase und die Phase des Werkzeug- und Gestängewechsels (Roundtrip) aufeinander folgen. Dadurch werden fortlaufende Spülungsdruckänderungen in der Bohrung verursacht :

- zum einen durch das Abschalten der Pumpen, die während der Bohrphase einen zusätzlichen Kopfdruck auf die

Spülungssäule aufgeben, und

- zum anderen durch den stoßweisen Aus- bzw. Einbauvorgang des Bohrgestänges (Kolbeneffekt).

Bei vorausgesetzter Porosität und hydraulischer Permeabilität des Gebirges unterliegt damit auch die Porenflüssigkeitsdruckverteilung im umgebenden Gebirge diesen zeitlichen Druckänderungen.

Die schlagartigen Spülungsdruckschwankungen könnten das Entstehen von Zugrissen bewirken, die dann im Zusammenwirken mit schon vorhandenen Fehlstellen des Gebirgsverbandes zu Bohrlochausbrüchen führen könnten. Wie in Abb.(21) skizziert ist es denkbar, daß durch das Zusammenwirken von schon vorher im Gesteinsverband vorhandenen radial zum Bohrloch orientierten verheilten Rissen mit den hydromechanisch induzierten und in Ringrichtung ausgebildeten Zugrissen sich einzelne Gesteinsbrocken lösen könnten. Nach Abb.(21) wirkt im Moment der schlagartigen Spülungsdruckabsenkung auf die in Ringrichtung orientierte Rissfläche der volle Porenflüssigkeitsüberdruck. Zur Veranschaulichung der Größenordnung der möglichen auftretenden Kräfte wurde in Abb.(21) eine einfache Abschätzung angegeben, die verdeutlicht, daß die hervorgerufenen Kräfte schon bei geringen Teufen und Rissabmessungen groß genug sein können, um die oben angesprochenen Materialfehlstellen wieder aufzubrechen und somit einen Gesteinsbrocken in das Bohrloch hinein zu drücken.

### 3.3.1 Berechnungsgrundlagen

Wie auch in den vorausgegangenen Bearbeitungsabschnitten wurde von dem linearen Elastizitätsverhalten, der Homogenität und der Isotropie des Gebirges ausgegangen. Elastizitätsmodul und Poissonzahl wurden mit  $E = 80 \text{ GPa}$  bzw.  $\nu = 0.25$  angesetzt. Der Primärspannungszustand wurde für die Teufe von 600m als isotrop mit  $S(H) = S(h) = S(Z) = -16.8 \text{ MPa}$  angenommen. Der Spülungsdruck setzte sich aus den folgenden Anteilen zusammen :

- + Spülungsdruck infolge überlagernder Spülungssäule  $P_i = 6.0 \text{ MPa}$  in 600m Teufe
- + Kopfdruck auf die Spülungssäule  $4.0 \text{ MPa}$
- + Spülungsdruckschwankung infolge Gestängeziehens  $2.0 \text{ MPa}$ .

Danach ergeben sich die Spülungsdrücke während des Bohrens zu  $10.0 \text{ MPa}$  und direkt nach Spülungsende zu Beginn des Gestängeziehens zu  $4.0 \text{ MPa}$ .

Untersucht wurde ein Roundtripintervall von 3 Stunden mit einer Bohrphase von 144 Minuten und einer Roundtripzeit von 36 Minuten. Für den unmittelbar hinter der Bohrlochwand

liegenden Ringbereich des Gebirges wurde bis zu einer Tiefe von 1 cm eine um den Faktor 10 höhere Permeabilität angenommen (Annahme eines hydraulisch isolierenden Ringbereiches). Die hydraulischen Eigenschaften des Gebirges bzw. der Porenflüssigkeit orientieren sich an den Ergebnissen des 2. Drill- Stem- Testes in der Vorbohrung des KTB.

- + Porosität des Gesteinsverbandes  $\phi = 1.0 \%$
- + Permeabilität des Gesteinsverbandes  $k = 4.2 \cdot 10^{-17} \text{ m}^{**2}$
- + Permeabilität des Gesteinsverbandes im Randbereich zum Bohrloch  $k = 4.2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^{**2}$
- + Speicherkoeffizient des Gesteinsverbandes  $S = 3.7 \cdot 10^{-5} \text{ 1/MPa}$
- + spezifisches Gewicht der Porenflüssigkeit  $\rho = 1.0 \text{ t/m}^{**3}$
- + Viskosität der Porenflüssigkeit  $\eta = 10.0 \text{ mP}$

Durch das zugrunde gelegte Berechnungsmodell BM-10-3 wurde das Gebirge in gleicher Weise wie durch das in Kap.(3.2) verwendete Berechnungsmodell BM-10-2 idealisiert. Lediglich die geometrischen Werte wurden auf den in der Teufe von 600m geringeren Bohrlochdurchmesser von 6 Zoll abgestimmt.

### 3.3.2 Durchführung der Berechnungen

Auf der Grundlage der FEM wurde der mechanische Spannungszustand vor und nach dem Absenken des Spülungsdruckes berechnet. Die Verteilung der zeitlich veränderlichen Porenflüssigkeitsdrücke des Gebirge wurde ebenfalls anhand des Berechnungsmodells BM-10-3, jedoch in einer gesonderten Berechnung für das gesamte Bohrintervall von 0-3 Stunden ermittelt.

### 3.3.3 Berechnungsergebnisse

Die erwarteten Zugrißzonen lassen sich durch die numerischen Modellrechnung nachweisen. Interpretiert man die Spülungsdruckschwankungen als schlagartige Belastungsänderungen, so läßt sich in einem Vergleich der mechanischen Zustandsgrößen mit den Porenflüssigkeitsdrücken zum Zeitpunkt der Spülungsdruckabsenkung zeigen, daß im unmittelbaren Bohrlochrandbereich des Gebirges Zugrißbildungen hervorgerufen werden. Dabei wird als Bedingung für die Entstehung eines Zugrisses das Kriterium angewendet, daß die kleinste Hauptspannung im Gebirge kleiner sein muß als der an diesem Ort anstehende Porenflüssigkeitsdruck ( $\sigma_1 < p_0$ ). (s.a.Kap.(3.2)).

Dieser Vergleich der kleinsten Hauptspannung des Gebirges mit den Porenflüssigkeitsdrücken  $p$  ist in Abb.(22) dargestellt. Danach können sich in einem Gebirgsbereich bis ca. 1 cm hinter der Bohrlochwand Zugrisse ereignen. Die sich

hieraus ableitenden Bohrlocherweiterungen sind um ein Vielfaches größer als die in der Vorbohrung beobachteten. Aufgrund der oben diskutierten Erläuterung einer möglichen zeitlichen Bohrlochausbruchentwicklung ist es denkbar, daß nicht gleich beim ersten Lastzyklus dieser gesamte Bereich ausbrechen wird, vielmehr ist es wahrscheinlich, daß durch die fortlaufende Wiederholung von Spülungsdruckschwankungen eine Schwächung dieses Gebirgsbereiches stattfindet, die dann irgendwann im Zusammenwirken mit den oben genannten Fehlstellen zum Ausbruch eines Gesteinsbrockens führen kann.

Während der soeben geschilderte zeitliche Effekt schon in der bisher in der Vorbohrung des KTB erreichten Teufe zu beachten ist, so ist für die wesentlich größeren angestrebten Teufen der Hauptbohrung des KTB darüber hinaus die Überlagerung der thermisch induzierten Spannungen, die in Kap. 3.2. näher untersucht wurden, mit zu berücksichtigen.

Die vorgenommene Fallstudie erhebt keinen Anspruch auf eine umfassende und vollständige Untersuchung. Insbesondere das komplexe Zusammenwirken der genannten makroskopischen Effekte mit den mikroskopischen bleibt zu klären. Es ist denkbar, daß gerade durch dieses Zusammenwirken kontinuierliche Bohrlocherweiterungen stattfinden.

#### 4. ZUSAMMENFASSUNG

Anhand makroskopischer Berechnungsmodelle wurde der Versuch unternommen, eine Prognose für die Standsicherheit der Tiefbohrung des KTB abzugeben. Dabei müssen auch in bezug auf die Nutzung der Bohrung vor allem die Fragen nach

- dem Auftreten von Festigkeitsüberschreitungen des Gesteinsverbandes, die in Form von Scher- oder Zugrissen erscheinen,
- der zeitlichen Entwicklung der Bohrlochverformungen und
- dem Grad der Auflockerung des Gesteinsverbandes

beantwortet werden.

Auf der Grundlage des derzeitigen Standes der Arbeiten läßt sich festhalten, daß

- der Temperaturunterschied zwischen Bohrspülung und Primärtemperatur des Gebirges in großen Teufen zu einer verstärkten Zugrißbildung im unmittelbaren Bohrlochnahbereich des Gebirges beiträgt,
- die Berücksichtigung eines zeitlich und räumlich veränderlichen Porenflüssigkeitsdruckes im Gebirge einen wesentlichen Einfluß auf die Bewertung der

Standssicherheit bzw. des Zustandes des bohrlochnahen Gebirges hat und

- die Prognose der Standssicherheit der Bohrung ganz entscheidend von der Kenntnis realistischer Festigkeitsparameter sowie hydraulischer Eigenschaften des zu durchteufenden Gesteinsverbandes abhängt, was die Forderung nach der Durchführung derartiger Versuche an lokationsspezifischen bzw. an aus der Vorbohrung stammenden Gesteinsmaterial nachhaltig unterstreicht.

## 5. AUSBLICK

Die bisher durchgeführten numerischen Untersuchungen hatten das Ziel, Detailpunkte der Bohrlochstabilität genauer zu untersuchen. Dabei wurde im Rahmen des Vorhabens nicht der Anspruch auf Vollständigkeit der Untersuchungen gestellt. Vielmehr ergaben sich die einzelnen Bearbeitungsabschnitte aus der laufenden Arbeit bzw. Zusammenarbeit mit der KTB-Projektleitung.

Daher sind natürlich Bereiche offen geblieben, die ebenfalls einer gebirgsmechanischen Untersuchung unterzogen werden sollten. Stichpunktartig sollen hier im wesentlichen genannt werden :

- die Einbeziehung des dilatanten Verhaltens des Gesteinsverbandes während des Belastungsvorganges,
- der Einfluß dieser Dilatanz auf die hydraulischen Eigenschaften,
- die Durchführung einer vollständig gekoppelten mechanisch- hydraulischen Berechnung,
- die Gegenüberstellung der Ergebnisse aus numerischen Berechnungen und Bohrlochmessungen.

In bezug auf den Detailpunkt 'Vergleich mit Bohrlochmessdaten' bleibt anzumerken, daß zum gegenwärtigen Zeitpunkt im Rahmen des Vorhabens eine Datenbank aufgebaut wird, die es ermöglicht, ausgewählte Bohrbetriebsdaten mit den gemessenen Bohrlochvolumina und deren zeitlicher Entwicklung zu korrelieren.

## 6. LITERATURVERZEICHNIS

HEUZE, F.E.: High- Temperature Mechanical, Physical and Thermal Properties of Granitic Rocks- A Review. Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.

Abstr., Vol.20, No.1, pp3-10, 1983.

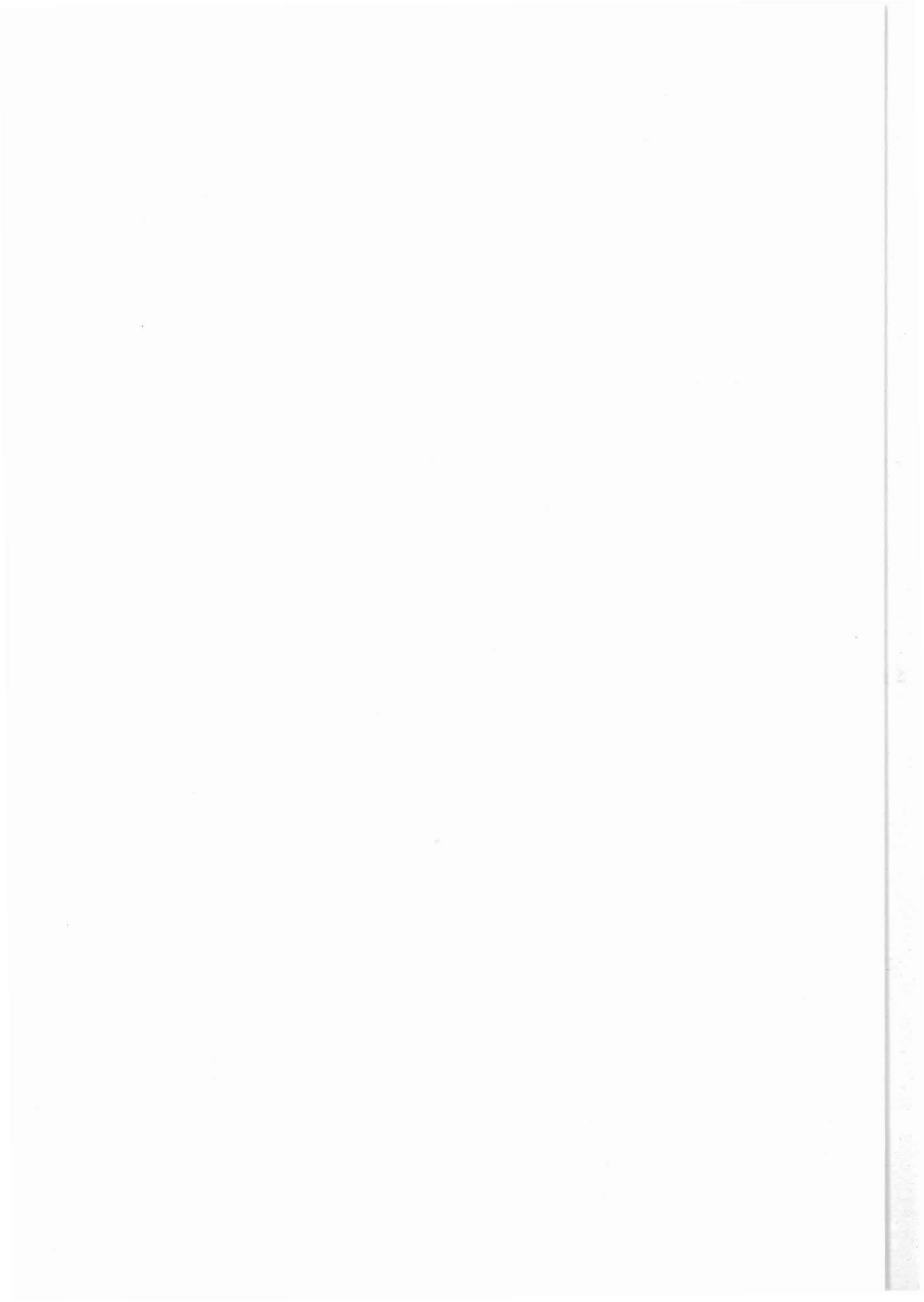
KESSELS.W: Persönliche Mitteilungen, 1987.

KESSELS.W: in KTB REPORT 88-4, Kap 8.4, '8 Zwischenberichte der KTB- PL, Bohrlochgeophysik, 8.4 Bohrlochstabilität', 1988.

RUMMEL,F.: Geräuschemessungen zur Untersuchung der Verformungen in Gesteinsproben bei einachsiger Belastung, Technische Mitteilungen 65/1, Gebirgsmechanik, Gesellschaft für angewandte Geophysik, 1965.

STEPHENS,G. und VOIGHT,B.: Hydraulic Fracturing Theory For Conditions ' of Thermal Stress. Int. Journ. of Rock Mech. Min. Sci.& Geomechanical Abstr., Vol.19, p279- 284, 1982

ZANDER-SCHIEBENHÖFER,D.; ROKAHR,R.B. und LUX,K.H.: Zwischenbericht zum vertrag Nr.2 - 609637/8 "Durchführung von projektbezogenen thermomechanischen Berechnungen für den bohrlochnahen Bereich der KTB unter Berücksichtigung von der Projektleitung aus der laufenden Bohrplanung entwickelter Randbedingungen", 1987.



7. ANLAGEN



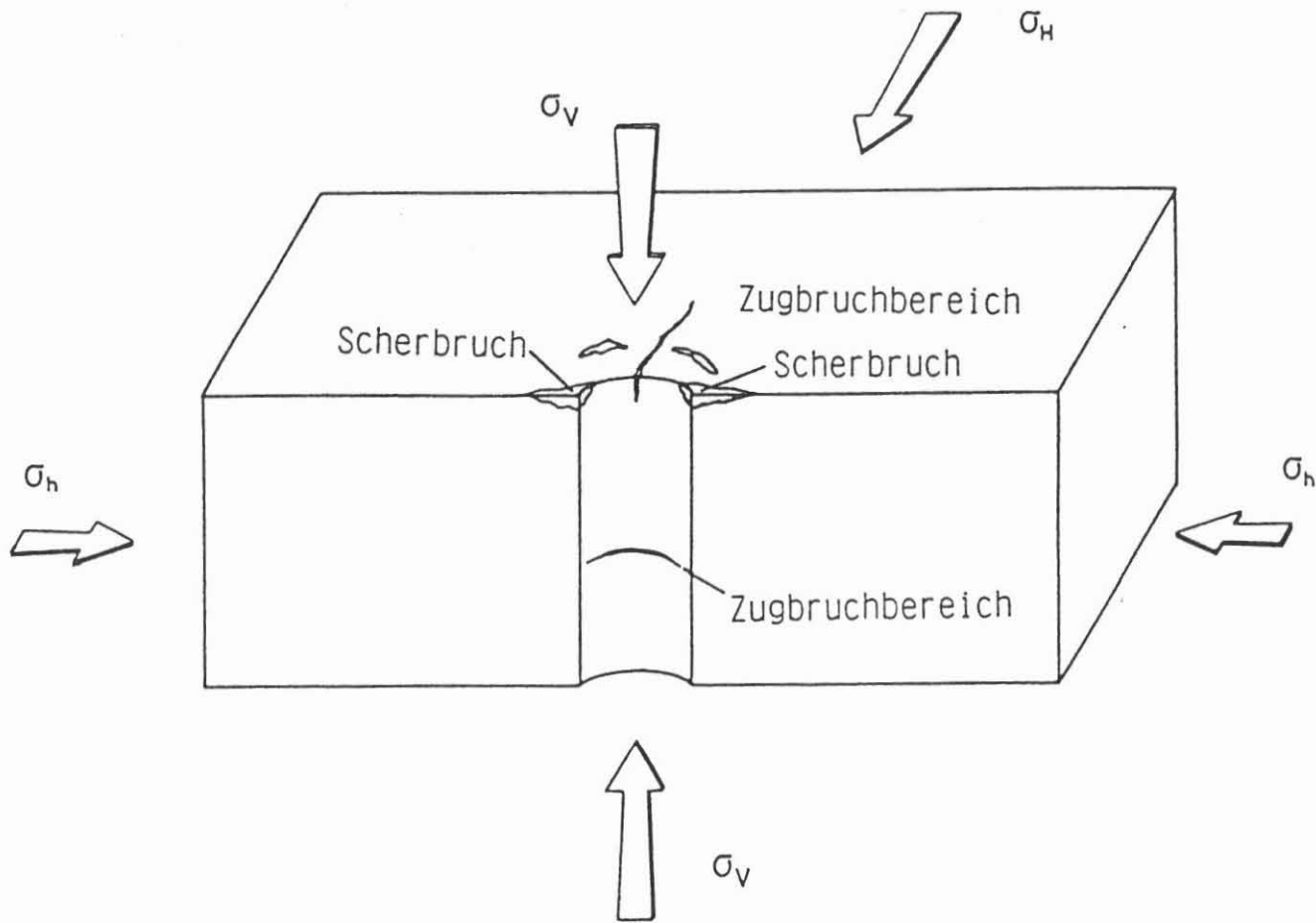
Variation : Primärspannungszustand $\underline{\sigma}^P$							
Berechnungslauf	$\Delta T$ [K]	$\alpha_T$ [1/K]	$\nu$ [-]	$p_i$ [MPa]	$\sigma_h$ [MPa]	$\sigma_H$ [MPa]	$\sigma_V$ [MPa]
p1e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-250.0	-250.0	-250.0
p2e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-375.0	-250.0
p3e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p4e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-187.5	-375.0	-250.0

Variation : Bohrlochinnendruck $p_i$							
Berechnungslauf	$\Delta T$ [K]	$\alpha_T$ [1/K]	$\nu$ [-]	$p_i$ [MPa]	$\sigma_h$ [MPa]	$\sigma_H$ [MPa]	$\sigma_V$ [MPa]
p1e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-250.0	-250.0	-250.0
p11e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	110.0	-250.0	-250.0	-250.0
p12e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	130.0	-250.0	-250.0	-250.0
p13e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	160.0	-250.0	-250.0	-250.0
p14e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	200.0	-250.0	-250.0	-250.0
p3e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p7e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	110.0	-125.0	-250.0	-250.0
p8e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	130.0	-125.0	-250.0	-250.0
p9e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	160.0	-125.0	-250.0	-250.0
p10e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	200.0	-125.0	-250.0	-250.0

Variation : Poissonzahl $\nu$							
Berechnungslauf	$\Delta T$ [K]	$\alpha_T$ [1/K]	$\nu$ [-]	$p_i$ [MPa]	$\sigma_h$ [MPa]	$\sigma_H$ [MPa]	$\sigma_V$ [MPa]
p5e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.10	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p3e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p6e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.40	100.0	-125.0	-250.0	-250.0

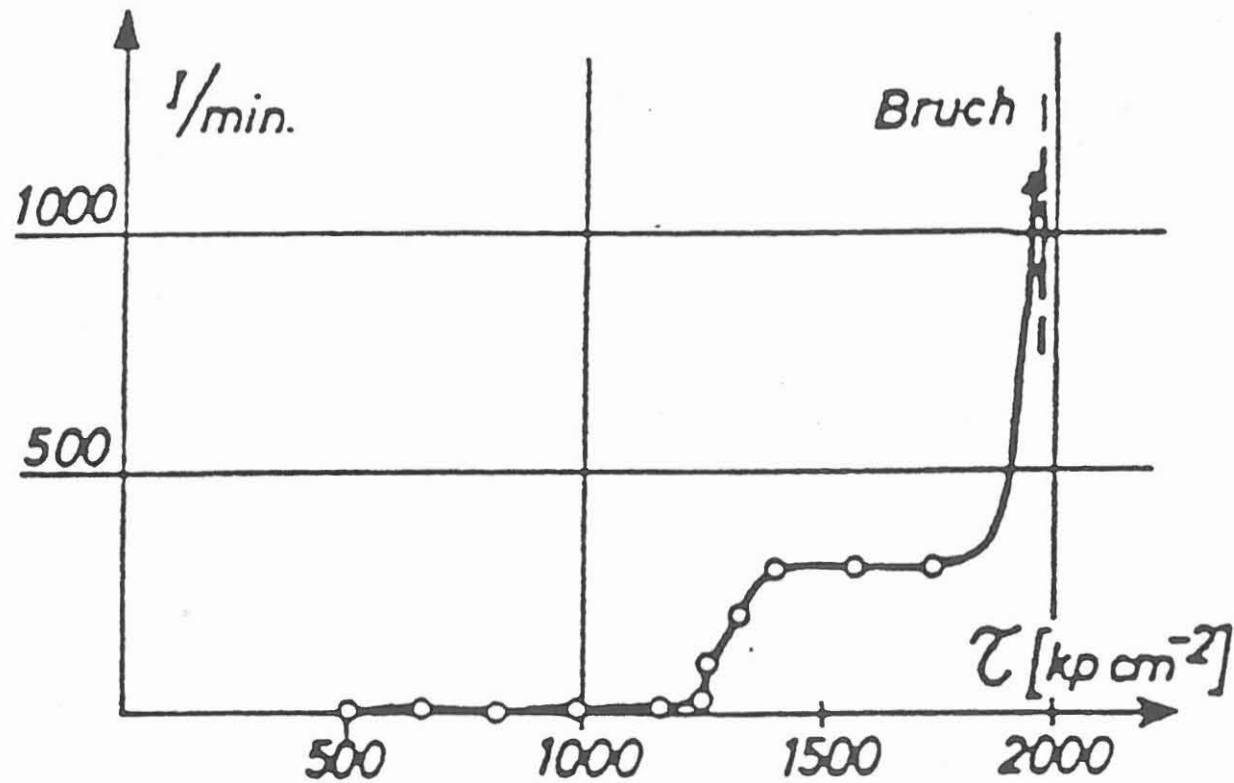
Variation : spez. Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$							
Berechnungslauf	$\Delta T$ [K]	$\alpha_T$ [1/K]	$\nu$ [-]	$p_i$ [MPa]	$\sigma_h$ [MPa]	$\sigma_H$ [MPa]	$\sigma_V$ [MPa]
p15e	150	$7.5 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p3e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0

Variation : Temperaturunterschied $\Delta T$							
Berechnungslauf	$\Delta T$ [K]	$\alpha_T$ [1/K]	$\nu$ [-]	$p_i$ [MPa]	$\sigma_h$ [MPa]	$\sigma_H$ [MPa]	$\sigma_V$ [MPa]
p16e	50	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p17e	100	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0
p3e	150	$15.0 \cdot 10^{-6}$	0.25	100.0	-125.0	-250.0	-250.0



Skizzierung möglicher Bruchbereiche in Abhängigkeit des Primärsapnnungszustandes

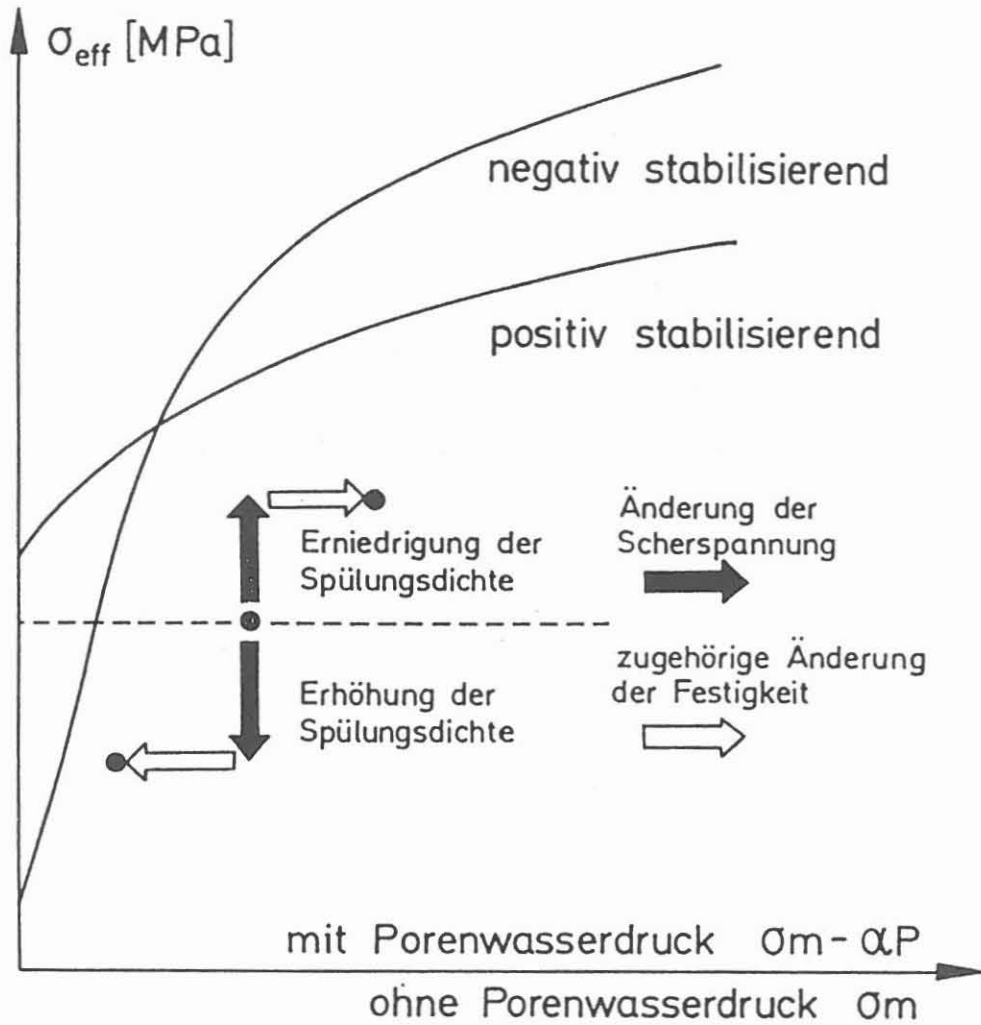
Abb. 1



Impulshäufigkeit in Abhängigkeit von der Spannung  
 (kristalliner Schiefer, Schieferung senkrecht zur  
 Richtung der Spannung), RUMMEL (1965)

Acoustic- Emission- Diagramm für kristallinen Schiefer nach RUMMEL (1965)

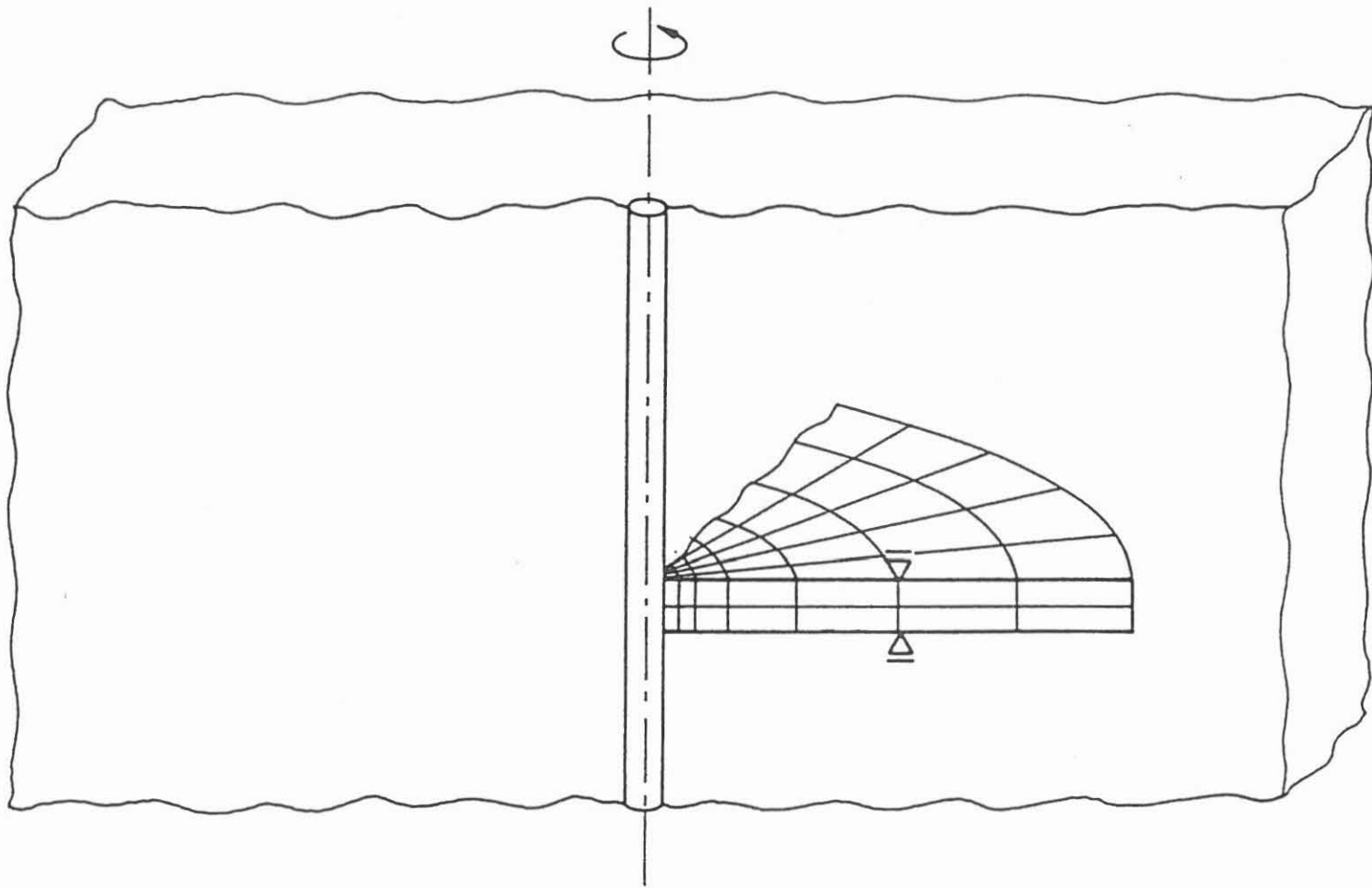
Abb. 2



© KTB  
Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung

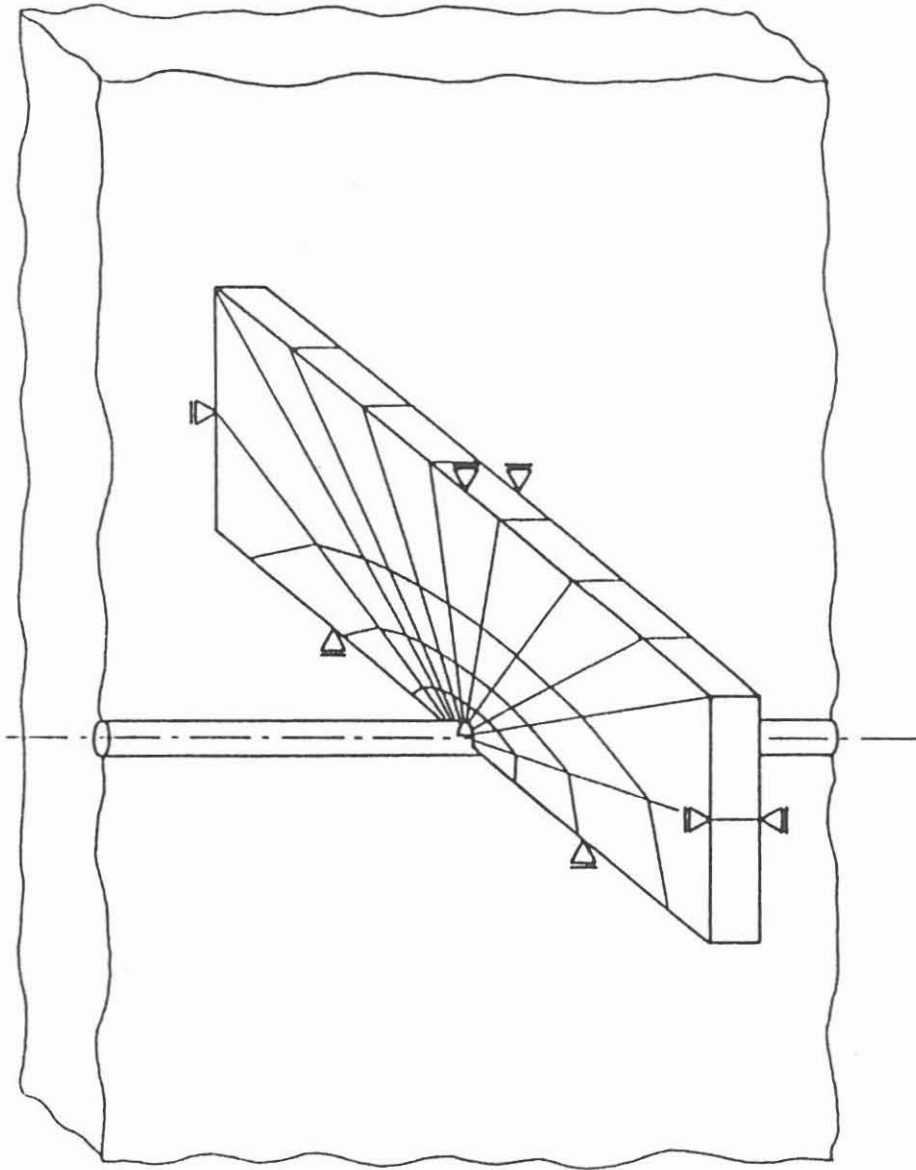
Festigkeitsverhalten des Gesteinsverbandes  
nach KESSELS (1987)

Abb. 3



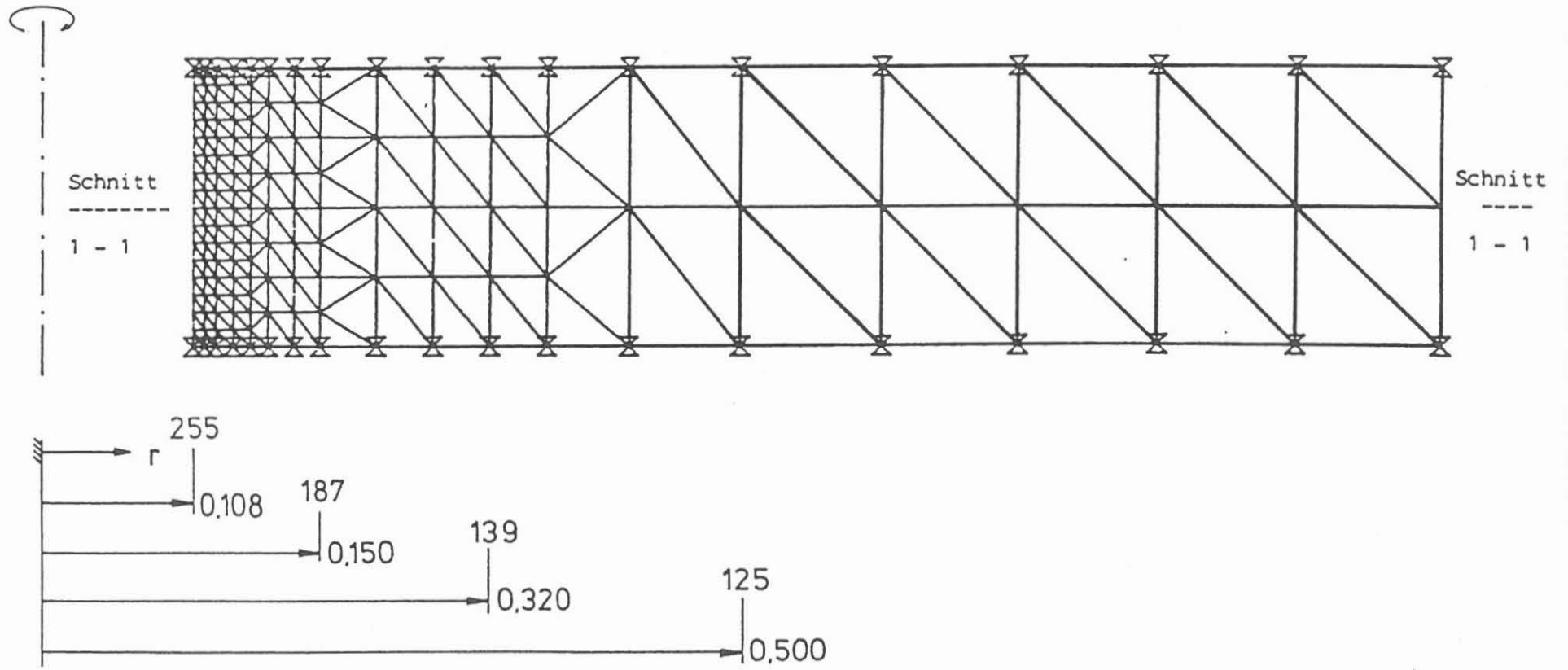
Idealisierung des bohrlochnahen Gebirgsbereiches durch  
ein rotationssymmetrisches Berechnungsmodell

Abb. 4



Idealisierung des bohrlochnahen Gebirgsbereiches durch ein ebenes Berechnungsmodell im EVZ

Abb. 5

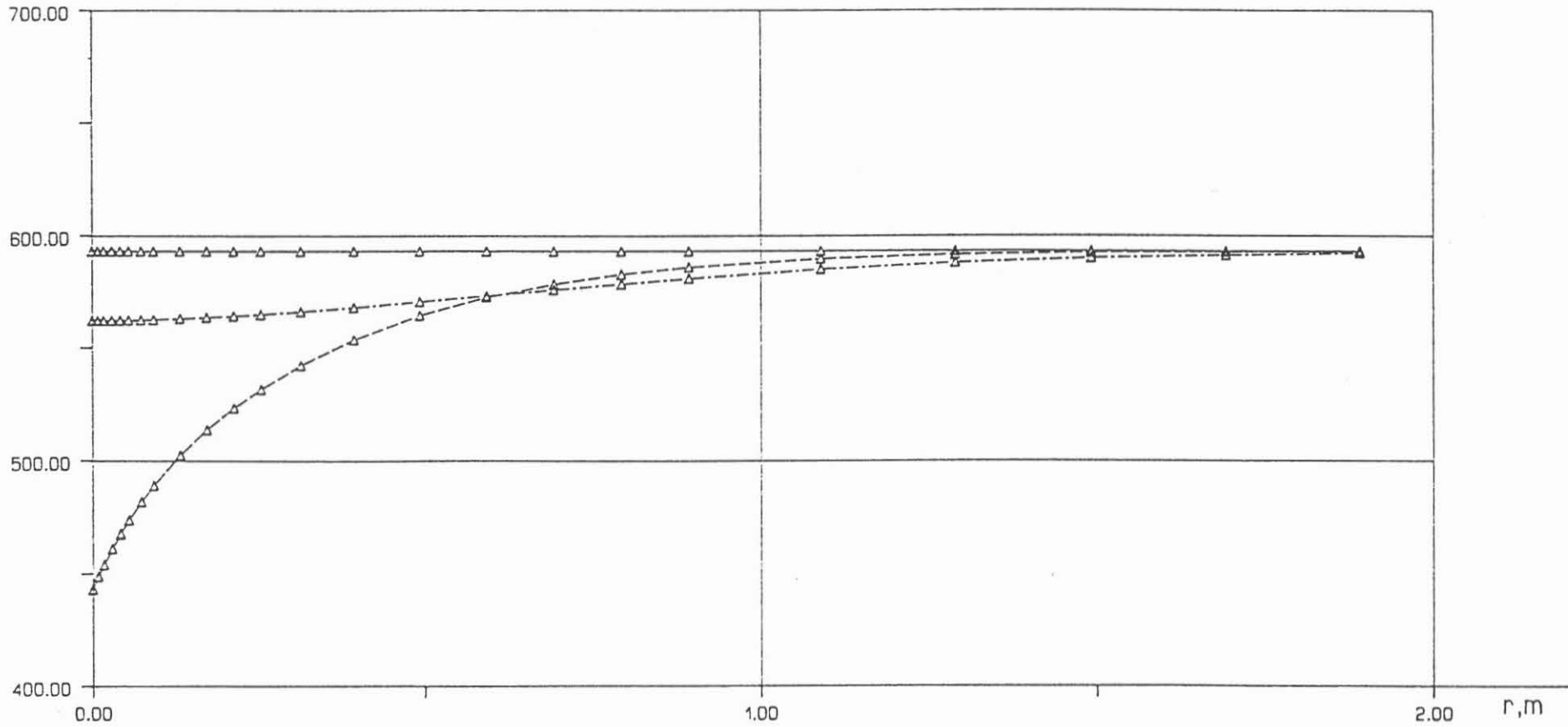


alle Maße in Metern

Berechnungsmodell BM-10-1  
 Ausschnittsdarstellung

Abb. 6

T, K



Knotennummer 255 165 144 134 127 124 121 118 115 112 109 106 103 100 97

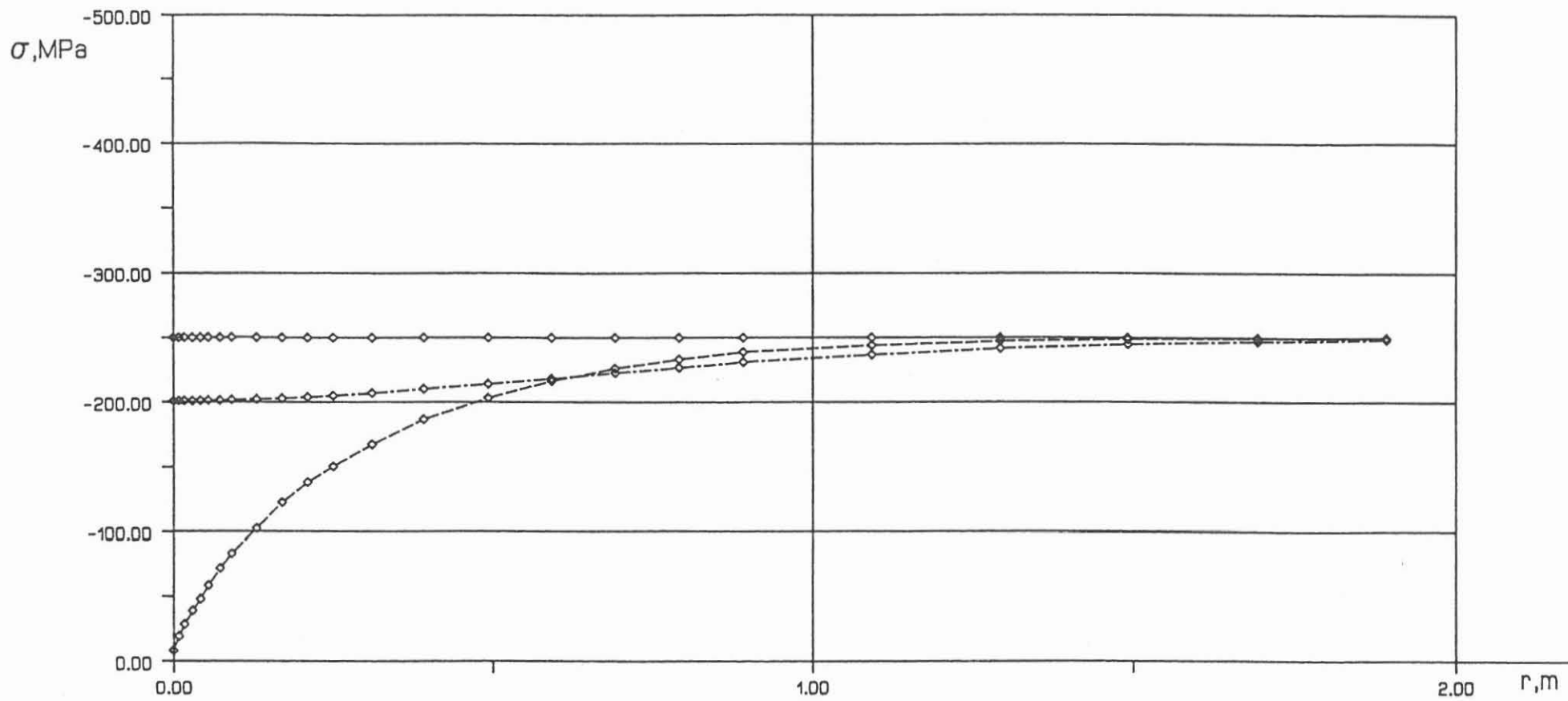
— t=0.00 d  
- - - t=2.00 d  
- · - · t=4.00 d

© LUB 24/03/87

thermische Berechnung BM-10-1 Teufe 10 km  
Temperaturverläufe im Schnitt 1-1

Abb. 7





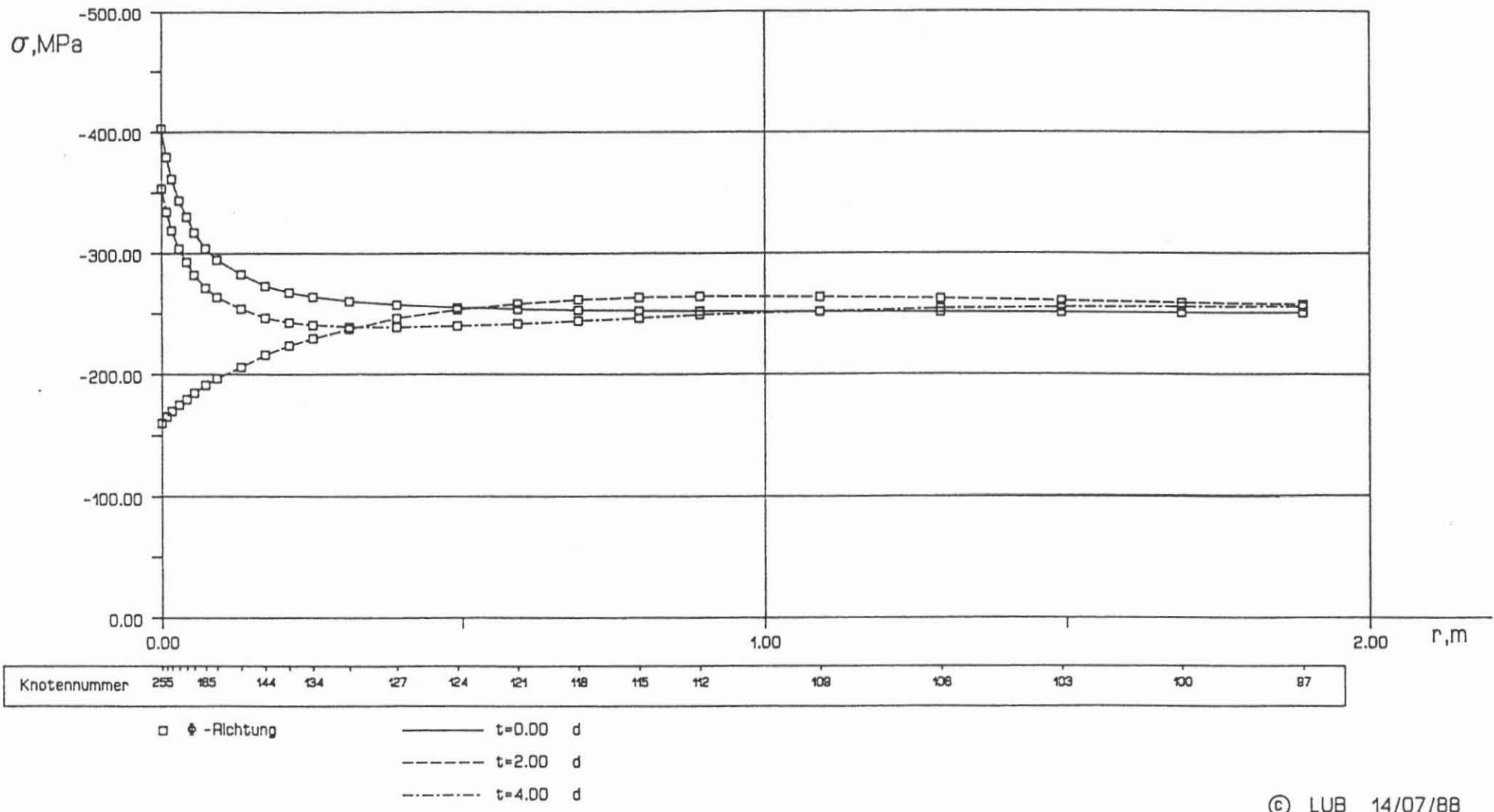
Knotennummer 255 185 144 134 127 124 121 118 115 112 108 108 103 100 87

◇ z -Richtung  
 — t=0.00 d  
 - - - t=2.00 d  
 - · - · - t=4.00 d

© LUB 14/07/88

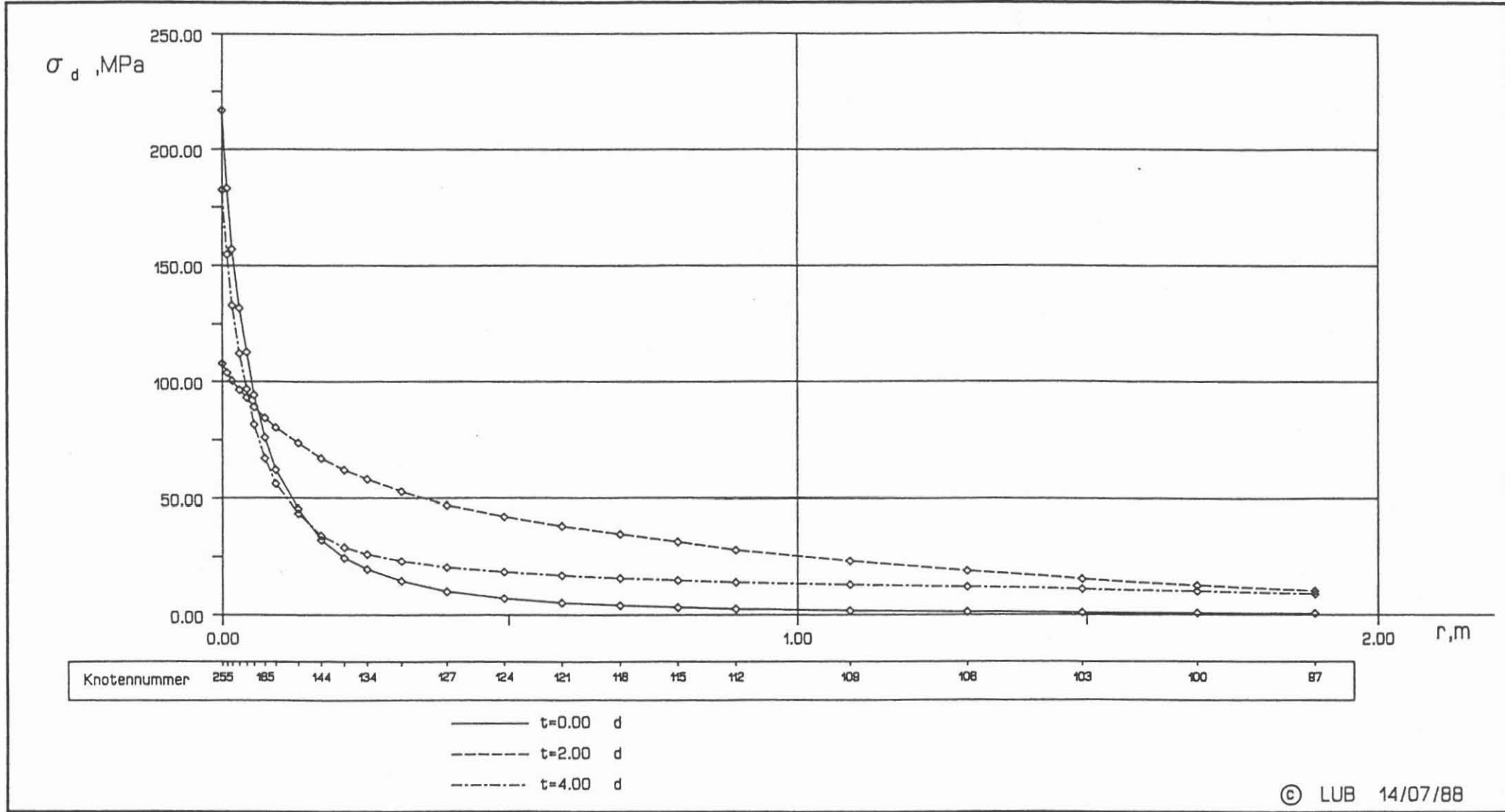
thermo- elastische Berechnung BM-10-1 Teufe 10 km  
 Verlauf der Vertikalspannungen im Schnitt 1-1

Abb. 8



thermo- elastische Berechnung BM-10-1 Teufe 10 km  
Verlauf der Spannungen in Umfangsrichtung im Schnitt 1-1

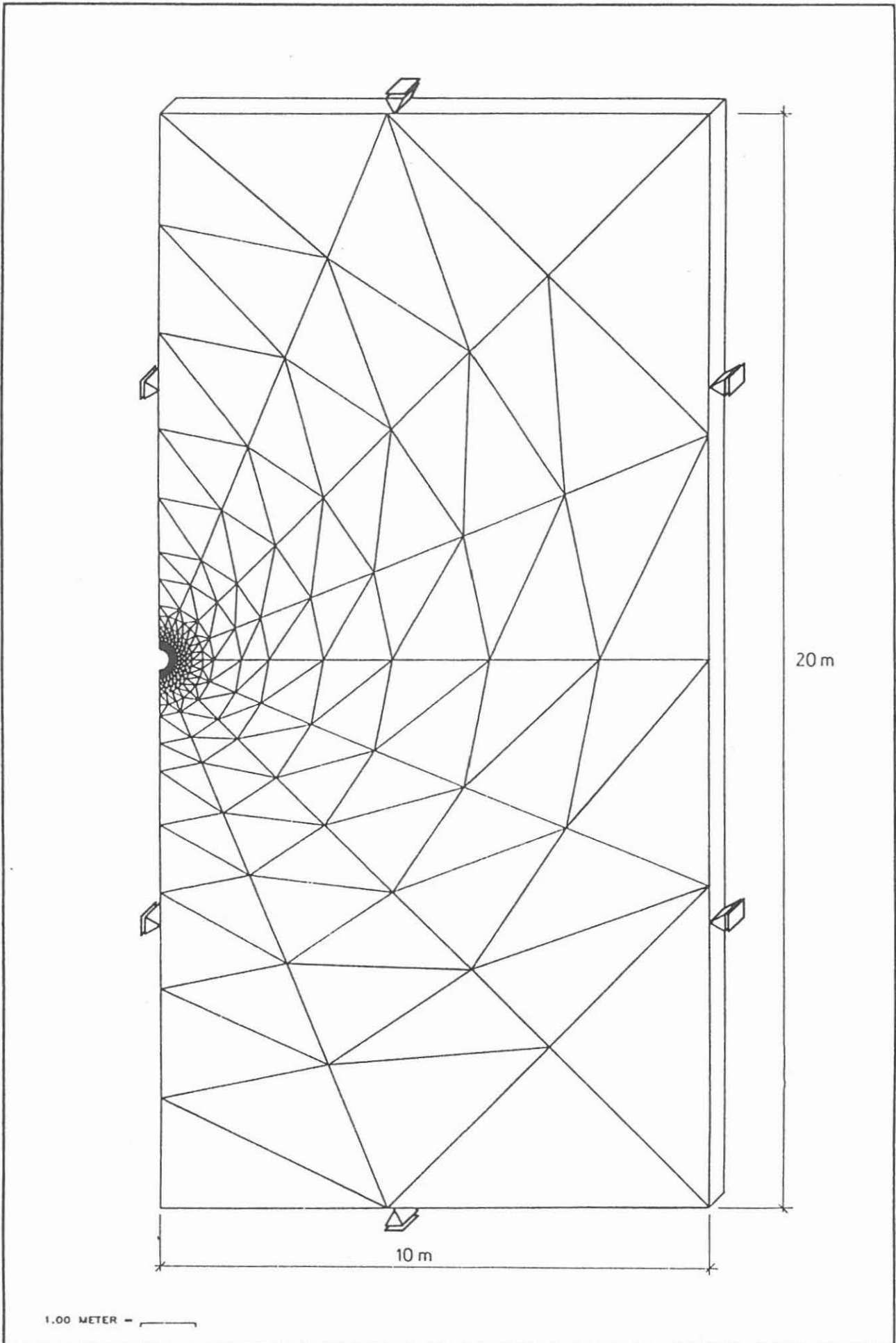
Abb. 9



© LUB 14/07/88

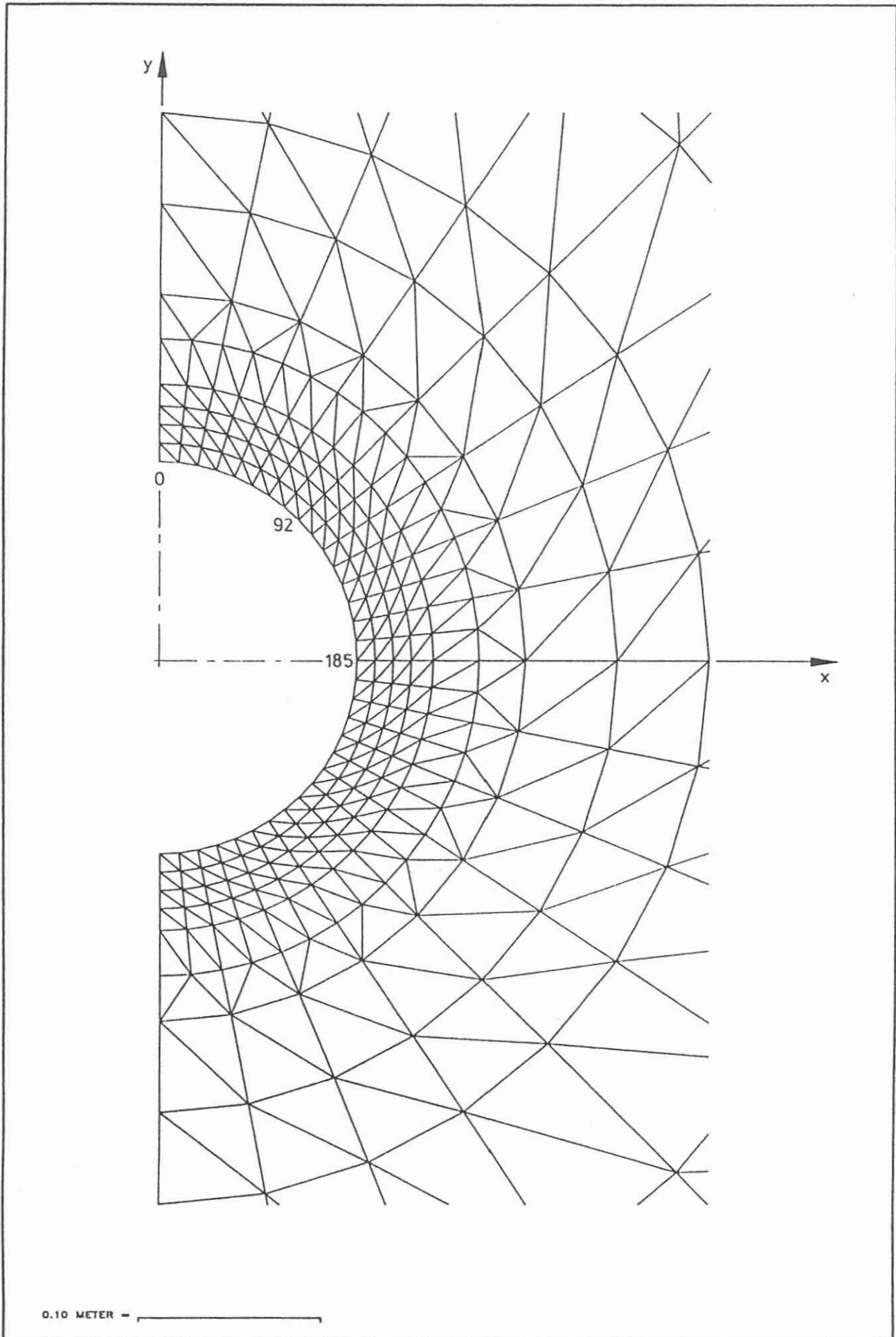
thermo- elastische Berechnung BM-10-1 Teufe 10 km  
Verlauf der Deviatorspannungen im Schnitt 1-1

Abb. 10



Berechnungsmodell BM-10-2  
Gesamtdarstellung

Abb. 11



Berechnungsmodell BM-10-2  
Ausschnittsdarstellung

Abb. 12

1. Kriterium für das Überschreiten der Zugfestigkeit

$$\sigma_{1,2,3} > P_0 = f(P_i)$$

mit  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  : Hauptspannungen  
 $P_0$  : Porenflüssigkeitsdruck  
 $P_i$  : Bohrspülungsdruck

2. Kriterium für das Überschreiten der Druckfestigkeit

$$\sigma_D = f(\sigma_m - P_0) > \sigma_{D,Bruch}$$

mit  $\sigma_D$  : deviatorische Spannung  
 $\sigma_m$  : mittlere Spannung  
 $P_0$  : Porenflüssigkeitsdruck  
 $\sigma_{D,Bruch}$  : deviatorische Spannung im Bruchpunkt des Materials

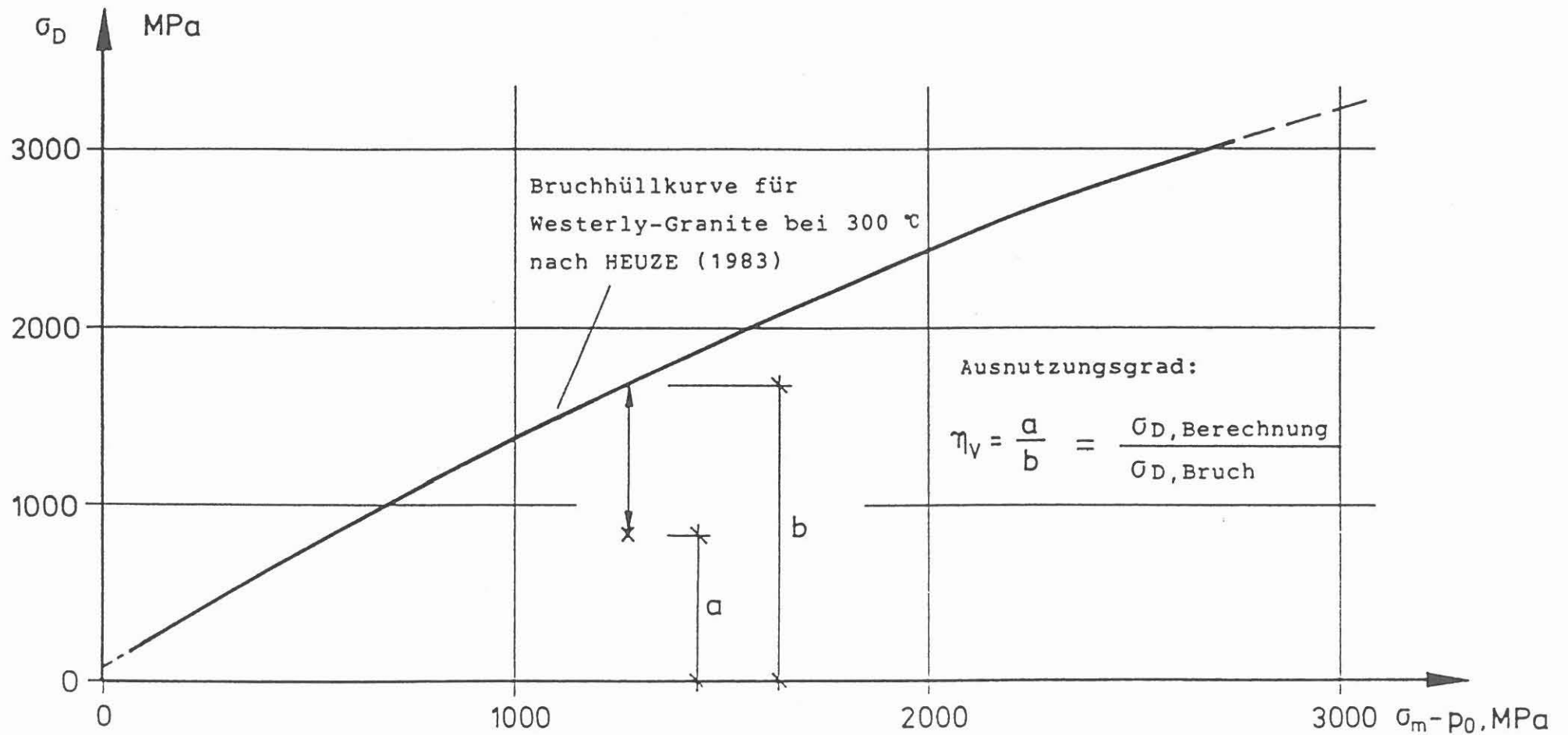
3. Kriterium für die Auflockerung des Gebirges

$$\sigma_D > f_a \cdot \sigma_{D,Bruch} \quad \text{bzw.}$$

$$\eta > f_a$$

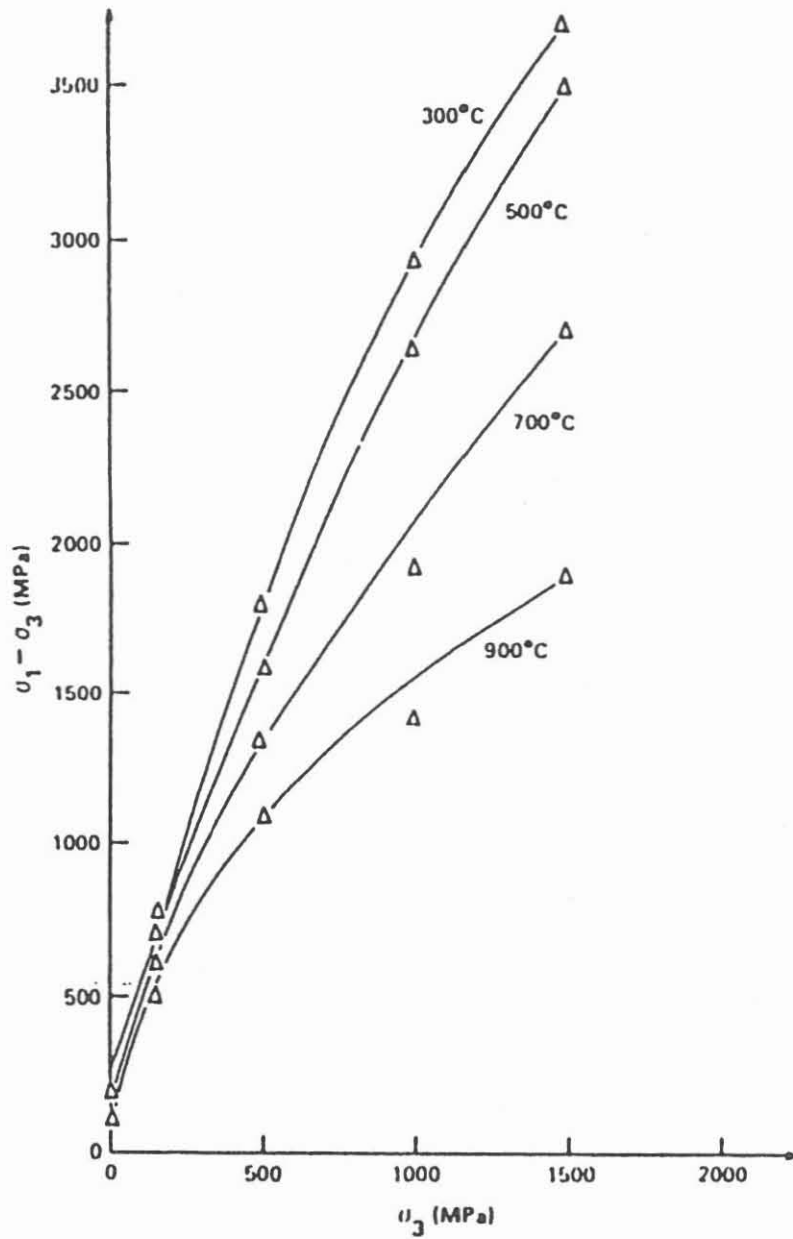
mit  $\sigma_D$  : deviatorische Spannung  
 $f_a$  : Faktor der den Punkt verstärkter Mikrorißbildung des Materials im Verhältnis zur Bruchspannung angibt.  
 $\sigma_{D,Bruch}$  : deviatorische Spannung im Bruchpunkt des Materials  
 $\eta$  : Ausnutzungsgrad des Materials

$$\eta = \sigma_D / \sigma_{D,Bruch}$$



Bruchhüllkurve für Westerly- Granite nach HEUZE (1983) mit Darstellung der Berechnung eines vertikalen Ausnutzungsgrades

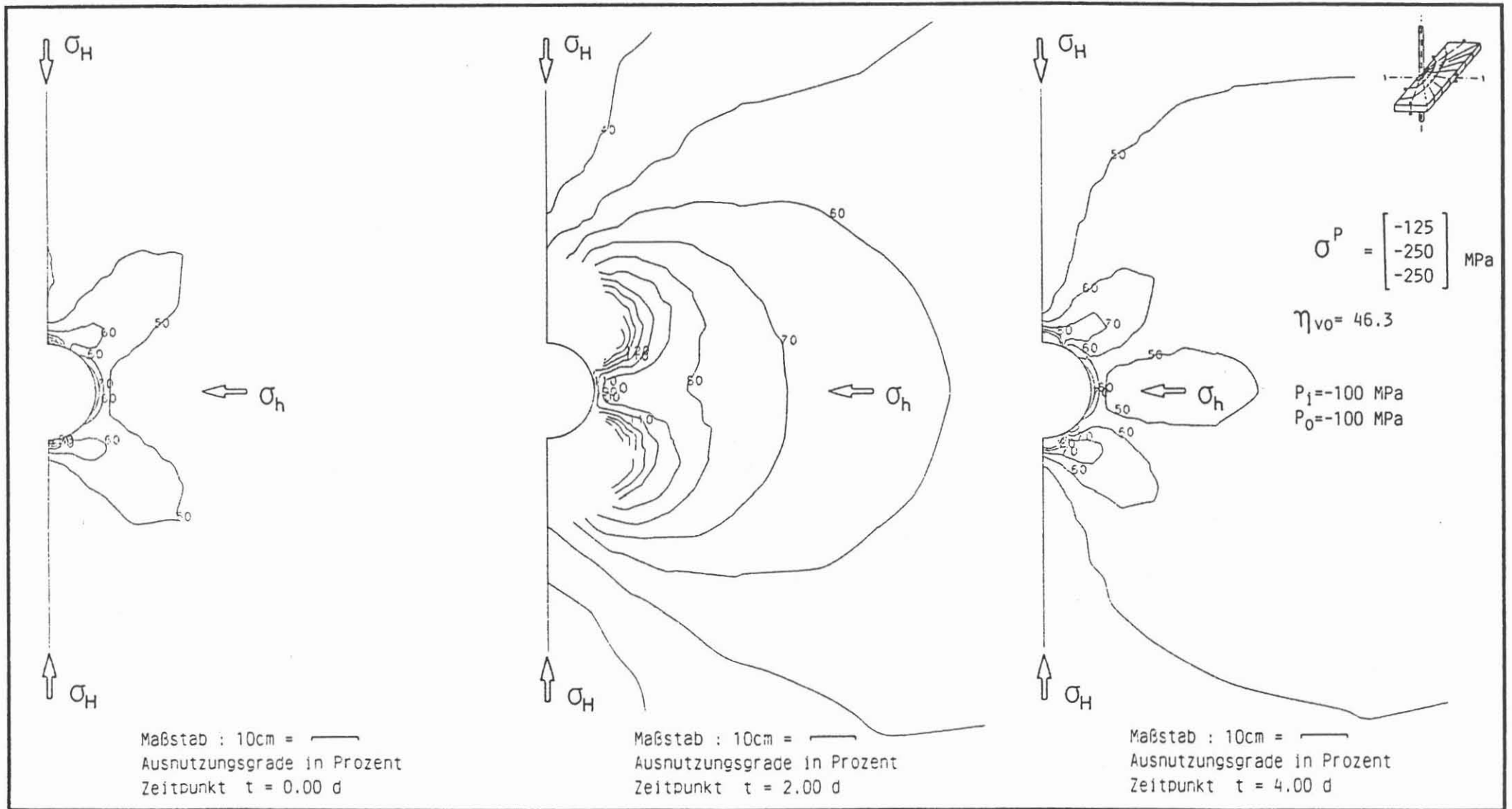
Abb. 14



Festigkeitswerte für Westerly- Granite in Abhängigkeit von der Temperatur nach HEUZE (1983)

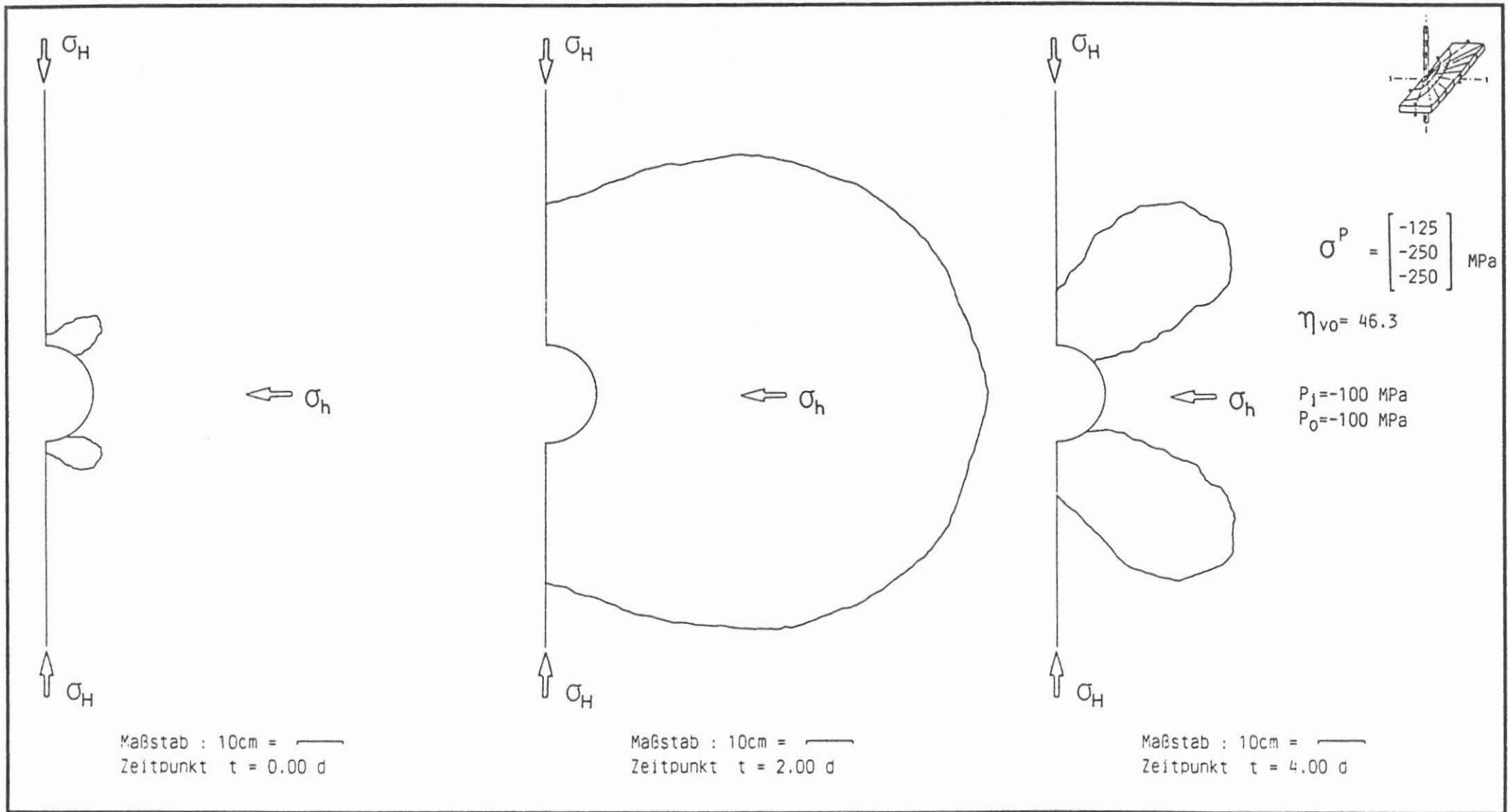
Abb. 15





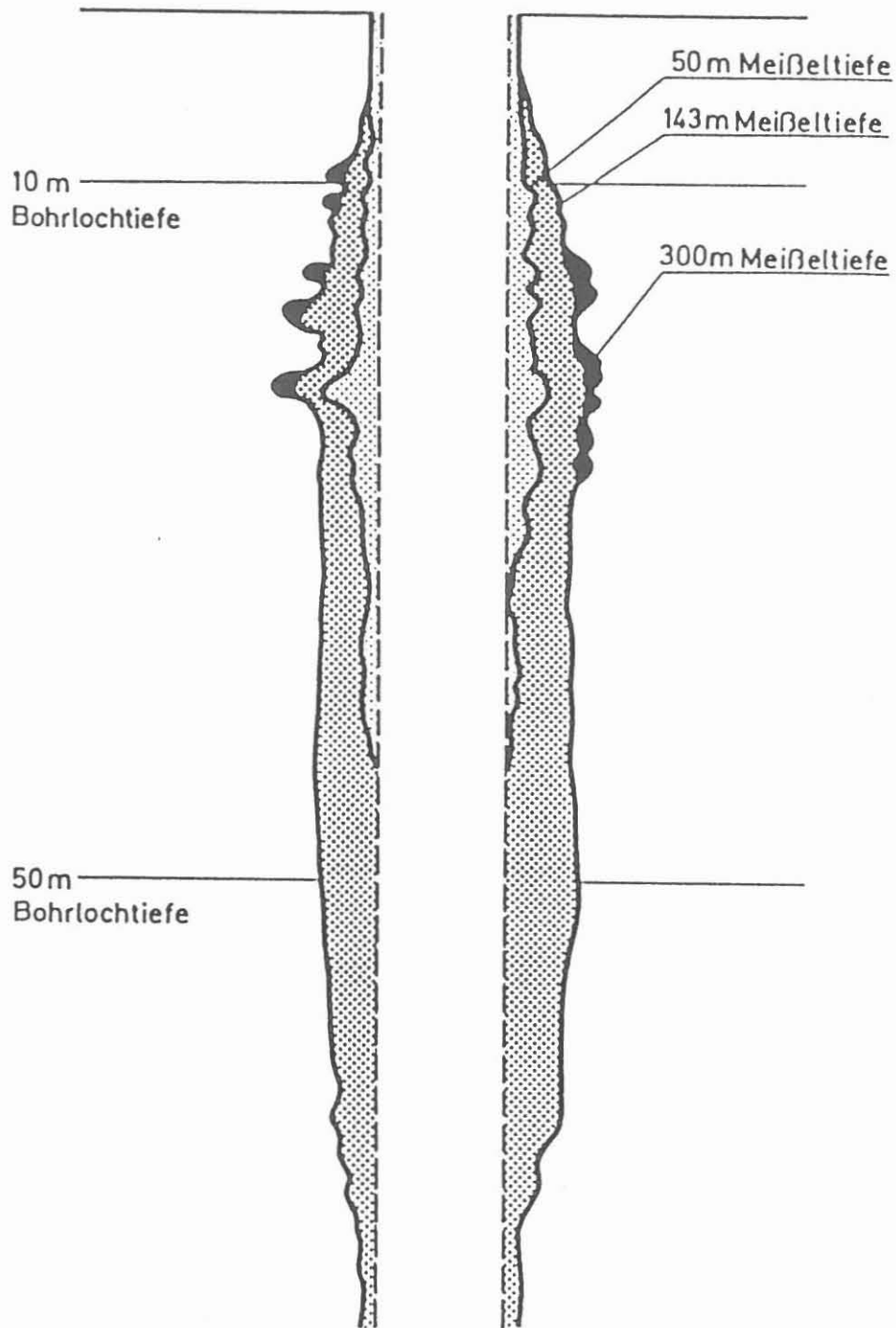
Isoliniendarstellung der Ausnutzungsgrade      Teufe 10 km Berechnungsfall p3e

Abb. 16



Darstellung der möglichen Zugrißzonen Teufe 10 km Berechnungsfall p3e

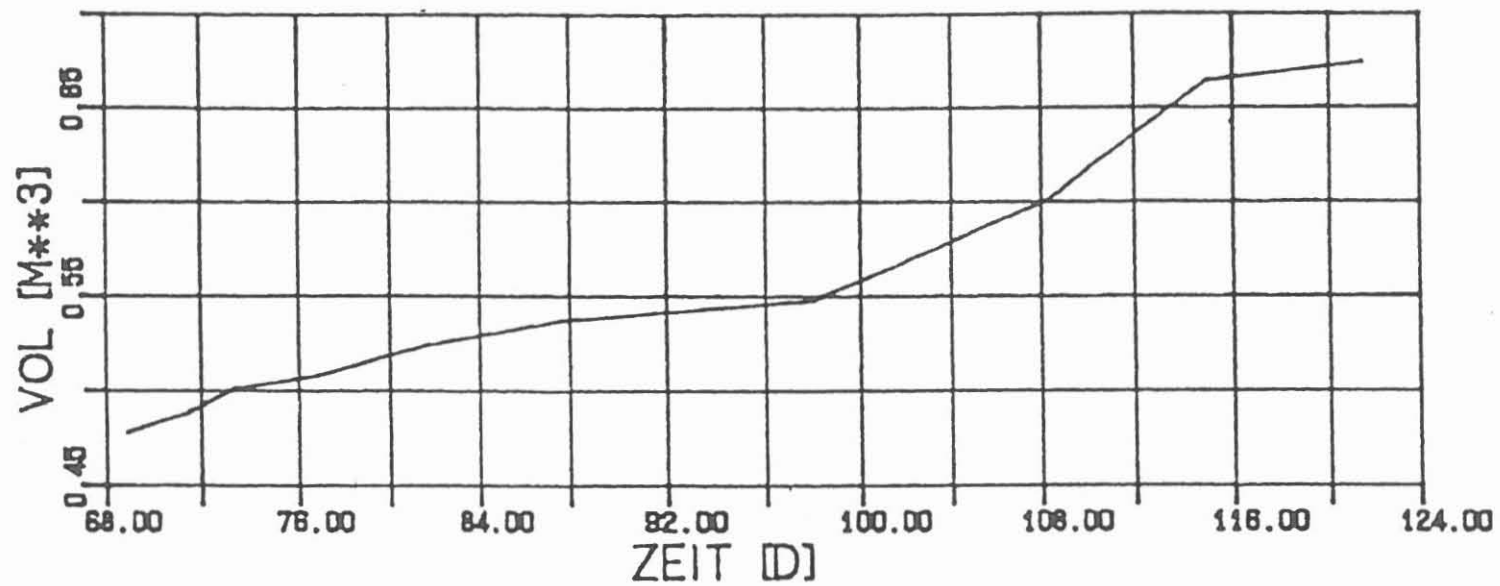
Abb. 17



© KTB  
Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung

Vergleichende Darstellung von Kaliberlogs KTBVB  
im oberen Teufenbereich nach KESSELS (1988)

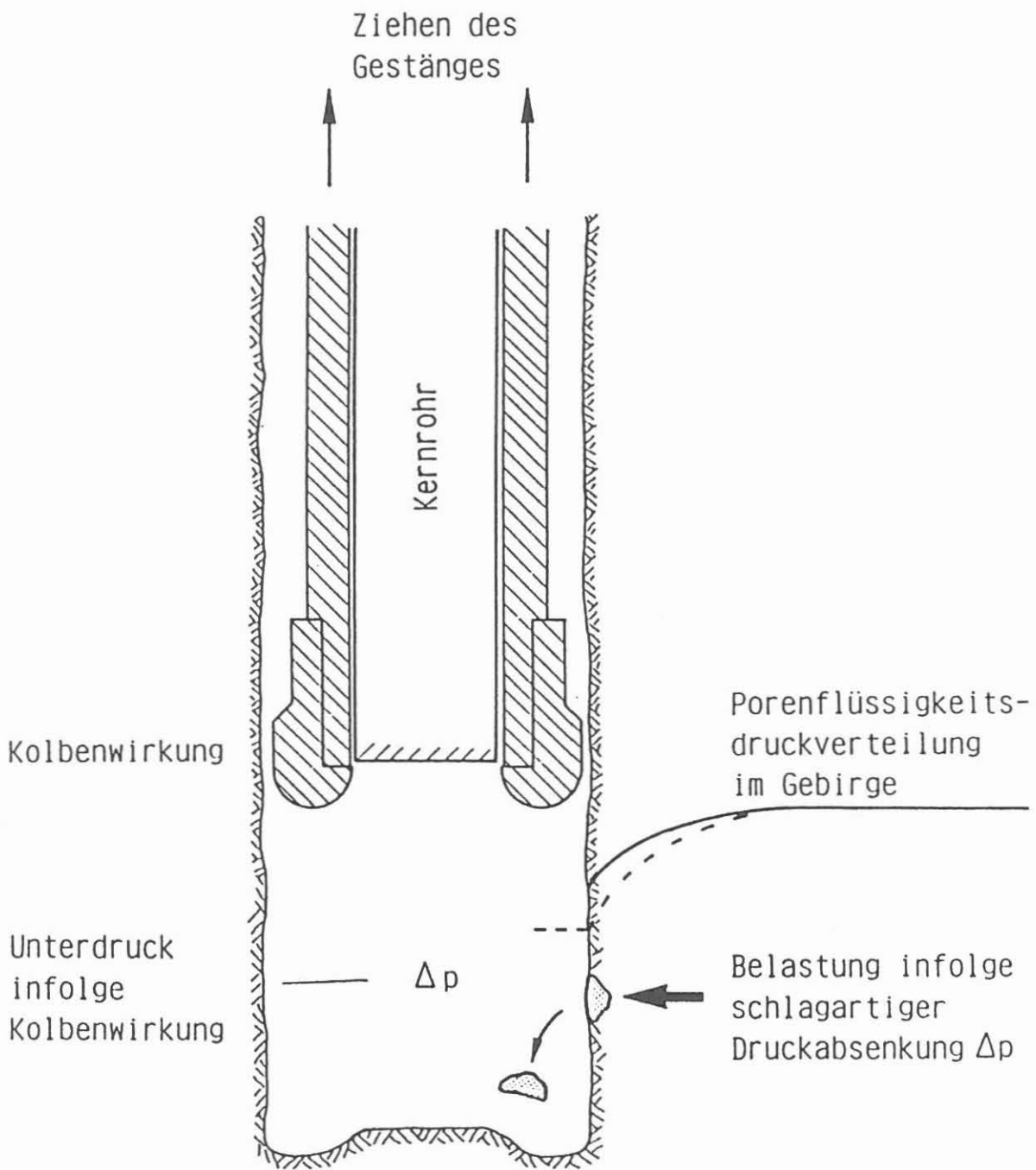
Abb. 18



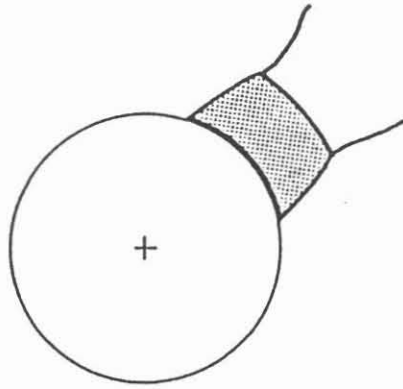
© KTB  
Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung

Entwicklung des mittleren Volumens der 25 m Bohrlochabschnitte  
Teufenbereich von 500 - 700 m nach KESSELS (1988)

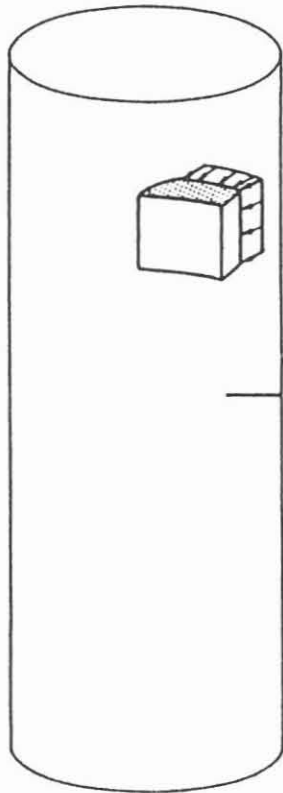
Abb. 19



$\Delta p$  ~ 40 bar infolge Abschalten der Pumpen  
~ 10 - 70 bar infolge Kolbenwirkung

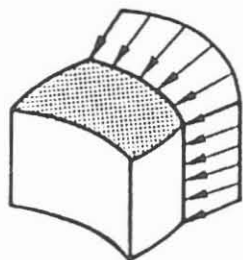


vorgegebene  
Materialschwächung  
(verheilter RiB)



}  $\Delta p_0 \approx 50 \text{ bar}$

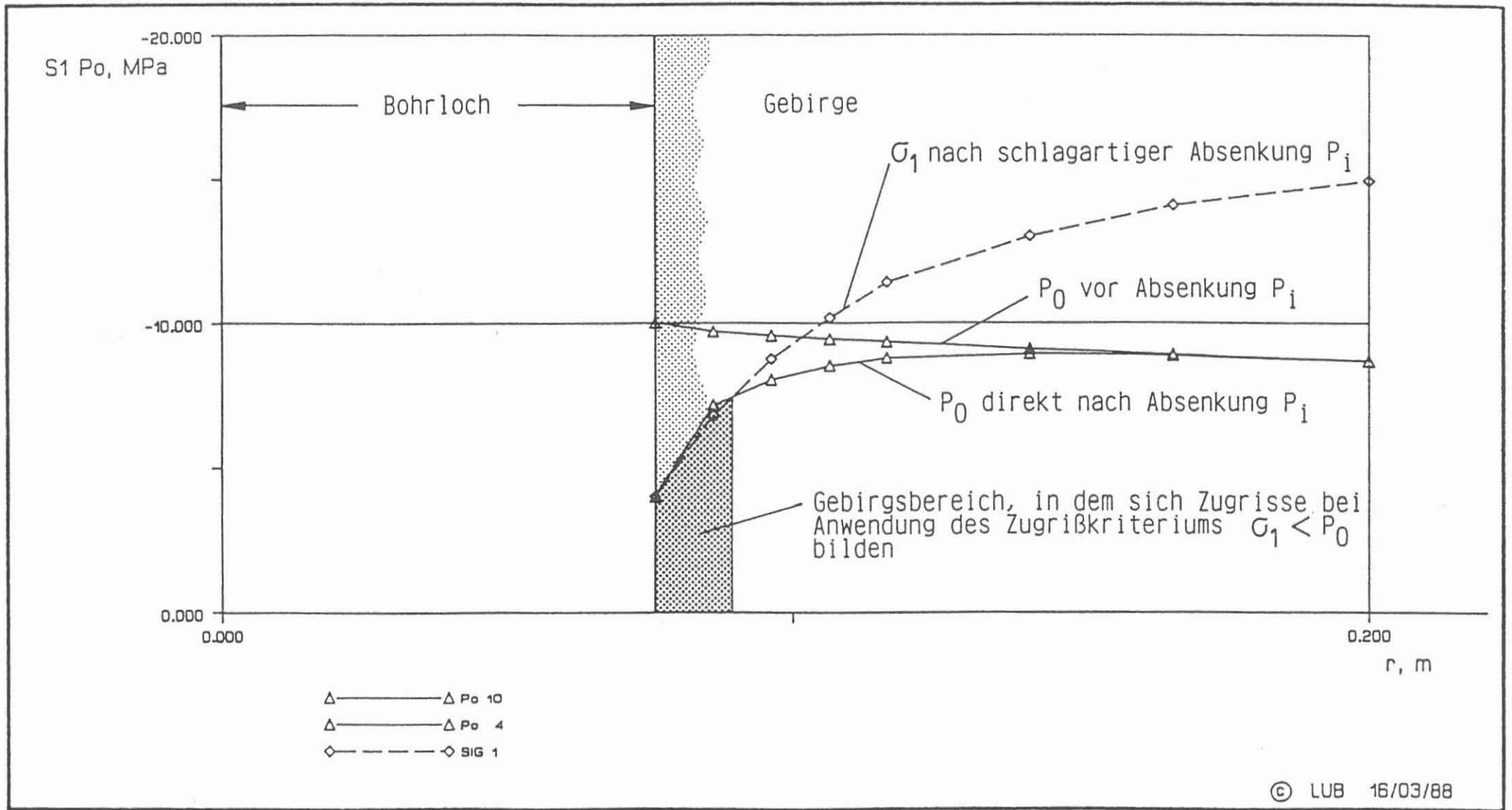
Porenwasserdruck-  
verteilung



$$\begin{aligned} F &= \Delta p_0 * A \\ &= 50 \text{ bar} * 0.01 \text{ m}^2 \\ &= 50 \text{ KN} \\ &(\hat{=} 5 \text{ t Masse}) \end{aligned}$$

möglicher Ausbruch infolge vorgegebener  
Schwächung des Gesteinsverbandes

Abb. 21



vergleichende Darstellung der kleinsten Hauptspannung und des Porendruckes zu verschiedenen Zeiten eines Bohrintervalls Teufe 600 m Schnitt 1-1

Abb. 22

Universität (TH) Fridericiana zu Karlsruhe  
Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik

Richard-Willstätter-Allee 2  
7500 Karlsruhe 1

Änderung von Festigkeitseigenschaften  
kristalliner Gesteine bei thermomechanischer  
Wechselbelastung im Hinblick  
auf die Bohrlochstabilität

Ch. Lempp  
O. Natau





## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Problemstellung.....	67
2. Bisherige Experimente mit Wechselbelastungen..	67
3. Forderungen an ein Laborversuchsprogramm zur Feststellung des Ermüdungsverhaltens kristal- liner Gesteine.....	69
4. Laborversuchsprogramm.....	70
4.1 Probenauswahl.....	70
4.2 Prüfkörperherstellung.....	71
4.3 Prüfmaschinenbeschreibung.....	71
4.4 Versuchsablauf.....	73
4.5 Schema der Versuchsauswertung.....	74
5. Versuchsergebnisse.....	75
5.1 Vergleich zwischen den Versuchsserien No. 1 bis No. 5 (Übersicht).....	75
5.2 Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit.....	76
5.3 Einfluß des Spannungszustandes.....	77
5.4 Zeitlicher Verlauf der Axialstauchung unter Wechselbelastung auf bestimmten Spannungs- niveaus.....	79
5.5 Zeitlicher Verlauf der Spannungen unter Wechselbelastung mit verschiedenen Verfor- mungsinkrementen.....	81
6. Diskussion zum Materialverhalten unter Wechselbelastung.....	84
7. Literatur.....	91
 Anhang	
Teil 1: Versuchsserien No. 1 bis No. 3.....	93
Teil 2: Versuchsserien No. 4 und No. 5.....	131

Faint, illegible text visible along the right edge of the page, possibly bleed-through from the reverse side.

## **1. Problemstellung**

Die kristallinen Gesteine der Erdkruste werden im Laufe des Abteufens der KTB-Tiefbohrung durch häufige Wechsel der Spülungstemperatur indirekt sowie durch den Bohrvorgang direkt mechanisch beansprucht, sie werden zyklisch wechselnd belastet. Insbesondere in der Nähe der Bohrlochberandung induzieren die Temperaturwechsel auf Grund des unterschiedlichen thermischen Ausdehnungsverhaltens der verschiedenen gesteinsbildenden Minerale eine erhebliche mechanische Beanspruchung, außerdem wirkt sich dort der Bohrvorgang besonders stark aus. Thermisch und mechanisch verursachte Wechselbelastungen werden zu einer Materialermüdung führen und so die Bohrlochstabilität beeinflussen.

Effekte der Materialermüdung infolge von Wechselbelastungen sollen im Laborversuch unter erhöhter Temperatur ( $250^{\circ}$  C) an Granitgesteinsproben untersucht werden, damit die Bedeutung dieses Lastfalls "Wechselbelastung" auf die langzeitliche Bohrlochstandsicherheit quantifiziert werden kann.

Das Ziel der Untersuchung ist die bessere Kenntnis des mechanischen Verhaltens der polykristallinen Granite und dessen Veränderungen infolge wechselnder mechanischer bzw. thermischer Belastung unter den bei der KTB-Hauptbohrung zu erwartenden Bedingungen (Gebirgs- und Spülungsdruck sowie Temperatur).

## **2. Bisherige Experimente mit Wechselbelastungen**

Während in der Materialforschung, vornehmlich im Metallbereich, die experimentelle Untersuchung von Ermüdungserscheinungen durch Wechselbelastungen einen festen Platz im Standardversuchsprogramm besitzt, ist im Bereich der Felsmechanik diese Versuchstechnik nur in relativ wenigen Fällen zur Ausführung gekommen. Die Mehrzahl der hier vorliegenden experimentellen Arbeiten berichtet über Ergebnisse bei relativ hohen Lastwechselfrequenzen von 0,3 bis 20 Hz (z.B. HAIMSON und KIM 1971; ATTEWELL und FARMER 1973; HAIMSON 1974; SCHOLZ und KRANZ 1974; MINKLEY 1982; KURAOKA und HAIMSON 1983), außerdem handelt es sich hier jeweils um Versuche unter einaxialen Spannungsverhältnissen. Sowohl die relativ hohe Lastwechselfrequenz als auch die Randbedingungen dieser Experimente stimmen nicht mit den Verhältnissen am wechselbelasteten Bohrlochrand überein, so daß eine direkte Übernahme

der Ergebnisse nicht geboten ist. Berücksichtigt man, daß vor allem auf erhöhtem Temperaturniveau auch kristalline Gesteine in ihrem Materialverhalten nur mit zeitabhängigen Stoffgesetzen charakterisiert werden können, so verbieten vor allem die relativ hohen Lastwechselfrequenzen eine Übertragung der Ergebnisse auf die Verhältnisse der Tiefbohrung. CHO und HAIMSON (1987) zeigen in einer experimentellen Studie, in der zylindrische Bohrlöcher in Gesteinsprüfkörpern aus Dolomit in zyklischem Wechsel von innen hydraulisch bis zum Versagen belastet werden, daß die Lastwechselfrequenz deutlichen Einfluß auf das Versuchsergebnis hat. Sie erweiterten daher die Lastwechselfrequenz auf den Bereich von 0,1 bis 0,0001 Hz. Dabei wird deutlich gezeigt, daß bei relativ raschen Lastwechseln (0,1 bis 0,01 Hz) wesentlich später Ermüdungserscheinungen zum Versagen führen als bei geringerer Lastwechselfrequenz (0,001 bis 0,0001 Hz). Im Hinblick auf die bei KTB auftretenden Spülungstemperaturschwankungen sollte dementsprechend eine möglichst niedrige, versuchstechnisch aber noch sinnvoll realisierbare Lastwechselgeschwindigkeit gewählt werden; in jedem Fall sollten "quasidynamische" Belastungsverhältnisse  $> 0,1$  Hz nicht simuliert werden.

Ein weiterer bedeutungsvoller Faktor, der die Ermüdungszeit beeinflusst, wird von CHO und HAIMSON (1987) herausgestellt: Die Prüfkörpergröße bestimmt wesentlich das Versuchsergebnis. Durch Vergleich mit entsprechenden älteren Versuchen (KURAOKA und HAIMSON 1983) ergibt sich ein geometrischer Einflußfaktor, der bewirkt, daß die Ermüdungszeit von relativ großen Proben mit einem Bohrlochdurchmesser von 76 mm um ca. 50% geringer ist als bei den kleineren Proben mit einem Bohrlochdurchmesser von 14 mm bei sonst gleichen Versuchsbedingungen. Diesen geometrischen Effekt gilt es besonders bei polykristallinen Gesteinen im Auge zu behalten; er schränkt auch die Aussagekraft der Ergebnisse von ZOBACK und BYERLEE (1975) etwas ein. Diese führten einaxiale und triaxiale Wechselbelastungs - Kompressionsversuche mit Verformungsraten von  $10^{-5}$ /sec an relativ kleinen Granitproben, allerdings bei Drücken im Kilobarbereich durch. Die ganz auf die Beobachtung des Dilatanzverhaltens ausgerichteten Versuche zeigen nur im einaxialen Fall deutliches Ermüdungsversagen, wogegen die triaxial belasteten Proben nicht während der Lastwechselzyklen versagten. So resumieren die Autoren, daß es nicht bekannt sei, ob seitendruckgestützte Proben unter solch hohen Drücken

(500 bis 2000 bar) überhaupt instabil reagieren und bei genügend großer Lastwechselanzahl schließlich versagen werden. Aus diesem Literaturreückblick ergeben sich einige Orientierungspunkte für die Aufstellung eines Laborversuchsprogramms, das die Frage von Ermüdungserscheinungen durch zyklische Belastungswechsel weiter beantworten kann.

### **3. Forderungen an ein Laborversuchsprogramm zur Feststellung des Ermüdungsverhaltens kristalliner Gesteine**

Bei der Konzipierung eines Laborversuchsprogrammes sollte vorrangig folgenden Randbedingungen Beachtung geschenkt werden.

- Die Prüfkörpergeometrie bzw. -größe muß repräsentativ sein für den Betrachtungsbereich Bohrloch; der Bohrlochdurchmesser und der Prüfkörperdurchmesser sollten in derselben Größenordnung liegen, damit keine schwerwiegenden Geometrieeffekte die Versuchsergebnisse beeinflussen.
- Die Verformungsrate, d.h. die Lastwechselgeschwindigkeit bei der zyklischen Be- und Entlastung, sollte in der Größenordnung nicht gänzlich von den in-situ erwarteten thermischen bzw. mechanischen Lastwechselverhältnissen abweichen. Lastwechselfrequenzen von  $> 0,1$  Hz erscheinen dabei auf jeden Fall zu groß; andererseits ergibt sich aus Gründen der praktischen Durchführbarkeit der Versuche eine Geschwindigkeitsuntergrenze, die durch die Versuchserfahrung genauer einzugrenzen ist.
- Die Spannungsrandbedingungen im Laborversuch sollten den Verhältnissen am Bohrlochrand angepaßt werden. Je nach Permeabilität der Gesteinsmatrix kann es sinnvoll sein, entweder die Prüfkörper unter einem hydrostatischen, durch die Spülung hervorgerufenen "Stützdruck" zusätzlich axial zyklisch zu be- und entlasten (in diesem Fall wird eine sehr geringe Gesteinspermeabilität vorausgesetzt), oder einen Porenwasserdruck infolge der Spülung anzunehmen und die zyklischen Wechselbelastungen quasi einaxial auf die unter Porendruck stehende Probe einwirken zu lassen (hier wird eine relativ große Gesteinspermeabilität vorausgesetzt). Beide genannten Randbedingungen könnten in unterschiedlicher Entfernung vom Bohrlochrand im gleichen Gesteinstyp auftreten; sie sind daher entsprechend im Versuchsprogramm vorzusehen.

- Die Temperaturbedingungen sollten nicht vorrangig variabel angesetzt werden. Wesentlich ist ein deutlich erhöhtes Temperaturniveau; auf diesem sollten die zu vergleichenden Versuche gefahren werden.

Die genannten Gesichtspunkte wurden bei der Aufstellung des Laborversuchsprogramms berücksichtigt.

#### **4. Laborversuchsprogramm**

##### **4.1 Probenauswahl**

Als ein repräsentativer Gesteinstyp der Oberen Erdkruste wurde ein Granit gewählt. Die Proben wurden aus einem fein- bis mittelkörnigen, grauen Zweiglimmergranit gewonnen. Dieser Granit steht in - feldgeologisch gesehen - nahezu unverwittertem Zustand bei Forbach im Murgtal (Nordschwarzwald) an. Nach feldgeologischen Merkmalen (vgl. BRAUNS et al. 1985) stehen die entnommenen Klufkkörper in Verwitterungsstufe WO(unverwittert) an. Nach der Klassifikation der Granite entsprechend ihren festigkeitsmechanischen Eigenschaften (vgl. LEMPP und NATAU 1985) beträgt die einaxiale Druckfestigkeit der unverwitterten, frischen (WO) Granite bei Raumtemperatur 120 MPa bis 180 MPa. Dieser Granit besitzt eine natürliche Porosität von  $n = 1,1 \pm 0,7 \%$  und eine Wichte von  $26,1 \pm 0,2 \text{ kN/m}^3$ . Der mittlere modale Mineralgehalt beträgt (Angaben in Vol %): Qz 34,6; Kf 35,0; Pl 19,0; Bi 4,3; Mu 6,2; Akz. 0,9 (vgl. KREUTER 1987).

Feldgeologisch als ähnlich anzusprechende natürliche Klufkkörper mit Kantenlängen von mehreren Dezimetern wurden an einer Entnahmestelle geborgen und im Labor weiter bearbeitet. Aus jedem Klufkkörper wurden 5 bis 6 Bohrkerne mit 70 mm Durchmesser und etwa 140 mm Höhe mit einer Diamantbohrkrone herausgebohrt. Für jede der verschiedenen Versuchsserien No 1 bis No 5 mit jeweils festgelegten Randbedingungen (vgl. Anhang Tabelle 1 und 2) standen somit 5 bis 6 Rohproben aus jeweils demselben Klufkkörper zur Verfügung.

## 4.2 Prüfkörperherstellung

Die zylindrischen Rohproben (mit 70 mm Durchmesser) wurden auf eine dem doppelten Durchmesser entsprechende Länge von ca. 140 mm abgesägt. Die Endflächen wurden planparallel und glatt geschliffen. Die auf Maß gebrachten Prüfkörper wurden durch Anlegen eines Vacuums unter Wasserbedeckung entlüftet und mit Wasser gesättigt. In diesem Zustand wurden sie in die Triaxialzelle eingebaut und entsprechend dem Versuchsprogramm belastet.

## 4.3 Prüfmaschinenbeschreibung

Zwischen die Druckplatten einer servogeregelten, prozeßrechnergesteuerten 5 MN-Prüfmaschine der Güteklasse 1 wird eine auf 300<sup>0</sup> C heizbare, für 70 MPa hydrostatischen Druck ausgelegte Triaxialzelle positioniert. Diese Triaxialzelle besteht aus hochfestem, wärmebeständigem Stahl. Der Prüfkörper wird axial zwischen zwei Kugelkalotten belastet, die minimale Abweichungen von der Planparallelität ausgleichen und für eine endflächennormale Krafteinleitung sorgen. Die Aufheizung des Prüfkörpers erfolgt über das Druckmedium mit drei getrennt geregelten elektrischen Heizbändern, die über die zylindrische Außenfläche der Triaxialzelle gespannt sind. Als Wärme- und Druckübertragungsflüssigkeit dient ein temperaturstabiles Silikonöl. Die Aufheizung erfolgt in der Regel unter hydrostatischem Druck. Die Temperatur des Silikonöls ist auf  $\pm 1,5^0$  C regelbar. Der Manteldruck wird über einen elektrischen Druckaufnehmer gemessen und mit einem eigenen Regelsystem auf einem wählbaren Wert (bis 70 MPa) konstant gehalten. Der Kolben der Prüfmaschine wird über einen Rampengenerator mit Hilfe eines induktiven Wegaufnehmers weggeregelt gefahren. Die Wegmessung erfolgt am Kolben der Prüfmaschine. Die Axialkraft wird mit einer elektrischen Kraftmeßdose außerhalb der Triaxialzelle gemessen.

Die Versuche werden über einen Tischrechner gesteuert, der auch die Datenerfassung übernimmt. Dabei werden folgende Meßgrößen aufgezeichnet: Zeit (seit Versuchsbeginn), Axialkraft, Seitendruck, Deviatorspannung, Temperatur, Kolbenweg und Axialstauchung.

Im Detail ist die Versuchsanlage von LEMPP und NATAU (1986) beschrieben.



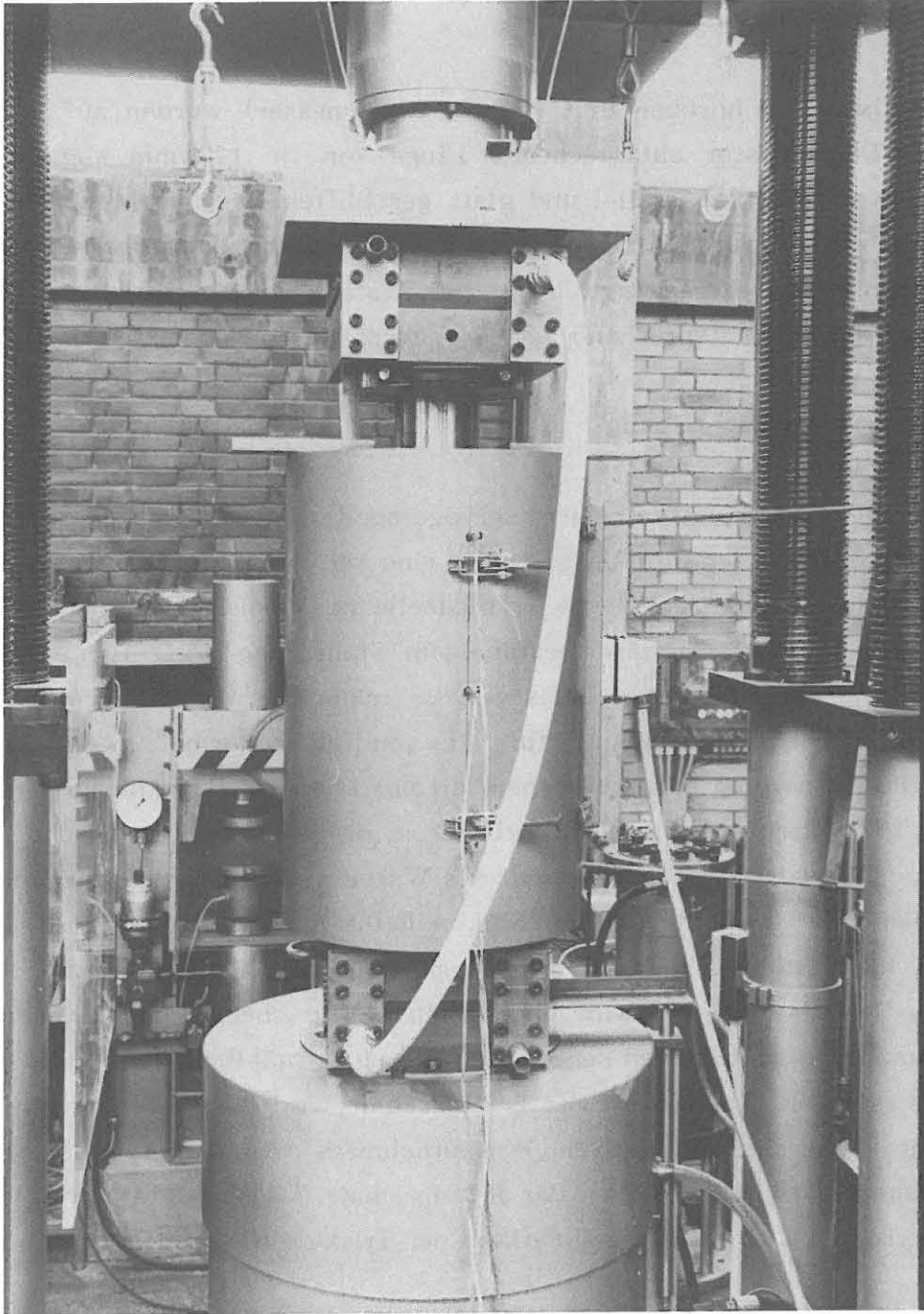


Abb. 1: Triaxialzelle im Isoliermantel zwischen gekühlten Endplatten  
in 5MN - Prüfmaschine

#### 4.4 Versuchsablauf

Je nach Art der Versuchsserie wurden die Prüfzylinder mit geschlossenem oder perforiertem Mantel umgeben. Versuche mit dichter Probenhülle sind als klassische triaxiale Kompressionsversuche konzipiert, während Versuche mit durchlässiger Probenhülle als quasi einaxiale Kompressionsversuche mit einem durch den Seitendruck erzeugten Porendruck gefahren werden. Letzterer Versuchstyp dient der Simulation der Verhältnisse unmittelbar an der Bohrlochbohrung mit quasi einaxialem Spannungszustand unter Porendruck durch eindringende Spülungsflüssigkeit, wogegen der erstgenannte Versuchstyp die Verhältnisse im angrenzenden Gebirge repräsentiert, das unter triaxialem Spannungszustand steht und das noch nicht von Spülflüssigkeit durchströmt wird.

Nach Einbau der Probe in die Triaxialzelle und deren Installierung in der 5 MN-Prüfmaschine wurden die Prüfkörper in der Regel unter einen hydrostatischen Druck von 65 MPa gebracht. Unter diesem Druck erfolgte die allmähliche Aufheizung auf 250<sup>0</sup> C. Der Aufheizvorgang ging mit ca. 1<sup>0</sup> C Temperaturänderung pro Minute vor sich, damit keine zusätzliche thermisch bedingte Ribbildung infolge der unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der verschiedenen Minerale das Gefüge zusätzlich schwächt (vgl. RICHTER u. SIMMONS 1974). Nach Erreichen der vorgesehenen Versuchstemperatur wurden die Prüfkörper über weitere 8 bis 12 Stunden unter den gleichbleibenden Druck- und Temperaturverhältnissen belassen, damit sich stationäre Verhältnisse in der Probe einstellen konnten. Danach wurde mit der Aufbringung zyklischer Be- und Entlastungen in axialer Richtung begonnen.

Bei einem Teil der Proben wurde zu Beginn der Wechselbelastungszyklen ein Lastzyklus bis 50 MPa Deviatorspannung oder ein Verformungszyklus bis 4000  $\mu\text{m}/\text{m}$  gefahren, um Anlegesetzungen der Probe vorwegzunehmen und den plastischen Verformungsanteil bei vergleichbarem Belastungs- oder Verformungszustand ermitteln zu können. Anschließend wurde das eigentliche Wechselbelastungsprogramm gestartet, wobei entweder die maximale Deviatorspannung oder die Verformungszunahme pro Lastwechsel innerhalb einer Versuchsserie variiert wurden. Als weitere variierte Größe ist die Be- und Entlastungsgeschwindigkeit zu nennen, die bei den verschiedenen Versuchsserien teilweise unterschiedlich hoch gewählt wurde. Die Einzelheiten sind im Abschnitt 5 (Versuchser-

gebnisse) dargelegt. Eine Übersicht über die Versuche gibt Tabelle 1 und 2 im Anhang.

Die beschränkte Kapazität des Datenerfassungsprogramms führt bei den Wechselbelastungsversuchen dazu, daß die Meßpunktdichte und die Lastwechselanzahl in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit die mögliche Versuchsdauer bestimmen. Die Lastwechselanzahl kann dabei auf Kosten der Meßpunktdichte in weiten Grenzen variiert werden, vor einem Überlaufen des Meßwertspeichers muß allerdings der Versuch jeweils zur Meßwertabspeicherung einige Minuten unterbrochen werden. Dies bedeutet, daß der regelmäßige Lastwechselrhythmus eines Versuches für kurze Zeit gestört wird; die Probe steht in dieser Zeit nur unter hydrostatischem Druck von 65 MPa. Eine derartige Lastwechselunterbrechung beeinflusst offenbar das Versuchsergebnis entscheidend, wie dies entsprechende Vergleichsversuche ergeben (s. Abschnitt 5). Aus diesem Grunde wurde in der Regel ein Lastwechselversuch nicht unterbrochen, sondern ggf. auch vor Eintritt des Versagens der Probe bei Erreichen der maximalen Meßwertspeicherkapazität beendet. In der Regel wurde eine Probe, die nicht im Verlauf der Wechselbelastungen versagte, dann anschließend in einem weiteren Versuch bis zum Bruch belastet.

#### 4.5 Schema der Versuchsauswertung

Die bei Kompressionsversuchen übliche Darstellung der Ergebnisse als Arbeitslinie im  $\sigma_1 - \sigma_3 / \varepsilon$  - Diagramm ist im Falle von Wechselbelastungen nur eingeschränkt aussagekräftig, weil bei größerer Zyklanzahl der Kurvenverlauf nicht nachvollziehbar ist, allenfalls lassen sich Hystereseflächen erkennen. Von wesentlicher Bedeutung sind bei diesen Wechselbelastungen die zeitlichen Veränderungen der Meßgrößen. Dementsprechend erfolgte eine zeitabhängige Auswertung der Deviatorspannung ( $\sigma_1 - \sigma_3$  [MPa]) und der Axialstauchung ( $\varepsilon$  [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]).  $\sigma_1 - \sigma_3$  [MPa] und  $\varepsilon$  [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] aus allen Wechsellastversuchen wird über die Versuchszeit  $t$  [sec] in einem gemeinsamen Diagramm dargestellt. Diese zeitabhängige Darstellung bildet eine wesentliche Grundlage der Versuchsauswertung (vgl. Tabelle 1 und 2 sowie Anlagen im Anhang). In der Regel sind nur die Versuche der sogenannten Referenzprobe aus jeder Versuchsserie als normale Arbeitslinie ( $\sigma_1 - \sigma_3 / \varepsilon$ -Diagramm) dargestellt, bei den eigentlichen Wech-

sellastversuchen sind jeweils die Deviatorspannung und die Axialstauchung in ihrer zeitlichen Entwicklung als Graphik dargestellt. Außerdem sind die Ergebnisse von Prüfkörpern, die unter Wechselbelastung nicht versagt haben und anschließend in einem weiteren Triaxialversuch getestet worden sind, wiederum als  $\sigma_1 - \sigma_3 / \epsilon$ -Arbeitslinie dargestellt (s. Anhang).

## **5. Versuchsergebnisse (vgl. Tabellen 1 und 2, Diagramme im Anhang)**

### **5.1 Vergleich zwischen den Versuchsserien No 1 bis No 5 (Übersicht)**

Alle Wechselbelastungsversuche wurden an Granitproben bei einer Temperatur von 250<sup>0</sup> C durchgeführt. Bei den Versuchsserien No 1 bis No 3 wurden die Wechselbelastungen entsprechend einer vorgegebenen maximalen Deviatorspannung gesteuert. In den anschließenden Versuchsserien No 4 und No 5 wurden verformungsgesteuerte Wechselbelastungen gefahren, wobei ein bestimmtes Axialstauchungsinkrement pro Lastzyklus vorgegeben wurde.

Zunächst werden die spannungsgesteuerten Versuchsserien No 1 bis No 3 vergleichend ausgewertet. Diese Versuchsserien unterscheiden sich entweder durch die Spannungsrandbedingungen oder durch die Geschwindigkeit der Wechselbelastungen. Die Versuchsserien No 1 und No 2 wurden als triaxiale Kompressionsversuche mit geschlossener Probenhülle und mit unterschiedlichen Be- und Entlastungsgeschwindigkeiten von 0,1 mm/min und 0,6 mm/min gefahren. Ergebnisvergleiche erlauben einen Rückschluß auf den Einfluß der Wechselbelastungsgeschwindigkeit auf das festigkeitsmechanische Verhalten.

Die Versuchsserien No 1 und No 3 wurden bei gleicher Belastungsgeschwindigkeit von 0,1 mm/min bei unterschiedlichen Spannungsrandbedingungen gefahren. Im Gegensatz zu Versuchsserie No 1 wurde bei Versuchsserie No 3 mit durchlässigen Probenhüllen gearbeitet, die Prüfkörper standen also unter einem Porendruck als Reaktion auf den Flüssigkeitsdruck von 65 MPa, d.h. es bestand kein echt triaxialer Spannungszustand. Ergebnisvergleiche ermöglichen eine Einschätzung des Porendruckeinflusses auf das festigkeitsmechanische Verhalten.

Anschließend werden die verformungsgesteuerten Wechsellastversuche (Versuchsserien No 4 und No 5) ausgewertet. Bei Versuchsserie No 4 wurden die

Prüfkörper mit einem versuchsspezifischen Axialstauchungsinkrement pro Lastwechsel stetig bis zum Bruch belastet. Bei Versuchsserie No 5 wurde die gleichmäßig ansteigende Axialstauchung durch 15 Lastwechsel ohne Steigerung der Axialstauchung (bei 4700  $\mu\text{m}/\text{m}$ ) unterbrochen. Durch Vergleich mit den ersten Versuchsserien wird schließlich eine modellhafte Vorstellung über die Vorgänge gewonnen, die bei Wechselbelastungen in polykristallinem Gestein von Bedeutung sind.

### 5.2 Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit

Bei einem Vergleich der Ergebnisse aus den Versuchsserien No 1 und No 2 kann folgende tabellarische Gegenüberstellung den Einfluß der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit belegen:

**Tabelle 3**

Vergleichsgröße	Be- und Entlastungsgeschwindigkeit		
	0,03 $\frac{\text{mm}}{\text{min}}$	0,1 $\frac{\text{mm}}{\text{min}}$	0,6 $\frac{\text{mm}}{\text{min}}$
Max. Deviatorspannung $\sigma_{\text{max.}}$	-	94,4 MPa	77,0 MPa
Max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 66 \text{ MPa}$	1700 $\mu\text{m}/\text{m}$	-	3200 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 71 \text{ MPa}$	-	1600 $\mu\text{m}/\text{m}$	2250 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 66 \text{ MPa}$	4500 $\mu\text{m}/\text{m}$	-	5800 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 71 \text{ MPa}$	-	5050 $\mu\text{m}/\text{m}$	6050 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} \approx 0,74 \sigma_{\text{max}}$	-	1600 $\mu\text{m}/\text{m}$	2400 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} \approx 0,85 \sigma_{\text{max}}$	-	1500 $\mu\text{m}/\text{m}$	3200 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} \approx 0,74 \sigma_{\text{max}}$	-	5050 $\mu\text{m}/\text{m}$	4500 $\mu\text{m}/\text{m}$
Max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} \approx 0,85 \sigma_{\text{max}}$	-	5600 $\mu\text{m}/\text{m}$	5800 $\mu\text{m}/\text{m}$

Mit Erhöhung der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit verringert sich die Festigkeit und die axiale Verformung nimmt in der Regel zu.

Das Bruchversagen unter Wechselbelastung hängt einerseits vom Spannungsniveau (bezogen auf die maximal aufnehmbare Deviatorspannung  $\sigma_{\max.}$ ) und andererseits wiederum von der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit ab.

Bei Geschwindigkeiten von 0,1 mm/min versagten die Proben auf einem Spannungsniveau von  $0,86 \sigma_{\max.}$  bis  $0,91 \sigma_{\max.}$  bereits nach 7 bis 9 Lastzyklen, wogegen bei höherer Geschwindigkeit von 0,6 mm/min auf einem Spannungsniveau von  $0,55 \sigma_{\max.}$  bis  $0,86 \sigma_{\max.}$  selbst 320 bis 370 Lastwechsel nicht zum Bruch führten. Erst auf einem Spannungsniveau von  $0,92 \sigma_{\max.}$  erfolgte nach 275 Lastwechseln Versagen durch Bruch.

Aus dieser Gegenüberstellung kann ein erheblicher Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit auf das Verformungs- und Bruchverhalten abgeleitet werden. Trotz meßbar geringerer Verformungen tritt bei relativ geringerer Wechselbelastungsgeschwindigkeit eher Bruchversagen ein als bei relativ höherer Geschwindigkeit und größeren Verformungen.

Zu diesem Befund gilt es eine Modellvorstellung zu entwickeln, welche die zeitabhängigen Prozesse des Rißwachstums beim Versagensvorgang berücksichtigt. Dieser Befund deckt sich generell mit den experimentellen Ergebnissen von CHO und HAIMSON (1987) zum Einfluß der Wechselbelastungsfrequenz auf das Ermüdungsversagen.

### 5.3 Einfluß des Spannungszustandes

Die mit gleicher Wechselbelastungsgeschwindigkeit von 0,1 mm/min gefahrenen Versuchsserien No 1 und No 3 unterscheiden sich durch eine geschlossene bzw. durchlässige Probenummantelung. In Versuchsserie No 3 wirkte ein Porendruck, der von der Durchlässigkeit der Probe abhängt; es wurden dieselben 65 MPa Flüssigkeitsdruck aufgebracht, die in Versuchsserie No 1 als Manteldruck auf die geschlossene Probenhülle einwirkten.

Unter Porendruckeinfluß wird die maximale Spannung (Bruchspannung) deutlich reduziert (vgl. Tabelle 4). In einem Versuch trat der Bruch bereits bei 40,3 MPa ein. Es ist anzunehmen, daß entsprechend dem individuellen Rißmuster bzw.

den Fließbahnen in jeder Probe starke Streuungen der Festigkeit bei wirksamen Porendruck auftreten. Die Verformungen unterscheiden sich ebenfalls (vgl. Tabelle 4).

**Tabelle 4**

Vergleichsgröße	Vers.-Serie No 1 ohne Porendruck	Vers.-Serie No 3 mit Porendruck
$\sigma_{\max.}$ (Referenzprobe)	94,4 MPa	64,7 MPa
$\sigma_{\max.}$ (Mittelwert)	91,5±2,9 MPa	67,6±16,7 MPa
max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 0,83 \rightarrow 0,85 \sigma_{\max.}$	1500 $\mu\text{m/m}$	2400 $\mu\text{m/m}$
max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 0,83 \rightarrow 0,85 \sigma_{\max.}$	5600 $\mu\text{m/m}$	5000 $\mu\text{m/m}$
max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 0,91 \rightarrow 0,94 \sigma_{\max.}$	1450 $\mu\text{m/m}$	1800 $\mu\text{m/m}$
max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 0,91 \rightarrow 0,94 \sigma_{\max.}$	5800 $\mu\text{m/m}$	5000 $\mu\text{m/m}$

Vor allem die plastischen Verformungen sind auf demselben Spannungsniveau (bezogen auf die Deviatorspannung  $\sigma_{\max.}$ ) jeweils mit Porendruck deutlich größer als ohne Porendruck bei geschlossenem Probenmantel; umgekehrt sind die elastischen Verformungen bei Porendruck geringer als ohne Porendruck.

Vergleicht man die Verformungen ergänzend bei derselben Wechselbelastung von  $\sigma_{\text{zykl.}} = 65$  MPa unter verschiedenen Porendrücken (vgl. Tabelle 5), so ergibt sich eine deutliche Abhängigkeit von der Höhe des Porendruckes.

**Tabelle 5**

Vergleichsgröße	Porendruck $\hat{=} 65$ MPa	Porendruck $\hat{=} 28,3$ MPa
max. plast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 65$ MPa	3100 $\mu\text{m/m}$	1800 $\mu\text{m/m}$
max. elast. Verf. bei $\sigma_{\text{zykl.}} = 65$ MPa	6800 $\mu\text{m/m}$	5400 $\mu\text{m/m}$

Die Verformungen steigen bei gleicher Höhe der Wechselbelastung mit dem Porendruck an.

Bei den Wechsellastversuchen mit Porendruck trat auffallend häufig eine Prüfkörperverfestigung auf, zum Versagen unter Wechselbelastung kam es nur einmal (vgl. Tabelle 1). In den übrigen Fällen reduzierte sich die axiale Verformung bei gleicher maximaler Deviatorspannung während 20 bis 40 Wechselbelastungen. Dem Porendruck kommt demnach bei den spannungsgesteuerten Wechselbelastungsversuchen ein erheblicher Einfluß auf die Größe der Verformungen zu, außerdem werden (bei zunehmender Streuung) die Bruchspannungswerte deutlich verringert als Folge des Porendruckes.

#### **5.4 Zeitlicher Verlauf der Axialstauchung unter Wechselbelastung auf bestimmten Spannungsniveaus (vgl. Tabelle 1)**

Läßt man die Effekte der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit sowie des Porendruckes außer Betracht, so stellt sich bei den spannungsgesteuerten Wechselbelastungsversuchen der Versuchsserien No 1 bis No 3 die Frage, ob das Verformungsverhalten (Axialstauchung) während der Wechselbelastungen irgendwelche Rückschlüsse auf Veränderungen im Korngerüst, auf Vorgänge der Ver- oder Entfestigung zuläßt.

Der zeitliche Verlauf der mit induktivem Weggeber gemessenen Axialstauchungen bei zyklischen Wechselbelastungen erlaubt folgende Differenzierung (bei jeweils gleichbleibenden Maximalwerten der Deviatorspannung):

- Die Axialstauchung bleibt unverändert.
- Die Axialstauchung verringert sich.
- Die Axialstauchung nimmt zu.
- Die Axialstauchung verändert sich wellenförmig oder in Sprüngen zu- und abnehmend.

Das Ausmaß der wechsellastbedingten Verformungsänderungen läßt sich im einzelnen aus Tabelle 1 ablesen bzw. den graphischen Darstellungen entnehmen (Anhang).

Das Bruchversagen während der Lastwechselfolge ist nicht nur von der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit abhängig (vgl. Abschnitt 5.2), auch mit der Verfor-



mungscharakteristik besteht offenbar folgender Zusammenhang: Während der zyklischen Belastungen trat dann *kein Bruch* ein, wenn eine mit der Zeit deutlich abfallende Axialstauchungscharakteristik gemessen worden ist, also bei Materialverfestigung. Teilweise konnte bei diesen Proben eine Porositätsabnahme nachgewiesen werden. Ebenfalls kein Bruch trat bei einer wellenförmigen oder sprunghaft zu- und abnehmenden Axialstauchungscharakteristik auf. Diese Charakteristik wurde vor allem in Versuchsserie No 2 bei relativ hohen Geschwindigkeiten von 0,6 mm/min beobachtet.

*Bruchversagen* trat während der zyklischen Wechselbelastungen nur bei den Proben auf, die eine annähernd gleichbleibende, allenfalls mit der Zeit gering abfallende oder eindeutig ansteigende Axialstauchungscharakteristik aufwiesen.

Bei gleichbleibender oder geringfügig mit der Zeit abfallender Axialstauchung trat der Bruch meist während der *Entlastungsphase* in einem Lastwechselzyklus ein, während bei zeitlich ansteigender Axialstauchung der Bruch in der *Belastungsphase* eintrat (Auflockerung und Entfestigung).

Bei der Beschreibung der zeitlichen Veränderung der Axialverformung ist es teilweise notwendig, zwischen plastischen und elastischen Verformungsanteilen zu unterscheiden. Beispielsweise vergrößerte sich bei einigen Proben nur der plastische Verformungsanteil bis es nach einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln zum Bruch kam (z.B. Probe L5 T25 P65).

Bei den Proben, die während der Wechselbelastungen versagten, sind selbstverständlich Gefügeveränderungen anzunehmen. Allerdings gibt es auch bei den Proben, die nicht unter Wechselbelastungen versagten, deutliche Hinweise auf qualitative Gefügeveränderungen. Die Proben Nr. J2 T25 P65, L2 T25 P65 und L3 T25 P65 wurden jeweils in mehreren Fortsetzungsversuchen wechselbelastet, ohne daß Versagen eintrat. In den verschiedenen Versuchsabschnitten (Fortsetzungen) variierte das zeitabhängige Axialstauchungsverhalten bei jeweils derselben Probe in einigen Fällen erheblich. Es traten also verschiedene Axialstauchungscharakteristiken bei derselben Probe in den verschiedenen Fortsetzungsphasen des Versuches auf. Es gibt dabei einen Trend, der sich mit jeder Versuchsfortführung weiter fortsetzt: Die Verformungsamplitude zwischen

Entlastung und Belastung wird mit jeder Versuchsfortsetzung kleiner. Dies kommt auch in einer abnehmenden Zeitdauer pro Lastzyklus zum Ausdruck, die sich bei konstanter Kolbengeschwindigkeit ergibt (vgl. Tabelle 1).

Zunächst kann dieses Ergebnis als Verfestigungsvorgang (Erhöhung des Quotienten  $\sigma/\varepsilon$ ) interpretiert werden, der sich infolge der Wechselbelastungen besonders in den Proben vollzogen hat, die nicht während der Wechselbelastungen versagten. In den spannungsgesteuerten Wechselbelastungsversuchen trat in den meisten Fällen kein Bruchversagen ein, weil die Wechselbelastungen eine Verschiebung der Grenzbedingung zur Folge haben, die formal als Verfestigung angesprochen werden kann (s. Abschnitt 6).

### **5.5 Zeitlicher Verlauf der Spannungen unter Wechselbelastung mit verschiedenen Verformungsinkrementen (vgl. Tabelle 2)**

Die experimentelle Erfahrung, daß Ermüdungsversagen des polykristallinen Granites bei spannungsgesteuerten Wechselbelastungen in vielen Fällen nicht auftrat, sondern daß durch nicht im einzelnen bekannte Spannungsumlagerungen bzw. durch mikrostrukturelle Veränderungen häufig eine Verschiebung der Grenzbedingung herbeigeführt wird, so daß die Probe nicht bricht sondern verfestigt wird, hat Veranlassung gegeben, die Wechselbelastungen am oberen Belastungsumkehrpunkt nicht spannungsgesteuert, sondern verformungsgesteuert zu fahren. Durch ein solches Vorgehen wird die häufig gemessene Abnahme der Axialstauchung bei gleicher Axialspannung verhindert und es müssen sich dabei entsprechende Veränderungen der Deviatorspannung im Laufe der Wechselbelastungen ergeben.

In Versuchsserie No 4 wurden die Wechselbelastungen jeweils bis zu einer vorgegebenen Axialstauchung gefahren; die dabei auftretende Spannungsdifferenz  $\sigma_1 - \sigma_3$  [MPa] wurde gemessen. Die Versuche wurden unter 65 MPa Flüssigkeitsdruck mit durchlässigen Probenhüllen (Porendruckbedingungen) gefahren; die Kolbengeschwindigkeit der Prüfmaschine betrug 0,1 mm/min, die Temperatur 250° C.

Bei der Referenzprobe dieser Versuchsserie No 4 trat der Bruch bei einer Axialstauchung von 6660  $\mu\text{m}/\text{m}$  ein. Die Proben der folgenden Wechselbelastungsversuche wurden zunächst bis 4000  $\mu\text{m}/\text{m}$  Axialstauchung gefahren. Nach der Entlastung wurde dann bei den weiteren Lastzyklen die Axialstauchung inkrementell bis zum Bruch gesteigert. Die Größe des Verformungsinkrements wurde für jeden Versuch festgelegt, sie betrug 100  $\mu\text{m}/\text{m}$ , 75  $\mu\text{m}/\text{m}$ , 50  $\mu\text{m}/\text{m}$ , 33  $\mu\text{m}/\text{m}$  und 25  $\mu\text{m}/\text{m}$  für jeden Lastwechsel (s. Tabelle 2).

Die Größe des Verformungsinkrements beeinflusst anscheinend die Zahl der möglichen Lastwechsel, die bis zum Erreichen des Bruches gefahren werden können. Bei einer Steigerung der Verformung um 100  $\mu\text{m}/\text{m}$  pro Lastwechsel waren nur 20 Lastwechsel bis zum Bruch möglich, während bei einer Steigerung der Verformung um 25  $\mu\text{m}/\text{m}$  erst 60 Lastwechsel zum Bruch führten. Die übrigen Versuche lagen dazwischen (vgl. Tabelle 2). Die maximal erreichbare Axialstauchung bis zum Eintritt des Bruches lag bei den Wechselbelastungen zwischen 5000  $\mu\text{m}/\text{m}$  und 6000  $\mu\text{m}/\text{m}$ , d.h. deutlich unter dem Bruchstauchungswert von 6660  $\mu\text{m}/\text{m}$  bei der Referenzprobe.

Die maximale Deviatorspannung, die sich bei der inkrementell gesteigerten Verformung ergab, betrug zwischen 45,5 MPa und 72,5 MPa, d.h. die maximale Spannung war ebenfalls gegenüber der Referenzprobe ( $\sigma_{\text{max.}} = 77,1$  MPa) vermindert. Ermüdungs- und Entfestigungserscheinungen durch Wechselbelastungen sind somit nachgewiesen (vgl. Abschnitt 6).

Bei den ersten Wechselbelastungen stieg die Spannung noch etwa proportional mit der zunehmenden Verformung an. Es besteht also ein Bereich, in dem sich Spannung und Verformung gleichsinnig verändern. Nach 8 Lastzyklen (bei relativ großem Verformungsinkrement) bis 23 Lastzyklen (bei kleinem Verformungsinkrement) endete dieser Bereich, die Deviatorspannung veränderte sich dann über mehrere Lastwechsel nicht mehr, oder sie fiel sogar trotz steigender Verformung ab. Häufig trat dann ein Spannungsminimum auf (nach 16 bis 30 Lastwechseln) und bei weiteren Lastwechseln kam es wieder zu einem vorübergehenden Spannungsanstieg. Im Verlauf der verformungsgeregelten Lastwechsel kam es also nach einer anfänglichen Zunahme des Verhältnisses  $\sigma/\varepsilon$  zu einer unregelmäßigen Abnahme, sobald sich die Spannung nicht mehr gleichsinnig mit

der Verformung veränderte; der Quotient  $\sigma/\epsilon$  wurde auf 40% bis 80% des Höchstwertes reduziert, bis schließlich der Bruch während der Wechselbelastungen eintrat. Die maximale Deviatorspannung veränderte sich unregelmäßig wellenförmig schwankend bei gleichmäßig zunehmender Verformung. Dies läßt wiederum auf komplexe, zeitabhängige Vorgänge der Spannungsumlagerung und der Mineralkorngerüstverformung schließen.

Bei den wechselbelasteten Proben der Versuchsserie No 4 setzte der Spannungsabfall bzw. das Ende des Spannungsanstieges bei weiter inkrementell gesteigerter Axialstauchung bei Werten zwischen  $\epsilon = 4370 \mu\text{m}/\text{m}$  und  $\epsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m}$  ein, d.h. nach ca. 2/3 der Bruchverformung bei einmaliger Belastung. Trendmäßig deutet sich an, daß mit Vergrößerung des Verformungsinkrementes eine Verschiebung des Spannungseinbruchpunktes hin zu höheren Verformungen erfolgt. Je geringer die pro Lastwechsel zusätzlich aufgebrachte Verformung war, desto niedriger war die Axialstauchung, bei der die Spannung nicht mehr anstieg, sondern gleichblieb, abnahm oder sprunghaft schwankte.

Aufbauend auf diesen Ergebnissen der Versuchsserie No 4 wurden in der letzten Versuchsserie No 5 die Steuerungsbedingungen wie folgt festgelegt: Da spätestens nach einer Axialstauchung von  $\epsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m}$  die Spannung im Wechselbelastungsversuch trotz fortgesetzter Steigerung der Verformung nicht weiter angestiegen war, wurden nun die Proben zunächst mit unterschiedlichem Verformungsinkrement pro Lastzyklus ( $50 \mu\text{m}/\text{m}$ ,  $33 \mu\text{m}/\text{m}$ ,  $25 \mu\text{m}/\text{m}$ ,  $20 \mu\text{m}/\text{m}$ ) von  $4000 \mu\text{m}/\text{m}$  bis  $4700 \mu\text{m}/\text{m}$  axial zusammengedrückt, anschließend wurde dieser Verformungszustand über 15 Lastwechsel beibehalten, die Spannung bzw. Spannungsänderungen wurden dabei gemessen. Anschließend wurde die Verformung weiter inkrementell mit jedem Lastzyklus bis zum Bruch gesteigert.

Bei gleichbleibender Axialstauchung von  $\epsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m}$  schwankte die maximale Deviatorspannung der belasteten Proben zwischen 98 MPa und 112,5 MPa, danach waren weitere 8 bis 16 Lastwechsel mit weitergehender inkrementeller Verformungszunahme erforderlich, um die Proben in den Bruchzustand zu überführen. Die Bruchstauchung lag zwischen  $\epsilon = 4900 \mu\text{m}/\text{m}$  und  $\epsilon = 5300 \mu\text{m}/\text{m}$  und damit deutlich unter dem Wert der Referenzprobe von  $\epsilon = 7460 \mu\text{m}/\text{m}$  (vgl. Tabelle 2). Es wird deutlich, daß die größte Deviatorspannung

nicht bei Bruch auftritt, sondern vorher bei ca. 300  $\mu\text{m}/\text{m}$  bis 500  $\mu\text{m}/\text{m}$  geringerer Axialstauchung im Laufe der Wechselbelastungen. Die Bruchspannung lag zwischen  $\sigma_{\text{max.}} = 108 \text{ MPa}$  und  $\sigma_{\text{max.}} = 114 \text{ MPa}$  und zwar jeweils unterhalb der im Laufe der Wechselbelastung aufgetretenen maximalen Deviatorspannung (vgl. Abschnitt 6 und Tabelle 2).

Mit Abnahme der Größe des Verformungsinkrementes von 50  $\mu\text{m}/\text{m}$  auf 20  $\mu\text{m}/\text{m}$ , welches mit jedem Lastwechsel zusätzlich aufgebracht wurde, vergrößerte sich wiederum die Anzahl der Lastwechsel bis zum Bruch von 41 Zyklen auf 67 Zyklen (vgl. Tabelle 2). Wegen der offenbar überdurchschnittlich hohen Festigkeit bzw. unterdurchschnittlichen Porosität der Prüfkörper dieser Versuchsserie No 5 ist ein direkter Vergleich mit den Ergebnissen der Versuchsserie No 4 nicht möglich, die Versuchsserien müssen getrennt betrachtet werden. Wiederum ist jedoch auch bei Versuchsserie No 5 eine deutliche Ermüdung des Materials infolge der Wechselbelastungen festzustellen: Die maximale Deviatorspannung lag zwischen 109 MPa und 114 MPa, während bei der Referenzprobe ohne Lastwechsel 130 MPa erreicht wurden.

Auch die erreichbare Axialstauchung lag mit  $\varepsilon = 4900 \mu\text{m}/\text{m}$  bis  $\varepsilon = 5300 \mu\text{m}/\text{m}$  deutlich niedriger als bei der Referenzprobe mit einer Bruchstauchung von  $\varepsilon = 7460 \mu\text{m}/\text{m}$ . Während jeweils 15 Lastwechseln bei einer gleichbleibenden maximalen Axialstauchung von  $\varepsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m}$ , die bei Versuchsserie No 5 die kontinuierliche Folge zunehmender Verformung unterbrochen hat, ergeben sich deutliche Schwankungen der maximalen Deviatorspannung trotz gleicher Axialstauchung. Die maximale Deviatorspannung bei  $\varepsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m}$  lag zwischen 98 MPa und 112,5 MPa (vgl. Tabelle 2).

## 6. Diskussion zum Materialverhalten unter Wechselbelastung

Zwei wichtige Faktoren, die das Materialverhalten des ausgewählten Granitgesteins bei 250<sup>0</sup> C Temperatur unter Wechselbelastung wesentlich beeinflussen, konnten nur ansatzweise im Laborexperiment verfolgt werden. So wirken sich die Belastungsgeschwindigkeit und die Spannungsrandbedingungen (triaxiale Kompression mit oder ohne Porenflüssigkeitsdruck) sehr deutlich auf das Festigkeits- und Verformungsverhalten bei Wechselbelastung aus. Die im Ab-

schnitt 5.2 dargelegten Effekte der Belastungsgeschwindigkeit stimmen prinzipiell mit den Erfahrungen von CHO und HAIMSON (1987) überein, wonach eine relativ höhere Be- und Entlastungsgeschwindigkeit eine relativ größere Anzahl von Lastwechseln bis zum Bruch erlaubt. Ein Zusammenhang mit den zeitabhängigen Prozessen der Mikrorißbildung und daraus abzuleitenden Entfestigungsvorgängen ist zwar anschaulich zu verstehen, er ist jedoch quantitativ noch nachzuweisen.

Auch die im Abschnitt 5.3 dargelegten Effekte infolge des äußeren Spannungszustandes, vor allem die Folgen eines wirksamen Porenflüssigkeitsdruckes sind physikalisch verständlich. Sowohl eine stärkere Streuung der Festigkeit als auch ihre generelle Reduzierung unter Porenflüssigkeitsdruck sind Folge der jeweils prüfkörperspezifischen Mikrorißgeometrie und Durchlässigkeit. Die festgestellten Unterschiede im Verformungsverhalten bei unterschiedlichen Porendrücken erscheinen ebenfalls plausibel. Diese Einflüsse wurden bisher nicht weitergehend experimentell untersucht.

Bei den unter vergleichbarem Spannungszustand und mit gleicher Be- und Entlastungsgeschwindigkeit gefahrenen Wechselbelastungsversuchen muß allerdings eingeschränkt werden, daß Streuungen der Festigkeit und der Porosität des Prüfkörpermaterials vorhanden sind, die mit den eingesetzten feldgeologischen Entnahmemethoden nicht abgegrenzt werden konnten. Diese natürlichen Streuungen der Materialeigenschaften führen dazu, daß möglichst nur die Prüfkörper innerhalb einer Versuchsserie verglichen werden sollten, weil sie aus einem größeren Kluftkörper gewonnen werden konnten. Dennoch sind auch zwischen diesen Prüfkörpern Unterschiede - z.B. im Mikrorißsystem - nicht auszuschließen, die sich auf den Porenwasserdruckaufbau auswirken können. Trotz dieser hier vorausgeschickten Einschränkungen ermöglichen die Versuche eine Einschätzung zu den Auswirkungen von Wechselbelastungen auf das Festigkeitsverhalten der Granite.

Bei Wechselbelastungen mit einer vorgegebenen maximalen Deviatorspannung kam es in den meisten Versuchen nicht zum Bruch, vielmehr reduzierte sich mit der Zahl der Wechselbelastungen die Axialstauchung, es kam zu einer Verfestigung der Probe. Nur in einigen Fällen trat Bruchversagen bei den Wechselbelas-

stungen ein, meist erfolgte der Bruch dann in der Entlastungsphase. Es muß demnach angenommen werden, daß nicht nur während der Belastung sondern vor allem auch während der Entlastung bleibende Verformungen oder dissipative Prozesse im Korngefüge auftreten. Eine mikromechanische Erklärung für ein derartiges Bruchverhalten geben ZOBACK und BYERLEE (1975) in dem sogenannten "backsliding-Mechanismus".

Auch die charakteristische, mit den Wechselbelastungszyklen abnehmende Axialstauchung, läßt sich auf entsprechendem mikromechanischen Wege erklären; sie läßt sich auf elastisch-plastische Effekte im Mineralkorngerüst zurückführen, die in ihrer idealen Ausbildungsform bei Stahl als "Bauschinger-Effekt" bekannt sind. Es sind dies Effekte der kinematischen Verfestigung oder Entfestigung, wie sie auch an Stabwerksmodellen zur Simulation des Verhaltens vielkristalliner Werkstoffe von LIPPMANN und WINTER (1987) nachgewiesen werden konnten. Dem Bauschinger-Effekt praktisch gleichzusetzen ist folgendes von HILL (1967) in einer Abhandlung über notwendige Strukturen von Stoffgesetzen für polykristalline Stoffe beschriebene Phänomen: "Indeed, it is quite possible for the superficial plastic work-rate to be negative, even though the actual internal dissipation is positive. This fact is often overlooked in "thermodynamic" arguments, yet it can be observed in the most elementary mechanical tests. In pure tension, for instance, a superficially compressive plastic strain may appear during partial unloading; in other words the yield stress in reverse straining may itself be tensile."

Ein derartiges, mechanisch komplexes Zusammenwirken zwischen interner Mikromechanik der Mineralkomponenten und äußerem Spannungszustand der polykristallinen Gesteine liegt den gezeigten Ergebnissen zu Grunde: In Wechselbelastungsversuchen mit vorgegebener maximaler Deviatorspannung (Versuchsserien No 1 bis No 3) tritt eine Verschiebung der Grenzbedingung ein (Bauschinger-Effekt), in vielen Fällen ergibt sich eine Festigkeitszunahme und eine nominelle Erhöhung der Probensteifigkeit durch Abnahme der maximalen Axialstauchung bei gleicher maximaler Deviatorspannung (kinematische Verfestigung).

Um diesen Effekt der Verschiebung der Grenzbedingung zu umgehen, wurde in den Wechsellastversuchen der Versuchsserien No 4 und No 5 von einer Vorgabe der Maximalspannung abgesehen und stattdessen ein Verformungsinkrement für jeden weiteren Lastwechsel vorgegeben.

Bei den verformungsgesteuerten Wechsellastversuchen dieser beiden Serien konnte in keinem Fall eine kinematische Verfestigung eintreten, die Prüfkörper erreichten vielmehr infolge Ermüdung frühzeitig den Bruchzustand. Bei Versuchsserie No 4 (mit kontinuierlicher Steigerung der Axialstauchung) trat bei  $81 \pm 6\%$  der an der Referenzprobe gemessenen Bruchstauchung ein Ermüdungsversagen ein, bei Versuchsserie No 5 (die kontinuierliche Steigerung der Axialstauchung wurde unterbrochen durch 15 Lastwechsel mit konstanter maximaler Axialstauchung von  $\varepsilon = 4700 \mu\text{m/m}$ ) trat das Ermüdungsversagen bereits bei  $69 \pm 2\%$  der an der Referenzprobe gemessenen Bruchstauchung ein (vgl. Tabelle 2).

Neben dieser gegenüber den Referenzproben reduzierten Bruchstauchung infolge von Wechselbelastungen läßt auch die - daran gemessen - geringe Anzahl der Lastwechsel bis zum Bruch das Ermüdungsphänomen deutlich werden: Gegenüber der theoretisch zu erwartenden Lastwechselzahl (Sollwert), die sich aus der Bruchstauchung der Referenzprobe und aus der Größe des versuchsspezifischen Verformungsinkrementes ergibt (bei Wechselbelastungen mit anwachsender Axialstauchung zwischen  $4000 \mu\text{m/m}$  und der Bruchstauchung), werden tatsächlich nur etwa die Hälfte der Lastwechsel bis zum Bruch notwendig (Istwert). Bei Versuchsserie No 4 (gleichmäßige Steigerung der Axialstauchung) erreicht man nur  $54 \pm 14\%$  der theoretischen Lastwechselanzahl, bei Versuchsserie No 5 (Einschaltung von 15 Lastwechseln ohne Steigerung der Axialstauchung) werden sogar nur  $46 \pm 10\%$  der theoretischen Lastwechselanzahl bis zum Bruch benötigt.



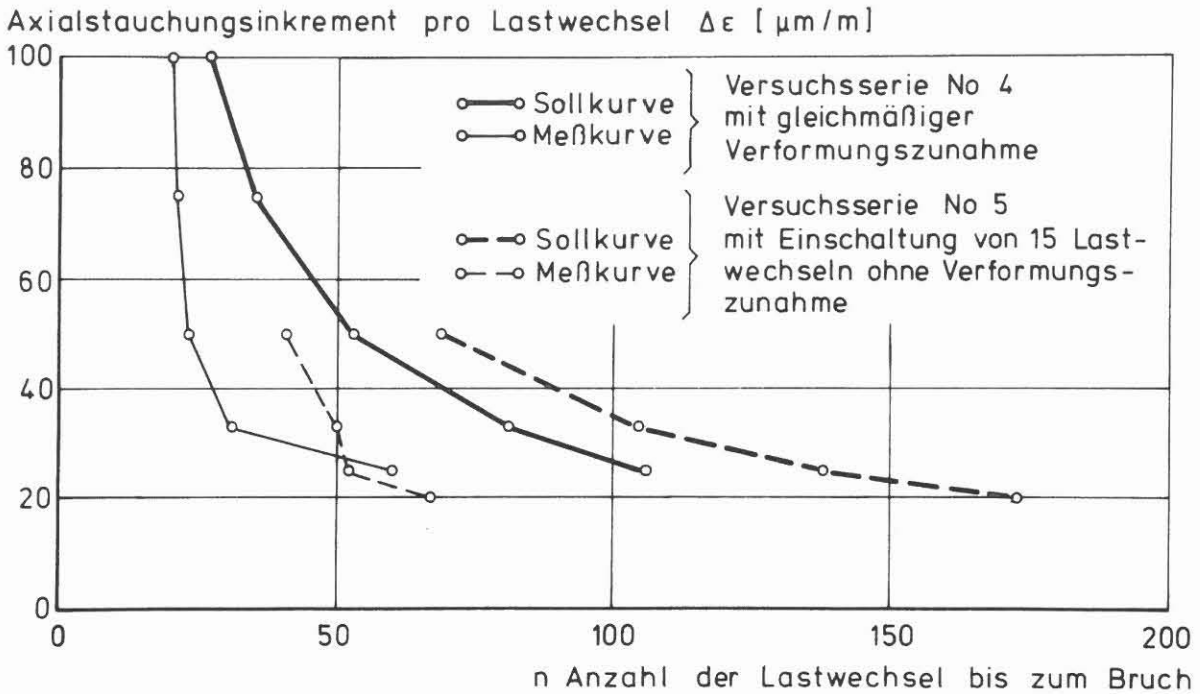


Abb. 2: Ermüdungsverhalten bei verformungsgesteuerten Wechselbelastungen

Vergleicht man nun die bis zum Bruch benötigte Anzahl von Lastwechseln mit der Größe des Verformungsinkrementes, das bei jedem einzelnen Versuch zugrundegelegt worden ist, so ergibt sich beim Vergleich der Soll- und Istwerte ein weiterer Hinweis auf das Ermüdungsphänomen: Entsprechend der Abnahme der Größe des Verformungsinkrementes sollte die Anzahl der Lastwechsel bis zum Erreichen der Bruchstauchung theoretisch in bestimmtem Maße zunehmen. Abbildung 2 zeigt zum einen, daß die tatsächlich zum Erreichen des Bruches notwendige Anzahl von Lastwechseln immer geringer ist als theoretisch zu

erwarten (Mittelwerte s.o.); Abbildung 2 zeigt aber auch, daß bei den verformungsgesteuerten Versuchen der Serien No 4 und No 5 die gemessenen Kurven steiler verlaufen als die theoretisch berechneten. Mit Abnahme der Größe des Verformungsinkrementes wurden also zunehmend weniger Lastzyklen notwendig, um den Bruch zu erreichen, als dies theoretisch zu erwarten ist. Abweichend davon ergibt sich dann allerdings ein Sprung im Kurvenverlauf und eine entsprechende Abweichung von der theoretischen Kurve bei Verformungsinkrementen von nur  $20 \mu\text{m}/\text{m}$  bis  $25 \mu\text{m}/\text{m}$ . Bei diesen geringen Verformungen, die der Probe bei jedem Lastwechsel zusätzlich aufgeprägt werden, steigt die für ein Bruchversagen notwendige Anzahl von Lastwechseln stärker an, als dies bei größeren Verformungsinkrementen oder auch theoretisch der Fall ist. Diese Unstetigkeit im Kurvenverlauf muß nicht unbedingt ausschließlich im tatsächlichen Materialverhalten begründet sein, sondern die Ursache dafür könnte auch darin zu suchen sein, daß hier die Grenzen der Meßgenauigkeit des Systems erreicht werden. Bei den verwendeten Prüfkörpern entsprechen Verformungen von  $20 \mu\text{m}/\text{m}$  bis  $25 \mu\text{m}/\text{m}$  einem Meßweg von  $< 0,005 \text{ mm}$ ; in diesem Bereich liegt allerdings auch die Auflösung der verwendeten induktiven Wegaufnehmer. Zusätzlich können dann auch kurzfristige Temperaturschwankungen das Ergebnis wesentlich beeinflussen (in der Versuchshalle wurden während der Versuche kurzfristige Temperaturschwankungen von bis zu  $\text{ca. } \pm 1,5^{\circ} \text{ C}$  gemessen; langfristig über die Versuchsdauer ansteigende oder abfallende Temperaturen konnten nicht festgestellt werden). Trotz dieser Einschränkung bei den Versuchen mit relativ kleinen Verformungsinkrementen ergibt sich aus dem Verlauf der Meßkurven in Abb. 2 eindeutig eine Abweichung von der theoretischen Kurvensteigung, die als Maß für den Ermüdungseffekt des polykristallinen Gefüges herangezogen werden kann.

Während bei den spannungsgesteuerten Wechsellastversuchen die Verschiebung der Grenzbedingung als Folge von Wechselwirkungen im Mineralkorngefüge die Bruchbildung meistens verhindert hat, die kinematische Verfestigung also deutliche Wirkung gezeigt hat, so ist dieser Effekt bei den Versuchen mit inkrementeller Verformung nicht unmittelbar zu erkennen. Eine Entsprechung für die Verschiebung der Grenzbedingung, für einen Prozess also, der mit der klassischen Plastizitätstheorie nicht erfaßt wird, kann allerdings darin gesehen werden, daß bei den verformungsgesteuerten Wechselbelastungsversuchen die

Deviatorspannung am Bruch immer geringer ist als die maximale Deviatorspannung, die während der vorausgegangenen Lastwechsel aufgetreten ist (vgl. Tabelle 2).

Eine zusätzliche Axialstauchung von  $315 \pm 75 \mu\text{m/m}$  (Versuchsserie No 4) bzw.  $200 \pm 100 \mu\text{m/m}$  (Versuchsserie No 5) wurde bei weiteren Wechselbelastungen noch nach dem Erreichen der maximalen Deviatorspannung aufgebracht, bevor schließlich das Bruchversagen eintrat. Die maximale Deviatorspannung wurde also bei den Wechselbelastungen nicht gleichzeitig mit der maximalen Axialstauchung gemessen. Beim Bruch lag die Deviatorspannung noch  $17,4 \pm 9,8 \text{ MPa}$  (Versuchsserie No 4) bzw.  $6,5 \pm 5,8 \text{ MPa}$  (Versuchsserie No 5) niedriger als die maximale Deviatorspannung im Verlauf der vorangegangenen Wechselbelastungen.

Ein komplexes, elastisch-plastisches Zusammenwirken der verschiedenen Komponenten des Mineralkorngefüges muß für dieses ungewöhnliche Materialverhalten von Bedeutung sein, welches mit Hilfe der klassischen Plastizitätstheorie nicht beschrieben werden kann: Einerseits verringert sich bei gleichbleibender maximaler Deviatorspannung durch Wechselbelastungen die maximale Axialstauchung und andererseits verringert sich bei ansteigender maximaler Axialstauchung durch Wechselbelastungen auch die maximale Deviatorspannung; das Maximum der Deviatorspannung wird deutlich vor Eintreten des Bruchversagens bereits bei geringerer Axialstauchung erreicht.

Bei Temperaturen von  $250^{\circ} \text{ C}$  werden im Granit offenbar vor Erreichen des Bruchzustandes in hohem Maße Spannungen abgebaut oder umgelagert sowie Verformungen bruchlos oder zumindest ohne durchgreifende Schwächung des Kornverbandes aufgeprägt, wenn das Gestein zyklisch wechselnd beansprucht wird. Das Materialverhalten bei Wechselbelastungen kann alleine mit der klassischen Plastizitätstheorie nicht beschrieben werden.

## 7. LITERATUR

- ATTEWELL, P.B. und FARMER I.W. (1973): Fatigue behavior of rock. Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. 10, London, 1-9.
- BRAUNS, J., H. HÖTZL, K. KAST, Ch. LEMPP, D. METZLER und W. SMYKATZ-KLOSS (1985): Ingenieurgeologie aufgelockerter Granite. Verwitterung und Auflockerung/Einführung und Versuch einer Klassifikation. In: K.H. HEITFELD (Hrsg): Ingenieurgeologische Probleme im Grenzbereich zwischen Locker- und Festgesteinen. 695 S., 397 Abb., Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo.
- CHO, T.F. und B.C. HAIMSON (1987): Effect of cyclic loading on circular openings-results of a laboratory simulation. In: Proc. 28th U.S.-Symposium on rock mechanics, ASCE, Tuscon, 805-812.
- HAIMSON, B.C. und C.M. KIM(1971): Mechanical behavior of rock under cyclic fatigue. In: Stability of rock slopes. 13th U.S.-Symposium on rock mechanics, ASCE, New York, 845-863.
- HAIMSON, B.C. (1974): Mechanical behavior of rock under cyclic loading. In: Advances in rock mechanics. Proc. 3rd Congr. of ISRM., Nat. Acad. of Sciences, Denver, Col., Vol. 2, 373-378.
- HILL, R. (1967): The essential structure of constitutive laws for metal composites and polycrystals. J. Mech. Phys. Solids, Vol. 15, London, 79-95.
- KREUTER, H. (1987): Verwitterungsuntersuchungen im Forbachgranit (Nordschwarzwald). Unveröffentl. Dipl.-Arbeit, 62 Abb., 11 Tab., 1 Karte, 135 S., Universität Karlsruhe.
- KURAOKA, S. und B.C. HAIMSON (1983): Mechanical behavior of energy storage tunnels under cyclic loading. In: Proc. 24th U.S.-Symposium on rock mechanics, ASCE, Texas, 119-125.

LEMPP, CH. und O. NATAU (1985): Mechanische Eigenschaften von Störungen und Verwitterungszonen im Granitgebirge und deren genetische Charakterisierung. In: K.H. HEITFELD (Hrsg): Ingenieurgeologische Probleme im Grenzbereich zwischen Locker- und Festgesteinen. 695 S., 397 Abb., Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo.

LEMPP, CH. und O. NATAU (1986): Festigkeitsverhalten von kristallinen Gesteinen unter hohen Dücken und Temperaturen. In: Berichtsband des Sonderforschungsbereiches 108 "Spannung und Spannungsumwandlung in der Lithosphäre" (1984-1986), 233-278, Universität Karlsruhe.

LIPPMANN, H. und W. WINTER (1987): Elastisch-plastische Stabwerke mit kinematischer Verfestigung als Modell für vielkristallines Werkstoffverhalten unter Wechselbeanspruchung. Teil 1: Modellierung und Simulation der Ermüdung. Ingenieur-Archiv Vol. 57, No 6, 431-445.

MINKLEY, W. (1982): Untersuchungen zum Reibungswiderstand von Gesteinstrennflächen bei pulsierender Belastung. Neue Bergbautechnik, Jg. 12, H.1.

RICHTER, D. und G. SIMMONS (1974): Thermal expansion behaviour of igneous rocks. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 11, London, 403-411.

SCHOLZ, C.H. und R. KRANZ (1974): Notes on dilatancy recovery. J. Geophys. Res. Vol. 79, No 14, 2132-2135.

ZOBACK, M.D. und J.D. BYERLEE (1975): The effect of cyclic differential stress on dilatancy in Westerly Granite under uniaxial and triaxial conditions. J. Geophys. Res. Vol. 80, No 11, 1526-1530.

A N H A N G  
VERSUCHSSERIE No. 1 BIS No. 3

# TABELLE 1

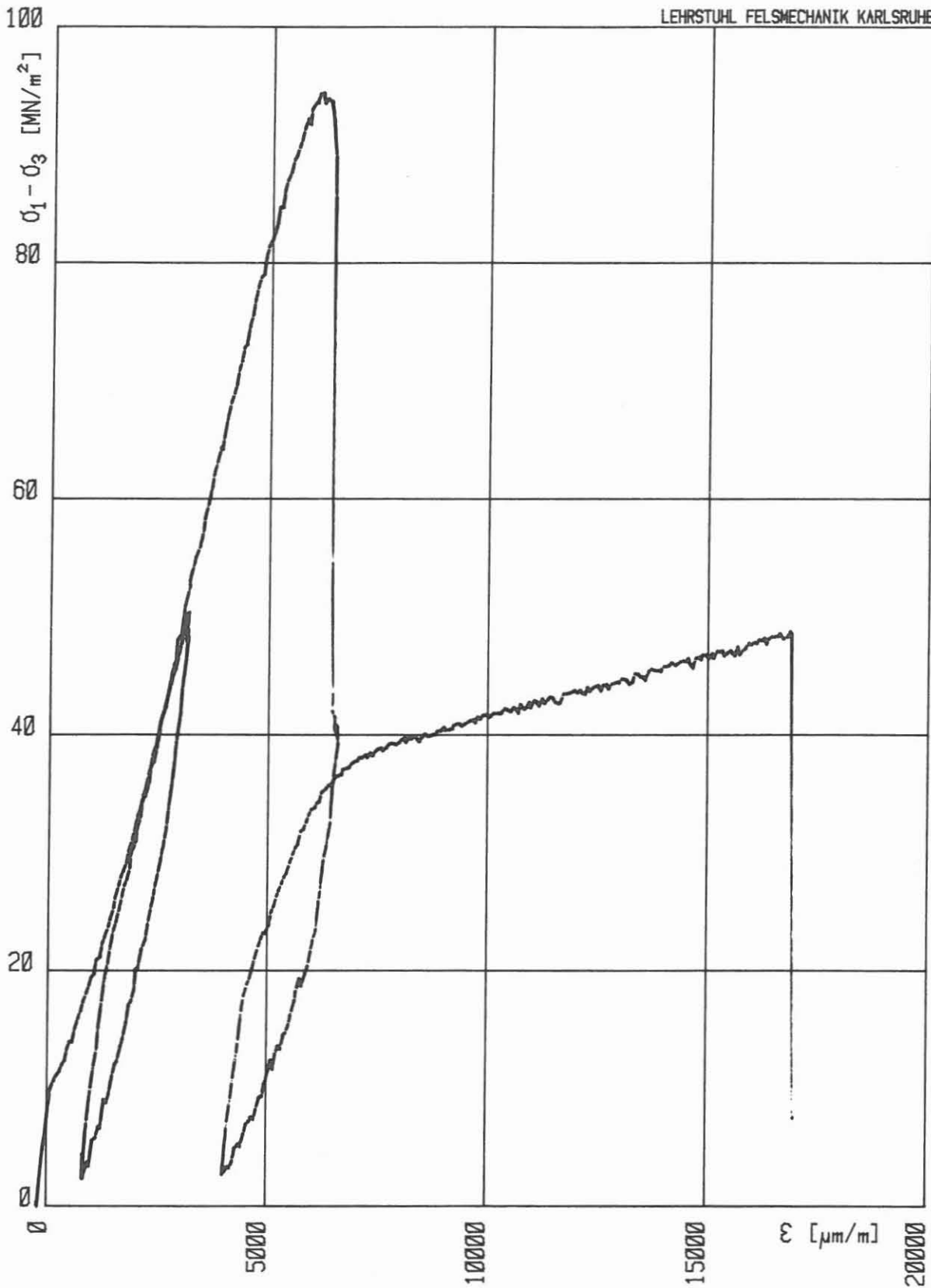
(ERLÄUTERUNG S. UMSEITIG)

VERSUCHSSERIE NO 1 mit geschlossener Probenhülle																
Proben- bez. (s. Anh.)	Belastungs- geschwindigkeit [mm/min]	3	4	5	6	7	8	9	10		11		12			
									Besonder- heiten	$\sigma_{zykl.}$ [MPa]	$\sigma_{max.}$ [MPa] (in Versuch)	$f_{B-Bruch}$ beim Zyklus		$D_{zykl.}$ sec · [10 <sup>-3</sup> Hz]	$\frac{sec}{Zyklus}$	$\epsilon_{pl. max.}$ [µm/m]
J5 T25 P65	0,100		50	0,53	94,4	1	-	-	4000	800	(Nachbruch/Bruch)	16870	6000	(Nachbruch/Bruch)	-	-
J2 T25 P65	0,100		50 MPa-Startzykl.	0,75	n.e.	15	18432	54	1600	1300	- 300	5050	2350	- 400	3500	-
" 2. Teil	0,100		1. Fortsetzung	0,75	n.e.	5	19269	51	1150	1100	- 50	4500	4400	- 100	3425	±
" 3. Teil	0,100		2. Fortsetzung	0,75	n.e.	18	20832	48	1700	500	- 1200	5000	3500	- 1500	3225	±
" 4. Teil	0,100		3. Fortsetzung	0,75	n.e.	11	31628	31	1200	1100	+ 100	4300	4200	- 100	3150	±
J4 T25 P65	0,100		50 MPa-Startzykl.	0,80	(87,5 → 62,0)	7 B	-	623	800	550	- 250	4700	4500	- 200	3900	±
J3 T25 P65	0,100		50 MPa-Startzykl.	0,85	92,6 → 19,0	9 B	18330	65	1500	1400	- 100	5600	5550	- 50	4150	±
J1 T25 P65	0,100		50 MPa-Startzykl.	0,91	91,6 → 14,0	8 B	19263	52	1450	1400	- 50	5800	5750	- 50	4450	±
VERSUCHSSERIE NO 2 mit geschlossener Probenhülle																
L1 T25 P65	0,600		Referenzprobe	0,65	77,0	1	-	-	7070	1530	(Nachbruch/Bruch)	10100	6270	(Nachbruch/Bruch)	-	-
L2 T25 P65	0,600		1. Fortsetzung	0,55	n.e.	42	18432	54	1000	700	- 300	2900	2350	- 550	1900	-
"	0,600		2. Fortsetzung	0,55	n.e.	57	19269	51	1000	900	+ 100	2700	2500	- 200	1700	±
"	0,600		3. Fortsetzung	0,55	n.e.	61	20832	48	1350	1100	+ 250	2800	2750	- 50	1550	±
"	0,600		4. Fortsetzung	0,55	n.e.	100	27646	36	1600	1250	+ 350	2850	2800	- 50	1450	±
"	0,600		$\sigma_u$ -Test	0,65; 1,3	102,7	370	31628	31	1300	1700	+ 400	2900	2400	± 0	1250	± wellig
L3 T25 P65 a	0,600		(Verf. 102,7 MPa)	0,73	n.e.	350	18330	65	2400	1400	± 0	4500	3300	- 900	2200	- wellig
" b	0,600		1. Fortsetzung	0,73	n.e.	350	19263	52	1800	1300	+ 500	3800	3700	- 100	2000	± wellig
" c	0,600		$\sigma_{1,0}$ -Test	55; 78,2	0,71; 1,0	2	-	-	1400	1340	(2.Zykl./1.Zykl.)	5000	3640	(2.Zykl./1.Zykl.)	-	-
L4 T25 P65 a	0,600		66	0,86	-	320	16617	60	3200	2200	+ 300	5800	4900	- 500	2500	- wellig
L6 T25 P65	0,030		Geschw.-Test!	n.b.	-	17	645	1550	1700	1500	- 200	4500	4400	- 100	2900	(-)wellig
L5 T25 P65	0,600		71	0,92	(55)	275 B	11905	84	2250	3200	+ 950	6050	5600	+ 450	3100	(+) wellig
VERSUCHSSERIE NO 3 mit durchlässiger Probenhülle																
M1 T25 P65	0,100		Referenzprobe	0,77	64,7	1	-	-	6200	1800	(Nachbruch/Zykl.)	7400	5730	(Nachbruch/Bruch)	-	-
M2 T25 P65	0,100		$\sigma_u$ -Test	0,83	n.e.	20	2412	415	2400	1800	- 600	5000	4200	- 800	2550	-
" n.ZV	0,100		50	0,77	79,4	1	-	-	6870	2000	(Nachbruch/Zykl.)	8100	6650	(Nachbruch/Bruch)	-	-
M3 T25 P65	0,100		61	0,94	n.e.	40	1990	503	1800	400	- 1200	5000	3400	- 1400	3100	- wellig
" n.ZV	0,100		50	0,77	71,2	1	-	-	~6000	2130	(Nachbruch/Zykl.)	-	6050	(- / Bruch)	-	-
M4 T25 P65	0,100		Sofortbruch	-	40,3	-	-	-	-	6600	(- / Nachbruch)	7500	6100	(Nachbruch/Bruch)	-	-
M5 T25 P65	0,100		65	1,0	n.e.	14 B	1780	562	3100	2800	+ 300	6800	6200	+ 600	3600	+ (*)
M6 T25 P28	0,100		$\sigma_u$ 28,4 MPa!	1,0	n.e.	40	1919	521	1800	-600	- 2400	5400	2800	- 2600	3500	- wellig
" b	0,100		50	0,77	82,3	1	-	-	~7600	2600	(Nachbruch/Zykl.)	-	7400	(- / Bruch)	-	-

ERLÄUTERUNGEN ZU DEN SPALTEN 1 bis 12 (TABELLE 1)

1. Großbuchstabe bezeichnet den Kluftkörper, aus dem die Bohrkörner 1 bis n herausgebohrt worden sind; T25 = Versuchstemperatur 250<sup>0</sup> C; P65 = Zell-  
druck = 650 bar; Kleinbuchstaben a.....f, oder n-ter Teil kennzeichnet Ver-  
suchsfortsetzung mit demselben Prüfkörper.
2. Belastungsgeschwindigkeit entspricht der Kolbenvorschubgeschwindigkeit bei  
Be- und Entlastung [mm/min].
3. Referenzprobe charakterisiert die Kluftkörpereigenschaften im triaxialen  
Kompressionsversuch;  $\sigma_u$ -Test ergibt die maximale Prüfkörperfestigkeit im  
Triaxialversuch, durchgeführt *nach* dem Wechsellastversuch;  $\sigma_{1,0}$ -Test zeigt  
das  $\sigma$ - $\varepsilon$ -Verhalten bei Belastung bis zur Deviatorbruchspannung der Referenz-  
probe; 50 MPa-Startzyklus dient der Vorwegnahme von Anlegeverformungen  
vor dem eigentlichen Wechsellastversuch; 'Verf. xxMPa' zeigt Verfestigung  
auf einen bestimmten Wert der Deviatorbruchspannung an, der größer ist  
als bei der Referenzprobe.
4.  $\sigma_{\text{zykl.}}$  = maximale Deviatorspannung bei zyklischer Wechselbelastung.
5.  $\sigma_{\text{zykl.}}/\sigma_{\text{max.}}$  = maximale Deviatorspannung bei zyklischer Wechselbelastung  
bezogen auf die Deviatorbruchspannung der Referenzprobe.
6.  $\sigma_{\text{max.}}$  (nach Versuch) = Deviatorbruchspannung (bei zyklischer Wechselbela-  
stung); n.e. = Bruch nicht erreicht.
7.  $n_{\text{zykl.}}$  = Anzahl der Lastwechsel im Versuch; B = Bruch unter Wechsellast  
eingetreten.
8.  $n_{\text{zykl.}}/\text{sec}$  = Mittlere Lastwechselfrequenz in Hz. [ $10^{-6}$ ].
9.  $\text{sec}/\text{zykl.}$  = Mittlere Dauer eines Lastwechsels (Be- und Entlastung) in sec.
10. Bleibende axiale Verformung der entlasteten Probe: maximal  $\varepsilon_{\text{pl. max.}}$ , minimal  
 $\varepsilon_{\text{pl. min.}}$  und über die Wechselbelastungen  $n_{\text{max.}}$  sich verändernd  $\Delta\varepsilon_{\text{pl.}}$  (ab-  
nehmend -, zunehmend +). Bei Referenzproben und  $\sigma_u$  - Test nach Lastwech-  
selversuchen zusätzliche Angaben zu den Verformungswerten (z.B. nach 1.  
Zyklus).
11. Gesamte axiale Verformung der belasteten Probe: maximal  $\varepsilon_{\text{max.}}$ , minimal  
 $\varepsilon_{\text{min.}}$  und über die Wechselbelastungen  $n_{\text{max.}}$  sich verändernd  $\Delta\varepsilon$  (ab-  
nehmend -, zunehmend +),  $\varepsilon_{\text{Ampl.}}$  = Betrag der elastischen Verformung (Mittel-  
wert). Bei Referenzproben und  $\sigma_u$  - Test nach Lastwechselversuchen zusätz-  
liche Angaben zu den Verformungswerten (z.B. Nachbruchbereich).
12. Zeitlicher Verlauf von  $\varepsilon_{\text{axial}}$  über n Lastwechsel, getrennt nach elastisch  
(belasteter Prüfkörper) und plastisch (entlasteter Prüfkörper): + ansteigen-  
de Verformung, - abfallende Verformung,  $\pm$  etwa gleichbleibende Verfor-  
mung, wellig sich ändernde Verformung.





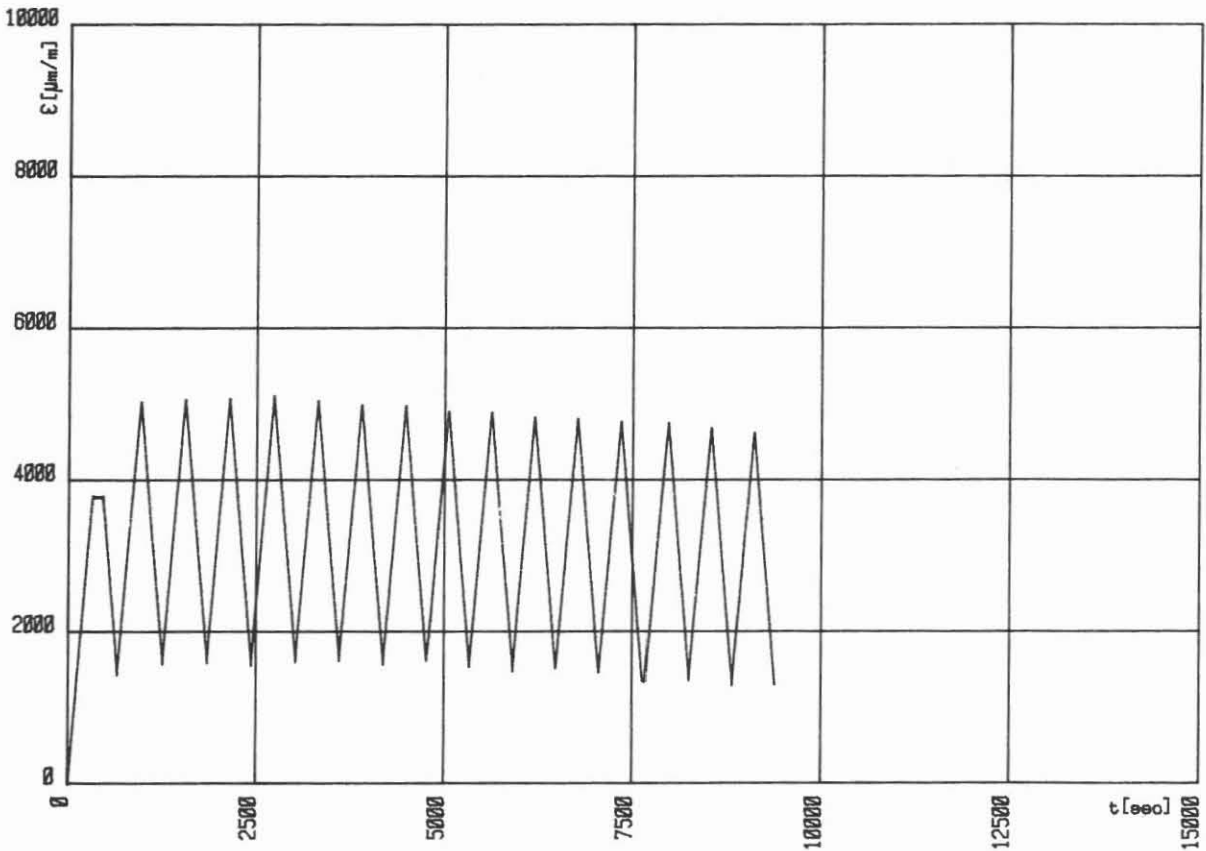
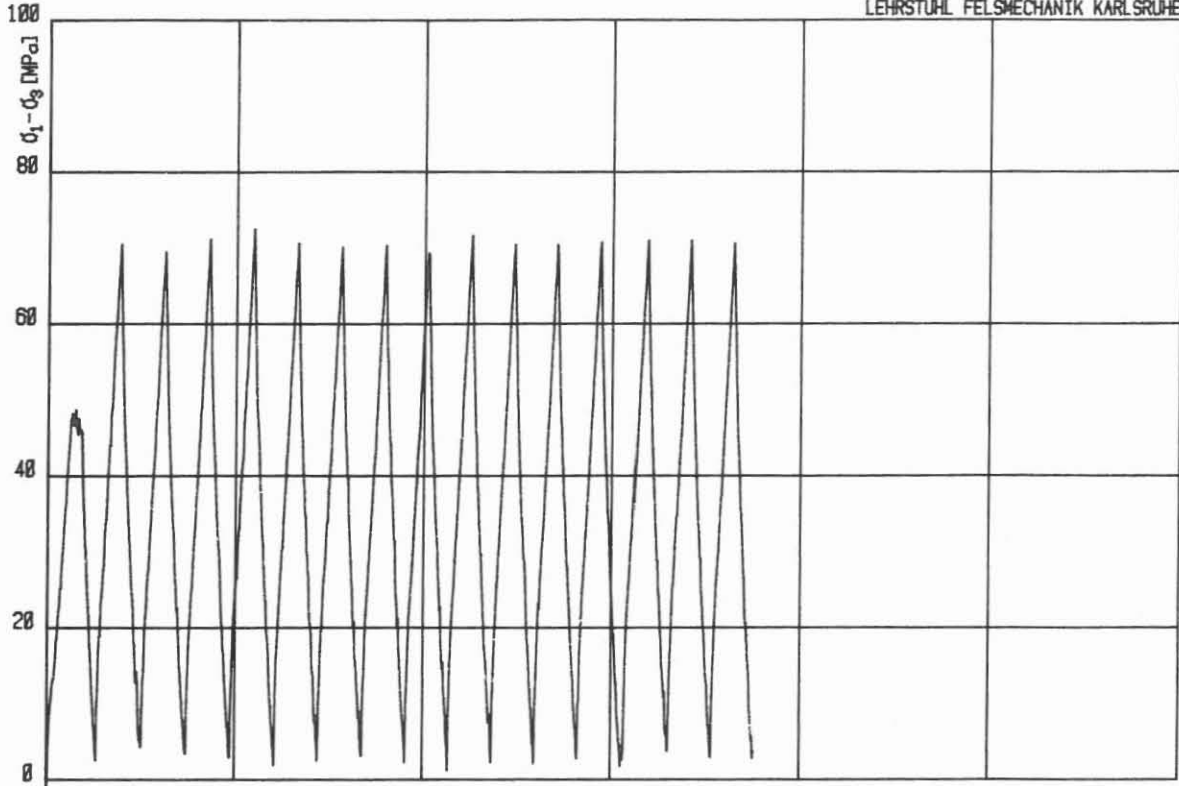
HT-TRIAxIALVERSUCH: Granit J5 T25P65

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 650.5 bar      Zelltemperatur: 250 °C

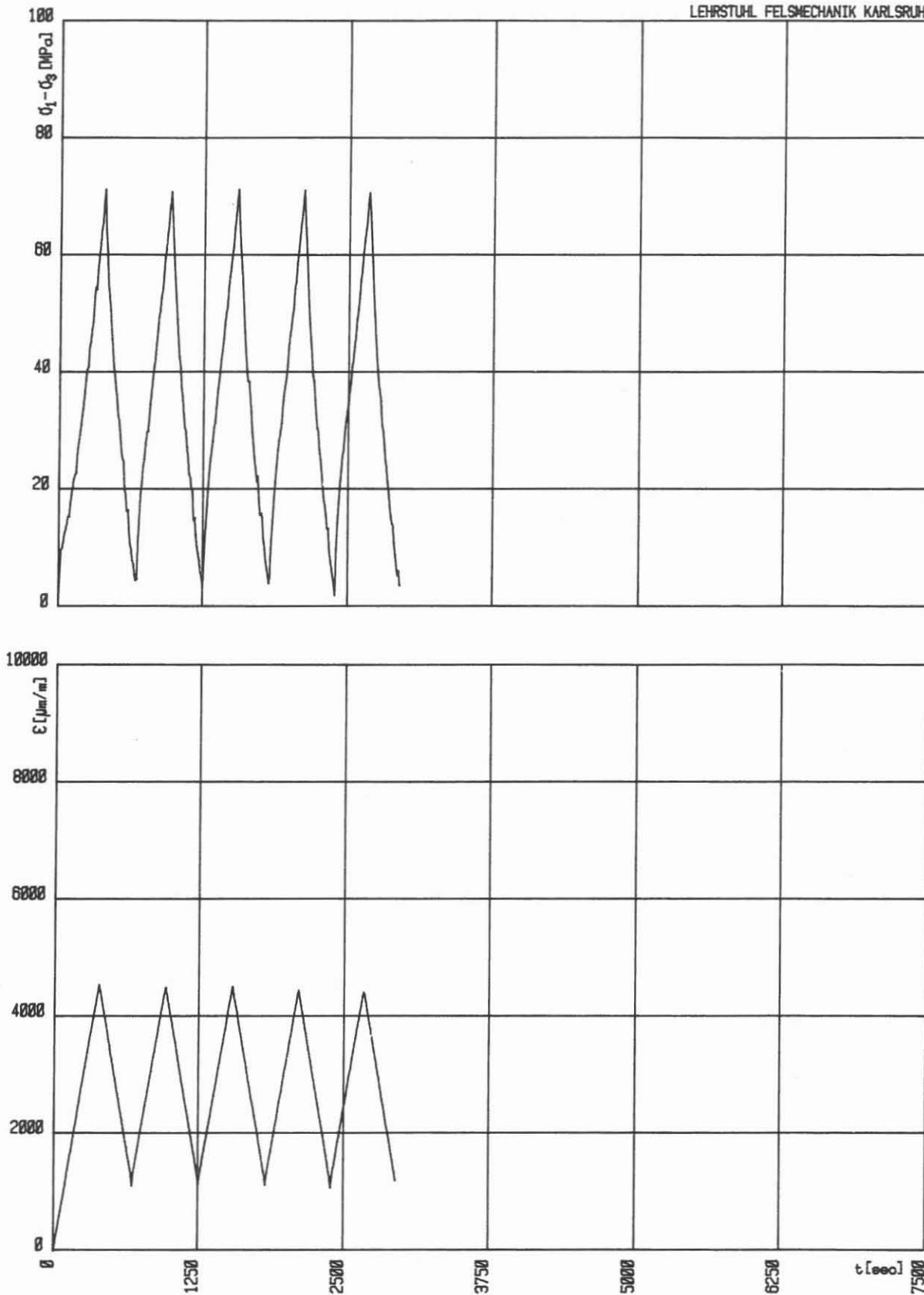
Max. ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ): 94.39 MN/m<sup>2</sup>

Abmessungen der Probe:    H = 138.0 mm    D = 70.3 mm    H/D = 1.96



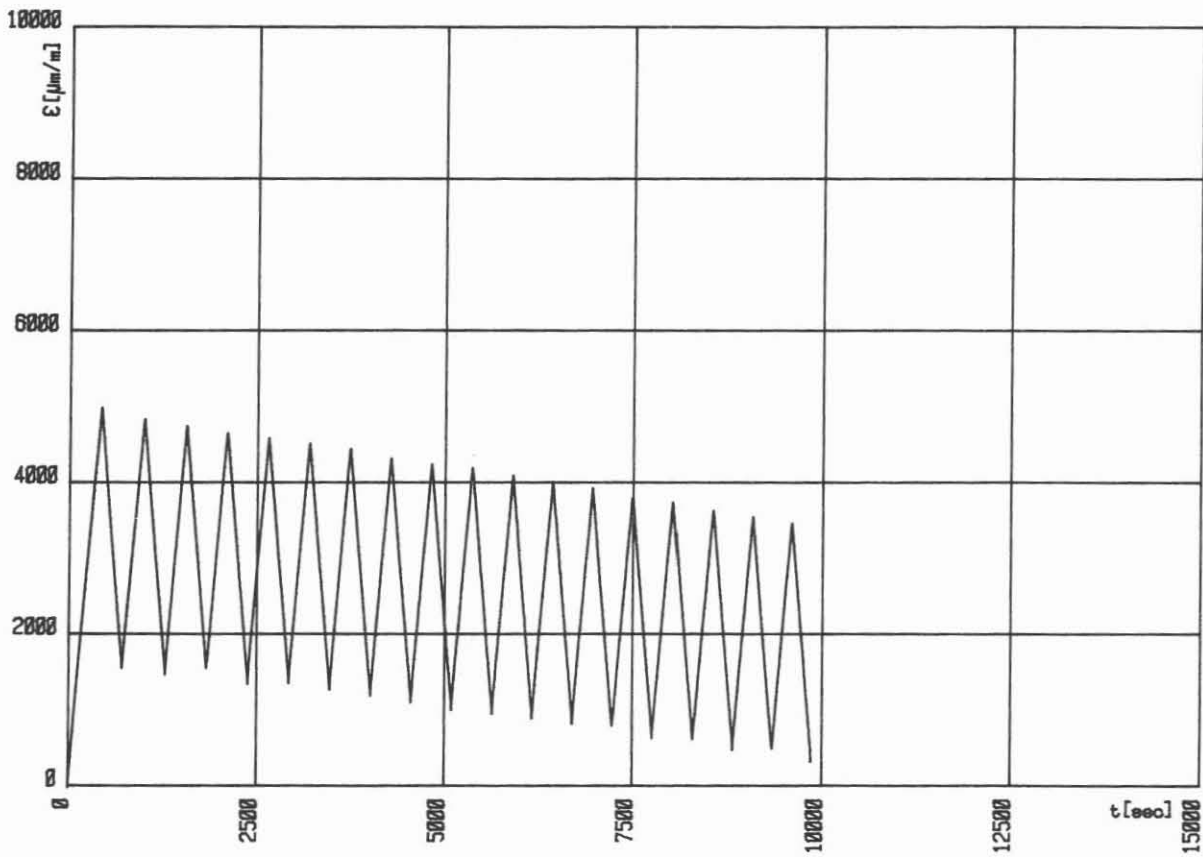
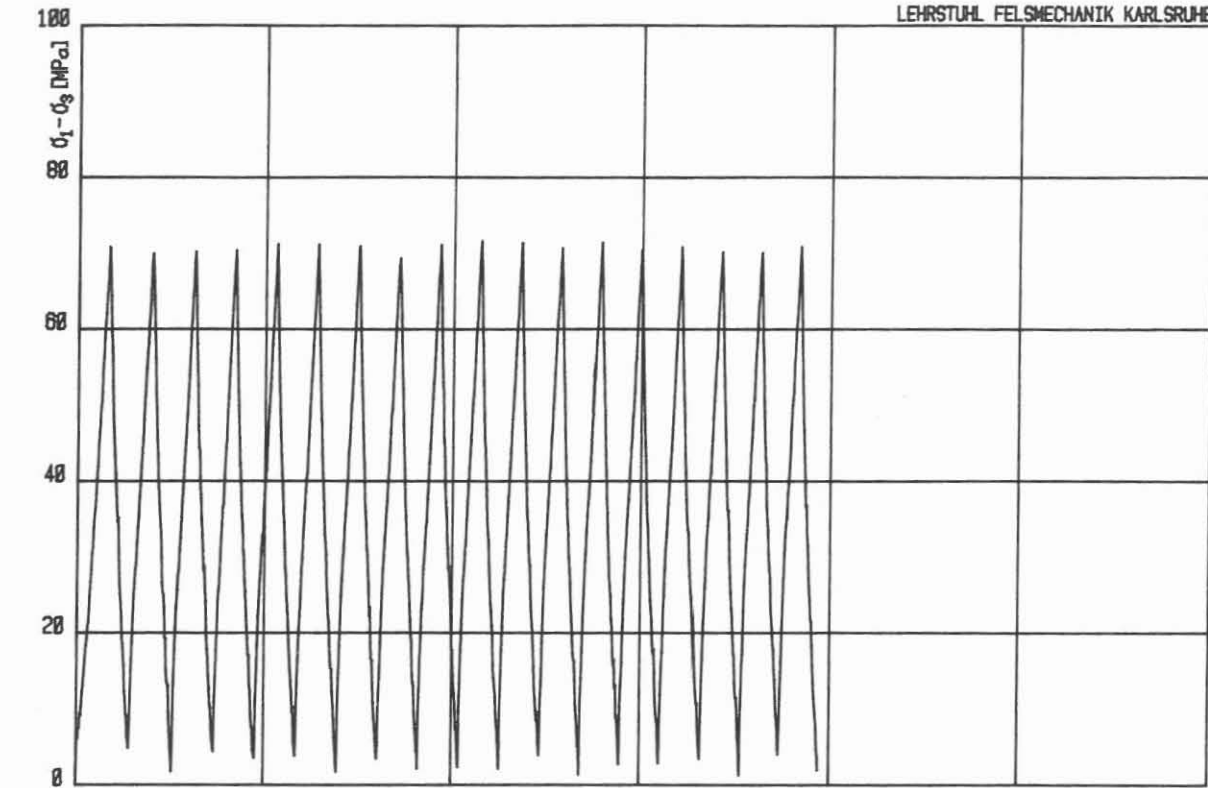
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J2 T25P65 15 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 649.6 bar    Zelltemperatur: 252 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 142.2 mm    D = 70.2 mm    H/D = 2.03



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J2 T25P65 2. Teil ab 16 bis 20 Zyk

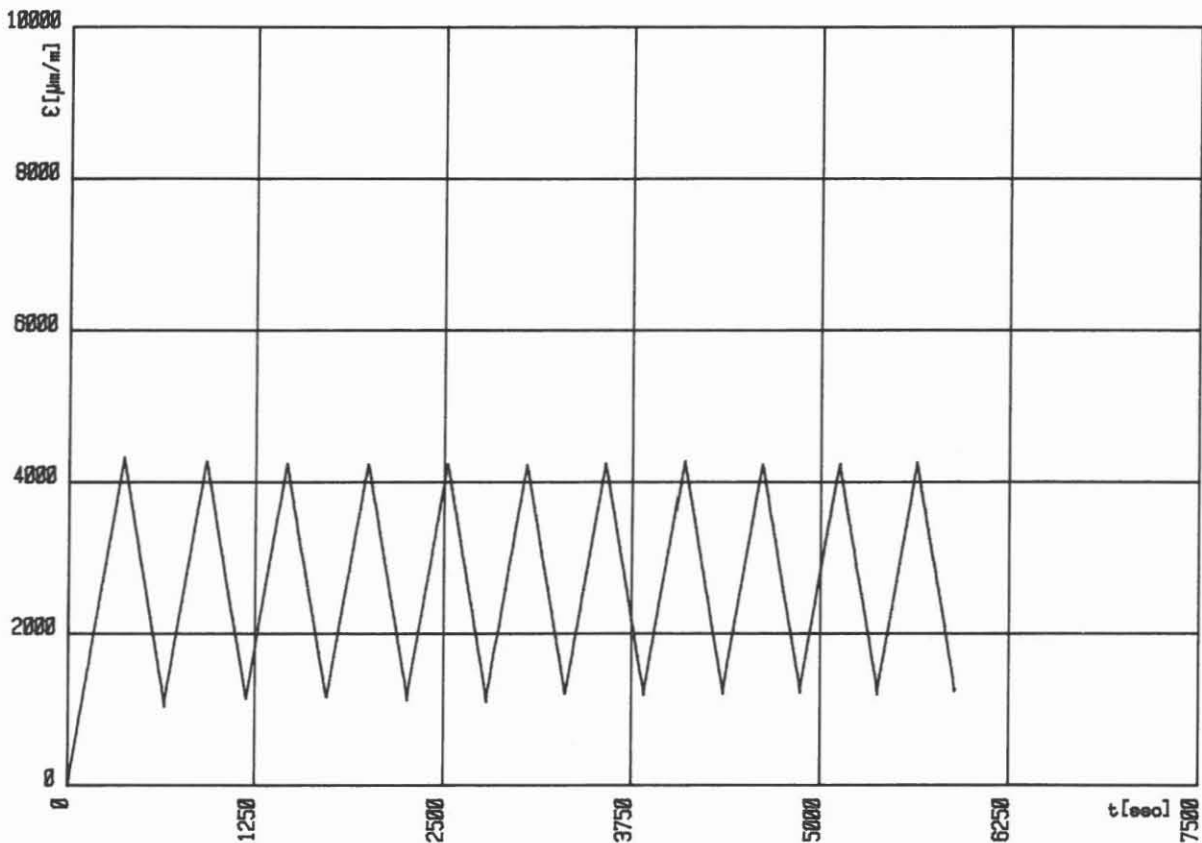
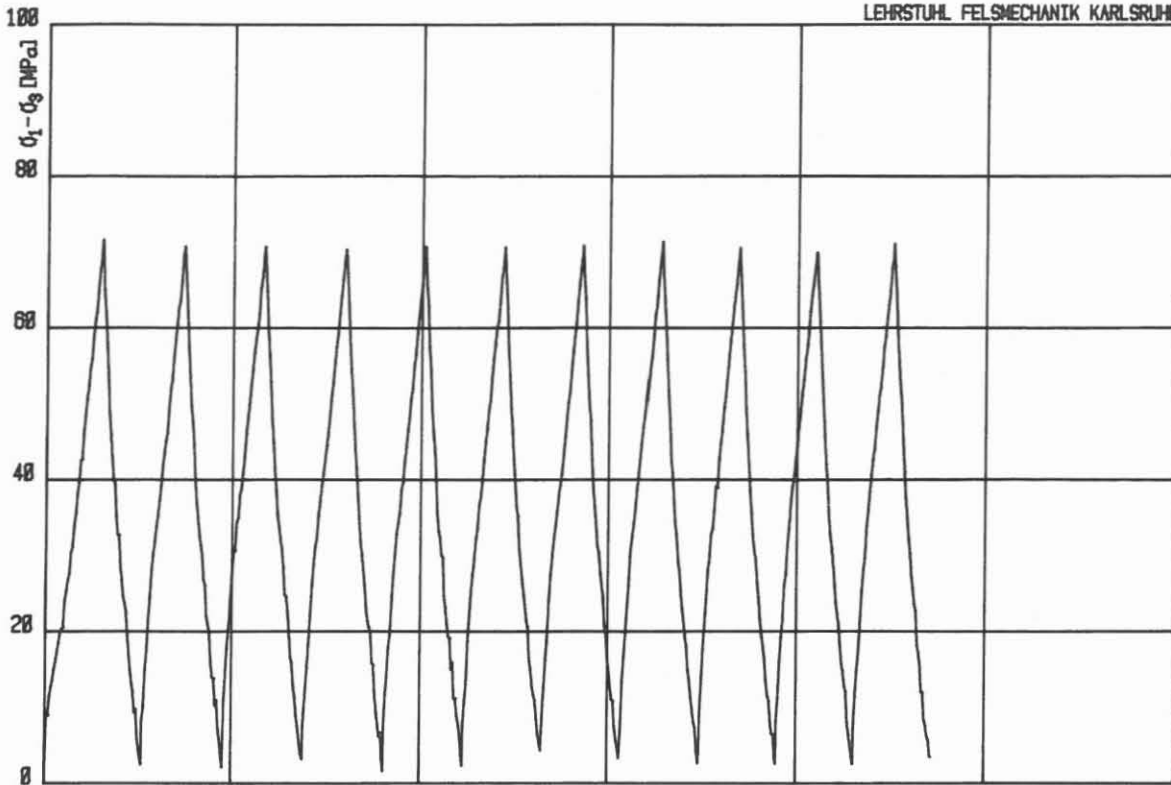
Kolben-Vorschub:  $0.100 \text{ mm}/\text{min}$     Zelldruck: 649.4 bar    Zelltemperatur: 252 °C  
Abmessungen der Probe:     $H = 142.2 \text{ mm}$      $D = 70.2 \text{ mm}$      $H/D = 2.03$



ZYKLISCHER HT-TRIAxIALVERSUCH: KTB/Granit J2 T25P65 3. Teil ab 21 bis 39 Zykl

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ .100 mm/min      Zelldruck: 648,8 bar      Zelltemperatur: 251 °C

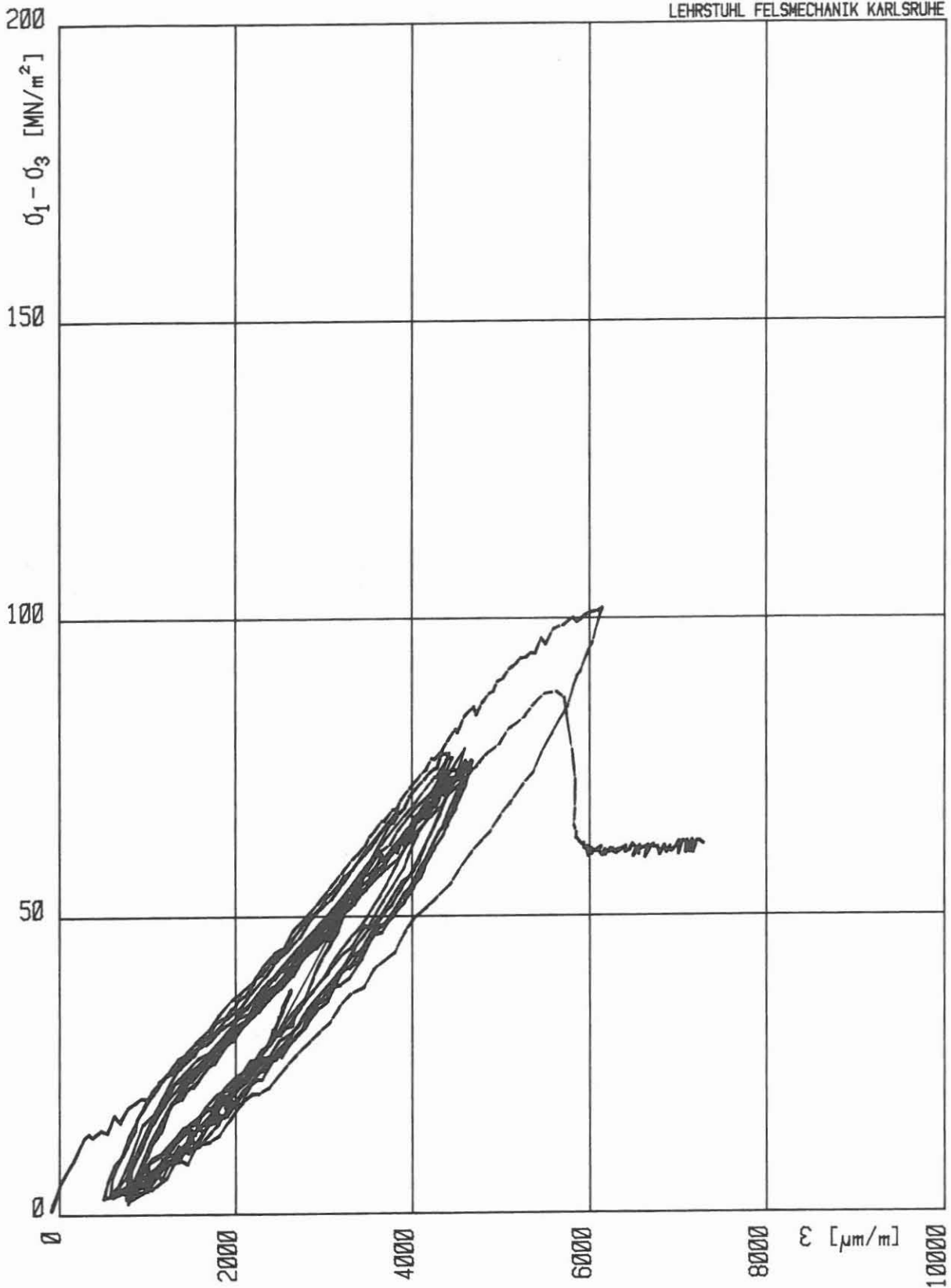
Abmessungen der Probe:    H = 142,2 mm    D = 70,2 mm    H/D = 2,03



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J2 T25P65 4. Teil ab 39 bis 50 Zykl

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min      Zelldruck: 650.7 bar      Zelltemperatur: 251 °C

Abmessungen der Probe:    H = 142.2 mm    D = 70.2 mm    H/D = 2.03



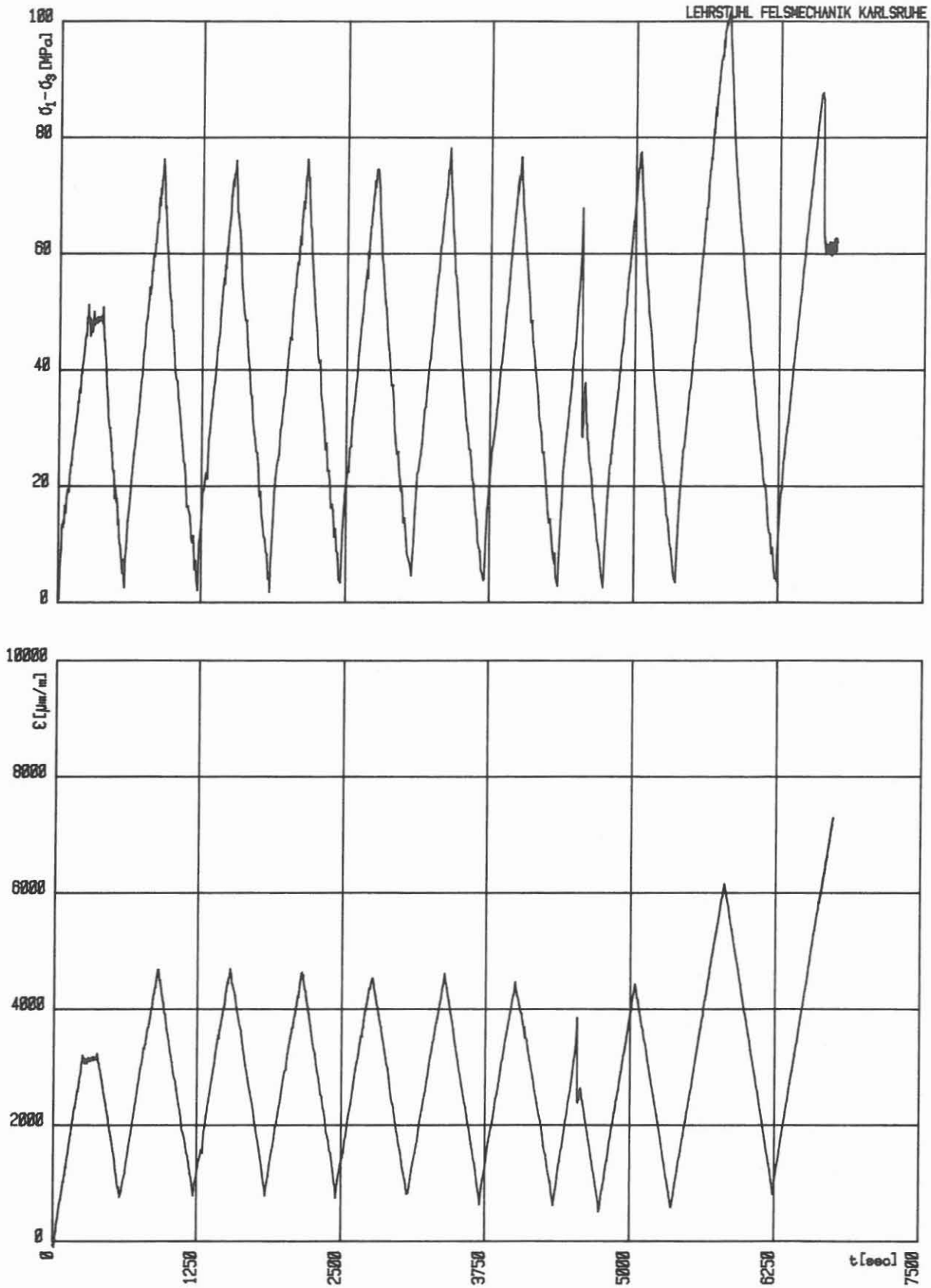
HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J4 T25P65 7 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 650.0 bar Zelltemperatur: 251 °C

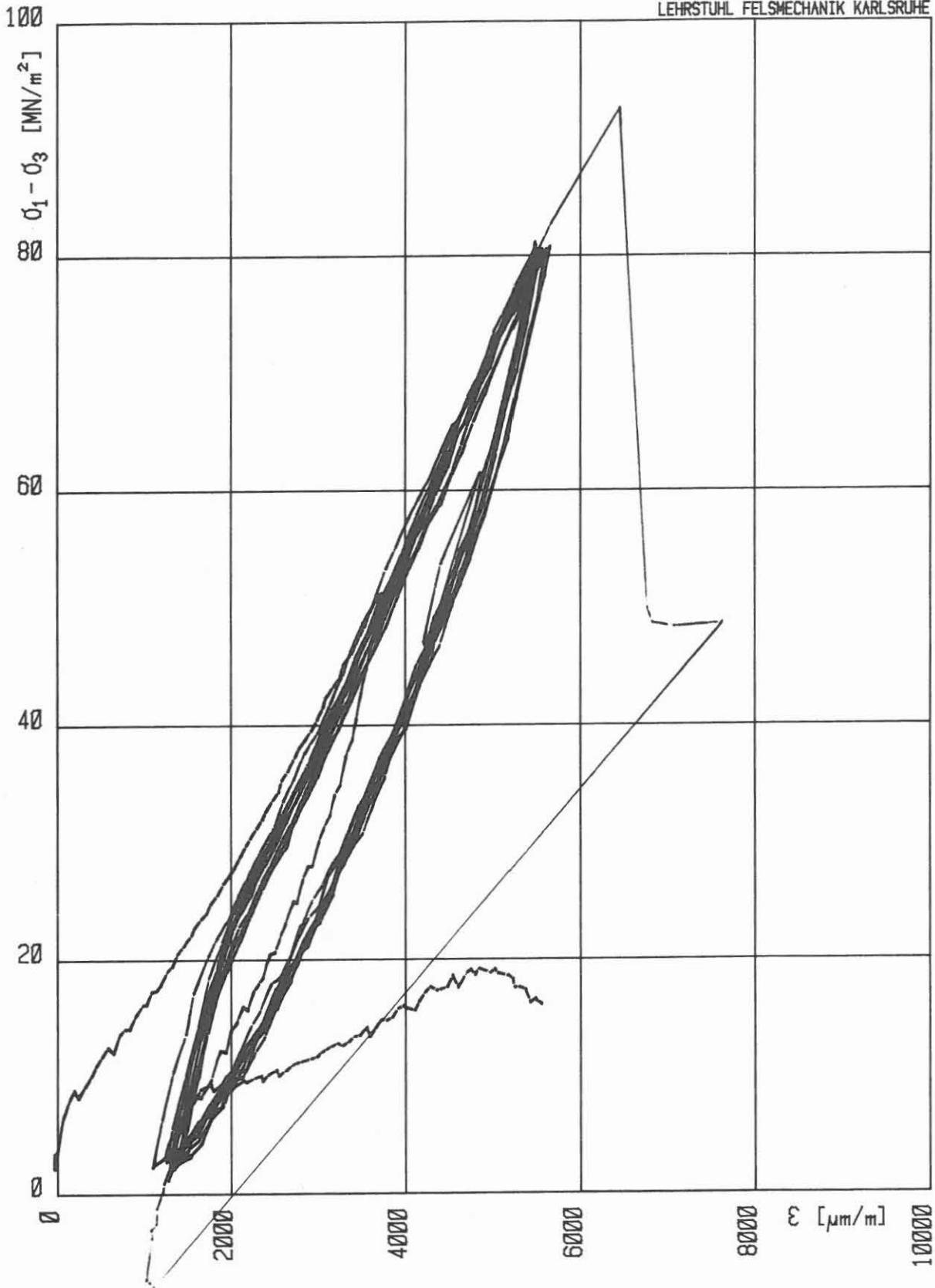
Max. ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ): 101.69 MN/m<sup>2</sup>

Abmessungen der Probe: H = 131.9 mm D = 70.3 mm H/D = 1.88



ZYKLISCHER HT-TRIAxIALVERSUCH: KTB/Granit J4 T25P65 7 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.0 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 131.9 mm    D = 70.3 mm    H/D = 1.88



HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J3 T25P65 9 Zyklen

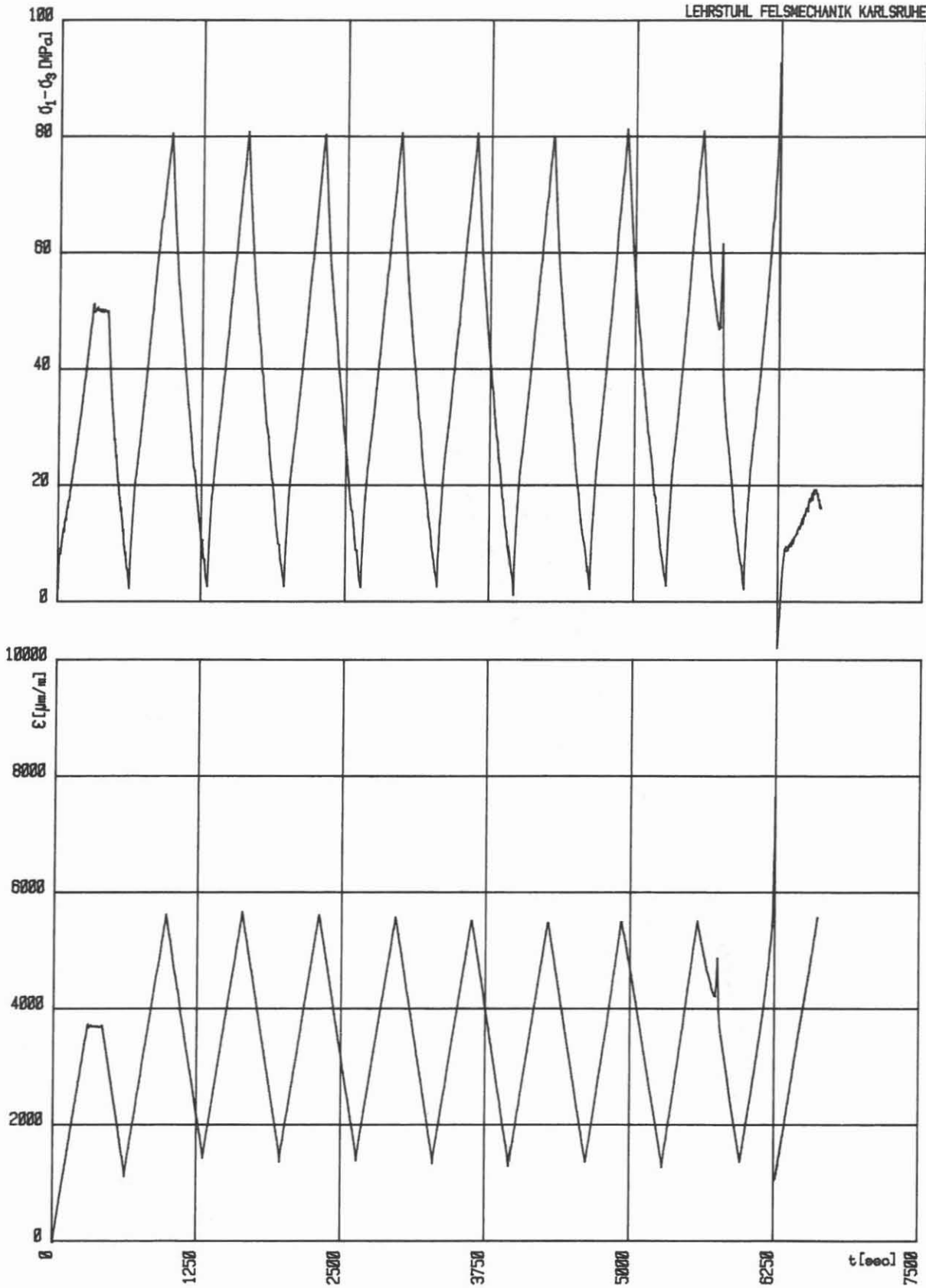
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 650.1 bar Zelltemperatur: 254 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 92.58 MN/m<sup>2</sup>

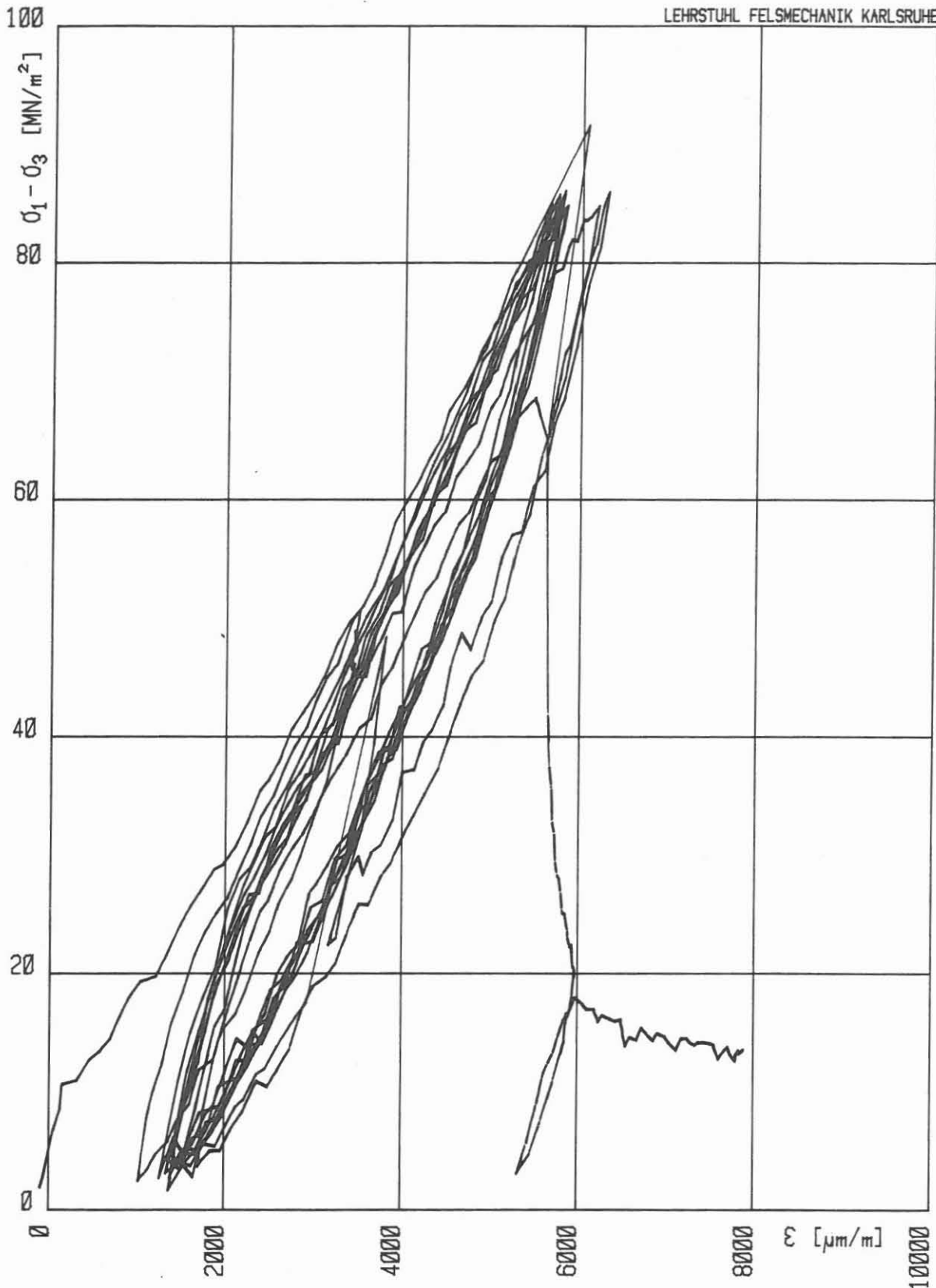
Abmessungen der Probe: H = 131.1 mm D = 70.3 mm H/D = 1.86





ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J3 T25P65 9 Zyklen

Kolben-Vorschub:  $0.100 \text{ mm}/\text{min}$     Zelldruck:  $650.1 \text{ bar}$     Zelltemperatur:  $254 \text{ }^\circ\text{C}$   
Abmessungen der Probe:     $H = 131.1 \text{ mm}$      $D = 70.3 \text{ mm}$      $H/D = 1.86$



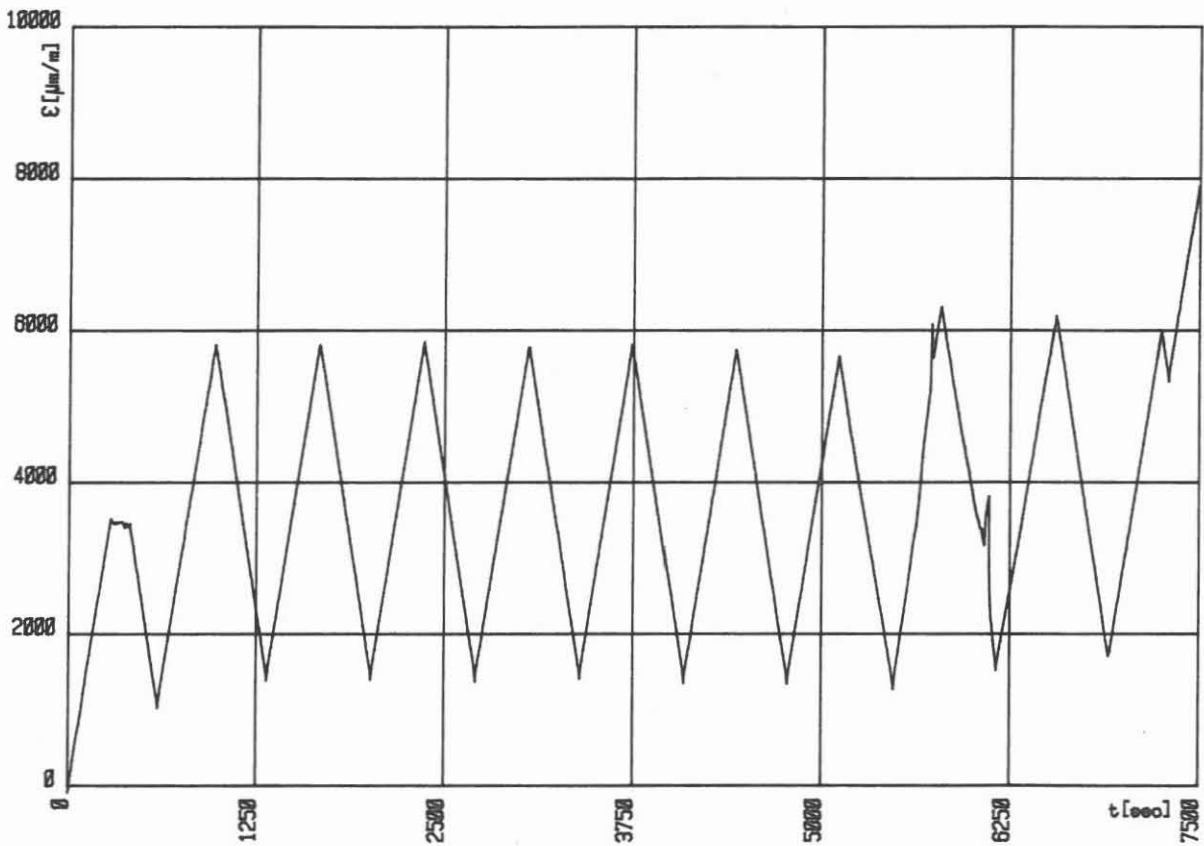
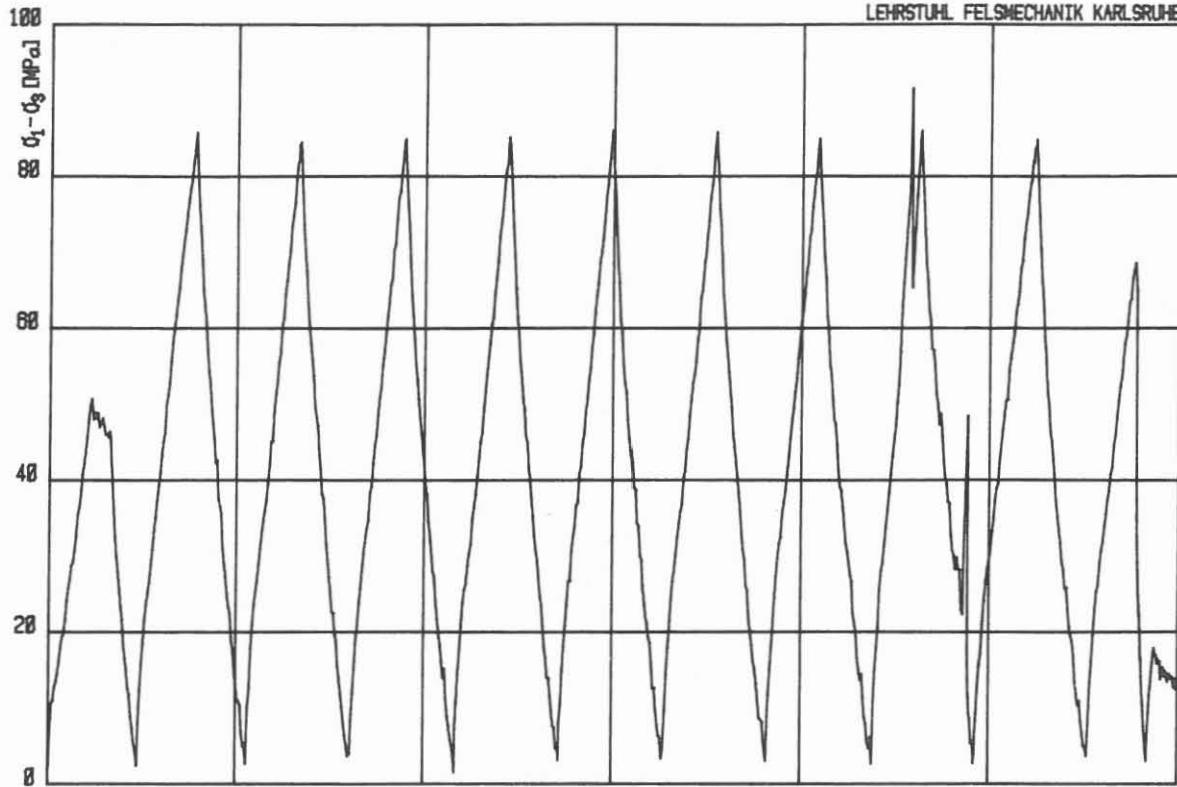
HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J1 T25P65 10 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 651.3 bar Zelltemperatur: 251 °C

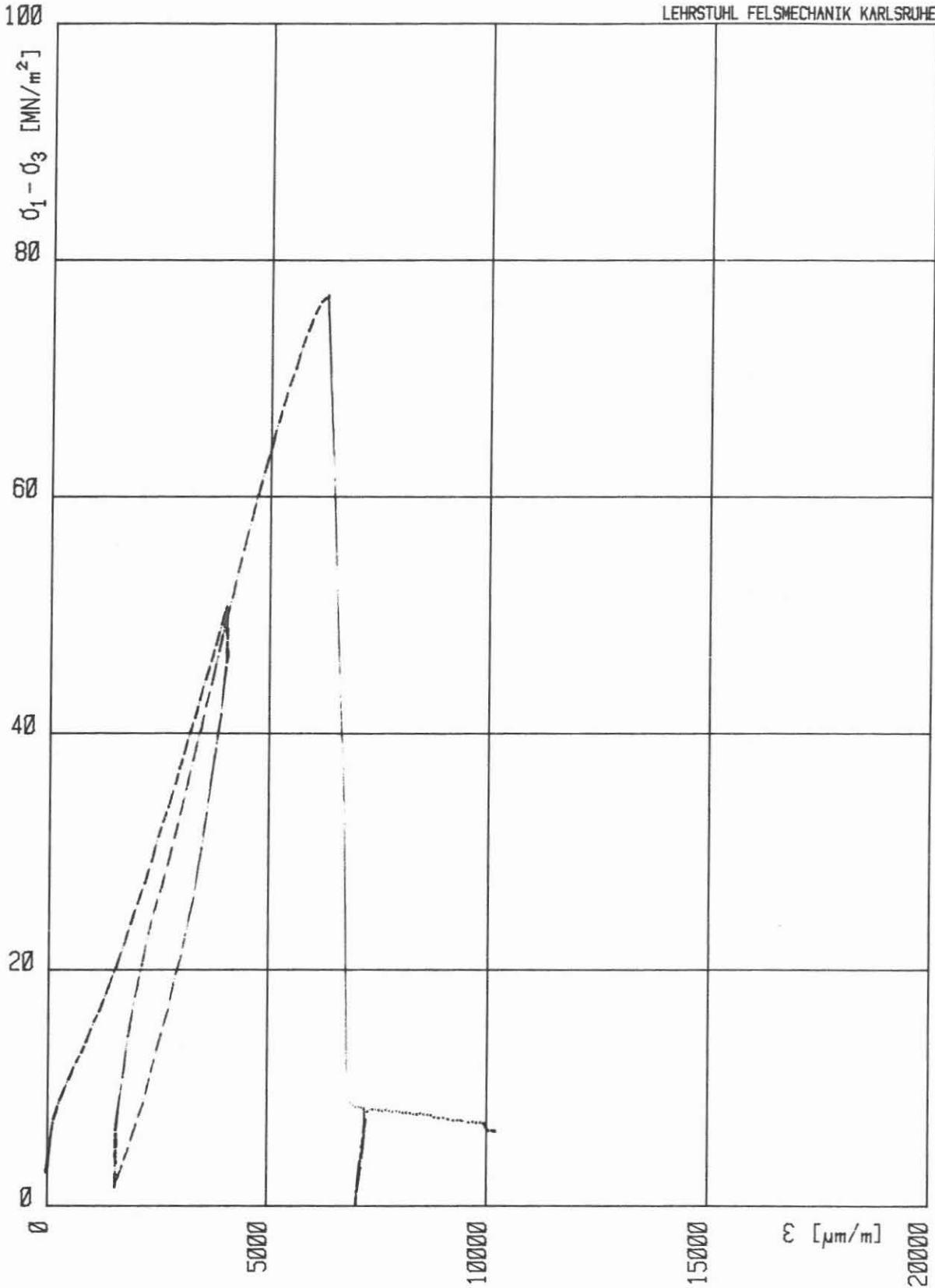
Max. ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ): 91.58 MN/m<sup>2</sup>

Abmessungen der Probe: H = 130.4 mm D = 70.3 mm H/D = 1.85



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: KTB/Granit J1 T25P65 10 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 651.3 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 130.4 mm    D = 70.3 mm    H/D = 1.85



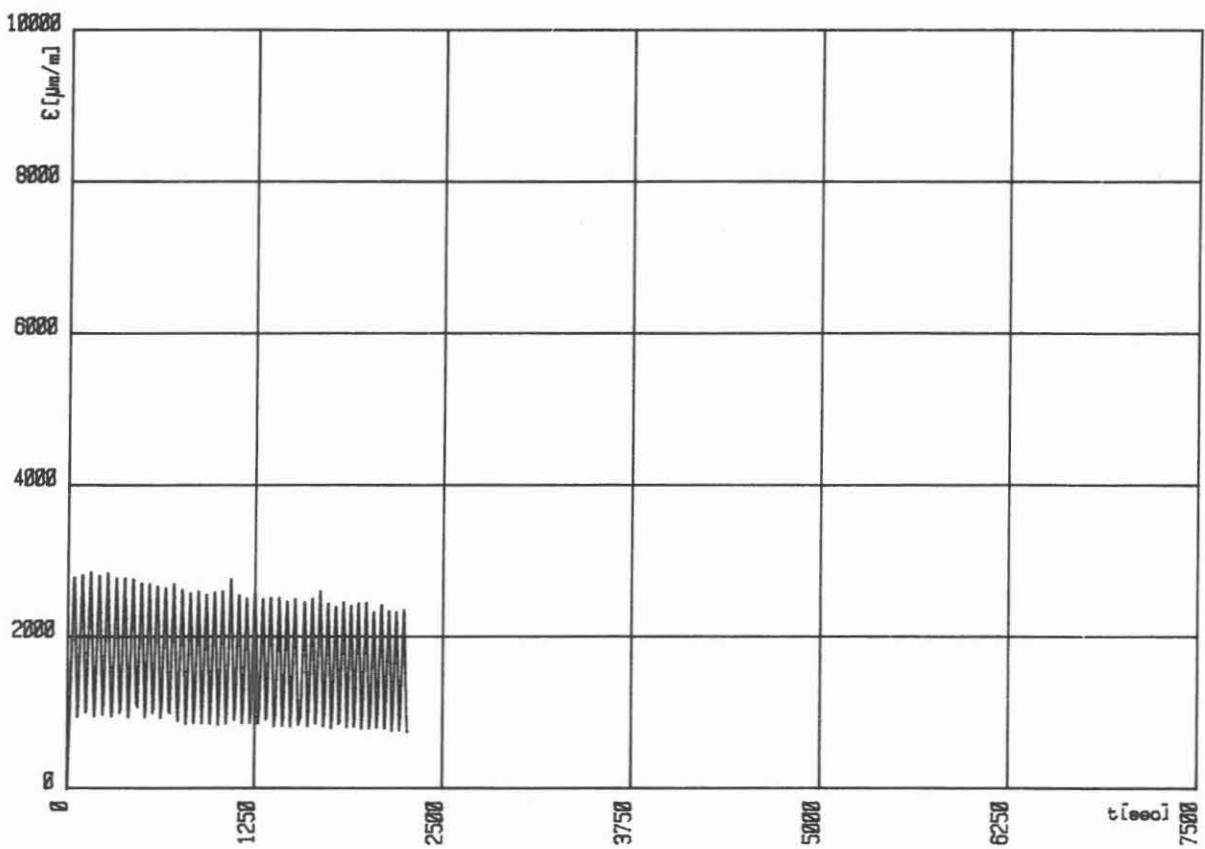
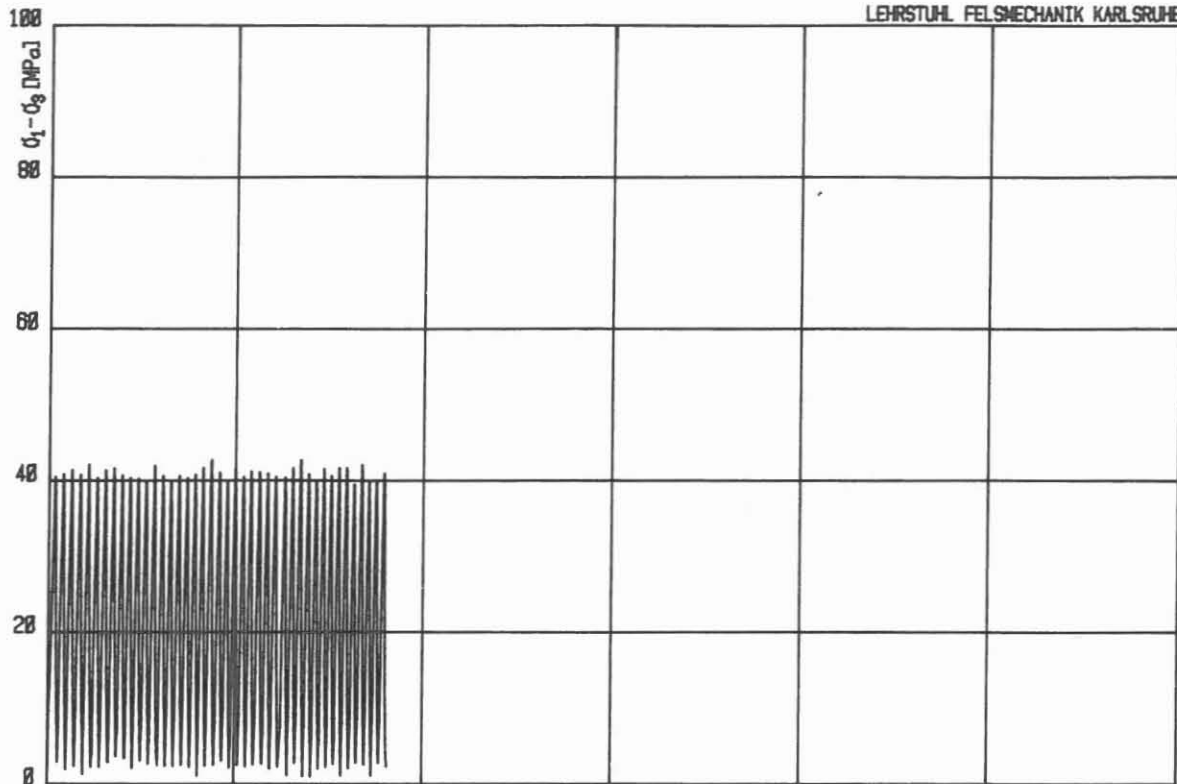
HT-TRIAXIALVERSUCH: L1T25P65

Kolben-Vorschub:  $\emptyset.600$  mm/min

Zelldruck: 649.8 bar      Zelltemperatur: 253 °C

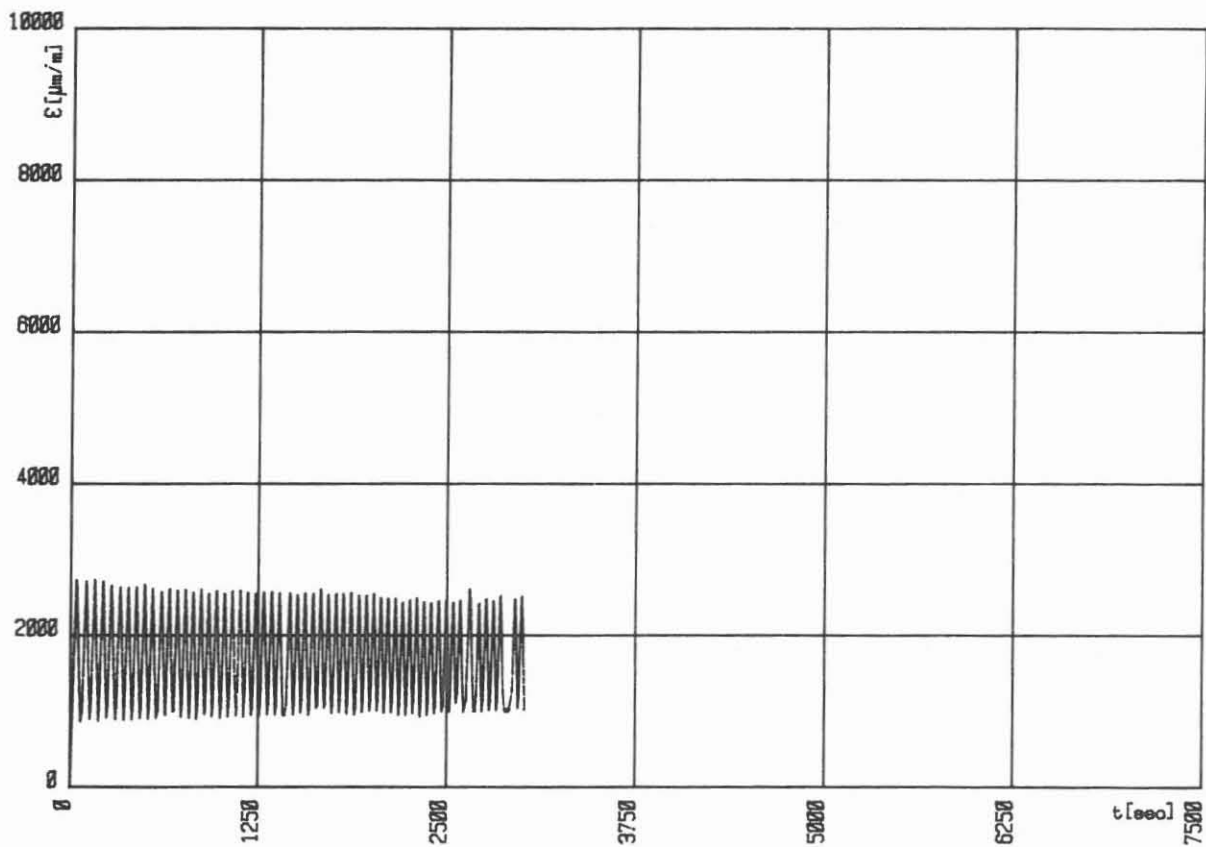
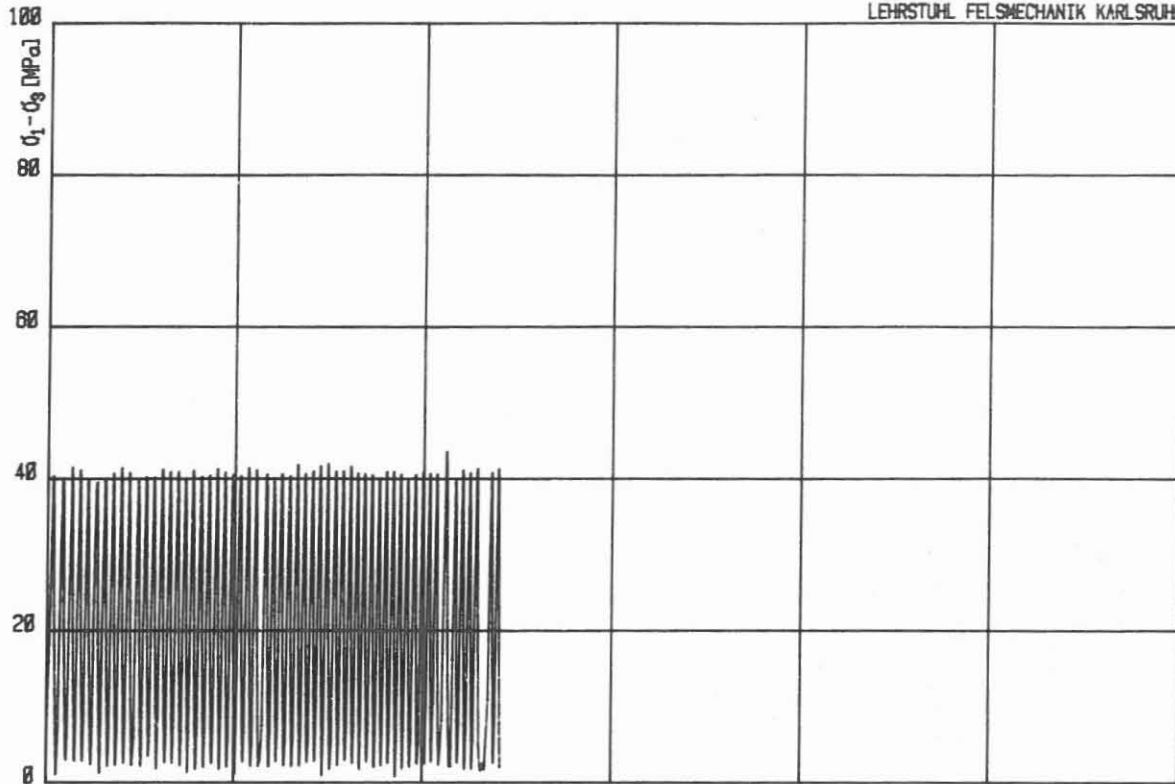
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 77.02  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 140.2 mm    D = 69.8 mm    H/D = 2.01



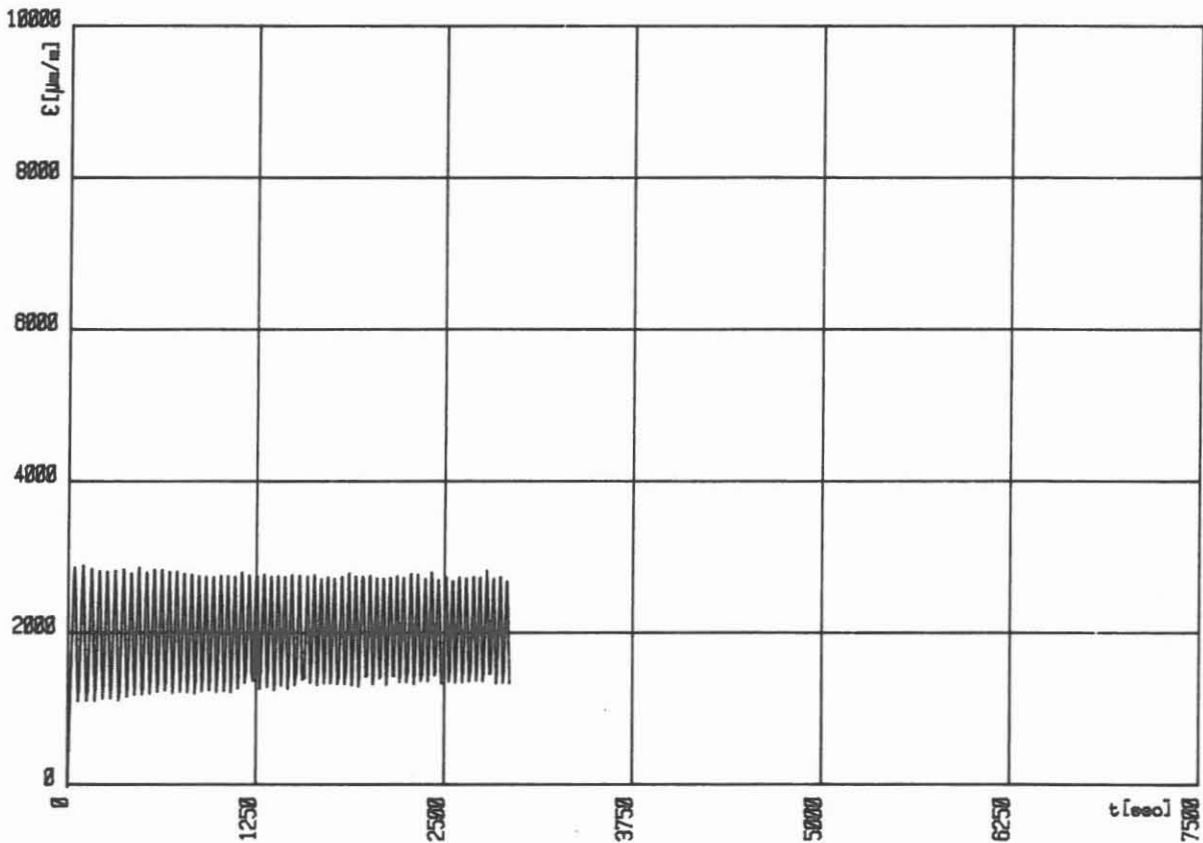
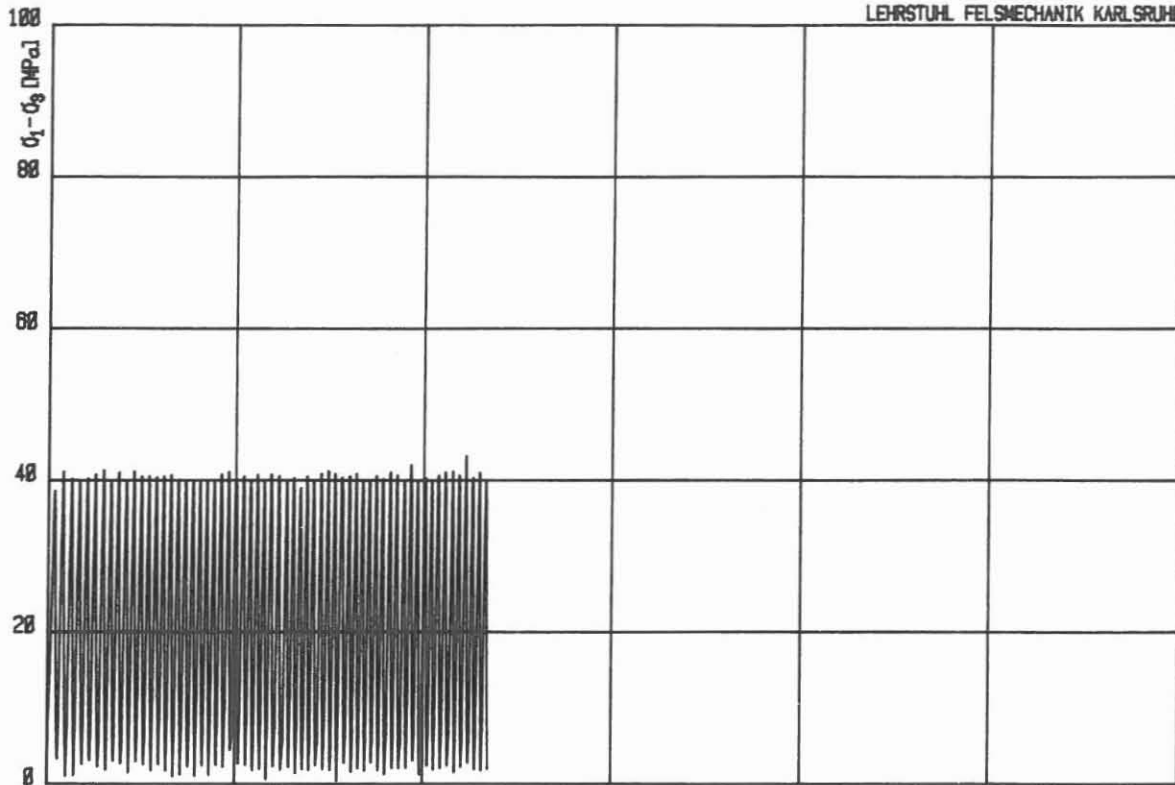
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65 42 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min    Zelldruck: 649.0 bar    Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probe: H = 137.0 mm    D = 69.3 mm    H/D = 1.98



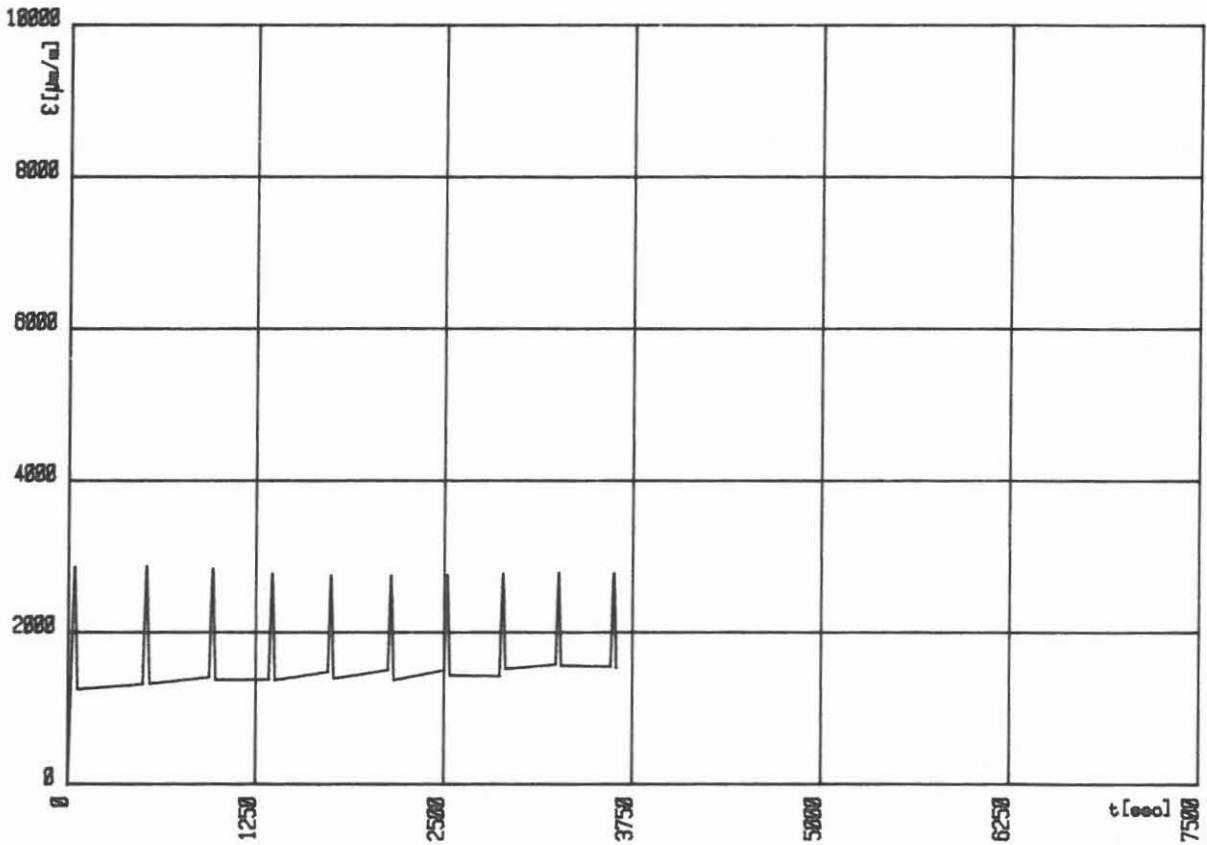
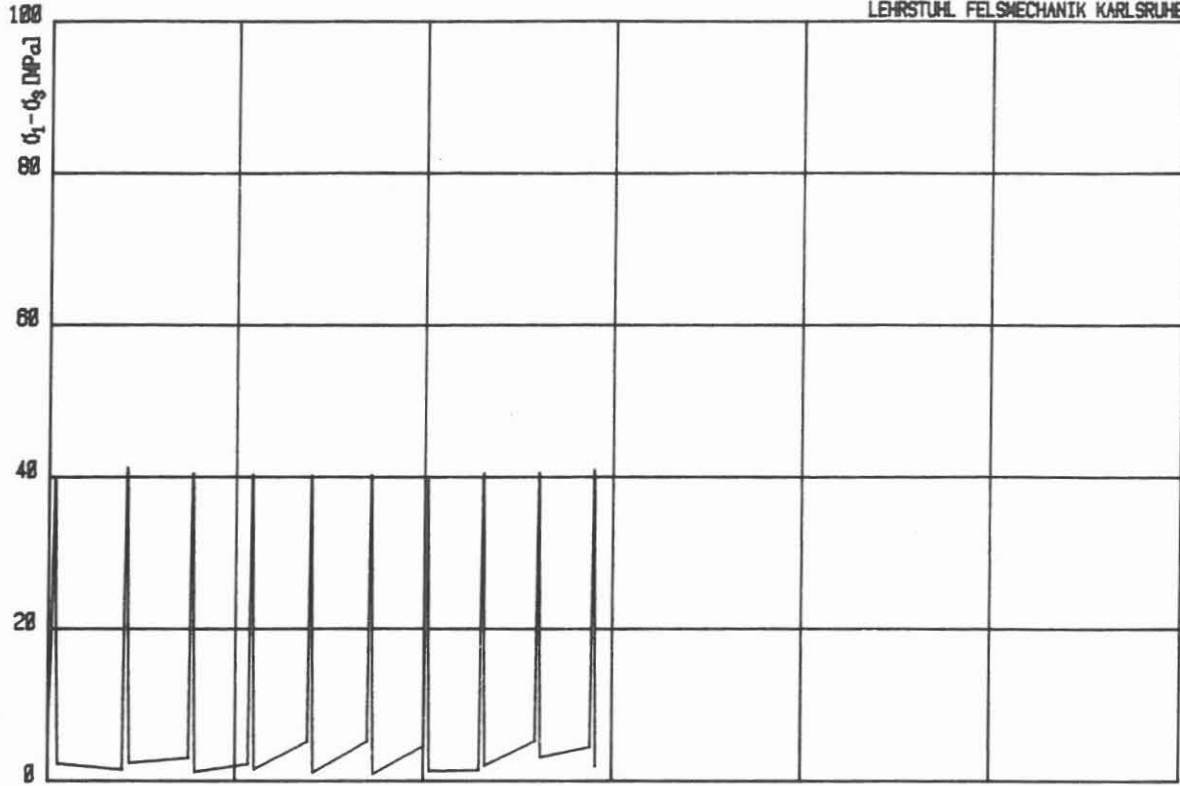
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65b von 42 bis 99 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0,600 mm/min      Zeldruck: 648,3 bar      Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 137,0 mm    D = 69,3 mm    H/D = 1,98



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65c von 99 bis 160 Zyklen

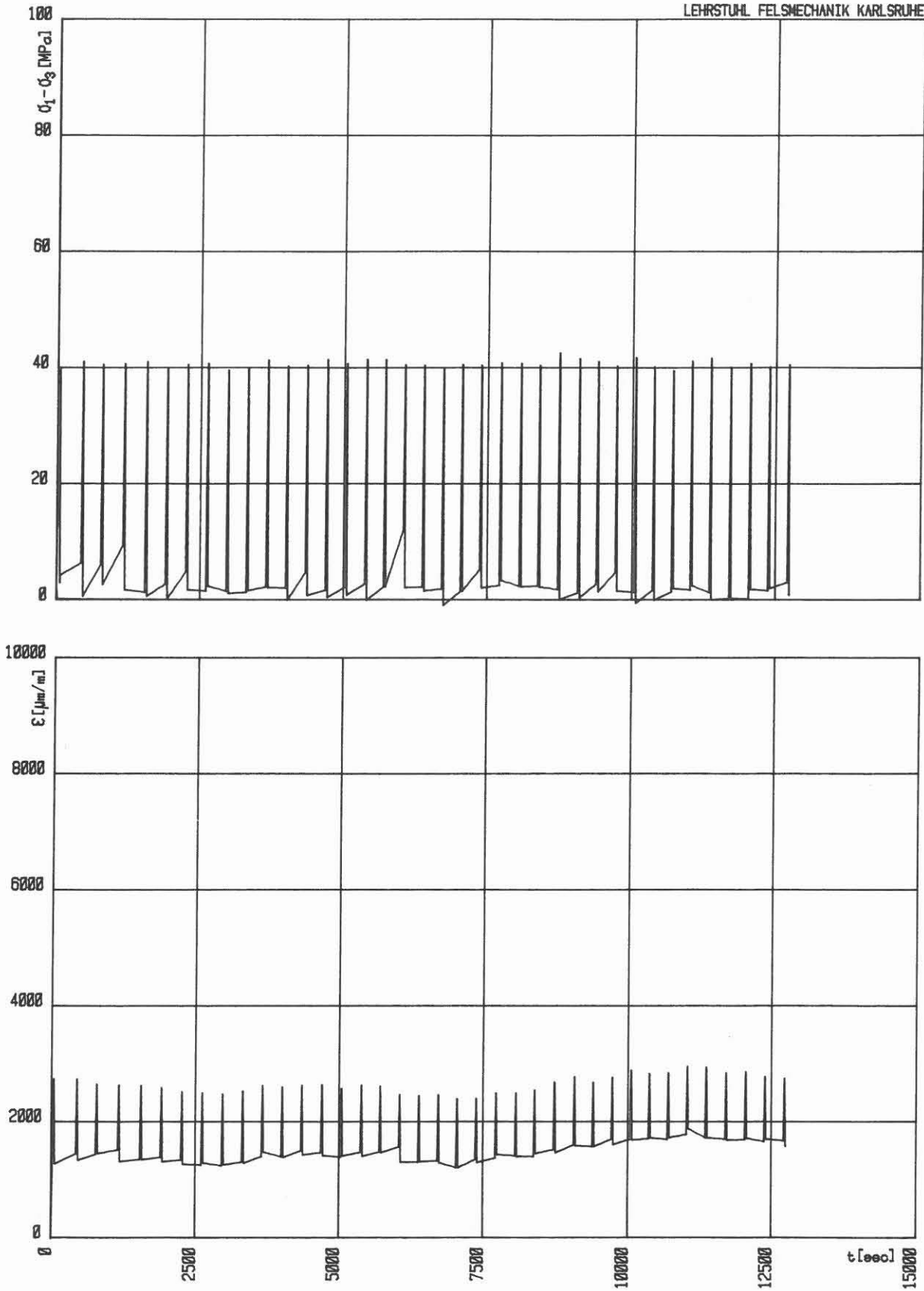
Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min    Zelldruck: 648.3 bar    Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probes:    H = 137.0 mm    D = 69.3 mm    H/D = 1.98



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65d von 160 bis 260 Zyklen

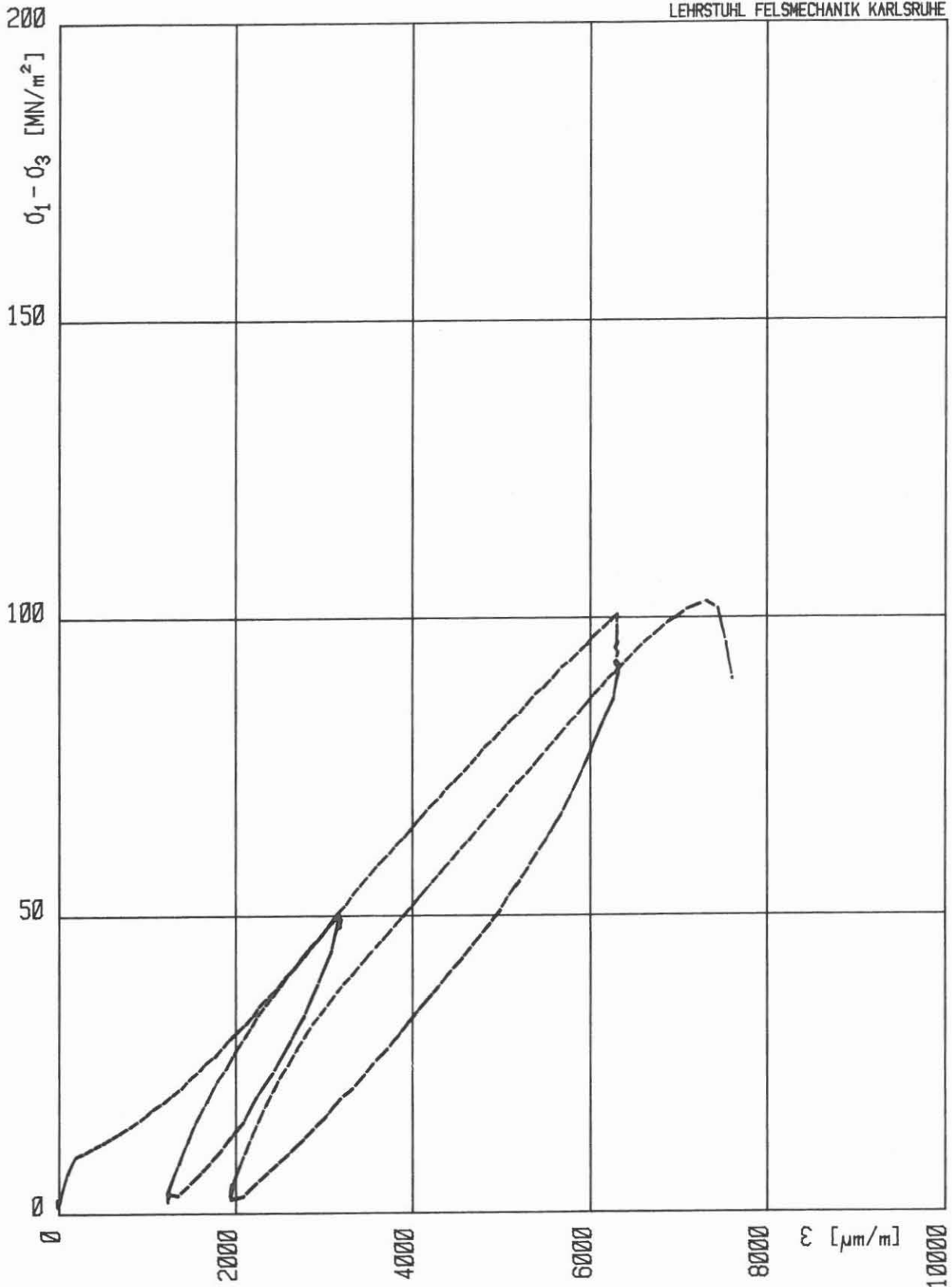
Kolben-Vorschub: 0,600 mm/min    Zelldruck: 647,8 bar    Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probe: H = 137,0 mm    D = 69,3 mm    H/D = 1,98





ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65e von 260 bis 630 Zyklen

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ .600 mm/min    Zelldruck: 648.8 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 137.0 mm    D = 69.3 mm    H/D = 1.98



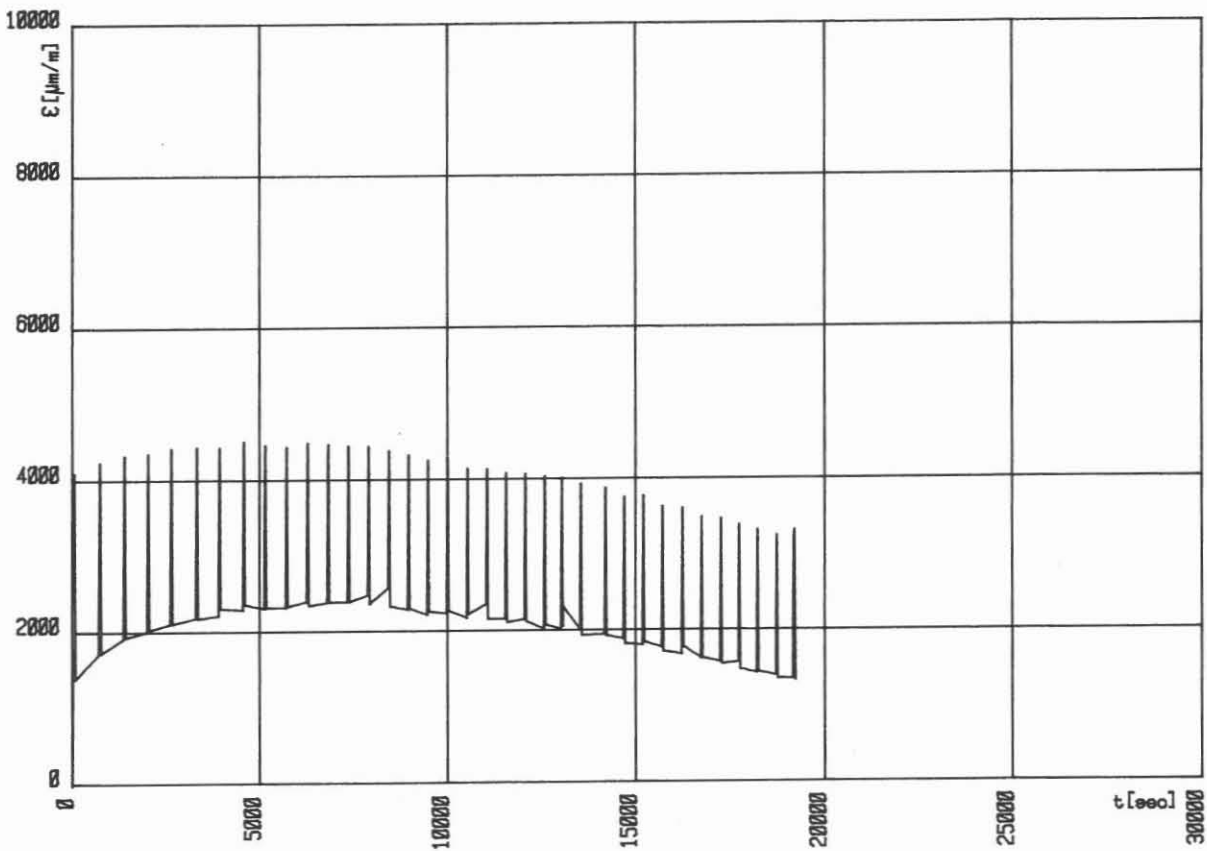
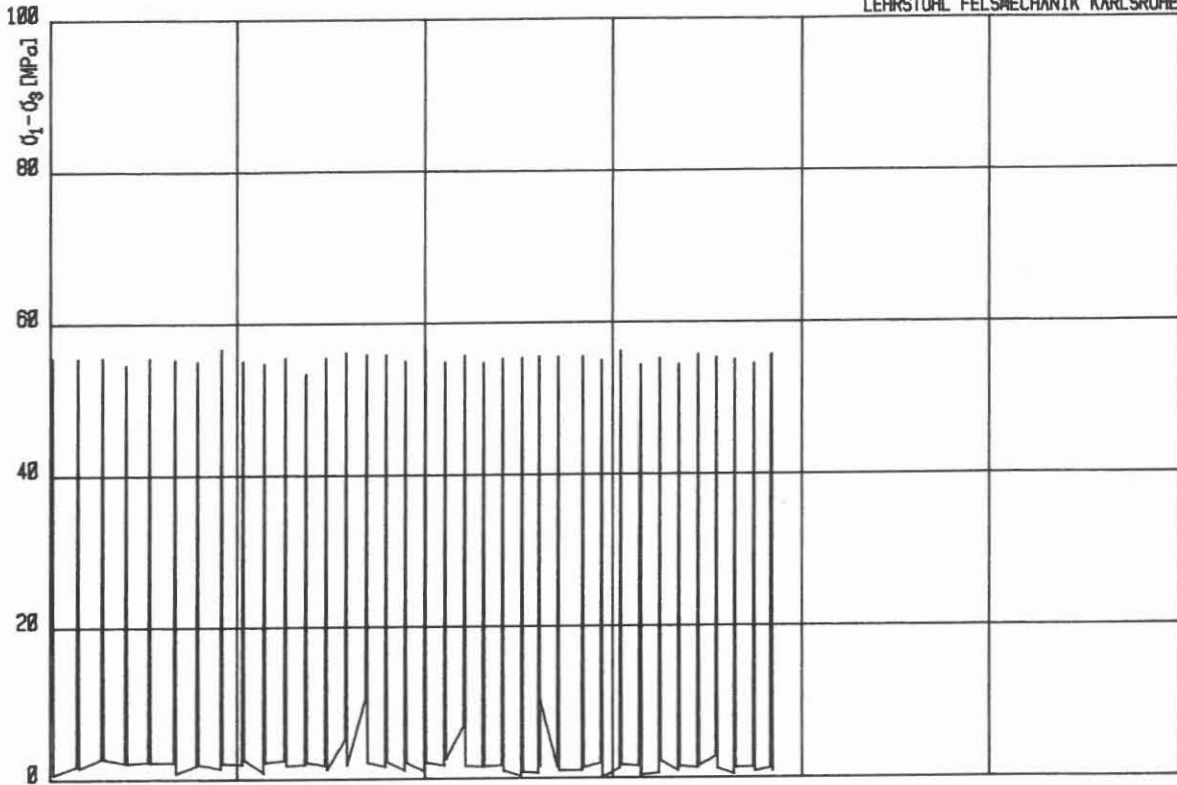
HT-TRIAXIALVERSUCH: L2T25P65f

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ .600 mm/min

Zelldruck: 648.8 bar      Zelltemperatur: 249 °C

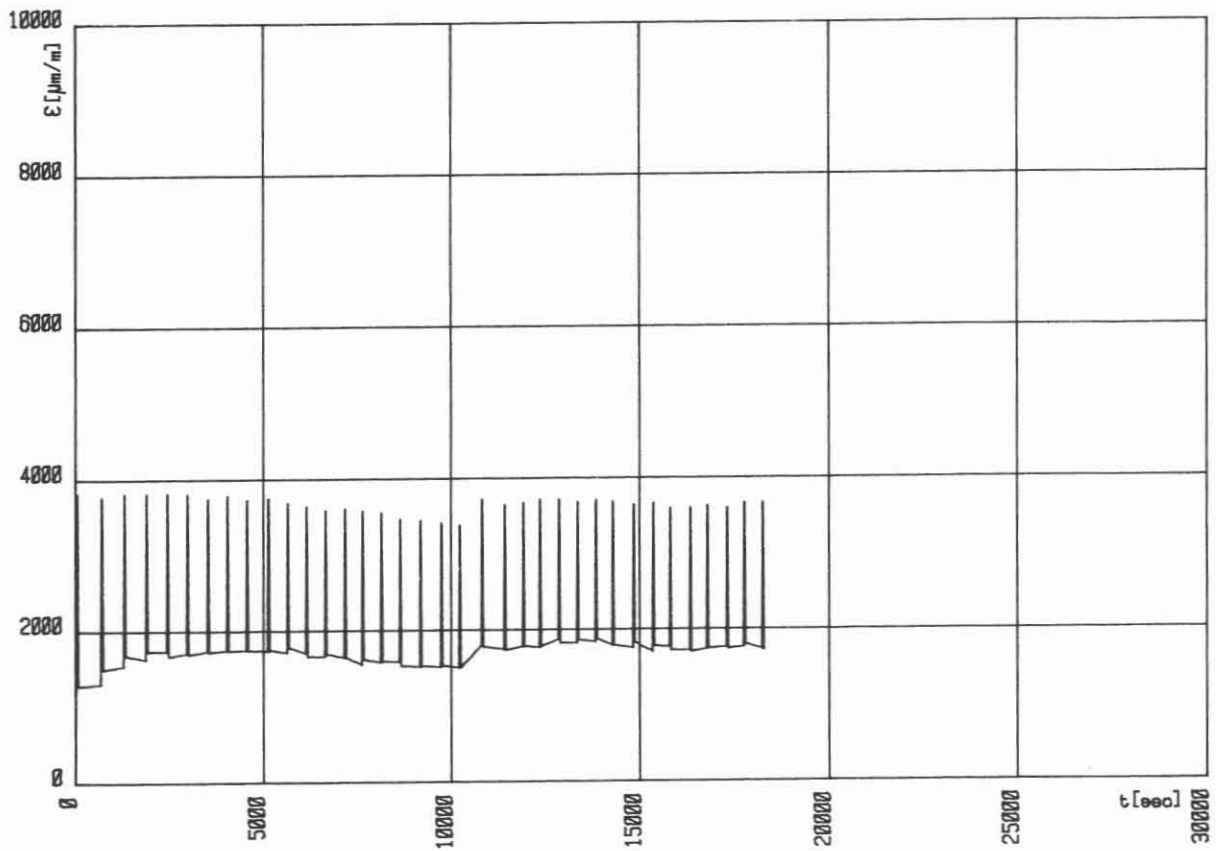
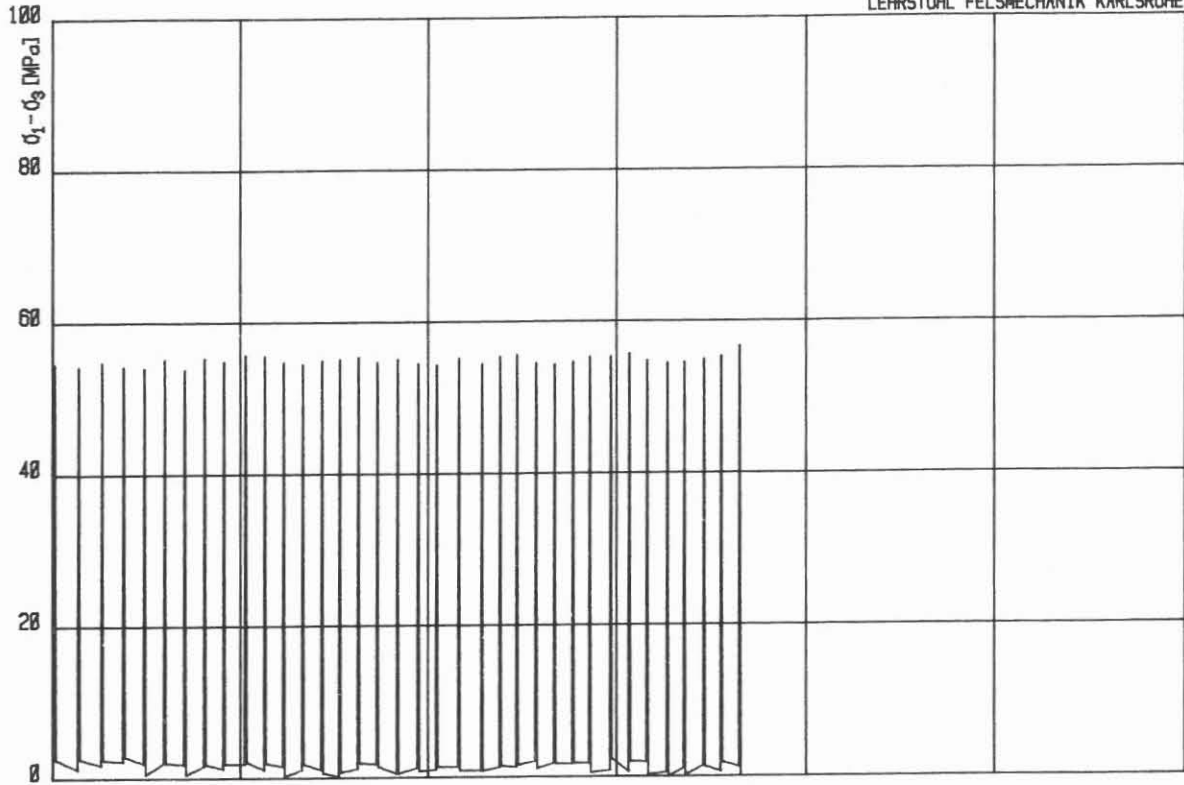
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 102.71  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 137.0 mm    D = 69.3 mm    H/D = 1.98



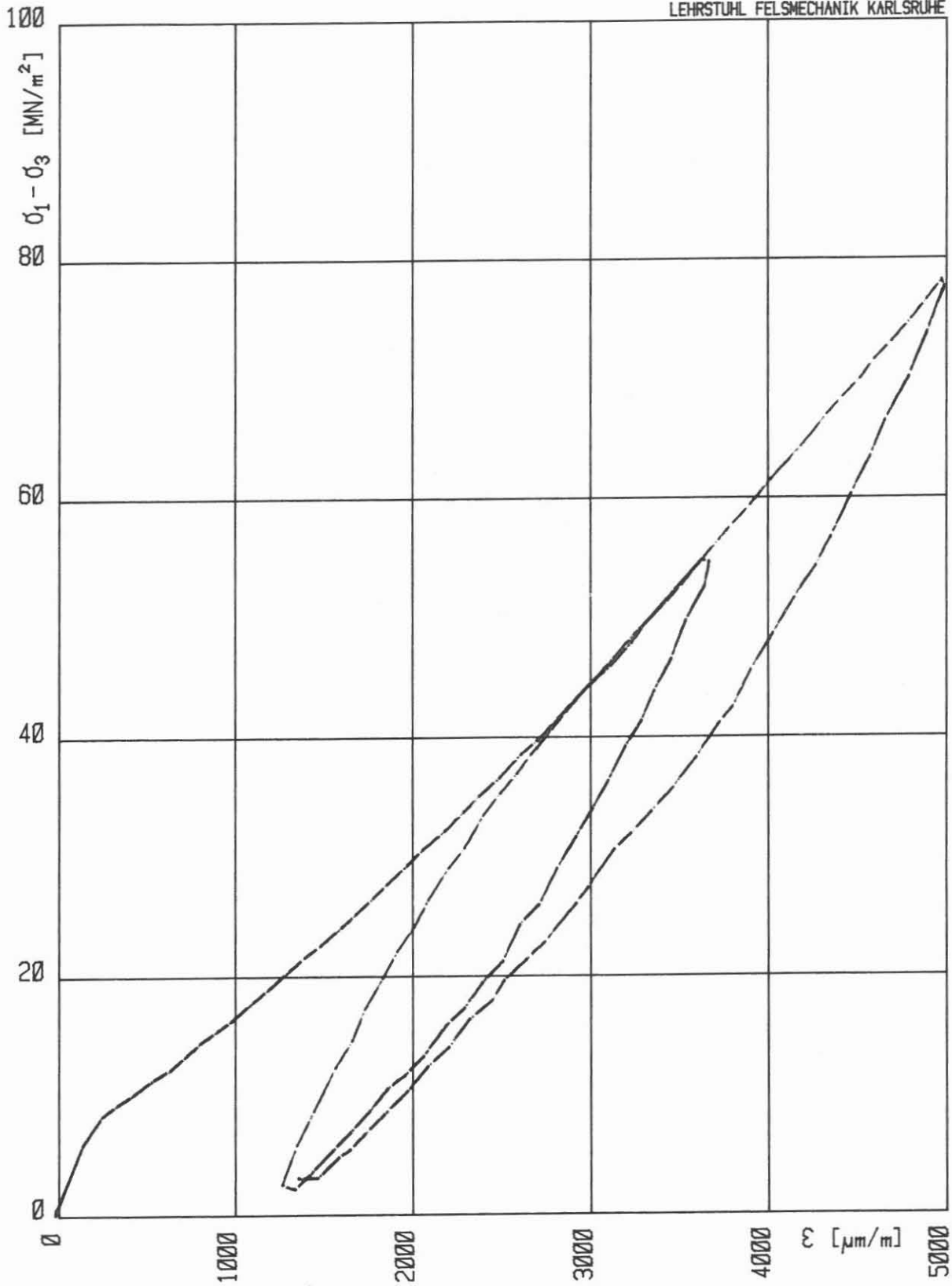
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L3T25P65a von 0 bis 350 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min    Zelldruck: 647.5 bar    Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probe: H = 125.0 mm    D = 69.6 mm    H/D = 1.80



ZYKLISCHER HT-TRIAxIALVERSUCH: L3T25P65/b von 350 bis 700 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min    Zelldruck: 647.6 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe: H = 125.0 mm    D = 69.6 mm    H/D = 1.80



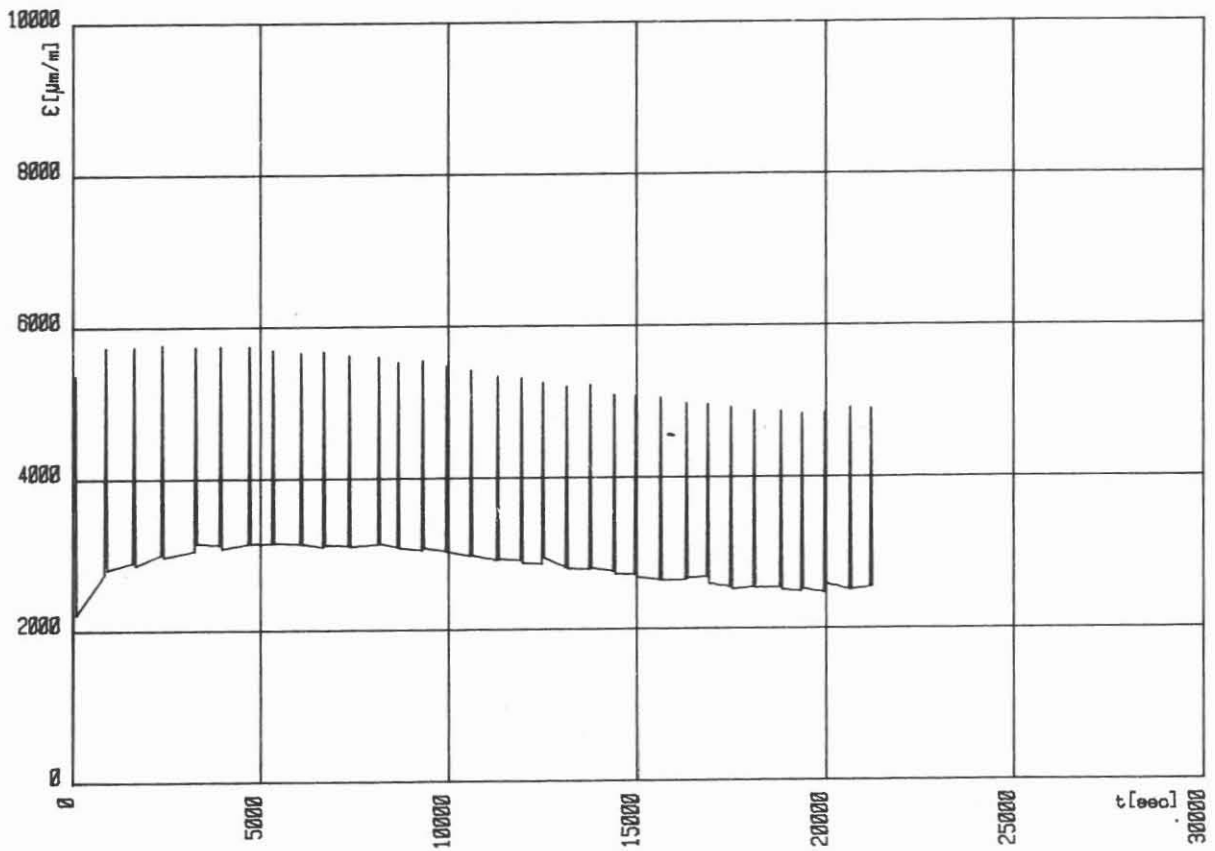
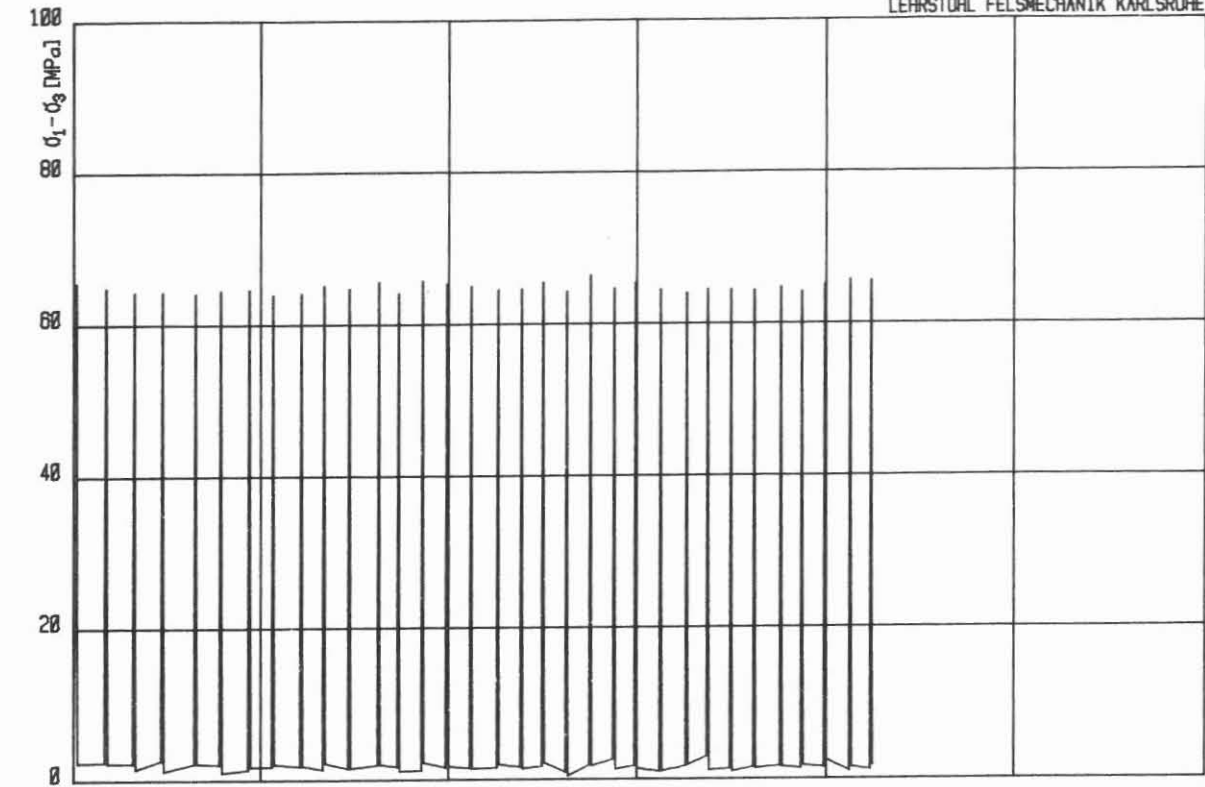
HT-TRIAXIALVERSUCH: L3T25P65/c

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ . 600 mm/min

Zelldruck: 649.4 bar Zelltemperatur: 250 °C

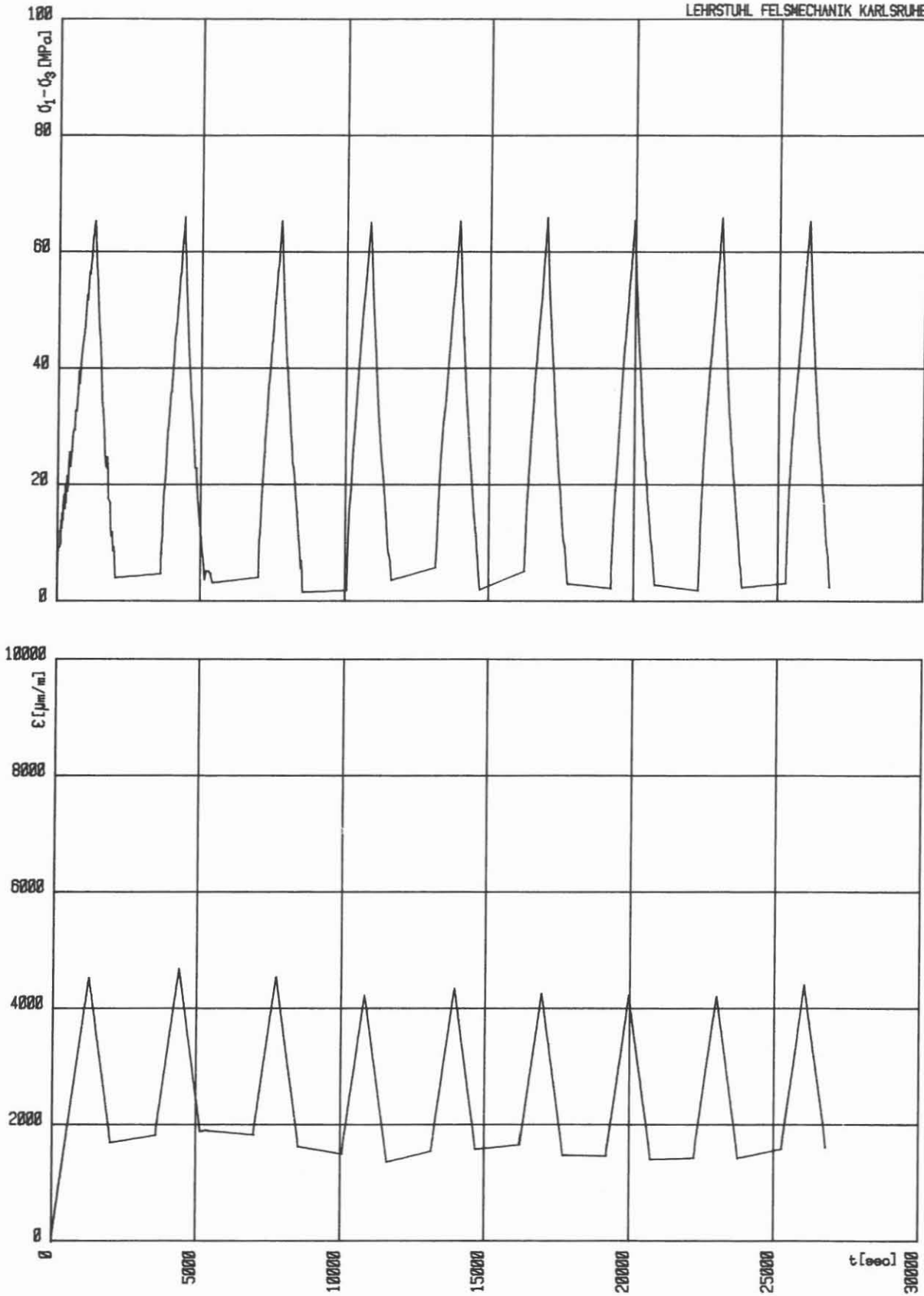
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 78.16  $\text{MN}/\text{m}^2$

Abmessungen der Probe: H = 125.0 mm D = 69.6 mm H/D = 1.80



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L4T25P65/a 1293.1gr. von 0 bis 320 Zyklen

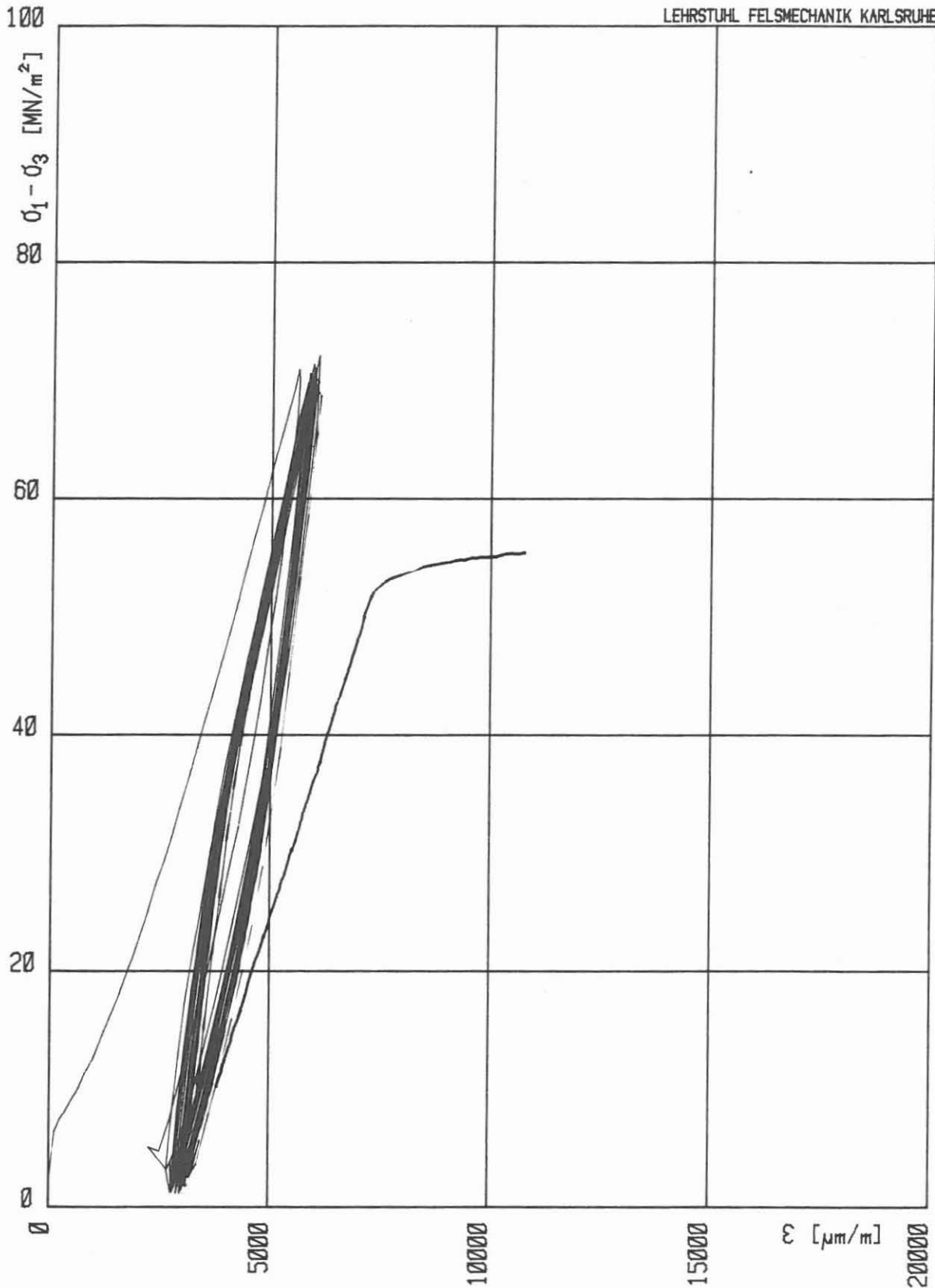
Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min      Zelldruck: 647.7 bar      Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe: H = 128.8 mm      D = 69.8 mm      H/D = 1.85



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L6T25P65 1394.2gr. von 0 bis 17 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.030 mm/min      Zelldruck: 648.9 bar      Zelltemperatur: 248 °C

Abmessungen der Probe:    H = 138.3 mm    D = 69.9 mm    H/D = 1.98



HT-TRIAXIALVERSUCH: L5T25P65 1409.9gr. von 0 bis 275 Zyklen

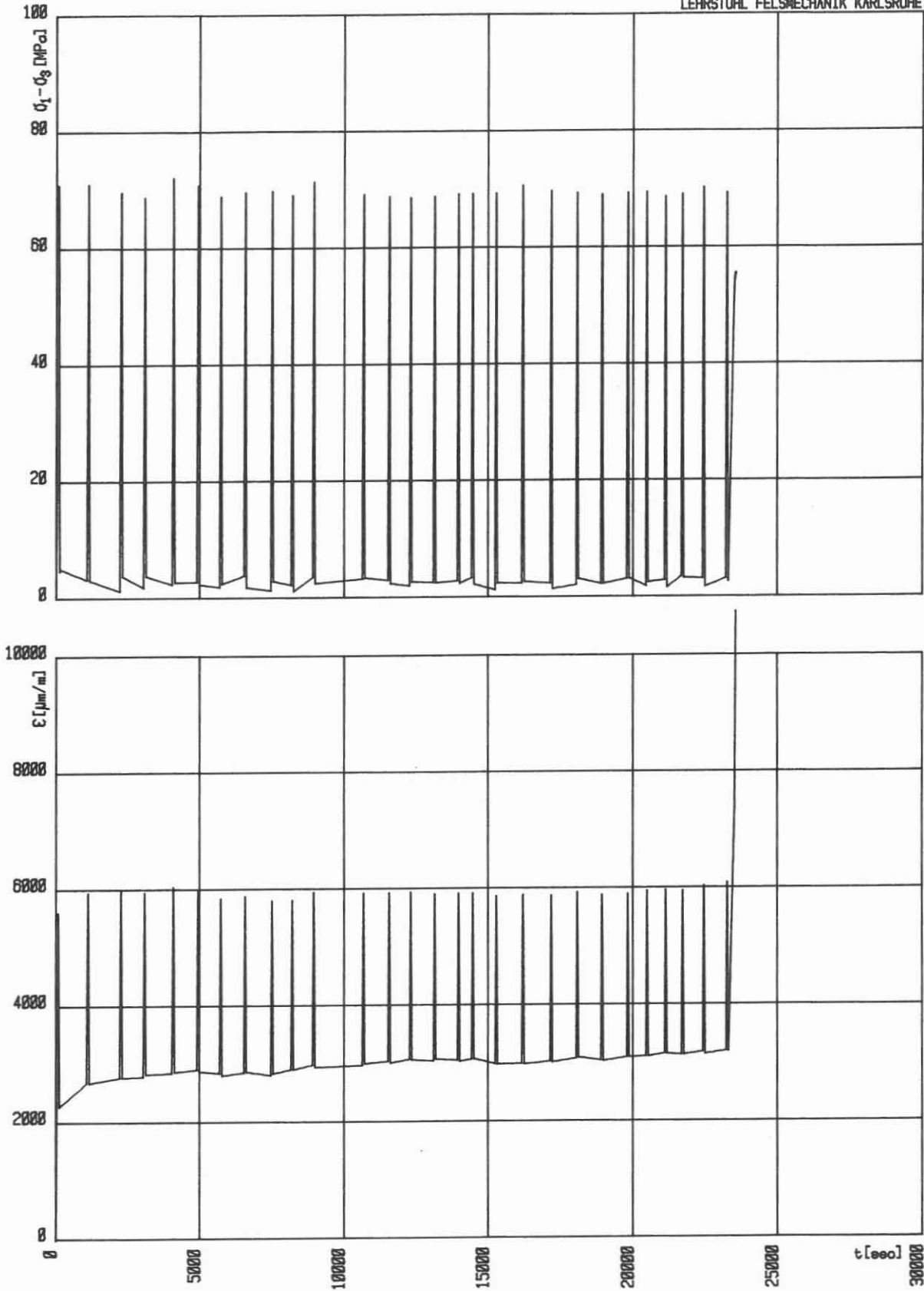
Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min

Zelldruck: 649.5 bar Zelltemperatur: 248 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 72.06 MN/m<sup>2</sup>

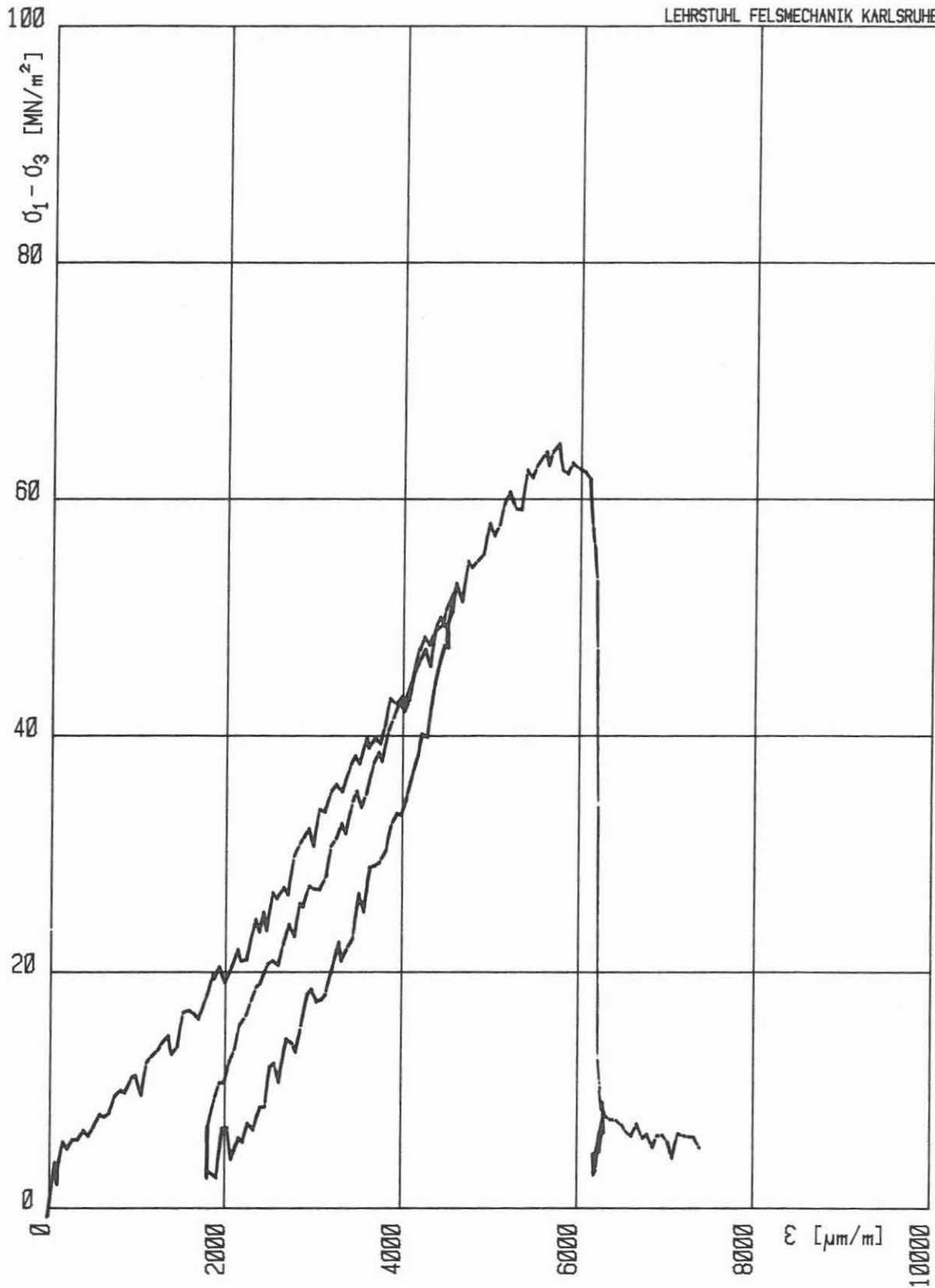
Abmessungen der Probe: H = 140.1 mm D = 69.8 mm H/D = 2.01





ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: L5T25P65 1409.9gr. von 0 bis 275 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.600 mm/min    Zelldruck: 649.5 bar    Zelltemperatur: 248 °C  
Abmessungen der Probe: H = 140.1 mm    D = 69.8 mm    H/D = 2.01



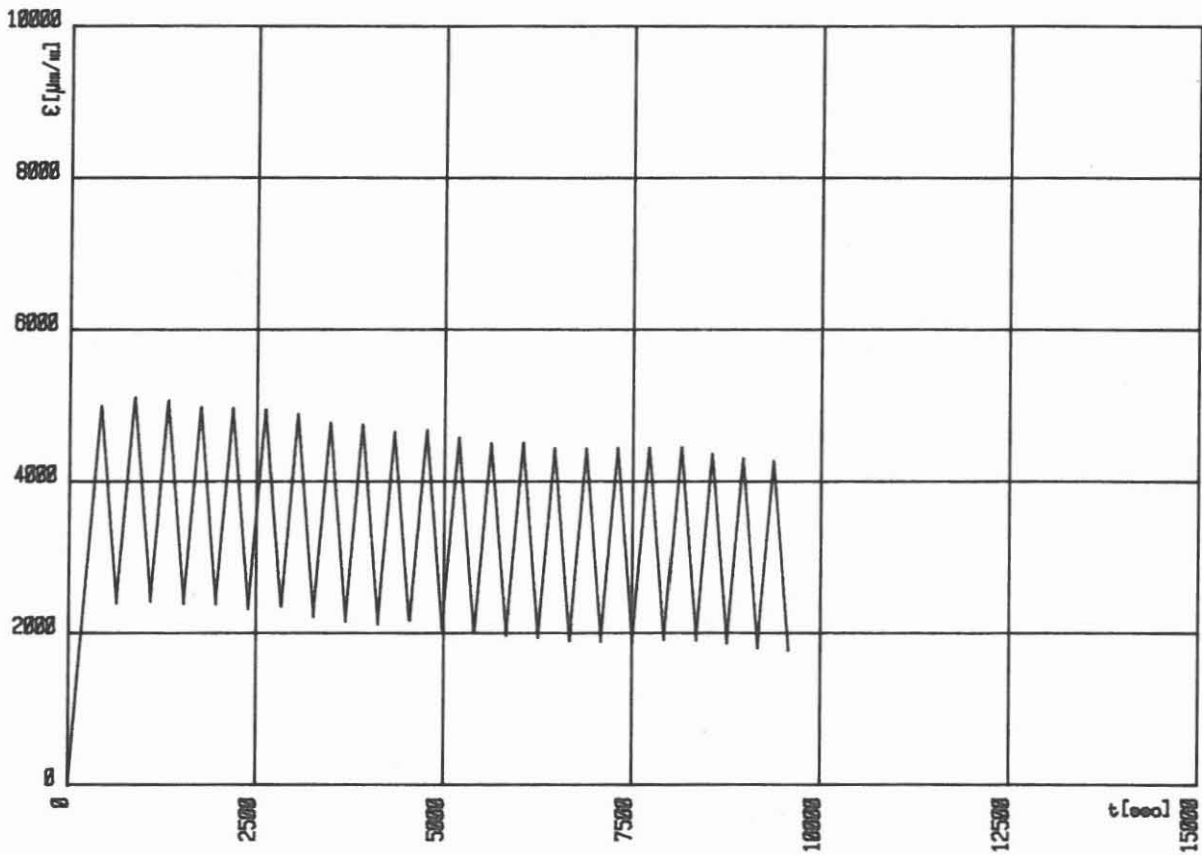
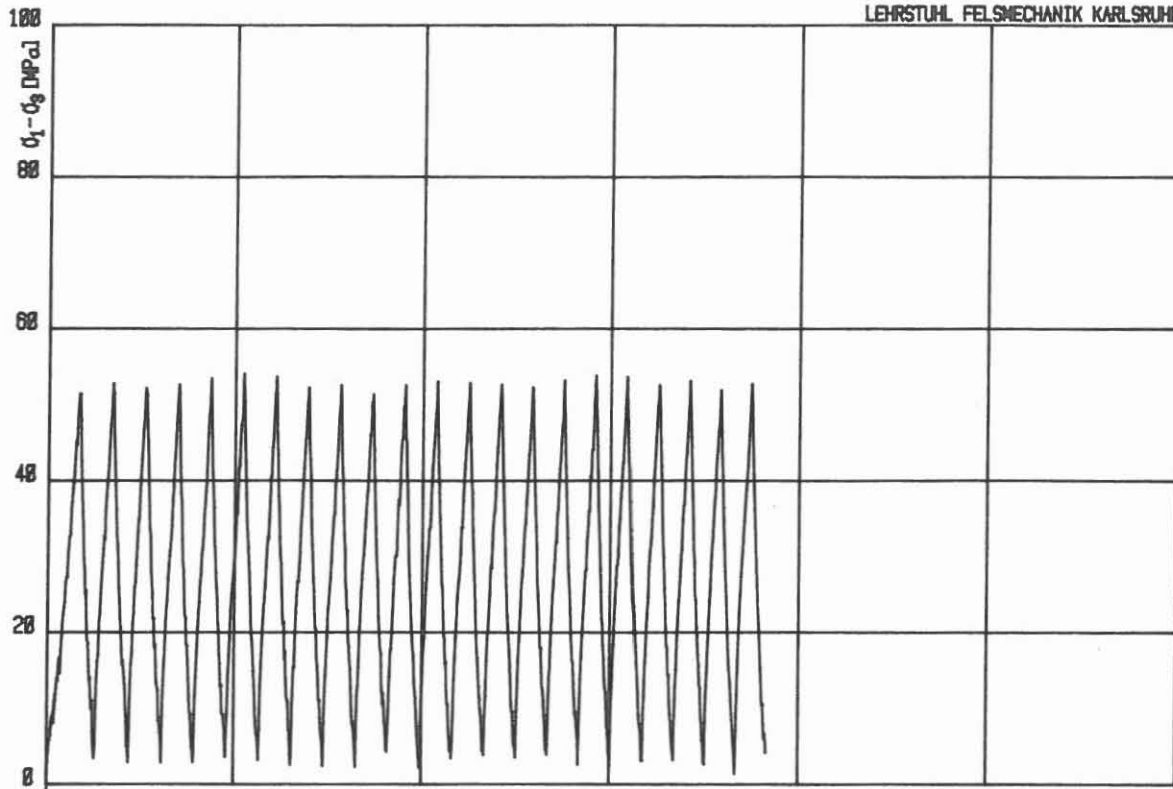
HT-TRIAXIALVERSUCH: M1T25P65

Kolben-Vorschub:  $\emptyset.100$  mm/min

Zelldruck: 650.2 bar      Zelltemperatur: 249 °C

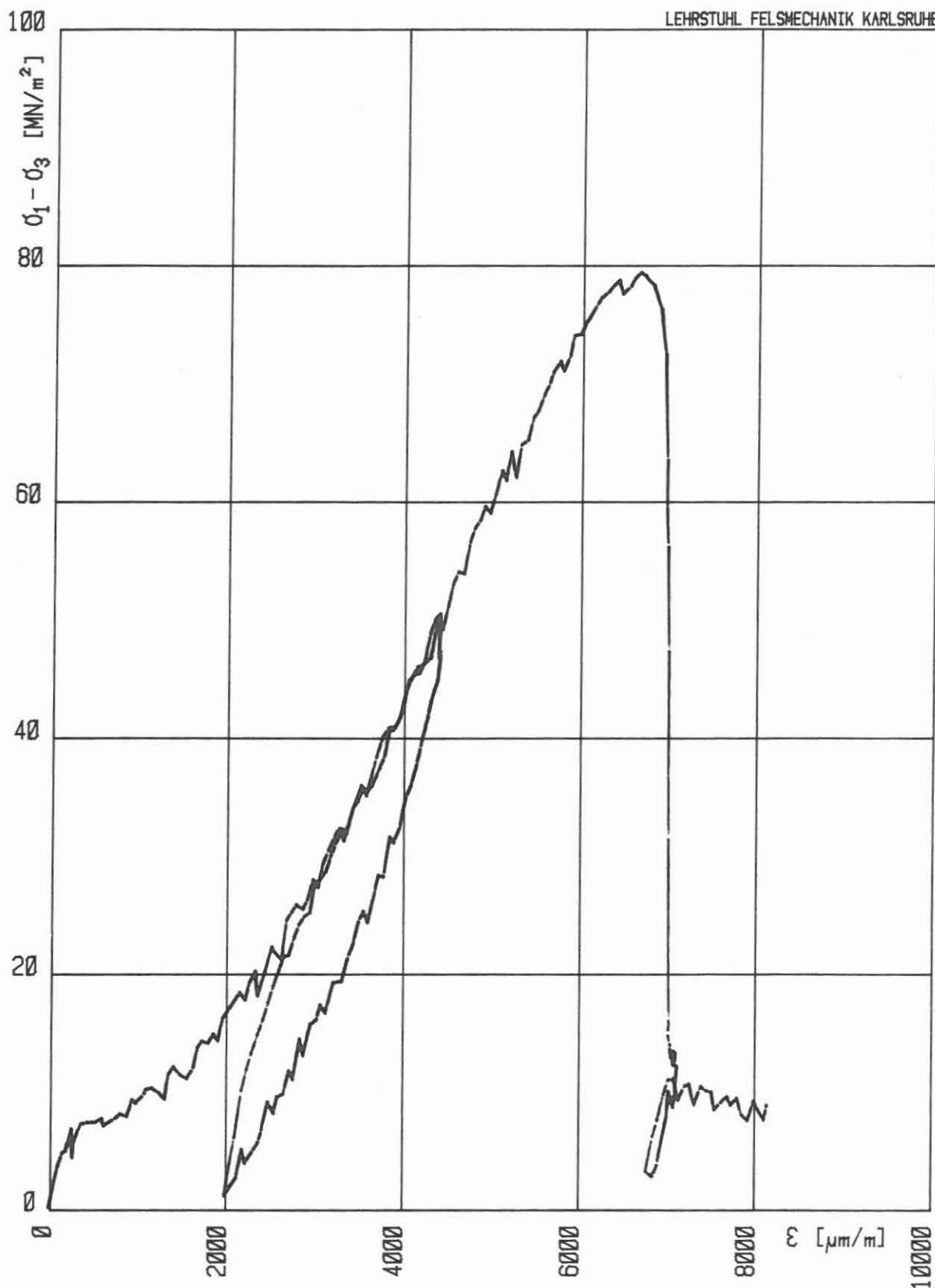
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 64.69  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 139.0 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.98



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: M2T25P65 von 0 bis 20 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.9 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 138.6 mm    D = 70.0 mm    H/D = 1.98



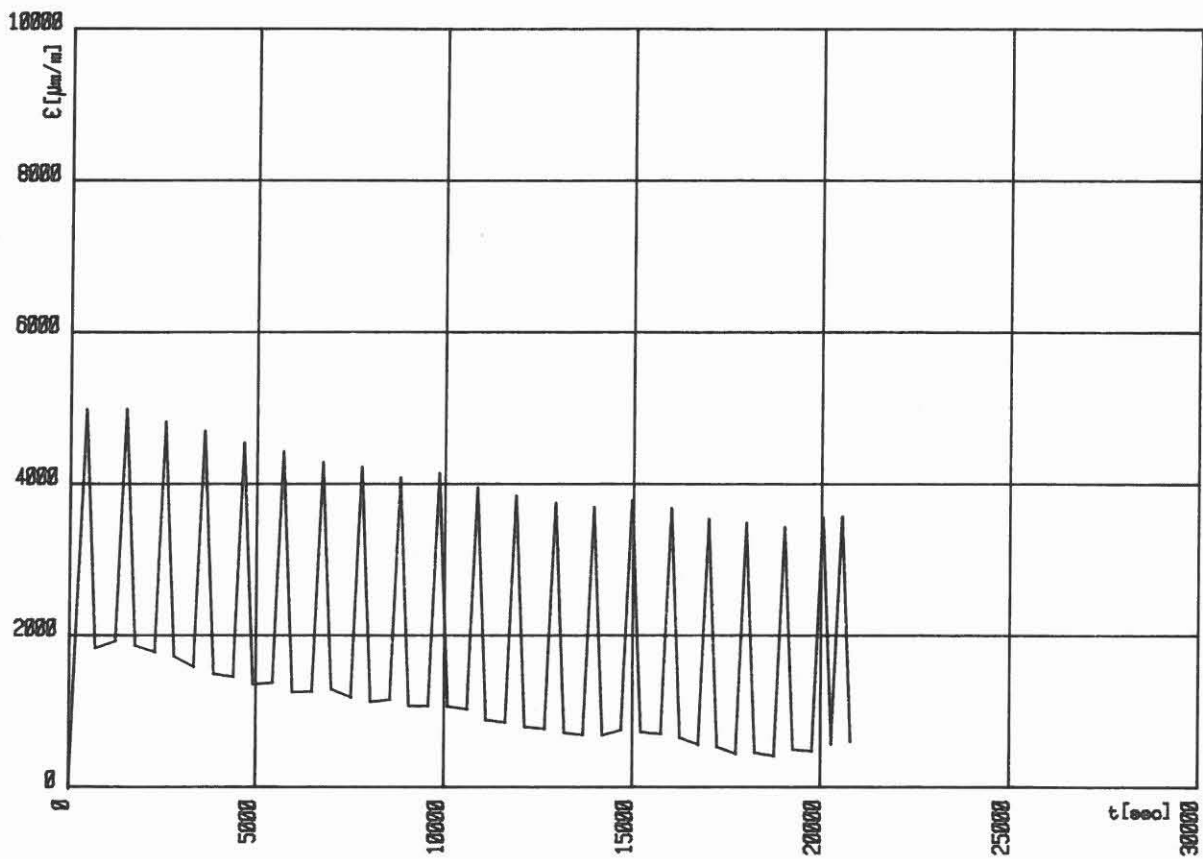
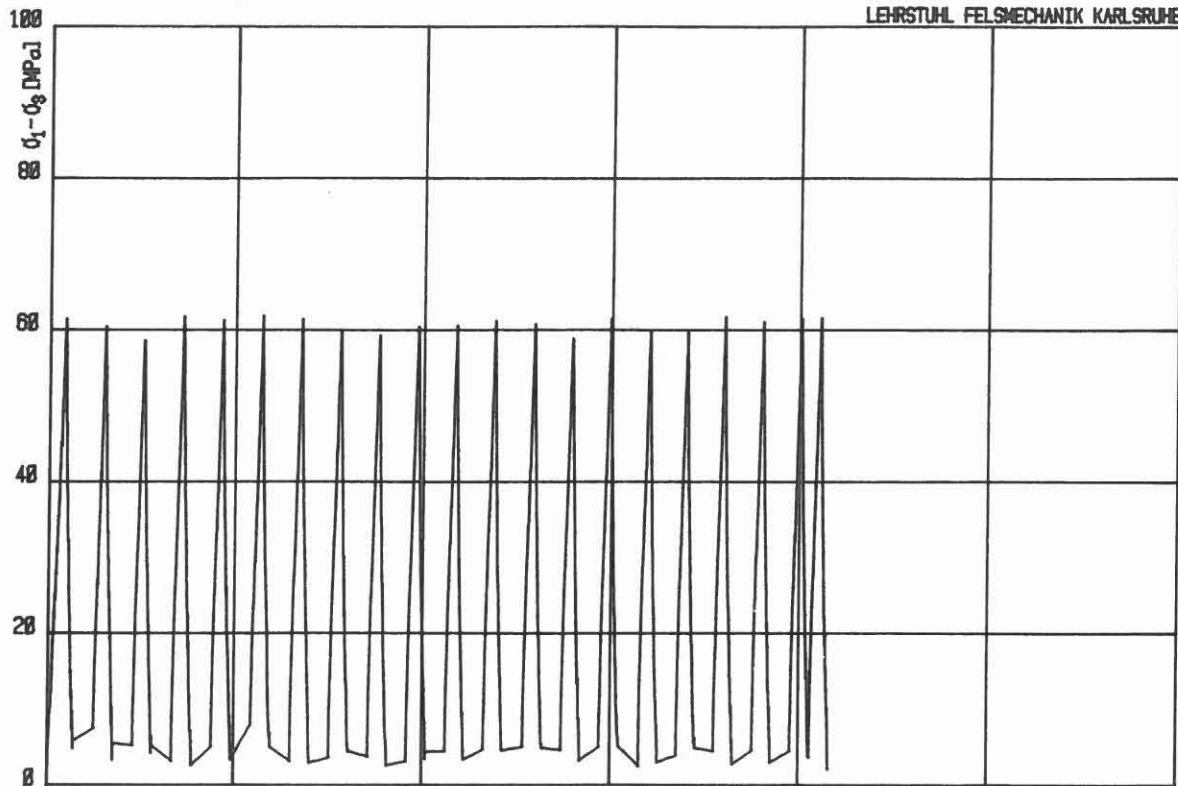
HT-TRIAXIALVERSUCH: M2T25P65 Nach Zyklenversuch

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 651.0 bar Zelltemperatur: 250 °C

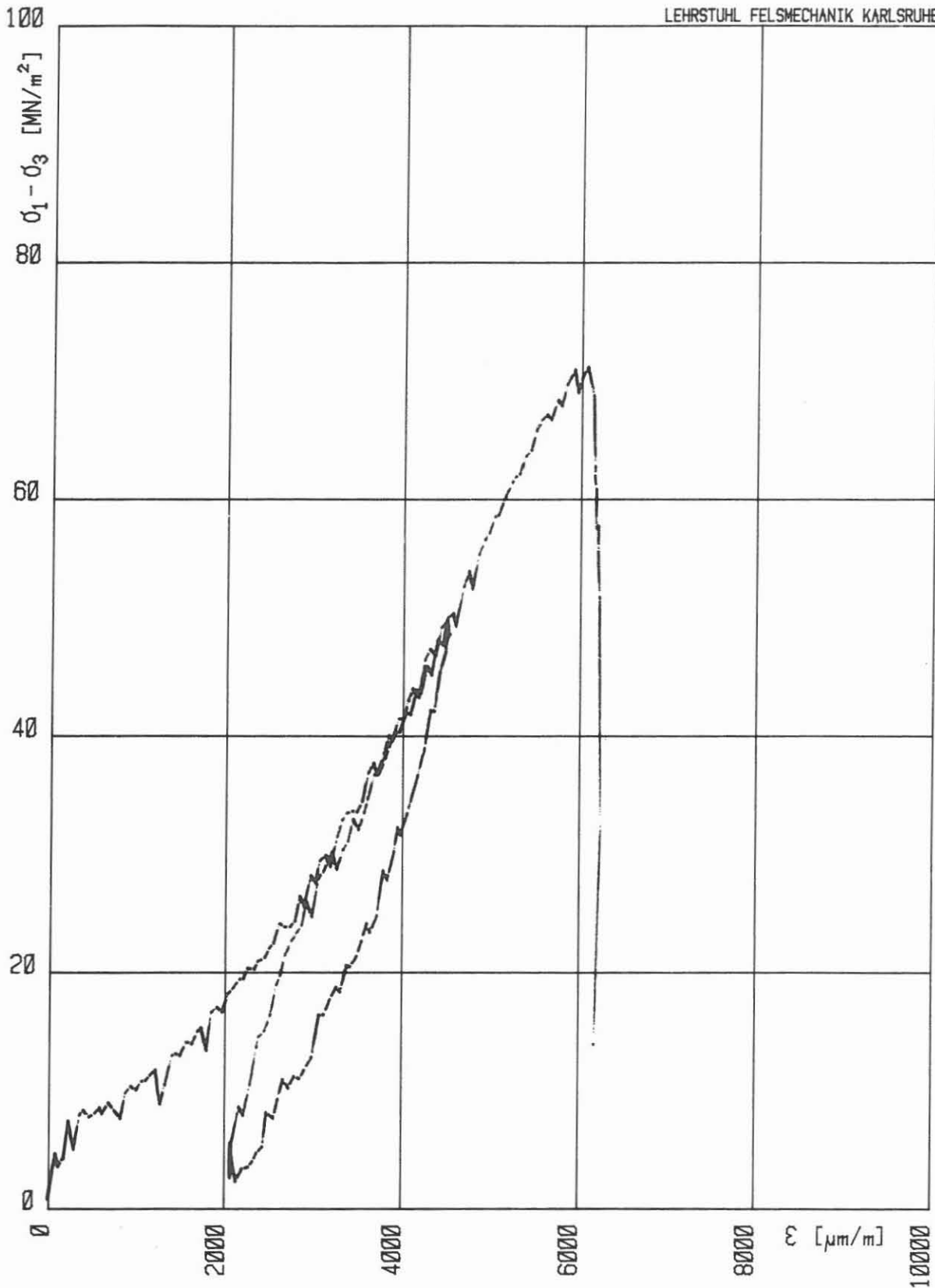
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 79.43  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe: H = 138.6 mm D = 70.0 mm H/D = 1.98



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: M3T25P65 von 0 bis 40 Zyklen

Kolben-Vorschub:  $\dot{\epsilon}$  100 mm/min    Zelldruck: 649.2 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 141.6 mm    D = 70.0 mm    H/D = 2.02



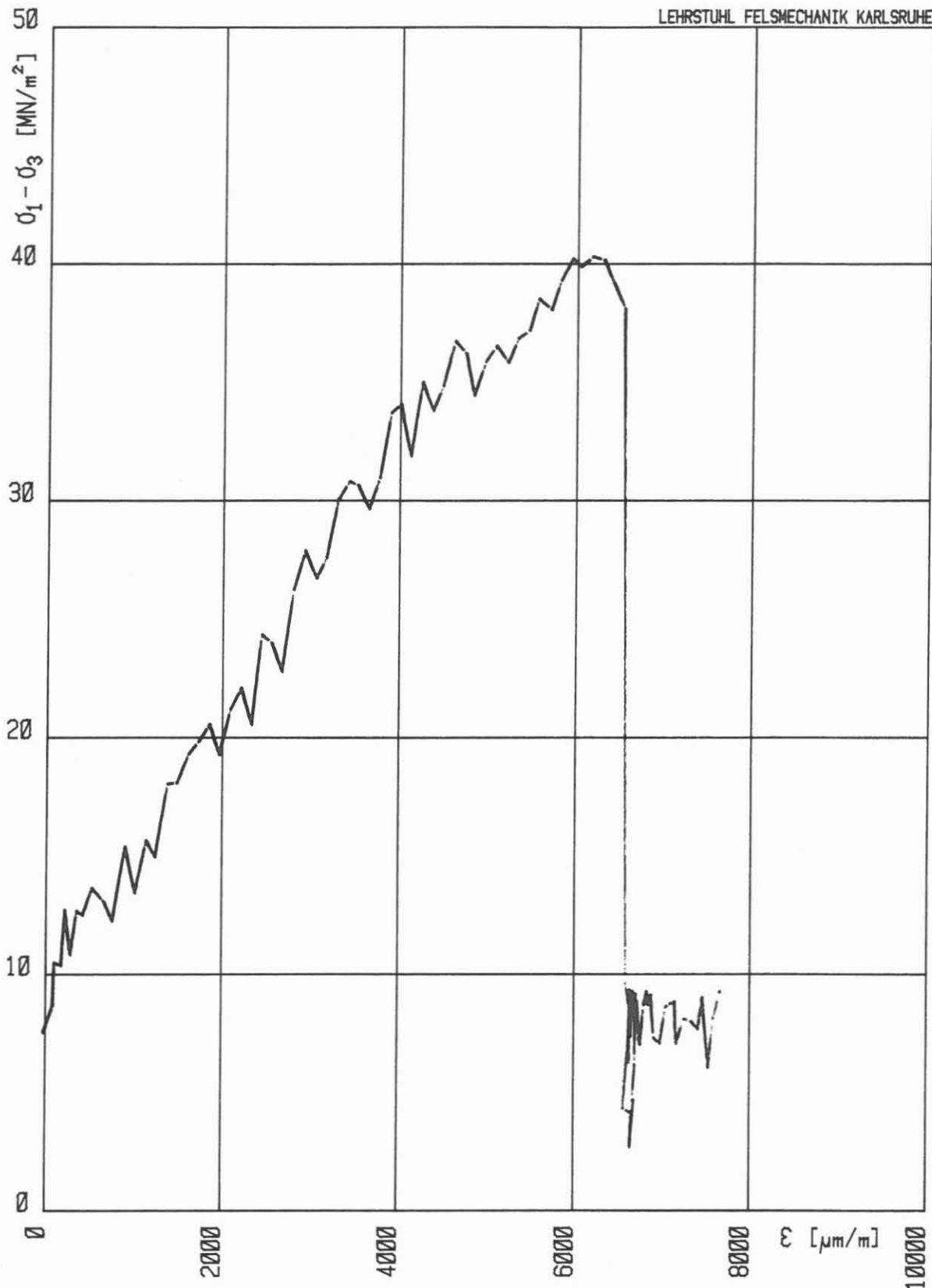
HT-TRIAXIALVERSUCH: M3T25P65 nach Zyklenversuch

Kolben-Vorschub:  $\emptyset.100$  mm/min

Zelldruck: 649.9 bar Zelltemperatur: 251 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 71.22  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe: H = 141.6 mm D = 70.0 mm H/D = 2.02



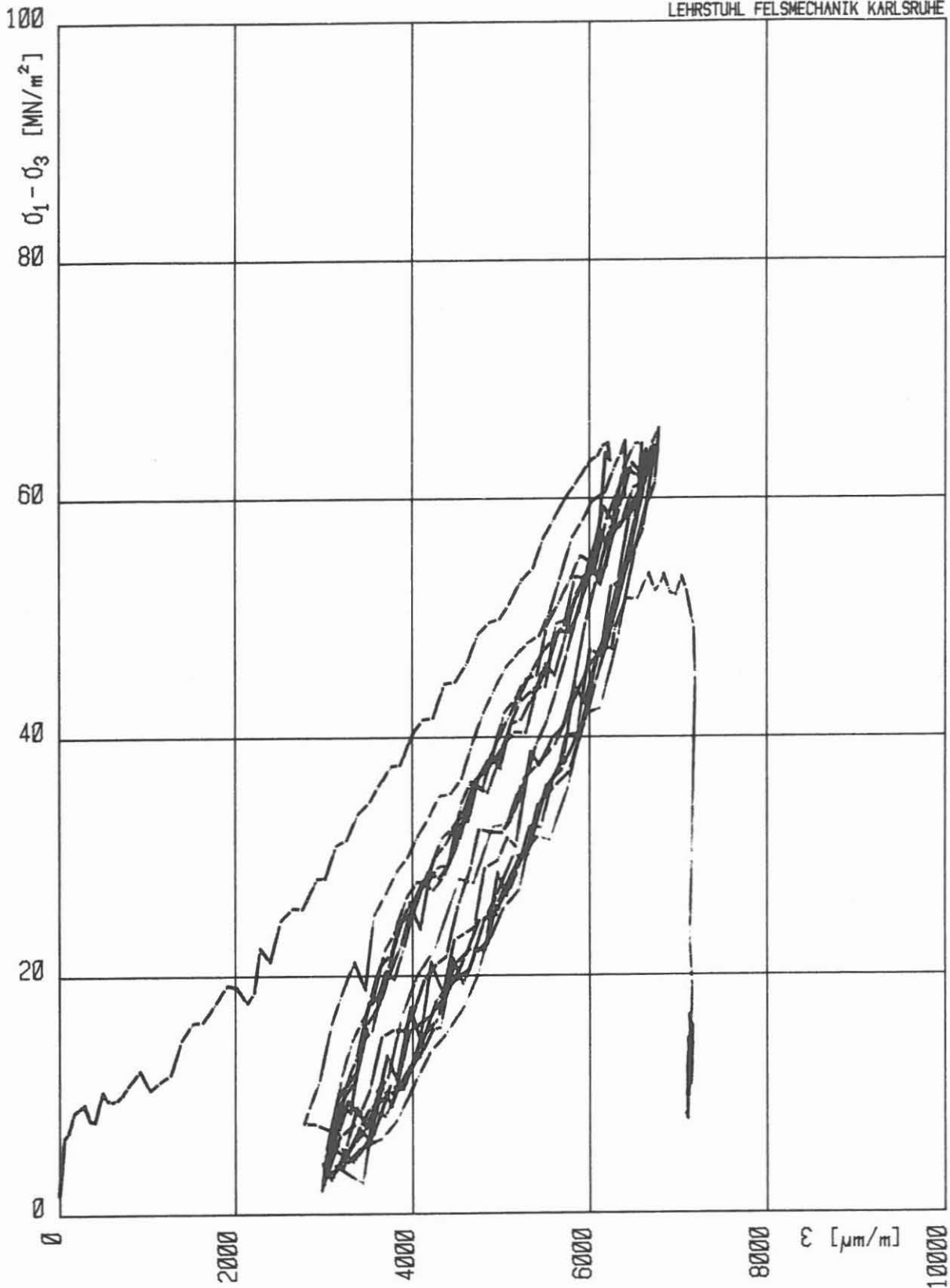
HT-TRIAxIALVERSUCH: M4T25P65

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ .100 mm/min

Zelldruck: 650.4 bar      Zelltemperatur: 250 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 40.30  $\text{MN}/\text{m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 137.5 mm    D = 70.0 mm    H/D = 1.96



HT-TRIAxIALVERSUCH: M5T25P65 von 0 bis 14 Zyklen

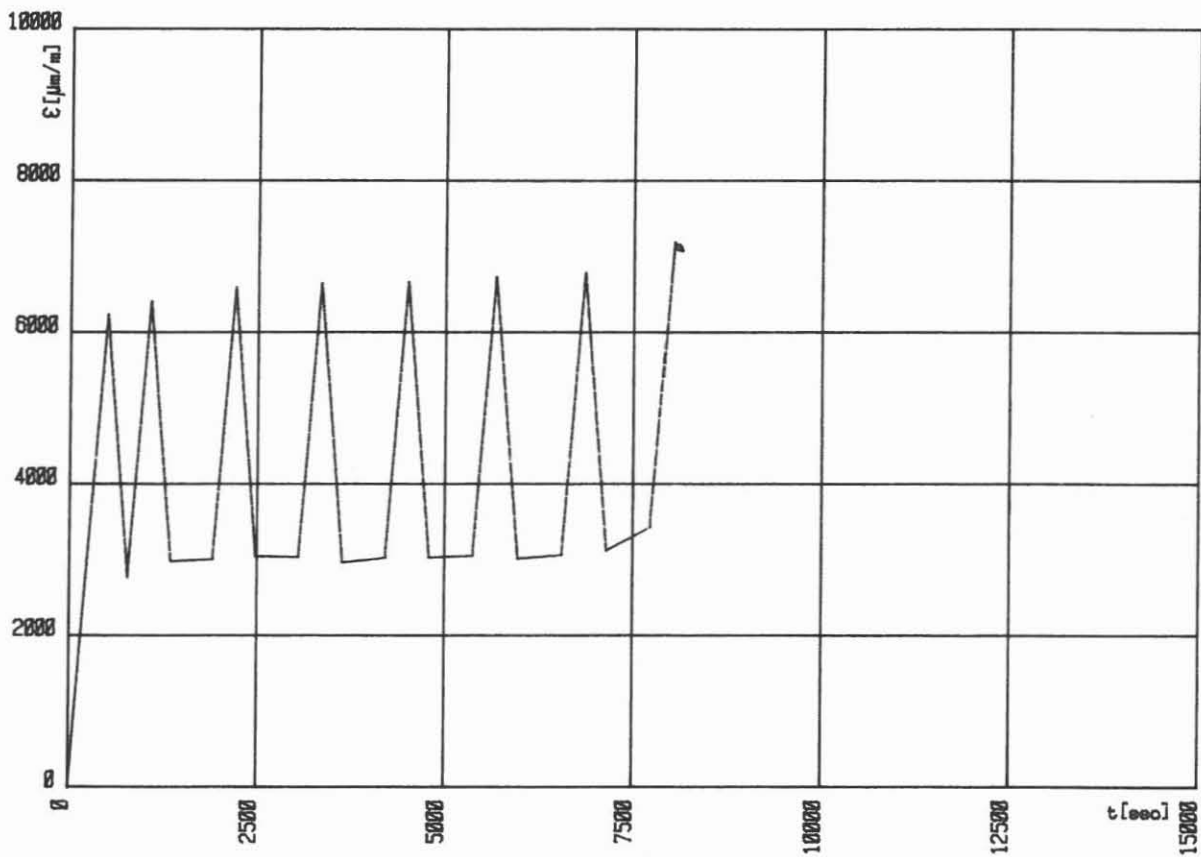
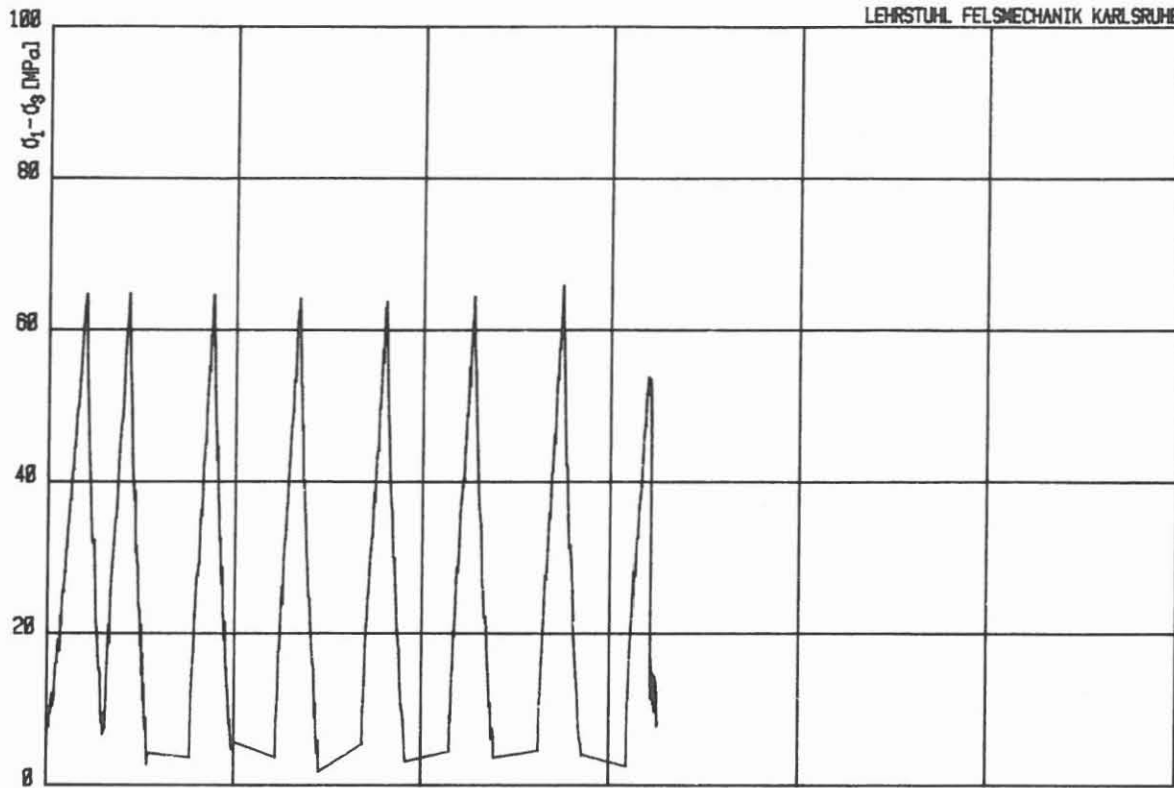
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 646.9 bar Zelltemperatur: 250 °C

Max. ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ): 65.87 MN/m<sup>2</sup>

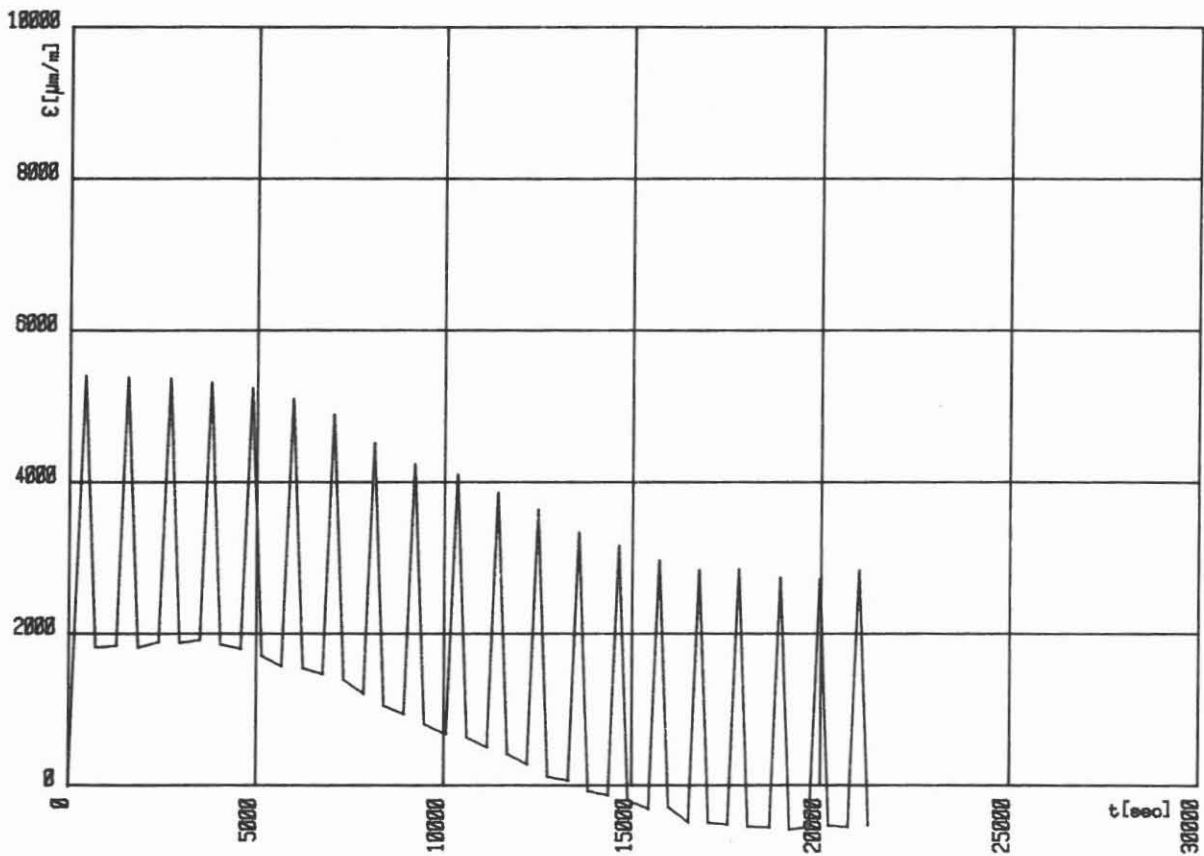
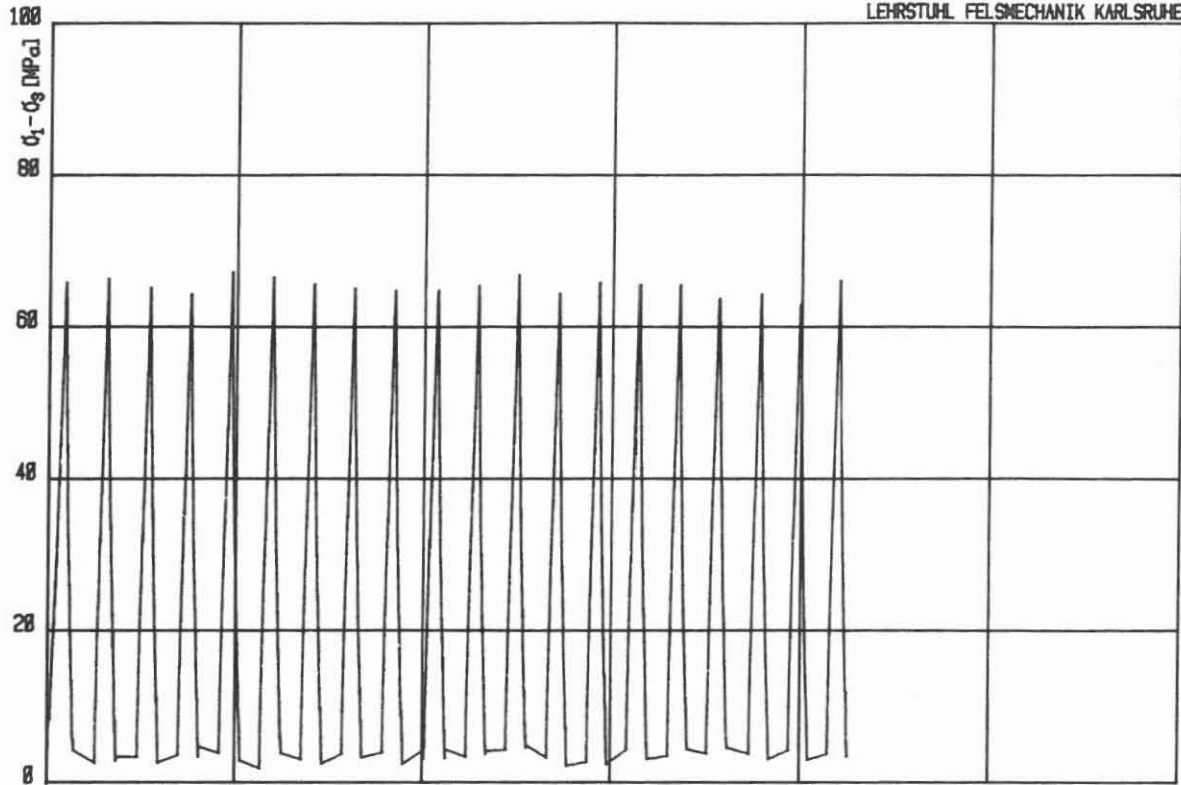
Abmessungen der Probe: H = 133.9 mm D = 70.0 mm H/D = 1.91





ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: M5T25P65 von 0 bis 14 Zyklen

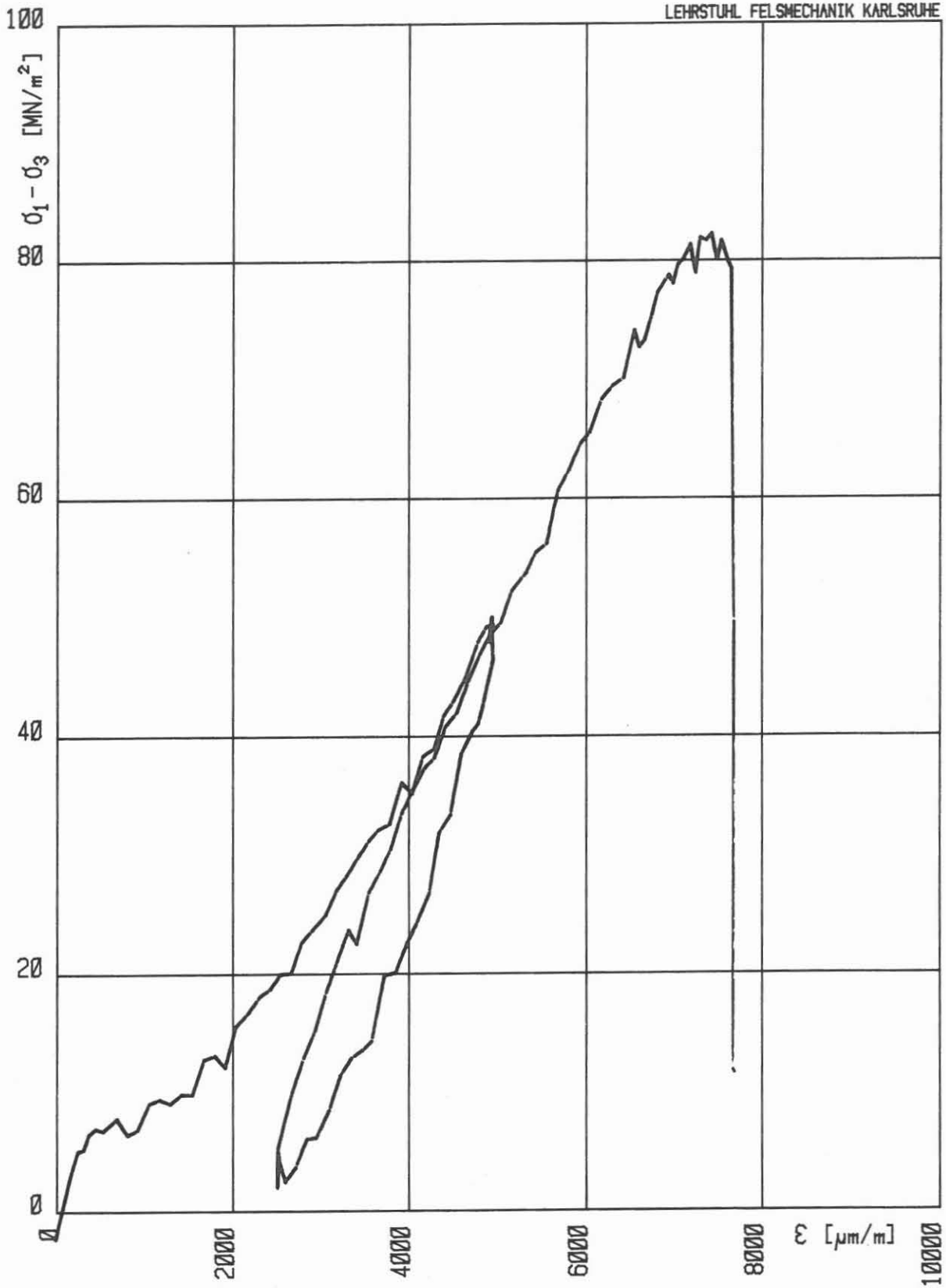
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 646.9 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 133.9 mm    D = 70.0 mm    H/D = 1.91



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: M6T25P28 von 0 bis 40 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min      Zelldruck: 284.8 bar      Zelltemperatur: 251 °C

Abmessungen der Probe:    H = 133.2 mm    D = 69.9 mm    H/D = 1.91



HT-TRIAXIALVERSUCH: M6T25P28/b

Kolben-Vorschub:  $\emptyset$ .100 mm/min

Zelldruck: 283.5 bar      Zelltemperatur: 251 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 82.26  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:      H = 133.2 mm      D = 69.9 mm      H/D = 1.91

# A N H A N G

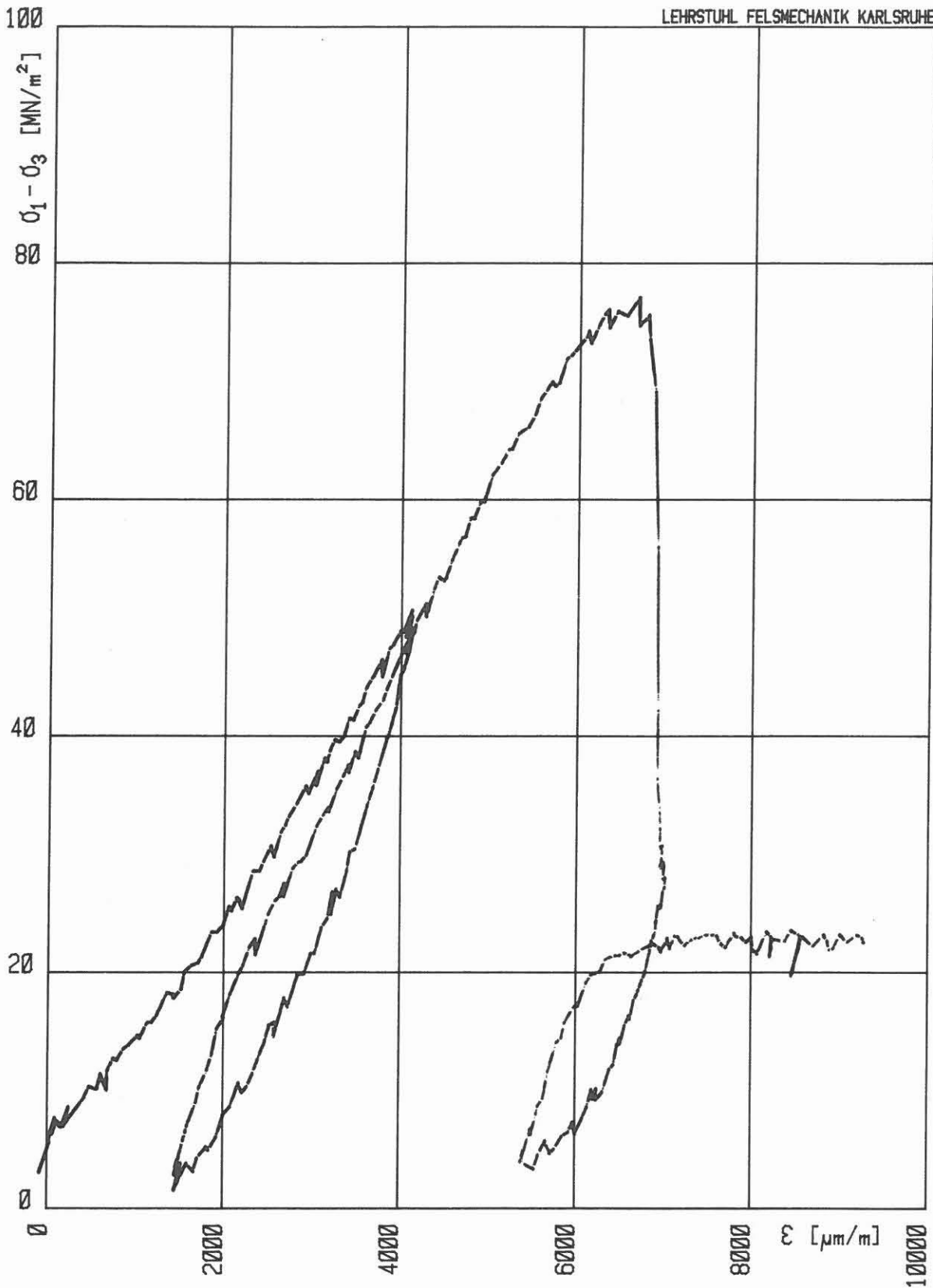
VERSUCHSSERIE No. 4 UND No. 5

Probe No.	Bel. Geschw. [mm/min]	Besonderheiten, $\sigma_{Bruch}$	$\frac{\Delta \epsilon}{\text{Zykl.}}$ [ $\frac{\mu m}{m}$ ]	$\epsilon(\sigma_{max.})$ [ $\mu m/m$ ]	$\sigma_{max.}$ [MPa]	$n_{zykl.}$ [sec. $\cdot 10^{-6}$ ]	$\frac{sec.}{\text{Zykl.}}$	$n_{zykl.}$ B=Bruch bei Zyklus	$\epsilon_{pl.}$ Anfang [ $\mu m/m$ ]	$\epsilon_{pl.}$ Ende [ $\mu m/m$ ]	1. Phase der zykl. Wechselbelastungen (mit Verformungszunahme)			2. Phase der zykl. Wechselbelastungen (ohne Verformungszunahme)		3. Phase der zykl. Wechselbelastungen (mit Verformungszunahme)				
											$n_{zykl.}$ No. bis No.	$4000 + \Delta \epsilon$ [ $\mu m/m$ ]	$\Delta \sigma_{zykl.}$ [MPa]	$\sigma_{min.}$ [MPa]	$\sigma_{max.}$ [MPa]	$n_{zykl.}$ No. bis No.	$\Delta \epsilon$ [ $\mu m/m$ ]	$\sigma_{min.}$ [MPa]	$\sigma_{max.}$ [MPa]	$\epsilon_{Br.}$ [ $\mu m/m$ ]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19		
<b>VERSUCHSSERIE NO 4 mit durchlässiger Probenhülle</b>																				
U6 T25 P65	0,100	Referenzprobe	-	6660	77,1	-	-	-	1430	5330	-	-	-	-	-	-	-	-	7000	
									( $\sigma=50$ MPa)	(n.Bruch)									(n.Bruch)	
U5 T25 P65	0,100	Entlast.-Beben $\sigma_{Br.} = 69,0$ MPa	100	5800	72,5	1770	565	20B	1100	1900	1→8	4700	13	-	-	9→20	2300	65	72,5	6000
U3 T25 P65	0,100	allmähl. Entf. $\sigma_{Br.} = 21,5$ MPa	75	5050	45,6	3115	321	21B	2300	4700	1→10	4675	8	-	-	11→21	875	24	45,5	5550
U4 T25 P65	0,100	rel.rasche Entf. $\sigma_{Br.} = 40,8$ MPa	50	4700	64,2	1876	533	23B	1200	1700	1→10	4400	8	-	-	11→23	650	41	64,2	5050
U1 T25 P65	0,100	allmähl. Entf. $\sigma_{Br.} = 25,0$ MPa	33	4700	50,4	1879	352	31B	1950	4300	1→12	4370	6,5	-	-	13→31	630	25	50,4	5000
U2 T25 P65	0,100	rel.rasche Entf. $\sigma_{Br.} = 56,0$ MPa	25	5100	66,7	1996	501	60B	1300	2700	1→23	4525	11	-	-	24→60	900	56	66,7	5425
<b>VERSUCHSSERIE NO 5 mit durchlässiger Probenhülle</b>																				
S3 T25 P65	0,100	Referenzprobe	-	7460	130,2	-	-	-	800	7300	-	-	-	-	-	-	-	-	7730	
									( $\sigma=50$ MPa)										(n.Bruch)	
S1 T25 P65	0,100	$\sigma_{Br.} = 105,5$ MPa	50	5200	113,5	1278	782	41B	580	- 80	1→15	4700	32	98	109	30→41	600	102	113	5300
S2 T25 P65	0,100	$\sigma_{Br.} = 113,4$ MPa	33	5030	114,2	1276	784	50B	900	- 350	1→22	4700	36	100	110	37→50	460	107	114	5170
S4 T25 P65	0,100	$\sigma_{Br.} = 109,6$ MPa	25	4700	112,9	1250	800	52B	850	- 200	1→29	4700	40	107,5	112,5	44→52	225	108,5	111	4925
SS T25 P65	0,100	$\sigma_{Br.} = 95,2$ MPa	20	4700	109,2	1308	764	67B	900	600	1→36	4700	39	100,5	109,2	51→67	340	93,5	108	5040

**TABELLE 2**  
(ERLÄUTERUNG S. UMSEITIG)

**ERLÄUTERUNGEN ZU DEN SPALTEN 1 bis 14 (TABELLE 2)**

1. Großbuchstabe bezeichnet den Kluftkörper, aus dem die Bohrkern 1 bis n herausgebohrt worden sind; T25 = Versuchstemperatur 250<sup>0</sup> C; P65 = Zell-  
druck = 650 bar.
2. Belastungsgeschwindigkeit entspricht der Kolbenvorschubgeschwindigkeit  
bei Be- und Entlastung [mm/min].
3. Referenzprobe charakterisiert die Kluftkörpereigenschaften im triaxialen  
Kompressionsversuch; Verlauf der Entfestigung bei vorgegebener Verände-  
rung der Axialstauchung  $\varepsilon$  wird charakterisiert. Bei Versuchsserie No 5 sind  
15 Lastwechsel mit konstanter Axialstauchung (bei 4700  $\mu\text{m}/\text{m}$ ) eingeschalt-  
et; Angabe der Bruchspannung  $\sigma_{\text{Br}}$  bei Wechselbelastung.
4.  $\frac{\Delta\varepsilon}{\text{Zykl.}}$  [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] gibt die Zunahme der Axialstauchung pro Lastwechsel an,  
die im jeweiligen Versuch gewählt wurde.
5. Gibt die Axialstauchung  $\varepsilon$  an, bei der die relativ größte Deviatorspan-  
nung  $\sigma_{\text{zykl.}}$  im Lastwechselversuch erreicht wurde.
6. Maximal erreichte Deviatorspannung  $\sigma_{\text{zykl.}}$  im Lastwechselversuch (zu Spal-  
te 5).
7.  $n_{\text{zykl.}}/\text{sec.}$  = Mittlere Lastwechselfrequenz in Hz [ $\cdot 10^{-6}$ ].
8.  $\text{sec.}/\text{zykl.}$  = Mittlere Dauer eines Lastwechsels (Be- und Entlastung) in sec.
9. Anzahl der Lastwechsel beim Versagen des Prüfkörpers, B = Bruch.
10. Bleibende Axialstauchung am Beginn des Wechselbelastungsversuches  $\varepsilon_{\text{pl.Anf.}}$
11. Bleibende Axialstauchung bzw. -dehnung am Ende des Wechselbelastungs-  
versuches  $\varepsilon_{\text{pl.Ende.}}$
12. 1. Phase des Wechselbelastungsversuches, in der die Deviatorspannung  
 $\sigma_{\text{zykl.}}$  i.d.R. gleichgerichtet mit der Axialstauchung  $\varepsilon$  ab- und zunimmt; da-  
bei Angabe der Zyklenanzahl bis die max. Deviatorspannung  $\sigma_{\text{zykl.}}$  gleich-  
bleibt oder abfällt; Angabe der entsprechenden Axialstauchung  $\varepsilon =$   
 $4000 + \Delta\varepsilon$  [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] und Angabe des Unterschiedes der maximalen Deviator-  
spannung  $\Delta\sigma_{\text{zykl.}}$  in der 1. Phase.
13. 2. Phase des Wechselbelastungsversuches, in dem die maximale Axialstau-  
chung konstant gehalten wurde; dabei Angabe der minimalen und der  
maximalen Deviatorspannung  $\sigma_{\text{min.}}$  und  $\sigma_{\text{max.}}$  bei  $\varepsilon = 4700 \mu\text{m}/\text{m} = \text{const.}$   
(nur bei Versuchsserie No 5).
14. 3. Phase des Wechselbelastungsversuches, in dem die Axialstauchung  $\varepsilon$   
weiter gesteigert wurde, dabei Angabe der Zyklenzahl  $n_{\text{zykl.}}$ , der Zunahme  
der Axialstauchung  $\Delta\varepsilon$ , der minimalen und der maximalen Deviatorspannung  
in der 3. Phase und der Bruchstauchung  $\varepsilon_{\text{Br}}$ .



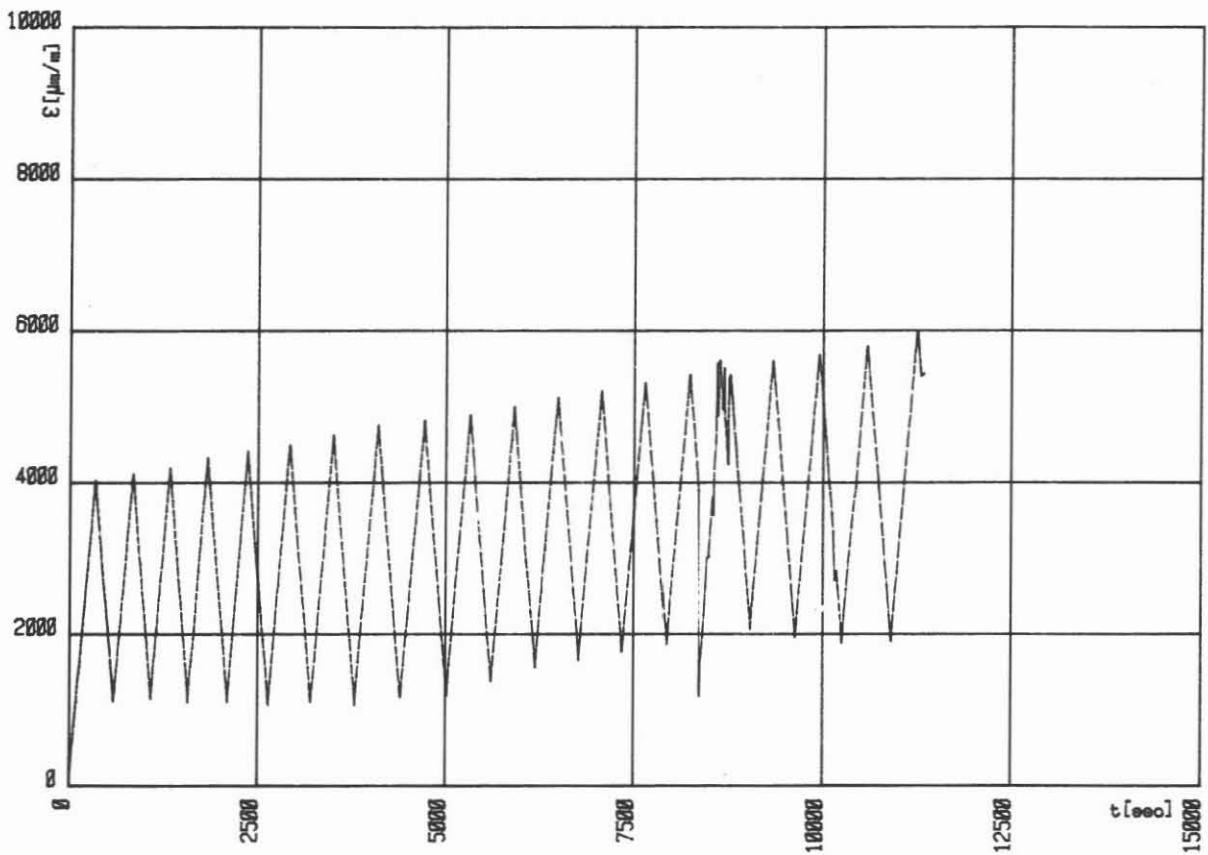
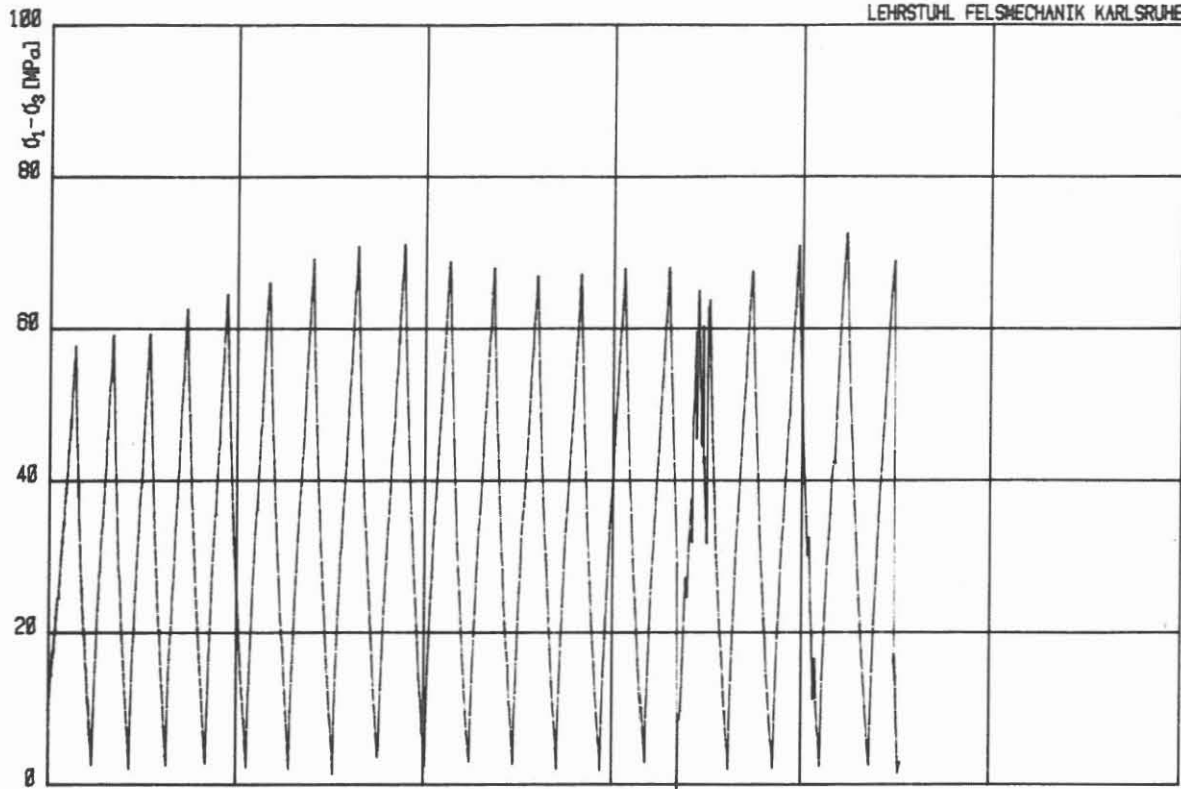
HT-TRIAxIALVERSUCH: U6/T25P65

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 650.1 bar      Zelltemperatur: 251 °C

Max. ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ): 77.13  $\text{MN/m}^2$

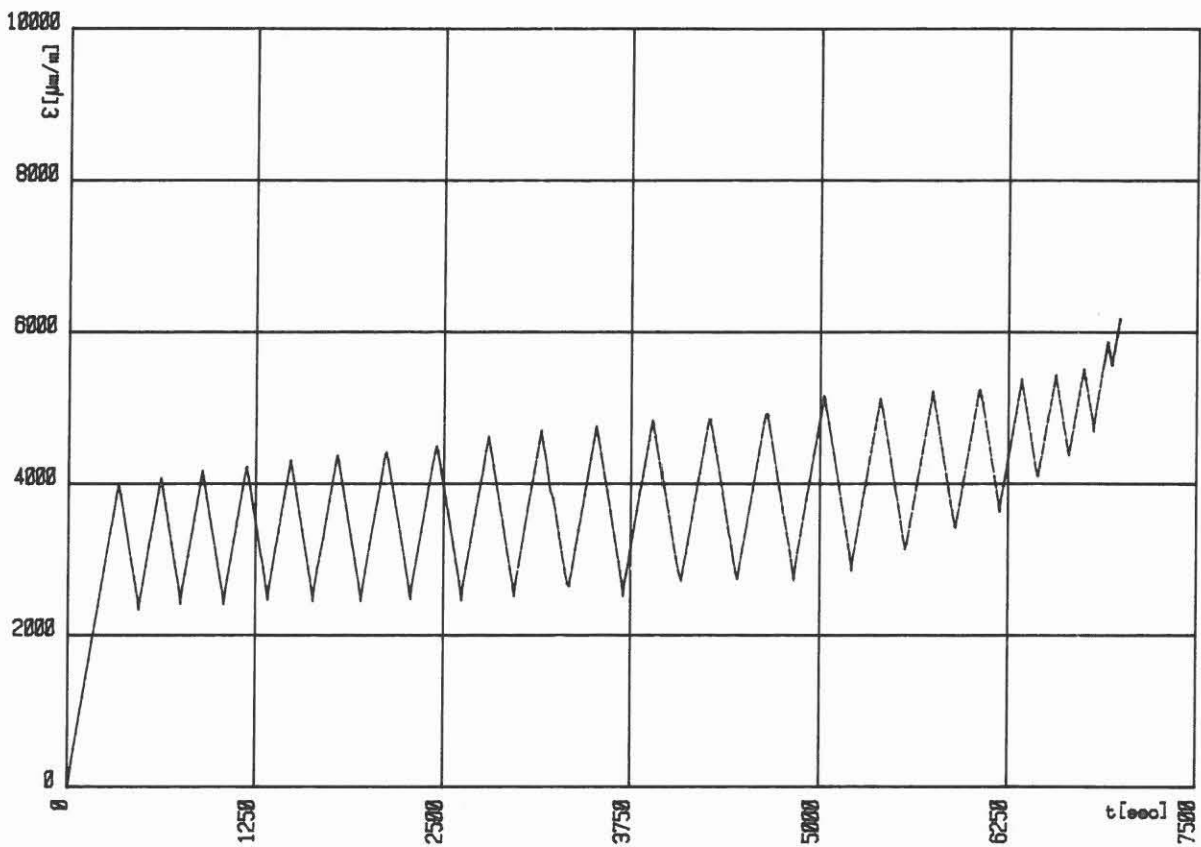
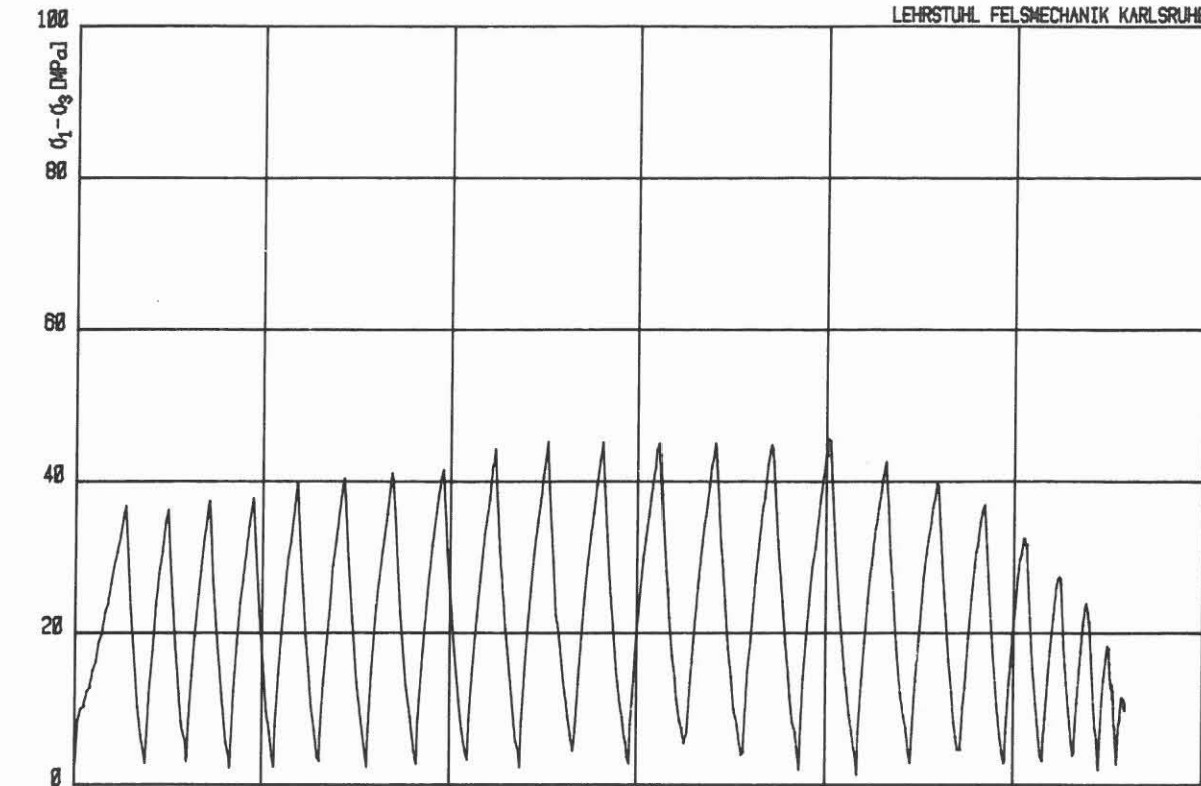
Abmessungen der Probe:    H = 137.1 mm    D = 70.1 mm    H/D = 1.96



ZYKLISCHER HT-TRIAxIALVERSUCH: U5T25P65 von 1 bis 19 Zyklen

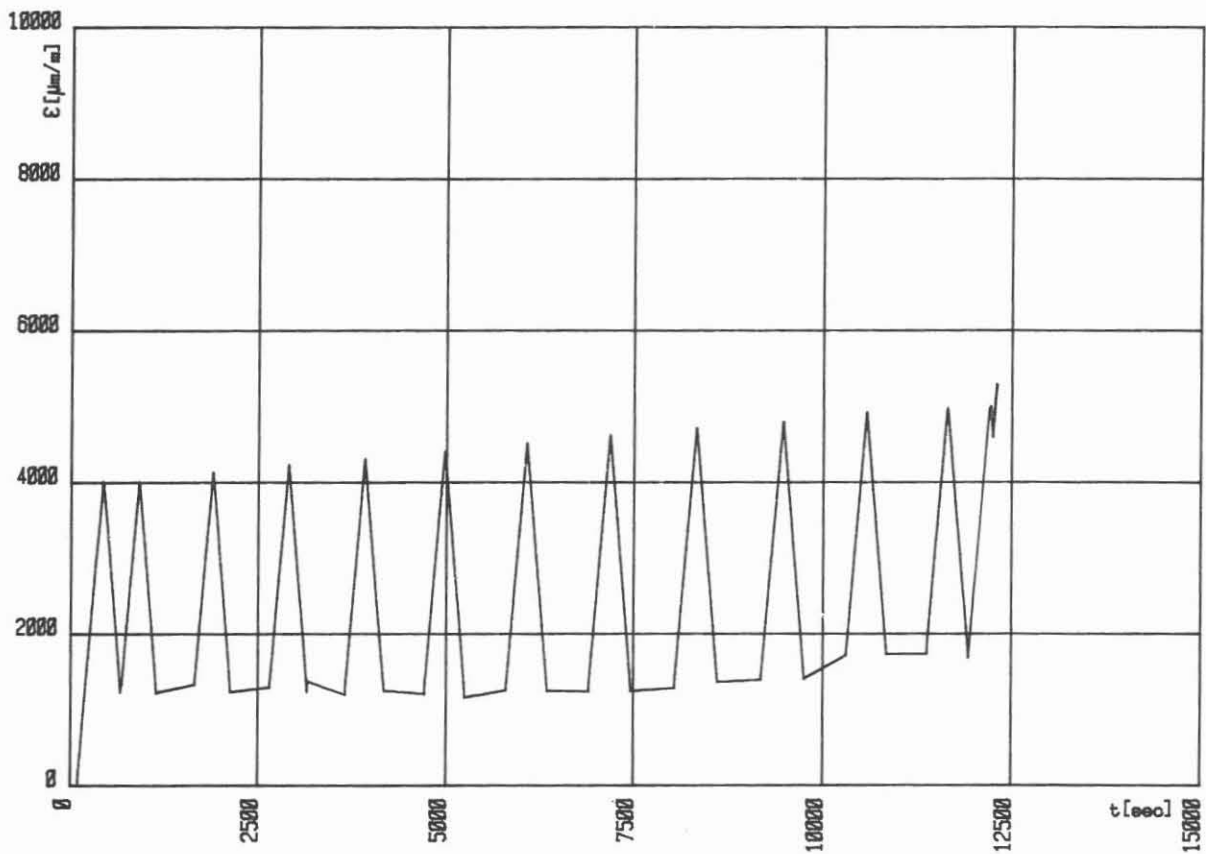
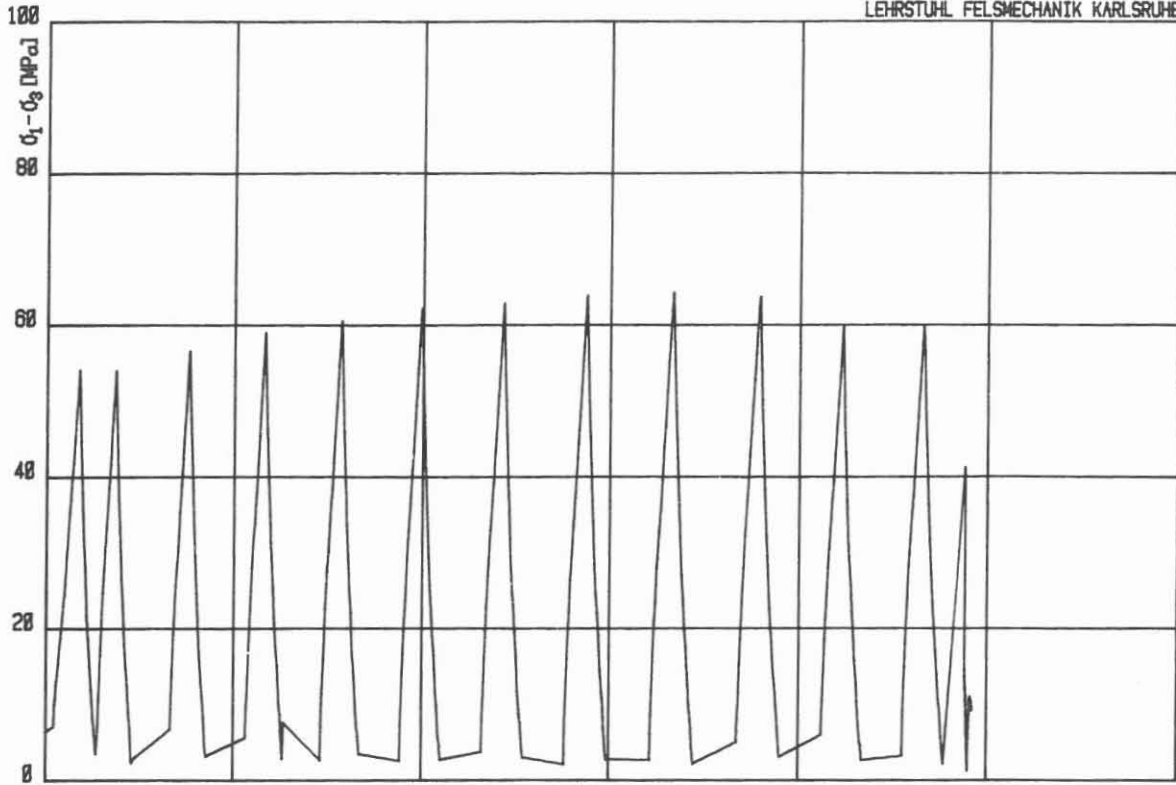
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.4 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 136.3 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.94





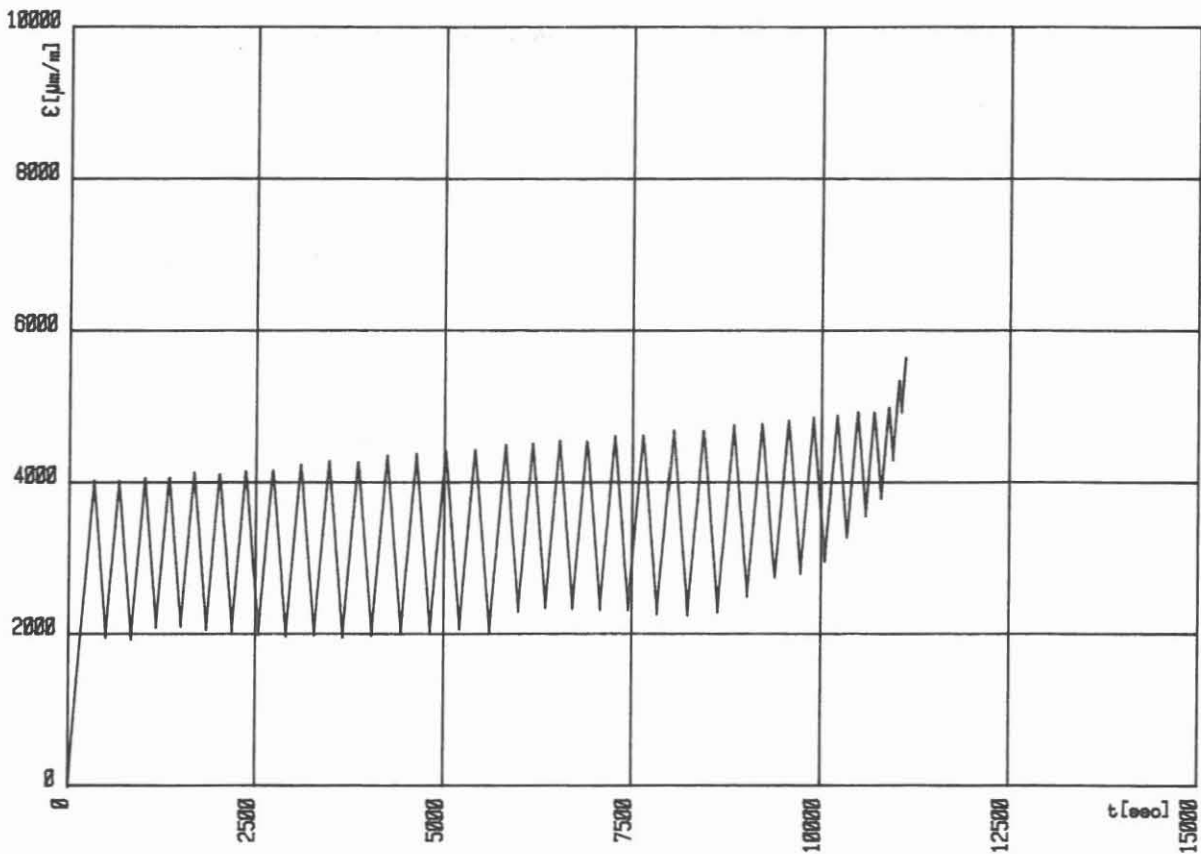
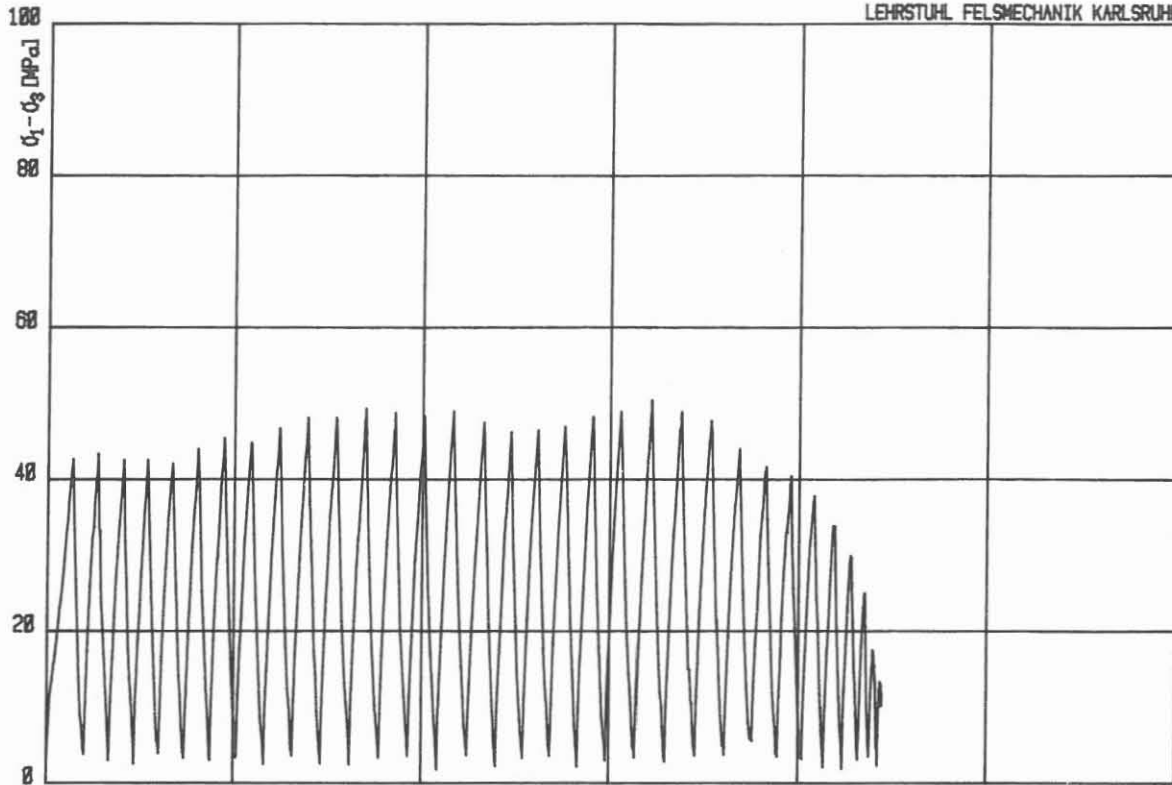
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: U3T25P65 von 1 bis 21 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 649.8 bar    Zelltemperatur: 252 °C  
Abmessungen der Probe: H = 138.8 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.98



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: U4T25P65 von 1 bis 23 Zyklen

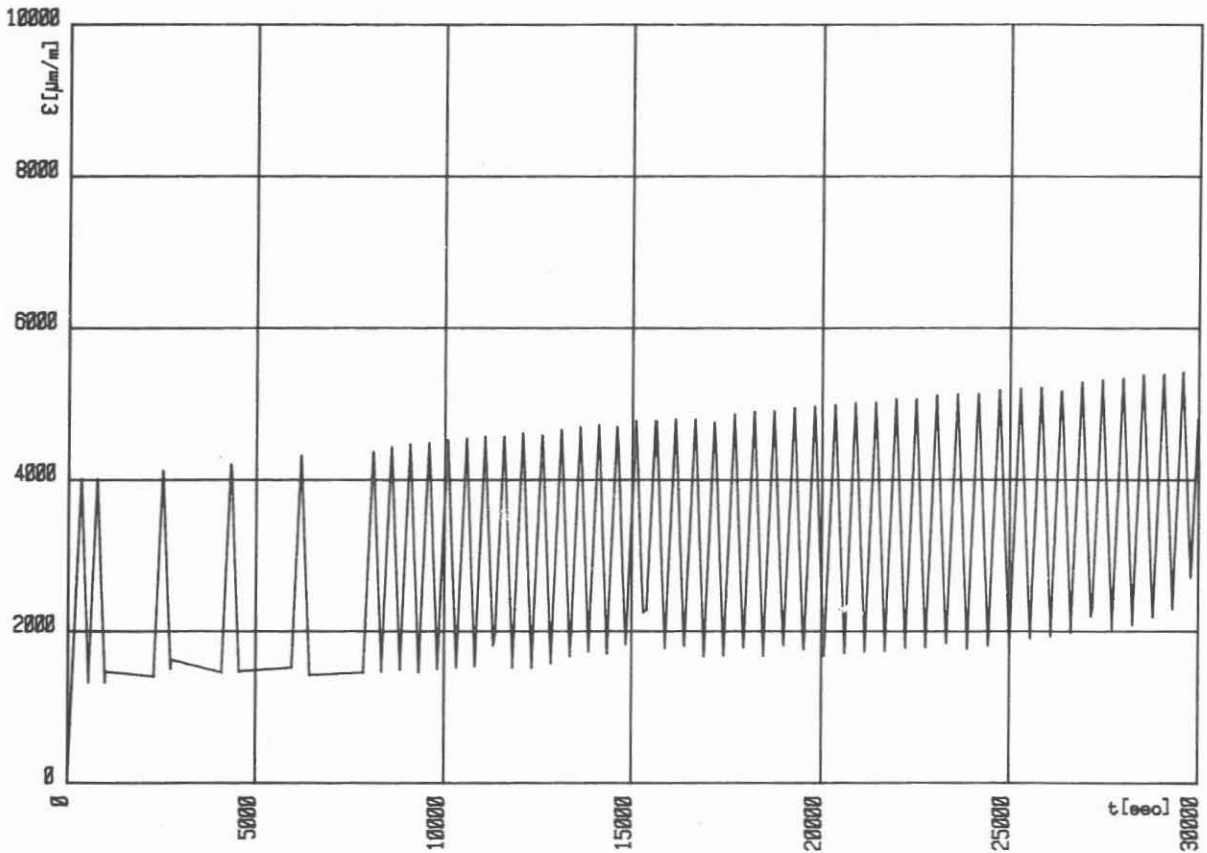
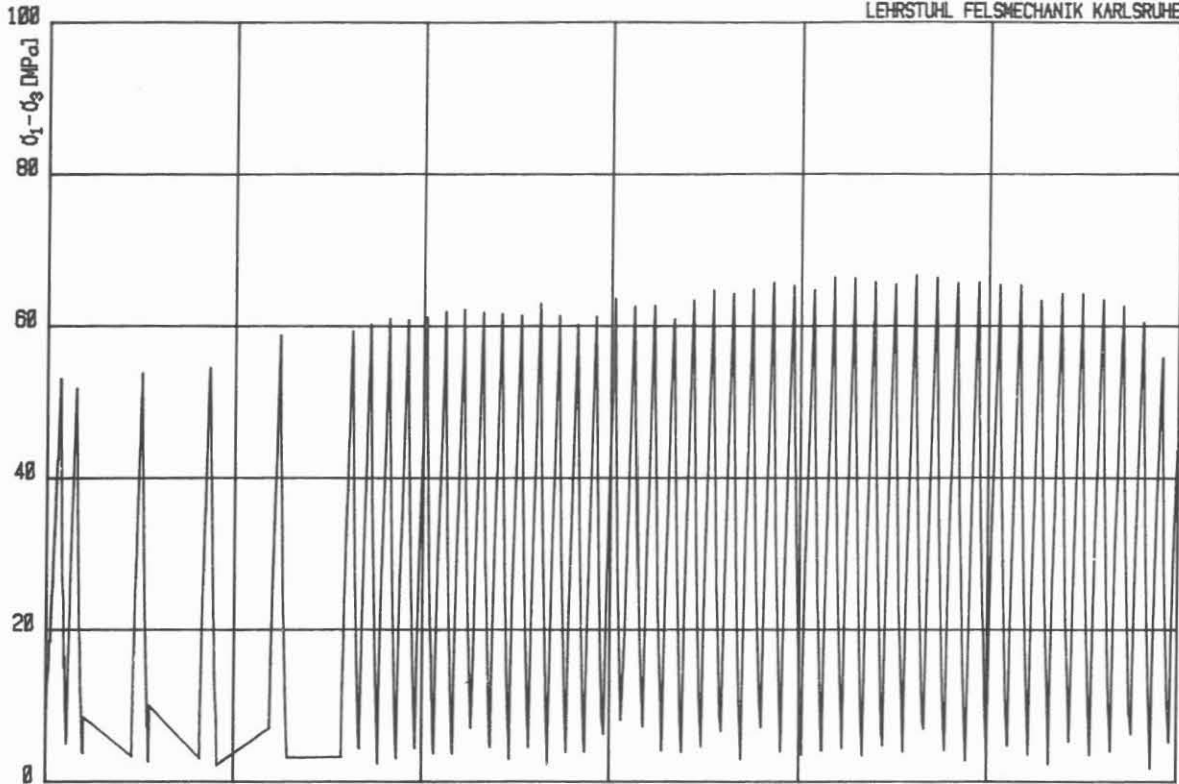
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.7 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 139.8 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.99



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: U1T25P65 von 1 bis 33 Zyklen

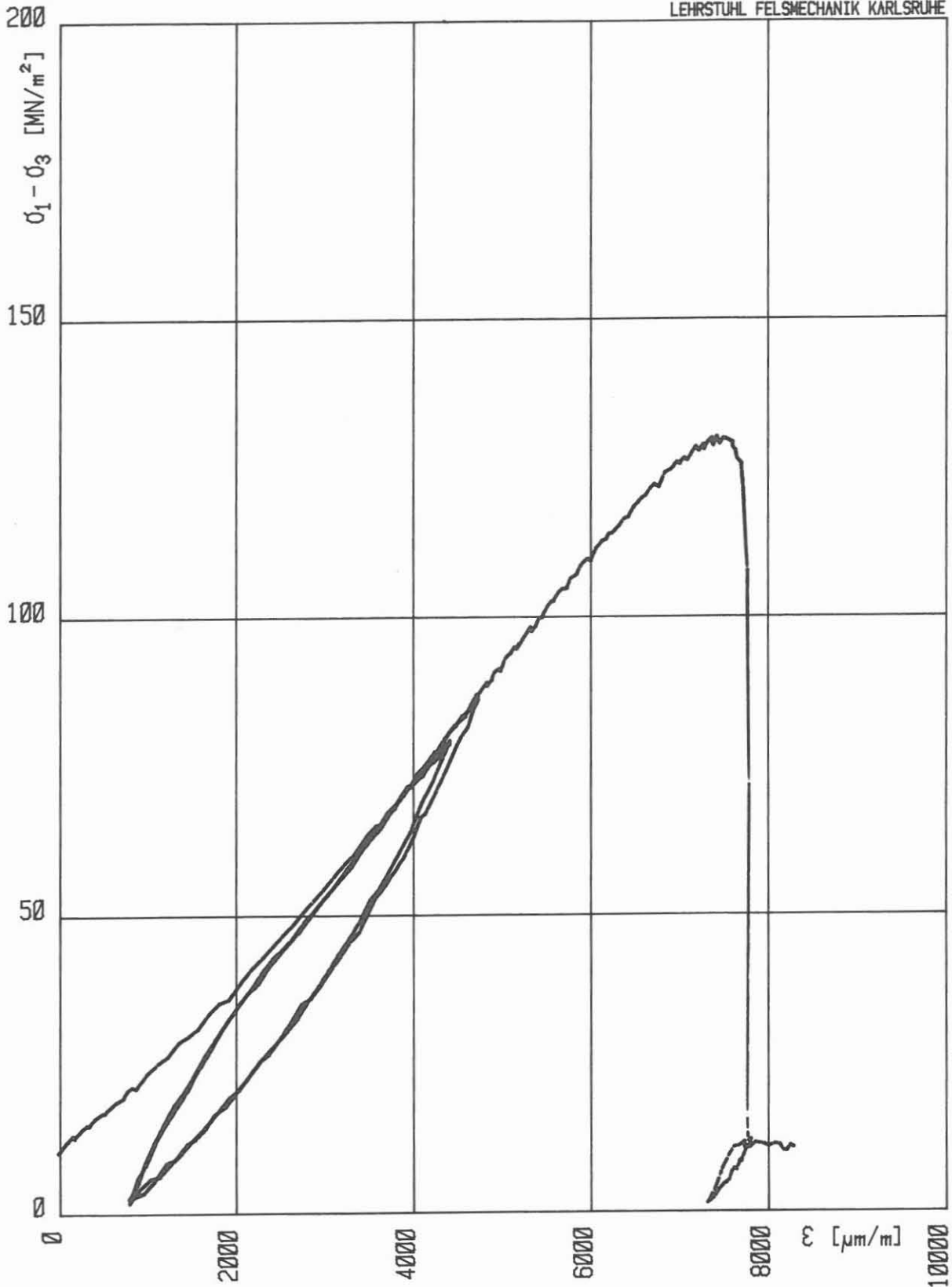
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.7 bar    Zelltemperatur: 251 °C

Abmessungen der Probe:    H = 138.6 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.97



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: U2T25P65 von 1 bis 60 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.5 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe: H = 138.7 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.98



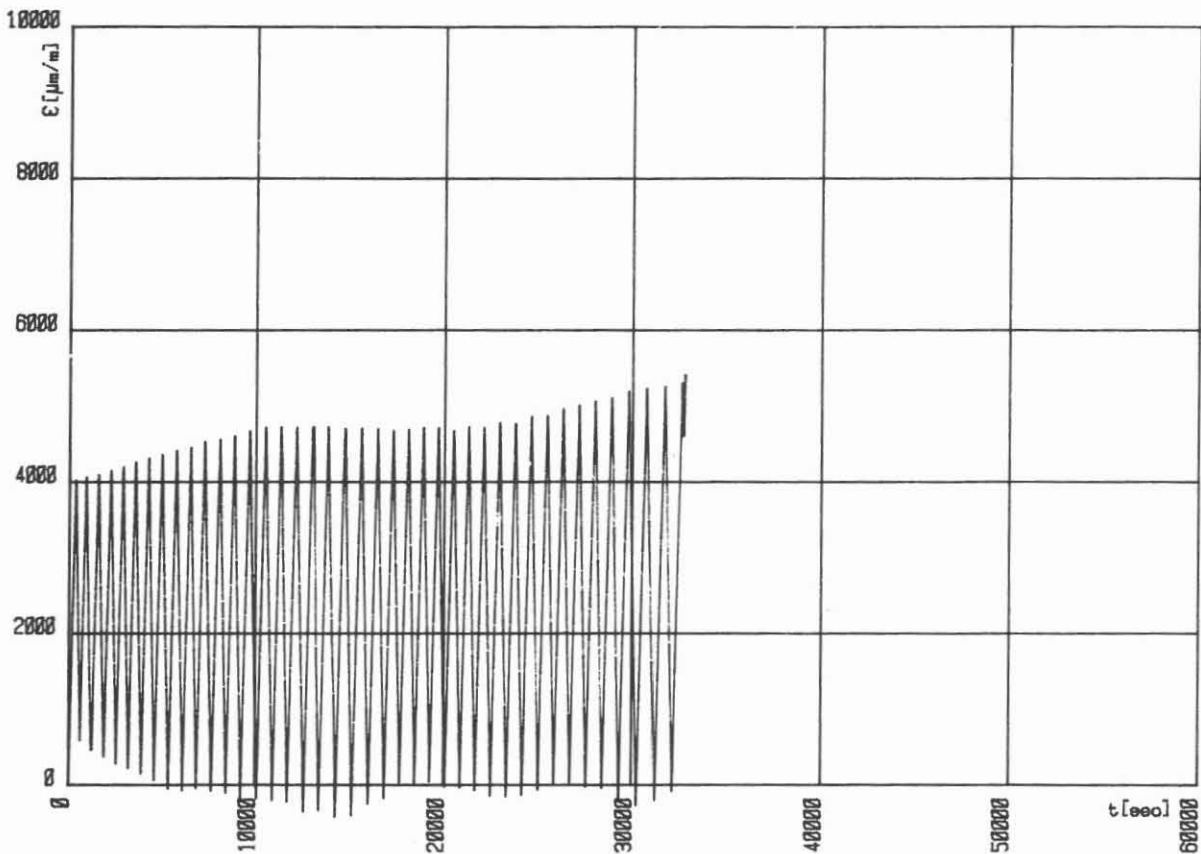
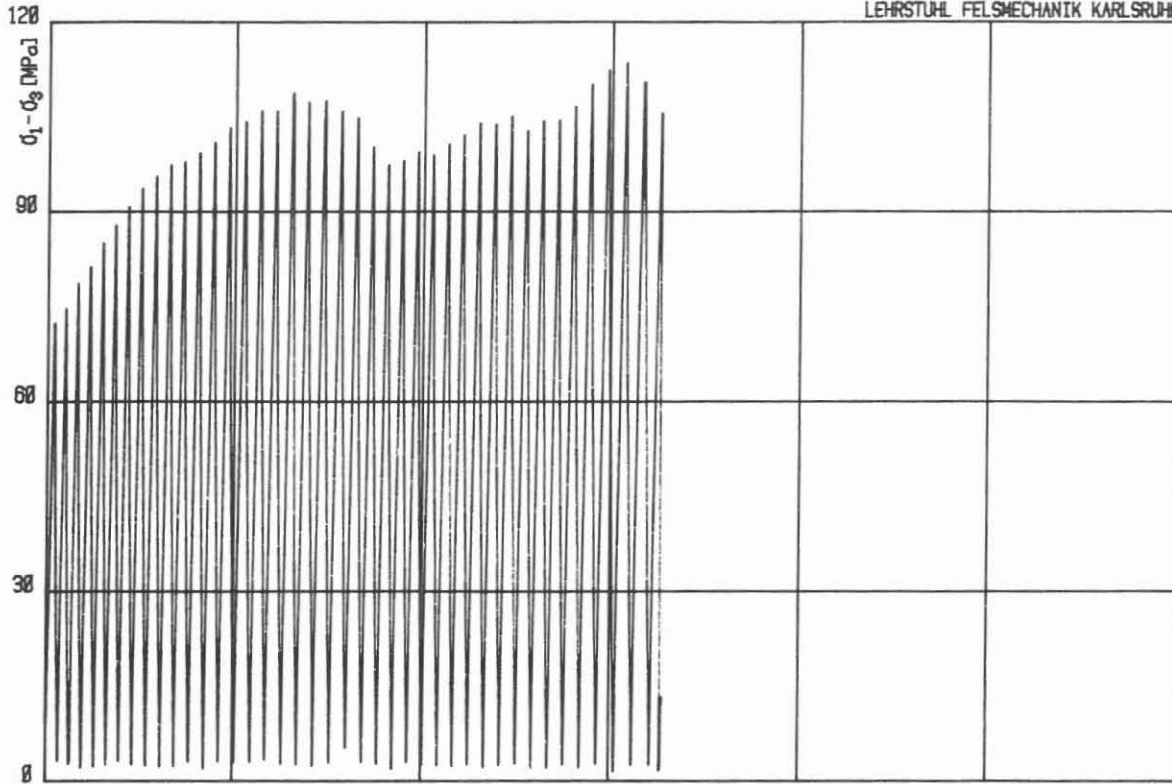
HT-TRIAxIALVERSUCH: S3T25P65

Kolben-Vorschub:  $\emptyset.100$  mm/min

Zelldruck: 650.7 bar      Zelltemperatur: 249 °C

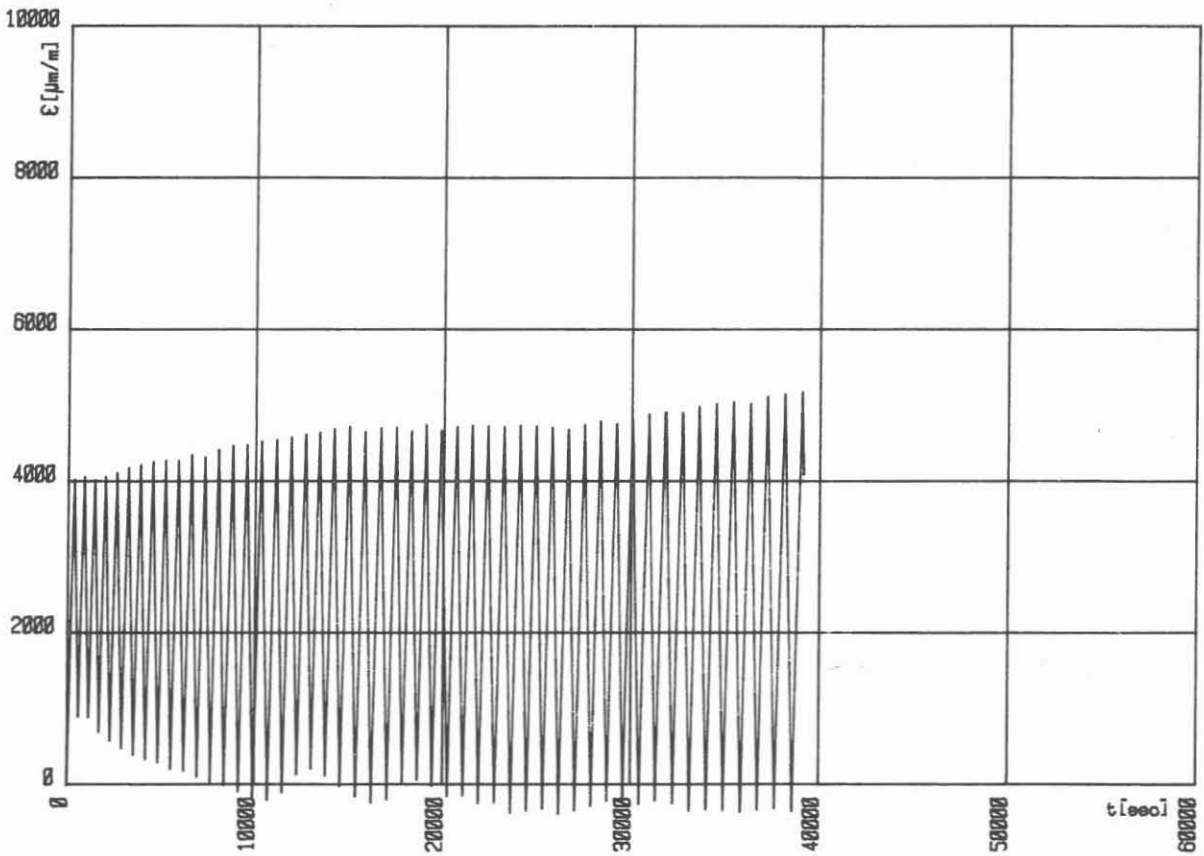
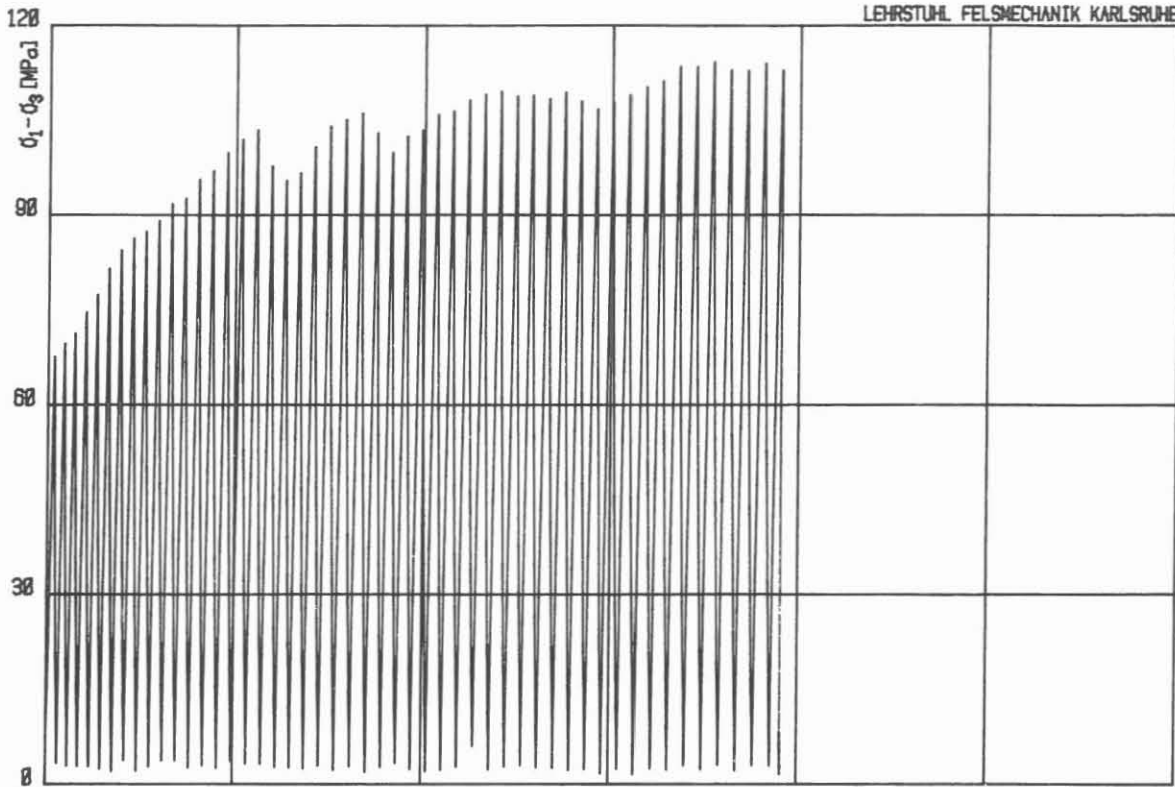
Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 130.18  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 141.1 mm    D = 70.1 mm    H/D = 2.01



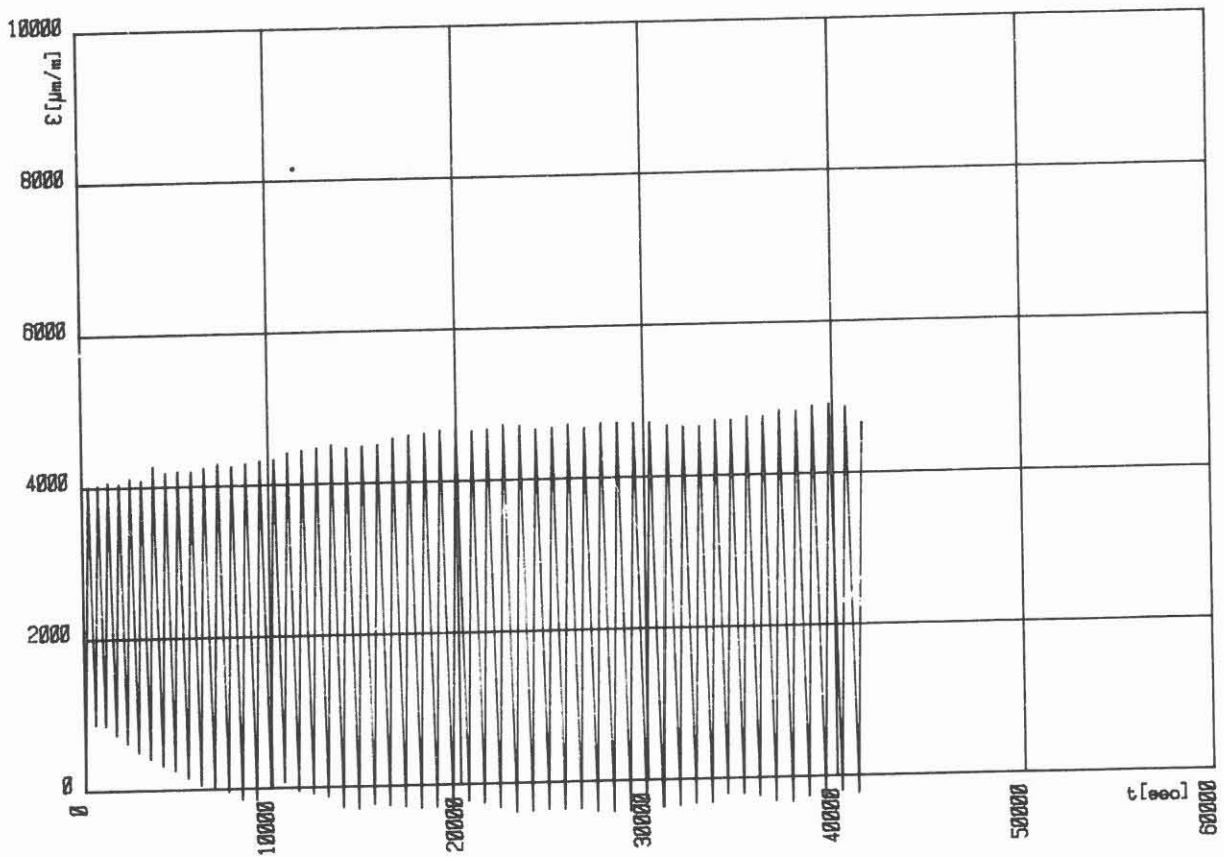
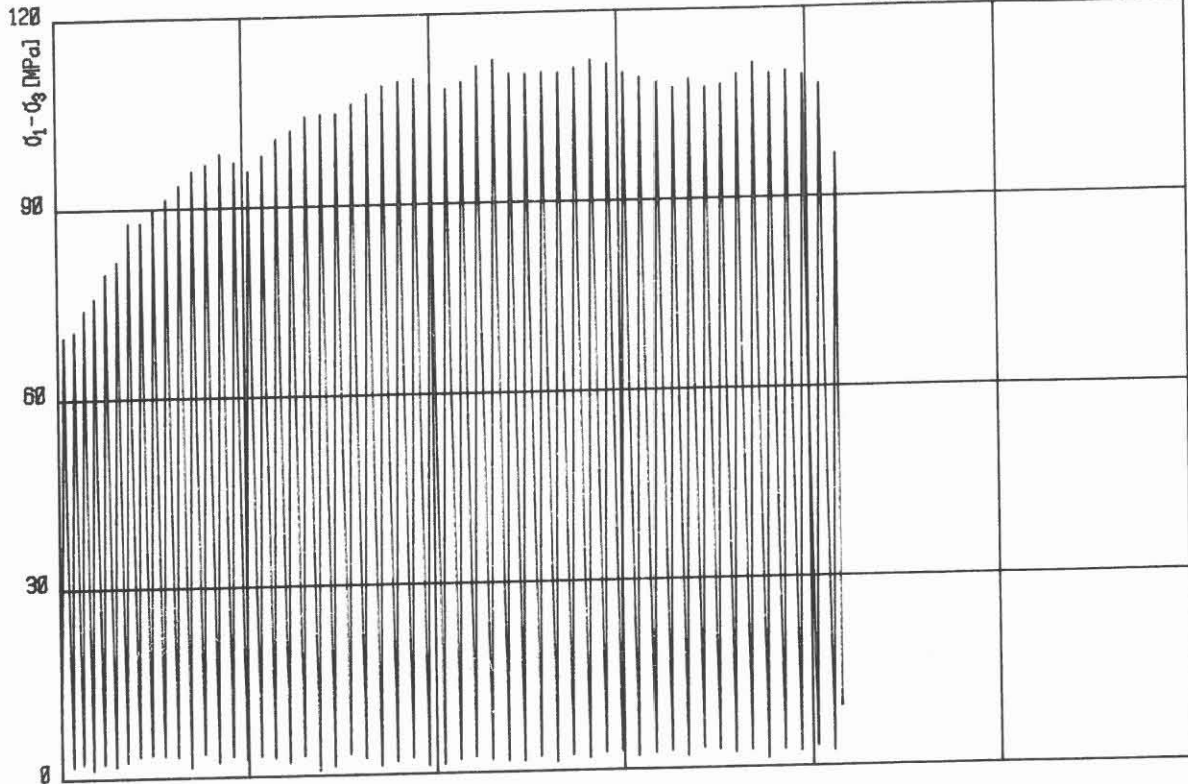
ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: S1T25P65 von 1 bis 46 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 649.5 bar    Zelltemperatur: 250 °C  
Abmessungen der Probe: H = 141.0 mm    D = 70.1 mm    H/D = 2.01



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: S2T25P65 von 1 bis 50 Zyklen

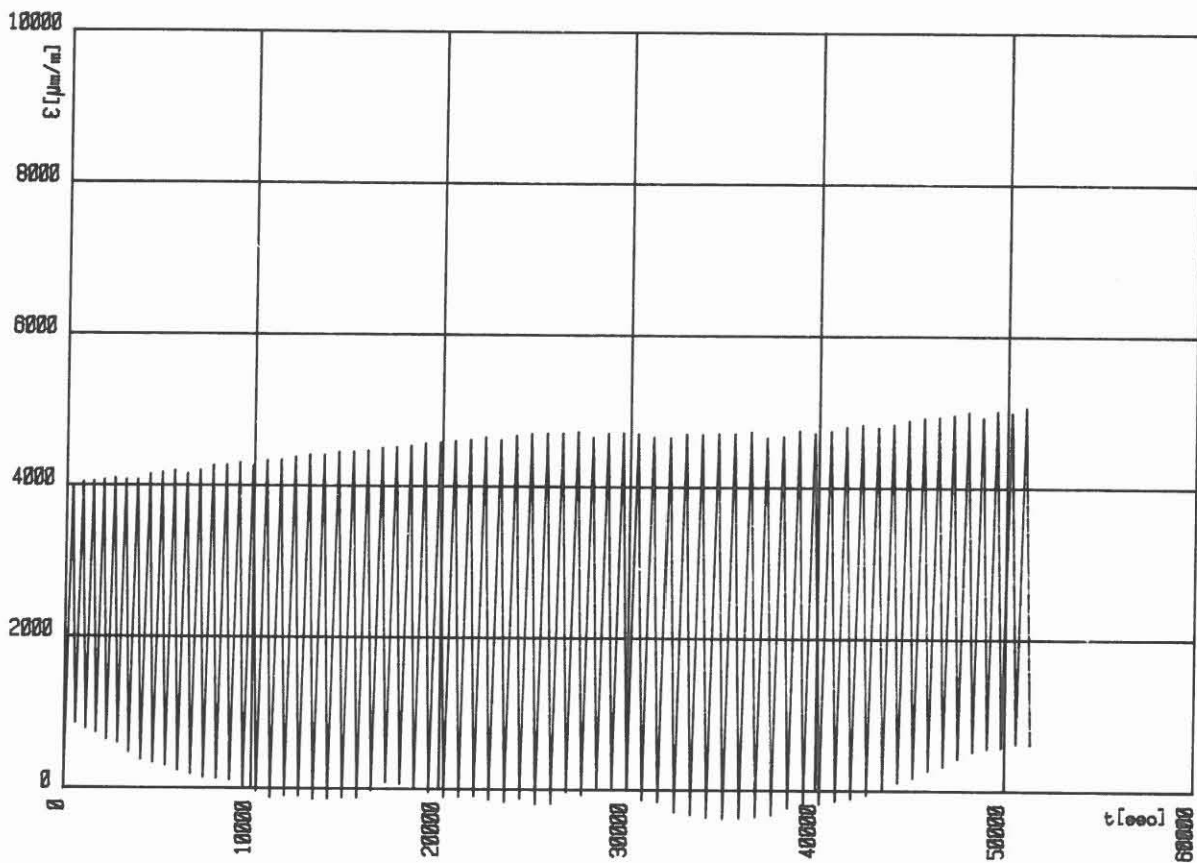
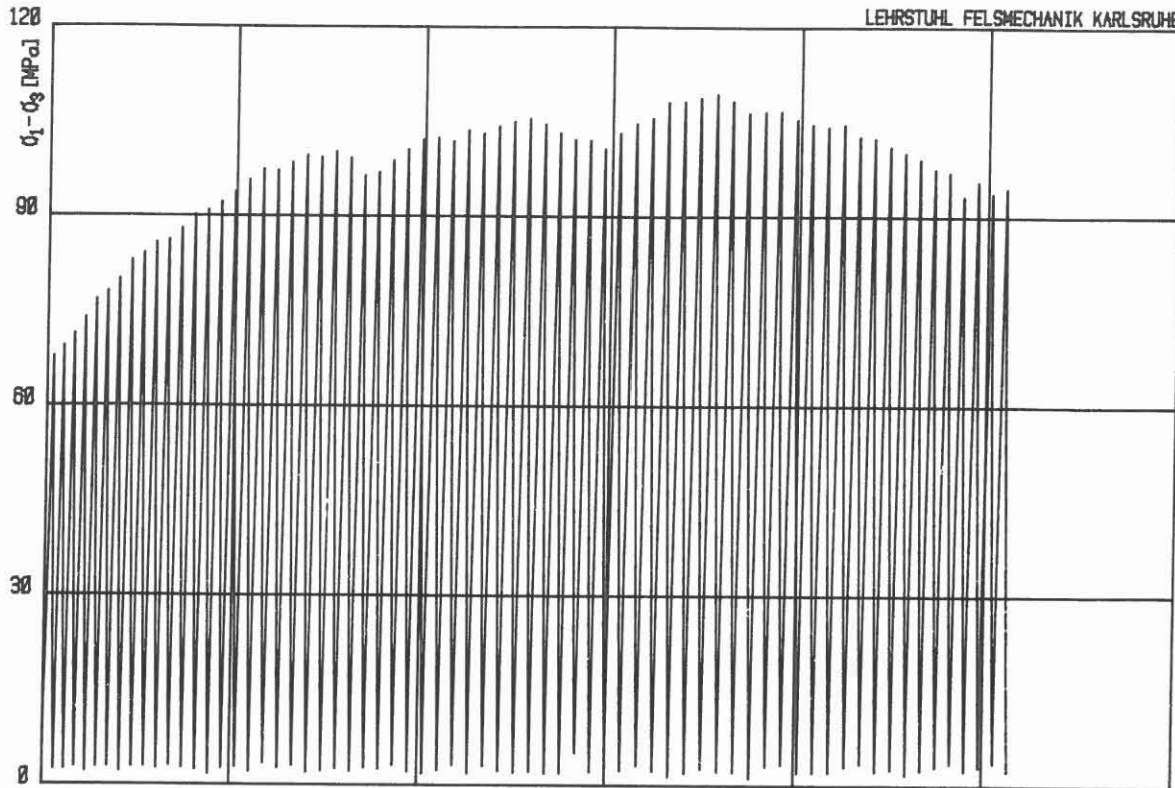
Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 650.4 bar    Zelltemperatur: 249 °C  
Abmessungen der Probe: H = 141.1 mm    D = 70.1 mm    H/D = 2.01



ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: S4T25P65 von 1 bis 52 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min      Zelldruck: 649.4 bar      Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe:    H = 141.0 mm    D = 70.2 mm    H/D = 2.01





ZYKLISCHER HT-TRIAXIALVERSUCH: S5T25P65 von 1 bis 67 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min    Zelldruck: 649.1 bar    Zelltemperatur: 251 °C  
Abmessungen der Probe: H = 141.1 mm    D = 70.1 mm    H/D = 2.01

Universität (TH) Fridericiana zu Karlsruhe  
Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik

Richard-Willstätter-Allee 2  
7500 Karlsruhe 1

**Bohrlochstabilität der kontinentalen Tiefbohrung:  
Materialuntersuchungen und  
statische Berechnungen**

G. Borm  
O. Natau



## VORWORT

Im vorliegenden Bericht wird eine erste Übersicht über Literatur und Stand des Wissens auf dem Gebiet der Materialuntersuchungen, Modellversuche und statischen Berechnungen zur Beurteilung der Stabilität der Kontinentalen Tiefbohrung gegeben.

Diese Zusammenstellung ist eine Ergänzung zu dem experimentellen Forschungs- und Entwicklungsvorhaben des Bundesministers für Forschung und Technologie, Vertrags-Nr. 2-609 268 "Änderung von Festigkeitseigenschaften kristalliner Gesteine bei thermomechanischer Wechselbelastung im Hinblick auf die Bohrlochstabilität".

Die Ausführungen konzentrieren sich auf die zu erwartenden felsmechanischen Probleme in den mittleren und unteren Teufenbereichen der KTB-Hauptbohrung. Der Bericht ist so aufgebaut, daß er im Laufe der weiteren Forschungs- und Entwicklungsarbeiten und der Diskussionen in der KTB-Arbeitsgruppe 3: "Spannungsmessungen und Bohrlochstabilität" und den thematisch benachbarten Arbeitsgruppen 1, 4, 5, 7 und 9 ergänzt und fortgeschrieben werden kann. Mit Absicht wurde vermieden, ein theoretisches Formelwerk zusammenzutragen; für den interessierten Leser wird stattdessen eine umfangreiche Liste von Spezialliteratur zu diesem Themenkreis bereitgestellt.

Dem Bundesminister für Forschung und Technologie und der Projektleitung des Kontinentalen Tiefbohrprogrammes beim Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung in Hannover danken wir für die Möglichkeit, an diesem wichtigen Forschungs- und Entwicklungsvorhaben beteiligt zu sein.



## INHALT

1.	EINFÜHRUNG .....	153
1.1	Problemstellung .....	153
1.1.1	Bohrlochstabilität .....	153
1.1.2	Bohrlochrandausbrüche .....	154
1.1.3	Bohrkernzerfall .....	154
1.2	Experimentelle Labormethoden .....	156
1.2.1	Felsmechanische Materialuntersuchungen .....	156
1.2.2	Felsmechanische Modellversuche .....	156
1.2.3	Mineralogische und petrographische Untersuchungen .....	157
1.2.4	Geophysikalische Labormethoden .....	157
1.2.5	Ingenieurgeologische Bohrkernaufnahmen .....	157
1.3	In-situ-Messungen .....	157
1.3.1	Gebirgsmechanische Parameter .....	157
1.3.2	Ingenieurgeologische Felduntersuchungen .....	158
1.3.3	Geophysikalische Bohrlochmessungen .....	158
1.4	Berechnungen zur Bohrlochstabilität .....	158
1.5	Bedeutung für KTB und allgemeine Geowissenschaften .....	159
2.	STOFFGESETZE, MODELLUNTERSUCHUNGEN .....	159
2.1	Raumgewicht .....	159
2.2	Thermische Eigenschaften .....	159
2.3	Materialmodelle .....	160
2.3.1	Elastisches Materialverhalten .....	160
2.3.2	Bruchmechanische Ansätze .....	160
2.3.3	Elastoplastisches Materialverhalten, Bruchformen .....	161
2.3.3.1	Trennbruch .....	161
2.3.3.2	Scherbruch .....	163
2.3.3.3	Materialentfestigung, Auflockerung, Dilatanz .....	163
2.3.3.4	Beulen, Knicken, Verzweigung .....	166
2.3.4	Rheologisches Materialverhalten .....	166
2.3.4.1	Linear viskoelastisches Materialverhalten .....	167
2.3.4.2	Nichtlinear viskoelastisches Materialverhalten .....	167
2.3.4.3	Temperatureinfluß .....	167
2.3.4.4	Kriechbruch .....	168
2.3.5	Porosität und Permeabilität .....	168
2.4	Festigkeitsuntersuchungen .....	168
2.4.1	Einachsige und dreiachsige Zylinderdruckversuche .....	169
2.4.2	Direkte Scherversuche an Trennflächen .....	169
2.4.3	Zugversuche .....	170
2.4.4	Kriech- und Relaxationsversuche .....	170
2.4.5	Wechselastversuche .....	170
2.4.6	Porositäts- und Permeabilitätsmessungen .....	172

2.5	Felsmechanische Modellversuche .....	175
2.5.1	Ebene Scheibenmodelle .....	175
2.5.2	Triaxiale Hohlzylinder-Druckversuche .....	175
3.	ELASTISCHE BOHRLOCHMODELLRECHNUNGEN .....	179
3.1	Analytische elastische Modelle .....	179
3.1.1	Ebener Verformungszustand .....	179
3.1.1.1	Dickwandiges elastisches Rohr .....	179
3.1.1.2	Poro-elastische Modelle .....	180
3.1.1.3	Bruchmechanische Modelle .....	181
3.1.2	Räumliche Modelle .....	181
3.1.2.1	Axialsymmetrische Modelle .....	181
3.1.2.2	Ungleichförmige äußere Gebirgsspannungen .....	181
3.2	Numerische Modelle .....	181
3.2.1	Ebene Finite Differenzen Modelle .....	182
3.2.2	Ebene Randintegral Element Modelle .....	182
3.2.3	Ebene Finite Element Modelle .....	184
3.2.3.1	Poroeelastische Modelle .....	184
3.2.4	Räumliche Modelle .....	184
3.2.4.1	Räumliche Randintegral Element Modelle .....	184
3.2.4.2	Räumliche Finite Elemente .....	184
4.	ELASTOPLASTISCHE BOHRLOCHMODELLRECHNUNGEN .....	185
4.1	Analytische oder semi-analytische Modelle .....	185
4.1.1	Ebener Verformungszustand .....	185
4.1.1.1	Lösungen für isotrope äußere Spannungen .....	185
4.1.1.2	Lösungen für biaxiale äußere Horizontalspannungen .....	185
4.1.2	Räumliche Modelle .....	187
4.2	Numerische elastoplastische Modelle .....	187
4.2.1	Charakteristikenverfahren .....	187
4.2.2	Ebene Finite Differenzen Modelle .....	187
4.2.3	Ebene Randintegral Element Modelle .....	188
4.2.4	Finite Element Modelle .....	188
4.2.4.1	Ebene Scheiben-Elemente .....	188
4.2.4.2	Räumliche Finite Element Modelle .....	189
4.3	Fels-hydraulische Modellrechnungen .....	190
5.	RHEOLOGISCHE MODELLRECHNUNGEN .....	190
5.1	Analytische viskoelastische Modelle .....	190
5.1.1	Ebener Verformungszustand bei isotroper äußerer Spannung .....	190
5.1.1.1	Lineare viskoelastische Modelle .....	190
5.1.1.2	Poroviskoelastisches Modell .....	191
5.1.1.3	Nichtlineare viskose Modelle .....	191
5.1.1.4	Elasto-viskoplastische Ansätze .....	191
5.1.2	Ebener Verformungszustand bei biaxialer äußerer Spannung .....	191
5.1.2.1	Lineare viskoelastische Modelle .....	191

5.1.2.2	Poroviskoelastisches Modell .....	193
5.1.2.3	Nichtlineare viskose Modelle .....	193
5.1.2.4	Elasto-viskoplastische Ansätze .....	193
5.1.3	Räumliche Modelle .....	193
5.2	Numerische viskoelastische Modelle .....	194
5.2.1	Ebene Finite Differenzen Modelle .....	194
5.2.2	Ebene Randintegral Element Modelle .....	194
5.2.3	Ebene Finite Element Modelle .....	194
5.2.4	Räumliche Finite Element Modelle .....	194
5.2.5	Temperatureinfluß .....	194
6.	<b>PRAKTISCHE DURCHFÜHRUNG VON FINITE ELEMENT MODELL - BERECHNUNGEN ZUR BOHRLOCHSTABILITÄT .....</b>	<b>195</b>
6.1	Finite Element Programmsystem FELS .....	195
6.1.1	Preprozessorprogramm PREFELS .....	195
6.1.2	Hauptprogramm FELS .....	195
6.1.3	Postprozessorprogramme POSTFELS und ISOLA .....	196
6.2	Aufteilung der geometrischen Struktur in finite Elemente .....	196
6.2.1	Geometrie .....	196
6.2.2	Materialverteilung, Stoffgesetze und -parameter .....	196
6.2.3	Rand- und Anfangsbedingungen .....	198
6.3	Berechnung des primären Gebirgsspannungszustandes .....	198
6.3.1	Eigengewicht .....	198
6.3.2	Tektonische Spannungen .....	198
6.3.3	Thermische Anfangsspannungen .....	199
6.4	Bestimmung der sekundären Verformungs- und Spannungsfelder .....	199
6.4.1	Simulation des Bohrvorgangs .....	199
6.4.1.1	Elimination der Massen und Steifigkeiten .....	199
6.4.1.2	Spannungsumlagerungen und Konvergenzen .....	199
6.4.2	Thermomechanische Wechsellasten .....	200
6.4.3	Transportgleichungen für Spülung und Fluide .....	200
6.5	Darstellung der Ergebnisse .....	201
6.5.1	Verschiebungen und Verformungen .....	201
6.5.2	Spannungen und Festigkeits-Auslastungsquotienten .....	201
6.5.3	Plastische Zonen und Gleitlinien .....	201
6.6	Offene Probleme .....	202
7.	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND DISKUSSION .....</b>	<b>203</b>
8.	<b>LITERATUR .....</b>	<b>208</b>





## 1. EINFÜHRUNG

Zusammen mit den hohen Drücken und Temperaturen in der tieferen Erdkruste und den dort zirkulierenden Gasen bewirken die hochgespannten wässrigen Lösungen, daß selbst die härtesten Gesteine verformbar und fließfähig werden. Die Fluide dringen in die Risse, Spalten und Poren ein und formen eine Zone erniedrigter Materialdichte und -festigkeit. Die Kontinentale Tiefbohrung soll diesen Bereich durchdringen und unverroht dauerhaft standsicher sein.

Im folgenden wird versucht, eine erste Übersicht über Literatur und Stand des Wissens auf dem Gebiet der Materialuntersuchungen und der statischen Berechnungen zur Beurteilung der Stabilität von Tiefbohrungen zu geben.

Einführende Literatur:

BEHR (1987), EMMERMANN (1986), KOSLOVSKY (1984), RISCHMÜLLER (1987)

### 1.1 Problemstellung

Die Bohrlochstabilität ist ein zentrales Problem für die technische Durchführung der Kontinentalen Tiefbohrung und die Gewährleistung eines geregelten Testprogramms. Sie betrifft die Verformungen und Spannungsumlagerungen am Bohrlochrand ebenso wie die thermisch und bohrtechnisch bedingten Einflüsse auf das Spannungsfeld im Bereich der Bohrlochwandung: Dort ist das Gebirge erheblichen thermo- und hydromechanischen Wechselbelastungen ausgesetzt.

Die Spannungen im Gebirge lagern sich während und nach den Bohrarbeiten um. Durch Verformung des Gesteins verringert sich der Querschnitt des Bohrloches (Konvergenz), und durch Randausbrüche (Abschalungen und Scherbrüche) erweitert er sich.

Die Beobachtungen der räumlichen und zeitlichen Veränderungen der Bohrlochgeometrie, die Interpretation der Randausbrüche und der Bohrlochablenkung, die Materialuntersuchungen zum Verformungs-, Festigkeits- und Entfestigungsverhalten unter hohen Druck- und Temperaturbedingungen können zusammen mit den Spannungsmessungen und theoretischen Berechnungen wichtige Entscheidungshilfen für einen sicheren Bohrbetrieb und Erfolg bei der Kerngewinnung geben.

#### 1.1.1 Bohrlochstabilität

Die Standsicherheit des offenen Bohrloches ist eine Frage der Gesteinsfestigkeit, der mechanischen Beanspruchung, der Stützmaßnahmen und der Zeit. Mit der Zeit ermüdet das Material und verliert an Festigkeit; mit der Zeit relaxieren aber auch die deviatorischen Gebirgsspannungen und entlasten so die Bohrlochwand.

Die folgenden Aufgaben stehen im Zusammenhang mit Fragen zur Bohrlochstabilität:

- \* Quantitative Prognosen zur Standsicherheit der Tiefbohrung
- \* Analyse der Wirksamkeit von Stützmaßnahmen
- \* Untersuchung des Einflusses von Porendruckgradienten

- \* Erfassung der thermo-hydrmechanischen Effekte
- \* Berechnung der Randausbrüche in Abhängigkeit vom Stoffgesetz
- \* Bestimmung der Auskesselung durch Bohrspülungseffekte
- \* Ermittlung des Einflusses von gravitativen, tektonischen und bohrtechnisch bedingten Spannungen

Ausführliche allgemeine Übersichten zu Fragen der Bohrlochstabilität geben GUENOT (1987), KAISER & MALONY (1987) und MAURY (1987). Über einzigartige Erfahrungen mit der Stabilität der Kola-Tiefbohrung berichten ANDRIANOV et al.(1987).

ENGESER et al.(1987) beschreiben die physikalischen, chemischen und bohrtechnischen Eigenschaften der Spülmittel für die Kontinentale Tiefbohrung, die als thixotrope Flüssigkeiten die Bohrlochstabilität unterstützen sollen. KESSELS (1988) berichtet über deren Einfluß auf die Stabilität der KTB-Vorbohrung in den ersten 1500m.

### **1.1.2 Bohrlochrandausbrüche**

Bohrlochrandausbrüche stehen in direktem Zusammenhang zum Spannungszustand in situ und stellen sich vorwiegend in zwei diametral gegenüberliegenden Zonen an der Bohrlochwand in Richtung der kleinsten horizontalen Spannung ein (Abb.1). Ausbruchtiefe und -weite wachsen mit der Magnitude der horizontalen äußeren Spannungen.

Die Analyse der Bohrlochrandausbrüche umfaßt die theoretischen und experimentellen Untersuchungen von Scherbrüchen, Gleitkeilen, Trennrissen, Abschalungen, Auskesselungen und hydraulischen Brüchen am Bohrlochrand.

Weiterführende Literatur:

BLÜMLING (1984), BLÜMLING et al.(1985), HAIMSON & HERRICK (1985), HICKMAN et al.(1985), PLUMB & HICKMAN (1985), TEUFEL (1985), ZOBACK et al.(1985)

### **1.1.3 Bohrkernzerfall**

Beim Freischneiden des Bohrkerns entspannt sich dieser und bildet überwiegend oberflächenparallele Extensionsrisse. Je nach ursprünglicher Einspannung und nach mechanischer Beanspruchung beim Herausbohren zerfällt der Kern in diskenförmige Scheiben (*Core Disking*) oder spaltet der Länge nach auf. Dazwischen gibt es Mischformen (Abb.2). Die Entspannungsdeformationen der Kerne aus großer Tiefe sind deutlich retardiert.

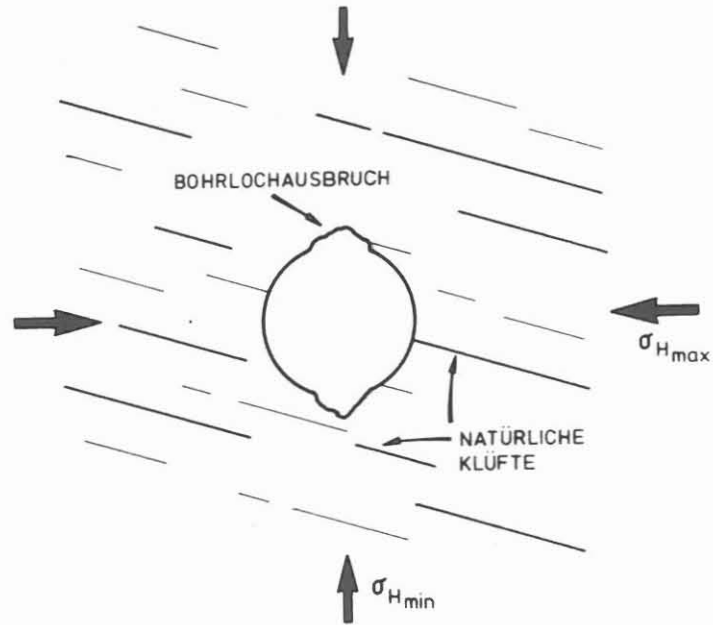


Abb.1: Schematische Orientierung der Bohrlochrandausbrüche im biaxialen horizontalen Spannungsfeld (TEUFEL, 1985)

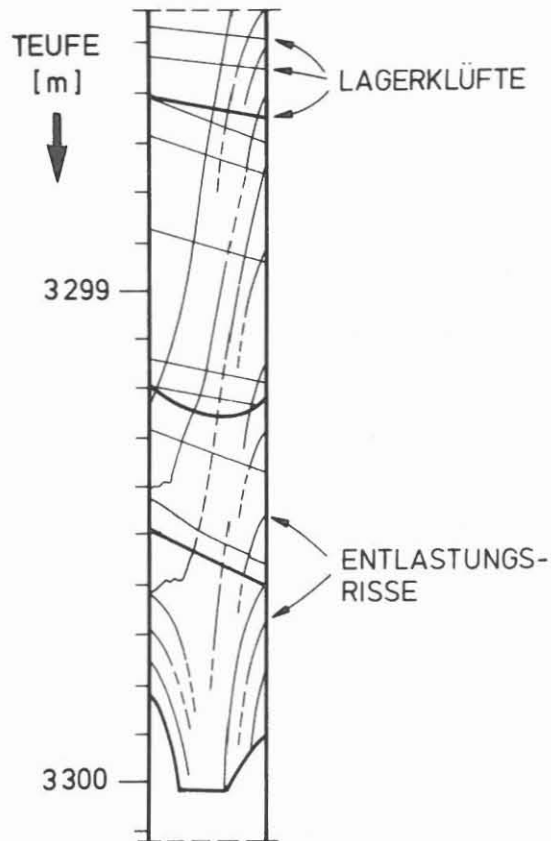


Abb.2: Entlastungsrisse an einem Granitbohrkern aus 3300m Tiefe (SCHÄDEL & DIETRICH, 1982)

Der Bohrkernzerfall hängt von Zusammensetzung, Gefüge (Textur, Trennflächenanordnung), Festigkeit, Anisotropie, Mikroriöorientierung, in-situ-Spannungszustand und Gewinnungsteufe ab. Das Zerschlagen erfolgt schlagartig oder allmählich. Eine aufschlußreiche Zusammenstellung der Erfahrungen bei der Kerngewinnung der Kola-Tiefbohrung mit extensivem Core-Disking geben BASOVICH et al.(1987).

Weitere Literatur: BERCKHEMER et al.(1988), DURELLI et al.(1968), LEMPP & MÜHLHAUS (1985), OBERT & STEPHENSON (1965), SCHÄDEL & DIETRICH (1982), STACEY (1982), ZHU (1985)

## **1.2 Experimentelle Labormethoden**

Die experimentellen Labormethoden umfassen felsmechanische Materialuntersuchungen und Modellversuche, mineralogische und petrographische Untersuchungen, geophysikalische Methoden sowie ingenieurgeologische Bohrkernaufnahmen.

### **1.2.1 Felsmechanische Materialuntersuchungen**

Die felsmechanischen Materialuntersuchungen dienen der Bestimmung der Verformungs- und Festigkeitsparameter des kristallinen Gesteins bei höheren Drücken und Temperaturen.

In prozeßrechnergesteuerten Versuchen werden kombinierte Verformungs- und Spannungspfade bis über den Bruch hinaus so simuliert, daß auch die residuellen Festigkeitsparameter bei progressiver Materialauflockerung und -entfestigung ermittelt werden können.

Im einfachsten Fall läßt sich die Gesteinsfestigkeit durch die Angabe von Kohäsion und Reibungswinkel beschreiben. Darüberhinaus hängt die Festigkeit von Temperatur, mittlerer Spannung, Gesteinsart, Be- oder Entlastungsgeschwindigkeit, Fluidgehalt, Porendruck, Mikrorißdichte, Verformung und Eigenspannung ab.

Zur Untersuchung des temperatur- und zeitabhängigen Materialverhaltens werden beheizte Kriech-, Relaxations- und Wechsellastversuche durchgeführt.

### **1.2.2 Felsmechanische Modellversuche**

Die felsmechanischen Modellversuche dienen der Prüfung von theoretischen Vorhersagemodellen durch Experimente an biaxial belasteten, gelochten Scheiben oder dickwandigen Gesteinshohlzylindern in triaxialen Hochdruckversuchen unter kontrollierten Spannungs-, Temperatur- und Porendruckbedingungen. Die im Experiment gewonnenen Erfahrungen werden dazu benutzt, die Genauigkeit und Aussagekraft der theoretischen Rechenansätze und -modelle zu verifizieren, zu ergänzen und ggf. zu modifizieren. Erst wenn eine Übereinstimmung von Versuch und Rechnung erzielt ist, kann man Prognosen für die Stabilität der Kontinentalen Tiefbohrung abgeben.

### **1.2.3 Mineralogische und petrographische Untersuchungen**

Die Spannungen im Bohrlochnahbereich und bei der Kerngewinnung lassen sich über mikroskopisch gemessene Spannungskonzentrationen an kristallinen Korngrenzen bei Hochdruck-Untersuchungen abschätzen. Hierzu werden die Mikrorisse an Dünnschliffen analysiert, während Röntgenspektren die Möglichkeit zu Deformations- und Spannungs-Messungen mit Beugungsmethoden bieten. Ein Nachweis von Zug- und Druckzuständen an kristallinen Gesteinen ist möglich (HINZE, 1988). Die Spannungen verändern sich bei chemischen Reaktionen und Phasenumwandlungen.

### **1.2.4 Geophysikalische Labormethoden**

Die Eigenspannungen von Bohrkernen lassen sich aus Ultraschallmessungen über den Schließungsdruck von Mikrorissen oder durch retardiert elastische Verformungsmessungen ermitteln: BERKHEMER et al.(1985), HOLZHAUSEN & JOHNSON (1979b), REIK & VARDAR (1974)

Durch aktive und passive Ultraschallmethoden kann man darüberhinaus nachweisen, ob sich Dilatanz im Pre-Failure-Bereich einstellt und wann Trenn- oder Scherbruchbildung stattfindet: HADLEY (1975a,b).

Auch mit elektrischen Widerstandsmessungen an Kernproben kann man Informationen über Mikrorisse und Porosität gewinnen: BRACE (1975, 1977), KOWALLIS & WANG (1983).

### **1.2.5 Ingenieurgeologische Bohrkernaufnahmen**

Geochemische Korrosion und Lösungsvorgänge beeinflussen die Bohrlochstabilität. Die maßgeblichen Diffusionsmechanismen und Durchlässigkeiten werden ebenso wie der Einfluß von Gebirgsinhomogenitäten, Textur und Trennflächengefüge mit ingenieurgeologischen Methoden erkundet:

KAZANSKY et al. (1987), SCHETELIG & HEITFELD (1988), FECKER & REIK (1987)

## **1.3 In-situ-Messungen**

Die felsmechanischen, ingenieurgeologischen und geophysikalischen in-situ-Bohrlochmessungen geben die wichtigsten Aufschlüsse zu Fragen der Bohrlochstabilität.

### **1.3.1 Gebirgsmechanische Parameter**

Die Ermittlung der gebirgsmechanischen Parameter erfolgt über Bohrloch - Kalibermessungen, Durchlässigkeitsuntersuchungen, Dilatometermessungen und Bohrlochspannungsmessungen. Maßstabeffekte bei der Bestimmung der Verformungs- und Festigkeitsparameter beschreiben BIENIAWSKI (1967a) und HEUZE (1983) .

Weiterführende Literatur:

FECKER & REIK (1987), FUCHS & ZOBACK (1988), HEUZE (1980), KEHRER (1987), PRATT et al. (1977).

### **1.3.2 Ingenieurgeologische Felduntersuchungen**

Eine Übersicht über den aktuellen Wissensstand auf dem Gebiet der in-situ-Durchlässigkeitsmessungen in Granit untertage gibt SIMMONS (1985). Nach den in-situ-Messungen von BLACK (1983) unterscheiden sich die hydraulischen Eigenschaften von Gestein, Trennflächen und Rissen sehr; die hydraulische Leitfähigkeit ist eine Potenzfunktion der wirksamen äußeren Spannungen.

Weitere Literatur:

CARLSSON & OLSSON (1986), FECKER & REIK (1987), SCHETELIG & HEITFELD (1988)

### **1.3.3 Geophysikalische Bohrlochmessungen**

Die für die Bohrlochstabilität relevanten geophysikalischen Bohrlochmessungen sind neben der Bohrloch-Geothermik und den hydraulischen Bruchuntersuchungen die Bohrloch-Radar-, Televiever-, Akustik-Log- und akustischen Emissionsmessungen zum Nachweis von Auflockerung oder Bruchbildung.

Weiterführende Literatur:

BLÜMLING (1984), BLÜMLING et al. (1985), FRIEDMAN (1972), FUCHS & ZOBACK (1988), HÄNEL (1987), RUMMEL (1988), SENDER & THIERBACH (1987), TEUFEL (1985).

## **1.4 Berechnungen zur Bohrlochstabilität**

Die Berechnungen zur Bohrlochstabilität erfolgen analytisch, semi-analytisch oder numerisch. Als Eingabeparameter benötigt man Geometrie, geologische Struktur, Stoffgesetze sowie Anfangs- und Randbedingungen für Spannungen und Verschiebungen. Man verwendet kontinuierliche, finitisierte oder diskontinuierliche Rechenmodelle von zwei- oder dreidimensionaler Geometrie. Berechnet werden die Bohrlochkonvergenzen, Gebirgsspannungen und Bruchzonen.

Numerische Methoden werden verwendet, wenn keine entsprechenden analytischen vorhanden sind, z.B. bei unregelmäßiger Geometrie des Bohrlochs, heterogener Struktur des Gebirges, Auflockerungszonen und komplizierten Materialeigenschaften des Gesteins. Theoretisch können sie das thixotrope Stoffverhalten der Bohrspülung ebenso wie deren Temperatur- und Druckeinflüsse auf die Bohrlochstabilität berücksichtigen.

## **1.5 Bedeutung für KTB und allgemeine Geowissenschaften**

Die Einordnung der Einflußparameter für die Bohrlochstabilität bei sprödem oder duktilem Materialverhalten polykristalliner Gesteine unter hohen Drücken und hohen Temperaturen ist ein wichtiger Beitrag zur Grundlagenforschung bei der Definition des spröd/duktile-Übergangs von Geomaterialien (SCHOLZ, 1988).

Die Frage nach dem Einfluß von Permeabilität, Porendruck und Porendruckgradient auf die Stabilität von geologischen Körpern ist von übergeordneter Bedeutung auch für Seismologie, Tektonik und Lagerstättenkunde.

Die Erscheinung der hydraulischen Disaggregation von kristallinen Gesteinen bei der retrograden Metamorphose, die in situ erstmals in der Tiefbohrung auf der Halbinsel Kola beobachtet worden ist, hat möglicherweise einen signifikanten Einfluß auf die Interpretation der globalen Dynamik der kontinentalen Lithosphäre. Der Einfluß des Fluidgehalts auf Kriechen und Relaxation der Gesteine ist fundamental; er ist jedoch noch kaum erforscht.

Weitere Literatur:

BRACE (1972), KIRBY (1983), NEKUT et al. (1977), STACEY (1969)

## **2. STOFFGESETZE, MODELLUNTERSUCHUNGEN**

### **2.1 Raumgewicht**

Die Raumgewichte oder Materialdichten von Mineralien und Gesteinen sind tabelliert z.B. bei DÖRMANN (1952) oder DALY et al. (1966). Entsprechende Zahlenwerte für die durchteuften Gesteine der Kola-Tiefbohrung haben BAYUK et al. (1987) zusammengestellt.

### **2.2 Thermische Eigenschaften**

Die thermischen Eigenschaften beziehen sich auf Ausdehnungskoeffizient, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit. Zahlenwerte für Minerale und Gesteine gibt z.B. SKINNER (1966).

RICHTER & SIMMONS (1974) haben mehrere Ergußgesteine im Temperaturbereich zwischen 25°C und 500°C untersucht und festgestellt, daß die thermische Ausdehnung eine Funktion der Rißdichte, der Heizrate, der vorausgegangenen maximalen Temperatur ebenso wie der mineralogischen Zusammensetzung und der vorzugsweisen Kristall-Orientierung ist: Heizraten von über 2°C/min erzeugen neue Risse und bleibende Verformungen und reduzieren systematisch die Wärmeausdehnungskoeffizienten.

Weiterführende Literatur:

CARSLAW & JAEGER (1960), CLARK (1966b), GALDIN et al. (1987), FRIEDMAN & LOGAN (1970), HEUZE (1983), VERNIK et al. (1987), WALSH & DECKER (1966).



## **2.3 Materialmodelle**

Grundlegende Einführungen in das Materialverhalten von Fels geben MÜLLER (1960,1963,1978) und JAEGER & COOK (1971).

### **2.3.1 Elastisches Materialverhalten**

Man unterscheidet lineares, nicht-lineares, isotropes, anisotropes und orthotropes elastisches Materialverhalten. Es wird charakterisiert durch die Angabe von Elastizitätsmoduln und Querkontraktionszahl, oder durch Schub- und Kompressionsmoduln oder durch die Lamé-schen Konstanten. Sie sind für statische und dynamische Belastungsbedingungen i.a. verschieden und sind für Gesteine keine eigentlichen Materialkonstanten sondern hängen von der Intensität der Verformung ab.

Zahlenwerte sind z.B. bei GUTENBERG (1952), BIRCH (1966) und LAMA & VUTUKURI (1978, Vol.II, Ch.6 & 7) tabelliert.

Nichtlineare Elastizität wird als inkrementell linearisierte Spannungs-/Dehnungs-Beziehung mit veränderlichen Pseudo-Elastizitätsmoduln angenommen: BUDIANSKY & O'CONNELL (1976), HORII & NEMAT-NASSER (1983), WALSH (1965a,b).

### **2.3.2 Bruchmechanische Ansätze**

Lineare bruchmechanische Ansätze beschreiben Entstehung, Stabilität, Wachstum, Ausbreitung und Form von Mikrorissen und Sprödbrüchen. Die theoretischen Grundlagen sind von GRIFFITH (1920) und SIH & LIEBOWITZ (1968) entwickelt worden. Über felsmechanische Anwendungen berichten NEMAT-NASSER & HORII (1982) und HORII & NEMAT-NASSER (1985).

COSTIN (1983) zeigt, daß ein großer Teil der kontinuumsmechanisch interpretierten Verhaltensweisen von kristallinen Gesteinen unter monotonen Last- und Kriechbedingungen durch das Wachstum von Mikrorissen unter Zugbeanspruchung interpretiert werden kann. Die makroskopischen konstitutiven Gleichungen enthalten die Mikrorißdichte als innere Variable. Die Mikrorisse selbst sind vorzugsweise in Richtung der größten Kompressionsspannung orientiert.

KRANZ (1979b) erwähnt, daß die auf eine Felsprobe von außen aufgebrachte Spannung sich in Betrag und Richtung erheblich von den Mikrospannungen unterscheidet, die sich an den Korngrenzen einstellen. Nahezu alle Bruchformen im polykristallinen Gefüge seien Extensionsbrüche. KESSELS (1987) gibt eine Interpretation der Wirkung dieser Mikrospannungen auf die Stabilität des Gesteins bei der Tiefbohrung.

### 2.3.3 Elastoplastisches Materialverhalten, Bruchformen

Elastoplastisches Materialverhalten ist durch irreversible Verformungen gekennzeichnet. Es wird charakterisiert durch Bruchkriterium (Fließbedingung), Fließregel und Bruchform. Die elastoplastische Verformbarkeit und Festigkeit ist bei polykristallinen Gesteinen i.a. anisotrop.

Bruchkriterien beruhen auf Hypothesen der maximalen Spannung, maximalen Verformung oder der maximalen Energiedissipationsdichte. Die Fließregel ist zur Fließbedingung assoziiert oder - wie bei den meisten Gesteinen - nicht assoziiert (ZIENKIEWICZ & PANDE, 1977). Nach dem Bruch erfährt das Gestein eine Auflockerung (Dilatanz) und Entfestigung. Als Bruchformen von Gesteinen beobachtet man dabei Scherbruch, Zugriß und Mischformen. Sie sind über die Probe verteilt oder sind lokalisiert.

Kristalline Gesteinsproben erfahren bei der Belastung in vielen Fällen bereits vor dem Bruch deutliche plastische Verformungen sowohl in axialer wie in radialer Richtung. IRANI & KHAN (1987), die die Festigkeitseigenschaften von Granit-Hohlzylindern unter echt triaxialen Bedingungen geprüft haben, weisen darauf hin, daß für Granitgestein weder das Kriterium von MOHR (1900) noch das von DRUCKER & PRAGER (1952) das Bruchverhalten über den gesamten Spannungsbereich befriedigend beschreiben kann; es gelte hinreichend genau nur bei verhältnismäßig geringem Niveau der mittleren Spannungen. Dieses hatte bereits BIENIAWSKI (1967a) festgestellt. SANDLER & DiMAGGIO (1970) haben aus dergleichen Erfahrungen heraus das sog. Cap-Modell für Hochdruck-Verformung von Fels vorgeschlagen.

Grundlagenliteratur: MOHR (1900, 1914), VON MISES (1928), NADAI (1924, 1938, 1963), DRUCKER & PRAGER (1952).

Literatur über felsmechanische Materialuntersuchungen:  
BIENIAWSKI (1967b), HANDIN (1966, 1969), MOGI (1967, 1974), PENG & JOHNSON (1972), SCHOCK et al.(1973), TAPPONIER & BRACE (1976), WAVERSIK & BRACE (1971)

#### 2.3.3.1 Trennbruch

Der Trennbruch (Extensionsbruch) erfolgt überwiegend parallel zur Wirkungsrichtung der maximalen Druckspannung nach Überschreiten der Zugfestigkeit des Materials (Abb.3a, 4a).

Weitere Literatur:  
FRIEDMAN & LOGAN (1970), FRIEDMAN (1975), HOLZHAUSEN & JOHNSON (1979a), LEMPP & MÜHLHAUS (1985)

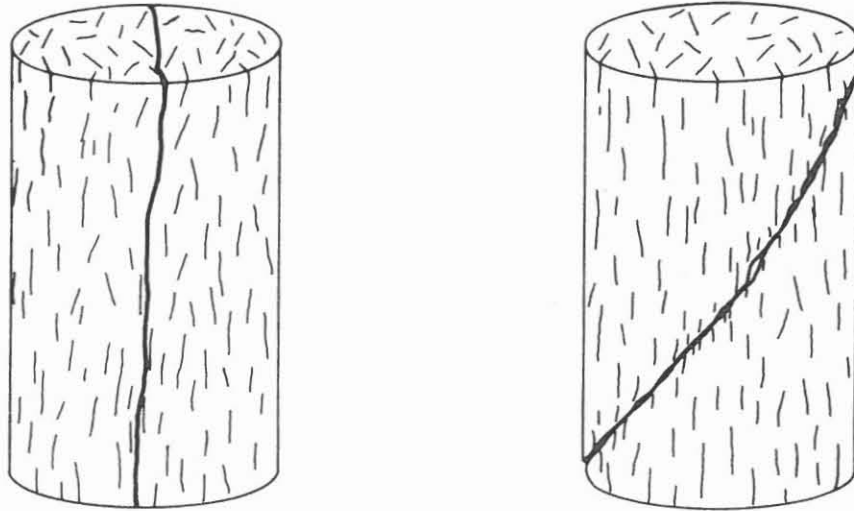


Abb.3: Schematischer Bruch einer Gesteinsprobe, (a) Trennfuge; (b) Scherfuge (HOLZHAUSEN & JOHNSON, 1979a)

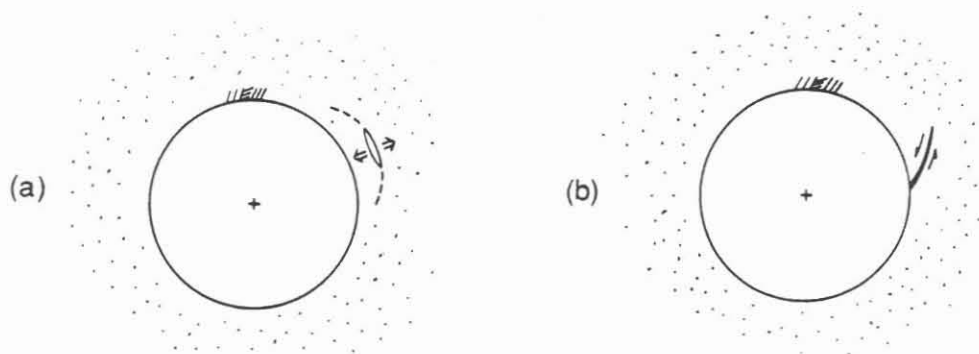


Abb.4: Schematischer Bruch am Bohrlochrand, (a) Trennfuge; (b) Scherfuge, (VARDOULAKIS et al., 1988)

### 2.3.3.2 Scherbruch

Der Scherbruch folgt tendenziell der Wirkungsrichtung der maximalen Schubspannung nach Überschreiten von Kohäsion und innerer Reibung des Materials (Abb.3b, 4b).

BRADLEY & FORT (1966), BYERLEE (1967), LOGAN (1975).

Weiterführende Literatur zur *anisotropen* Scherfestigkeit von Gesteinen findet man bei HILL (1950), JAEGER (1960), JOHN (1968), PARISEAU (1968), RUMMEL et al.(1978)

### 2.3.3.3 Materialentfestigung, Auflockerung, Dilatanz

Im Spannungsniveau um den Bruch findet bei kristallinen Gesteinen eine Gefügauflockerung statt, die mit einer ausgeprägten Änderung der festigkeitsmechanischen Parameter verbunden ist. Vor allem die starke Abnahme der Materialkohäsion bei vergleichsweise geringer Zunahme der plastischen Verformungen bewirkt einen erheblichen Festigkeitsverlust.

Nahe des Bruchpunktes des Gesteins werden bestehende Mikrorisse erweitert oder neu gebildet. Die induzierten Dilatanzrisse sind lang, schmal und überwiegend gerade mit scharfen Enden; neue Risse entstehen bevorzugt an Korngrenzen und verheilten, transgranularen Brüchen. Ab ca. 75% der Spitzenfestigkeit formieren sich neue transgranulare Brüche; die Rißdichte verdoppelt sich etwa bis zum Bruch (TAPONIER & BRACE, 1976). Die von den Mikrorissen im Gefüge ausgehenden Rißaufweitungen führen mit steigender Belastung zu Auflockerung mit Entfestigung (Abb.5 und 6).

Festes Material verliert rascher an Kohäsion als schwächeres. Gleichzeitig entstehen neue mechanisch wirksame Teilkörper; die Zahl der Rißflächen wächst, auf denen Reibung zwischen diesen Teilkörpern wirksam ist (LEMPP, 1988). Bei Belastungen der Probe bis zum Bruchpunkt bleibt in der Regel das Gefüge der Proben annähernd homogen und wird nicht durch weitreichende Brüche oder durchgehende Scherzonen verändert. Dennoch ist der Entfestigungsgrad erheblich. Wasserzugabe beschleunigt den Entfestigungsprozeß durch drastische Reduktion der inneren Reibung des Gesteins und durch Hydrolyse (GRIGGS, 1974). Der Einfluß des Wassers auf die Abnahme der Festigkeit ist nach den Untersuchungen von WONG (1982) bei höheren Temperaturen größer als bei Raumtemperatur.

Im Bereich nach dem Bruch erfolgt die weitere Entfestigung je nach Art des Materials und nach Kinematik des Bruchs in unterschiedlicher Weise. Entweder tritt eine schlagartige Destabilisierung ein, oftmals gefolgt von einer erneuten Stabilisierung auf einem wesentlich niedrigeren Spannungsniveau, oder es erfolgt eine allmähliche Destabilisierung. Die Entfestigung verläuft bei fortschreitender Verformung nahezu kontinuierlich (Abb.7).

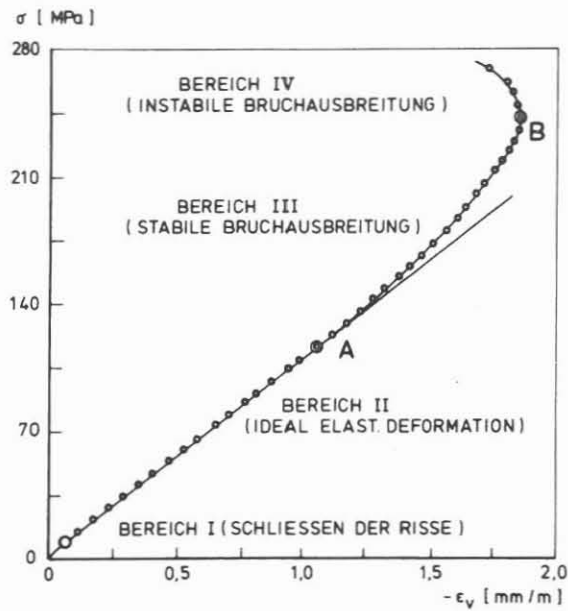


Abb.5: Schematische Kennlinie von volumetrischer Dehnung und axialer Spannung von kristallinem Gestein im einachsigen Zylinderdruckversuch (nach BIENIAWSKI, 1967a)

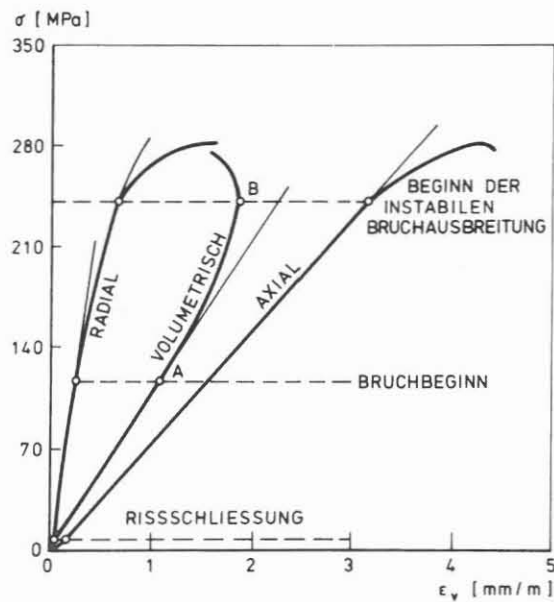
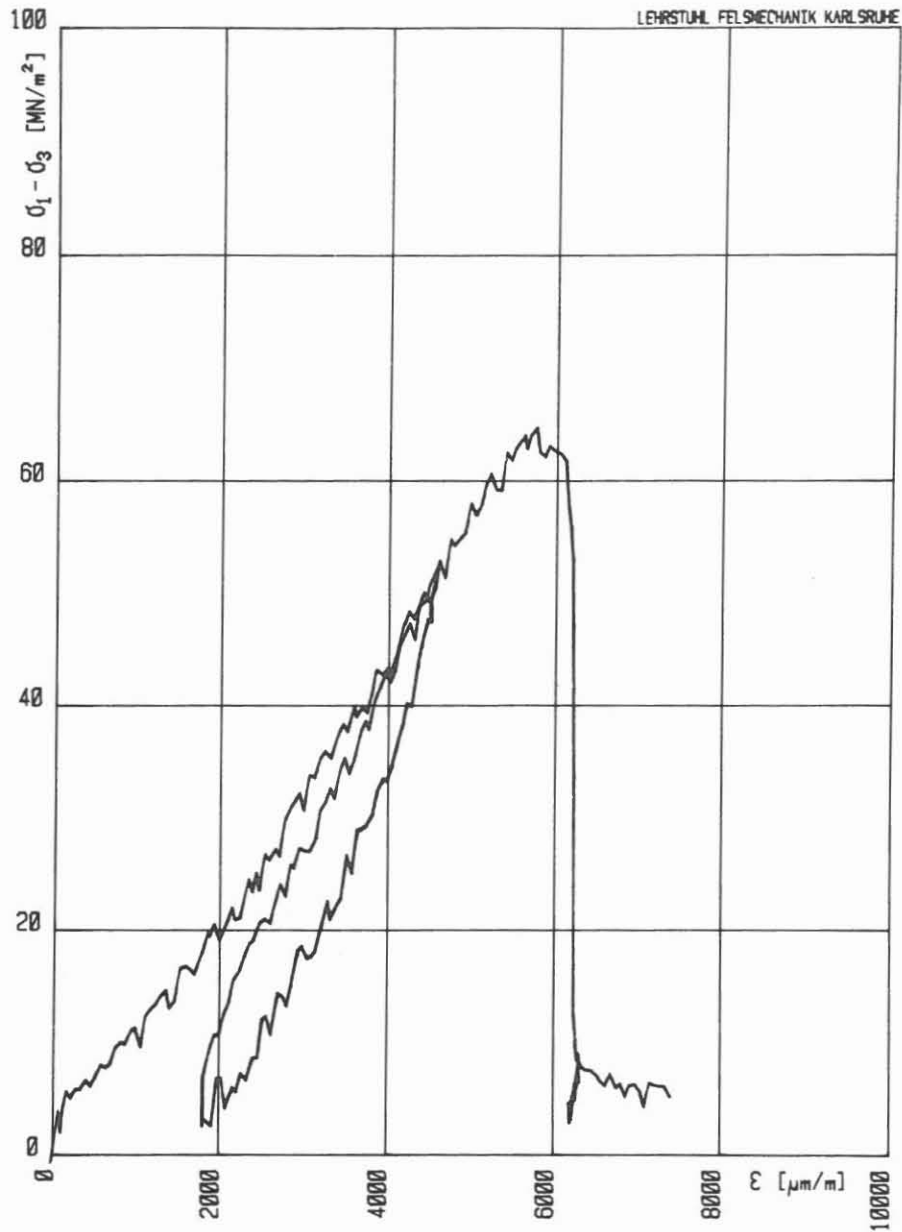


Abb.6: Schematische Kennlinien der radialen, axialen und volumetrischen Dehnungen und axialer Spannung von kristallinem Gestein im einachsigen Zylinderdruckversuch (nach BIENIAWSKI, 1967a)



HT-TRIAxIALVERSUCH: M1T25P65

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 650.2 bar      Zelltemperatur: 249 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 64.69  $\text{MN/m}^2$

Abmessungen der Probe:    H = 139.0 mm    D = 70.2 mm    H/D = 1.98

Abb.7: Einachsige Spannungs-/Dehnungs-Kennlinie von kristallinem Gestein im triaxialen Zylinderdruckversuch mit Entlastungszyklus und Entfestigungsphase (LEMPPE & NATAU, 1988b)

Weiterführende Literatur:

ATKINSON (1980), BIENIAWSKI (1967a,b), BRACE et al.(1966), FRIEDMAN (1975), LEMPP & NATAU (1988a,b), PENG & PODNIEKS (1972), SCHOLZ (1972).

#### **2.3.3.4 Beulen, Knicken, Verzweigung**

Unter bestimmten Material- und Lastbedingungen ist bei einer monotonen Erhöhung der Belastung einer Gesteinsprobe neben der homogenen Deformation auch eine inhomogene Fortsetzung der Deformation möglich. Mathematisch spricht man von einer Verzweigung der Lösung. Da die inhomogene Deformation oft schon zu einem Stabilitätsverlust auf einem Niveau weit unterhalb der Festigkeit bei homogener Deformation führt, wird die Materialfestigkeit bei den konventionellen triaxialen Druckuntersuchungen in einigen Fällen systematisch unterschätzt.

Weiterführende Literatur:

CHENG et al.(1971), FAIRHURST & COOK (1966), MÜHLHAUS (1980), RICE (1975), RICE & SIMONS (1976), RUDNICKI (1977), RUDNICKI & RICE (1975), VARDOULAKIS (1988)

#### **2.3.4 Rheologisches Materialverhalten**

Einen Überblick über die zeitabhängigen Eigenschaften von Fels geben z.B. LAMA & VUTUKURI (1978, Vol.III, Ch.9).

Die zeitabhängigen Deformationen und Spannungsumlagerungen von natürlichem Gebirge werden durch die Stoffgleichungen der Rheologie bestimmt. Hinzu kommen die Anfangs- und Randbedingungen. Man unterscheidet zwischen visko-elastischem und viskoplastischem Verhalten. Dazwischen gibt es Übergänge.

Stoffe, die sich sowohl elastisch als auch viskos verhalten, heißen visko-elastisch. Viskoelastisches Verhalten wird durch linear oder nichtlineare Stoffansätze beschrieben. Häufig werden viskoelastische Stoffgesetze zunächst eindimensional formuliert und anschließend über die sog. Invariantentheorie (ODQVIST & HULT, 1962) dreidimensional erweitert. Dabei wird im allgemeinen vorausgesetzt, daß sich das Material volumentreu und isotrop verhält und der überlagerte isotrope Spannungsanteil keine Auswirkungen auf die Verzerrungen hat, sodaß ausschließlich der deviatorische Spannungsanteil das Stoffgesetz bestimmt. Man muß jedoch kritisch prüfen, ob die volumentreue Verformung des polykristallinen Gesteins in der Kriechphase wirklich realistisch ist, denn die Dilatanz wird bei solchen Materialansätzen ignoriert.

Die zeitabhängige Deformation unter konstanter Spannung heißt Kriechen: Es kann transient oder stationär sein oder durch progressive Beschleunigung in einen Kriechbruch münden. Das transiente Kriechverhalten wird durch logarithmische Ansätze oder durch zeit- oder dehnungsverfestigende Ansätze beschrieben. Für das stationäre Kriechen werden dagegen bevorzugt Potenz- oder Hyperbelsinus-Ansätze gewählt (vgl. Kap. 2.3.4.2).

#### **2.3.4.1 Linear viskoelastisches Materialverhalten**

Analogmodelle mit Feder- und Dämpfersystemen helfen der Anschauung bei der Beschreibung isothermer visko-elastischer Deformationen. Schon die einfachsten Modelle von MAXWELL, KELVIN und BURGERS vermögen zusammen, die Erscheinungsformen der elastischen Nachwirkung, des Kriechens und der Relaxation qualitativ wiederzugeben: JAEGER (1969), REINER (1971).

Die rheologischen Analogmodelle können bei passender Wahl der freien Parameter jeweils so eingestellt werden, daß sie die Abhängigkeit der Kriechgeschwindigkeiten von der Zeit für Laborproben unter konstanter Last oder nach Deformation zahlenmäßig hinreichend genau wiedergeben. Sie sind erfahrungsgemäß umso komplizierter, je mehr Meßreihen zur Verfügung stehen. Da sie aber keine Stoffgesetze im strengen Sinne darstellen, lassen sich ihre Ergebnisse nur in Sonderfällen auf Beobachtungen unter geänderten Spannungsbedingungen extrapolieren.

Zahlenwerte für Viskositätskonstanten von Gesteinen gibt z.B. CLARK (1966a).

#### **2.3.4.2 Nichtlinear viskoelastisches Materialverhalten**

Die rheologischen Deformationen der Gesteine hängen allgemein in nicht-linearer Weise von den Spannungen ab, wie zahlreiche experimentelle Beobachtungen gezeigt haben. Danach wird das Kriechen treffend durch logarithmische, Potenz-, Sinus hyperbolicus- oder kombinierte Ansätze beschrieben.

Weiterführende Literatur:

CARTER (1975, 1978), GRIGGS (1939), ROBERTSON (1964), SCHOLZ (1968), WEERTMAN & WEERTMAN (1975).

#### **2.3.4.3 Temperatureinfluß**

Temperaturerhöhung führt zu einer Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit und zu einem Verlust an Festigkeit (HANDIN & CARTER, 1979). Der Einfluß der Erhitzung auf die mechanischen Eigenschaften des Gesteins variiert jedoch stark je nach Zusammensetzung und Textur der Gesteine.

Der am häufigsten verwendete Ansatz für die Temperaturabhängigkeit ist die ARRHENIUS-Funktion, nach der der negative Logarithmus der stationären Kriechrate proportional zu einer spannungs- und temperaturabhängigen Aktivierungsenergie und umgekehrt proportional zur Kelvin-Temperatur ist (WEERTMAN, 1970).



#### 2.3.4.4 Kriechbruch

Durch Dauerbelastung oder häufige Lastwechsel verliert das Material mit der Zeit an Festigkeit; es ermüdet. SCHOLZ (1972) untersuchte experimentell die statische Ermüdung von monokristallinem Quarz in einachsigen Druckversuchen; er beobachtete zwar keine Kriechdeformation, aber daß die Geschwindigkeit der Mikrorißbildung einem Gesetz folgte, das dem transienten Kriechen mit Zeitverfestigungseffekt formal sehr ähnlich ist. Er schloß daraus, daß die statische Ermüdung von Gesteinen wohl das Ergebnis von Spannungskorrosion sei. Dieses fanden auch CRUDEN (1970, 1974) und MARTIN III (1972).

Weiterführende Literatur:

CARTER & KIRBY (1978), CARTER et al.(1981), ANDERSON & GREW (1976), KACHANOV (1961, 1986), KRANZ & SCHOLZ (1977), KRANZ (1979a, 1980), LAU et al.(1983), SAVAGE & MOHANTY (1969)

#### 2.3.5 Porosität und Permeabilität

GARG & NUR (1973) stellen fest, daß bei Gesteinen die konventionellen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen auf der Basis der effektiven Spannungen nach TERZAGHI den Effekt des Porendrucks weit überschätzen. Daher beschreiben RICE & CLEARY (1976) Ansätze für poroelastisches Materialverhalten von *verformbarem* Gestein mit *kompRESSIBlen* Fluiden.

Für kristalline Gesteine beträgt nach BRACE (1980) die Unsicherheit bei der Prognose von Permeabilitätskennwerten nicht weniger als fünf Zehnerpotenzen wobei die Permeabilität stark vom Spannungszustand in situ abhängt.

Weitere Literatur:

BRACE et al.(1968), BRACE (1972, 1980), BRACE et al.(1972), BLACK (1983), BAYUK et al.(1987), DEBSCHÜTZ et al.(1987), LAMA & VUTUKURI (1978) Vol.IV, Ch.12, RUDNICKI (1985), TEUFEL (1987), WALLNER et al.(1987)

#### 2.4 Festigkeitsuntersuchungen

Felsmechanische Materialuntersuchungen dienen der Ermittlung der thermomechanischen Verformungs- und Festigkeitsparameter der Gesteine in ein- und dreiachsigen Zylinderdruckversuchen, direkten und indirekten Zugversuchen, Scherverversuchen und Dauerstandsversuchen. Eine Literaturübersicht über Zahlenwerte der mechanischen, physikalischen und thermischen Eigenschaften von Granitgesteinen gibt z.B. HEUZE (1983).

### 2.4.1 Einachsige und dreiachsige Zylinderdruckversuche

Die Versuchssteuerung erfolgt über Kraft-, Weg- oder Energiesteuerung mit Hilfe von Prozeßrechnern und Servoreglern. Welche Prozeßsteuerung die mechanischen Vorgänge bei der Tiefbohrung nun am besten simuliert, ist noch nicht endgültig bestimmt.

BIENIAWSKI (1967a) und PENG & JOHNSON (1972) weisen darauf hin, daß durch den Einfluß der Endflächeneinspannung bei den triaxialen Standard-Druckversuchen sehr inhomogene Deformationen in den Probekörpern induziert werden können; auch würden Probenform und -größe das Festigkeitsverhalten von Fels in erheblichem Maß beeinflussen. Nach den Untersuchungen von BRADY (1969) ist die Bruchbildung dagegen relativ unabhängig von der Größe der mittleren Hauptspannung.

Besser als bei einachsiger Belastung läßt sich ein Gesteinsprüfkörper im triaxialen Kompressionsversuch durch mehrfache Belastung bis zum Bruchpunkt bei unterschiedlichen Seitendrücken allmählich destabilisieren. Das post-failure Verhalten kann man im Triaxialversuch mit Weg- oder Energieregulation detailliert untersuchen. Eine Reihe solcher Mehrstufentriaxialversuche an gleichartigen Prüfkörpern ermöglicht es, die festigkeitsmechanischen Veränderungen unmittelbar im Spannungsniveau des Bruches zu verfolgen.

Versuchstechnisch ist es sehr schwierig und aufwendig, den vollständigen Pfad des Entfestigungsprozesses, d.h. die laufenden Veränderungen der Parameter Reibungswinkel und Materialkohäsion, in systematischen Schritten mit zunehmender plastischer Gestaltsänderung über den Bruch hinaus bis hin zur endgültigen Destabilisierung der Probe unter kontrollierten Bedingungen nachzufahren. Von Versuchsstufe zu Versuchsstufe nehmen die plastischen Verformungen zu; meßbar ist eine Porositätsänderung des kristallinen Gefüges.

Standardversuchswesen:

(a) Einachsige Druckfestigkeit:

ISRM (1979), DGEG (1979a), VUTUKURI et al. (1974, Ch.2)

(b) Triaxiale Druckfestigkeit: DGEG (1979b), VUTUKURI et al. (1974, Ch.2)

Weitere Literaturlauswahl:

BIENIAWSKI (1967a), BRADY (1969), HOLZHAUSEN & JOHNSON (1979a), LEMPP & NATAU (1988a,b), DGEG (1979a,b), SPENCER & NUR (1976), WONG & BRACE (1979), WONG (1982)

### 2.4.2 Direkte Scherversuche an Trennflächen

Internationale Empfehlungen für die Durchführung von direkten Scherversuchen an natürlichen Gesteinstrennflächen gibt die ISRM (1974). Über experimentelle wissenschaftliche Untersuchungen zur Spitzen- und Restscherfestigkeit von Klufflächen berichtet LEICHNITZ (1981). Es ist aus heutiger Sicht jedoch eher unwahrscheinlich, daß das Trennflächengefüge für die Bohrlochstabilität in größeren Teufen eine entscheidende Rolle spielt.

### 2.4.3 Zugversuche

Direkte Zugversuche: BIENIAWSKI (1967b)

Empfehlungen zur Prüfung der Zugfestigkeit unter einachsiger Punktbelastung geben VUTUKURI et al. (1974, Ch.3) und DGEG (1982). Zugfestigkeitsprüfungen unter biaxialer Punktbelastung schlagen KUTTER & JÜTTE (1987) vor.

Gegenüber den direkten Zugversuchen und Punktlastversuchen haben die indirekten Zugversuche (*Extensionsversuche* durch Reduzierung der Axialspannung im triaxialen Zylinderdruckversuch bei hohem Radialdruck) eine erhebliche Bedeutung bei Materialuntersuchungen zur Bohrloch- und Bohrkernstabilität.

### 2.4.4 Kriech- und Relaxationsversuche

Kriechversuche werden standardmäßig als ein- oder dreiachsige Zylinderdruck-Dauerstandsversuche durchgeführt.

Stationäre Kriechversuche können unter konstanten Spannungen oder unter konstanten Dehnungsgeschwindigkeiten durchgeführt werden. Nach KRANZ (1979) ergeben sich dabei jedoch sehr unterschiedliche Resultate.

Literaturauswahl:

CRUDEN (1970, 1974), LOMNITZ (1956), HEARD (1972), MISRA & MURRELL (1965), RUMMEL (1969), WU & THOMSEN (1973).

Relaxationsversuche sind wegen der großen Schwierigkeit ihrer Durchführung noch verhältnismäßig selten: HAUPT (1988). Man unterscheidet zwischen Spannungs- und Temperatur-Relaxationsversuchen. BIENIAWSKI (1967b) und PENG & PODNIEKS (1972) stellen die Theorie auf, daß man aus dem Spannungsrelaxationsverhalten sogar auf die Dauerfestigkeit des Gesteins schließen könne.

In polykristallinem Gestein ist die Spannungsrelaxation von sehr komplizierten Mechanismen (gefügebedingte Spannungsspitzen und slip-slick-Effekte) bestimmt (LEMPP & NATAU, 1987). Es tritt eine rege Wechselwirkung von intragranularer Kriechbewegung, Spannungsrelaxation sowie Mikrorißbildung auf. Die Kriech- und Relaxations-Kennlinien haben deshalb einen sehr un stetigen Verlauf (Abb.8).

### 2.4.5 Wechsellastversuche

LEMPP (1988) konnte experimentell nachweisen, wie sich die Materialentfestigung bei kristallinen Gesteinen vollzieht und wie sich Reibungswinkel und Kohäsion in der Bruchphase verändern: In den Wechsellastversuchen stellt man eine Abnahme der Kohäsion über mehrere Versuchsstufen fest; bezogen auf den ersten Bruch nimmt die Kohäsion durch die nachfolgenden, jeweils wiederum bis zum Bruch gesteigerten Belastungen sehr gleichmäßig ab.

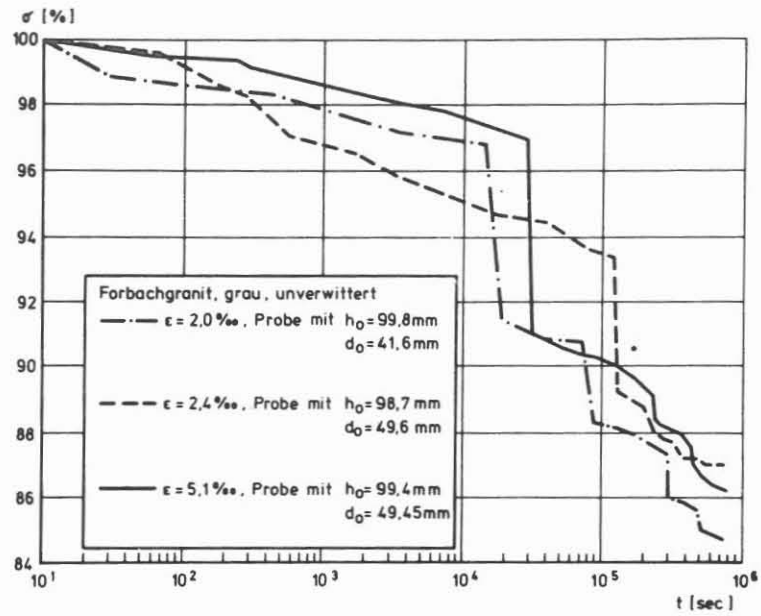


Abb.8: Spannungsrelaxations-Kennlinien von Granit bei Raumtemperatur (LEMPP & NATAU, 1987)

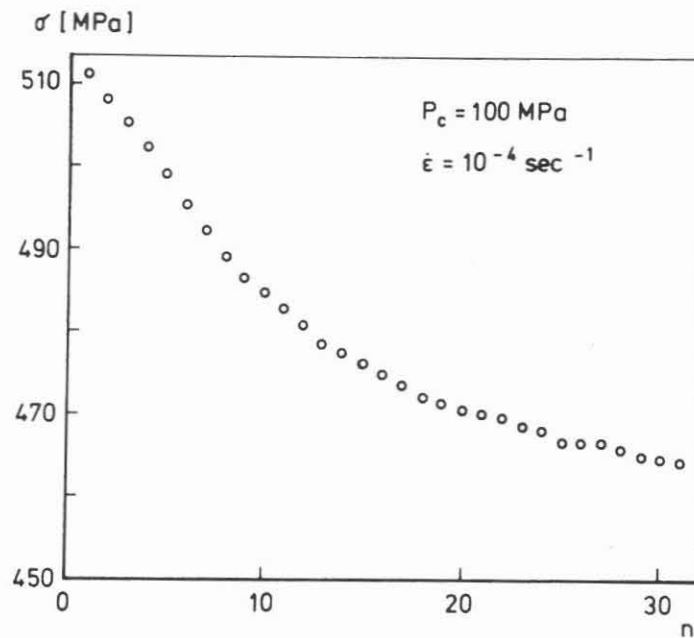


Abb.9: Spannungsrelaxations-Kennlinien von Granit im Wechsellastversuch unter Verschiebungsrandbedingungen (SCHOLZ & KOCZYNSKI, 1979)

SCHOLZ & KRANZ (1974) und SCHOLZ & KOCZINSKI (1979) untersuchten die Anisotropie des dilatanten Materialverhaltens und die Spannungsrelaxation unter Wechsellasten bei konstanten Verschiebungsrandbedingungen: Der Spannungsabbau erfolgte mit der Anzahl der Lastwechsel in gleicher Weise wie bei dem Ermüdungsverhalten unter Spannungswechselbedingungen (Abb.9, 10, 11).

Nach CHO & HAIMSON (1987) hängt die Materialermüdung an einem Bohrloch von der Spannungsamplitude und der Lastwechselfrequenz ab. Eine Festigkeitsabnahme tritt sowohl bei höheren Spannungsamplituden als auch bei längeren Lastwechselperioden ein. Die Energiedissipation pro Lastzyklus ist dabei ebenso wie die plastische tangentielle Dehnung etwa proportional zum Logarithmus der Zeit bis zum Erreichen des endgültigen Bruches.

HOLCOMB (1981) bestätigt die Ergebnisse von SCHOLZ & KRANZ (1974) und bemerkt, daß die Dilatanz reversibel ist: Das Material habe ein Gedächtnis für frühere Belastungen. Das Gedächtnis geht durch Überschreiten des ehemaligen maximalen Spannungszustandes oder durch exzessive Lastwechselanzahl verloren. Dieses kann man sich durch Messung der akustischen Emissionen nachweisen, die immer dann verstärkt auftreten, wenn das Gedächtnis verloren gegangen ist. Hierauf beruht der sog. *Kaiser-Effekt*, der für Eigenspannungsmessungen eine gewisse Rolle spielt.

Weitere Literatur:

BRACE & BOMBALAKIS (1963), ATTEWELL & FARMER(1976), COSTIN & HOLCOMB (1981), CHO & HAIMSON (1987), HADLEY (1976), KURITA et al.(1980), LEMPP & NATAU (1988a,b), WONG (1982), ZOBACK & BYERLEE (1975a)

#### **2.4.6 Porositäts- und Permeabilitätsmessungen**

Eine umfassende Übersicht zu Porositäts- und Permeabilitätseigenschaften von westamerikanischen Granitgesteinen gibt HEUZE (1983). Grundlegende Spezialuntersuchungen zu diesem Problembereich haben u.a. auch NUR & BYERLEE (1971) und ZOBACK & BYERLEE (1975b) ausgeführt.

TEUFEL (1987) hat in drainierten triaxialen Druckversuchen an vorgebrochenen Sandsteinproben festgestellt, daß die Permeabilität auf den Bruchflächen wegen der Bildung von feinen Mylonitzonen mit zunehmender Scherdeformation abnimmt. Er konnte aber auch beobachten, daß sich parallel zur Scherzone schmale Kanäle mit hoher Permeabilität ausbildeten.

RUTTER (1972) hat bei Verformungsuntersuchungen an Kalk- und Sandsteinen unter Variation des Flüssigkeitsdruckes herausgefunden, daß sich das Gestein bei hohem Porenwasserüberdruck selbst bei extremen äußeren Belastungen weitgehend elastisch und spröde verhält.

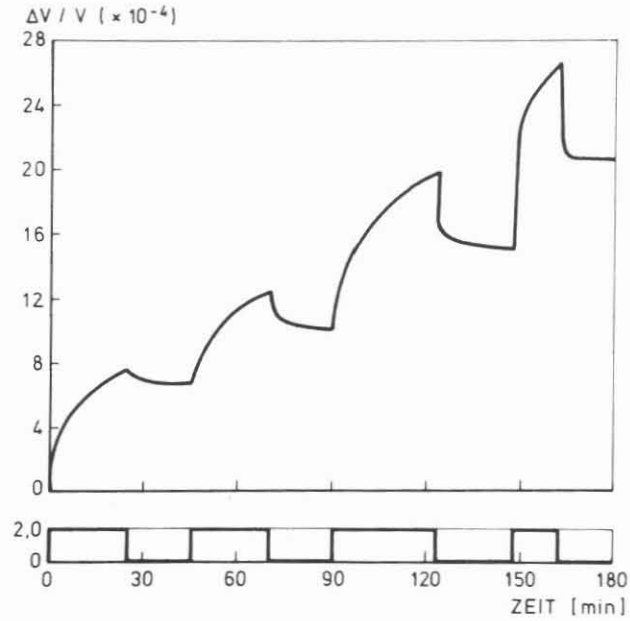


Abb.10: Dilatanz einer Granitprobe im Kriech-/Relaxations-Versuch. nach (SCHOLZ & KRANZ, 1974). Auf der Zeitachse ist zusätzlich die Belastungsgeschichte aufgetragen

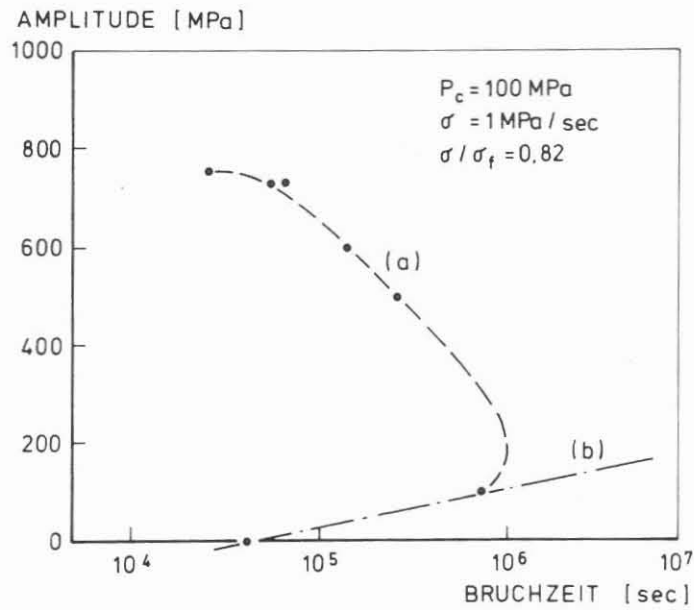
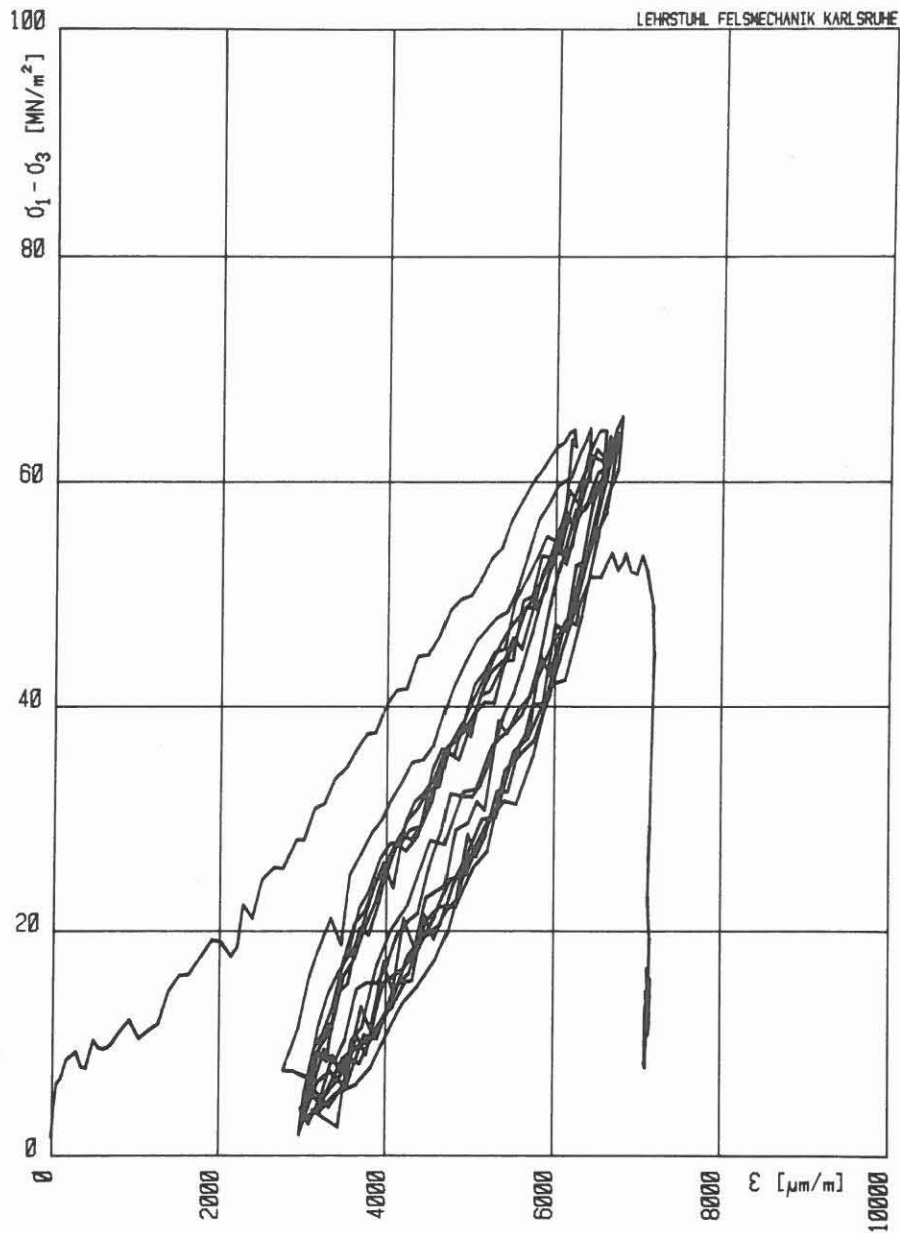


Abb.11: Einfluß der Amplitude von Wechsellasten auf die Zeit bis zum Bruch von Granit. (a) dynamische Ermüdung; (b) statische Ermüdung, nach (SCHOLZ & KOCZYNSKI, 1979)



HT-TRIAXIALVERSUCH: M5T25P65 von 0 bis 14 Zyklen

Kolben-Vorschub: 0.100 mm/min

Zelldruck: 646.9 bar Zelltemperatur: 250 °C

Max.  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ : 65.87 MN/m<sup>2</sup>

Abmessungen der Probe: H = 133.9 mm D = 70.0 mm H/D = 1.91

Abb.12: Spannungs-/Dehnungs-Hysteresen beim triaxialen Wechsellastversuch an Granitproben (LEMPP & NATAU, 1988b)

## 2.5 Felsmechanische Modellversuche

Felsmechanische Modellversuche sind z.T. photoelastisch an Plexiglasstrukturen, z.T. durch biaxiale Druckversuche an Rechteckscheiben aus synthetischem Material oder durch biaxiale und triaxiale Druckversuche an Gesteinsquadern, die eine Bohrung enthalten, durchgeführt worden. Korrekte Modellgesetze für die Dimensionsanalyse haben z.B. GAY (1973) und GÖRTLER (1975) zusammengestellt.

### 2.5.1 Ebene Scheibenmodelle

(a) Photoelastische Modelle (Abb.13): VARDAR (1972); ZHENG (1988).

(b) Biaxiale Druckversuche: FEDER (1978), RUMMEL (1975).

Die biaxialen Modellversuche von VARDAR (1972) zeigen Neubrüche in der Umgebung des Hohlraumes erwartungsgemäß immer dann, wenn unmittelbar nach dem Ausbruch die Tangentialspannung in der Nähe der einachsigen Druckfestigkeit des Materials liegt. Hauptmerkmal bei diesen Bruchprozessen ist, daß die Bruchfortpflanzung nicht kontinuierlich sondern in bestimmten Zeitabständen erfolgt. Beim homogenen und isotropen System werden je nach Verhältnis der Spannungen radial gerichtete, konzentrische und ohrenförmige Brüche festgestellt (Abb.14).

Ein kuriose Beispiel für einen Modellversuch liefern PÉRIÉ et al.(1988): In einen Sack voller Weizenmehl wird ein zylindrisches Hohlrohr gesteckt und wieder herausgezogen, wobei ein temporär relativ standfestes kreisförmiges Bohrloch entsteht. Durch seitliches Zusammendrücken des Mehlsackes mit den Händen entstehen am Bohrloch ungleichförmige Spannungskonzentrationen, die zu anschaulichen Abplattungen und Ausbrüchen an der Bohrlochwand führen.

### 2.5.2 Triaxiale Hohlzylinder-Druckversuche

(a) Hohlzylinder-Druckversuche:

FJÆR et al.(1987), GAY (1973), HOSKINS (1969), IRANI & KHAN (1987)

GAY (1973) berichtet, daß der Bruch an den kreisförmigen Modellbohrlöchern durch Scherung an diametral gegenüberliegenden Bereichen beginnt und sich durch Abschaltungen so lange fortsetzt, bis die gesamte Probe kollabiert (Abb.19).

(b) Quader mit Bohrung:

BANDIS et al.(1987), EWY et al.(1987), DEY & KRANZ (1987), HAIMSON & HERRICK (1985)

BANDIS et al.(1987) werteten die Bruchkonturen mit Hilfe einer elastoplastischen Gleitlinienkonstruktion aus, wie sie z.B. NADAI (1924) formuliert hat: Als Gleitlinien ergeben sich Scharen von logarithmischen Spiralen, deren Verschneidungswinkel direkt vom Reibungsbeiwert des Materials abhängen (Abb.15).



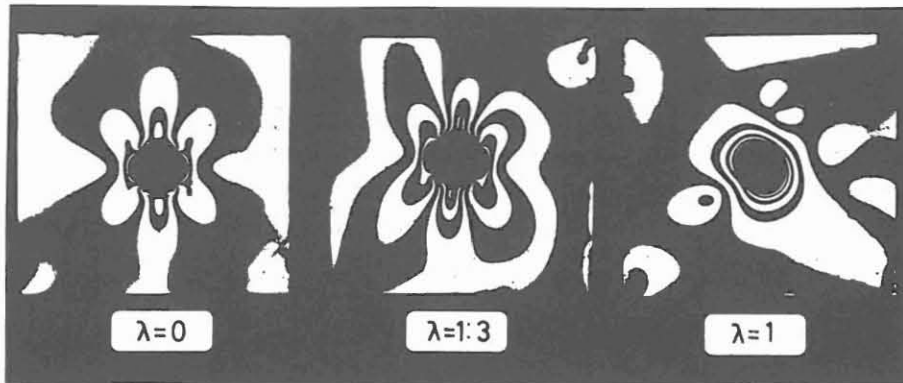


Abb.13: Photoelastische Aufnahmen einer gelochten Plexiglasscheibe unter verschiedenen Seitendruckverhältnissen (VARDAR, 1973)

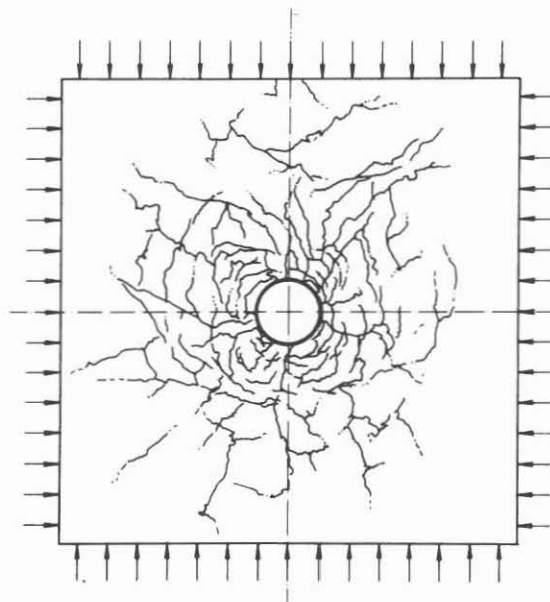


Abb.14: Brucherscheinungen um einen Modellhohlraum im biaxialen Druckversuch mit einem Seitendruckverhältnis von 1:3; (VARDAR, 1973)

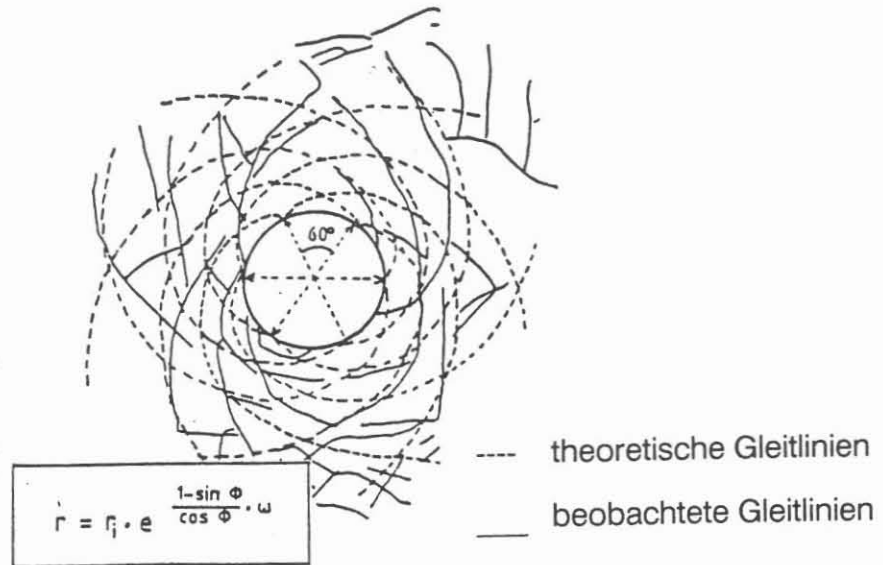


Abb.15: Beobachtete und theoretische Gleitlinien im Bohrlochmodellversuch von BANDIS et al. (1987)

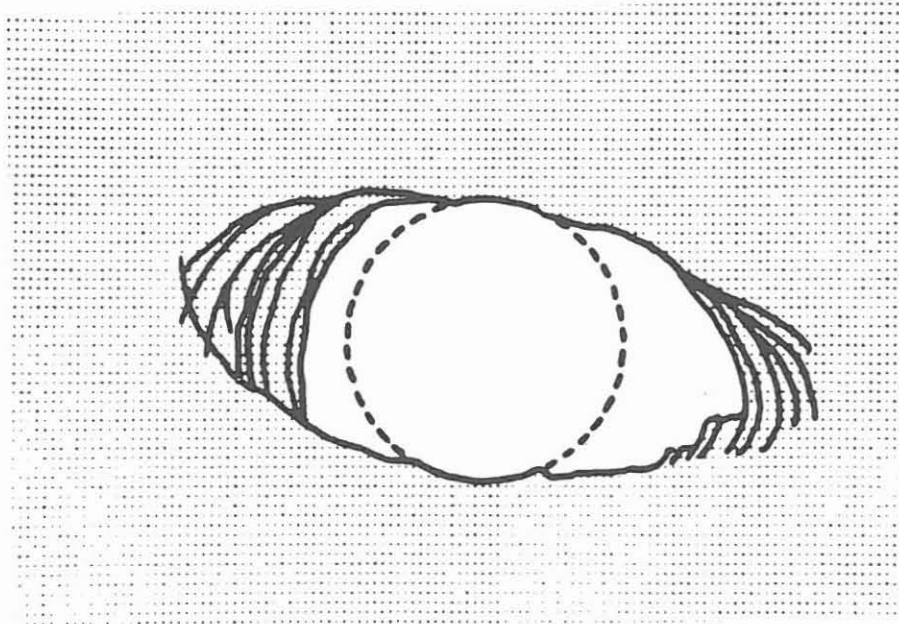


Abb.16: Bohrlochrandausbrüche im Hohlzylinderdruckversuch von FJÆR et al. (1987)

## BRUCHFORMEN AN DER BOHRLOCHWAND

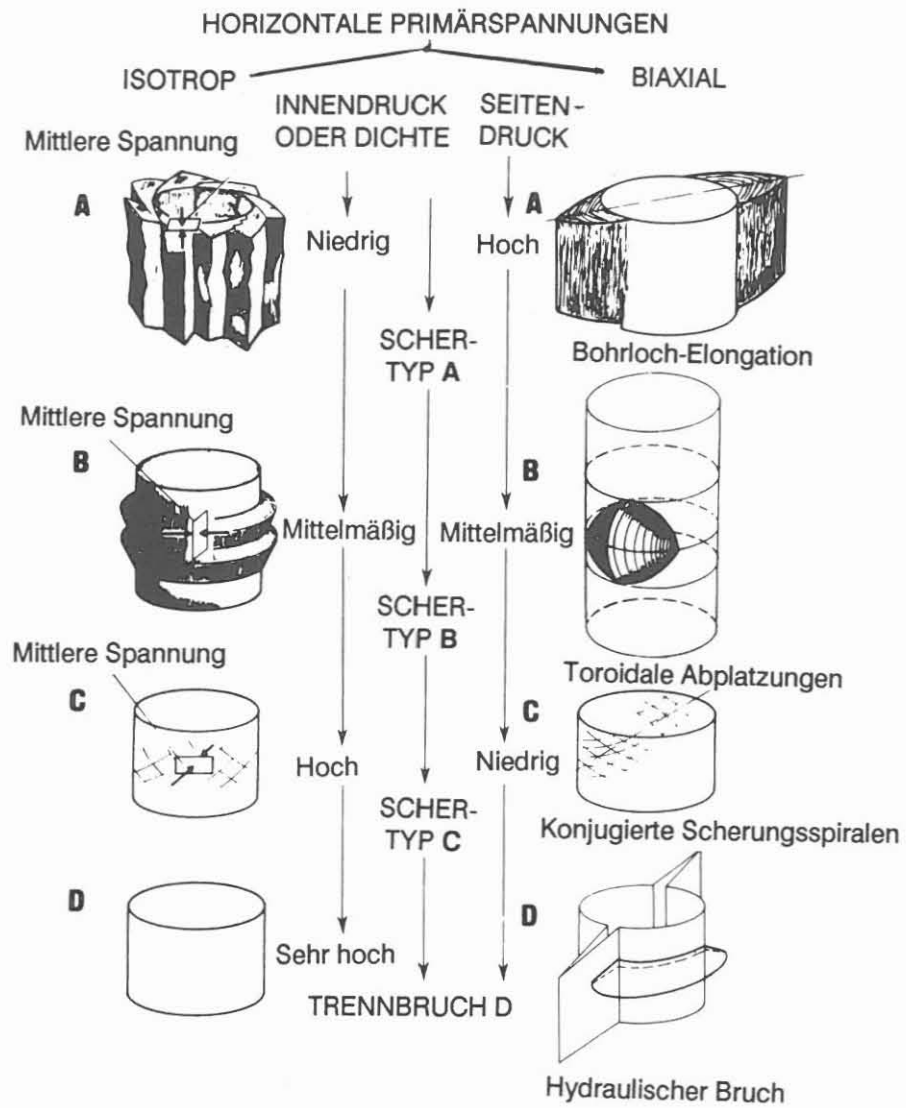


Abb.17: Schematische Bruchformen am Bohrlochrand für (links) isotrope und (rechts) biaxiale äußere horizontale Gebirgsspannungen nach MAURY (1987)

Die Betrachtung von isolierten Gleitlinien vereinfacht die Verhältnisse in der Natur erheblich; tatsächlich muß man das Zusammenspiel aller auftretenden Diskontinuums-Elemente beachten: Die Gleitzonen entfalten sich scharenweise gestaffelt zum Teil simultan, zum Teil sequentiell und progressiv. Die Gleitflächen können auch übergangslos in Abtrennungsflächen umschlagen (Abb.16).

MAURY (1987) faßt die Analysen von GUENOT (1987) von Bohrlochmodelluntersuchungen bei isotropen und anisotropen äußeren Spannungen zusammen (Abb.17):

**Bruchtyp A:** Die mittlere Spannung ist die axiale Spannung, und der Innendruck ist vernachlässigbar. Der Bruch entsteht in Scherflächen, die parallel zur Axialspannung ausgerichtet sind. Wenn die horizontalen Spannungen anisotrop sind, nimmt das Bohrloch eine elliptische Form an.

**Bruchtyp B:** Die mittlere Spannung ist die tangentielle Spannung, und der Innendruck ist mäßig. Die Ausbrüche haben eine toroidale Form.

**Bruchtyp C:** Die mittlere Spannung ist die radiale Spannung, und der Innendruck ist hoch. Die Bohrlochrandausbrüche haben die Form von mehrscharigen Scherflächen, die einander radien-parallel schneiden.

**Bruchtyp D:** Sehr hoher Innendruck induziert einen hydraulischen Bruch mit isolierten, vertikal stehenden Extensionsflächen, die sich parallel zur Richtung der äußeren Hauptdruckspannung orientieren.

### **3. ELASTISCHE BOHRLOCHMODELLRECHNUNGEN**

Die Gestalts- und Volumenänderungen von Festkörpern unter dem Einfluß äußerer Kräfte werden in der Kontinuumsmechanik durch die konstitutiven Gleichungen (Stoffgleichungen) beschrieben. Bei natürlichem Fels sind entsprechende Gleichungen im allgemeinen nicht bekannt, sodaß man sich in der Praxis auf vereinfachte Näherungsansätze beschränkt, die das Materialverhalten wenigstens innerhalb eines vorgegebenen Deformationsbereichs zahlenmäßig hinreichend genau wiedergeben. Die einfachste Näherung für das Spannungs- / Verformungsverhalten von Fels ist der elastische Ansatz: Bei ideal elastischen Körpern sind die Spannungskomponenten lineare Funktionen der Verformungskomponenten.

#### **3.1 Analytische elastische Modelle**

##### **3.1.1 Ebener Verformungszustand**

###### **3.1.1.1 Dickwandiges elastisches Rohr**

Erstaunlicherweise wurde ausgerechnet nach dieser elastischen Methode die Stabilität der Kola-Tiefbohrung abgeschätzt (ANDRIANOV et al., 1987).

Angenommen wird:

- (1) Ebener Formänderungszustand im Berechnungsquerschnitt
- (2) kreisförmige Geometrie des Bohrlochs
- (3) Isotroper Innendruck im Bohrloch
- (4) Isotropes, isothermes, elastisches Verhalten des Gebirges

Gesucht sind:

- (a) Radiale, tangentielle und axiale Spannungen am Bohrlochrand und im Gebirge
- (b) Radiale und tangentielle Verschiebungen am Bohrlochrand.

Lösungen:

Die Spannungsumlagerungen nach Öffnung des kreisförmigen Querschnittes sind für den Fall isotroper äußerer Spannung aus der Theorie von LAMÉ (1852) bekannt, die für ein dickwandiges, elastisches Rohr hergeleitet worden ist, auf dessen innere und äußere Mantelflächen gleichmäßig verteilte Normalspannungen wirken (LURJE, 1963).

Lösungen für die Spannungen am Bohrloch bei variablen, druckabhängigen Elastizitätsmoduln des Gebirges geben SANTARELLI et al.(1987), die zu qualitativ ähnlichen Spannungsverteilungen wie bereits NADAI (1963) kommen, der ein Potenzgesetz für die elastoplastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung angenommen hatte.

Bei biaxialer äußerer Horizontalspannung führt man man die Berechnungsaufgabe zweckmäßigerweise auf das Randwertproblem der einachsig gezogenen, gelochten elastischen Scheibe zurück, das für die Spannungsverteilung erstmals von KIRSCH (1898) vollständig gelöst worden ist. OBERT & DUVALL (1967) haben für diesen Fall auch die radialen und tangentialen Verschiebungen berechnet.

### 3.1.1.2 Poro-elastische Modelle

Die Theorie der poroelastischen Modelle entwickelte BIOT zu Anfang der 40-er Jahre; die Ansätze wurden später von ihm ergänzt und modifiziert (BIOT, 1973). Auf dieser Grundlage beschreibt GEERTSMA (1966) ausführlich die formalen Analogien zwischen poroelastischen und thermoelastischen Randwertproblemen und deren Lösungen.

DETOURNAY et al.(1987) und DETOURNAY & CHENG (1988) untersuchen das Problem der gekoppelten Diffusion und Deformation durch Anwendung der Theorie von BIOT (1973) auf *biaxiale* äußere Spannungsfelder. Sie berechnen damit potentielle Mechanismen für verzögerte Bohrloch-Instabilität und Scherbruch-Initiierung im Gebirge.

### **3.1.1.3 Bruchmechanische Modelle**

Als bruchmechanische Modelle werden bevorzugt linear elastische Modelle mit elastoplastischen und bruchmechanischen Spannungsgrenzbedingungen herangezogen: HUBBERT & WILLIS (1957) geben erstmals eine bruchmechanische Interpretation für die Theorie des hydraulischen Bruches. DEY & KRANZ (1987) untersuchen den einachsigen Aufspaltungs- und Knickmechanismus an einer Bohrlochwand und finden, daß die Dicke der Abschalungen um eine Größenordnung kleiner als der Durchmesser des Bohrlochs ist. (vgl. auch Kap.4.2.3).

### **3.1.2 Räumliche Modelle**

#### **3.1.2.1 Axialsymmetrische Modelle**

Der einfachste Fall bei einem zylindrischen Bohrloch mit Kreisquerschnitt ist die gleichmäßige, rotationssymmetrische Belastung der Bohrlochwand durch lithostatische Überlagerung (Eigengewicht).

DREYER (1967) hat das Problem eines axialsymmetrischen Schachtes im isotropen, elastischen Halbraum unter Eigengewicht berechnet. Seine Lösung erfüllt jedoch die Gleichgewichtsbedingungen nicht und enthält auch Schreibfehler bei den Fourier-Koeffizienten. Eine korrekte Lösung ließe sich z.B. mit den Ansätzen von BRADY (1971) oder PENG (1971) herleiten; das Ergebnis würde sich aber quantitativ nur wenig von DREYER's Lösung unterscheiden, da der Beitrag der hier relevanten Zylinderfunktionen zur elastischen Spannungsverteilung in keiner Weise signifikant ist.

#### **3.1.2.2 Ungleichförmige äußere Gebirgsspannungen**

Der allgemeine Fall einer nicht-rotationssymmetrischen Belastung des Bohrlochs ist für die Praxis maßgeblich. Analytische Lösungen sind hierzu zwar nicht bekannt, lassen sich aber prinzipiell nach dem Verfahren von Kap.3.1.2.1 herleiten, indem man für die tangentielle Verschiebung eine Fourier-Transformation (2.Ordnung für den Fall biaxialer äußerer Horizontalspannungen) durchführt. Sinnvollerweise lassen sich solche Lösungen jedoch nur für den Fall einer horizontalen Schichtung des Gebirges mit elastischem Materialverhalten des Gesteins anwenden.

### **3.2 Numerische Modelle**

Die numerischen Verfahren werden überwiegend nach der Methode der finiten Elemente für kontinuumsmechanische Anwendungen, der finiten Differenzen für hydro-mechanische Berechnungen und der Randintegral-Elemente für bruchmechanische Probleme durchgeführt.

Einen umfangreichen Katalog von felsmechanischen Computer-Programmen hat kürzlich die ISRM (1988) aufgestellt.

### 3.2.1 Ebene Finite Differenzen Modelle

Finite Differenzen Modelle zur näherungsweise Lösung von partiellen Differentialgleichungen für Randwertprobleme der Geomechanik, wie sie z.B. von WILKINS (1969) oder DEMUTH et al. (1985) vorgeschlagen worden sind, haben sich in der Felsmechanik gegenüber den Finite Element Methoden bisher noch nicht recht durchsetzen können. Voraussichtlich werden sie jedoch an Bedeutung gewinnen, wenn die zeitabhängigen thermo-hydro-mechanischen Ansätze für das Materialverhalten der Gesteine am Bohrloch in großer Tiefe stärkere Beachtung finden als bisher.

### 3.2.2 Ebene Randintegral Element Modelle

Die Randintegral Element (Boundary Element) Methode der Elastizitätstheorie beruht auf analytisch exakten Fundamentallösungen für Punkt- oder Linienkraftquellen im kontinuierlichen Voll- oder Halbraum, die mit Hilfe von Computerprogrammen linear so superponiert werden, daß sie alle gestellten Randbedingungen bei willkürlicher Geometrie des betrachteten Bereichs befriedigen. Man unterscheidet im wesentlichen drei Varianten: (a) Methode der fiktiven Spannungen, (b) Verschiebungs - Diskontinuitäts-Methode und (c) direkte Randintegral Element Methode: BRADY (1979), CROUCH & STARFIELD (1983).

Die Bohrlochmodelle von EWY et al. (1987) und ZHENG & COOK (1985) sind von der Theorie her demnach prinzipiell elastische Modelle: Bereiche, in denen Grenzbedingungen erreicht oder überschritten ist, werden in einem folgenden Iterationsschritt geometrisch durch Veränderung der Kontur des offenen Bohrloches ausgespart. Das Verfahren wird solange wiederholt, bis eine stabile Bohrlochform gefunden worden ist. Die berechneten Abplatzungsformen führen zu der Ausbildung definierter Ausbruchsbereiche, die hinsichtlich Abspaltung und Scherbrüchen stabil sind (Abb.18). Die Ausweitung des gebrochenen Bereich ist dabei im Fall einer graduellen Erhöhung der äußeren Spannungen kleiner als bei einer sofortigen Öffnung des Hohlraums unter voller Belastung durch das äußere Spannungsfeld.

Es stellt sich jedoch die Frage, ob Abschalungen als Extensionserscheinungen mit dem Bruchkriterium nach MOHR-COULOMB überhaupt realistisch erfaßt werden können, da dieses ja nur für Scherbrüche gilt. Wenigstens entsprechen die berechneten Formen der Ausbrüche *qualitativ* denen, die schon GAY (1973) in Hohlzylinderdruckversuchen beobachtet hat (Abb.19).

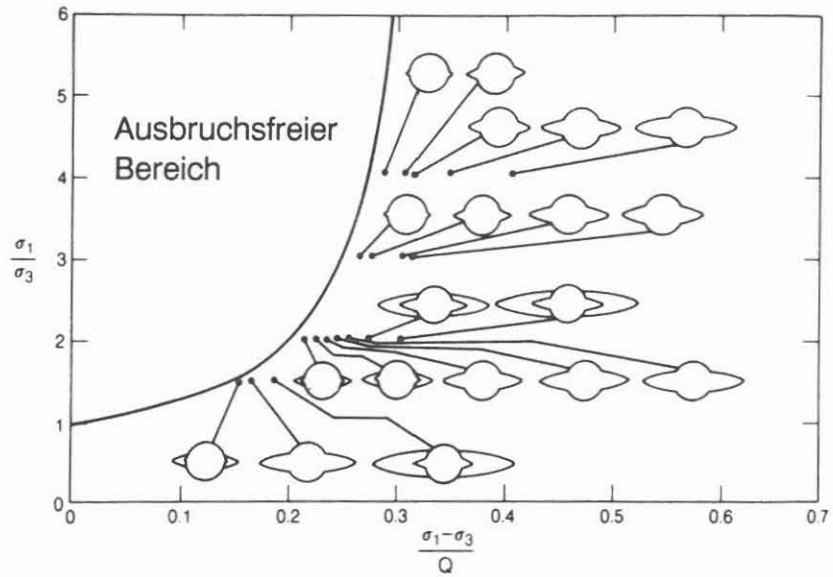


Abb.18: Numerisch ermittelte stabile Bohrlochausbruchsformen in Abhängigkeit von Seitendruckverhältnis und einachsiger Druckfestigkeit Q (EWY et al., 1987)

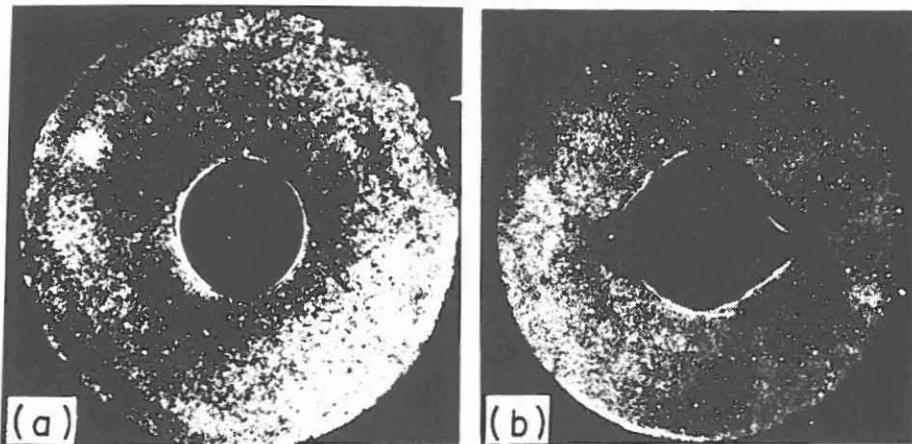


Abb.19: Randausbrüche bei biaxialen Hohlzylinder-Druckversuchen von GAY (1973)



### **3.2.3 Ebene Finite Element Modelle**

In der Theorie der finiten Elemente werden die Verschiebungen im Inneren der einzelnen Elemente durch eine Linearkombination der Verschiebungen ihrer Knotenpunkte angenähert. Die Elementverformungen ergeben sich aus den Gradienten dieser Verschiebungen, und die Elementspannungen folgen aus den Elementverformungen über das Stoffgesetz.

Man verwendet vorteilhaft isoparametrische Scheiben- und Zylinder-Elemente mit parabolischen oder kubischen Verschiebungsansätzen: BATHE (1986).

#### **3.2.3.1 Poroelastische Modelle**

WALLNER et al.(1987) untersuchen das Phänomen der elastischen Kompaktion zwischen Gesteinsmatrix und Fluidbewegung. In einem ebenen Finite Element Programm wird der Fließvorgang durch eine nichtlineare zeitabhängige Permeabilität bestimmt, die eine Funktion von Gesteinsdruck und Fluidüberdruck ist: Einerseits induziert die Deformation des Gebirges die Bewegung der Fluide, andererseits ist diese Fluidbewegung von der Permeabilität des Systems bestimmt; die Permeabilität des Systems hängt aber wiederum vom lithostatischen und hydraulischen Druck ab. Die Permeabilitätswechselwirkungen sind deshalb räumlich und zeitlich unterschiedlich stark ausgeprägt.

### **3.2.4 Räumliche Modelle**

#### **3.2.4.1 Räumliche Randintegral Element Modelle**

Die Theorie der dreidimensionalen Randintegral Element Methode für Randwertprobleme der Elastizitätstheorie ist z.B. bei LACHAT & WATSON (1976) oder NEUREITER (1983) beschrieben. Felsmechanische Anwendungen davon sind jedoch bisher kaum bekanntgeworden.

#### **3.2.4.2 Räumliche Finite Elemente**

Dreidimensionale numerische Berechnungen sind unumgänglich bei der Analyse des Spannungs-, Verformungs- und Bruchverhaltens im Nahbereich der Bohrlochsohle und bei der Kernentnahme einschließlich der Normal- und Scherbeanspruchung durch das Bohrwerkzeug. Eine Berechnung läßt sich mit der Methode der räumlichen finiten Zylinder- oder Quader-Elemente bei unterschiedlichen Randbedingungen als dreidimensionales Modell durchführen, wobei statt des elastischen eher ein elasto-plastisches Materialverhalten zugrunde gelegt werden sollte.

## **4. ELASTOPLASTISCHE BOHRLOCHMODELLRECHNUNGEN**

### **4.1 Analytische oder semi-analytische Modelle**

#### **4.1.1 Ebener Verformungszustand**

Angenommen wird:

- (1) Ebener Formänderungszustand im Berechnungsquerschnitt
- (2) kreisförmige Geometrie des Bohrlochs
- (3) Isotroper Innendruck im Bohrloch
- (4) Isotropes, isothermes, elastoplastisches Verhalten des Gebirges

Gesucht sind:

- (a) Radiale, tangentielle und axiale Spannungen am Bohrlochrand und im Gebirge
- (b) Radiale und tangentielle Verschiebungen am Bohrlochrand (Bohrlochkonvergenz)

##### **4.1.1.1 Lösungen für isotrope äußere Spannungen**

Die Spannungsumlagerungen nach Öffnung des kreisförmigen Querschnittes im elastoplastischen Gebirge mit Entfestigung sind für den Fall isotroper äußerer Spannung aus der Theorie von EGGER (1973) bekannt. HENDRON & AIYER (1972) berücksichtigen zusätzlich den Einfluß der Dilatanz bei der plastischen Verformung des Gebirges.

FLORENCE & SCHWER (1978) zeigen bei Anwendung des MOHR'schen Festigkeitskriteriums, daß die Ausweitung der plastischen Zone außer von Kohäsion und Reibung auch entscheidend von der Wahl der POISSON'schen Querkontraktionszahl abhängt. Weitere elastoplastische Lösungen geben BIOT (1974) und FEDER & ARWANITAKIS (1976).

Oberflächen-Instabilitäten und lokalisierte Scherbandbildung (Abb.20) am Bohrlochrand mit spannungsabhängigen Verformungsmoduln untersuchen SANTARELLI & BROWN (1987), SANTARELLI et al.(1986), SULEM & VARDOULAKIS (1988) und VARDOULAKIS & PAPANASTASIOU (1988): Sie zeigen, daß die Bohrlochstabilität nicht allein eine Frage der Materialeigenschaften ist, sondern daß sie sehr von dem Spannungspfad bei der Herstellung der Bohrung und von den Randbedingungen des Systems abhängt. Näherungslösungen für das Stabilitätsversagen unter bestimmten Spannungszuständen werden in Abhängigkeit vom gewählten spannungsabhängigen starr-plastischen Stoffgesetz hergeleitet.

##### **4.1.1.2 Lösungen für biaxiale äußere Horizontalspannungen**

KASTNER (1971) benutzte die Lösung von KIRSCH (1898), um durch Vergleich mit der Grenzbedingung nach MOHR (1900) die sog. plastischen Zonen um einen kreisförmigen Tunnelquerschnitt zu lokalisieren. Plastische Verformungen und Spannungsumlagerungen werden bei dieser Methode jedoch nicht berücksichtigt.

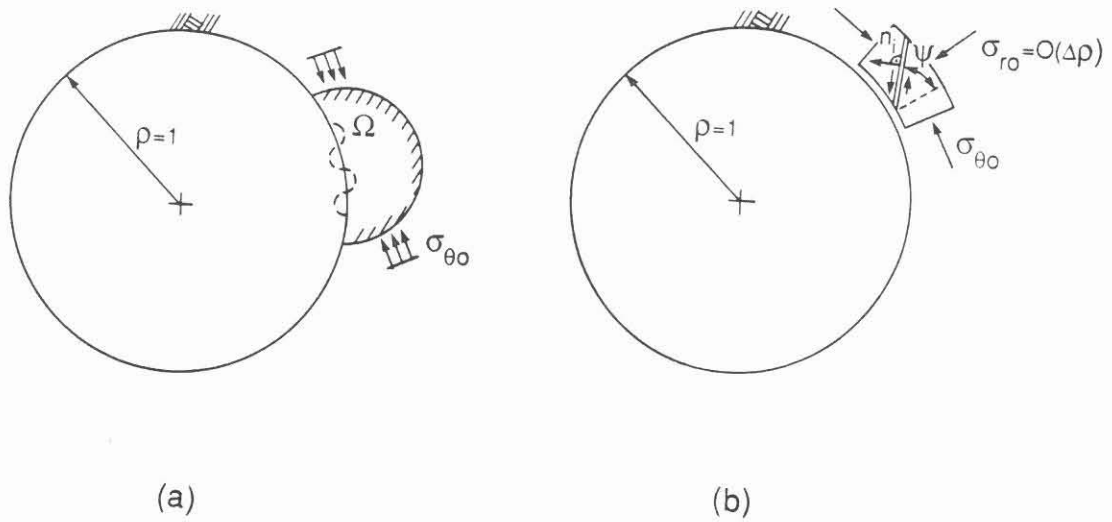


Abb.20: (a) Oberflächeninstabilität und (b) Scherbandbildung; (VARDOULAKIS et al.(1988))

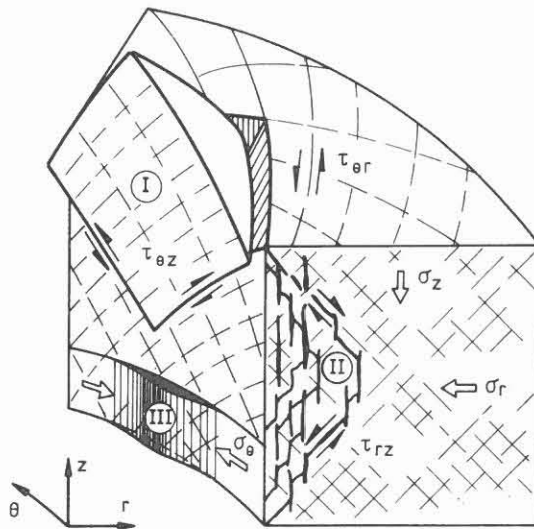


Abb.21: Schematische Bohrlochausbruchsformen: (I) Gleitkeil, (II) Scher- und Trennbruchbildung, (III) Oberflächenbeulung

DETOURNAY (1983) gibt eine theoretisch vollständige Lösung für das elastoplastische Gebirge in der Umgebung eines kreisförmigen Bohrloches unter der Annahme eines ebenen Formänderungszustandes und biaxialen äußeren Spannungen; sie ist jedoch auf bestimmte Verhältnisse der horizontalen Spannungsintensitäten begrenzt. DETOURNAY & St.JOHN (1986) berücksichtigen zusätzlich den Einfluß der Dilatanz: Die Dilatanzrate nimmt darin mit zunehmender plastischer Verformung ab.

#### **4.1.2 Räumliche Modelle**

Analytische räumliche elastoplastische Berechnungsmodelle zur Bohrlochstabilität sind bisher nicht bekannt. Einen möglicherweise gangbaren Weg hierfür zeigen WONG & KAISER (1988) auf.

#### **4.2 Numerische elastoplastische Modelle**

Angenommen wird:

- (1) Ebener Formänderungszustand im Berechnungsquerschnitt
- (2) Beliebige, zweidimensionale Geometrie des Bohrlochs
- (3) Isotroper Innendruck im Bohrloch
- (4) Isotropes, isothermes, elastoplastisches Verhalten des Gebirges
- (5) Elastoplastische Fließbedingung mit assoziierter oder nicht-assoziierter Fließregel

Gesucht sind:

- (a) Radiale, tangential und axiale Spannungen am Bohrlochrand und im Gebirge
- (b) Radiale, tangential und axiale Verschiebungen am Bohrlochrand
- (c) Ausbreitung der plastischen Zonen

##### **4.2.1 Charakteristikenverfahren**

Die Stabilität eines tiefen Bohrlochs ist immer dann gefährdet, wenn die Spannungen in seiner Umgebung die Grenzbedingung erreicht haben und sich ein gerade noch statisch zulässiges Spannungsfeld finden läßt. Solch ein Spannungsfeld erfüllt (a) die Gleichgewichtsbedingungen im Inneren des betrachteten Körpers, (b) die statischen Randbedingungen auf dessen Oberfläche und hält (c) die Grenzbedingung ein. Das Stabilitätsversagen setzt ein, wenn ein Bruchmechanismus unter diesem Spannungszustand kinematisch möglich ist. Der Vergleich von statischen und kinematischen Lösungen bildet somit die Grundlage für alle Vorhersagen zur Bohrlochstabilität bei elastoplastischem Materialverhalten, wobei Spannungs-Verformungs-Beziehungen außer Acht gelassen werden können.

GROB (1984): Ebenes Scheibenmodell, lineare Optimierung mit Simplex-Algorithmus

KAUTHER (1984): Axialsymmetrisches räumliches Schachtmodell

##### **4.2.2 Ebene Finite Differenzen Modelle**

WILKINS (1969), DEMUTH et al.(1985): siehe Kap. 3.2.1

### 4.2.3 Ebene Randintegral Element Modelle

Randintegral-Element-Modelle sind numerische Verfahren, die vorteilhaft in der Bruchmechanik angewendet werden, also auch für die Analyse der Bohrlochrandausbrüche und des Bohrkernzerfalls. Sie vermögen, die Entstehung, Form, Ausbreitung und Wechselwirkung von Brüchen sowie die Ristabilität mikroskopisch und makroskopisch qualitativ wirklichkeitsgetreu zu beschreiben. Hiermit läßt sich die Bildung makroskopisch beobachteter Brüche phänomenologisch aus der Wechselwirkung mehrerer Risse unter Druckbelastung simulieren.

Die Forderungen an die numerische Methode, daß (a) jeder Riß Kenntnis von allen übrigen Rissen hat und (b) sich gegenüberliegende Riseiten auch bei größerem Normaldruck nicht überlappen, lassen sich mit der Verschiebungs-Diskontinuitäts-Randelementmethode unter den Voraussetzungen erfüllen, daß die Differentialgleichungen für das Spannungsgleichgewicht und die Kompatibilitätsbedingung linear sind und der Bereich zwischen den einzelnen Rissen mit der linearen Elastizitätstheorie beschrieben werden kann. Über die numerische Simulation von Riwechselwirkungen nach dieser Methode im KTB-Programm berichten RUMMEL & MÖHRING-ERDMANN (1984) und MÖHRING-ERDMANN (1987).

### 4.2.4 Finite Element Modelle

Kontinuumsmechanisch formulierte Randwertprobleme der Bohrlochstabilität werden i.a. nach der Methode der finiten Elemente mit elastoplastischer Steifigkeitsmatrix gelöst; sie kann prinzipiell auch den Entfestigungsprozeß der Gesteine einbeziehen.

Spannungsänderungen durch Temperaturdifferenzen von Gebirge und Bohrspülung selbst bei zyklischer thermischer Belastung sowie Rißbildung durch Abkühlung ließen sich theoretisch ebenso berücksichtigen wie veränderliche Porendruckgradienten im Gestein.

Die Grundlagen der Finite Element Methode sind für elastoplastische Randwertprobleme z.B. von BATHE (1986), OWEN & HINTON (1980) oder ZIENKIEWICZ & PANDE (1977) zusammengestellt.

#### 4.2.4.1 Ebene Scheiben-Elemente

REYES & DEERE (1966) geben wohl erstmals die Finite Element Lösung für einen Kreistunnel in einem elastoplastischen Gebirge mit isotroper Festigkeit im ebenen Formänderungszustand an. Anisotrope Festigkeiten für das sonst gleiche Randwertproblem berücksichtigen DAHL & VOIGHT (1969), MALINA (1969), KOVARI (1977) und PARISEAU (1968).

In einem Entfestigungsmodell von MÜHLHAUS (1987), bei dem mit nicht-assoziierter Fließregel gearbeitet wird, werden die ursprünglich *lastgeregelten* Randwertprobleme in äquivalenter Weise - aber numerisch erheblich vorteilhafter - durch die sog. Multiple Constraint Technique (BATHE, 1986) *verschiebungsgeregelt* berechnet.

Diskontinuitäten bei geologischen Formationswechsellern und tektonischen Störungszonen lassen sich grundsätzlich durch diskrete Trennflächen-Elemente mit reduzierten Festigkeiten und ausgeprägten Materialanisotropien berücksichtigen (MALINA (1969), VAN DILLEN et al.(1984), WITTKKE & ERBAN (1985)); ihr Stellenwert bei der Stabilitätsanalyse für die *größeren* Teufenbereiche der Kontinentalen Tiefbohrung ist jedoch noch unbestimmt.

#### 4.2.4.2 Räumliche Finite Element Modelle

Eine der ersten Anwendungen von räumlichen Zylinder-Elementen für ein Problem der Schachtstabilität bei elastoplastischem Materialverhalten des Gebirges beschreiben DESAI & REESE (1970).

Isoparametrische räumliche Quader-Elemente sind z.B. bei BATHE (1986), OWEN & HINTON (1980) oder VAN DILLEN et al.(1981) ausführlich dokumentiert.

Maßgeblich für die Bohrloch- und Bohrkernstabilität ist der allgemeine Fall der Belastung des Bohrlochs in einem räumlichen Spannungsfeld mit unterschiedlich großen primären Horizontalspannungen. Besonders kompliziert wird das felsmechanische Verhalten, wenn die Hauptachsen des äußeren Spannungstensors nicht mit den Achsen des Bohrlochs übereinstimmen oder wenn durch räumlich unterschiedliche Bohrlochrandausbrüche die Spannungskonzentrationen dort sehr heterogen sind.

Während aus einem dreidimensionalen Rechenmodell bei entsprechender Parametervariation Rückschlüsse auf das Spannungs- und Verformungsverhalten des Bohrlochs gezogen werden können, sind direkte Angaben zur *Stabilität* des Hohlraumes noch nicht möglich. Selbst im Fall einer sehr weitgehenden Plastifizierung des Modelles, wenn also die Grenzbedingung um den Hohlraum herum überall erreicht ist, wird in einem Bohrloch unter rotationssymmetrischen äußeren Spannungsbedingungen kein Stabilitätsversagen eintreten, solange das Entfestigungsverhalten und der zusätzliche Verlust an Reibung z.B. durch Fluiddruck nicht berücksichtigt sind.

Die überwiegende Anzahl der elastoplastischen numerischen Berechnungen wird mit Festigkeitsparametern (Reibungswinkel und Kohäsion) durchgeführt, die als konstant angenommen werden. Dieses entspricht jedoch bei kristallinen Festgesteinen nicht unbedingt der Realität, vor allem dann nicht, wenn stärkere Verformungen auftreten. Damit Aussagen über die Bohrlochstabilität aus solchen Berechnungen abgeleitet werden können, muß das im Laborversuch stets beobachtete Entfestigungsverhalten im Stoffgesetz enthalten sein.

Die Materialentfestigung ist darum erst einmal zu quantifizieren und dann in den Algorithmus des Stoffgesetzes zu implementieren. Auch müssen die Entstehungsursachen für die unterschiedlichen Formen der Bohrlochrandausbrüche wie (I) Scherbruch, (II) Trennbruch und Mischbruch sowie (III) für das Knicken (Abb.21) numerisch simuliert werden können. Dazu sind extrem hohe geometrische Auflösungen der Netzstruktur und Verformungsansätze von höherer als linearer Ordnung erforderlich.

### **4.3 Fels-hydraulische Modellrechnungen**

Sickerströmungen zum Bohrloch hin oder vom Bohrloch weg müssen ebenso selbstverständlich wie der Einfluß von Spülungsdruck, Porendruck und Porendruckgradient in der Modellrechnung berücksichtigt werden können.

Numerische Grundlagen hierfür sind z.B. bei HILBER & TAYLOR (1976), LOUIS et al.(1977), OHNISHI et al.(1987), RODATZ (1973), WALLNER et al.(1987) und WILSON (1977) formuliert. Den Einfluß von nicht-linear viskosen Druckflüssigkeiten auf den hydraulischen Bruch des Gesteins berechnet PASCAL (1986).

CHEATHAM et al.(1987) untersuchen den Zusammenhang von Permeabilität und Bohrlochstabilität für den Fall isotroper äußerer Belastung unter der Annahme poro-elasto-plastischen Materialverhaltens des Gebirges: Das Fließen des Wassers ist darin über eine angenommene Abhängigkeit der Permeabilität von der Verformung des Porenvolumens gekoppelt.

Die Materialentfestigung durch Wassers (*Hydrolyse*) ist dagegen in keiner fels-hydraulischen Berechnung bisher berücksichtigt worden, ebensowenig wie die Erhöhung der Duktilität des Gesteins durch die Reduktion der Materialreibung infolge des Gehalts an Fluiden.

## **5. RHEOLOGISCHE MODELLRECHNUNGEN**

### **5.1 Analytische viskoelastische Modelle**

SALUSTOWICZ (1965) stellt treffend fest, daß die Gesteinsmassen der Erdkruste sich auf eine von der Teufe abhängende Weise verhalten: (1) In kleinen Teufen sei das Gestein elastisch oder plastisch; (2) in größeren Teufen weise es eine verzögerte Elastizität auf: dem entspreche das KELVIN'sche Modell; (3) in sehr großen Teufen wachsen die Verformungen unbegrenzt an: dem entspreche das MAXWELL'sche Modell.

#### **5.1.1 Ebener Verformungszustand bei isotroper äußerer Spannung**

##### **5.1.1.1 Lineare viskoelastische Modelle**

(a) Retardierte Elastizität (Kelvin-Modell): SALUSTOWICZ (1965)

(b) Stationäres Kriechen (Maxwell-Modell): SALUSTOWICZ (1965)

(c) Kombinierte viskoelastische Modelle: SCHAMP (1985): Burgers-Modell

*Anmerkung:* Die linearen viskoelastischen Modelle haben nur eine theoretische Bedeutung bei der Veranschaulichung von Kriech- und Relaxationsphänomenen an der Bohrlochwand. Praktisch sind sie irrelevant, weil die natürlichen Gesteine sich langfristig in keiner Weise linear verhalten.

### 5.1.1.2 Poro-viskoelastisches Modell

BIOT (1973) gibt für das poro-viskoelastische Verhalten eine Lösung an, die jedoch ursprünglich nur für wassergesättigte *poröse Sedimentgesteine* vorgesehen war. Es bleibt zu klären, ob und in welchem Umfang auch das mechanische Verhalten von *entfestigten kristallinen* Gesteinen mit dieser Theorie beschrieben werden kann.

### 5.1.1.3 Nichtlineare viskose Modelle

Am Bohrlochrand relaxieren die sekundären Differenzspannungen chronisch. Dabei verlagern sich die Maxima der tangentialen Spannungsintensitäten allmählich in das Innere des Gebirges, wo sie eine temporäre *Schutzhülle* um den Hohlraum aufspannen. Durch die Relaxation der Gebirgsspannungen klingt die tangentielle Spannung am Bohrlochrand mit der Zeit monoton ab (Abb.22). Ebenso verringern sich damit die Deformationsraten in allen Gebirgsbereichen, es sei denn, es käme vorher zum Bruch.

Die transienten Verformungen des umgebenden Gebirges stehen in reger Wechselwirkung mit der Relaxation der deviatorischen Spannungen am Bohrlochrand (BORM, 1980, 1987a,b). Dieses Relaxationsverhalten ist sehr maßgeblich für die Stabilität der Tiefbohrung, da die Festigkeit der kristallinen Gesteine voraussichtlich schon in mittleren Teufen für die Aufnahme elastischer Spannungskonzentrationen nicht mehr ausreicht.

Grundlagen:

ODQVIST & HULT (1962), ODQVIST & ERIKSON (1963), LEE & SMITH (1980)

### 5.1.1.4 Elasto-viskoplastische Ansätze

Grundlagen: z.B.: OWEN & HINTON (1980), PERZYNA (1966)

FRITZ (1984) betrachtet dilatante elasto-visko-plastische Deformationen des Gebirges um einen kreiszylindrischen Hohlraum als Weiterentwicklung der Lösungsansätze von NONAKA (1978) mit rheologischen Analogmodellen. Es bleibt das Problem der Bestimmung entsprechend verwertbarer Gebirgsparameter.

## 5.1.2 Ebener Verformungszustand bei biaxialer äußerer Spannung

### 5.1.2.1 Lineare viskoelastische Modelle

(a) Retardierte Elastizität (Kelvin-Modell): ADACHI et al.(1969)

(b) Stationäres Kriechen (Maxwell-Modell)

(c) Kombinierte viskoelastische Modelle

Die generelle Anmerkung zu Kap. 5.1.1.1 gilt auch hier.



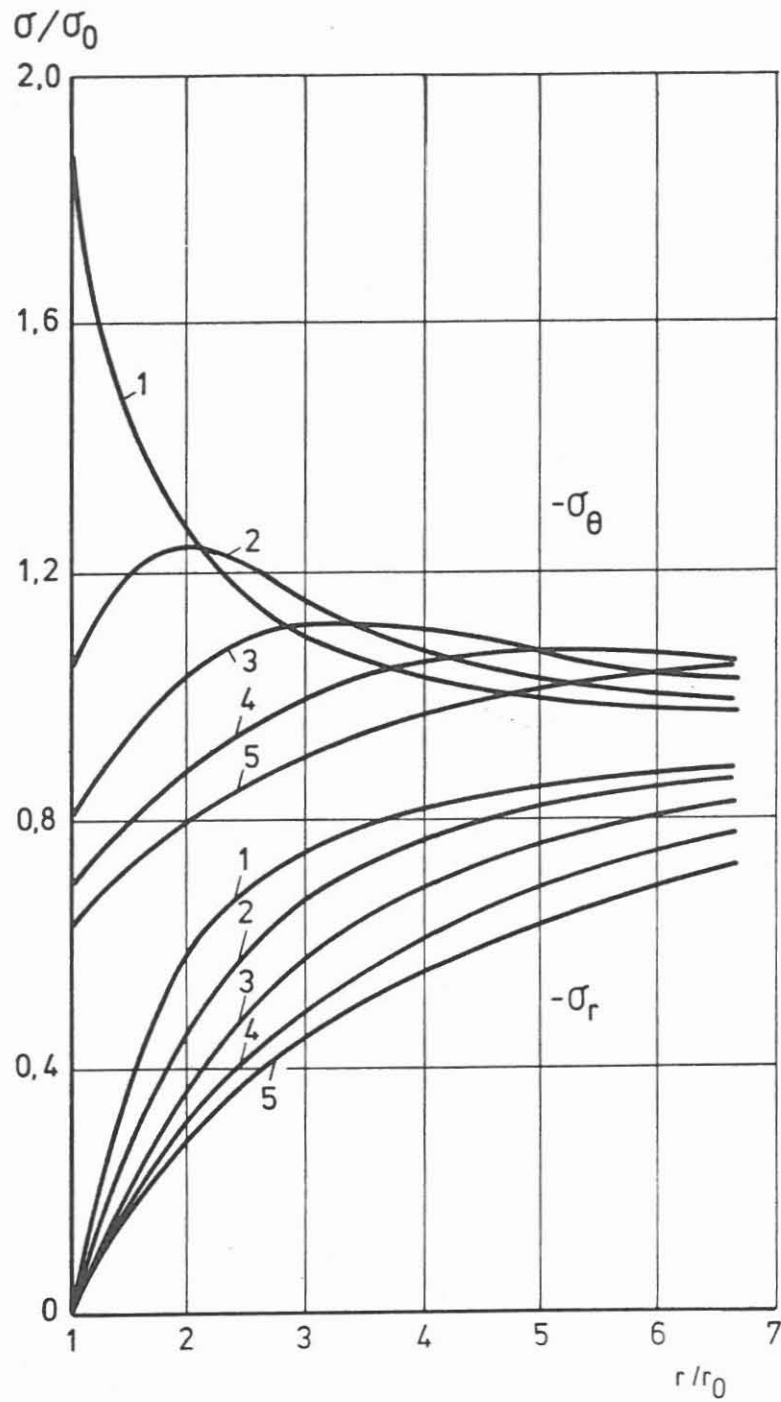


Abb.22: Spannungsrelaxation am Bohrlochrand: Normierte Tangentialspannungen (oben) und Radialspannungen (unten). Aufsteigende Zahlen der Kennlinienparameter bedeuten exponentiell zunehmende Zeiten

### 5.1.2.2 Poro-viskoelastisches Modell

DETOURNAY & CHENG (1988) lösen das poro-viskoelastische Randwertproblem der gelochten Scheibe im ebenen Formänderungszustand unter biaxialen äußeren Spannungen durch Erweiterung der Theorie von BIOT (1973).

### 5.1.2.3 Nichtlineare viskose Modelle

Betrachtet wird eine unendlich ausgedehnte, gelochte Scheibe im ebenen Formänderungszustand unter biaxialen äußeren Horizontalspannungen; das Kriechgesetz des Materials sei vom Potenztyp. LEE & SMITH (1988) berechnen das Wachstum eines anfangs kreisförmigen Hohlraumes unter ausgeprägt biaxialen äußeren Spannungsbedingungen nach der Methode der komplexen Spannungsfunktionen und finden, daß das Verformungsverhalten sich qualitativ und quantitativ sehr von dem eines linear viskosen Materials unterscheidet: Die Elongation der Hohlraumgeometrie wächst bevorzugt in Richtung der maximalen Kompressionsspannung und bildet langfristig einen elliptischen Spalt, der die Form eines Extensionsrisses annimmt. Dieses bemerkenswerte Ergebnis, das die Bildung von tangentialen Rissen an Bohrlochwänden in einem viskosen oder starr plastischen Gebirge erklären könnte, wird von numerischen Berechnungen nach der Methode der finiten Elemente von ANDERSSON (1977) und durch Laborexperimente an Metallen bestätigt.

### 5.1.2.4 Elasto-viskoplastische Ansätze

Die Anwendung analytischer, elasto-viskoplastischer Materialansätze bei der Lösung von Randwertproblemen mit biaxialen äußeren Spannungen ist aus der Literatur bisher nicht bekannt. Sie sollte aber grundsätzlich möglich sein, indem man die in Kap.4.1.1.2 erwähnten elasto-plastischen Ansätze nach der Methode von PERZYNA (1966) zeitabhängig macht und wie zuvor löst. Nur sind entsprechende Materialparameter für das viskoplastische Stoffverhalten der Gesteine mit Ausnahme von Steinsalz so gut wie nicht bekannt.

### 5.1.3 Räumliche Modelle

Bei *linearer* Viskoelastizität wendet man das viskoelastische Korrespondenzprinzip (BLAND, 1960) auf die elastische Lösung von Kap.3.1.2 an und erhält über eine LAPLACE-Transformation der Bewegungsgleichungen die Lösung auch für das räumliche viskoelastische Modell.

BUDIANSKY et al.(1982) berechnen das Wachstum eines sphärischen Hohlraumes in einem *nichtlinear* viskosen Vollraum. Unter ausgeprägt triaxialen Spannungsbedingungen ist das Verformungsverhalten im nichtlinear viskosen oder starr plastischem Material qualitativ und quantitativ sehr viel anders als bei einem linear viskosen Material: Die Elongation der Hohlraumgeometrie wächst bevorzugt in einer Richtung, die senkrecht zur Wirkungsrichtung der maximalen Zugspannung steht; mit der Zeit stellt sich ein echter Trennriß ein (vgl. Kap.5.1.2.3).

## **5.2 Numerische viskoelastische Modelle**

Linear viskoelastische Modelle können durch Anwendung des viskoelastischen Korrespondenzprinzips (z.B. BLAND, 1960) wie linear elastische Berechnungen behandelt werden. Die explizite oder implizite numerische Zeitintegration der Bewegungsgleichungen geschieht i.a. nach der Anfangsverformungsmethode von ZIENKIEWICZ (1971).

### **5.2.1 Ebene Finite Differenzen Modelle**

WILKINS (1969), DEMUTH et al.(1985): vgl. Kap.3.2.1

### **5.2.2 Ebene Randintegral Element Modelle**

Durch Anwendung der Methode der Anfangsverformungen (ZIENKIEWICZ, 1971) auf die elastische Lösung von Kap.3.2.2 löst VENTURINI (1983) linear viskoelastische Randwertprobleme auch mit Hilfe der Randintegral Element Methode.

### **5.2.3 Ebene Finite Element Modelle**

Die Einbeziehung der rheologischen Bewegungsgleichungen und ihre Integration nach der Zeit ermöglichen Prognosen zur Dauerstandfestigkeit der Tiefbohrung und zur Kriechkonvergenz. Die Berechnungen erfolgen auf der Basis der Methode der Anfangsverformungen mit konstanter Struktursteifigkeit (ZIENKIEWICZ, 1971). Praktische Rezepte für die Wahl numerisch stabiler Zeitintegrationsverfahren geben ZIENKIEWICZ & CORMEAU (1974) und SNYDER & BATHE (1977).

### **5.2.4 Räumliche Finite Element Modelle**

Theoretische Grundlagen für räumliche rheologische Berechnungen nach der Methode der finiten Elemente stellen OWEN & HINTON (1980) und BATHE & SNYDER (1977) bereit. Solche Modellrechnungen sind leider extrem zeit- und kostenaufwendig.

### **5.2.5 Temperatureinfluß**

LUX et al.(1987) entwerfen ein numerisches Bohrlochmodell, in dem die Spannungsänderungen durch Temperaturdifferenzen zwischen Bohrspülung und Gebirge bei zyklischer thermischer Belastung berechnet wird. Dabei stellen sie erwartungsgemäß fest, daß die Vertikal- und Tangentialspannungen an der Bohrlochwand sowohl durch Spannungsrelaxation als auch durch Abkühlungskontraktion des Gebirges mit der Zeit abnehmen.

## **6. PRAKTISCHE DURCHFÜHRUNG VON FINITE ELEMENT MODELL - BERECHNUNGEN ZUR BOHRLOCHSTABILITÄT**

Linear elastische Berechnungsmodelle können bestenfalls nur zur Kalibrierung der nichtlinearen Modelle herangezogen werden. Ebenso sind die linear viskoelastischen Methoden nur von theoretischer Bedeutung bei der Veranschaulichung von Kriech- und Relaxationsphänomenen an der Bohrlochwand. Praktisch sind sie irrelevant, weil die natürlichen Gesteine sich langfristig in keiner Weise linear verhalten. Wenig gut geeignet für Analysen der Bohrloch- und Bohrkernstabilität sind ferner alle herkömmlichen Verfahren auf der Basis von Plastizitäts- oder Viskoplastizitätstheorien, solange die dreidimensionale, inkrementelle Spannungs- und Verformungs-Geschichte und die progressive Auflockerungsentfestigung des Gebirges darin nicht berücksichtigt sind.

Im folgenden wird das felsmechanische Programmsystem FELS stellvertretend auch für andere (ISRM, 1988) beschrieben, um einen Eindruck von der Leistungsfähigkeit solcher Programme zu vermitteln. Dabei soll skizzenhaft aufgezeigt werden, welche Möglichkeiten für Bohrlochstabilitätsberechnungen heute schon in den Finite Element Methoden stecken und welche Weiterentwicklungen noch notwendig sind.

### **6.1 Finite Element Programmsystem FELS**

FELS (Finite Elements of Large Systems) ist ein am Lehrstuhl für Felsmechanik der Universität Karlsruhe verwendetes statisches Finite Element Monitor Programmsystem mit modularem Aufbau; es besteht aus den Teilprogrammen PREFELS, FELS, POSTFELS und ISOLA.

#### **6.1.1 Preprozessorprogramm PREFELS**

Das Teilprogramm PREFELS diskretisiert einfach und mehrfach zusammenhängende Bereiche eines Kontinuums in finite Elemente. Die Netzerzeugung erfolgt je nach der Geometrie des Randwertproblems manuell, automatisch oder gemischt. Ebene und räumliche Strukturen, Anfangsspannungen und automatische Erzeugung von Lastkoeffizienten aus Randspannungen sind darstellbar; Bandbreitenoptimierung und Restart sind möglich. Das Unterprogramm ADFELS steuert die Abfolge des Ausbruchs der Gebirgs-Elemente und des Einbringens der Ausbau-Elemente.

#### **6.1.2 Hauptprogramm FELS**

Das Hauptprogramm FELS berechnet ebene und räumliche Verformungs- und Spannungsrandwertprobleme der Felsbaumechanik. Es erlaubt die Simulation von Ausbruchs- und Einbau-Elementen. Die Elemente-Bibliothek enthält u.a. Schalenelemente für die Bohrlochverrohrung, Ring-Elemente für das Gebirge, ebene isoparametrische 8-Knoten-Scheibenelemente sowie ebene und räumliche Zwischenelemente für Gleitfugen, Trennflächen und Klüfte. Die Berechnung umfaßt Eigengewichtsbelastung, homogenes und inhomogenes, isotropes und anisotropes Stoffverhalten, nichtlineare konstitutive Materialgesetze einschließlich Plastizität und Krie-

chen, statische Gleichgewichts-Iterationen und Zeit-Integrationen für rheologische Rand- und Anfangswertprobleme.

### **6.1.3 Postprozessorprogramme POSTFELS und ISOLA**

Das Post Processor Programm POSTFELS ist ein graphisches System zur zeichnerischen Darstellung der statischen und kinematischen Berechnungsgrößen wie Verschiebungsvektor- und Spannungstensorfelder. Es enthält das Postprocessor Programm ISOLA (Isolinien-Auswahl), das die Verformungs- und Spannungs-Invarianten und die hiervon abhängigen Funktionswerte berechnet und deren Isolinienfelder zeichnet, z.B. für die Intensitäten der Schubspannungen, Normalspannungen, Scherungen, Volumenänderungen, Verformungsgeschwindigkeiten oder skalare Spannungs- und Verformungs-Invarianten sowie die Festigkeits-Auslastungsquotienten.

## **6.2 Aufteilung der geometrischen Struktur in finite Elemente**

### **6.2.1 Geometrie**

Das Finite-Element-Netz wird mit Hilfe des Schlüsseldiagrammverfahrens generiert. Bei dieser Methode wird der zu finitisierenden Struktur ein regelmäßiges Raster aus Reihen und Spalten aufgeprägt, die den geometrischen Zwangspunkten folgen. Die Reihen und Spalten des Schlüsseldiagrammes können individuell in mehrere Kolonnen von finiten Elementen unterteilt werden. Den einzelnen Reihen und Spalten werden dann selektiv die ihnen zukommenden Stoffgesetze und Materialparameter zugewiesen.

### **6.2.2 Materialverteilung, Stoffgesetze und -parameter**

Die Vielfalt der unterschiedlichen Materialfraktionen im anstehenden Gebirge muß hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften zu repräsentativen Materialtypen zusammengefaßt werden. Beim Entwurf des Finite-Element-Netzes wird nun versucht, die geologischen Materialgrenzen möglichst realistisch einzuhalten. Bei den Materialfraktionen wird je nach den geologischen Gegebenheiten angenommen, daß sie Foliationsflächen mit ausgeprägten Festigkeitsanisotropien aufweisen. Da sie möglicherweise erheblich aus der Horizontalen geneigt sind, kann sich eine dreidimensionale, steil einfallende Netzstruktur ergeben (Abb.23). Diskontinuitäten bei geologischen Formationswechsellern und tektonischen Störungszonen, die zu diskreten Gleitkeilbildungen am Bohrlochrand führen können, ließen sich durch spezielle Kluft-Elemente mit reduzierten Festigkeiten und ausgeprägten Materialanisotropien berücksichtigen.

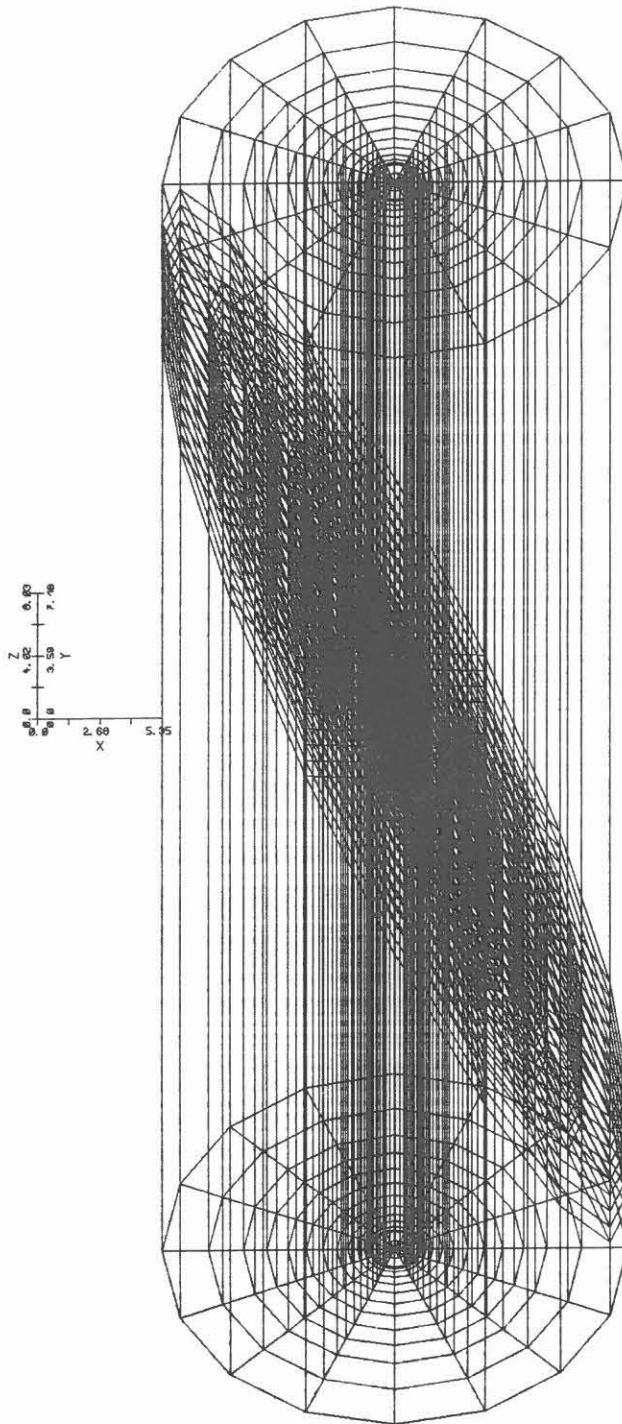


Abb.23: Beispiel eines (groben) räumlichen Finite Element Modells für ein Bohrloch unter steil einfallenden Gebirgsschichten

### **6.2.3 Rand- und Anfangsbedingungen**

Oben ist der Berechnungsausschnitt im allgemeinen Fall durch die Topographie des Geländes begrenzt. Den unteren Abschluß bildet ein horizontaler Schnitt in hinreichend großem Abstand von der tiefsten Aushubsohle. Die Basis des Modells wird als unverschieblich angenommen, um eine Bezugsgrundlage für die sonst unbestimmten Verschiebungen des Gebirges zu erhalten.

Die Festlegung des seitlichen Einflußbereichs der Tiefbohrung ist bei elastischem Materialverhalten relativ einfach zu treffen; bei nichtlinear rheologischem Gebirgsverhalten ist die Wahl der lateralen Ränder erheblich problematischer, da sie auch von sehr großer Entfernung her noch die Spannungskonzentrationen und die Kriechraten am Bohrlochrand signifikant beeinflussen können (BORM & HAUPT, 1988).

## **6.3 Berechnung des primären Gebirgsspannungszustands**

Als primären Spannungszustand bezeichnet man das Spannungsfeld im unverritzten Gebirge. Es kann neben den gravitativen auch tektonische, geothermische und geohydraulische Komponenten enthalten.

### **6.3.1 Eigengewicht**

Die Ermittlung des primären Verformungs- und Spannungszustands aus den Randbedingungen und Stoffgesetzen geschieht über eine stufenweise Steigerung der Rand- und Massenkräfte unter Annahme inkrementell linearen Materialverhaltens:

- (1) Berechnung der Systemsteifigkeit
- (2) Aufstellung und Lösung des statischen Gleichungssystems für die primären Verschiebungen
- (3) Ermittlung der primären Verformungen aus den Gradienten der Verschiebungen
- (4) Berechnung der Primärspannungen über die Stoffbeziehungen aus den primären Verformungen
- (5) Nullsetzen der primären Verschiebungen als Bezugsconfiguration

Bei homogenen horizontalen Verschiebungsrandbedingungen an den lateralen Rändern (vertikale Gleitlager) stellt sich der primäre Gebirgsseitendruck durch die Behinderung der Querkontraktion bei der Setzung des geologischen Materials unter Eigengewicht je nach Wert der POISSON'schen Querkontraktionszahl ein. Das Feld der primären Hauptspannungen folgt der Materialverteilung und den unterschiedlichen Wichten der einzelnen Gesteinsfraktionen.

### **6.3.2 Tektonische Spannungen**

Tektonische oder residuelle Gebirgsspannungen können in der numerischen Modellanalyse in der gleichen Weise wie die gravitativen Spannungen als Anfangsspannungen berücksichtigt werden (ZIENKIEWICZ, 1972).

### **6.3.3 Thermische Anfangsspannungen**

Thermische primäre Gebirgsspannungen können in der numerischen Modellanalyse ebenfalls als Anfangsspannungen eingegeben werden (ZIENKIEWICZ, 1972).

## **6.4 Bestimmung der sekundären Verformungs- und Spannungsfelder**

Die Berechnungen werden unter Variation der wesentlichen Einflußparameter (Materialfestigkeiten, Geometrien und Randbedingungen) durchgeführt. Aus den Ergebnissen (Spannungs- und Verschiebungsfelder, Gleitlinien und potentielle Bruchzonen) können Modelle möglicher Versagensformen für Grenzgleichgewichtsbetrachtungen abgeleitet werden.

### **6.4.1 Simulation des Bohrvorgangs**

Das Abteufen der Tiefbohrung ist ein nicht-stationäres Problem: Die Störung des Kräftegleichgewichts beim Ausbruch, der Versuch des Gebirges, über seine spontane oder langzeitige Deformation und Spannungsrelaxation in intermittierender Weise einen neuen stabilen Zustand herzustellen, der weitere Bohrfortschritt usw. schlagen sich in wechselnden Belastungen der Bohrlochwand nieder.

#### **6.4.1.1 Elimination der Massen und Steifigkeiten**

Die Simulation des stufenweisen Abbaus erfolgt in der Finite Elemente Analyse durch Inaktivieren der Steifigkeiten und Massen derjenigen Elemente, die in den Bereich des jeweiligen Aushubs fallen.

#### **6.4.1.2 Spannungsumlagerungen und Konvergenzen**

Nach der Ermittlung des Primärspannungszustandes wird der Bohrvorgang in einer Reihe weiterer Lastschritte simuliert:

- (1) Elimination der Steifigkeiten und Massen der Ausbruchs-Elemente
- (2) Aufstellen und Lösen des neuen statischen Gleichungssystemes für die sekundären Verschiebungen, die aus der Veränderung der Struktursteifigkeit und der Umlagerung der Anfangsspannungen resultieren
- (3) Berechnung der sekundären Verformungen aus den sekundären Verschiebungen
- (4) Bestimmung des sekundären Spannungen aus den sekundären Verformungen über die Stoffgesetze
- (5) Prüfung des statischen Gleichgewichtes: Differenzen im Kräftegleichgewicht zwischen den äußeren Kräften und den aus der Formänderung herrührenden inneren Spannungen dienen als Korrekturlasten für nachfolgende Gleichgewichts-Iterationen
- (6) Berechnung des nächsten Lastschrittes bzw. der folgenden Ausbruchsstufe



- (7) Aufsummieren der sekundären Verformungen und Spannungen, bis der Endzustand erreicht ist
- (8) Wenn erforderlich, Aktualisierung der Steifigkeits- und Festigkeitsparameter in Abhängigkeit vom momentanen Verformungs- und Spannungsniveau

Mit zunehmender Entfernung vom Hohlraumrand geht die Orientierung des sekundären Spannungsfeldes in die des Primärspannungszustandes über. Im Fernfeld herrscht nahezu der primäre Spannungszustand mit Werten, die der Überlagerungsspannung aus der Eigengewichtsberechnung und ggf. tektonischen Zusatzspannungen entsprechen.

Die Verschiebungswerte werden relativ zum primären Verschiebungsfeld dargestellt. Durch die Wirkung des Aushubes können sich neben den radialen Konvergenzen theoretisch auch vertikale Hebungen einstellen.

#### **6.4.2 Thermomechanische Wechsellasten**

Die thermomechanischen Wechselwirkungen werden in den numerischen Modellrechnungen bei instationären Temperaturfeldern im allgemeinen durch entkoppelte Systeme iterativ simuliert: Neben dem mechanischen Finite Element Modell existiert ein weiteres, das die transiente Temperaturlausbreitung berechnet; die darin ermittelten Temperaturen werden in inkrementellen Zeitschritten an das mechanische Modell als jeweilige Anfangstemperaturen übergeben, um daraus die thermische Expansion, Kontraktion und ggf. Rißbildung sowie die Kriechraten des Gesteins bestimmen zu können.

In der Nachbildung des Bohrvorganges steckt implizit sowohl eine bohrtechnische als auch eine thermomechanische Zeitabhängigkeit. Durch das entkoppelte Verfahren von instationärer Temperaturberechnung und Spannungsanalyse erweist sich die vollständige Stabilitätsberechnung als so außerordentlich kompliziert, zeit- und kostenaufwendig, daß man gezwungen ist, sich auf angemessene Näherungsverfahren zu beschränken.

#### **6.4.3 Transportgleichungen für Spülung und Fluide**

*Sickerströmungen* zum Bohrloch hin oder vom Bohrloch weg müssen ebenso wie der Einfluß von Spülungsdruck, Porendruck und Porendruckgradient in der Modellrechnung berücksichtigt werden: Einerseits induziert die Deformation des Gebirges die Bewegung der Fluide, andererseits ist diese Fluidbewegung von der Permeabilität des Systems bestimmt; umgekehrt hängt der Permeabilitätstensor des Systems vom lithostatischen und hydraulischen Druck ab. Eine ebene Finite Element Modellierung der Permeabilitätswechselwirkung stellen WALLNER et al.(1987) vor. Im Programmsystem FELS sind gekoppelte Strömungsberechnungen dagegen bisher noch nicht enthalten.

Die Kopplung von Diffusion und Deformation liefert potentielle Mechanismen für die im allgemeinen retardierte Bohrloch-Instabilität und Scherbruchbildung im Gebirge. Die Grundlagen des klassischen Lösungsverfahrens von BIOT beruhen jedoch auf

den physikalischen Eigenschaften poröser, wassergesättigter Sedimentgesteine. Es ist noch nicht sicher, ob und in welchem Umfang auch das hydromechanische Verhalten von aufgelockerten kristallinen Gesteinen mit dieser Theorie beschrieben werden kann.

## **6.5 Darstellung der Ergebnisse**

Die Darstellung der Ergebnisse in Form von schier endlosen Zahlenlisten hat sich nicht bewährt. Man wird sich auf die Ausgabe ausgewählter Tabellen beschränken. Viel sinnvoller erscheint darüberhinaus die graphische Darstellung der Strukturen, Spannungs- und Verformungsfelder auf einem farbigen Bildschirm Monitor, auf dem interaktiv nach der CAD-Technik selektive räumliche Schnitte erzeugt werden können. Die Zeichnungen lassen sich anschließend photographisch oder über einen Plotter ausgeben.

### **6.5.1 Verschiebungen und Verformungen**

Die Verschiebungen der Knotenpunkte der Finiten Elemente werden in Form von Verschiebungsvektor-Plots oder Schnittzeichnungen der Konvergenzen und Setzungen graphisch dargestellt. Durch elementweises Verbinden der Vektorspitzen der Knotenpunktverschiebungen erhält man in mehr oder weniger starker Überhöhung ein anschauliches Bild von der verformten Struktur des Elementen-Netzes.

### **6.5.2 Spannungen und Festigkeits-Auslastungsquotienten**

Die Spannungskomponenten werden in den Integrationspunkten der finiten Elemente ermittelt und auf ihre Hauptachsen transformiert. Diese Hauptkomponenten werden unter Beachtung ihrer Neigungen im Raum graphisch als Spannungstensor-Feld für den jeweils relevanten Modellausschnitt aufgetragen.

Die Darstellung der effektiven Spannungskonzentrationen im Gebirge erfolgt sehr übersichtlich durch das Isolinienfeld der Festigkeits-Auslastungsquotienten, die das Verhältnis von aktueller effektiver Spannung zur maximal zulässigen effektiven Spannung angeben. Die Auslastungsquotienten werden dabei für den Fels und für die Foliationsflächen separat definiert; der jeweils größere Wert ist für die Beanspruchung des Gebirges maßgeblich.

### **6.5.3 Plastische Zonen und Gleitlinien**

Als plastische Zonen werden diejenigen Bereiche markiert, in denen die Spannungskonzentrationen die Materialfestigkeiten erreicht haben. Die Festigkeits-Auslastungsquotienten betragen dort 100%.

Potentielle Scherflächen und Gleitkeile am Bohrlochrand werden numerisch-graphisch lokalisiert. Zur Bestimmung der Richtungen und Intensitäten der Hauptschubspannungen können die Airy'schen Spannungsfunktionen herangezogen werden,

die bei einem ebenen elastoplastischen Verformungszustand aus der Lösung einer hyperbolischen Differentialgleichung 2. Ordnung hervorgehen. Die Charakteristiken dieser Differentialgleichung können bei Finite Element Berechnungen graphisch dadurch konstruiert werden, daß man die Richtungen der Hauptschubspannungen von jeweils benachbarten finiten Elementen stückweise miteinander verbindet (BORM, 1980).

## 6.6 Offene Probleme

Die offenen Probleme der vorhandenen Methoden zur Analyse der Bohrlochstabilität für sehr tiefe Bereiche werden deutlich, wenn man den Bericht von KOSLOVSKI (1984) über die Stabilität der Kola-Tiefbohrung liest:

In 4500m Tiefe traf die Kola-Bohrung auf eine Zone von anomaler Zersetzung metamorphen Gesteins. Es stellte sich ein überraschend reichlicher Zufluß an heißen, hochgradig mineralisierten Kristallwässern ein, das freigesetzt wird, wenn die Bestandteile kristalliner Tiefengesteine einer Dissoziation bei der retrograden Dislokationsmetamorphose unterworfen sind. Da die Zugfestigkeiten des Gesteins nur einen Bruchteils dieses freigesetzten hydraulischen Drucks betragen, ist die Dehydration von extremer Mikrorißbildung begleitet. Das Abteufen des Bohrloches setzte auch Ströme von Gas wie Helium, Wasserstoff, Stickstoff, Kohlendioxyd, Methan und andere Kohlenwasserstoffe frei. Die leichten Elemente in diesen Gasen kommen aus der Kristallstruktur der Gesteine aufgrund dergleichen metamorphen Prozesse, die das Wasser freisetzen. Da diese Gase wesentlich expansiver als die Fluide sind, ist die Gefahr der Auflockerung und Entfestigung der umgebenden kristallinen Gesteine besonders groß.

Die in den Laborversuchen gemessene statische wie auch dynamische Materialentfestigung des feuchten Gesteins muß quantifiziert und in ein thermodynamisch konsistentes, dreidimensionales Stoffgesetz umgesetzt werden, das man für makroskopische numerische Berechnungen verwenden kann.

Bei dem quasi-einachsigen Aufspaltungs- und Knickmechanismus an der Bohrlochwand ist die Dicke der Abschalungen um eine Größenordnung geringer als der Durchmesser des Bohrloches. Von zentraler Bedeutung ist daher neben der Notwendigkeit eines entsprechend feinen Diskretisierungsgrades, daß das Stoffgesetz einen Materialparameter mit der Dimension einer charakteristischen Länge enthält, wie z.B. Korngröße oder Mikrorißdichte. Diese Voraussetzung ist bei den herkömmlichen numerischen Modellen in der Regel nicht erfüllt.

Oberflächen-Instabilitäten und lokalisierte Scherbandbildung am Bohrlochrand zeigen, daß die Bohrlochstabilität nicht allein eine Frage der Materialeigenschaften ist, sondern daß sie sehr wohl auch von dem *Spannungspfad* bei der Herstellung der Bohrung und von den Randbedingungen des Systems abhängt. Numerische Modellrechnungen müssen daher die Spannungs- und Verformungs-*Geschichte* in inkrementeller Form zuverlässig nachvollziehen können

Spannungsänderungen durch Temperaturdifferenzen von Gebirge und Bohrspülung bei zyklischer thermischer Belastung sowie Rißbildung durch Abkühlung sollen ebenso berücksichtigt werden können wie veränderliche Porendruckgradienten im Gestein; sie bewirken, daß die Vertikal- und Tangentialspannungen an der Bohrlochwand sowohl durch Spannungsrelaxation als auch durch Abkühlungskontraktion des Gebirges mit der Zeit abnehmen und somit die Bohrlochwand entlasten.

Schließlich gilt es zu beachten, daß der mechanische *Betrachtungsbereich* bei der Kontinentalen Tiefbohrung in der Querschnittsebene eine Größenordnung kleiner und nach der Tiefe hin eine Größenordnung höher ist als bei den herkömmlichen felsbau-mechanischen Anwendungen. Diese Fakten müssen sich demnach sowohl im Grad der physikalischen als auch der numerischen Auflösung der Modellrechnungen niederschlagen. Eine direkte, pragmatische Übertragung der vorhandenen ingenieurmäßigen Berechnungsansätze und -methoden aus dem Felsbau wird darum für die Stabilitätsanalyse dieser Tiefbohrung in den unteren Krustenbereichen mit großer Wahrscheinlichkeit bei weitem nicht ausreichen. Die offenen Probleme stecken hauptsächlich in der Forderung nach hoher, dreidimensionaler Auflösung der petrographischen Strukturen am Bohrloch, Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit der Materialeigenschaften und der begrenzten residuellen Festigkeiten sowie der noch weitgehend unbekannt, gekoppelten thermo-hydro-mechanischen Bewegungsgleichungen des durchteuften Gebirges.

## 7. ZUSAMMENFASSUNG UND DISKUSSION

Im vorliegenden Bericht wird versucht, eine erste Übersicht über Literatur und Stand des Wissens auf dem Gebiet der *Materialuntersuchungen* und der *statischen Berechnungen* zur Beurteilung der Stabilität von Tiefbohrungen zu geben.

Die *Bohrlochstabilität* ist ein zentrales Problem für die technische Durchführung der Kontinentalen Tiefbohrung und die Gewährleistung eines geregelten Testprogramms. Sie betrifft die Verformungen und Spannungsumlagerungen am Bohrlochrand ebenso wie die thermisch und bohrtechnisch bedingten Einflüsse auf das Spannungsfeld im Bereich der Bohrlochwandung. Dort ist das Gebirge erheblichen thermo- und hydromechanischen Wechselbelastungen ausgesetzt.

Die Standsicherheit des offenen Bohrloches ist eine Frage der Gesteinsfestigkeit, der mechanischen Beanspruchung, der Stützmaßnahmen und der Zeit. Mit der Zeit ermüdet das Material und verliert an Festigkeit; mit der Zeit relaxieren aber auch die deviatorischen Spannungen und entlasten die Bohrlochwand. Die Spannungen im Gebirge lagern sich während und nach den Bohrarbeiten um. Sie führen zu Verformungen des Gesteins und zu einer Verringerung des Bohrlochquerschnittes; bei Überlastung entstehen aber auch Randausbrüche und somit erhebliche Querschnittserweiterungen.

Die *Bohrlochrandausbrüche* stehen in direktem Zusammenhang mit dem Spannungszustand in situ; sie stellen sich vorwiegend in zwei diametral gegenüberliegenden Zonen an der Bohrlochwand in Richtung der kleinsten horizontalen Spannung ein. Ausbruchtiefe und -weite wachsen mit der Magnitude der horizontalen äußeren Spannungen, wobei die Abplatzungen, Abschaltungen und Scherbrüche ebenso wie die Konvergenzen des Bohrlochs un stetige, zeitlich progressive Erscheinungen sind.

Die Bestimmung des thermomechanischen Verformungs- und Festigkeitsverhaltens des Gesteins geschieht in *felsmechanischen Laboruntersuchungen*. Dabei zeigt sich, daß die Elastizitätsmoduln der kristallinen Gesteine sich bei statischen und dynamischen Belastungsbedingungen grundsätzlich unterscheiden und darüberhinaus von der Intensität der Verformung abhängen. Die Festigkeit des Gesteins erscheint als Funktion der Temperatur, des Umgebungsdrucks, der Gesteinsart, der Be- und Entlastungsgeschwindigkeit, des Fluidgehalts und Porendrucks sowie der Mikrorißdichte, Verformung und Eigenspannung. Die Versuchssteuerung erfolgt über Kraft-, Weg- oder Energieregulierung. Welche Prozeßsteuerung die mechanischen Vorgänge bei der Tiefbohrung am besten simuliert, ist jedoch noch nicht endgültig geklärt.

Im Spannungsniveau um den Bruch findet bei kristallinen Gesteinen eine Gefügeauflockerung statt, die mit einer ausgeprägten Änderung der festigkeitsmechanischen Parameter verbunden ist. Wasserzugabe beschleunigt den Entfestigungsprozeß durch Reduktion der Kohäsion und inneren Reibung des Gesteins und durch Hydrolyse. Der Einfluß des Wassers auf die Abnahme der Festigkeit ist bei höheren Temperaturen größer als bei Raumtemperatur. Temperaturwechsel können neue Risse und bleibende Verformungen erzeugen und den Wärmeausdehnungskoeffizient des Gesteins systematisch reduzieren.

Durch Dauerbelastung oder häufige Lastwechsel verliert das Material mit der Zeit an Festigkeit: es ermüdet. Die Geschwindigkeit der Mikrorißbildung folgt einem Gesetz, das dem transienten Kriechen mit Zeitverfestigungseffekt formal sehr ähnlich ist. Die Ermüdung von kristallinen Gesteinen wird als ein Ergebnis von Spannungskorrosion angesehen, die von der Spannungsamplitude und der Lastwechselfrequenz abhängig ist. Eine Festigkeitsabnahme tritt bei höheren Spannungsamplituden und längeren Lastwechselperioden ein. Daneben beeinflussen geochemische Korrosion und Lösungsvorgänge die Bohrlochstabilität und erhöhen die Porosität und Permeabilität des Gesteins.

Die konventionellen Spannungs-/Dehnungs-Beziehungen auf der Basis der effektiven Spannungen nach TERZAGHI überschätzen den Effekt des Porendrucks in hohem Maße. Ansätze für poroelastisches Materialverhalten von verformbarem Gestein mit kompressiblen Fluiden kommen den Verhältnissen in der Natur schon wesentlich näher, doch enthalten auch sie noch nicht den exponentiellen Zusammenhang zwischen Druckfestigkeit und Porosität bzw. Auflockerungsgrad. Die dafür maßgeblichen Diffusionsmechanismen und Durchlässigkeiten sind erst wenig bekannt. Schon gar nicht wird in den bisherigen Theorien das hochviskose, thixotrope Stoffverhalten der Bohrspülung oder deren Temperatur- und Druckeinflüsse auf die Bohrlochstabilität berücksichtigt.

Die rheologischen Deformationen der Gesteine hängen in exponierter Weise von den Spannungen ab. Temperaturerhöhung führt zu einer Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit und zu einem Festigkeitsverlust. Die Spannungsrelaxation ist bei polykristallinem Gestein von sehr komplizierten Mechanismen wie gefügebedingte Spannungsspitzen und slip-slick-Effekte bestimmt. Es tritt eine rege Wechselwirkung von intragranularer Kriechbewegung, Spannungsrelaxation und Mikrorißbildung auf, wodurch die Kriech- und Relaxations-Kennlinien sehr un stetig ausfallen. Zusätzlich hat der Fluidgehalt einen erheblichen Einfluß auf Kriechen und Relaxation der Gesteine; er ist jedoch bisher noch kaum erforscht.

*Modellversuche* zeigen Neubrüche in der Umgebung des Hohlraumes immer dann, wenn die Tangentialspannung nahe der einachsigen Druckfestigkeit des Materials liegt. Je nach Verhältnis der Spannungen stellt man radial gerichtete, konzentrische oder ohrenförmige Brüche fest. An den kreisförmigen Modellbohrlöchern beginnt der Bruch durch Scherung an diametral gegenüberliegenden Bereichen und setzt sich durch Abschaltungen so lange fort, bis die gesamte Probe kollabiert. Als Gleitlinien ergeben sich Scharen von logarithmischen Spiralen, deren Verschneidungswinkel vom Reibungsbeiwert des Materials abhängen. Die Gleitzonen entfalten sich scharenweise gestaffelt zum Teil simultan, zum Teil sequentiell und progressiv; sie können auch übergangslos in Abtrennungsflächen umschlagen.

Die *Berechnungen* zur Bohrlochstabilität erfolgen analytisch, semi-analytisch oder numerisch. Als Eingabeparameter benötigt man Geometrie, geologische Struktur, Stoffgesetze sowie Anfangs- und Randbedingungen für Spannungen und Verschiebungen. Man verwendet kontinuierliche, finitisierte oder diskontinuierliche Rechenmodelle von zwei- oder dreidimensionaler Geometrie. Berechnet werden die Bohrlochkonvergenzen, Gebirgsspannungen und Bruchzonen.

Numerische Methoden werden verwendet, wenn keine entsprechenden analytischen vorhanden sind, z.B. bei unregelmäßiger Geometrie des Bohrlochs, heterogener Struktur des Gebirges, Auflockerungszonen und komplexen Materialeigenschaften des Gesteins. Sie basieren überwiegend auf der Methode der finiten Elemente für kontinuumsmechanische Anwendungen, der finiten Differenzen für hydromechanische Berechnungen und der Randintegral-Elemente für bruchmechanische Probleme.

*Finite-Differenzen-Modelle* zur näherungsweise Lösung partieller Differentialgleichungen für Randwertprobleme der Geomechanik haben sich in der Felsmechanik gegenüber den Finite Element Modellen bisher noch nicht recht durchsetzen können. Möglicherweise werden sie an Bedeutung gewinnen, wenn die zeitabhängigen thermo-hydro-mechanischen Ansätze für das Materialverhalten der Gesteine am Bohrloch in großer Tiefe stärkere Beachtung finden als bisher.

*Randintegral-Element-Modelle* sind numerische Verfahren, die vorteilhaft in der Bruchmechanik angewendet werden, somit auch für die Analyse der Bohrlochrandausbrüche und des Bohrkernzerfalls. Sie vermögen die Entstehung, Form, Ausbreitung und Wechselwirkung von Brüchen sowie die Reißstabilität mikroskopisch und makroskopisch realistisch zu beschreiben. Bevorzugt werden linear elastische Modelle mit elastoplastischen oder bruchmechanischen Spannungsgrenzbedingungen herangezogen.

Üblicherweise erfolgen die felsmechanischen Berechnungen nach der *Methode der finiten Elemente* unter besonderer Berücksichtigung des zeitabhängigen Materialverhaltens, der diskontinuierlichen geologischen Gebirgsverhältnisse und der räumlichen Geometrien. Die Berechnungen werden unter Variation der wesentlichen Einflußparameter (Materialfestigkeiten, Geometrien und Randbedingungen) durchgeführt. Die Analyse konzentriert sich auf die Spannungen und Verformungen für die unterschiedlichen zeitlichen und räumlichen Zustände der Bohrung. Aus den Ergebnissen (Spannungs- und Verschiebungsfelder, Gleitlinien und potentielle Bruch-

zonen) können Modelle möglicher Versagensformen für Grenzgleichgewichtsbeurteilungen abgeleitet werden.

Maßgeblich für die Bohrloch- und Bohrkernstabilität ist der allgemeine Fall der Belastung in einem räumlichen Spannungsfeld mit unterschiedlich großen primären Horizontalspannungen. Besonders kompliziert wird die statische Berechnung, wenn die Hauptachsen des äußeren Spannungstensors nicht mit den Achsen des Bohrlochs übereinstimmen oder wenn räumlich unterschiedliche Bohrlochrandausbrüche zu einer sehr heterogenen Spannungskonzentration führen. Unumgänglich sind dreidimensionale Berechnungen bei der Analyse des Spannungs-, Verformungs- und Bruchverhaltens in der Nähe der *Bohrlochsohle* und bei der *Kernentnahme* unter der Normal- und Scherbeanspruchung durch das Bohrwerkzeug.

Das Abteufen der Tiefbohrung ist ein nicht-stationäres Problem: Die Störung des Kräftegleichgewichts beim Ausbruch, der Versuch des Gebirges, über seine spontane oder langzeitige Deformation und Spannungsrelaxation in intermittierender Weise einen neuen stabilen Zustand herzustellen, der weitere Bohrfortschritt usw. schlagen sich in wechselnden Belastungen der Bohrlochwand nieder. Um den Einfluß von bohrtechnisch bedingten Temperatur- und Lastwechseln erfassen zu können, muß die Berechnung diese hysteretischen Vorgänge realistisch nachzeichnen können.

Die in den Laborversuchen gemessene statische wie auch dynamische Materialfestigung des feuchten Gesteins muß quantifiziert und in ein thermodynamisch konsistentes, dreidimensionales Stoffgesetz umgesetzt werden, das man für makroskopische numerische Berechnungen verwenden kann. Um darüberhinaus die Entstehung der unterschiedlichen Formen der Bohrlochrandausbrüche wie Scher-, Trenn- und Mischbruch oder für das Knicken numerisch simulieren zu können, sind hohe geometrische Auflösungen der Netzstruktur und Verformungsansätze höherer als linearer Ordnung erforderlich.

Die Einbeziehung der rheologischen Bewegungsgleichungen und ihre Integration nach der Zeit ermöglichen Prognosen zur Dauerstandfestigkeit der Tiefbohrung und zur Kriechkonvergenz. Bei Ansatz eines nichtlinearen rheologischen Materialverhaltens relaxieren die sekundären Differenzspannungen am Bohrlochrand chronisch; dadurch verlagern sich die Maxima der tangentialen Spannungsintensitäten allmählich in das Innere des Gebirges, wo sie eine temporäre Schutzhülle um den Hohlraum aufspannen. Dieses Relaxationsverhalten erscheint für die Stabilität der Tiefbohrung maßgeblich, da die Festigkeit der kristallinen Gesteine voraussichtlich schon in mittleren Teufen für die Aufnahme elastischer Spannungskonzentrationen nicht mehr ausreichen wird. Auch stehen die zeitabhängigen Verformungen des Gebirges in enger Wechselwirkung mit der Spannungsrelaxation am Bohrlochrand.

*Sickerströmungen* zum Bohrloch hin oder vom Bohrloch weg müssen ebenso wie der Einfluß von Spülungsdruck, Porendruck und Porendruckgradient in der Modellrechnung berücksichtigt werden: Einerseits induziert die Deformation des Gebirges die Bewegung der Fluide, andererseits ist diese Fluidbewegung von der Permeabilität des Systems bestimmt; umgekehrt hängt der Permeabilitätstensor des Systems wiederum vom lithostatischen und hydraulischen Druck ab. Die Permeabilitätswechselwirkungen sind deshalb räumlich und zeitlich unterschiedlich stark ausgeprägt.

Die Berechnungsansätze zur Bohrlochstabilität sollen auch die hydrolytische Materialentfestigung und die Erhöhung der Duktilität des Gesteins durch den Gehalt an Fluiden nachvollziehen können; hierzu müssen grundsätzlich offene Systeme modelliert werden, die obendrein die Transportgleichungen für Spülung und Fluide enthalten. Sie müssen das thixotrope Stoffverhalten der Bohrspülung mit ihren Strömungs-, Temperatur- und Druckeinflüssen auf die Bohrlochstabilität realistisch nachbilden können.

Ablenkungen des Bohrlochs, wie sie bei der KTB-Vorbohrung normal zur Foliationsrichtung der Paragneise beobachtet werden, oder gar Versetzungen des Bohrlochs an tektonischen Störzonen werden bei den vorliegenden Stabilitätsbetrachtungen ausgeklammert; sie sind Inhalt globaler Modellrechnungen, die auf das Umfeld der Kontinentalen Tiefbohrung mit seiner Störungstektonik und regionalen Spannungsanisotropie ausgerichtet sind.

Unter der Voraussetzung, daß die Wahl des Schnittes, die Idealisierung der geologischen Verhältnisse, die Stoffgesetze und deren Parameter sowie die Rand- und Anfangsbedingungen für die tatsächlichen Gegebenheiten als hinreichend repräsentativ angesehen werden können, liefern die numerischen Modellrechnungen auf der Basis der finiten Elemente computergestützte Prognosen und Bemessungsgrundlagen für die Größenordnung der zu erwartenden Hebungen, Setzungen und Konvergenzen sowie quantitative Angaben über die wahrscheinliche Belastung des Gebirges im Bereich des offenen Bohrloches.

Nach den bisherigen Abschätzungen und Berechnungen ist die Stabilität der Kontinentalen Tiefbohrung und der daraus zu gewinnenden Kerne ab halber bis zwei Drittel Endteufe nicht mehr mit Sicherheit nachzuweisen. Quantitative Prognosen der Bohrlochrandausbrüche, der kritischen Teufen und der Auswirkung der technischen Wechsellasten durch den Bohrvorgang mit periodischen Torsionsbeanspruchungen und Werkzeugwechseln werden gegenwärtig ebenso wie geeignete Maßnahmen zur Stützung des Bohrlochs und Sicherstellung der Kernprobengewinnung entwickelt, wobei die Zeitabhängigkeit der verschiedenen Einflußgrößen sich als Schlüsselfaktor erweist.

Alle Berechnungen sind zweifelhaft, wenn sie nicht eng mit den *Messungen und Beobachtungen in situ* verbunden werden. Zu diesem Zweck müssen neben den Materialuntersuchungen im Labor vor allem die geometrischen Daten der Bohrlochrandausbrüche räumlich und zeitlich genau und systematisch unter möglichst gleichbleibenden Spülungs- und Bohrbetriebsbedingungen erfaßt werden. Nur so kann auf Dauer eine realistische Interpretation und Extrapolation der mechanischen Stabilität der Kontinentalen Tiefbohrung erfolgen.



## 8. LITERATUR

- ADACHI,T., SERATA,S., and SAKURAI,S.(1969): Determination of Underground Stress Field Based on Inelastic Properties of Rock. In: Rock Mechanics - Theory and Applications, Proc. 11th US Symp. Rock Mech. Berkeley, Ch.18, 293-328
- ANDERSSON,H.(1977): Analysis of a Model for Void Growth and Coalescence ahead of a Moving Crack Tip. Mech.Phys.Solids, 25, 217-233, Pergamon Press
- ANDERSON,O.L. and GREW,P.(1976): Stress Corrosion Theory of Crack Propagation with Application to Geophysics. Rev.Geophys.Space Phys., 15, 77-104
- ANDRIANOV,N.I., VOROZHBITOV, and VUGIN,R.B.(1987): Stability of the Borehole Wall Rock Mass. In: KOSLOVSKY,Y.A.(ed.): The Superdeep Well of the Kola Peninsula, 427-432, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- ATKINSON,B.K.(1979): A Fracture Mechanics Study of Subcritical Tensile Cracking of Quartz in Wet Environment. PAGEOPH, 117, 1011-
- ATKINSON,B.K.(1980): Stress Corrosion and the Rate Dependent Failure of a Fine Grained Quartz Rock. Tectonophysics, 65(3/4), 281-
- ATTEWELL,P.B. and FARMER,I.W.(1973): Fatigue Behavior of Rock. Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr., 10, 1-9
- BANDIS,S.C., LINDMAN,J., and BARTON,N.(1987): Three-Dimensional Stress State And Fracturing Around Cavities in Overstressed Weak Rock. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 769-767, Balkema, Rotterdam
- BASOVITCH,O., BERGSTEIN,Y., VUGIN,R.B., KUZIN,B.V., KOCHERGIN,V.S., and FETKO,Y.A.(1987): Major Trends in Variation of Drilling Indices with Depth. In: KOSLOVSKY,Y.A.(ed.): The Superdeep Well of the Kola Peninsula. 521-547, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- BATHE,K.J.(1986): Finite Elemente Methoden. Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York Tokyo
- BAYUK,E.I., BELIKOV,B.P. VERNIK,L.I., VOLAROVITCH,M.P., KUZNETSOV,Y.I., KUZMENKOVA,G.E., and PAVLOVA,N.N.(1987): Rock Density, Porosity, and Permeability. In: KOSLOVSKY,Y.A.(ed.): The Superdeep Well of the Kola Peninsula, 332-338, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- BEHR,H.-J.(1987): KTB und kontinentale Krustenforschung - Warum ein wissenschaftliches Tiefbohrprogramm? In: KTB-Report 87-1, 1-35
- BERCKHEMER,H., AULBACH,E., BÄUMLER,P., SOBIESIAK,M., and BAUMANN, H.(1985): Residual Stress in Drill Cores. In: Proc.2nd Int.Symp.Obs.Cont.Crust through Drilling, 91, Seeheim; AWS Bonn
- BIENIAWSKI,Z.T.(1967a): Mechanism of Brittle Fracture of Rock. Part II - Experimental Studies. Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr., 4, 407-423

- BIENIAWSKI,Z.T.(1967b): Mechanism of Brittle Fracture of Rock. Part III - Fracture in Tension and Under Long-Term-Loading. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 4, 356-438
- BIOT,M.A.(1973): Nonlinear and Semilinear Rheology of Porous Solids. *J.Geophys.Res.*, 78(23), 4924-4937
- BIOT,M.(1974): Exact Simplified Non-Linear Stress And Fracture Analysis Around Cavities in Rock. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 11, 261-266
- BIRCH,F.(1966): Compressibility, Elastic Constants. In: CLARK,S.P.Jr.(ed.) *Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.7, 97-174, Geol. Soc.Am., New York*
- BLACK,J.H.(1983): Treating Granites as Fissured Porous Media.*Proc. Int.Symp.Field Measurements Geomech. Zurich, 1299-1308, Balkema, Rotterdam*
- BLAND,D.R.(1960): *The Theory of Linear Viscoelasticity. Pergamon Press, Oxford*
- BLÜMLING,P.(1984): Bohrlochauskesselungen und ihre Beziehung zum regionalen Spannungsfeld. SFB 108 Spannung und Spannungsumwandlung in der Lithosphäre, *Berichtsband 1981-1983, Universität Karlsruhe*
- BLÜMLING,P., FUCHS,K., and SCHNEIDER (1985): In Situ Stress and Borehole Breakouts. In: *Proc.2nd Int.Symp.Obs.Cont.Crust through Drilling, 75, Seeheim; AWS Bonn*
- BOOKER,J.R. and CARTER,J.P.(1984): The Analysis of Deformations Caused by Loading Applied to the Walls of a Circular Tunnel. *Int.J.Num.& Anal. Meth.Geomech.*, 8, 445-455
- BORM,G.(1980): Zur Analyse chronischer Gebirgsverformungen beim Felshohlraumbau. *Veröff. Nr.88, Inst. Bodenmech. u. Felsmech. Univ.Karlsruhe*
- BORM,G.(1987a): Rheologische Gebirgsspannungen und -entspannungen beim bergmännischen Felshohlraumbau. *Felsbau, 5, H.4, 175-181.*
- BORM,G.(1987b): Bohrlochkonvergenz und Spannungsrelaxation im Steinsalzgebirge. In: *Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 819-823, Balkema, Rotterdam*
- BORM,G.(1988): Bohrlochstabilität, Bohrlochrandausbrüche und Bohrkernzerfall. *Poster, Proc. 1.KTB-Schwerpunktkolloquium, 33, Giessen.*
- BORM,G. and HAUPT,M.(1988): Constitutive Behaviour of Rock Salt: Power Law or Hyperbolic Sine Creep?, In *Swoboda,G.(ed.): Proc.ICONMIG 88 Innsbruck, 3, 1883-1894, A.A.Balkema, Rotterdam.*
- BRACE,W.F.(1972): Pore Pressure in Geophysics. In: *Flow and Fracture of Rocks, Geophys.Monogr. 16, 265-273, Amer.Geophys.Union, Washington, D.C.*
- BRACE,W.F.(1975): Dilatancy-Related Electrical Resistivity Changes in Rocks. *PA-GEOPH, 113, 207-217*
- BRACE,W.F.(1977): Permeability from Resistivity and Pore Shape. *J.Geophys.Res.*, 82(23), 3343-3349

- BRACE, W.F. (1980): Permeability of Crystalline and Argillaceous Rocks. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr.*, 17, 241-251
- BRACE, W.F. and BOMBALAKIS, E.G. (1963): A Note on Brittle Crack Growth in Compression. *J.Geophys.Res.*, 68(12), 3709-3713
- BRACE, W.F., PAULDING, B.W., and SCHOLZ, C.H. (1966): Dilatancy in the Fracture of Crystalline Rocks. *J.Geophys.Res.*, 71(16), 3939-3953
- BRACE, W.F., SILVER, E., HADLEY, K., and GOETZE, C. (1972): A Closer Look at Cracks and Pores. *Science* 178, 162-163
- BRACE, W.F., WALSH, J.B., and FRANGOS, W.T. (1968): Permeability of Granite Under High Pressure. *J.Geophys.Res.*, 73, 2225-2236
- BRADLEY, J.J. and FORT, A.N. Jr. (1966): Internal Friction in Rocks. In: CLARK, S.P. Jr. (ed.) *Handbook of Physical Constants*, Memoir 97, Sect. 8, 175-194, Geol. Soc. Am., New York
- BRADY, B.T. (1971): An Exact Solution to the Radially End-Constrained Circular Cylinder Under Triaxial Loading. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr.*, 8, 165-178
- BRADY, B.T. (1979): A Direct Formulation of the Boundary Element Method of Stress Analysis for Complete Plane Strain. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr.*, 16, 235-244
- BRATLI, R., HORSRUD, P., and RISNES, R. (1983): Rock Mechanics Applied to the Region Near a Wellbore. *Proc. 5th Int. Congr. Int. Soc. Rock Mech.* Melbourne, Vol. F, 1-15, A.A. Balkema, Rotterdam
- BUDIANSKY, B. and O'CONNELL, R.J. (1976): Elastic Moduli of a Cracked Solid. *Int.J.Solids Struct.*, 12, 81-97
- BUDIANSKY, B., HUTCHINSON, J.W., and SLUTSKY, S. (1982): Void Growth and Collapse in Viscous Solids. *Mechanics of Solids*, 13-45, Pergamon Press, London
- BYERLEE, J.D. (1967): Frictional Characteristics of Granite Under High Confining Pressure. *J.Geophys.Res.*, 72(14), 3639-
- CARLSSON, A. and OLSSON, T. (1986): Large Scale In-Situ Tests on Stress and Water Flow Relationship in Fractured Rock. Vattenfall, Swedish State Power Board Design and Construction
- CARSLAW, H.S. and JAEGER, J.C. (1960): *Conduction of Heats in Solids*. 335-, Clarendon Press, Oxford
- CARTER, J.P. and BOOKER, J.R. (1983): Consolidation of Axi-Symmetric Bodies Subjected to Non-Axi-Symmetric Loading. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech. Abstr.*, 7, 273-281
- CARTER, N.L. (1975): High-Temperature Flow of Rocks. *Rev. Geophys. & Space Phys.*, 13(3), 344-349

- CARTER,N.L.(1978): Steady State Flow of Rocks. Rev.Geophys.& Space Phys., 14, 301-360
- CARTER,N.L. and KIRBY,H.(1978): Transient Creep and Semibrittle Behavior of Crystalline Rocks. PAGEOPH, 116, 806-839
- CARTER,N.L., ANDERSON,D.A., HANSEN,F.D., and KRANZ,R.L.(1981): Creep And Creep Rupture of Granite Rocks. In: Mechanical Behaviour of Crustal Rocks, Geophys.Monogr. 24, Amer.Geophys. Union, Washington, D.C.
- CHEATHAM,J.B.(1984): Wellbore Stability. J.Petr.Techn., 36, 889-896
- CHEATHAM,J.B.Jr., LIN,Y.H., and PATILLO,P.D.(1986): Analysis of Borehole Stability Using a Strain Softening Model. Proc. 27th US Symp. Rock Mech., 521-561
- CHEATHAM,B.B. and WILHOIT,J.C.(1960): Stresses Caused by Bit Loading at the Center of the Hole. Amer.Inst.Mech.Engnrs., Paper No.1569-G
- CHEATHAM,J.B.Jr., LIN,Y.H., and PATILLO,P.D.(1987): Borehole Stability Prediction with Variable Permeability. Proc. 28th US Symp. Rock Mech. Tucson, 813-820, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- CHENG,S.Y., ARIARATNAM,S.T., and DUBEY,R.N.(1971): Axisymmetric Bifurcation in an Elastic-Plastic Cylinder under Axial Load and Lateral Hydrostatic Pressure. Quart.Appl.Math., 41-51
- CHO,T.F. and HAIMSON,B.C.(1987): Effect of Cyclic Loading on Circular Openings - Results of a Laboratory Simulation. In: Proc.28th U.S.-Symp. Rock Mech. Tucson, 805-812, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- CLARK,S.P.Jr.(1966a): Viscosity, In: CLARK,S.P.Jr.(ed.) Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.12, 291-300, Geol. Soc.Am., New York
- CLARK,S.P.Jr.(1966b): Thermal Conductivity. In: CLARK,S.P.Jr.(ed.) Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.21, 459-482, Geol. Soc.Am., New York
- COSTIN,L.S.(1983): A Microcrack Model for the Deformation and Failure of Brittle Rock. J.Geophys.Res., 88(B11), 9485-9492
- COSTIN,L.S. and HOLCOMB,D.J.(1981): Time-Dependent Failure of Rock Under Cyclic Loading. Tectonophysics, 79, 279-296
- CROUCH,S.L. and STARFIELD,A.M.(1983): Boundary Element Methods in Solid Mechanics. George Allen and Unwin, London
- CRUDEN,D.M.(1970): A Theory of Brittle Creep in Rock Under Uniaxial Compression. J.Geophys.Res., 75, 3431-3442
- CRUDEN,D.M.(1974): The Static Fatigue of Brittle Rock Under Uniaxial Compression. Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr., 11, 67-73
- DAFALIAS,Y.F. and POPOV,E.P.(1976): Plastic Internal Variables Formalism of Cyclic Plasticity. J.Appl.Mech., 98, 645-651

- DAHL,D. and VOIGHT,B.(1969): Isotropic and Anisotropic Plastic Yield Associated with Cylindrical Underground Excavations. In: BREKKE,T.L. and JORSTAD,F.A.(ed.) Proc.Int.Symp.Large Permanent Underground Openings, 105-110, Oslo
- DALY,R.A., MANGER,G.E., and CLARK,S.P.Jr.(1966): Density of Rocks. In: CLARK,S.P.Jr.(ed.) Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.4, 19-26, Geol. Soc.Am., New York
- DEBSCHÜTZ,W. and SCHOPPER,J.R.(1987): Druckeinflüsse auf die Permeabilität. In: HÄNEL,R. und SCHOPPER,J.R.(ed.) KTB-Report 87-2: Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik, 137-151
- DEMUTH,R.B., MARGOLIN,L.G., NICHOLS,B.D., ADAMS,T.F., and SMITH,B.W. (1985): SHALE: A Computer Program for Solid Dynamics. Los Alamos National Laboratory Rep. LA-10236/UC-32
- DESAI,C.S. and REESE,L.C.(1970): Stress-Deformation and Stability Analyses of Deep Boreholes. Proc.2nd Int.Congr.Int.Soc.Rock Mech. Beograd, 2, 475-484
- DETOURNAY,E.(1983): Two-Dimensional Elastoplastic Analysis of a Deep Cylindrical Tunnel Under Non-Hydrostatic Loading. PhD-Thesis, University of Minnesota
- DETOURNAY,E. and St.JOHN,C.(1986): Improved Model of Rock Mass Dilatation. Rep. DNA-TR-85-199, Agbabian Assoc., El Segundo, CA
- DETOURNAY,E., ROEGIERS,J.C., and CHENG,A.D.H.(1987): Some New Examples of Poroelastic Effects in Rock Mechanics. Proc. 28th US Symp.Rock Mech.Tucson, 575-583, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- DETOURNAY,E. and CHENG,A.D.H.(1988): Poroelastic Response of a Borehole in a Non-Hydrostatic Stress Field. Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr., 25(3), 171-182
- DEY,T.N. and KRANZ,R.L.(1987): Flake Mechanics, Borehole Breakouts, and Thermal Spallation. Proc. 28th US Symp.Rock Mech.Tucson, 413-432, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- DGEG(1979a): Empfehlungen für die Versuchstechnik im Fels. Empfehlung Nr.1: Einaxiale Druckversuche an Gesteinsproben. Bautechnik, 56, 217-220
- DGEG(1979b): Empfehlungen für die Versuchstechnik im Fels. Empfehlung Nr.2: Dreiaxiale Druckversuche an Gesteinsproben. Bautechnik, 56, 221-224
- DGEG(1982): Empfehlung Nr.5 des Arbeitskreises 19 - Versuchstechnik Fels der Deutschen Gesellschaft für Erd- und Grundbau e.V.: Punktlastversuche an Gesteinsproben. Bautechnik, (1), 13-15
- DGEG(1984): Empfehlung Nr.9 des Arbeitskreises 19 - Versuchstechnik Fels der Deutschen Gesellschaft für Erd- und Grundbau e.V.: Wasserdruckversuch in Fels. Bautechnik, (4), 112-116
- DIETRICH,H.G. und HEINISCH,M.(1987): Die Geowissenschaftliche Bohrungsbearbeitung vor Ort unter Einbeziehung des Feldlabors. In: KTB-Report 87-1, 146-163

- DÖRMAN,H.(1952): Dichte von Mineralen und Gesteinen, Porosität der Gesteine. In: EUCKEN,A.(Ed.): LANDOLT-BÖRNSTEIN. Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik; III.Band: Astronomie und Geophysik, 313-325, Springer Verlag, Berlin Göttingen Heidelberg
- DRAXLER,J.K.(1987): Erfahrungen mit Bohrlochmessungen im Kristallin. In: KTB-Report 87-1, 130-145
- DREYER,W.(1967): Die Festigkeitseigenschaften natürlicher Gesteine insbesondere der Salz- und Karbongesteine. Clausthaler Hefte zur Lagerstättenkunde und Geochemie der mineralischen Rohstoffe, Feft 5, Gebr.Bornträger, Berlin-Nikolassee
- DRUCKER,D.C. and PRAGER,W.(1952): Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design. Quart.Appl.Math., 10(2), 157-165
- DURELLI,A.J., OBERT,L. and PARKS,V.J.(1968): Stress Required to Initiate Core Disking. Trans.Soc.Min.Eng., 241(Sept)
- EGGER,P.(1973): Einfluß des Post-Failure Verhaltens von Fels auf den Tunnelausbau. Veröff.Nr.57, Inst.Bodenmech.Felsmech.Univ.Karlsruhe
- EMMERMANN,R.(1986): Das Deutsche Kontinentale Tiefbohrprogramm. Forschungskonzeption und Zielsetzungen. Geowissenschaften in unserer Zeit, 4(1), 19-33
- ENGESER,B. und UJMA,K.-H.(1987): Spülungssysteme in der Vor- und Hauptbohrung. In: KTB-Report 87-1, 69-83
- ETHERIDGE,M.A., WALL,V.J., COX,S.F., and VERNON,R.H.(1984): The Role of the Fluid Phase During Metamorphism and Deformation. J.Metamorphic Geol., 1, 205-226
- EVANS,H.E.(1984): Mechanisms of Creep Fracture. Elsevier Appl. Sci.Publ., London-New York
- EWY,R.T., KEMENY,J.M., ZHENG,Z. and COOK,N.G.W.(1987): Generation and Analysis of Stable Excavation Shapes Under High Rock Stresses. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 875-881, Balkema, Rotterdam
- FAIRHURST,C. and COOK,N.G.W.(1966): The Phenomenon of Rock Splitting Parallel to the Direction of Maximum Compression in the Neighbourhood of a Surface. Proc.1st.Congr.Int.Soc.Rock Mech. Lisbon, 1, 687-692
- FECKER,E. und REIK,G.(1987): Baugeologie. Enke Verlag, Stuttgart
- FEDER,G. und ARWANITAKIS,M.(1976): Zur Gebirgsmechanik ausbruchsnaher Bereiche tiefliegender Hohlrumbauten. Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, 121(4) 103-117
- FEDER,G.(1978): Versuchsergebnisse und analytische Ansätze zum Scherbruchmechanismus im Bereich tiefliegender Tunnel. Rock Mech., Suppl.6, 71-102

- FERNANDEZ,G. and HENDRON,A.J.(1984): Interpretation of a Long-Term In Situ Borehole Test in a Deep Salt Formation, *Bull.Ass.Eng.Geol.*, Vol.21, No.1, 23-38
- FJÆER,E., MALMO,J.T., LÖKBERG,O.J., and HOLT,R.M.(1987): Optical Studies of Cavity Failure in Weak Sedimentary Rocks. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): *Proc.6th Int.Congr.ISRM*, Montreal, 887-891, Balkema, Rotterdam
- FLORENCE,A.L. and SCHWER,L.E.(1978): Axisymmetric Compression of a Mohr-Coulomb Medium Around a Circular Hole. *Int.J.Num. & Analyt.Meth.Geomech.*2, 367-379
- FRIEDMAN,M.(1972): Residual Elastic Strain in Rocks. *Tectonophysics*, 15, 297-
- FRIEDMAN,M.(1975): Fracture in Rock. *Rev.Geophys.& Space Phys.*, 13(3), 352-358
- FRIEDMAN,M. and LOGAN,J.M.(1970): Influences of Residual Elastic Strain on the Orientation of Experimental Fractures in Sandstone. *J.Geophys.Res.*, 75, 397-405
- FRITZ,P.(1984): An Analytical Solution for Axisymmetric Tunnel Problems in Elasto-Viscoplastic Media. *Int.J.Num.& Analyt.Meth.Geomech.*, 8, 325-342
- FUCHS,K. and ZOBACH,M.D.(1988): Untersuchung des Spannungsfeldes in der KTB-Tiefbohrung mit kombinierten Methoden. Forschungsantrag an DFG-Schwerpunkt KTB.
- FYFE,W.S., TURNER,F.J., and VERHOOGEN,J.(1958): Metamorphic Reactions and Metamorphic Facies. *Geol.Soc.Amer.Mem.*, 73
- GALDIN,N.E., LUBIMOVA,E.A., NARTIKOEV,V.D., POPOV,Y.A., SEMASHKO,S.A., SKORNYAKOV,V.M., and SMIRNOVA,E.V.: Rock Thermal Properties. In: KOSLOVSKY,Y.A.(ed.): *The Superdeep Well of the Kola Peninsula*, 383-386. Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- GALLE,E.M. and WILHOIT,J.C.(1961): Stresses Around a Wellbore Due to Internal Pressure and Nonsymmetrical Geostatic Stresses. *Soc.Petr.Engrs.*, Paper No.168
- GARG,S.K. and NUR,A.(1973): Effective Stress Laws for Fluid-Saturated Porous Rocks. *J.Geophys.Res.*, 78, 5911-5921
- GAY,N.C.(1973): Fracture Growth Around Openings in Thick-Walled Cylinders of Rock Subjected to Hydrostatic Compression. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 10, 209-233
- GEERTSMA,J.(1966): Problems of Rock Mechanics in Petroleum Production Engineering. *Proc. 1st Int.Congr.Int.Soc.Rock Mech.*, Lisbon, 1, 585-594
- GÖRTLER,H.(1975): *Dimensionsanalyse*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York
- GRIFFITH,A.A.(1920): The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Phil.Trans. Royal Soc. London, Series A*, 221, 163-198
- GRIGGS,D.T.(1939): Creep of Rocks. *J.Geol.*, 47, 225-251

- GRIGGS,D.T.(1974): A Model of Hydrolytic Weakening in Quartz. J.Geophys.Res., 79, 1653-1661
- GROß,H.(1984): Standsicherheitsberechnung nach der Trajektorienmethode. Veröff.Nr.95, Inst. Bodenmech.u.Felsmech., Univ.Karlsruhe
- GUENOT,A.(1987): Contraintes et ruptures autour des forages petroliers. Proc.6th Int.Conf.Rock Mech.,ISRM, Montreal, 109-117; Balkema, Rotterdam.
- GUTENBERG,B.(1952): Elastische Eigenschaften von Gesteinen und Mineralen. In: EUCKEN,A.(Ed.): LANDOLT-BÖRNSTEIN. Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik; III.Band: Astronomie und Geophysik, 326-330, Springer Verlag, Berlin Göttingen Heidelberg
- HÄNEL,R.(1987): Das Deutsche Kontinentale Tiefbohrprogramm - eine Herausforderung an die Bohrlochgeophysik. In: KTB-Report 87-2, 1-19
- HADLEY,K.(1975a): Azimuthal Variation of Dilatancy. J.Geophys.Res., 80(35), 4845-4850
- HADLEY,K.(1975): Vp/Vs Variations in Dilatant Rocks. PAGEOPH, 113, 1-23
- HADLEY,K.(1976): The Effect of Cyclic Stress on Dilatancy: Another Look. J.Geophys.Res., 81(14), 2471-2474
- HAIMSON,B.C. and HERRICK,C.G.(1985): In Situ Stress Evaluation From Borehole Breakouts Experimental Studies. Proc.26th US Rock Mech.Symp., 1207-1218, Balkema, Rotterdam
- HANDIN,J.(1966): Strength and Ductility. In: CLARK,S.P.Jr.(ed.) Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.11, 223-290, Geol. Soc.Am., New York
- HANDIN,J.(1969): On the Coulomb-Mohr Failure Criterion. J.Geophys.Res., 74(22), 5343-5348
- HANDIN,J. and CARTER,N.(1979): Rheological Properties of Rocks at High Temperatures. Proc.4th Int.Congr.Int.Soc.Rock Mech. Montreux, 3, 97-106
- HAUPT,W.(1988): Entwicklung eines Stoffgesetzes für Steinsalz auf der Basis von Kriech- und Relaxationsversuchen. Veröff.Nr.110., Inst. Bodenmech.u. Felsmech. Univ.Karlsruhe
- HEARD,H.(1972): Steady State Flow of Polycrystalline Halite at Pressure of 2 Kilobars. In: Flow and Fracture of Rocks. AGU Monograph No.16, 191-209, Washington, D.C.
- HENDRON,A.J. and AIYER,A.K.(1972): Stresses and Strains Around a Cylindrical Tunnel in an Elasto-Plastic Material with Dilatancy. Tech.Rep.No.10, Omaha District, Corps of Engrs., Contract DACA 45-69-C-0100
- HEUZE,F.E.(1980): Scale Effects of the Determination of Rock Mass Strength and Deformability. Rock Mech., 12, 167-192
- HEUZE,F.(1983): High-Temperature Mechanical, Physical, and Thermal Properties of Granitic Rocks - A Review. Int.J.Rock Mech.Min.Sci. & Geomech.Abstr., 20(1), 3-10



- HICKMAN,S.H., HEALEY,J.M. and ZOBACK,M.S.(1985): In Situ Stress, Natural Fracture Distribution, And Borehole Elongation in the Auburn Geothermal Well, Auburn, New York. *J.Geophys.Res.*, 90 (B7), 5497-5512
- HILBER,H.M. and TAYLOR,R.L.(1976): A Finite Element Model of Fluid Flow in Systems of Deformable Fractured Rock. Rep.UC SESM 76-5, Univ.Calif., Berkeley,CA
- HILL,R.(1950): *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford University Press, New York
- HILL,R.(1967): *The Essential Structure of Constitutive Laws for Metal Composites and Polycrystals*. *J.Mech.Phys.Solids*, 15, 79-95, London
- HINZE,E.(1988): Spannungsmessungen mit Texturgoniometer an Gesteinsbruchstücken. Forschungsantrag an DFG-Schwerpunkt KTB
- HOLCOMB,D.J.(1981): Memory, Relaxation, and Microfracturing in Dilatant Rock. *J.Geophys.Res.*, 86(B7), 6235-6248
- HOLZHAUSEN,G.R and JOHNSON,A.M.(1979a): Analyses of Longitudinal Splitting of Uniaxially Compressed Rock Cylinders. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 16, 163-177
- HOLZHAUSEN,G.R. and JOHNSON,A.M.(1979b): The Concept of Residual Stress in Rock. *Tectonophysics*, 58, 237-267
- HORII,H. and NEMAT-NASSER,S.(1983): Overall Moduli of Solids With Microcracks: Load-Induced Anisotropy. *J.Mech.Phys.Solids*, 31(2), 155-
- HORII,H. and NEMAT-NASSER,S.(1985): Compression-Induced Microcrack-Growth in Brittle Solids: Axial Splitting And Shear Failure. *J.Geophys.Res.*, 90(B4), 3105-3125
- HOSKINS,E.R.(1969): The Failure of Thick Walled Hollow Cylinders of Isotropic Rock. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 6, 99-125
- HUBBERT,M.K. and WILLIS,D.G.(1957): *Mechanics of Hydraulic Fracturing*. *Trans.Amer.Inst.Min.Eng.*, 210, 153-
- IRANI,F.K. and KHAN,A.S.(1987): Failure Behaviour of Rocks at Ambient Temperature. *Mechanics of Materials*, 6, 271-283
- ISRM (1974): *Suggested Methods for Determining Shear Strength*. Comm. Stand. Lab.& Field Tests, Doc.No.1
- ISRM (1979): *Suggested Methods for Determining the Uniaxial Compressive Strength and Deformability of Rock Materials*. Comm. Stand. Lab.& Field Tests, *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 16, 135-140
- ISRM (1979): *Suggested Methods for Determining Water Content, Porosity, Density, Absorption and Related Properties, and Swelling and Slake-Durability Index Properties*. Comm. Stand. Lab.& Field Tests, *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 16, 141-156

- ISRM(1988): Rock Engineering Software. A Survey of Computer Programs in Rock Mechanics Research and Engineering Practice. Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr., 25(4), 183-251
- JAEGER,J.C.(1960): Shear Failure of Anisotropic Rocks. Geol.Magazine, 97(1), 65-72
- JAEGER,J.C.(1969): Elasticity, Fracture, and Flow. Methuen, London
- JAEGER,C. and COOK,N.G.W.(1971): Fundamentals of Rock Mechanics. Reprint, Science Paperbacks, Chapman and Hall
- JOHN,K.W.(1968): Festigkeit und Verformbarkeit von druckfesten, regelmäßig gefügten Diskontinuen. Veröff.Nr.37, Inst.Bodenmech.Felsmech.Univ.Karlsruhe
- KACHANOV,L.M.(1961): Rupture Time Under Creep Conditions. Problems of Continuum Mechanics, Vol. dedic. to N.I.Muskhelishvili 70th Birthday, S.I.A.M., 202-218, Philadelphia
- KACHANOV,L.M.(1986): Introduction to Continuum Damage Mechanics. Kluwer Academic Publ., Dordrecht-Boston-Lancaster
- KAISER,P.K. and MALONY,S.(1987): Factors Influencing the Stability of Deep Boreholes. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 675-680, Balkema, Rotterdam
- KASTNER,H.(1971): Statik des Tunnel- und Stollenbaus. Springer Verlag, Berlin-Heidelberg
- KAUTHER,R.(1984): Ermittlung der freien Standhöhe eines zylindrischen Schachts nach dem Charakteristikenverfahren. Diplomarbeit, Inst.f.Bodenmech.& Felsmech., Univ.Karlsruhe
- KAZANSKY,V.I., SMIRNOV,Y.P., and KUZNETSOV,Y.I.(1987): Shear Zones And Mineralized Fissures. In: KOSLOVSKY,Y.A.(ed.): The Superdeep Well of the Kola Peninsula, 223-242, Springer Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- KEHRER, P.(1987): Konzept einer optimalen Datenanalyse an Vor- und Hauptbohrung, KTB-Report 87-1: Vorträge der Bereiche Geowissenschaften, Operative Geologie und Technik der Projektleitung beim KTB-Kolloquium Seeheim 19.-21.9.1986, 104-116
- KESSELS,W.(1987): Das Spannungsfeld der Erdkruste und seine Wirkung auf eine übertiefe Bohrung. In: HÄNEL,R. und SCHOPPER,J.R.(ed.) KTB-Report 87-2: Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik, 183-208
- KESSELS,W.(1988): Bohrlochstabilität. In: KTB-Report 88-4, 179-195
- KIRBY,S.H.(1983): Rheology of the Lithosphere. Rev.Geophys.&Space Phys., 21, 1458-1487
- KIRSCH,G.(1898): Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. Z.VDI, 40, 797-807

- KOSLOVSKY, Y.A. (1984): The World's Deepest Well. *Sci.Amer.*, Dec.84, 106-112
- KOVARI, K. (1977): The Elasto-Plastic Analysis in the Design Practice of Underground Openings. In: G.Gudehus (ed.): *Finite Elements in Geomechanics*, 377-412, John Wiley & Sons; London - New York - Sydney - Toronto
- KOWALLIS, B.J. and WANG, H.F. (1983): Microcrack Study of Granitic Cores from Illinois Deep Borehole UPH3. *J.Geophys.Res.*, 88(B9), 7373-7380
- KRANZ, R.L. (1979a): Crack Growth and Development During Creep of Barre Granite. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 16, 23-35
- KRANZ, R.L. (1979b): Crack-Crack and Crack-Pore Interactions in Stressed Granite. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 16, 37-47
- KRANZ, R.L. (1980): The Effects of Confining Pressure and Stress Difference at the Onset of Tertiary Creep. *J.Geophys.Res.*, 85(B4), 1854-1866
- KRANZ, R.L. and SCHOLZ, C.H. (1977): Critical Dilatant Volume of Rocks at the Onset of Tertiary Creep. *J.Geophys.Res.*, 82(30), 4893-4898
- KURITA, K., GETTING, I.C., and SPETZLER, H.A. (1980): The Effect of Thermal Thermal Cycling on Volumetric Strain. *EOS, Trans.Amer.Geophys.Union*, 61, T112
- LACHAT, J.C. and WATSON, J.O. (1976): Effective Numerical Treatment of Boundary Integral Equations: A Formulation for Three-Dimensional Elasto-Static. *Int. J. Num.Meth.Engng.*, 10, 991-1005
- LAMA, R.D. and VUTUKURI, V.S. (1978): *Handbook on Mechanical Properties of Rocks*. Vols.II, III, IV, TransTech Publ., Clausthal
- LAMÉ, G. (1852): *Leçon sur la théorie mathématique de l'élasticité des corps solides*. Paris
- LAU, C.W., ARGON, A.S., and McCLINTOCK, F.A. (1983): Application of the Finite Element Method in Micromechanical Analyses of Creep Fracture Problems. *Computers & Structures*, 17(5-6), 923-931
- LECKIE, F.A. and HAYHURST, D.R. (1977): Constitutive Equations for Creep Rupture. *Acta Metallurgica*, 25, 1059-
- LEE, Y.S. and SMITH, L.C. (1980): An Analysis of Power Law Viscous Materials Under a Plane Strain Condition Using Complex Stream Functions. *Trans. Amer. Soc. Mech. Engrs.*, 48, 486-492
- LEE, Y.S. and SMITH, L.C. (1988): Analysis of Power Law Creep Materials Containing a Single Hole and an Inclusion Subject to Various Combinations of Unequal Biaxial Stress. In Print.
- LEICHNITZ, W. (1981): Mechanische Eigenschaften von Felstrennflächen im direkten Scherversuch. *Veröff.Nr.89, Inst. Bodenmech.u.Felsmech., Univ.Karlsruhe*
- LEMP, Ch. (1988): Significance of Material Softening for the Analysis of Deep Borehole Stability. In: BODÉN A. and ERIKSON, K.G. (ed.): *Deep Drilling in Crystalline Bedrock*. Vol.2: Review of Deep Drilling Projects, Technology, Science, and

- Prospects for the Future, 333-348, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York Tokyo
- LEMPP,Ch. and H.-B.MÜHLHAUS (1985): Splitting and Core Discing in Deep Boreholes. In: Proc.2nd Int.Symp.Obs.Cont.Crust through Drilling, 94, Seeheim; AWS Bonn
- LEMPP,Ch. und NATAU,O.(1987): Festigkeitsverhalten von kristallinen Gesteinen unter hohen Drücken und Temperaturen. In: Berichtsband 1984-1986 des SFB 108: Spannung und Spannungsumwandlung in der Lithosphäre, 233-278, Universität Karlsruhe
- LEMPP,Ch. und NATAU,O.(1988a): Änderung des Verformungsverhaltens granitischer Gesteine bei zyklischer Wechselbelastung unter erhöhten Temperaturen. Poster, Proc. 1.KTB-Schwerpunktkolloquium, Gießen.
- LEMPP,Ch. und NATAU,O.(1988b): Änderung von Festigkeitseigenschaften kristalliner Gesteine bei thermomechanischer Wechselbelastung im Hinblick auf die Bohrlochstabilität. Schlußbericht BMFT 2-609 268 für KTB-PL
- LOGAN,J.M.(1975): Friction in Rocks. Rev.Geophys.& Space Phys., 13(3), 358-361
- LOMNITZ,C.(1956): Creep Measurements in Igneous Rocks. J.Geol., 64(5), 473-479
- LOUIS,C., DESSENNE,J.L., and FEUGA,B.(1977): Interaction Between Water Flow Phenomena And the Mechanical Behaviour of Soil or Rock Masses. In: G.Gudehus (ed.): Finite Elements in Geomechanics, 479-511, John Wiley & Sons; London - New York - Sydney - Toronto
- LURJE,A.T.(1963): Räumliche Probleme der Elastizitätstheorie. Akademie Verlag, Berlin
- LUX,K.-H., ROHKAHR,R. und ZANDER-SCHIEBENHÖFER,D.(1987): Spannungsmessungen - Interpretation. Zwischenbericht zum Forschungsvorh. Lu 328/1-1
- MAGARA,K.(1978): Compaction and Fluid Migration. Elsevier, Amsterdam, 319
- MALINA,H.(1969): Berechnung von Spannungsumlagerungen in Fels und Boden mit Hilfe der Elementenmethode. Veröff.Nr.40, Inst. Bodenmech. u. Felsmech. Univ.Karlsruhe
- MARTIN III,R.J.(1972): Time Dependent Crack Growth in Quartz and Its Application to the Creep of Rocks. J.Geophys.Res., 77(8), 1406-1419
- MARX,C.(1967): Über die Gesteinszerstörung beim drehenden Bohren. Erdöl-Erdgas Z., 83(10), 354-363
- MAURY,M.(1987): Observations, recherches et résultats récents sur les mécanismes de ruptures autour de galeries isolées. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 1119-1128, Balkema, Rotterdam
- MISRA,A.K. and MURRELL,S.A.F.(1965): An Experimental Study of the Effect of Temperature and Stress on the Creep of Rocks. Geophys.J.Roy.Astron.Soc., 9(5), 509-

- MÖHRING-ERDMANN,G.(1987): Numerische Simulation der Wechselwirkung von Rissen. In: HÄNEL,R. und SCHOPPER,J.R.(ed.) KTB-Report 87-2: Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik, 173-182
- MOGI,K.(1967): Effect of the Intermediate Principal Stress in Rock Failure. J.Geophys.Res., 72, 5117-5131
- MOGI,K.(1972): Fracture and Flow of Rocks. Tectonophysics, 13, 541-
- MOGI,K.(1974): On the Pressure Dependency of Strength of Rocks and the Coulomb Fracture Criterion. Tectonophysics, 21, 273-
- MOHR,O.(1900): Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials? Z.VDI, 44, 1572-1577
- MOHR,O.(1914): Abhandlungen aus dem Gebiet der technischen Mechanik. 2.Ed., W.Ernst & Sohn, Berlin
- MÜHLHAUS,H.-B.(1980): Berechnung von Verzweigungsmoden spröder Gesteine. Veröff.Nr.85, Inst.Bodenmech.Felsmech.Univ.Karlsruhe
- MÜHLHAUS, H.-B.(1987): Stability of Deep Underground Excavations in Strongly Cohesive Rock. Proc.6th Int.Conf.Rock Mech.,ISRM, Montreal, 1157-1161; Balkema, Rotterdam.
- MÜLLER,L.(1960): Brechen und Fließen in der geologischen und mechanischen Terminologie. Geol. u. Bauwesen, 25(2/3), 218
- MÜLLER,L.(1963): Der Felsbau. Erster Band: Felsbau Übertage. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- MÜLLER-SALZBURG,L.(1978): Der Felsbau. Dritter Band: Tunnelbau. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- NADAI,A.(1924): Über die Gleit- und Verzweigungsflächen einiger Gleichgewichtszustände bildsamer Massen und die Nachspannungen bleibend verzerrter Körper. Z.Phys., 30, 106-138
- NADAI,A.(1938): The Influence of Time Upon Creep; the Hyperbolic Sine Creep Law. Timoshenko Anniversary Volume, 155-170; Macmillan, New York
- NADAI,A.(1963): Theory of Flow and Fracture of Solids. Vol.II; McGraw Hill, New York
- NEKUT,A., CONNERNEY,J.E.P., and KUCKES,A.F.(1977): Deep Crustal Electrical Conductivity; Evidence for Water in the Lower Crust. Geophys.Res.Lett., 4(6), 239-242
- NEMAT-NASSER,S. and HORII,H.(1982): Compression-Induced Nonplanar Crack Extension With Application to Splitting, Exfoliation, And Rockburst. J.Geophys.Res., 87(B8), 6805-6821
- NEUREITER,W.(1983): Integralgleichungsmethode, FVV-Programmsystem BETSY (Boundary Element Code for Thermoelastic Systems), Dreidimensionale Version. Lehrstuhl für Mechanik(A), Techn.Univ. München

- NONAKA,T.(1978): An Elasto-Visco-Plastic Analysis for Spherically and Cylindrically Symmetric Problems. *Ingenieur-Archiv*, 47, 27-33
- NUR,A. and BYERLEE,J.D.(1971): An Exact Effective Stress Law for Elastic Deformation of Rocks with Fluids. *J.Geophys.Res.*, 76(26), 6414-6419
- OBERT,L. and STEPHENSON,D.E.(1965): Stress Conditions Under Which Core Disking Occurs. *Trans.Soc.Min.Eng.*, 232(Sept), 227-235
- OBERT,L. and DUVAL,W.I.(1967): *Rock Mechanics And the Design of Structures in Rock*. John Wiley and Sons, New York
- ODQVIST,F.K.G. und HULT,J.(1962): *Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe*, Springer Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg
- ODQVIST,F.K.G. and ERIKSON,J.(1963): Influence of Redistribution of Stress on Brittle Creep Rupture of Thick-Walled Tubes Under Internal Pressure. *Progr.Appl.Mech.*, MacMillan, New York
- OHNISHI,Y., KOBAYASHI,A., and NISHIGAKI,M.(1987): Thermo-Hydro-Mechanical Behaviour of Rocks Around an Underground Opening. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): *Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 207-210*, Balkema, Rotterdam
- OWEN,D.R.J. and HINTON,E.(1980): *Finite Elements in Plasticity*. Pineridge Press, Swansea, GB
- PARISEAU,W.G.(1968): Plasticity Theory for Anisotropic Rocks and Soils. *Proc.10th US Symp.Rock Mech. Austin, Ch.10*, 267-295
- PASCAL,H.(1986): Rheological Behaviour Effects of Non-Newtonian Fracturing Fluids on Propagation of a Vertical Hydraulic Fracture. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 10, 443-448
- PASLEY,P.R. and CHEATHAM,J.B.J.(1963): Rock Stresses Induced by Flow of Fluids into Boreholes. *Soc.Petr.Eng.J.*, (3), 85-94
- PENG,S.D.(1971): Stresses Within Elastic Circular Cylinders Loaded Uniaxially and Triaxially. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 8, 399-432
- PENG,S. and JOHNSON,A.M.(1972): Crack Growth and Faulting in Cylindrical Specimens of Chelmsford Granite. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 9, 37-86
- PENG,S. and PODNIEKS,E.R.(1972): Relaxation And the Behavior of Failed Rock. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 9, 699-712
- PÉRIÉ,P.J., GOODMAN,R.E., and DOE,T.J.(1988): Simulation of Borehole Breakouts in a Model Material. Technical Note. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 25, 97-98
- PERZYNA,P.(1966): Fundamental Problems in Viscoplasticity. *Advances Appl.Mech.*, 9, 243-377
- PLUMB,R.A. and HICKMAN,S.H.(1985): Stress Induced Borehole Elongation: A Comparison Between the Four-Arm Dipmeter And the Borehole Televiwer in the Auburn Geothermal Well: *J.Geophys.Res.*, 90(B7), 5513-5521

- PRATT,H.R., SWOLFS,H.S., BRACE,W.F., BLACK,A.D., and HANDIN,J.W.(1977): Elastic and Transport Properties of In-Situ Jointed Granite. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 14, 35-45
- REIK,G. und VARDAR,M.(1974): Bestehen Zusammenhänge zwischen residuellen Spannungen und tektonischer Beanspruchung? *Rock Mech.*, 6, 101-116
- REINER,M.(1971): *Advanced Rheology*. H.K.Lewis & Co.Ltd, London
- REYES,S.F. and DEERE D.U.(1966): Elastic-Plastic Analysis of Underground Openings by the Finite Element Method. *Proc.1st Int.Congr.Int.Soc.Rock Mech.*, 2, 477-483
- RICHTER,D. and SIMMONS,G.(1974): Thermal Expansion of Igneous Rocks. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.*, 11, 403-411
- RICE,J.R.(1975): On the Stability of Dilatant Hardening for Saturated Rock Masses. *J.Geophys.Res.*, 80(11), 1531-1536
- RICE,J.R. and CLEARY,M.P.(1976): Some Basic Stress-Diffusion Solutions for Fluid Saturated Elastic Porous Media With Compressible Constituents. *Rev.Geophys.Space Phys.*, 14(2), 227-241
- RICE,J.R. and SIMONS,D.A.(1976): The Stabilization of Spreading Shear Faults by Coupled Deformation-Diffusion Effects in Fluid-Infiltrated Porous Materials. *J.Geophys.Res.*, 81(29), 5322-5334
- RISCHMÜLLER,H.(1987): Das Kontinentale Tiefbohrprogramm der Bundesrepublik Deutschland, eine technische Herausforderung. In: *KTB-Report 87-1*, 36-49
- ROBERTSON,E.C.(1964): Viscoelasticity of Rocks. In: JUDD,W.R.(ed.): *State of Stress in the Earth's Crust*, 181-234, Elsevier, New York
- RODATZ,W.(1973): Berechnung räumlicher, hydraulisch-mechanischer Wechselwirkungen in klüftigem Fels. *Diss. Univ. Karlsruhe*
- RUDNICKI,J.W.(1977): The Inception of Faulting in a Rock Mass With a Weakened Zone. *J.Geophys.Res.*, 82(5), 844-854
- RUDNICKI,J.W.(1985): Effect of Pore Fluid Diffusion on Deformation and Failure of Rock. In: BAZANT,Z.(ed.) *Mechanics of Geomaterials*, 315-347, J.Wiley, London - New York
- RUDNICKI,J.W. and RICE,J.R.(1975): Conditions for Localization of Deformation in Pressure Sensitive Dilatant Materials. *J.Mech.Phys.Solids*, 23, 371-394
- RUMMEL,F.(1969): Studies of Time-Dependent Deformation of Some Granite and Eclogite Samples Under Uniaxial, Constant Compressive Stress and Temperatures up to 400°C. *Z.Geophys.*, 35, 17-42.
- RUMMEL,F.(1975): Experimentelle Untersuchungen zum Bruchvorgang in Gesteinen. *Habilitationsschrift*, Institut für Geophysik, Ruhr-Universität Bochum
- RUMMEL,F.(1988): Hydraulic Fracturing Stress Measurements. *KTB-Report 88-8*, 53-65, im Druck

- RUMMEL,F., ALHEID,H.J., and FROHN,C.(1978): Dilatancy and Fracture-Induced Velocity Changes in Rock and their Relation to Frictional Sliding. PAGEOPH, 116, 743-
- RUMMEL,F. und MÖHRING-ERDMANN,G.(1984): Stabilität von Tiefbohrungen im kristallinen Grundgebirge. Bericht zu DFG Ru225/7-1, Ruhr Univ., Bochum
- RUTTER,E.H.(1972): The Influence of Interstitial Water on the Rheological Behaviour of Calcite Rocks. Tectonophysics, 14, 13-33
- SALUSTOWICZ,A.(1965): Der Gebirgsdruck auf den Streckenausbau als Funktion der Zeit. Abh.Dt.Akad.Wiss., 6.Ländertreffen Internat.Büro Gebirgsmech., 85-109. Akademie Verlag, Berlin
- SANDLER,I. and DiMAGGIO,F.L.(1970): Material Models for Rocks, DASA Rep.2595, Weidlinger Cons.Eng., New York
- SANTARELLI,F.J., BROWN,E.T., and MAURY,V.(1986): Analysis of Borehole Stresses Using Pressure-Dependent, Linear Elasticity. Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr., 23(6), 445-449
- SANTARELLI,F.J. and BROWN,E.T.(1987): Performance of Deep Wellbores in Rock Having a Confining Pressure-Dependent Elastic Stiffness. In: Herget,G. and Vongpaisal,S.(eds.): Proc.6th Int.Congr.ISRM, Montreal, 1217-1222, Balkema, Rotterdam
- SAVAGE,J.C. and MOHANTY,B.B.(1969): Does Creep Cause Fracture in Brittle Rocks? J.Geophys.Res., 74, 4329-4332
- SCHÄDEL,K. und DIETRICH,H.-G.(1982): Results of the Fracture Experiments at the Geothermal Research Borehole Urach 3. The Urach Geothermal Project, 323-343, Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung, Stuttgart
- SCHAMP,J.(1985): Stabilität übertiefer Bohrungen in unterschiedlichen Gesteinsschichten. Diplomarbeit, Technische Universität Clausthal
- SCHETELIG,K., HEITFELD,K.H. und BLÜMEL,P. (1988): Zerfall von Bohrkernen bei Entlastung in Abhängigkeit von Zusammensetzung, Gefüge, Festigkeit, Anisotropie, in-situ-Spannungszustand und Gewinnungstiefe. Forschungsantrag an DFG Schwerpunkt KTB
- SCHOCK,R.N., HEARD,H.C., and STEPHENS,D.R.(1973): Stress-Strain Behavior of a Granodiorite and Two Graywackes on Compression to 20 Kilobars. J.Geophys.Res., 78(26), 5922-5941
- SCHOLZ,C.H.(1968): Mechanism of Creep in Brittle Rock. J.Geophys.Res., 73(10), 3295-3302
- SCHOLZ,C.H.(1972): Static Fatigue of Quartz. J.Geophys.Res., 77(11), 2104-2114
- SCHOLZ,C.H.(1988): The Brittle-Plastic Transition and the Depth of Seismic Faulting. Geol.Rundschau, 77/1, 319-328



- SCHOLZ,C.H. and KRANZ,R.L.(1974): Notes on Dilatancy Recovery. J. Geophys. Res., 79(14), 2132-2135
- SCHOLZ,C.H. and KOCZYNSKI,T.A.(1979): Dilatancy Anisotropy and the Response of Rock to Large Cyclic Loads. J.Geophys.Res., 84(B10), 5525-5534
- SENDER,F. und THIERBACH,R.(1987): Bohrloch-Reflexionsradar mit azimuthaler Richtungsbestimmung. In: KTB-Report 87-2, 411-426
- SIH,G.C. and LIEBOWITZ,H.(1968): Mathematical Theories of Brittle Fracture. In: Treatise on Fracture, 2, 67-190, Academic, New York
- SIMMONS,G.R.(1985): In Situ Experiments in Granite in Underground Laboratories. In: CÔME,B., JOHNSTON,P., and MÜLLER,A.(Eds.): Design and Instrumentation of In Situ Experiments in Underground Laboratories for Radioactive Waste Disposal. A.A.Balkema, Rotterdam Boston
- SKINNER,B.J.(1966): Thermal Expansion. In: CLARK,S.P.(ed.) Handbook of Physical Constants, Memoir 97, Sect.6, 75-96, Geol. Soc.Am., New York
- SNYDER,M.D. and BATHE,K.J.(1977): Formulation and Numerical Solution of Thermo-Elastic-Plastic And Creep Problems. MIT Rep.82448-3, Cambridge, Mass.
- SPENCER,J.W.Jr. and NUR,A.M.(1976): The Effects of Pressure, Temperature, and Pore Water on Velocities in Westerly Granite. J.Geophys.Res., 81(5), 899-904
- STACEY,F.D.(1969): Physics of the Earth, 192-220. John Wiley, New York and London
- STACEY,T.R.(1982): Contribution to the Mechanism of Core Disking. J. S.Afr. Inst. Min.Metall., 82(9)
- SULEM,J. and VARDOULAKIS,I.(1988): A New Approach to Borehole Stability Based on Bifurcation Theory. Num.Meth.Geomech., Proc.ICONMIG 88 Innsbruck, 3, 1929-1935
- TAPPONIER,P. and BRACE,W.F.(1976): Development of Stress Induced Microcracks in Westerly Granite. Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr., 13, 103-112
- TEUFEL,L.W.(1985). Insights into the Relationship between Wellbore Breakouts, Natural Fractures, and In-Situ Stress. Proc. 26th US Symp Rock Mech. Rapid City, 1199-1206, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- TEUFEL,L.W.(1987): Permeability Changes During Shear Deformation of Fractured Rock. Proc. 28th US Symp.Rock Mech.Tucson, 473-480, A.A.Balkema, Rotterdam - Boston
- VAN DILLEN,D.E., FELLNER,R.W., and EWING,D.E.(1981): Modernization of the BMINES Computer Code. Vol.I: User's Guide (BMINES Computer Program for Analytical Modeling of Rock/Structure Interaction). Agbajian Associates, Rep.U-7910-5117, El Segundo, CA
- VARDAR,M.(1972): Zeiteinfluß auf das Bruchverhalten des Gebirges in der Umgebung von Tunneln. Veröff.Nr.72, Inst.Bodenmech.Felsmech.Univ.Karlsruhe

- VARDOULAKIS, I., SULEM, J., and GUENOT, A. (1988): Borehole Instabilities as Bifurcation Phenomena. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 25, 159-170
- VENTURINI, W.S. (1983): *Boundary Element Method in Geomechanics*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York Tokyo
- VERNIK, L.I., KUZNETSOV, Y.I., MEDVEDEV, R.V., and TURTCHANINOV, I.A. (1987): Physico-Mechanical Properties. In: KOSLOVSKY, Y.A. (ed.): *The Superdeep Well of the Kola Peninsula*. 394-404, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York-London-Paris-Tokyo
- VON MISES, R. (1928): Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. *Z. Ang. Math. u. Mech.*, 8, 161-185
- VUTUKURI, V.S., LAMA, R.D., and SALUJA, S.S. (1974): *Handbook on Mechanical Properties of Rocks*. Vol. I, TransTech Publ., Clausthal
- WALLNER, H., GRÜN, G.U. und NEUGEBAUER, H.J. (1987): Der Einfluß druck-kontrollierter Permeabilität auf Fluidtransportphänomene im Gestein - Quantitative numerische FE-Simulation, In: HÄNEL, R. und SCHOPPER, J.R. (ed.) *KTB-Report 87-2: Grundlagenforschung und Bohrlochgeophysik*, 209-218
- WALSH, J.B. (1965a): The Effects of Cracks on the Compressibility of Rock. *J. Geophys. Res.*, 70(2), 381-389
- WALSH, J.B. (1965b): The Effects of Cracks in Rock on Poisson's Ratio. *J. Geophys. Res.*, 70(20), 5249-5257
- WALSH, J.B. and DECKER, E.R. (1966): Effect of Pressure and Saturating Fluids on the Thermal Conductivity of Compact Rock. *J. Geophys. Res.*, 71, 3053-3061
- WAVERSIK, W.R. and BRACE, W.F. (1971): Post-Failure Behaviour of a Granite and Diabase. *Rock Mech.*, 3, 61-85
- WEERTMAN, J. (1970): The Creep Strength of the Earth's Mantle. *Rev. Geophys. and Space Phys.*, 8, 145-168
- WEERTMAN, J. and WEERTMAN, J.R. (1975): High-Temperature Creep of Rock and Mantle Viscosity. *Ann. Rev. Earth Planet. Sci.*, 3, 293-315
- WILKINS, M.L. (1969): Calculation of Elastic-Plastic Flow. Lawrence Livermore Lab., Rep. UCRL-7322, Rev. 1
- WILSON, E.L. (1977): Finite Elements for Foundations, Joints, and Fluids. In: G. Gudehus (ed.): *Finite Elements in Geomechanics*, 319-350, John Wiley & Sons; London - New York - Sydney - Toronto
- WITTKÉ, W. (1984): *Felsmechanik-Grundlagen für wirtschaftliches Bauen im Fels*. Springer Verlag; Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo
- WITTKÉ, W. and ERBAN (1985): Borehole Stability and Borehole Convergency. In: *Proc. 2nd Int. Symp. Obs. Cont. Crust through Drilling*, 88, Seeheim; AWS Bonn
- WONG, T.F. (1982): Effects of Temperature and Pressure on Failure and Post-Failure Behavior of Westerly Granite. *Mechanics of Materials*, 1, 3-17

- WONG,T.F. and BRACE,W.F.(1979): Thermal Expansion of Rocks: Some Measurements at High Pressure. *Tectonophysics*, 57, 95-117
- WONG,R.C.K. and KAISER,P. (1988): Design and Performance Evaluation of Vertical Shafts: Rational Shaft Design Method and Verification of Design Method. *Canad. Geotechn. J.*, 25, 320-327
- WU,F.T. and THOMSEN,L.(1973): Microfracturing and Deformation of Westerly Granite Under Creep Conditions. *Int.J.Rock Mech.Min.Sci.& Geomech.Abstr.*, 12, 167-173
- ZHENG,Z.(1988): Photoelastic Model Showing the Stress Distribution around a Borehole Breakout. Cover Photo, *EOS Trans. Amer.Geophys.Union*, 69(16), 1988
- ZHENG,Z. and COOK,N.G.W.(1985): Generation and Analysis of Stable Wellbore Cross-Sections. *EOS, Trans.Amer.Geophys.Union*, 66, Nov.12
- ZHU,W., LI,G., and WANG,K.(1985): Analyses of Disking Phenomenon and Stress Field in the Region of an Underground Powerhouse. *Rock Mech. and Rock Engng.*, 18, 1-15.
- ZIENKIEWICZ,O.C.(1971): *The Finite Element Method in Engineering Science*. McGraw-Hill, London
- ZIENKIEWICZ,O.C. and CORMEAU,I.C.(1974): Visco-Plasticity, Plasticity, and Creep in Elastic Solids. A Unified Numerical Solution Approach. *Int.J. Num. Meth.Engng.*, 8, 821-845
- ZIENKIEWICZ,O.C. and PANDE,G.N.(1977): Some Useful Forms of Isotropic Yield Surfaces for Soil and Rock Mechanics. In: G.Gudehus (ed.): *Finite Elements in Geomechanics*, 179-190, John Wiley & Sons; London - New York - Sydney - Toronto
- ZOBACK,M.D. and BYERLEE,J.D.(1975a): The Effect of Cyclic Differential Stress on Dilatancy in Westerly Granite Under Uniaxial and Triaxial Conditions. *J.Geophys.Res.*, 80(11), 1526-1530
- ZOBACK,M.D. and BYERLEE,J.D.(1975b): Permeability and Effective Stress. *Am.Soc.Petrol.Geol.Bull.*, 59(1), 154-158
- ZOBACK,M.D., MOOS,M., and MASTIN,L.(1985): Well Bore Breakouts And In Situ Stress. *J.Geophys.Res.*, 90(B7), 5523-5530

<sup>1)</sup> Preussag AG  
Erdöl und Erdgas, Labor Berkhöpen  
Postfach 16 20  
3150 Peine

<sup>2)</sup> Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung  
Projektgruppe KTB  
Postfach 51 01 53  
3000 Hannover 51

<sup>3)</sup> Preussag AG  
Erdöl und Erdgas, Systementwicklung und Simulation  
Postfach 48 29  
3000 Hannover 61

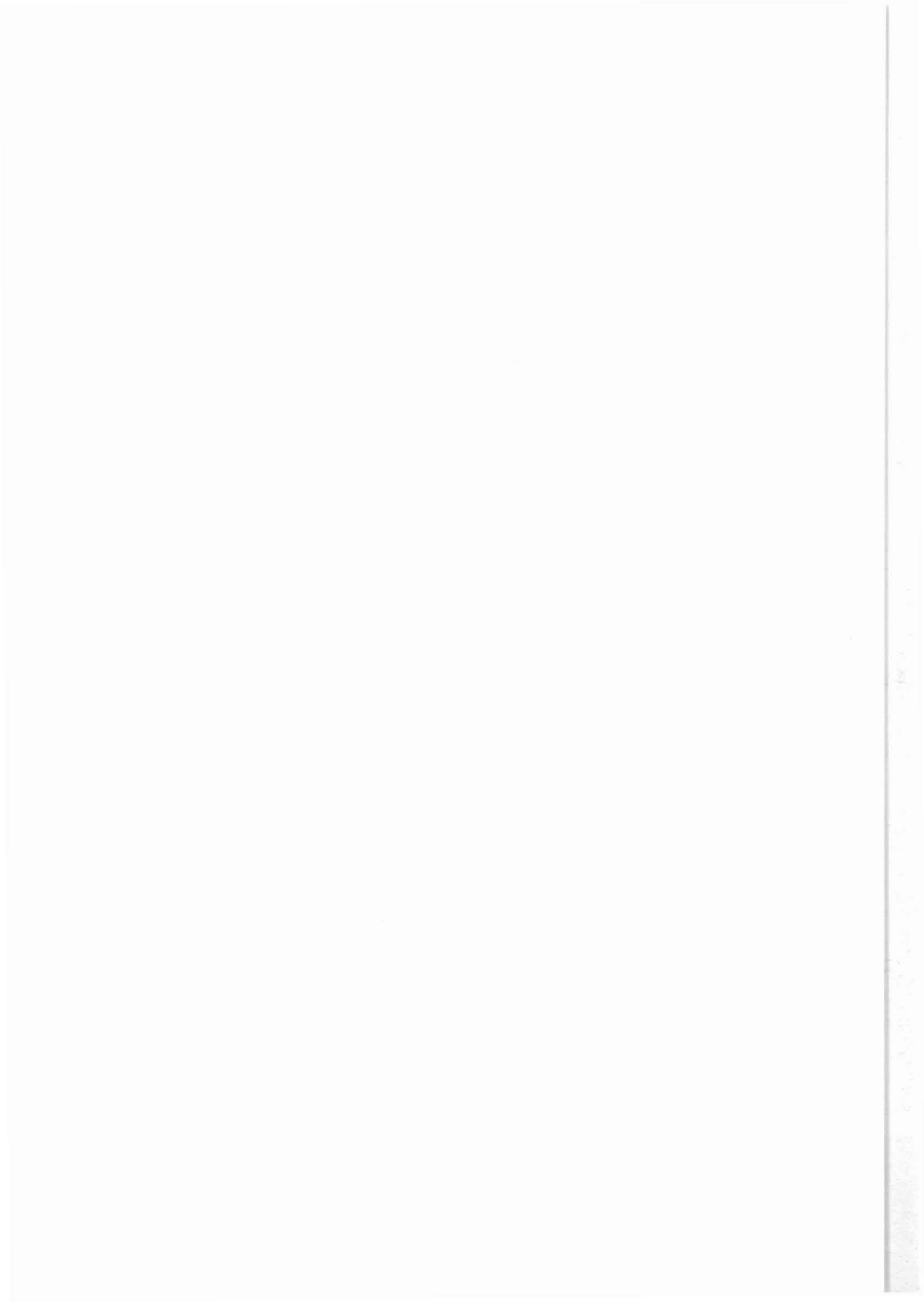
## Entwicklung und Erprobung einer Meßanordnung mit geoelektrischer Anzeige im Labormaßstab zur Bestimmung von hydraulischen Parametern und Gebirgsspannungen

R. Sobott <sup>1)</sup>  
W. Kessels <sup>2)</sup>  
G. Klingebiel <sup>1)</sup>  
H. Winnacker <sup>3)</sup>



Inhaltsverzeichnis

	Seite
Zusammenfassung/Abstract.....	233
1. Einleitung.....	234
2. Grundlagen zur Ermittlung der hydraulischen Parameter.....	235
3. Grundlagen zur Spannungsermittlung.....	239
4. Beschreibung der Meßanordnung mit geoelek- trischer Anzeige.....	244
5. Beschreibung der Versuchsanlage.....	245
6. Versuchsdurchführung.....	245
6.1 Probenmaterial.....	245
6.2 Beschreibung des Versuchsablaufs.....	246
7. Versuchsergebnisse und deren Interpretation..	248
7.1 Scheinbarer spezifischer elektrischer Widerstand als Funktion des Manschettendruckes.....	248
7.2 Scheinbarer spezifischer elektrischer Widerstand als Funktion des Bohrlochdruckes.....	249
7.3 Zeitliche Abhängigkeit des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes beim Injizieren von Lösungen mit anderer Elektrolytkonzentration als die der Porenflüssigkeit ins Bohrloch mit konstanter Rate (Dispersionsversuche).....	251



		Seite
8.	Ausblick.....	252
9.	Literatur.....	253
10.	Anlagen.....	257





## Zusammenfassung

Zum Verständnis der Dynamik der Erdkruste ist die Kenntnis des Spannungsfeldes in der Kruste und des Fluidtransportes in Gesteinen eine notwendige Voraussetzung. Deshalb kommt der experimentellen Bestimmung des rezent vorherrschenden Spannungsfeldes und der Parameter für den Fluidtransport innerhalb des KTB-Projektes große Bedeutung zu.

Alternativ zu konventionellen Bohrlochtesten in abgepackerten Bereichen, die möglicherweise aus technischen Gründen in Teufen von größer als 5000 m in absehbarer Zeit nicht realisierbar sind, sollte deshalb eine Sonde mit geoelektrischer Anzeige im Labormaßstab entwickelt und erprobt werden, deren Meßsignale eine Auswertung hinsichtlich der Bestimmung hydraulischer Parameter und des Spannungsfeldes zulassen. Das Meßprinzip beruht auf einer Änderung des spezifischen elektrischen Widerstandes des Gesteins entweder als Folge der Invasion eines von der Porenflüssigkeit stark abweichenden Elektrolyten oder dem Öffnen bzw. Schließen von Mikrorissen durch Änderung des Bohrlochdruckes. Die Sonde wurde für Autoklavexperimente an zylindrischen Gesteinsproben von 16 cm Durchmesser und 8 cm Länge entwickelt. Die Versuchsergebnisse zeigen, daß die Invasion verschieden leitfähiger Spülung in den Porenraum deutliche Änderungen der elektrischen Gesteinsleitfähigkeit hervorruft, die sich zur Bestimmung der hydraulischen Parameter des Gesteins auswerten lassen. Auch hinsichtlich der Erfassung des Spannungsfeldes konnte ein erwarteter Meßeffect nachgewiesen werden, der allerdings um Größenordnungen kleiner ist als der durch die Invasion hochleitfähiger Spülung in den Porenraum hervorgerufene.

## Abstract

The understanding of the dynamics of the crustal evolution of the earth requires profound knowledge of the stress field in the crust and the fluid transport in rocks. Therefore, the experimental determination of the recent stress field and the parameters governing the fluid transport in rocks has a high priority among the projects related to the KTB. Alternatively to conventional packer tests in boreholes which for technical reasons may not be possible in depths greater than 5000 m in the foreseeable future, a probe with geoelectrical registration should be developed and tested which produces signals that can be evaluated with respect to the determination of hydraulic parameters and the stress field. The measuring principle of the probe depends on the change of the apparent specific electrical resistance of the rock either as a consequence of the invasion of an electrolyte different from the pore fluid or the opening or closure, resp., of microfracs by variation of the borehole pressure. The probe was developed for autoclave experiments using cylindrical rock samples with 16 cm diameter and 8 cm length. The results show that the invasion of differently conductive drilling fluids into the pore space produces distinct changes of the specific electrical rock conductivity which can be evaluated with respect to the determination of the hydraulic parameters.

Regarding the determination of the stress field, the autoclave experiments also demonstrated an expected measurable effect which is, however, by orders of magnitudes smaller than that produced by the invasion of highly conductive drilling fluid into the pore space.

## 1. Einleitung

Grundlegende Bedeutung für die Dynamik der Krustenentwicklung der Erde hat die Kenntnis des Spannungsfeldes in der Kruste und die Erfassung des Fluidtransportes im Gestein. Die experimentelle Bestimmung des rezent vorherrschenden Spannungsfeldes und der Parameter für den Fluidtransport sind daher gemäß den wissenschaftlichen Zielsetzungen des KTB-Projektes von hoher Priorität. Die aussagekräftigsten experimentellen Methoden sowohl zur Spannungsermittlung als auch zur Bestimmung der hydraulischen Parameter des Gebirges haben eine Druckänderung in der Spülungssäule zur Grundlage. Im allgemeinen werden diese Experimente im abgepackerten Bohrlochbereich durchgeführt.

Zur Spannungsermittlung wird dabei der Druck soweit gesteigert, bis das Gebirge aufreißt und ein Frac entsteht ( BAUMGÄRTNER 1987 ). Ausgewertet wird dabei der zeitabhängige Druckverlauf im abgepackerten Bereich.

Zur Ermittlung der hydraulischen Parameter des Gebirges wird der Spülungsdruck im abgepackerten Bereich kurzzeitig positiv oder negativ gegenüber dem Normalzustand geändert und dann der Wiederangleichungsvorgang beobachtet und hinsichtlich der hydraulischen Parameter ausgewertet.

Beide Verfahren basieren also auf der Auswertung einer Spülungsdruckmessung. Insbesondere hinsichtlich der Meßteufe wird die Durchführbarkeit solcher Packerteste zur Zeit im wesentlichen durch die Einsatzgrenze der erhältlichen Packerkunststoffe bestimmt und liegt zur Zeit bei ca. 5000 m. Eine Packertechnologie, die Tests bis in den Teufenbereich von 10000 m ermöglichen könnte, ist zur Zeit nicht in Sicht.

Eine Alternative zu einem Packertest im zeitabhängiger Druckregistrierung kann die Bestimmung der elektrischen Gesteinsleitfähigkeit während einer Druckänderung in der Spülungssäule sein. Koppelt man z. B. eine solche Druckänderung mit einer plötzlichen Freisetzung eines salinen Tracers in der Spülung, so wird diese relativ hochleitfähige Spülung in den Porenraum des Gesteins eindringen und seine elektrische Leitfähigkeit verändern. Eine Beobachtung einer zeitlichen Änderung einer integralen Gesteinsleitfähigkeit mit genügender Eindringtiefe läßt also Aussagen über das Eindringen der Spülung in das Gestein zu.

Maßgebend für die Geschwindigkeit des Eindringvorganges sind dabei die hydraulische Leitfähigkeit, das Speicher- und das Rückhaltevermögen des Gesteins für den verwendeten Tracer.

Die Ermittlung der hydraulischen und dispersiven Parameter des Gesteins durch Messung seiner elektrischen Leitfähigkeit bietet gegenüber einem konventionellen hydraulischen Test den Vorteil, daß der zu untersuchende Bohrlochabschnitt nicht vom Restbohrloch durch Packer hydraulisch isoliert werden muß. Eine Permeabilitätsbestimmung kann also dadurch durchgeführt werden daß der Druck der gesamten Spülungssäule um einige bar geändert und gleichzeitig ein Leitfähigkeitstracer freigesetzt wird. Die Registrierung der Gesteinsleitfähigkeit kann dann mit einem Dipmeter oder FMST-Logging-Gerät ohne Packereinsatz durchgeführt werden. Hierdurch erscheint auch in großen Teufen eine Bestimmung der hydraulischen Parameter möglich zu sein.

Leitfähigkeitsänderungen im Gestein können auch durch Öffnen und Schließen von Mikrorissen infolge von Druckänderungen hervorgerufen werden. Da dieser Mechanismus vom im Gebirge herrschenden Spannungsfeld abhängig ist, kann man erwarten, daß Aussagen über das Spannungsfeld mit Hilfe geoelektrischer Messungen möglich sind.

Durch die in diesem Bericht vorgestellten Ergebnisse von Autoklavexperimenten, die im Labor Berkhöpen der PREUSSAG AG, Erdöl und Erdgas, durchgeführt wurden, wird gezeigt, daß die Invasion unterschiedlich leitfähiger Spülung in das Gestein deutliche Änderungen der elektrischen Gesteinsleitfähigkeit hervorruft. Für eine Bestimmung der hydraulischen Parameter steht damit ein sehr empfindlich registrierendes Meßsystem zur Verfügung. Auch hinsichtlich einer Spannungsinterpretation wurde mit den Autoklavmessungen ein erwarteter Meßeffect festgestellt. Allerdings liegt dieser nicht in der Größenordnung, die eine Invasion hochleitfähiger Spülung in den Porenraum des Gesteins hervorruft. Trotzdem bleibt gegenüber den üblichen Hydrofrac-Spannungsmessungen der Vorteil, daß mit den geoelektrischen Messungen im wesentlichen Mikrorisse und keine großräumigen Fracs erzeugt werden müssen. Die hier vorgestellten Messungen wurden unter Verwendung sehr niederfrequenter Wechselströme durch eine Sonde mit 4-Punkt-Elektrodenanordnung an der Bohrlochwand ermittelt.

## **2. Grundlagen zur Ermittlung der hydraulischen Parameter**

Im folgenden wird davon ausgegangen, daß in einer Bohrung eine geoelektrische 4-Punkt-Anordnung, wie sie in Abbildung 1 dargestellt ist, installiert wird.

Der mit dieser Anordnung ermittelte scheinbare spezifische Widerstand wird sich mit der Veränderung der Spülungsinvasionszone ebenfalls verändern, wenn die Spülung eine vom Formationswasser unterschiedliche Leitfähigkeit besitzt.

Die Aufgabenstellung der Interpretation einer solchen Messung besteht nun darin, aus dem Zeitverlauf des scheinbaren spezifischen Widerstandes unter Verwendung einer Inversionsrechnung auf die maßgebenden hydraulischen Parameter und Transportfaktoren zu schließen. Der formale Ablauf einer solchen Bohrlochmessung könnte folgendermaßen durchgeführt werden:

- Ablassen einer entsprechenden Geoelektriksonde in den zu untersuchenden Horizont
- Anlegen der Elektroden an die Bohrlochwand ( z. B. mit einem Pad-System )
- Freigabe eines Salztracers im zu untersuchenden Bohrlochabschnitt
- Registrierung der zeitlichen Veränderung des Formationswiderstandes zur Feststellung, ob ein Spülungsabfluß auftritt
- Erhöhung des Druckes in der Spülungssäule und erneute Bestimmung der Ausbreitungsgeschwindigkeit der hochleitfähigen Invasionszone durch Beobachtung der zeitabhängigen scheinbaren elektrischen Leitfähigkeit.

Diese in der Zielsetzung skizzierte Bohrlochmessung entspricht den in diesem Bericht beschriebenen Autoklavmessungen, wenn man von Maßstabsfragen absieht.

Obwohl es nicht Aufgabe dieses KTB-Projektes war, ein Inversionsverfahren zur Interpretation der Zeitabhängigkeit des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes zu erarbeiten, soll nachfolgend kurz skizziert werden, welche Gesetzmäßigkeit einem solchen Inversionsverfahren zugrunde liegen. Die folgende Erläuterung erfolgt der Deutlichkeit halber in der Reihenfolge einer Modell- und nicht der Inversionsrechnung.

Ausgangspunkt einer solchen Modellrechnung ist

1. die Berechnung des Porendruck- und Strömungsfeldes nach einer plötzlichen Änderung des Druckes in der Spülungssäule. Die dazu benötigten Gleichungen sind die DARCY- und die Kontinuitätsgleichung ( BEAR 1972, KESSELS 1987a ):

$$v_D = -\frac{K}{\eta} \nabla p \quad ( \text{ Gl. 1 } )$$

$$\nabla \left( \frac{\gamma \cdot K}{\eta} \nabla p \right) = \gamma \cdot S \frac{\delta p}{\delta t} \quad ( \text{ Gl. 2 } )$$

p = Druck  
t = Zeit  
K = Permeabilität  
S = Speicherkoeffizient  
 $\eta$  = Viskosität  
v = Strömungsvektor  
 $\gamma$  = Dichte  
 $\nabla$  = Nabla-Operator

Nach der Berechnung des Strömungsfeldes muß der Transport des hochleitfähigen Elektrolyts im Porenraum berechnet werden.

2. Grundlage für die Ausbreitung des hochleitfähigen Salztracers ist eine Kontinuitätsgleichung, in die das unter 1. berechnete zeitabhängige Geschwindigkeitsfeld v mit ein- geht, wie aus Gleichung 3 ersichtlich wird ( HADERMANN 1980 ):

$$\nabla (\hat{D} \nabla c - v \cdot c) = R \frac{\delta c}{\delta t} \quad ( \text{ Gl. 3 } )$$

$\hat{D}$  = Dispersionstensor  
R = Retentionsfaktor  
C (r,t) = Tracerkonzentration

Der erste Term auf der linken Seite in Gleichung 3 beschreibt dabei die dispergierende Wirkung des Porensystems, der zweite den konvektiven Tracertransport, während das Produkt auf der rechten Seite der Gleichung die Rückhaltefähigkeit des Porensystems für den Tracer beschreibt.

3. Nach Bestimmung der Tracerkonzentration im Porenraum mit Hilfe von Gleichung 3 kann diese in den spezifischen Widerstand der Porenflüssigkeit umgerechnet werden, wobei in den meisten Fällen ein Ansatz gemäß Gleichung 4 ausreichend ist.

$$\rho(r, t) = \rho_0 + A \cdot c(r, t) \quad ( \text{Gl. 4} )$$

- $\rho(r, t)$  = spezifischer elektrischer Widerstand  
 $\rho_0$  = spezifischer elektrischer Widerstand vor Einbringen des Tracers  
A = Konstante

4. Der letzte Schritt der modellmäßigen Betrachtung ist die Berechnung der mit der 4-Punkt-Anordnung bestimmten scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstände  $\rho$  aus der Leitfähigkeitsverteilung  $\chi(r, t)$  (KERTZ 1969, KESSELS et al. 1985).

Für eine Inversionsrechnung besteht nach den vorstehend erläuterten Zusammenhängen grundsätzlich die Möglichkeit, daß die gesteinspezifischen Parameter

- Permeabilität K
- Speicherkoeffizient S
- Dispersionskonstante  $\tilde{D}$
- Retentionsfaktor R
- Porosität  $\phi$

ermittelt werden können.

Ein besonders einfach zu berechnender Fall ist ein Tracerexperiment mit konstanter Einpreßrate, wenn von einer kolbenförmigen Verdrängung der ursprünglich vorhandenen Porenflüssigkeit ausgegangen werden kann. Dies ist, wie auch die Messungen zeigen, am ehesten bei der Injektion einer hochsalinaren Flüssigkeit in einen Porenraum, der ursprünglich mit einer niedrigsalinaren Flüssigkeit gefüllt ist, möglich. Wird im umgekehrten Fall versucht, mit destilliertem Wasser eine hochsalinare Lösung aus dem Porenraum zu verdrängen, ist der Rückhalte- und Dispersionseffekt so stark, daß nicht mehr von einer kolbenförmigen Verdrängung ausgegangen werden kann.

Bei einem Test mit konstanter Einpreßrate  $q$  erhält man bei kolbenförmiger Verdrängung die Invasionstiefe  $h$  der in das Gestein injizierten Flüssigkeit durch die Gleichung 5.

$$h = \sqrt{R^2 + \frac{4 \cdot q \cdot t}{\pi \cdot h \cdot \phi}} - R \quad ( \text{Gl. 5} )$$

- $t$  = Zeit nach Beginn der Injektion  
 $\phi$  = Porosität

Als Gesteinsparameter geht hier nur die Porosität des Gesteins ein. In erster Näherung wird nun unter Verwendung von  $h$  als obere Schichtdicke für kleine Eindringtiefen von einem geoelektrischen Zweischichtfall ausgegangen, so daß sich die scheinbaren spezifischen Widerstände in bekannter Art und Weise berechnen lassen (MUNDRY & HOMILIUS 1979). Wie stark eine Änderung der Porosität auf das Zeitverhalten des scheinbaren spezifischen Widerstandes wirkt, geht aus der Abbildung 1 hervor. Zugrunde gelegt wurden hier die Daten des Autoklavexperimentes Nr. 9. Allerdings stimmt der Geometriefaktor für die Berechnung des scheinbaren spezifischen Widerstandes, der in diesem Fall gemäß Schlumberger Anordnung angesetzt wurde, nicht mit der tatsächlichen überein. Für den Anfangszustand wurde dabei ein spezifischer Widerstand von  $\rho = 25 \Omega m$  angesetzt und für die Invasionszone ein solcher von  $\rho = 5 \Omega m$ . Die beste Anpassung an das Experiment 9 wird für eine Porosität von ca. 5% erreicht. Diese Porosität ist etwas höher als die labormäßig bestimmte durchschnittliche Porosität von 3,3%, was mit den hier in Anwendung gebrachten Vereinfachungen sowohl hinsichtlich der geoelektrischen als auch der strömungsmechanischen Modellierung zu erklären ist.

Für eine Bestimmung der anderen Transportparameter des Gesteins (neben der Porosität) müßte dann allerdings der zeitabhängige Druckverlauf in der Bohrung mit berücksichtigt werden, was erst durch eine vollständige Modellierung, wie vorstehend aufgezeigt, möglich ist.

### 3. Grundlagen zur Spannungsermittlung

Für eine Spannungsermittlung unter Verwendung einer geoelektrischen Messung ist es im Gegensatz zu dem in Abschnitt 2 beschriebenen Meßverfahren von größter Bedeutung, daß Spülungsleitfähigkeit und Leitfähigkeit der Fluide im Porenraum gleich sind.

Notwendig ist dies, da aus der zeitlichen Änderung des spezifischen Gesteinswiderstandes bei Druckänderung der Spülungssäule auf das Öffnen und Schließen von Mikrorissen geschlossen werden soll, was nur relativ kleine Änderungen des spezifischen Widerstandes erwarten läßt, die nicht von Leitfähigkeitsänderungen der Porenflüssigkeit überdeckt werden sollen.

Der Einfluß der Änderung der Spannung in einem Probenkörper auf einen spezifischen elektrischen Widerstand ist schon in diversen Veröffentlichungen (BRACE, W.F., ORANGE, A.S. & MADDEN, T.R. 1965, KRANZ, R.L. 1979, LOCKHARDT, N.C. 1980, LOCKNER, D.A. & BYERLEE, J.D. 1985a, PARKHOMENKO, E.I. 1982) behandelt worden.



Diese meist im Druckspannungsbereich vorgenommenen Untersuchungen zeigen mit wachsender mittlerer Spannung eine Zunahme des spezifischen Widerstandes, besonders im Druckspannungsbereich bis 2 kbar. Erklärt werden kann diese Änderung des spezifischen Widerstandes durch ein Schließen von vorhandenen Mikrorissen durch den außen an die Probe angelegten Druck. Diese im wesentlichen elastische Deformation des Porenraums und das bevorzugte Schließen von flachen Mikrorissen erzeugt nach BRACE et al. ( 1965 ) Widerstandsänderungen bis zu einem Faktor 2 bei Änderung des hydrostatischen Druckes um 100 bar. Wie stark der Porenraum auf eine solche Änderung reagiert, hängt dabei sehr stark von der in Abbildung 2 gezeigten Modellvorstellung für die Mechanik eines Mikrorisses ab. Dieses Modell entspricht den Vorstellungen von JUNG ( 1986 ) mit dem Unterschied, daß hier von einem Kräftegleichgewicht und nicht vom effektiven Streßkonzept ausgegangen wird.

Die Rißweite  $W$  des Mikrorisses, die entscheidend für den Ionentransport im Elektrolyt ist, wird vorgegeben durch das großräumige Spannungs- und Porenwasserdruckfeld im Gebirge. Wie stark eine Änderung beider sich auf eine Änderung der Rißweite und damit der Porosität auswirkt, hängt im wesentlichen von der mechanischen Steifheit der Kontaktpunkte des Mikrorisses ab, an denen die beiden Rißoberflächen sich berühren. Symbolisch sind diese Kontaktpunkte in Abbildung 2 durch Federn dargestellt. Selbstverständlich gibt es Punkte zwischen beiden Rißoberflächen, die erst dann anfangen, eine Stützwirkung auszuüben, wenn eine bestimmte mittlere Rißweite unterschritten wird. Eine solche Kontaktstelle wird in Abbildung 2 durch die mittlere Feder symbolisiert. Abhebevorgänge von Rißoberflächen wurden durch Bestimmung des elektrischen Übergangswiderstandes von zwei senkrecht belasteten übereinanderliegenden Metallblechen von KESSELS ( 1986 ) untersucht. Hier wurde nachgewiesen, daß der Abhebevorgang der Bleche voneinander bei Druckbeaufschlagung zwischen der hydraulischen Spannungskompensation beginnt. Scherkräfte entlang der Rißoberfläche werden in diesem einfachen Modell nicht betrachtet.

Der ganze Riß befindet sich im Kräftegleichgewicht. Es gilt eine Beziehung, die besagt, daß die Matrixspannung durch die Kraft des Porenwasserdruckes und die Kraftübertragung durch die Stützstellen kompensiert wird, so daß gilt:

$$K_0 = \sum_i K_i + K_p \quad ( \text{Gl. 6} )$$

- $K_0$  = Normalkraft auf den Riß durch die Gebirgsspannung  
 $K_i$  = Kraft der  $i$ -ten Stützstelle  
 $K_p$  = Kraft durch Porendruck

Für eine große Zahl von Stützstellen, die jede ihre individuelle Federcharakteristik besitzt, kann nun eine Ersatzfeder-Charakteristik angesetzt werden, die i.a. für große Druckänderungen nicht mehr linear ist. Für das einfache Modell in Abbildung 2 gilt:

$$K_0 = F((\hat{\sigma}\vec{n})\vec{n}) = (\sum_i c_i)W + P \cdot f \quad ( \text{Gl. 7} )$$

- $\hat{\sigma}$  = Spannungstensor des Gebirges
- $F$  = gesamte Rißfläche
- $\vec{n}$  = Normalvektor der Rißfläche
- $f$  = mit Flüssigkeit benetzter Anteil der Rißfläche
- $P$  = Flüssigkeitsdruck im Riß ( Porendruck )
- $c_i$  = Federkonstante an der i-ten Rißstelle
- $W$  = mittlere Rißweite

Wird nun das Kräftegleichgewicht durch Änderung der Gebirgsspannung oder des Flüssigkeitsdruckes  $P$  gestört, werden sich die drei Größen  $F$ ,  $f$  und  $W$  so ändern, daß wieder ein Kräftegleichgewicht hergestellt wird. Eine Veränderung bzw. Vergrößerung von  $P$  führt i.a. zu einer Vergrößerung von  $W$  und  $F$ . Beides führt, wenn man eine Rißaufweitung betrachtet, zu einer Herabsetzung des spezifischen Gesteinswiderstandes durch stärkere Vernetzung und Vergrößerung der elektrolytischen Leitungsquerschnitte. Insbesondere der Öffnungsmechanismus von Mikrorissen wird selbstverständlich neben den hier beschriebenen einfachen Modellannahmen durch die großräumigen Einspannverhältnisse und die mikroskopischen inhomogenen Spannungsfelder der Mineralkörner bestimmt. Bei Vernachlässigung des Anteils, bei dem das Gestein direkt in Kontakt ist, ergibt sich durch  $f=F$  automatisch aus Gleichung 7 das Konzept des effektiven Stresses, bei dem der Flüssigkeitsdruck von der Normalkraft durch die Gebirgsspannung einfach subtrahiert wird.

Wird nun die Kraft der Porenflüssigkeit größer oder gleich der außen auf den Riß drückenden Kraft der Matrix, werden die beiden Rißoberflächen voneinander abheben und über die Kontaktstellen wird im Mittel keine Kraft mehr zwischen beiden Rißoberflächen übertragen. Der Porendruck ( nun gleich oder größer als der Frac-Druck ) genügt, um das Kräftegleichgewicht herzustellen. Wenn der Porendruck makroskopisch größer als die kleinste Hauptspannung ist, dann ist die Rißaufweitung nur noch von der großräumigen mechanischen Einspannung des gesamten Gesteinsbereiches abhängig.

Bei mikroskopischer Betrachtungsweise kann für die Mikrorißbildung davon ausgegangen werden, daß insbesondere kristalline Gesteine ein Gefüge besitzen, das durch unterschiedliche Mineralkornzusammensetzung im mikroskopischen Bereich ein inhomogenes Spannungsfeld aufweist und auch inhomogen reagiert. KESSELS (1987) beschreibt dies sowohl für den Entlastungs- als auch für abkühlungsfall des Gesteins. Durch die unterschiedlichen Kompressionsmoduli und thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Mineralkörner (CORRENS 1968) reagieren die Kristalle im Gestein auf eine Spannungs- oder Temperaturänderung durch ein im mikroskopischen Bereich der Mineralkorngröße sehr inhomogenes Spannungsfeld. Hieraus folgt, daß schon vor dem Erreichen des makroskopischen Frac-Druckes an einzelnen Mineralkörnern Spannungen entstehen, die in ihren Hauptachsenbeträgen kleiner als die Gebirgsspannungen sind. In diesen makroskopischen Gebieten niedriger Matrixspannung können sich bei Erhöhung des Porendruckes Mikrorisse öffnen, bevor der makroskopische Frac-Druck erreicht ist. Belegt wird dies durch diverse Accoustic Emission Experimente (RUMMEL 1965).

Diese Mikrorißaufweitung, die bei Erhöhung des Spülungsdruckes auftritt, gilt es mit Hilfe der hier beschriebenen geoelektrischen Messungen im Bohrloch festzustellen. Die Zielsetzung ist dann die Messung hinsichtlich der Stärke und Orientierung des Spannungsfeldes interpretieren zu können, bevor der Spülungsdruck den makroskopischen Frac-Druck erreicht (RUMMEL 1983).

Wie sich der makroskopische Öffnungsvorgang eines Risses in der Bohrlochswand auswirkt, ist schematisch in Abbildung 3 dargestellt. Die Mikrorißbildung ist hierbei in ihrer statistischen Orientierung entsprechend der Orientierung des Spannungsfeldes als Vorläufer des makroskopischen Fracs anzusehen. In der linken Abbildung oben ist ein vorhandener Riß im Gestein vor dem Durchteufen dargestellt. Bei einem angenommenen hydrostatischen Spannungszustand wird ein Volumenelement am Rande der noch zu erstellenden Bohrlochswand von allen Seiten gleichmäßig belastet. Diese konstante Spannung geht auch aus dem mittleren Diagramm hervor. Neben dieser Abbildung ist der Zustand des Risses nach dem Durchteufen dieses Gesteinsabschnittes dargestellt. Der hier vertikal angeordnete Riß ist durch die hohe Tangentialspannung, die sich am Bohrlochrand ausbildet, senkrecht zur Rißfläche belastet, so daß seine mittlere Öffnungsweite sich verringert hat. Die Tangentialspannung, die senkrecht zur Rißfläche wirkt, ist durch die Entlastung beim Bohrvorgang gestiegen, während die Radialkomponente auf den Spülungsdruck abgesunken ist.

Im rechten Diagramm ist skizziert, was passiert, wenn der Spülungsdruck z. B. im abgepackten Bereich über die Gebirgsspannung gesteigert wird. Die Tangentialspannungen fallen dann unter den Spülungsdruckwert und die Bohrlochwand wird weiter auseinandergedrückt als dies im unverritzten Gebirge der Fall war, und der Riß kann sich öffnen. Im unteren Diagramm ist wiederum der Spannungsverlauf im Gestein dargestellt. Die gestrichelten Linien stellen in der Abbildung die Lage der Gesteinspunkte im unverritzten Gebirge dar.

Der eben geschilderte Fall bezieht sich allerdings auf ein kontinuumsmechanisch homogenes Gestein mit einem vorhandenen Riß.

Neben den mikroskopischen Spannungen, die zu einer Mikrorißbildung vor dem Erreichen des Frac-Druckes führen, ist auch noch eine Plastifizierung des Bohrlochrandes mit zu berücksichtigen (SOKOLOWSKI 1955). In Abbildung 3 ist der Spannungsverlauf bei Plastifizierung für die Tangential- und Radialkomponente dargestellt. Die Plastifizierung bewirkt, daß die Tangentialspannung, die mit ihrem Gegendruck zum Gebirge für eine offene Bohrung sorgt, ihr Maximum nicht am Rand sondern erst in einem Abstand von der Bohrlochwand besitzt. Die Radialspannung wird dagegen weniger von der Plastifizierung beeinflusst, da ihr Wert an der Bohrlochwand aus Gleichgewichtsgründen vorgegeben ist.

Wird nun in einem Bohrloch mit plastifiziertem Bohrlochrand der Spülungsdruck erhöht, wird das Gebirge elastisch reagieren, so daß die durch die Plastifizierung ohnehin schon abgesunkene Tangentialspannung noch weiter absinkt und so kleiner als der Spülungsdruck werden kann. Dies bedeutet, daß auch das Kriterium für die makroskopische Öffnung von Rissen an der Bohrlochwand schon vor Erreichen des Frac-Druckes erfüllt ist. Allerdings gilt dies nur für einen bohrlochnahen Bereich.

Für das hier diskutierte Verfahren bedeutet dies, daß eine gute Chance besteht, mit geoelektrischen Methoden eine verstärkte Mikrorißbildung festzustellen, die vor dem Erreichen des originären Spannungszustandes verstärkt zunimmt und gestattet, auf das großräumige Fracturing des Gesteins zu verzichten.

Bei einem mehrachsigen Spannungszustand besteht die Möglichkeit, mit orientierten Pads das Öffnen und Schließen der Mikrorisse in den unterschiedlich beanspruchten Bohrlochwandbereich zu detektieren. So ist es z. B. möglich, daß bei Plastifizierung in Richtung der großen horizontalen Hauptspannungsachse die Mikrorisse bei Erhöhung des Spülungsdruckes erst einmal geschlossen werden, bevor sie sich dann wieder aufweiten.

Bei starken Spannungsanisotropien können in diesem Bereich durchaus im Nahbereich der Bohrlochwand tangentielle Zugspannungen auftreten. Mit den im folgenden erläuterten Autoklav-Versuchen konnte eine verstärkte Mikrorißbildung vor Erreichen des Frac-Druckes geoelektrisch nachgewiesen werden.

#### 4. Beschreibung der Meßanordnung mit geoelektrischer Anzeige

Die Entwicklung der Meßanordnung ( Abbildung 4 ) ging von einem zylindrischen Gesteinsprobenkörper mit ca. 16 cm Durchmesser und 9 cm Länge aus, der eine zentrale Bohrung von 3 cm Durchmesser zur Aufnahme einer mit Elektroden bestückten Sonde besitzt.

Der Sondenkörper besteht aus einem gummiähnlichen Material ( FLEXAN ) und ist am oberen und unteren Ende als Packer ausgebildet. Im Mittelteil befinden sich sechs Elektroden, jeweils drei ober- und unterhalb der Öffnung, zur Injektion von Flüssigkeiten ins Bohrloch. Die Einspeisung eines konstanten Stroms erfolgt über die äußeren Elektroden 1 und 6, die Messung der Potentialdifferenz zwischen den inneren Elektroden 3 und 4. Die obere und untere Stirnfläche des Gesteinszylinders wird mit Bronzescheiben, die Mantelfläche mit einer Gummimanschette abgedeckt. Durch unter Druck stehendes Öl im Autoklaven werden die Bronzescheiben und Gummimanschette an die Probe gepreßt und schließen sie druckdicht ab.

Zur Montage der Meßanordnung wird zuerst die Probe über die Sonde, welche durch die Kabelzüge und Injektionsleitung mehr oder weniger fest mit einer der frontalen Abdeckungen aus Bronze verbunden ist, geschoben. Bevor dann die zweite Bronzescheibe auf die Gesteinsprobe gelegt wird, muß die Gummimanschette über die Probe gezogen werden, da die beiden frontalen Abdeckscheiben durch vier dicht am Gesteinskörper verlaufende Schrauben zentrisch miteinander verbunden werden. Zwischen den Bronzescheiben und dem Gesteinszylinder befinden sich dünne TEFLON-Scheiben mit eingearbeiteten ringförmigen Nuten zur Aufnahme abdichtender O-Ringe. Durch das plastische Verhalten der Druckbelasteten TEFLON-Scheiben werden etwaige geringfügige Abweichungen in der Planparallelität der Stirnflächen des Gesteinszylinders zueinander ausgeglichen. Die zweite Bronzescheibe enthält eine zentrale Bohrung, in der ein zylindrischer Bolzen durch das Anziehen einer Druckschraube an die Sonde gepreßt wird und durch die so hervorgerufene Stauchung des Gummikörpers die Packer und Elektroden fest an die Gesteinsoberfläche in der Bohrung preßt.

Die montierte Meßanordnung wird mit vier Schrauben am Deckel des horizontal stehenden Autoklaven befestigt.

Bei den ersten Versuchen traten Probleme mit der druckdichten Kabelführung durch die Bronzescheibe und der Abdichtung der montierten Meßanordnung durch die Gummimanschette auf. Die Lösung des ersten Problems gelang durch den nachträglichen Einbau einer ölgefüllten Schleusenkammer. Durch Verwendung einer doppelagigen Gummimanschette und Herstellen einer möglichst glatten Mantelfläche am Gesteinszylinder konnte auch das zweite Problem gelöst werden.

## 5. Beschreibung der Versuchsanlage

Die Versuchsanlage ( Abbildung 5 ) besteht aus dem Autoklaven, in den die montierte Meßanordnung eingebaut wird, den Pumpen zur Erzeugung des Autoklavdruckes und Injektion von Flüssigkeiten in die Probe, sowohl über die vordere Stirnfläche als auch durch die Sonde ins Bohrloch, und den Einheiten zur Erfassung der Meßdaten.

Durch Absolutdruckaufnehmer werden  $P_m$ , der Druck im Autoklaven,  $P_2$ , der Druck auf der Injektionsseite der Probe, und  $P_b$ , der Druck im Bohrloch registriert und von einem Data-Logger gespeichert bzw. an einen Rechner Typ HEWLETT & PACKARD 85 zur Protokollierung weitergegeben. Der Druck am Probenausgang,  $P_1$ , entspricht entweder dem momentanen Luftdruck oder dem an einem Druckhalteventil eingestellten Druck  $P_{DH}$ .

Für die elektrische Potentialmessung nach der 4-Punkt-Methode wurde eine Konstantstromquelle der Firma TIME Electronics Ltd. verwendet. Der in die Probe eingespeiste Gleichstrom wurde zur Vermeidung von Störungen durch Polarisations-effekte und Eigenpotentialbildungen mit einem Datapulser der Firma Indigel gepulst (  $\nu = 0.2 \text{ Hz}$  ). Die Potentialmessung erfolgte mit dem hochohmigen Multimeter 1071 der Firma Datron, die Aufzeichnung der digital angezeigten Meßwerte mit einem Zweikanal-Schreiber der Firma Philips.

## 6. Versuchsdurchführung

### 6.1 Probenmaterial

Alle Versuche wurden mit Granitproben aus dem Okertal /Harz nördlich der Romkerhalle Wasserfälle durchgeführt. Es handelt sich dabei um ein grobkörniges angewittertes Gestein. Das Auftreten zahlreicher kleiner miarolithischer Hohlräume von einigen Millimeter Durchmesser weist darauf hin, daß es sich um den Granit der Randfazies des Okerplutons handeln muß.

Der Mineralbestand ist Quarz, Kalifeldspat mit perthitischer Entmischung, Plagioklas, welcher z. T. stark umgewandelt ( sericizisiert ) ist, Biotit ( gebleicht und teilweise chloritisiert ) und Muskovit, der nur in den Miarolen aufzutreten scheint.

Aus einem großen Granitblock wurden sechs zylindrische Proben mit 3 cm Durchmesser und Längen zwischen 4.13 und 7.25 cm präpariert und deren Porositäten durch Auftriebsswägung bestimmt. Als Mittelwert der sechs Messungen ergab sich eine Porosität von  $3.32 \pm 0,2\%$ . Die Porosität der Proben wird primär durch Spaltrisse in der Größenordnung von 1 - 1000  $\mu\text{m}$  Dicke entlang von Korngrenzen und durch Mineralkörner sowie durch die bereits erwähnten Miarolen verursacht ( Abbildung 6 ). Unter Zugrundelegung der Durchschnittsporosität besitzen die verwendeten zylindrischen Probekörper von 9 cm Länge und 16 cm Durchmesser ein Porenvolumen von ca.  $60 \text{ cm}^3$ . ( Das freie Volumen in der abgepackerten Bohrung, dessen Kenntnis für die Interpretation der Dispersionsversuche notwendig ist, wurde zu ca.  $19 \text{ cm}^3$  bestimmt.)

Insgesamt wurden drei zylindrische Probekörper aus Granit mit den oben genannten Abmessungen hergestellt und mit den Nummern 1, 2 und 3 gekennzeichnet. An den Proben 2 und 3 wurden die absoluten Flüssigkeitspermeabilitäten für linearen und radialen Fluß bestimmt ( siehe 4.2 ). Dabei ergaben sich folgende Meßwerte, die eine deutliche Anisotropie der Permeabilität erkennen lassen:

Probe 2

Probe 3

K ( abs, linear ) = 0.11 mD  
K ( abs, radial ) = 0.07 mD

K ( abs, linear ) = 0,28 mD  
K ( abs, radial ) = 0,69 mD

## 6.2 Beschreibung des Versuchsablaufs

Zuerst wird die Gesteinsprobe mit einem Elektrolyten definierter Zusammensetzung getränkt. Um eine vollständige Sättigung des Porenraums zu erreichen, verbleibt die Probe 24 Stunden in der Lösung bei einem Unterdruck von 800 Pa. Anschließend wird die Meßanordnung wie oben beschreiben zusammengebaut und am Autoklavdeckel, der Anschlüsse für Kapillarleitungen und einen 6-poligen druckdichten Stecker für elektrische Leitungen enthält, befestigt. Die Injektion und Produktion von Lösungen erfolgt über Kapillarleitungen, die Einspeisung des elektrischen Stroms und die Potentialdifferenzmessung über Kupferkabel. Der Autoklav wird geschlossen und der Manschettendruck (  $P_{\text{max.}} = 100 \text{ MPa}$  ) durch Einpumpen von Öl erzeugt. Die Temperatur im Autoklaven (  $25 < T < 200 \text{ }^\circ\text{C}$  ) wird während des Versuchs konstant gehalten.

Die Probe kann auf zweierlei Weise mit Flüssigkeiten durchströmt werden: linear bei Injektion über eine der Stirnflächen und radial bei Injektion ins Bohrloch.

Die produzierte Flüssigkeit tritt in beiden Fällen über eine Stirnfläche aus.

Bei Bestimmung der Flüssigkeitspermeabilität für den linearen Fluß wird die Gesteinsprobe bei abgesperrter, ins Bohrloch führender Kapillarleitung parallel zur Zylinderachse durchströmt, und der sich einstellende konstante Differenzdruck für eine vorgegebene konstante Fließrate registriert. Die Permeabilität wird nach der DARCY-Gleichung für inkompressible Medien berechnet ( von ENGELHARDT 1960 ):

$$K = \frac{q \cdot \mu \cdot l}{A \cdot \Delta p} \quad ( \text{Gl. 8} )$$

K = Permeabilität in D ( =  $10^{-8}$  cm<sup>2</sup> )  
q = Fließrate in cm<sup>3</sup> /s  
l = Länge der Probe in cm  
A = Querschnittsfläche der Probe in cm<sup>2</sup>  
 $\eta$  = Viskosität der Flüssigkeit in Pa.s  
 $\Delta p$  = Differenzdruck in Pa

Bei Bestimmung der Permeabilität für den radialen Fluß wird bei abgesperrter, auf die Stirnfläche führender Kapillarleitung mit konstanter Rate ins Bohrloch injiziert, und der sich einstellende konstante Druck im Bohrloch gemessen. Die Permeabilität errechnet sich dann folgendermaßen (von ENGELHARDT 1960 ):

$$K = \frac{q \cdot \mu \cdot \ln r_e / r_w}{h \cdot \Delta p} \quad ( \text{Gl. 9} )$$

$r_e$  = äußerer Radius der Probe in cm  
 $r_w$  = Bohrlochradius in cm  
h = Höhe der Probe in cm

Zur Einstellung einer konstanten initialen Porendruckverteilung in der Probe wird über die Stirnfläche gegen ein Druckhalteventil (  $P_{DH}(\text{max}) = 15 \text{ MPa}$  ) auf der Produktionsseite injiziert.

Folgende Versuche wurden durchgeführt:

1. Belasten einer gesättigten Probe auf maximal 40 MPa und Entspannen auf Normalbedingungen ohne Injektion von Flüssigkeiten bei einem dem Luftdruck entsprechenden Porendruck.



2. Bei konstantem Manschettendruck Injektion des Sättigungselektrolyten mit steigender Rate ins Bohrloch bis der Bohrlochdruck knapp unterhalb des Manschettendruckes liegt.
3. Bei konstantem Manschettendruck Injektion eines Elektrolyten mit von der Sättigungsflüssigkeit abweichender Konzentration mit konstanter Rate ins Bohrloch.

Die sich während des Versuches einstellenden Potentialdifferenzen zwischen den inneren Elektroden der Sonde ( siehe oben ) werden kontinuierlich aufgezeichnet. Bei Kenntnis der eingespeisten Stromstärke und Geometrie der Elektrodenanordnung ergibt sich für die Berechnung des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes folgende Formel ( KERTZ 1969 ):

$$\rho = \frac{\pi \cdot U}{4 \cdot I} \cdot \frac{L^2 - a^2}{a} \quad ( \text{Gl. 10} )$$

$\rho$  = scheinbarer spezifischer elektrischer Widerstand in  $\Omega\text{m}$   
 $U$  = Potentialdifferenz zwischen den Meßelektroden in V  
 $I$  = eingespeiste konstante Stromstärke in A  
 $L$  = Abstand der einspeisenden Elektroden in cm  
 $a$  = Abstand der Potentialmeßelektroden in cm

Diese Beziehung ist allerdings nur für die Messung an einer ebenen Oberfläche gültig. Da bei den hier durchgeführten Messungen insbesondere relative Änderungen von  $\rho^*$  interpretiert werden sollen, ist der Fehler wegen unvollständiger Erfüllung der Voraussetzungen bei Verwendung von Gleichung 10 nicht so erheblich. Bei zukünftigen Untersuchungen sollte allerdings der Geometriefaktor stärker berücksichtigt werden.

## 7. Versuchsergebnisse und deren Interpretation

### 7.1 Scheinbarer spezifischer elektrischer Widerstand als Funktion des Manschettendruckes

Die in Abbildung 7 dargestellten Meßergebnisse stehen in scheinbarem Gegensatz zu der Erwartung, daß mit steigendem effektiven Matrixdruck, i.e. die Differenz zwischen Manschetten- und Porendruck, eine Zunahme des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes einhergeht, weil es zu einer Verringerung der Porosität kommt, die bei überwiegend elektrolytischer Leitung durch die Porenflüssigkeit die Größe des scheinbaren elektrischen Widerstandes entscheidend bestimmt.

Abgesehen davon, daß die registrierten Widerstandsänderungen insgesamt sehr klein waren, ergaben sich eher leicht fallende Werte für steigende Manschettendrücke. Bei Entspannung der Proben gingen die Widerstandswerte geringfügig zurück.

Diese Ergebnisse können dahingehend interpretiert werden, daß die gemessenen Änderungen des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes der Proben nicht unmittelbar auf die Veränderungen des Manschettendruckes zurückzuführen sind, sondern durch meßtechnische Effekte verursacht wurden und noch innerhalb einer statistischen Schwankungsbreite von + 10% liegen. Eine quantitative Abschätzung der Abnahme des Porenvolumens bei Zugrundelegung eines Kompressibilitätskoeffizienten  $c_r$  in der Größenordnung von  $10^{-5} \text{ bar}^{-1}$  und von  $P_m = 40 \text{ MPa}$  ergibt :

$$c_r = \frac{\Delta PV}{\Delta P} \cdot \frac{1}{PV} \quad (\text{Gl. 11})$$

$$\Delta PV = 0.004 \quad PV$$

PV = Porenvolumen in  $\text{cm}^3$

Bei Verwendung der ARCHIE-Gleichung würden sich die Formationswiderstände der Gesteinsproben bei  $P_m \sim 0.1 \text{ MPa}$  und  $P_m = 40 \text{ MPa}$  folgendermaßen verhalten:

$$\frac{R_G(P_m \sim 0.1 \text{ MPa})}{R_G(P_m = 40 \text{ MPa})} = \frac{\phi_b^{-2}}{(\phi_b(1 - 0.004))^{-2}} = 0.99$$

Diese minimale Änderung wurde offenbar nicht registriert.

## 7.2 Scheinbarer spezifischer elektrischer Widerstand als Funktion des Bohrlochdruckes

Die hierzu ausgeführten Experimente sollten prüfen, ob die mit Annäherung von  $P_b$  an  $P_m$  durch verstärkte Mikrorißbildung und damit einhergehende Porositätsvergrößerung hervorgerufene Änderung des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes der Probe als deutlicher, reproduzierbarer Meßeffect registriert werden kann.

Mit den vorliegenden Untersuchungsergebnissen ( Abbildung 8 und 9 ) konnte tatsächlich eine verstärkte Mikrorißbildung vor Erreichen des Frac-Druckes geoelektrisch nachgewiesen werden. Allerdings wurde auch festgestellt, daß, wie unten weiter ausgeführt, die Beschaffenheit der Probe auf den Meßeffect einen Einfluß hat.

Alle untersuchten Granitproben lassen zunächst eine kontinuierliche Abnahme des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes mit steigendem Bohrlochdruck erkennen.

Dies ist dadurch zu erklären, daß mit zunehmendem Bohrloch- und damit anwachsendem Porendruck der effektive Matrixdruck abnimmt, und die mittlere Mikrorißweite und -vernetzung zunimmt, was durch die Abnahme des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes angezeigt wird. Die Erhöhung des Porenflüssigkeitsdruckes führt im wesentlichen nicht zur Öffnung neuer Mikrorisse sondern zum Erweitern vorhandener. Wenn im Zuge der Mikrorißaufweitung Rißsysteme unterschiedlicher Dimensionen stärker miteinander vernetzen und dadurch die Tortuosität herab- und die Porosität heraufgesetzt werden, kommt es zu stärkeren Abnahmen des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes. Dies wird deutlich an den Ergebnissen für Probe 3 ( Abbildung 8 ), bei der der Einfluß eines makroskopisch sichtbaren Risses auf den scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstand für Bohrlochdrücke oberhalb 30 MPa durch ein deutliches reproduzierbares Abbiegen von der vorher im logarithmischen Maßstab vorhandenen Geraden angezeigt wird. Dies ist ein Nachweis dafür, daß bei Annäherung an den Manteldruck ( = Manschettendruck ) verstärkt Mikrorisse geöffnet werden.

Im Sinne dieser Annahmen wäre auch das Verhalten der Probe 2 erklärbar, die bei einer Einzelmessung eine sprunghafte Änderung des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes bei ca. 20 MPa erkennen ließ. Hier wird vermutet, daß Miarolen oder größere Risse mit einigen mm<sup>3</sup> Porenvolumen plötzlich miteinander kommunizierten.

Gerade am Verhalten der Probe 2 wird deutlich, wie sehr die Beschaffenheit der Gesteinsprobe auf das Versuchsergebnis Einfluß nimmt. Der untersuchte Granit mit einer Durchschnittsporosität von 3,32% und Flüssigkeitspermeabilitäten in der Größenordnung von 0,1 mD ist sicher nicht für einen in situ-Gebirgszustand repräsentativ. Ein deutlicherer Widerstandseffekt wird von Proben mit geringeren Porositäten und Permeabilitäten erwartet, bei denen die Zahl und Dimension ursprünglicher Mikrorisse kleiner sein dürfte. Bei solchen Proben wird es zu einer besonders verstärkten Öffnung neuer Mikrorisse oberhalb eines kritischen Porendruckes kommen. Es kann davon ausgegangen werden, daß dieser Druck unter dem Frac-Druck  $P_f$  liegt. Für Proben, die im Autoklavexperiment einem Manschettendruck  $P_m$  (= Matrixdruck ) ausgesetzt sind, gilt folgende empirische Beziehung ( RUMMEL, F., HEUSER, U., MÜLLER, W., OTTO, F. 1986 ):

$$P_f = P_{\infty} + K \cdot P_m \quad ( \text{Gl. 12} )$$

- $P_{\infty}$  = Zugfestigkeit der Probe bei Normalbedingungen  
 $K = 1$  für ein permeables, rißbehaftetes Gestein  
 $K = 2$  für ein rißfreies Gestein

Wären also mikroskopische Inhomogenitäten des Korngefüges mit den zugehörigen Spannungsinhomogenitäten nicht vorhanden, würde dies bedeuten, daß der erwartete Effekt beim scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstand je nach der Zugfestigkeit des verwendeten Gesteins bei Porendrücken deutlicher größer als  $P_m$  auftreten würde. Für die verwendeten Granite, deren relativ geringe scheinbare Widerstände mit geringen Zugfestigkeiten korrelieren ( FRITSCH, V., TAUBER, A. F. 1970 ), war die Differenz zwischen  $P_f$  und  $P_m$  nicht allzu groß, wenn von einem rißbehafteten Gestein ausgegangen wird.

Für die verwendete Versuchsanordnung bedeutet dies, daß die Bedingung  $P_b > P_m$  nur für nahezu impermeable Gesteine erfüllt werden kann. Denn bei einer deutlichen Permeabilität des Gesteins kommt es zum Druckabbau über die Probe und einem Aufblasen der Manschette bei  $P_b > P_m$ . Je nach der Kompressibilität des Systems kommt es dann zu einem Abreißen der Manschette von der Mantelfläche oder nur zu einer Ausbeulung in den Autoklavraum mit der Folge, daß bei weiterer Erhöhung von  $P_b$  auch  $P_m$  zunimmt, d.h. der Autoklav über die Bohrlochinjektionsleitung aufgepumpt würde.

### 7.3 Zeitliche Abhängigkeit des scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstandes beim Injizieren von Lösungen mit anderer Elektrolytkonzentration als die der Porenflüssigkeit ins Bohrloch mit konstanter Rate (Dispersionsversuche)

Bei den Dispersionsversuchen wurde die Probe initial mit einem Elektrolyten definierter Konzentration gesättigt und dann bei konstantem Manschettendruck ein höher- bzw. geringerkonzentrierter Elektrolyt mit konstanter Rate ins Bohrloch injiziert. Die Experimente sollten darüber Aufschluß geben, wie schnell der scheinbare spezifische elektrische Widerstand der Probe auf Änderungen der Elektrolytkonzentration reagiert und inwieweit die Rate der zeitlichen Änderung eine Ableitung der Permeabilität der Probe gestattet.

Die Ergebnisse ( Abbildung 10, 11, 12, 13 ) zeigten, daß sich bei der Injektion einer Lösung mit einer hohen Elektrolytkonzentration in einen Porenraum, der mit einem geringerkonzentrierten Elektrolyten gesättigt ist, schneller stabile Widerstandswerte einstellen als im umgekehrten Fall der Injektion eines geringer als die Porenflüssigkeit konzentrierten Elektrolyten ins Bohrloch der Probe.

Diese Beobachtung erklärt sich durch den entscheidenden Einfluß einer hohen Elektrolytkonzentration im Netzwerk kommunizierender Poren auf den scheinbaren spezifischen elektrischen Widerstand der Probe:

die Zugabe von kleinen Mengen hochkonzentrierter Salzlösung zu destilliertem Wasser verändert dessen elektrische Leitfähigkeit deutlich, die Zugabe von etwas destilliertem Wasser zu einer hochkonzentrierten Salzlösung dagegen verändert deren elektrische Leitfähigkeit nur unmerklich. Der hochkonzentrierte Elektrolyt verdrängt den geringkonzentrierten mehr oder wenig kolbenartig aus den Strömungsbahnen und bestimmt dort die elektrische Leitfähigkeit. Der durch Diffusion allmählich stattfindende Konzentrationsausgleich zwischen der geringkonzentrierten, in den Sackporen verbliebenen Lösung und der hochkonzentrierten in den Strömungsbahnen beeinflusst die Leitfähigkeit nur minimal. Im umgekehrten Fall führt die Wanderung von Ionen aus den Sackporen mit hoher Elektrolytkonzentration in die Strömungsbahnen mit geringer Elektrolytkonzentration zu einer deutlichen Beeinflussung, deren zeitliche Dauer vom Verhältnis Strömungsrate zu Diffusionsgeschwindigkeit abhängt.

Um für die Dispersionsversuche eine weitere Interpretationsmöglichkeit zu erschließen, wurden die produzierten Lösungen fraktioniert gesammelt, und der Chloridgehalt in den einzelnen Proben in Abhängigkeit von der Zeit nach Aufnahme der Injektion durch Titration bestimmt. Die graphische Darstellung der Ergebnisse zeigt die Abbildung 13. Eine einfache Methode zur Auswertung der Konzentrationsdaten hinsichtlich der mathematischen Beschreibung der Verdrängung im Porenraum durch die Diffusionsgleichungen gibt BRIGHAM (1974).

## 8. Ausblick

Die durchgeführten Laborexperimente haben gezeigt, daß mittels geeigneter geoelektrischer Meßmethoden Effekte nachweisbar sind, deren Auftreten mit dem Spannungszustand und der Permeabilität einer Gesteinsprobe verknüpft sind. Folgerichtig sollten sich dann diese Größen aus entsprechenden Meßdaten ableiten lassen. Anhand des gewonnenen Datenmaterials gilt es nun, entsprechende Auswerteverfahren, deren Grundlagen oben dargelegt wurden, zu entwickeln.

Den Versuchen im Autoklaven sollten Feldmessungen mit einer improvisierten Bohrlochsonde ( Dipmeter ) folgen, um die aus Laborexperimenten abgeleiteten Auswerteverfahren zu überprüfen. Im Falle einer erfolgreichen Bestätigung der Auswerteverfahren sollte die Entwicklung und Konstruktion einer speziellen Sonde erfolgen, die alternativ zu konventionellen Packertesten die Bestimmung der Permeabilität durchteufter Gesteinsschichten gestattet und bei der Ermittlung der in situ-Spannungszustände break down-Teste überflüssig macht.

## 9. Literatur

- BAUMGÄRTNER, J. (1987) : Anwendung des Hydraulic-Fracturing-Verfahrens für Spannungsmessungen im geklüfteten Gebirge, dargestellt anhand von Meßergebnissen aus Tiefbohrungen in der Bundesrepublik Deutschland, Frankreich und Zypern.- Berichte des Institutes für Geophysik der Ruhr-Universität Bochum, Reihe A, Nr. 21
- BEAR, J. (1972) : Dynamics of fluids in porous media.- Elsevier Science, New York
- BRACE, W.F., ORANGGE, A.S., MADDEN, T.R. ( 1965 ) : The effect of pressure on the electrical resistivity of water-saturated crystalline rocks.- J. Geophys. Res. 70, 5669-5678
- BRIGHAM, W.E. ( 1974 ) : Mixing equations in short laboratory cores. Transactions AIME, Vol. 257, 91 - 99.
- CORRENS, C. (1968): Einführung in die Mineralogie.- Springer Verlag, Heidelberg, Berlin, New York
- ENGELHARDT, W. von (1960): Der Porenraum der Sedimente.- Springer Verlag, Heidelberg, Göttingen, Berlin
- FRITSCH, V., TAUBER, A.F. (1970): Der spezifische Widerstand des Granits.- Acta Hydrophysica 14/4, 339 - 370
- HADERMANN, J. (1980) : Radionuclide transport through heterogeneous media.- Nucl. Technol. 47, 312
- JUNG, R. (1986) : Erzeugung eines großflächigen künstlichen Risses im Falkenberger Granit durch hydraulisches Spalten und Untersuchung seiner mechanischen und hydraulischen Eigenschaften. - Berichte des Institutes für Geophysik der Ruhr-Universität Bochum, Reihe A, Nr. 20
- KERTZ, W. (1969): Einführung in die Geophysik. Band 1.- Bibliographisches Institut Mannheim

- KESSELS, W. (1986): Operational principle, testing, and applications of the AWID-flat jack for absolute stress determinations using voltage measurements.- Rock Mechanics and Engineering 19, 165 - 183
- KESSELS, W. (1987a): The storage coefficient with regard to matrix compressibility.- Nlfb, Hannover, Archiv-Nr. 101317
- KESSELS, W. (1987b): Das Spannungsfeld der Erdkruste und seine Wirkung auf eine Übertiefe Bohrung.- KTB-Report 87-2, Beiträge zur Tagung der Deutschen Geophysikalischen Gesellschaft 1987. Hrsg.: KTB PL, HÄNEL, R., SCHOPPER, R.
- KRANZ, R.L. (1979): Crack growth and development during creep of Barre granite.- Int. J. Rock Mech. Min.Sci. 16, 23 - 35
- LOCKHART, N.C. (1980): Electrical properties and the surface characteristics and structure of clays.I. Swelling clays.- J. Colloid and Interface Sci. 74, 520 -529
- LOCKNER, D.A., BYERLEE, J.D. (1985a): Complex resistivity measurements, Schlumberger array.- Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung, Stuttgart
- PARKHOMENKO, E.I. (1982): Electrical resistivity of minerals and rocks at high temperature and pressure. Rev. Geophys. and Space Phys. 20, 193 - 218
- RUMMEL, F. (1965): Geräuschmessungen zur Untersuchung der Verformungen in Gesteinsproben bei einachsiger Belastung.- Technische Mitteilungen 65/1, Gebirgsmechanik, Gesellschaft für angewandte Geophysik
- RUMMEL, F., BAUMGÄRTNER, J., ALHEID, H.J. (1983): Hydraulic fracturing stress measurements along the Eastern boundary of the SW-German block.- Proceedings Workshop Hydraulic Fracturing Stress Measurements Nat. Academy Press, Wash. D.C., 3 - 17

RUMMEL, F., HEUSER, U., MÜLLER, W., OTTO, F. (1986): Basisdaten und Modelluntersuchungen zur Rißausbreitung bei Stimulationsuntersuchungen in geringpermeablen Sedimenten der norddeutschen Erdgasträgerformationen.- Abschlußbericht-Teil 1 zum DGMK-Projekt 167/3 Stimulation geringpermeabler tiefer Gaslagerstätten ( Phase III). DGMK-Forschungsbericht 167-4

SOKOLOVSKIJ, V.V. (1955): Theorie der Plastizität.- VEB Verlag Technik, Berlin





## **10. Anlagen**

(Abbildungen der Versuchsanlage,  
graphische und tabellarische Darstellungen  
der Meßergebnisse)

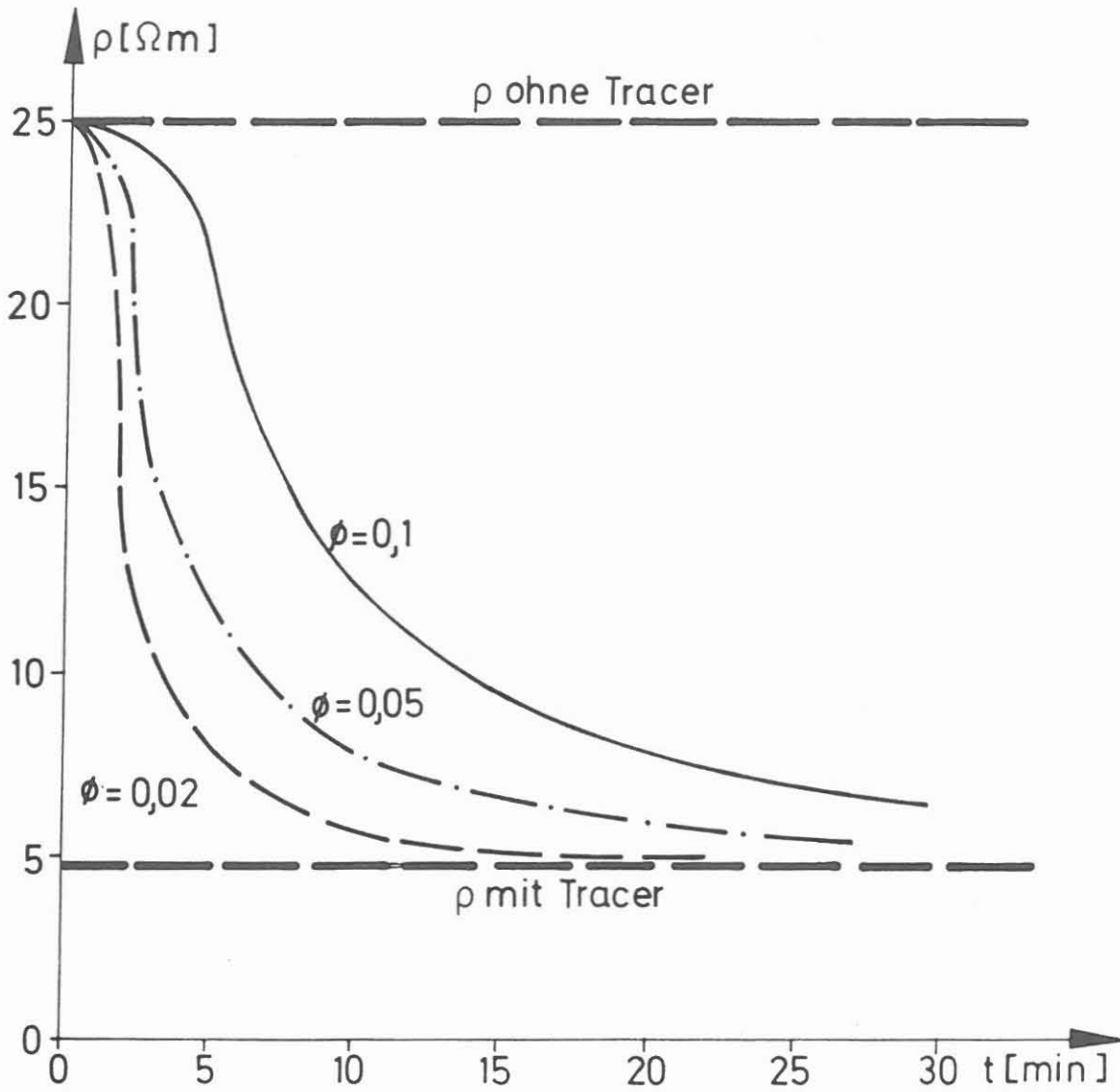
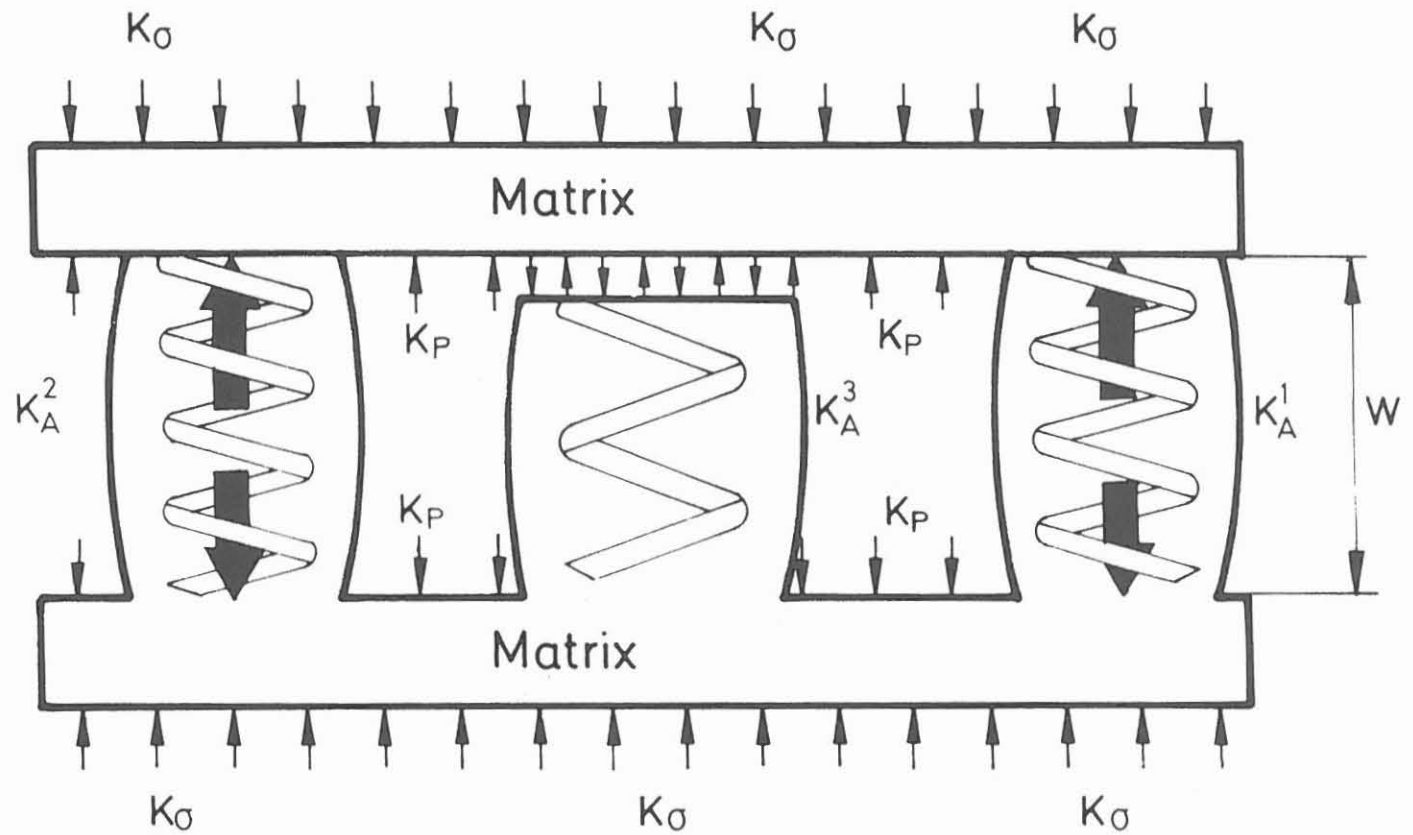


Abb. 1: Zeitliche Änderung des spezifischen elektrischen Gesteinswiderstandes bei Invasion von hochleitfähiger Spülung in den Porenraum für Porositäten von 2, 5 und 10%



- $K_\sigma$  = Kraft durch Spannung im Korngefüge  
 $K_P$  = Kraft durch den Flüssigkeitsdruck im Riß  
 $K_A^i$  = Kraft im  $i$ -ten Auflagepunkt  
 $W$  = Rißweite

Abb. 2: Einfaches Modell zum Kräftegleichgewicht an einem Riß mit verschiedenen Auflagepunkten in Anlehnung an JUNG (1986)

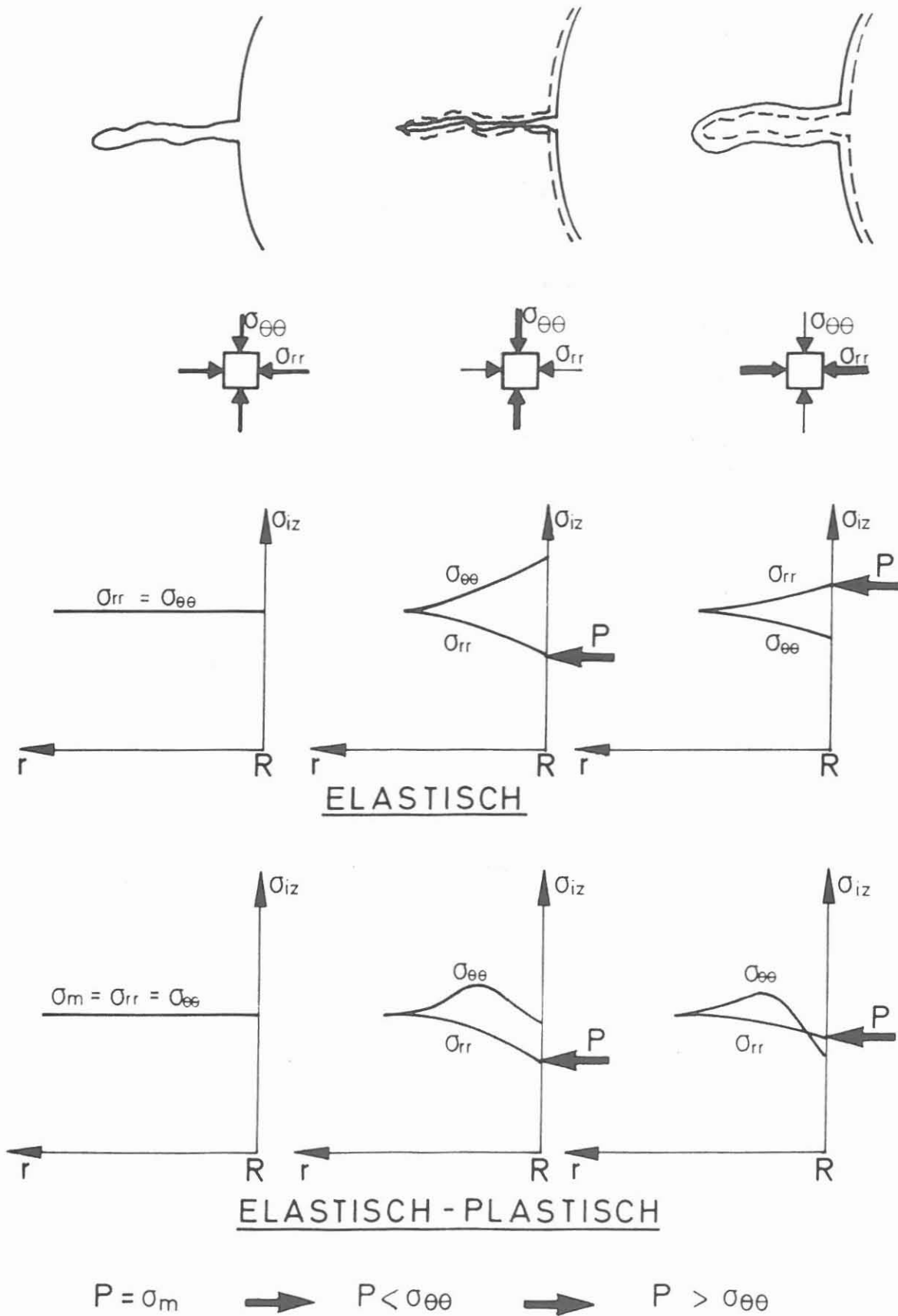


Abb. 3: Öffnungsvorgang von Rissen in der Bohrlochswand bei Änderung des Spülungsdruckes (KESSELS 1987b)

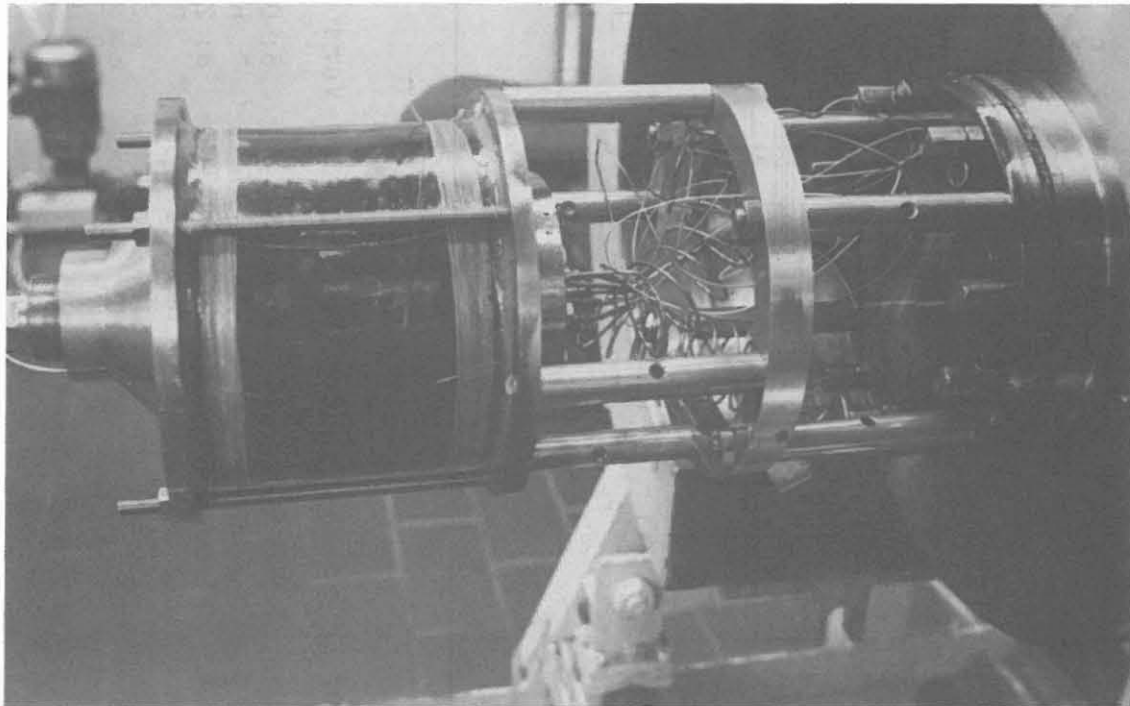
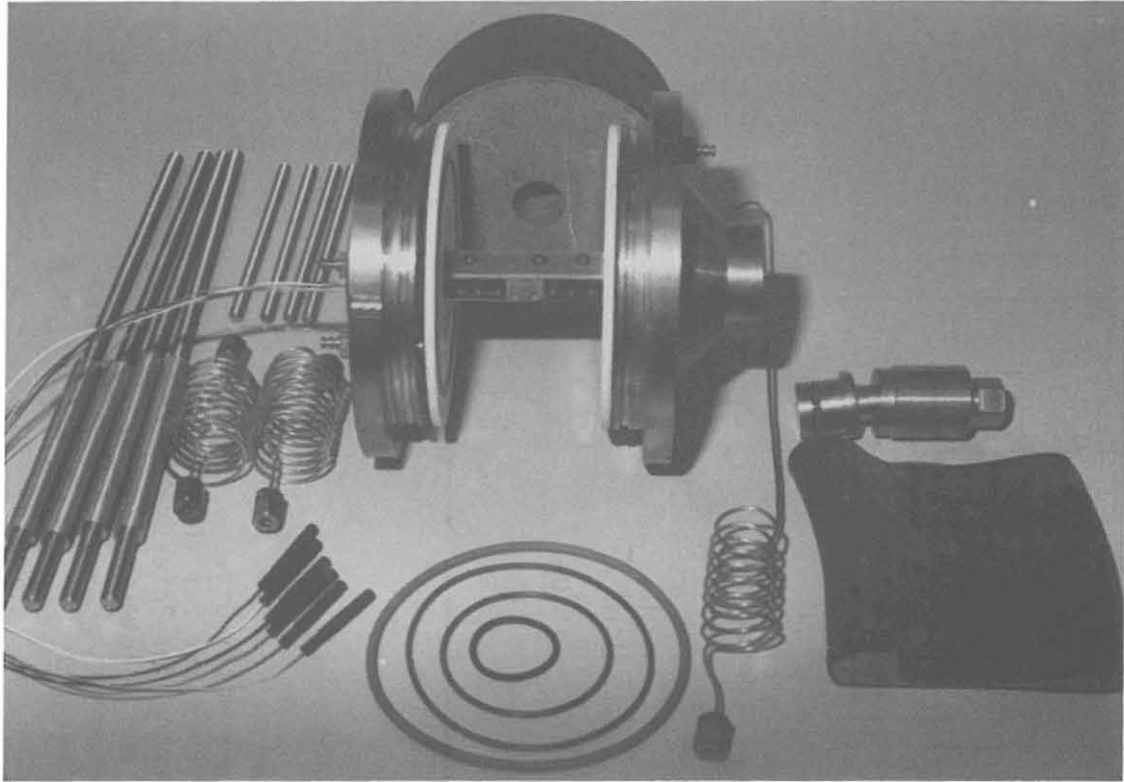


Abb. 4: Die Meßanordnung im zerlegten Zustand (oben) und komplett montiert am Autoklavdeckel befestigt (unten).

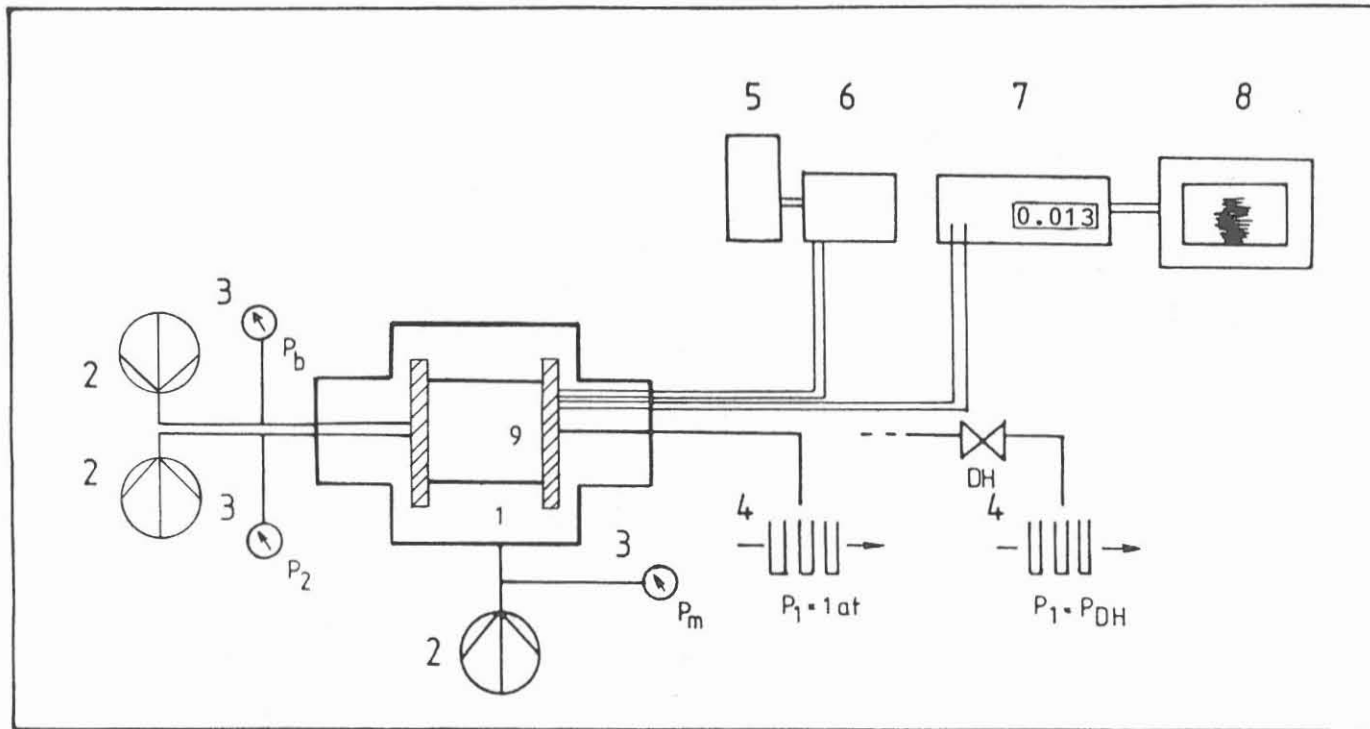


Abb. 5: Schematische Darstellung der Versuchsanlage

- |   |   |
|---|---|
| 1: Autoklav   | 6: Datapulser   |
| 2: Pumpen für die Injektion von Flüssigkeiten in die Probe und zur Erzeugung des Autoklavdruckes      | 7: hochohmiges Multimeter   |
| 3: Absolutdruckaufnehmer zur Registrierung von $P_2, P_b, P_m$  | 8: 2-Kanal-Schreiber zur kontinuierlichen Registrierung der Potentialdifferenz zwischen den Meßelektroden |
| 4: Fraktionensammler zum Auffangen der produzierten Flüssigkeiten zur Durchführung von Massenbilanzen | 9: Meßanordnung mit geoelektrischer Anzeige   |
| 5: Konstantstromquelle  | DH: Druckhalteventil  |



1000µm

Abb. 6: Dünnschliff-Photographie einer Okergranit-Probe.  
In der Bildmitte: Kalifeldspat mit Perthit-Ent-  
mischung. Ober- und unterhalb der Bildmitte:  
Myrmekitischer Quarz. Auftreten von Mikrorissen  
entlang von Korngrenzen und als Spaltrisse im  
Feldspat.



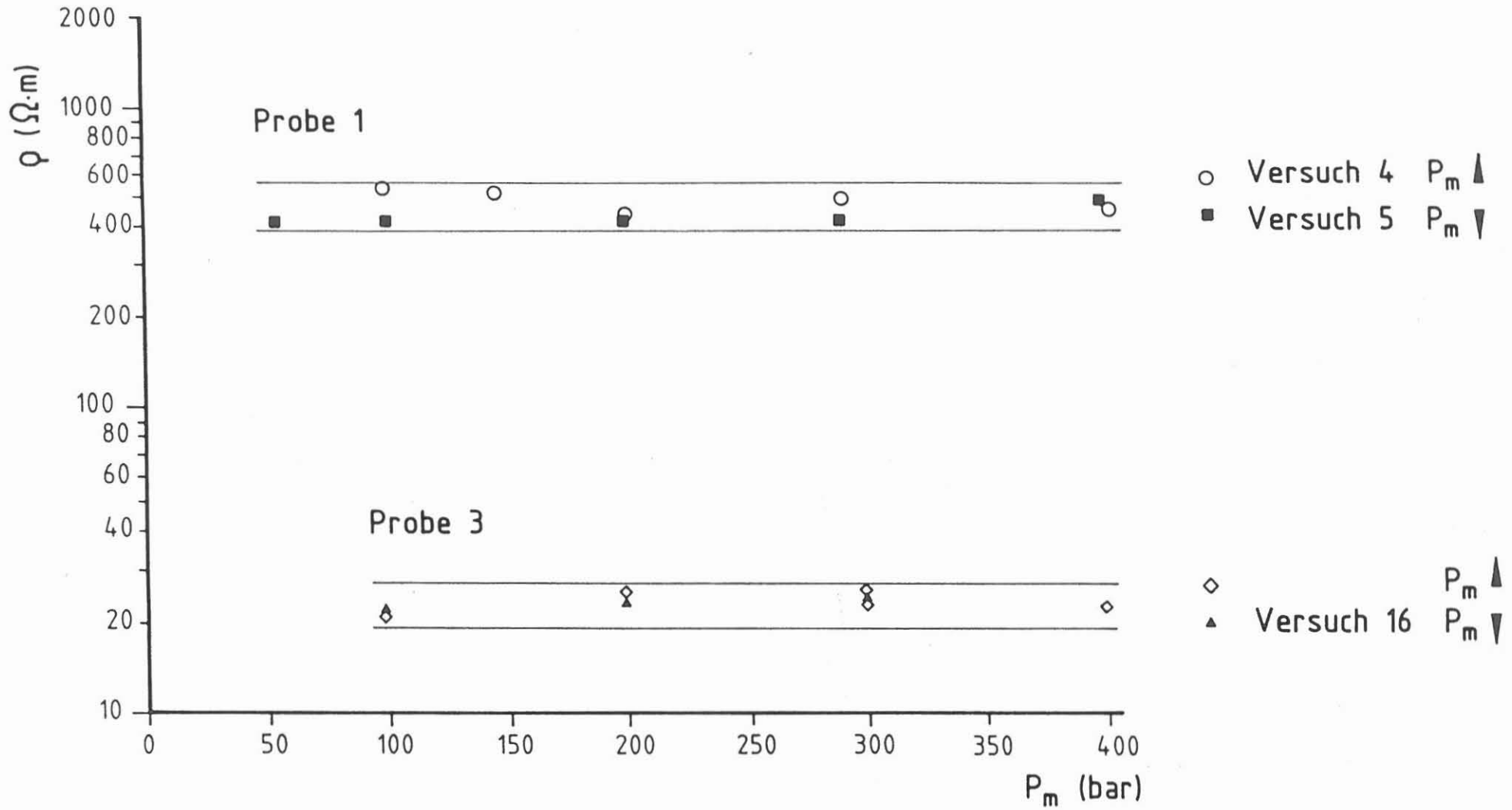
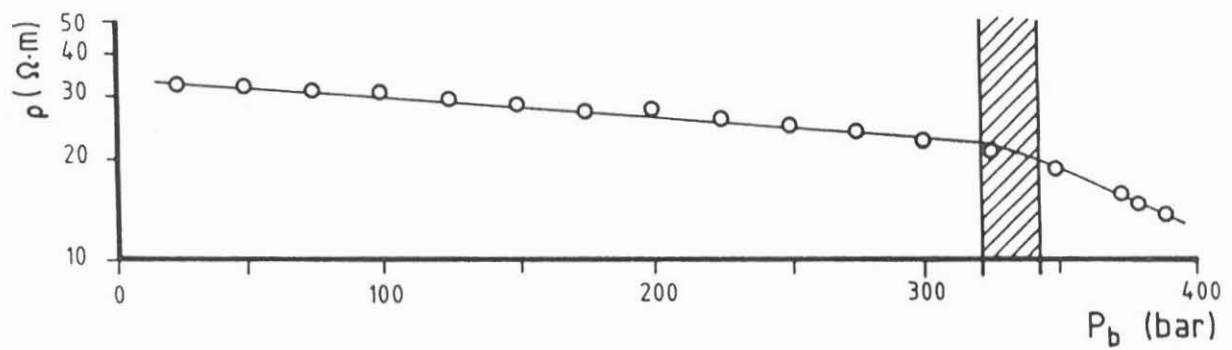
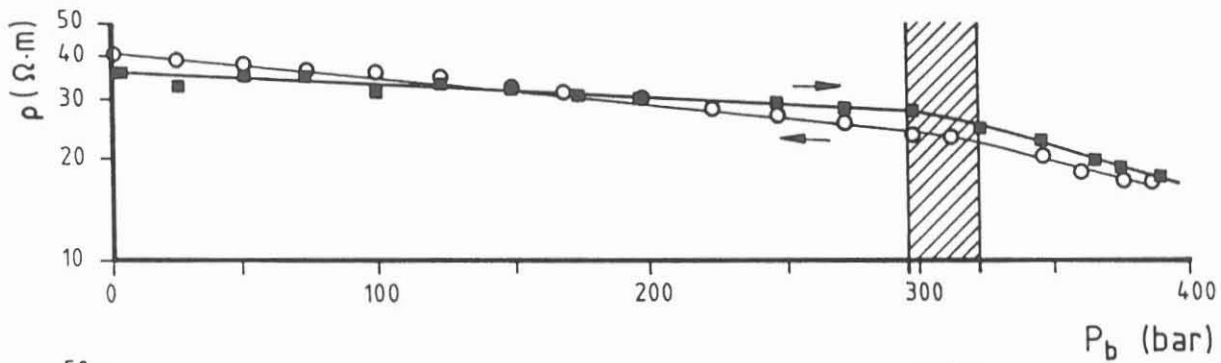


Abb. 7: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand als Funktion des Manschettendruckes

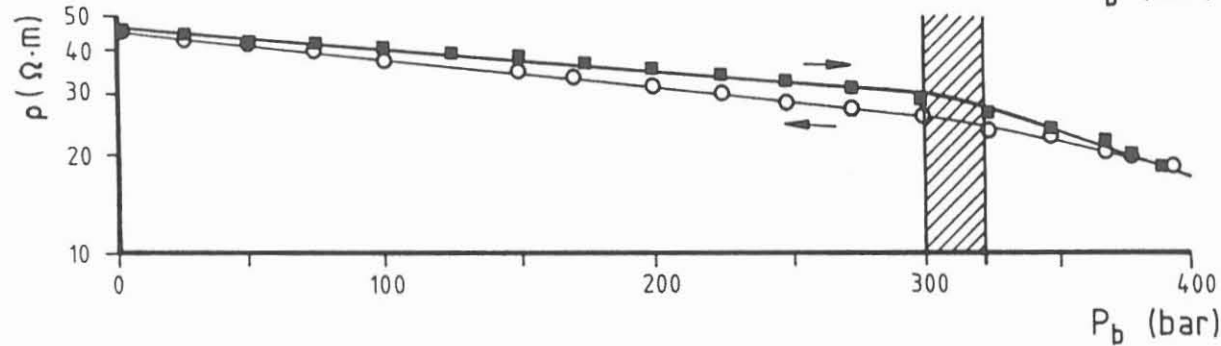


$P_m = 400$  bar  
 Probe 3

○—○ Versuch 17



■—■ Versuch 18  $P_m \blacktriangle$   
 ○—○ Versuch 19  $P_m \blacktriangledown$



■—■ Versuch 20  $P_m \blacktriangle$   
 ○—○ Versuch 21  $P_m \blacktriangledown$

Abb. 8: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand als Funktion des Bohrlochdruckes bei konstantem Manschettendruck (Elektrolytkonzentration der Injektions- und Porenflüssigkeit identisch)

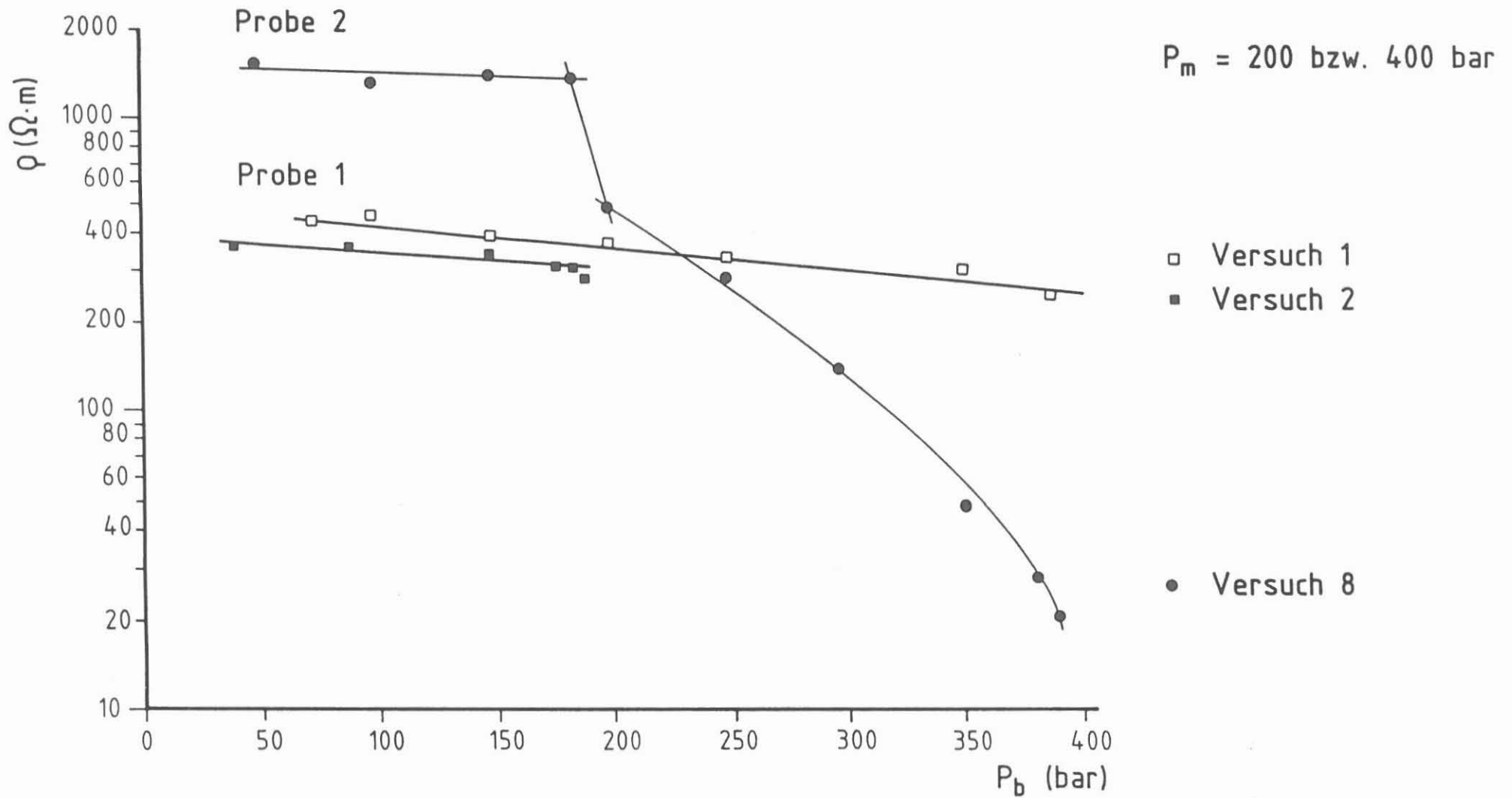


Abb. 9: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand als Funktion des Bohrlochdruckes bei konstantem Manschettendruck (Elektrolytkonzentration der Injektions- und Porenflüssigkeit identisch)

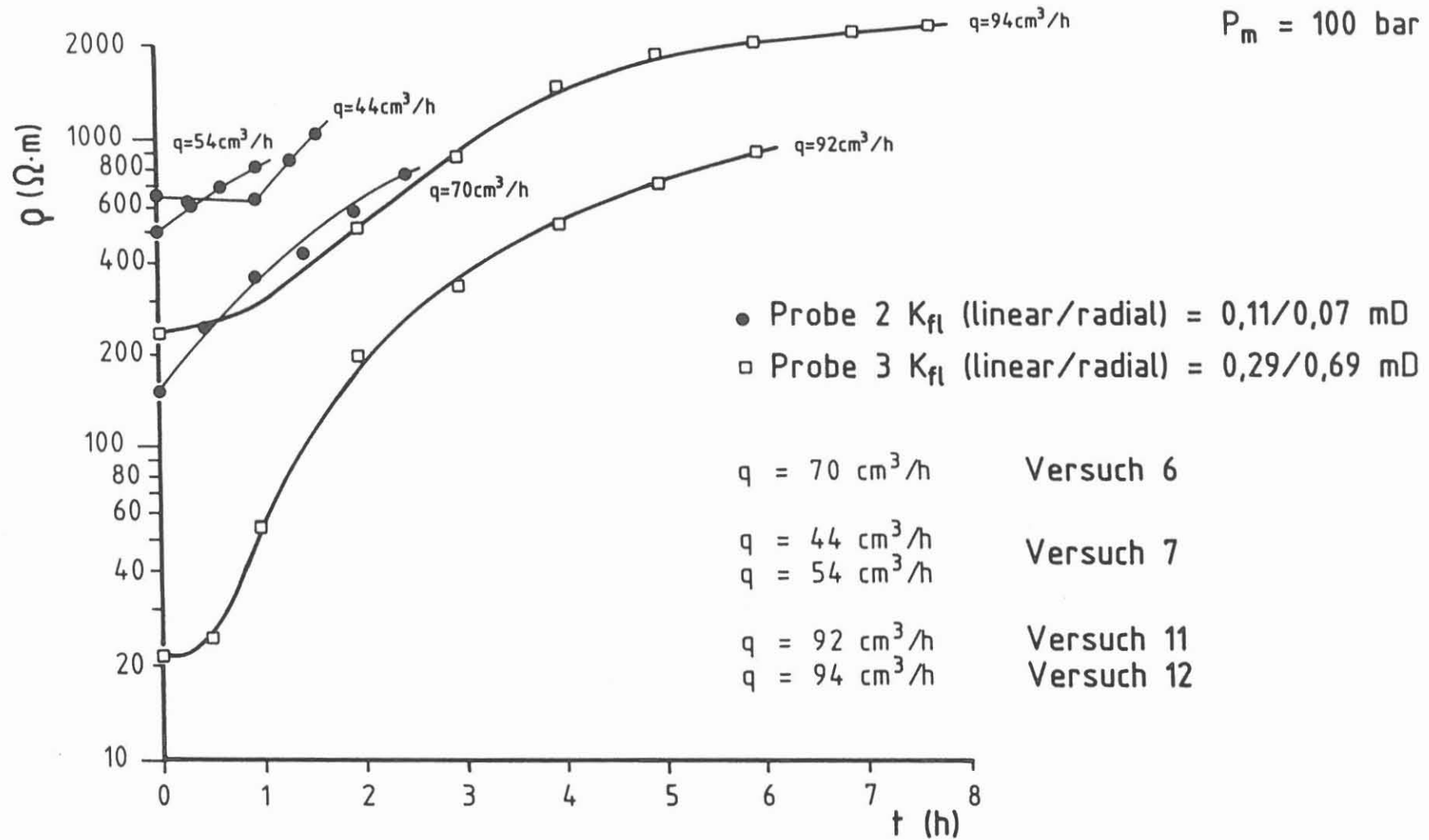


Abb. 10: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand als Funktion der Zeit bei der Injektion eines geringer als die Porenflüssigkeit konzentrierten Elektrolyten für verschiedene Raten

$P_m = 100 \text{ ba}$   
Probe 3

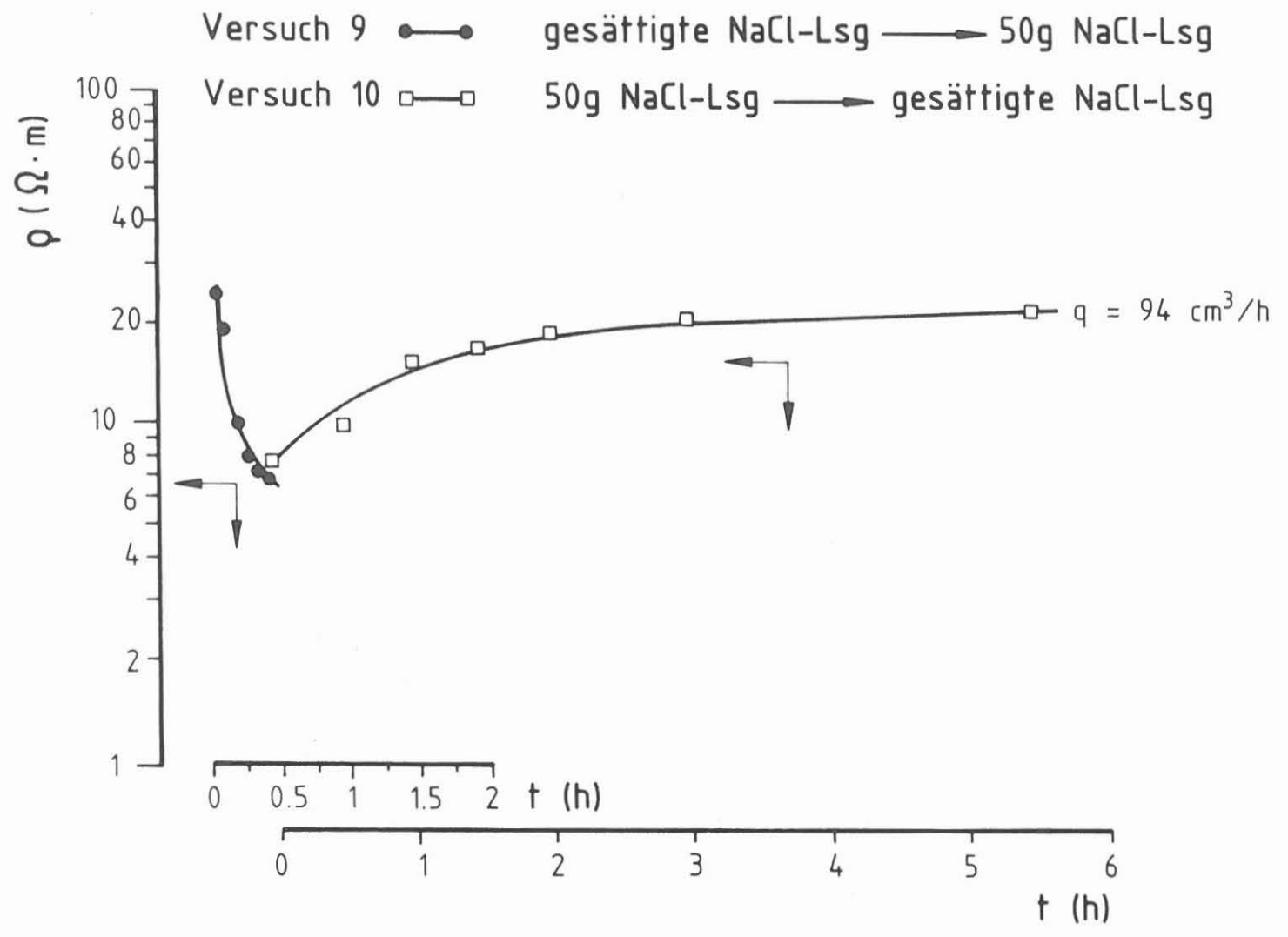


Abb. 11: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand als Funktion der Zeit bei der Injektion einer von der Konzentration des Elektrolyten im Porenraum verschiedenen Salzlösung

Versuch 14

$P_m = 100 \text{ bar}$

gesättigte NaCl-Lsg  $\rightarrow$  50g NaCl/l-Lsg

Probe 3

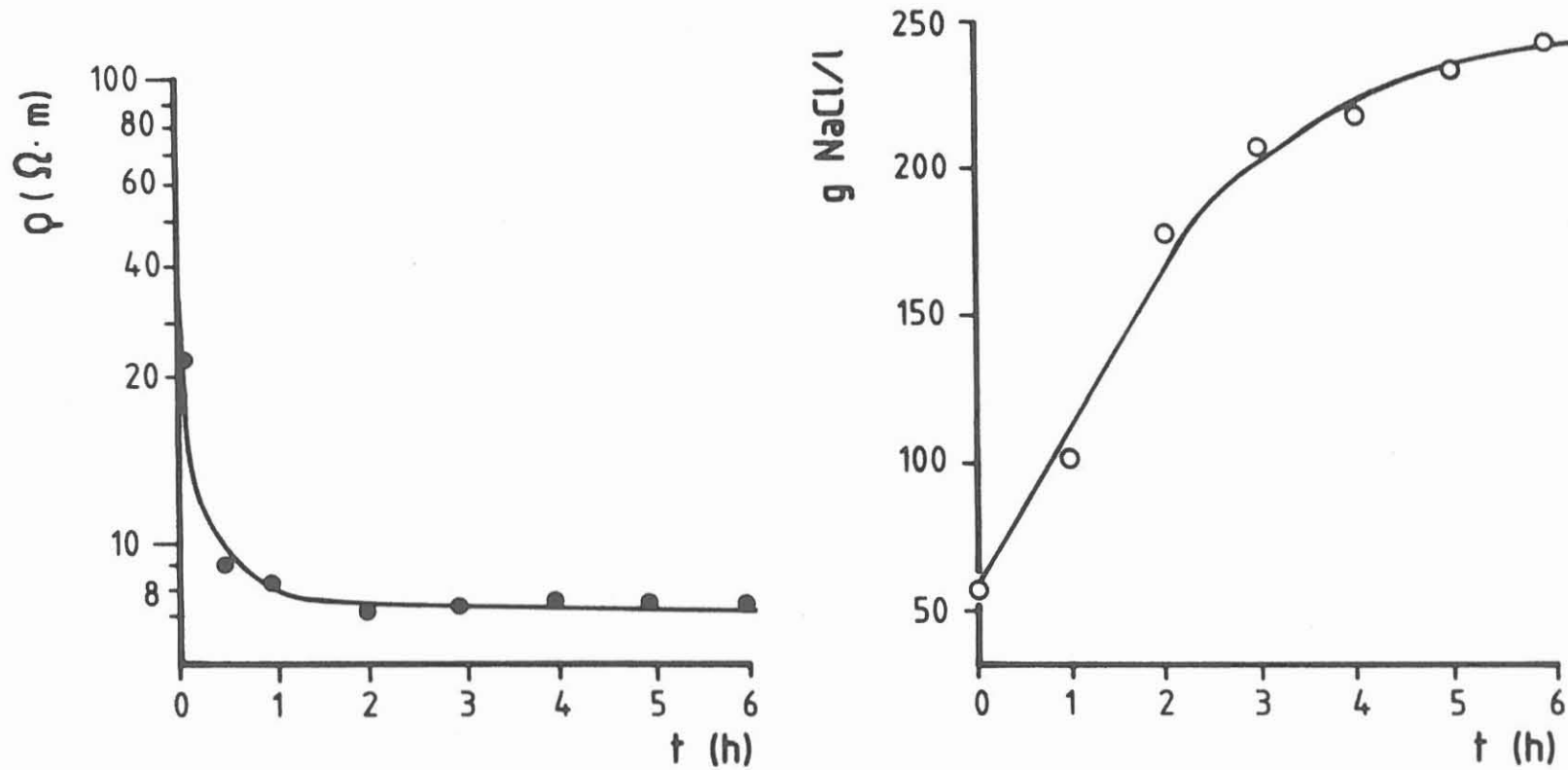


Abb. 12: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand (links) und Salzkonzentration der produzierten Lösung (rechts) als Funktion der Zeit bei der Injektion einer von der Konzentration des Elektrolyten im Porenraum verschiedenen Salzlösung

Versuch 15

$P_m = 100 \text{ bar}$

50g NaCl/l-Lsg  $\longrightarrow$  gesättigte NaCl-Lsg

Probe 3

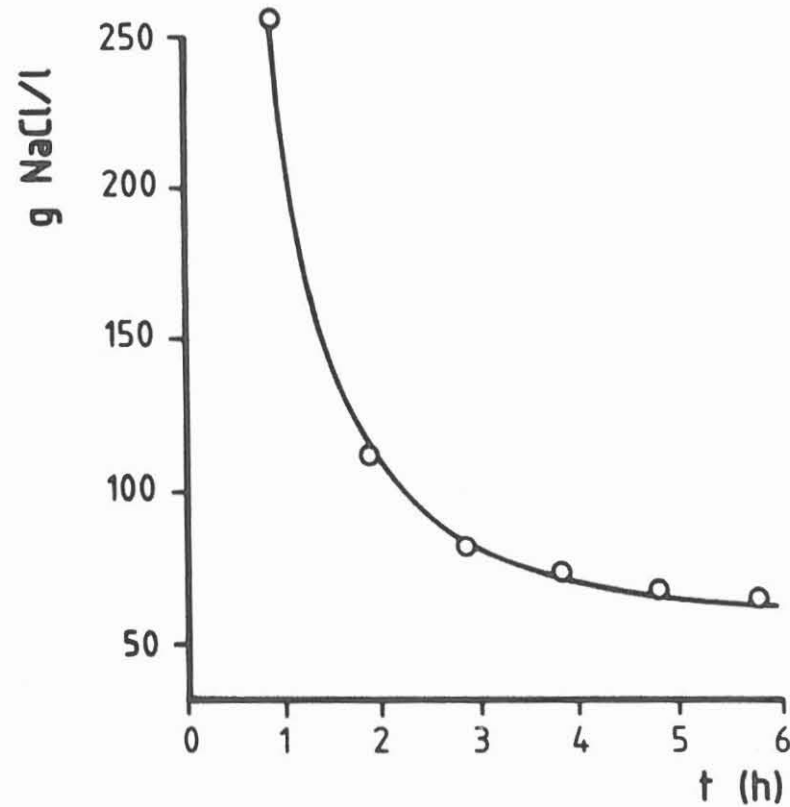
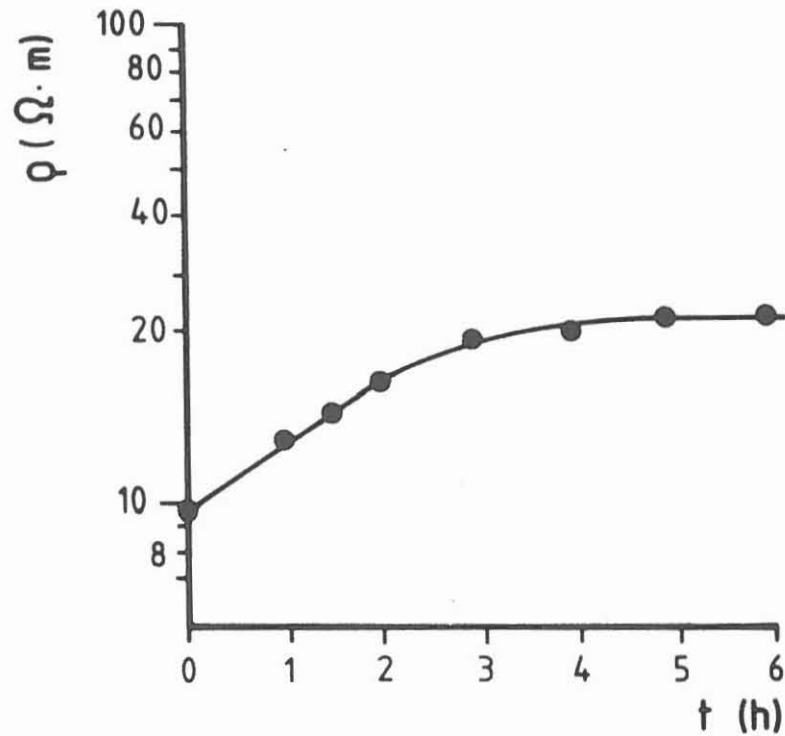


Abb. 13: Scheinbarer spezifischer elektrischer Gesteinswiderstand (links) und Salzkonzentration der produzierten Lösung (rechts) als Funktion der Zeit bei der Injektion einer von der Konzentration des Elektrolyten im Porenraum verschiedenen Salzlösung

Fa. Dr. D. Neumann  
– Gerätebau –

Rübezahlstraße 65A  
8000 München 83

## Peltierelemente und Hochtemperaturkühlung





### Vorwort

Vorausgeschickt werden muß, daß es nicht gelang, Informationen über das Verhalten von Peltierelementen unter hohen Drücken zu erhalten. Allerdings ist es u. E. auch nicht relevant, dieser Frage nachzugehen, da bei allen Betrachtungen unterstellt wurde, daß die einzubauenden Peltierblöcke niemals außerhalb des Sondenbehältnisses eingesetzt würden.

Die Hauptfrage nach der Möglichkeit, Peltierkühlung auch bei Umgebungstemperaturen von  $+350^{\circ}\text{C}$  einsetzen zu können, kann bejaht werden. Allerdings wird es sich dann um ein vielstufiges Kaskadensystem handeln, um die beachtliche Temperaturdifferenz von 175 K zu erzeugen, damit  $+175^{\circ}\text{C}$  erreicht werden. Die dazu benötigten Peltierelemente müßten jedoch erst von uns gebaut und getestet werden, da sie nicht auf dem Markt sind. Infrage kämen die Halbleitermaterialien Bleitellurid, Cadmiumzinkantimonid u. Germaniumwismuttellurid. \*)

Setzt man die Forderungen niedriger an (z.B. als Vorläuferstufe), so empfiehlt sich, hier die Materialien Wismuttellurid, Bleitellurid und Cadmiumzinkantimonid \*) zu koppeln. Temperaturdifferenzen von ca. 90 K sind bei Anwendung des Kaskadensystems möglich, Umgebungstemperaturen bis ca.  $+260^{\circ}\text{C}$  beherrschbar.

Allgemein ist allerdings zu sagen, daß es Transparenz über den sog. Stand der Technik nicht gibt. Gerade das Gebiet der Thermoelektrizität wird sowohl von den Amerikanern als auch von den Russen als top secret eingestuft.

Patente und Verfahren werden praktisch dann nicht mehr beantragt und veröffentlicht, wenn es um gravierende Neuerungen geht. Selbst einzelne Peltierblöcke einfachster Konfiguration dürfen nur dann aus den USA importiert werden, wenn der Empfänger (wie z.B. der Verfasser) eine eigene US-Regierungslizenz besitzt.

---

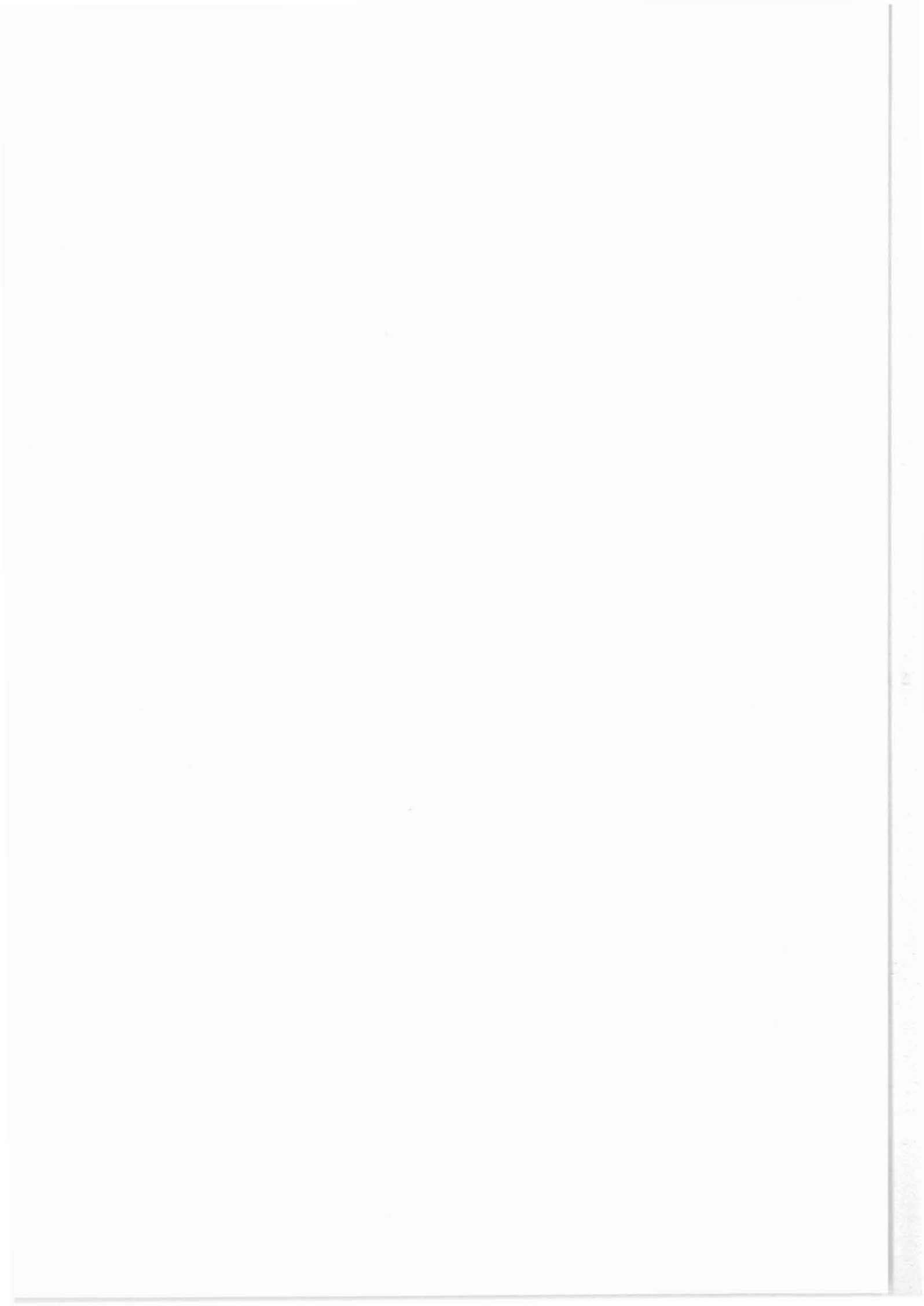
\*) Persönliche Information, Prof. Justi gegenüber dem Verfasser; 1985

Die meisten der hier gebrachten Ausführungen basieren daher auf den Erfahrungen und Kenntnissen, die der Verfasser in 24-jähriger Beschäftigung ausschließlich mit der Peltier-Technik (einige 10.000 Peltier-Ausrüstungen und Peltiergeräte wurden entwickelt und gebaut) erwerben konnte.

Dr. Dietmar Neumann, München

## Inhaltsverzeichnis

	Seite
Vorwort.....	273
1. Erläuterung des Peltierprinzips.....	277
2. Temperaturgrenzen von Halbleitermaterialien beim Einsatz als Peltierelement.....	282
3. Kühlung der Warmseiten der Peltierblöcke.....	289
4. Abschätzung der Kühlleistung und des Wirkungsgrades.....	295
5. Einbaumöglichkeit in vorgegebene Dewargefäße..	299
6. Die Leistungsversorgung über 10 km lange Kabel.....	301
7. Aufwandsabschätzung.....	303
Literatur.....	304



### I.) Erläuterung des Peltierprinzips

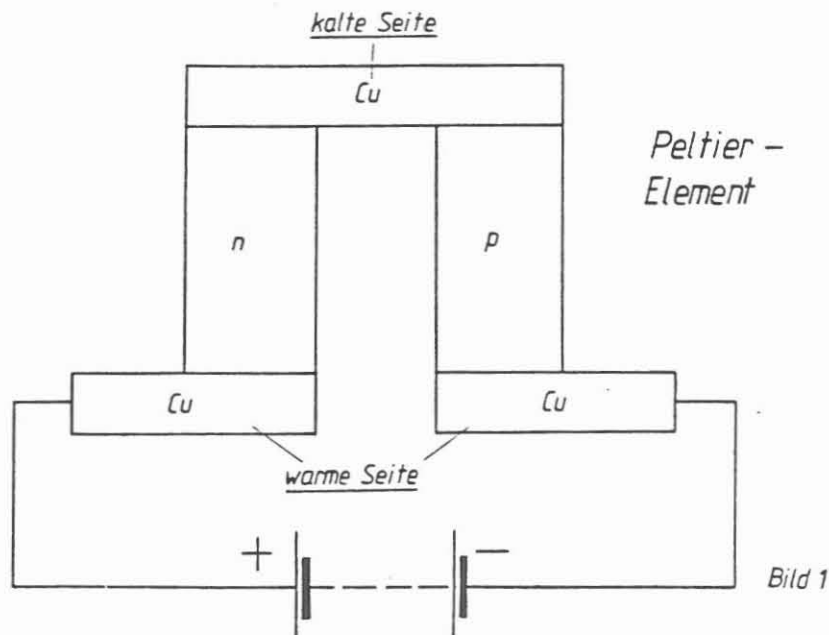
Die Entdeckung der thermoelektrischen Effekte fällt in die erste Hälfte des 19. Jahrhunderts. Es war Th.I. Seebeck, der 1822 folgendes, nach ihm benannte Phänomen (Seebeck-Effekt) beobachtete:

Bildet man eine geschlossene Leiterschleife aus zwei verschiedenen metallischen Leitern und herrscht zwischen den so entstehenden zwei Berührungspunkten der beiden Materialien eine Temperaturdifferenz, so fließt in der Leiterschleife ein Kreisstrom. Die heutigen Thermoelemente sind demonstrative Beispiele dafür.

Den umgekehrten Effekt (Erzeugung einer Temperaturdifferenz durch einen elektrischen Stromfluß) entdeckte Peltier im Jahre 1834 (Peltiereffekt).

Beide Effekte sind Vorgänge aus dem thermoelektrischen Bereich der direkten Energieumwandlung.

Um den Peltiereffekt wirtschaftlich nutzbar zu machen, verwendet man heute für den Aufbau eines Peltierelements nicht mehr zwei verschiedene Metalle. Die entstehende Temperaturdifferenz liegt hier unter 1 K. Vielmehr ersetzt man das eine Metall durch einen n-dotierten Halbleiter (die elektrische Leitung erfolgt durch negativ geladene Elektronen) und das andere durch einen p-dotierten Halbleiter (die elektrische Leitung erfolgt durch positiv geladene Löcher). Eine Kupferbrücke verbindet die beiden Halbleiter-Schenkel. Bild 1 zeigt schematisch den Aufbau eines aus Halbleitern bestehenden Peltierelements.



Schickt man Gleichstrom in der eingezeichneten Richtung durch das Peltierelement, so kühlt sich die Kupferbrücke, welche die beiden Elemente verbindet, ab. Die beiden, ebenfalls aus Kupfer bestehenden Anschlußstücke erwärmen sich. Anders ausgedrückt heißt dies, es findet ein stetiger Wärmetransport von der oberen Kupferbrücke zu den unteren Kupferstücken statt. Die pro Zeit vom oberen Reservoir (der sog. Kaltseite) abtransportierte Wärmemenge kann mit

$$Q_k = 2 \alpha \cdot T_k \cdot I$$

angegeben werden.  $\alpha$  ist dabei der auf Kupfer bezogene Seebeck-Koeffizient (es sei hier vereinfachend angenommen, daß der Betrag des Seebeck-Koeffizienten von n- und p-leitendem Material gleich groß ist).  $T_k$  ist die Kaltseitentemperatur in Kelvin und I der durch das Peltierelement fließende Strom. \*)

Allerdings entstehen dabei Verluste, die zum einen durch die im Halbleiter vom Stromfluß erzeugte Joulesche Wärme stammen und zum anderen durch den Wärmerückfluß vom warmen zum kalten Ende des Peltierschenkels durch die Wärmeleitfähigkeit der Halbleitermaterialien hervorgerufen werden.

Damit wird einsehbar, wie das ideale Halbleitermaterial für den thermoelektrischen Einsatz auszusehen hat: Es muß einen hohen

Seebeckkoeffizienten  $\alpha$  (alpha),

eine hohe

elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$  (sigma)

und eine niedrige

Wärmeleitfähigkeit  $\chi$  (Kappa)

besitzen. Nach den Regeln der Physik findet man derartige Werte weder bei den Metallen, noch bei den Isolatoren, denn diese drei Forderungen widersprechen einander.

Die Halbleiter - physikalisch zwischen den Metallen und den Isolatoren eingeordnet - erfüllen dagegen einen großen Teil der gestellten Bedingungen für thermoelektrisches Material.

Um die Qualität dieses Halbleitermaterials beurteilen zu können, definiert man eine Größe

z als Thermoelektrische Effektivität.

---

\*) Justi, Eduard; Leitungsmechanismus und Energieumwandlung in Festkörpern; Vandenhoeck & Ruprecht, Göttingen; 1965

Die Formel lautet:

$$z = \alpha^2 \frac{\sigma}{\chi} = \text{Seebeckkoeffizient}^2 \times \frac{\text{Elektrische Leitfähigkeit}}{\text{Thermische Leitfähigkeit}}$$

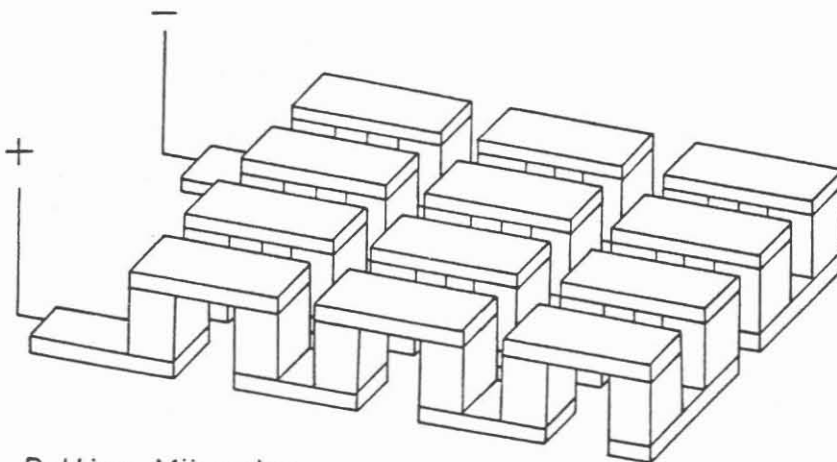
Je größer  $z$  ist, desto geeigneter ist das Material für thermoelektrische Anwendungen. Dies ersieht man aus der Formel für die bei einem Peltierelement maximal erreichbare

Temperaturdifferenz  $\Delta T_{\text{max}} = \text{Temperatur der Warmseite } (T_w)$  minus Temperatur der Kaltseite ( $T_k$ ):

$$\Delta T_{\text{max}} = T_k^2 \cdot \frac{z}{2}$$

Im allgemeinen wird heute für den p-leitenden Schenkel antimon-dotiertes und für den n-leitenden Schenkel selen-dotiertes Wismuttellurid ( $\text{Bi}_2\text{Te}_3$ ) verwendet. Ein damit hergestelltes Peltier-element erreicht bei einer Warmseitentemperatur von  $25^\circ\text{C}$  eine absolute (im Vakuum gemessene) Temperaturdifferenz von ca. 70 K bis 80 K.

Um für die technische Anwendung zweckmäßige Peltierblöcke zu erhalten, fügt man die einzelnen Peltierelemente mäanderförmig, wie in Bild 2 dargestellt, aneinander.



*Peltier-Mäander*

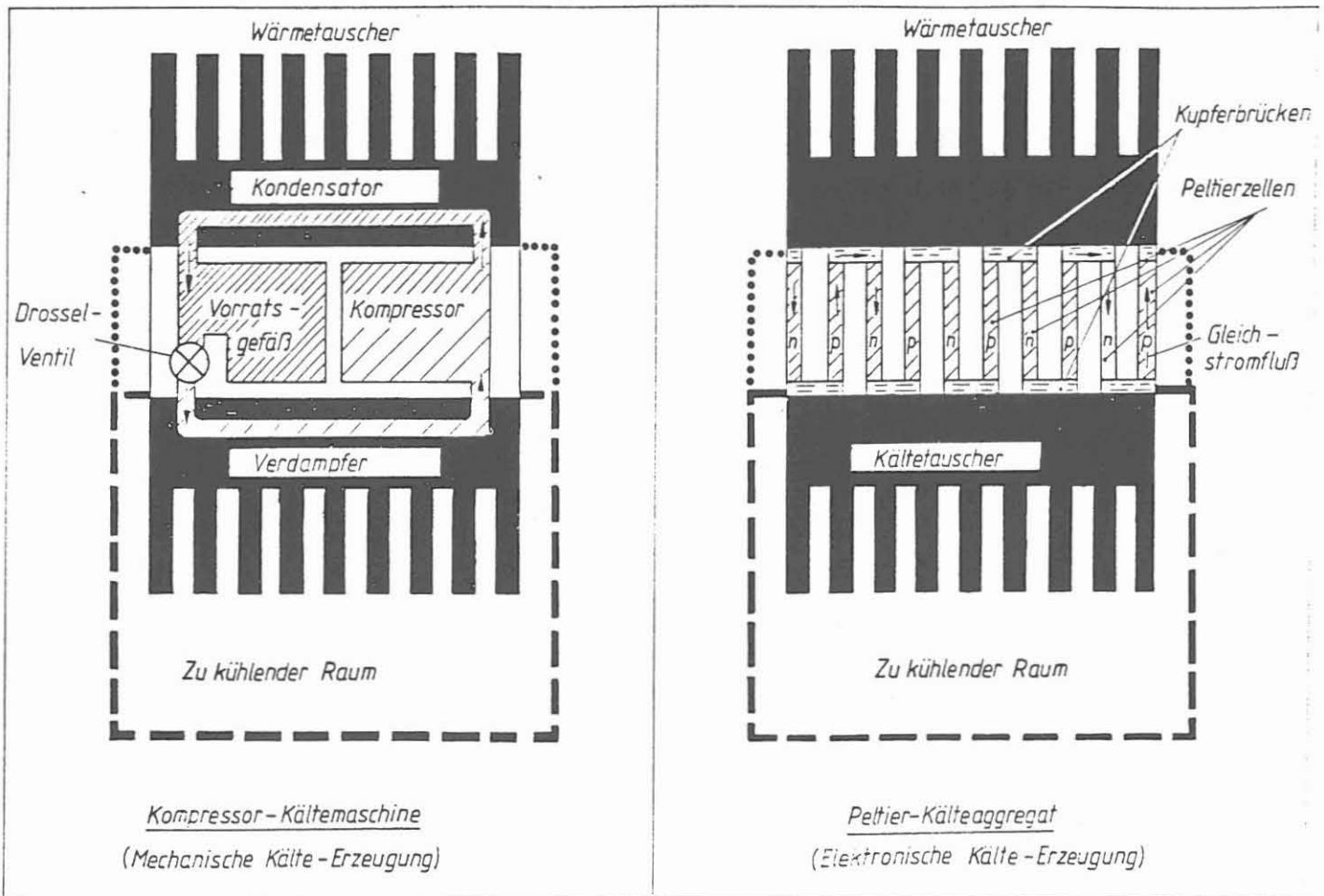
Bild 2



Die zu einem Peltierblock vereinigten Peltierelemente sind also elektrisch in Reihe und thermisch parallel geschaltet. Die Peltierblöcke ihrerseits kann man nun elektrisch in Reihe bzw. parallel schalten, wenn große Kühlflächen benötigt werden. Diese dann als Kühlpaneele bezeichneten Peltiergroßblocks wurden von Verfasser bereits bis zu einer Größe von 500 mm und Leistungen von 2000 Watt gebaut. Größere Paneele zu fertigen, stellt heute kein technisches, sondern nur ein preisliches Problem dar, das aber auch in Zukunft als lösbar anzusehen ist, wenn die Preise für Peltierelemente fallen sollten.

Für den Anwender stellt sich anfangs die Frage nach den Unterschieden und Gemeinsamkeiten von konventionellen Kompressoranlagen und Peltierkühlern, um Vor- und Nachteile abwägen zu können. In Bild 3 sind die vorhandenen Analogien zwischen beiden Systemen gut zu erkennen.

### Schematische Darstellung



Bei beiden Kühlsystemen findet ein Wärmefluß von einem kalten zu einem warmen Reservoir statt. Bei der Kompressoranlage übernimmt den Wärmetransport eine Kühlflüssigkeit, die vom Kompressor komprimiert und durch das System transportiert wird. Im Peltierkühler entspricht der elektrische Strom, der Kühlflüssigkeit des Kompressors, die Gleichspannungsquelle dem Kompressor.

Obwohl die Peltierkälteerzeuger preislich höher liegen als konventionelle Kompressoranlagen, gibt es doch eine Vielzahl von Anwendungsmöglichkeiten, die nur mit Peltierkühlbausteinen gelöst werden können. Ganz besonders hervorzuheben ist einmal pauschal die Miniaturkühlung, wo es nur auf kleine Kälteleistungen ankommt.

Ein wesentlich wichtigerer Faktor ist aber die Eigenschaft der Peltierblocks, daß sie elektrisch regelbar sind und somit zu Regelgenauigkeiten der Temperaturtechnik führen, die man mittels Kompressorkühlung nicht erreichen kann.

Ein weiterer Vorteil der Peltierkühlung/Peltierheizung ist es, daß sie leicht umkehrbar ist. Durch einfaches Umpolen des Gleichstroms kann dort Wärme erzeugt werden, wo zuerst Kälte entstand und umgekehrt. Die Einsatzmöglichkeiten mehren sich, wo mit möglichst kleinen Baueinheiten nicht nur Kälte, sondern auch Wärme erzeugt werden soll, bzw. wo ein ständiger Kühlen-Heizen-Kühlen-Wechsel gefragt ist.

## II.) Temperaturgrenzen von Halbleitermaterialien beim Einsatz als Peltierelement

- 1.) Jedes Material ist nur in einem sehr begrenzten Temperaturbereich optimal einsetzbar.

Die Effektivität eines Halbleitermaterials ist temperaturabhängig und besitzt bei einer bestimmten Temperatur einen Maximalwert. Steigen die Temperaturen über diesen Maximalwert, nimmt die Effektivität ab. Es kann ab einem gewissen Punkt kein wirkungsvoller Wärmetransport mehr stattfinden.

Jedes Peltiermaterial ist daher nur für einen bestimmten Temperaturbereich geeignet. Für den Temperaturbereich  $-100^{\circ}\text{C}$  bis  $+150^{\circ}\text{C}$  ( $+200^{\circ}\text{C}$ ) wird heute üblicherweise Wismuttellurid verwendet. Für die Beherrschung höherer Temperaturen müssen andere Halbleiterwerkstoffe eingesetzt werden.

- 2.) Die Diffusion der Lote in die Halbleitermaterialien hat schädliche Einflüsse auf deren Peltiereigenschaften

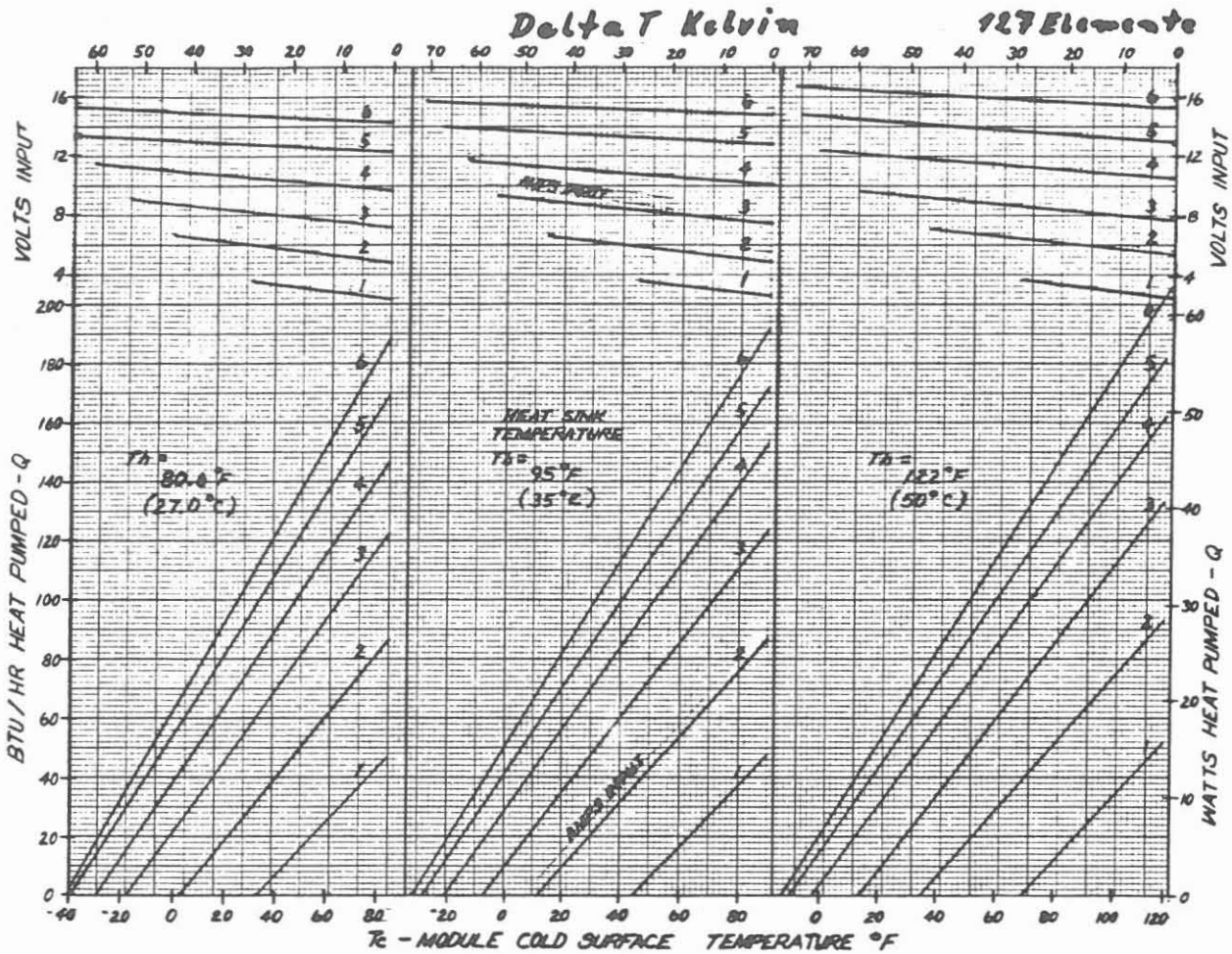
Es hat sich gezeigt, daß Peltierblöcke bei Temperaturen im Bereich von  $-30^{\circ}\text{C}$  bis  $+50^{\circ}\text{C}$  bis zu einigen 100.000 Stunden fehlerfrei arbeiten. Diese Aussage basiert auf dem jahrzehntelangen, reibungslosen Funktionieren vom Verfasser Mitte der 60er Jahre gebauten Industriegeräten, die - Tag und Nacht im Einsatz - ab und zu zur Reparatur kommen. Defekt sind dann aber nicht die Peltierzellen, sondern die Steuerelektronik hat versagt, weil z.B. ein Kondensator ausfiel. Andererseits ist uns bekannt, daß die MTBF rapide sinkt, wenn ständig Temperaturen über  $+150^{\circ}\text{C}$  anstehen. Hier stehen jedoch noch Recherchen an, wo genau die Schwachpunkte liegen.

Wie oben gezeigt, sind alle Peltierschenkel mit Kupferbrücken verbunden. Diese Verbindungen werden mit Loten hergestellt.

Wir selbst, gehen davon aus, daß es sich nicht primär um einen, bei höheren Temperaturen schneller fortschreitenden Alterungsprozeß des Halbleitermaterials handelt. Vielmehr sind für die Verschlechterung der Eigenschaften die auf den Halbleiter aufgebrachten Lote verantwortlich. Sie diffundieren mit steigenden Temperaturen verstärkt in den Halbleiter ein und "vergiften" ihn. Das heißt, die durch die Materialzusammensetzung des Halbleiters optimal eingestellten Peltiereigenschaften werden durch die eindiffundierenden Lotfremdatome zerstört. Die Folge ist, daß der Wirkungsgrad des entsprechenden Peltierelements absinkt.

ad 1.) Wismuttellurid besitzt je nach Qualität des Halbleitermaterials ein theoretisches Delta T (im Vakuum) von ca. 60 bis 70 K bei einer Warmseitentemperatur des Peltierblocks von +25°C. Dieses Delta T max. gilt immer dann, wenn die Wärmepumpleistung Null ist. Präzise Labormessungen zeigen, daß sich in den Kernbereichen des Temperaturbereichs von Peltierblöcken, d.h. also bei einem Delta T von 10 bis 40 Kelvin ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen dem Delta T und der Wärmepumpleistung ergibt. In den Grenzbereichen geht die Gerade der grafischen Darstellung jedoch in eine Kurve über. Werden gar Strom- und Spannung über den jeweiligen Optimalbereich eines Peltierblocktyps erhöht, so kehrt die Kurve um, d.h. trotz höherer elektrischer Leistung sinken Wärmepumpleistung und das Delta T.

Den Zusammenhang kann man auch aus der Grafik der Fa. Cambion erkennen, die sie für einen Peltierblock mit 127 Elementen und einer optimalen Stromversorgung von ca. 4,4 Ampere bei ca. 12 Volt aufgestellt hat.



Im praktischen Einsatz erreicht man im High-tech-Bereich \*) ein empirisches Delta T ( $\Delta T_e$ ) \*\*) von ca. 50 K und im Consumer-Bereich (wegen der kostenbedingten schlechten Qualität

\*) High-tech-Bereich = Geräte, die als Eichnormale, Testequipment etc. in Industrie, Hochschulen etc. eingesetzt werden und normalerweise mit ca.  $\pm 0,01$  Kelvin oder besser arbeiten. Diese Geräte wurden vom Verfasser entwickelt. Zur Zeit sind gleichwertige Produkte in den USA und Europa uns nicht bekannt.

\*\*) Unter dem "empirischen Delta T" verstehen wir denjenigen Wert, der sich aus den an einem fertigen und laufenden Peltiergerät gemessenen Temperaturdifferenzen ergibt. Hier werden also die Temperaturwerte der umgebenden Bauteile festgehalten und nicht die Oberflächentemperatur eines separierten Peltierblocks.

Praktisch beschrieben also: die Temperatur des Wärmetauschers und die Temperatur des zu kühlenden Probanden (oft auch der Cu-Block z.B., in dem sich die Aufnahmebohrungen für die zu testenden Sensoren etc. befinden), werden gemessen und verglichen.

Immer jedoch gilt: Delta T max = Wärmepumpleistung Null, e.v.v.

aller Bauteile) gar nur ca. 30 bis 40 K. Es wurden auch schon nur magere 20 K bei Kühlboxen für PKW gemessen. - Dabei ist zu bemerken, daß es sich bei dem "praktischen Einsatz im High-tech-Bereich" um komplette Geräte handelt. Denn uns nützt es nichts, allein mit Labormethoden die Oberflächentemperaturen quasi freischwebender Peltierblöcke festzustellen. Bei diesen unseren Werten liegt der Meßpunkt im Kaltbereich im masse-trächtigen Probanden 8 mm über dem kalten Porzellandecker des Peltierblocks und im Warmbereich im Wärmetauscher 8 mm unterhalb des warmen Porzellandeckers, wenn man davon ausgeht, daß die kalte Seite nach oben und die Warmseite nach unten zeigt. Erhöht man die Umgebungstemperatur, so führt dies bei Wismuttellurid-Peltierblöcken, die in Geräte eingebaut sind, zunächst zu einem beachtlichen Anwachsen des "empirischen" Delta T auf bis zu ca. 80 K bei einer Warmseitentemperatur von +170°C. Ab ca. +180°C  $T_w$  setzt jedoch eine Abnahme des Delta  $T_e$  ein. Bei ca. +270°C  $T_w$  sackt das Delta  $T_e$  auf einen so niedrigen Wert, daß dieser bereits bei geringfügigem Leistungsbedarf zusammenbricht. Verantwortlich für den Verlust der Effektivität ist der Schenkel aus p-dotiertem Wismuttellurid, der ab +140°C in seiner Effektivität stark abfällt. Der n-dotierte Schenkel behält hingegen auch in diesem Temperaturbereich seine guten thermoelektrischen Eigenschaften. Im Kältebereich stößt man auf ähnliche Grenzen: ab -60°C und tiefer, muß man den materiellen Aufwand beträchtlich erhöhen (z.B. bis hin zur 6-stufigen Peltier-Kaskade), um etwas Kälteleistung zu erhalten. Bei ca. -105°C hätte selbst eine weitere Stufenerhöhung keinen Sinn mehr, da das erzielbare Delta  $T_e$  in keinem Verhältnis zum Aufwand stünde. Die absolute Grenze liegt bei ca. -110°C...-115°C. Wohl aber bestünde auch hier die Möglichkeit, mit anderen thermoelektrischen Systemen (z.B. dem magnetothermoelektrischen Effekt) weitere Temperaturabsenkungen zu erreichen. Wie oben beschrieben, ist Wismuttellurid ab Temperaturen von ca. +240°C an aufwärts für den Aufbau eines Peltierelements nur mehr bedingt geeignet.

Im Bereich von +190°C bis +325°C bietet sich aber Cadmium-Zinkantimonid \*) als Halbleitermaterial für den p-dotierten Schenkel und Bleitellurid als Material für den n-leitenden Schenkel an. Da letzteres in seinem Wirkungsgrad noch über dem des Wismuttellurids liegt, stört der relativ geringe Wirkungsgrad des Cadmium-Zinkantimonids nicht so sehr. \*\*) Hier muß noch Grundsätzliches zum Wirkungsgrad gesagt werden.

Alle Peltierblöcke werden mit Gleichstrom betrieben. Der eingespeiste Leistungswert setzt sich aus Spannung und Strom (VA) zusammen. Diese Leistungsaufnahme (Volt mal Ampere) wird oft als "sog. Maximale Kälteleistung" bezeichnet, obwohl dieser Wert durch viele Faktoren, wie Qualität der Elemente, Qualität der Lötstellen, Art der Lote, Art und Qualität der Keramikdecker etc. stark beeinflusst wird.

Geht man jedoch einmal aus Vereinfachungsgründen von einer guten Qualität ( $\Delta T_{\max} = 70$  Kelvin bei effektiver Kälteleistung = 0) aus, so haben sich im Durchschnitt bei Messungen durch den Verfasser Wirkungsgrade von 80 % ergeben. Das bedeutet, daß sich bei beispielsweise einer Versorgung mit 5 Volt bis 2 Ampere (= 10 VA) sich ein max  $\Delta T$  von 56 Kelvin einstellen sollte. Die tatsächlichen Temperaturen lagen bei 55 Kelvin, bei einer Warmseitentemperatur von +50°C. Als Faustregel gilt jedoch, da man allein mit dem  $\Delta T$  nicht arbeiten kann, daß bei einem  $\Delta T$  von 28 Kelvin immerhin noch ca. 60 % des elektrischen Leistungseinschusses (hier also 10 VA) als Kälteleistung mit 6 Watt zur Verfügung stehen.

Zu dem Bereich über +325°C ist folgendes zu sagen:

Bleitellurid (gegossen) besitzt bis ca. +440°C einen ausreichenden Wirkungsgrad. In gepreßter und gesinterter (statt

---

\*) Barmat, Anderson, Bollmeier; Nucleonics 17, 166, 1959

\*\*) Szégo, Kelley. 6. Agard Combustion and Propulsion Colloquium, Cannes 1964

gegossener) Form ist es bis ca. +520°C mit gutem Wirkungsgrad einsetzbar. Im p-Bereich bietet sich Germanium-Wismuttellurid an, das bei ca. +520°C sogar den größten Wirkungsgrad aller hier genannten Materialien erreicht. Der Temperaturbereich von +330°C bis 520°C ist also mit diesen beiden Materialien abgedeckt. \*\*\*)

Es muß klar gesagt werden, daß obige Aussagen, soweit sie den Temperaturbereich über +250°C betreffen, nur im Seebeckversuch tatsächlich erprobt wurden. \*) Die Aussagen über die thermoelektrische Effektivität gelten aber prinzipiell für Seebeck- und Peltiereffekt gleichermaßen. In der Praxis könnten sich geringfügige Unterschiede ergeben, da Donatoren- und Akzeptoren-Unterschiede zwischen Seebeckeinsatz und Peltiereinsatz üblich sind.

Die prinzipielle Austauschbarkeit von Peltier- und Seebeckmodulen setzt übrigens der Verfasser in der Praxis beim Bau von Super-Kleinstkühlschränken ein:

Im Ratio 4:1 (also aus 4 erhitzten Peltierblöcken auf Wismuttelluridbasis) wird per (Kerzen)-Flamme soviel Strom erzeugt, daß damit ein (5.) Peltierblock zur Kälteerzeugung versorgt werden kann. Die ersten 4 Peltierblocks bestehen aus dem gleichen Material wie der 5. Sie werden eben nur als Seebeck-generatoren eingesetzt. Von Form und Gestalt unterscheiden sie sich in nichts vom fünften Block, der die Kälte erzeugt. Der Wirkungsgrad beträgt beim Einsatz von thermoelektrischen Zellen als Generator nur 2 bis 3 %.

ad 2.) Wie oben beschrieben, wird der Peltier-Halbleiter bei höheren Temperaturen durch das Eindiffundieren des Lotes "vergiftet". Es kann dann vorkommen, daß die Leistung des Peltierblocks bereits nach einigen 100 Stunden merklich nachläßt.

---

\*) Barmat, Anderson, Bollmeier; Nucleonics 17, 166, 1959

\*\*) Szego, Kelly. 6. Agard Combustion and Propulsion Colloquium, Cannes 1964

\*\*\*) Justi, Eduard, Leistungsmechanismus und Energieumwandlung 1965



Es gibt zwei Möglichkeiten, die verstärkte Lotdiffusion bei höheren Temperaturen zu unterbinden:

- a.) Man kann zwischen Lot und Halbleiter eine weitere Schicht als Diffusionssperre einbringen. In einer privaten Mitteilung an den Verfasser, Ende der sechziger Jahre, wies Justi auf die Möglichkeit von Molybdän als Diffusionsbremse hin. Auch habe sich Stahl als nützlich erwiesen, zumindest im Laborversuch. \*)

Es ist jedoch anzunehmen, daß Stahl (abgesehen davon, daß die Zusammensetzung des Stahls leider nicht benannt wurde) durch seine Oxidationsfreudigkeit Nachteile mit sich bringt!

- b.) Die zweite Möglichkeit, die Loteindiffusion zu vermeiden, besteht darin, auf das Lot zu verzichten.

Das heißt, man schafft zwischen Kupfer und Halbleiter nur einen mechanischen Kontakt. Die in Kontakt zu bringenden Teile müssen in diesem Fall äußerst plan sein.

Es hat sich herausgestellt, \*) daß hauptsächlich die Kaltseite empfindlich auf die Diffusionsverunreinigungen reagiert. - Aus diesem Grunde sollte man erwägen, ob es als Übergangslösung nicht hilfreich wäre, nur eben die Kaltseite entsprechend zu behandeln und mechanisch auszudrücken. Die Warmseite könnte in der bisherigen Technik weitergefertigt werden, da Lotdiffusion hier wenig stört.

Da leider hier aus den USA keinerlei wichtige neue Informationen zu erhalten sind und in der Bundesrepublik mit dem kürzlichen Tode von Prof. Justi die Peltierforschung ein Ende fand, sind wir de facto gezwungen, unsere spärlichen Erfahrungen verbunden mit Gelegenheitserkenntnissen zugrunde zu legen. Peltier- bzw. Thermoelektrische Forschung wird in der Bundesrepublik nicht mehr betrieben, obwohl sie eine der wichtigen Säulen auf dem Gebiet der direkten Energieumwandlung ist. Sicher nicht weniger wichtig als die Photovoltaik (Solarzellen). Alle bisherigen Versuche und Entwicklungen machte der Verfasser auf seine eigenen Kosten.

---

\*) Hänlein; Kältetechnik 12, 137; 1960

### III.) Kühlung der Warmseiten der Peltierblöcke

Man geht grundsätzlich bei der Wärmeabfuhr bei Peltierblöcken davon aus, daß man die Kühlung heute über Lüfterbestückte Aluminiumwärmetauscher praktiziert.

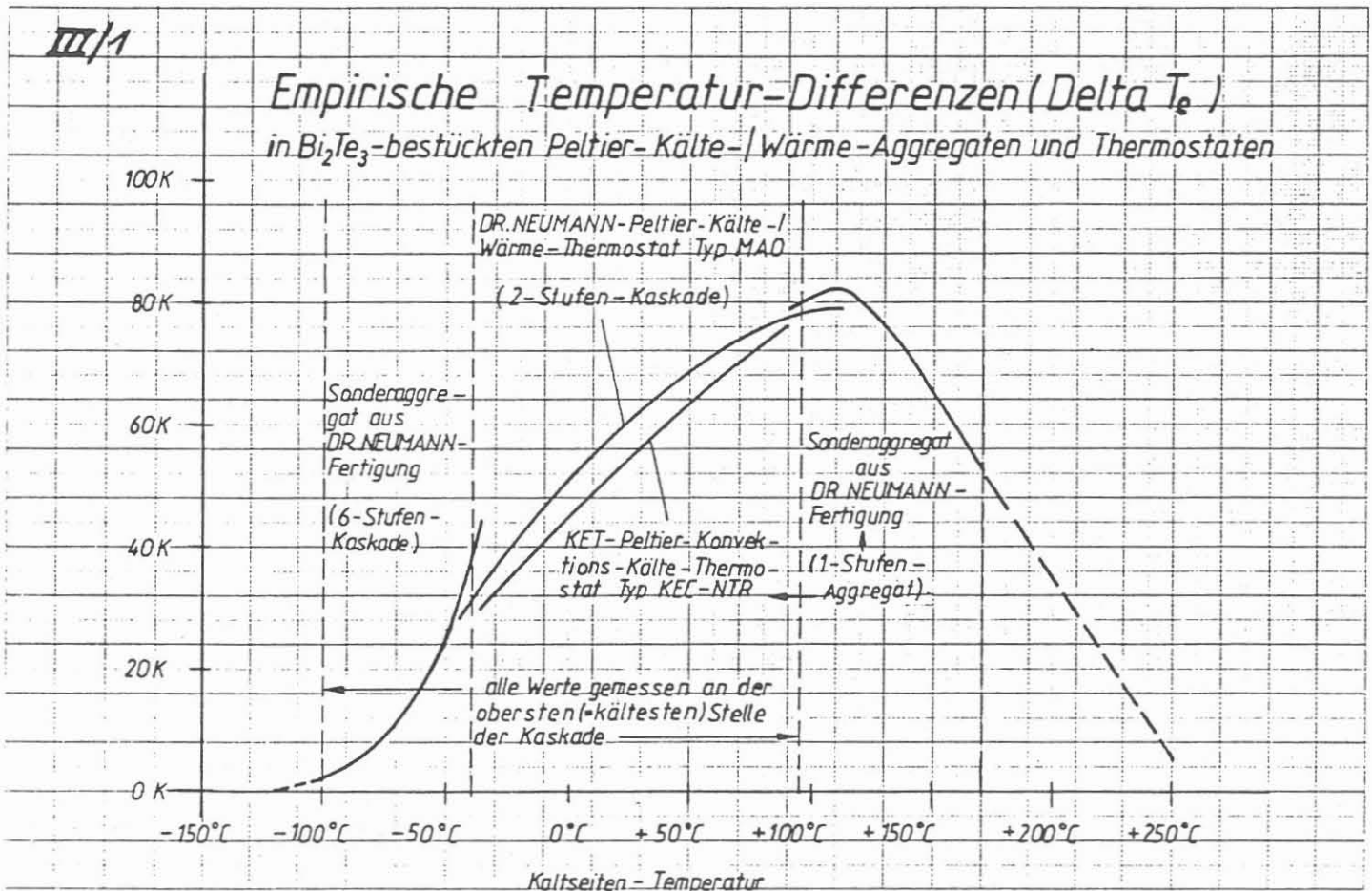
Flüssigkeitskühlung dagegen wird nur noch selten und wenn, dann hauptsächlich bei stationären Anlagen angewandt.

Als beste Alternative hat sich die sogenannte Siedekühlung bewährt, wenn es darum geht, das technisch Machbare zu erreichen. Preisliche Überlegungen der Peltier-Anwender stehen allerdings häufig als Hinderungsgrund dem Einsatz von Heatpipes (=siedekühlende Wärmetransportrohre) entgegen.

Alle diese Wärmeabfuhrsysteme setzen immer die Angriffsmöglichkeit am heißen Keramikdecker des Peltierblocks voraus. Diese Betrachtung geht von einer einstufigen Peltierkühlung aus.

Nun gibt es aber noch die Möglichkeit, die heiße Seite des Peltierblocks durch die kalten Seiten weiterer Peltierblocks zu kühlen (=Kaskadenschaltung) und erst dann die oben erwähnten Wärmetauscher angreifen zu lassen.

1.) Nehmen wir zunächst einmal an, daß wir auf der Kaltseite eine Temperatur von  $+175^{\circ}\text{C}$  benötigen; so würde sich, gemäß der extrapolierten Grafik (siehe Bild III/1) des

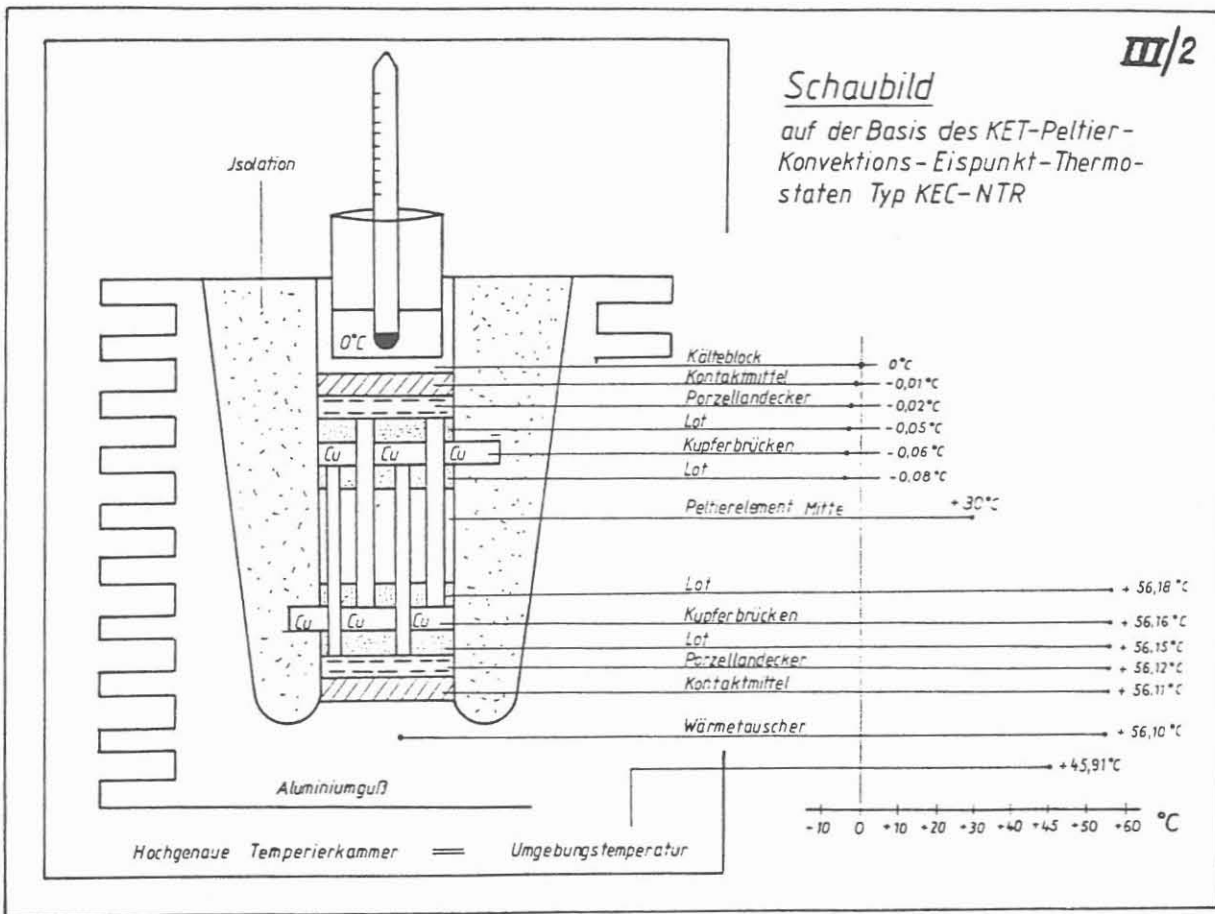


Delta-T-Verhaltens von wismuttelluridbestückten Peltieraggregaten eine praktische Temperaturdifferenz von ca. 50 K ergeben. Dies ergäbe rein rechnerisch eine Warmseiten-Umgebungstemperatur von ca. 225°C.

Anders ausgedrückt: hielte das Wismuttellurid eine Stirnflächentemperatur von ca. +240°C aus, so könnte man bei einstufigem Betrieb mit einem üblichen Peltierblock des Typs TAH eine Temperaturabsenkung auf ca. +175°C erreichen.

Aus dem untenstehenden Bild III/2 ist ersichtlich, warum

III/2



unterschiedliche Temperaturdifferenzen auftreten: jede Kontaktschicht stellt ein Wärmeübergangshindernis dar, auch wenn die Schicht noch so dünn ist.

Eine Erkenntnis übrigens, die bei High-tech-Peltiergeräten zur besonderen Beachtung höchster Oberflächenqualitäten führt. Transponiert man nun den Temperaturgradientenverlauf vom Temperaturniveau  $-0,1^{\circ}\text{C} \dots +56,2^{\circ}\text{C}$  auf den Sollkühlwert von  $+175^{\circ}\text{C}$  und stellt den Kerngradienten (= Differenz Umgebungstemperatur ./ Kälteblocktemperatur) von ca. 46 K (=  $+45,91^{\circ}\text{C} ./ 0^{\circ}\text{C}$ ) auf das höhere Temperaturplateau von  $+175^{\circ}\text{C}$ , so erhält man in Anlehnung an die ca. 50 K Temperaturdifferenz insgesamt eine innere Temperaturdifferenz von ca. 43 K.

Die Peltierelemente selbst werden also an ihrer heißen Seite (also dem Warmseiten-Porzellandecker) bis zu ca.  $+218^{\circ}\text{C}$  warm; das Spül- und Kühlmittel dürfte daher höchstens eine Temperatur von ca.  $+207^{\circ}\text{C}$  haben, um die Kaltseitentemperatur der Peltierblöcke bzw. deren Heatpipes, die mit den "kühl" zu haltenden Elektronik-Bauteilen beaufschlagt sind, nicht über  $175^{\circ}\text{C}$  ansteigen zu lassen.

Um ein Spülmedium mit einer höheren Temperatur zu verkräften, müßte man über den Weg der Kaskadierung gehen. Die dadurch erzielbare Vergrößerung des Delta T läge jedoch nicht in der Verdoppelung, sondern - trotz der 3- bis 4fachen Leistung - nur in einer ca. 50 %-Zunahme.

Immerhin würde dies bedeuten, daß das Kühlmedium eine Temperatur von ca.  $+230^{\circ}\text{C}$  haben dürfte. Der Kühleffekt auf  $+175^{\circ}\text{C}$  wäre damit gesichert.

Nach wie vor bleibt jedoch unsere Anregung bestehen, besonders gefährdete Bauteile per Spot-Peltierkühlung bereits an Ort und Stelle einer Temperaturabsenkung zu unterziehen. Dies würde einer 3. Kaskaden-Stufe gleichkommen.

Eingangs wurde auf die Problematik der Lot-"Vergiftung" hingewiesen. Eine andere Kontaktierungsmöglichkeit besteht darin, auf das Lot zu verzichten und - wie bereits angeführt - die rein mechanische Druck- bzw. Pressverbindung intern im Peltierblock herzustellen. Vorteile: 4 der (minimalen) Wärmeübergangshindernisse entfallen und ein Eindiffundieren von Lot gibt es nicht mehr. Leider kann aber bei beengten Raumverhältnissen die Press-Vorrichtung diesen Vorteil wieder zunichte machen, weil thermische Rückströme durch die mechanischen Teile fließen. Allerdings läßt sich dieses Negativum durch geschickte Anordnung sehr klein halten.

Langzeiterfahrungen mit mechanisch gespannten Peltiermaterialien im Einsatz über  $+200^{\circ}\text{C}$  liegen nicht vor. Wohl aber sind Anwendungen des inversen Effekts bei der Stromgenerierung mittels thermoelektrischen Zellen bekannt, die im Raumfahrtbereich vorgenommen wurden. Temperaturen bis zu fast  $+600^{\circ}\text{C}$  wurden von diesen Zellen verkraftet. Allerdings kamen hier keine Wismuttelluridelemente, sondern wismutdotierte und natriumdotierte Bleitelluridmaterialien zum Einsatz \*)

Außerdem waren die Schenkel segmentiert, d.h. beide Schenkel waren als Quasi-Kaskaden aufgebaut, um eine Optimierung zu erreichen.

Wesentlich ist aber, daß man auf Lote völlig verzichtet. Die Elemente wurden mechanisch über Pressung kontaktiert. Die Lebensdauer insgesamt betrug ca. 1 1/2 Jahre, wobei allerdings angemerkt werden muß, daß sich die Anfangstemperatur von ca.  $+600^{\circ}\text{C}$  auf ca.  $380^{\circ}\text{C}$  im Laufe der Zeit absenkte.

---

\*) Justi, Eduard; Leistungsmechanismus und Energieumwandlung in Festkörpern; Vandenhoeck & Ruprecht, Göttingen, 1965

Die von den Peltierelementen bei der Kühlung erzeugte Abwärme wird in konventionellen Geräten über Aluminium-Rippenwärmetauscher, oft lüftergestützt, abgeführt. Wasserkühlung wird immer seltener, Heatpipe-Kühlung nimmt zu.

Unter Heatpipes (schlecht eingedeutscht: Wärmerohre genannt) versteht man ein Teilgebiet der Siedekühlung. Rohre bestimmter Konfiguration werden derart mit einer Flüssigkeit gefüllt, daß diese Flüssigkeit bei vorher bestimmten Grenztemperaturen zu sieden beginnt, der Dampf zu den kühleren Stellen des Rohres wandert und sich dort als Kondensat niederschlägt. Über bestimmte mechanische (Docht-)Strukturen fließt dieses Kondensat wieder in die heiße Zone zurück, um dort erneut zu verdampfen.

Da der Wärmetransport über diesen Weg der optimale ist, wählen wir für unsere Wärmeabfuhr ebenfalls ein Heatpipe-System.

Solange keine ausreichenden praktischen Erfahrungen mit Hochtemperatur-Peltierblöcken (+500°C) vorliegen, muß man davon ausgehen, die Heatpipes in mitgeführten (Latent-)Speichern enden zu lassen. Diese - im Hinblick auf die Peltierwärme - als Kühlreservoirs zu bezeichnenden Latentspeicher wären, wenn auch zeitlich befristet, in der Lage, die Abfallwärme der Peltierzellen solange zu speichern, bis die Sonde wieder in kühlere Zonen zurückkehrt.

Doch unabhängig davon steht der Verfasser auf dem Standpunkt, daß bei der Hochtemperatur-Kühlung nicht im Gießkannenprinzip, sondern im Spot-Verfahren gekühlt werden sollte. Anders gesagt: Nur diejenigen Bauteile, die thermisch gefährdet sind, sollten speziell gekühlt werden, denn es ist hinreichend bekannt, daß auch im Rahmen hochelektronifizierter Schaltungen eine Vielzahl von Bauteilen vorhanden sind, die entweder von vornherein sehr hohe Temperaturen überstehen, oder die durch einfache Maßnahmen hochtemperaturfest gemacht werden können. Diese Teile aber dann

pauschal mitzukühlen, hieße nicht nur Geldmittel, sondern insbesondere auch Energie zu verschenken, die bekanntlich über tausende von Meter per (beengtes) Kabel zugeführt werden muß.

Bleiben wir aber noch bei diesem Problem, das uns noch im Themenkreis "Energiezuführung" beschäftigen wird.

Haben wir oben angeregt, mit der Spot-Kühlung zu arbeiten, also bestimmte Punkte zu kühlen, so gehen wir an dieser Stelle noch einen Schritt weiter, weil die gezielte Wärmeabfuhr eine Spotwärmeabfuhr bis heute nur durch Metalle erfolgt. Es ist mit Sicherheit viel erfolgversprechender, wenn hitzeerzeugenden Bauteilen von vornherein gleich die Möglichkeit genommen wird, Hitzenester zu bilden. Hier würde die direkte Siedekühlung am Ort des Geschehens, also am besten noch innerhalb des Halbleitergehäuses, eine drastische Senkung des Kühlbedarfs ergeben.

#### IV.) Abschätzung der Kühlleistung und des Wirkungsgrades

Die Kühlleistung eines Peltierblocks steht diametral der gelieferten Temperaturdifferenz gegenüber. Bei einem maximalen Delta T ist die Kälteleistung gleich Null und beim Kühlleistungsmaximum gibt es keine Temperaturdifferenz mehr. In der Praxis geht man von einem linearen Zusammenhang aus. Der physikalische Kurvenverlauf, der an den Enden Krümmungen aufweist, wird ignoriert, da man beim Bau von Peltiergeräten sowieso nicht die Peltierelemente bis zum letzten ausreizt. Unterstellen wir auch hier zunächst einmal praktische Erfahrungswerte, so wissen wir aus der Fertigung von weit über 10.000 Peltierkälteerzeugern, daß bei z.B. 0°C im Kältebad und einer Umgebungstemperatur von 22°C der Peltierblock Typ TAH eine Versorgungsleistung von 2 Volt bei 1,1 Ampere abrufen (PID-Regelung \*), sich also auf 2,2 VA einstellt. Da dies jedoch nur ein Bruchteil der möglichen Peltierleistung des Blockes ist, der in der Einschaltphase bei 6 Volt 3,3 Ampere zieht (= ca. 20 VA), ist leicht einzusehen, daß das Gerät ohne weiteres auf tiefere Temperaturen heruntergehen kann oder noch wesentlich höhere Wärmelasten (ver-) tragen könnte. Stellen doch die oben erwähnten 2,2 VA nur die Kompensation der thermischen Leckverluste bei 0°C dar, die durch die (niemals perfekte und somit naturgemäß "mangelhafte") Isolierung entweichen. Auch ist es eben diese "mangelhafte" Isolierung, die es uns in der Praxis unmöglich macht, die theoretischen Werte des Peltierblocks auszuschöpfen. Für die bekanntesten drei Wärmepumpenarten gilt eine einfache Faustformel für den Wärmepumpenwirkungsgrad, d.h. die Relation

$$\frac{\text{Wärmepumpleistung (Output)}}{\text{Elektrische Leistung (Input)}} :$$

---

\*) PID = (platinwiderstandfühlersystem-gesteuerter) Proportional-Integral-Differential-Regler



Absorber 2,0; Peltier 2,4; Kompressor 3,0.

Genauer gesagt, liegt der Wert für Peltier bei nur ca. 2,15...2,40, je nach Qualität. Mit anderen Worten: 1 Watt elektrische Leitung pumpt im Peltiersystem 2,15 bis 2,40 Watt Wärme.

Betrachten wir nochmal den Peltierblock Typ TAH, der eine Fläche von 30 x 30 mm hat (= 9 cm<sup>2</sup>), so erhalten wir eine Wärmepumpleistung von ca. 2,3 x 20 Watt = 46 Watt, die auf der warmen Seite des Peltierblocks (9 cm<sup>2</sup>) ansteht. Somit also ca. 5 Watt pro cm<sup>2</sup>.

Nun stellt es zwar kein grundsätzliches Problem dar, die Leistung pro cm<sup>2</sup> zu verdoppeln, indem man die Höhe der Peltierzellen kürzt. Die Schwierigkeiten liegen nämlich darin, daß schon ab 8 Watt pro cm<sup>2</sup> selbst Kupfer und Silber nicht mehr die entstehenden Wärmemengen optimal abführen können. So passiert es in der Praxis häufig, daß Laien Peltierblöcke der höchsten Leistungsstufe bei uns ordern, mit der Bemerkung, daß man doch "für's gleiche Geld", die gleiche Größe (von 30 x 30 mm) mit der doppelten Leistung (40 Watt) bekäme. Sie berücksichtigen dabei nicht, daß nicht nur die Wärme von ca. 92 Watt auf 9 cm<sup>2</sup> abgeführt werden muß, sondern übersehen auch, daß die wesentlich geringere Höhe der leistungsfähigeren Peltierblocks - also ca. 3 mm Höhe bei den 92-Watt-Wärmeleistung-Blocks gegenüber ca. 5 mm Höhe bei den TAH - dazu führt, daß sich Kalt- und Warmbereich räumlich sehr stark annähern. Die Isolierung ist dann bei 3 mm Abstand zwischen "Warm" und "Kalt" so ungenügend, daß die Warmseite auf die Kaltseite strahlt.

Was vorher an Kälte erzeugt wurde, geht hierdurch wieder teilweise verloren. In der Praxis kommt es sogar vor, daß nominell stärkere Peltierblocks effektiv schlechtere Kühlwerte aufzeigen, als sie sog. "niederstromigen" Moduls. Genau gleich verhält es sich selbstverständlich auch auf höherem Temperaturniveau. Auch hier werden Kühl-Leistung und Delta T immer entgegengesetzt reagieren.

Gehen wir in Gedanken nochmal auf die Effektivitätskurve der Wismuttellurid-Elemente zurück, so erinnern wir uns, daß bei weiter steigender Temperatur die Effektivität abnimmt. Zwar liegen uns exakte wissenschaftliche Werte nicht vor, aber wir dürfen aus unserer Grundsatterfahrung sagen, daß sich auch im Bereich von  $+220^{\circ}\text{C}$  noch interessante Wärmepump-leistungen ergeben haben. Wir wissen aber noch nicht, wie Kaskadierungen, (d.h. Abführung der Wärme eines Peltier-blocks mittels der Kälte weiterer Blocks) im Hochtemperaturbereich gestaltet werden müssen. Es könnte also nötig sein, die obere (=kälteste) Peltierstufe auf deren Unterseite mit dem fünffachen Wert zu kühlen und nicht mehr nur mit dem 3-fachen oder 4-fachen, wie es heute im Rahmen der Normaltemperatur— $\text{Bi}_2\text{Te}_3$ -Technik üblich ist.

Die Kaskadierung setzt man immer ein, wenn man größere Temperaturdifferenzen erzeugen will, als sie von nur einer Peltierstufe erbracht werden.

Unter einer Peltier-Kaskade versteht man die Aufeinanderstapelung von Peltierblocks. Man schichtet unter den obersten Peltierblock (an seine heiße Seite) eine vielfache (3- bis 6-fach) Menge von Peltierblocks, damit diese mit ihren Kaltseiten die Warmseite des obersten Blockes kühlen.

Unter diese Schicht setzt man wiederum Peltierblocks in der 3- bis 6-fachen Anzahl der vorhergehenden Schicht, also 9 bis 36 Stück. Eine 3-Stufen-Kaskade besitzt somit 3 Peltierblock-Schichten. Im Normaltemperaturbereich sind 3- und 4-stufige Kaskaden nicht außergewöhnlich. Der Verfasser setzt hauptsächlich Peltierblocks im Verhältnis (Ratio) von 1:4 ein, d.h. 4 Peltierblocks kühlen den oberen (kältesten) Peltierblock. Kaskaden, die mehr als 6 Stufen haben, sind nicht bekannt, da die 7. Stufe das 729- (Siebenhundertneunundzwanzig)fache der 1. Stufe haben müßte, selbst wenn nur im Ratio von 1:3 gefahren würde.

Grundsätzlich heißt das, daß eine Pyramide entstünde, deren Basis 729 Peltierblöcke besäße, die 243 auf ihr liegende Pel-

tierblöcke kühlen müßte, die ihrerseits 81 weitere Blöcke kühlen müßten etc. etc.

Bei einem aufwendigeren Ratio von 1:4 oder gar 1:6 wären dies fast schon astronomische Zahlen, die - von der Technik mal abgesehen - auch schon finanziell nicht tragbar wären. Und - und dies ist besonders ernüchternd - man hätte nur einen Gewinn von ca. 1 bis 2 K. Anstelle von  $-110^{\circ}\text{C}$  würden also  $-111^{\circ}\text{C}$  oder  $-112^{\circ}\text{C}$  erreicht. Die Optimierung der Isolationsmaßnahmen wäre da wesentlich sinnvoller und wirtschaftlicher.

## V.) Einbaumöglichkeit in vorgegebene Dewargefäße

Geht man von der Annahme aus, daß die Wandung der Sonde im Bereich der schutz- u. kühlungsbedürftigen Elektronik aus einem Dewarmantel besteht, so ergibt sich die Konsequenz, entweder die Abwärme der Bauelemente direkt oder die in das Behältnis durch das Dewar eindringende Umgebungstemperatur (plus Bauteilewärme) zunächst einmal axial abzuführen. Diese abgeführte Wärme gilt es zu "vernichten".

Folgende Möglichkeiten bestehen:

- 1.) Der Dewarmantel wird an bestimmten Stellen durchbrochen, um (via Peltierkühlung) die Abfallwärme nach außen zu transportieren. Dies setzt allerdings gleichzeitig einen Wärmetauschermantel voraus, der den direkten Kontakt zum Kühl- und Spülmittel hat.
- 2.) Der Dewarmantel bleibt über eine große Länge geschlossen. Im Inneren des Sondenzylinders werden über Heatpipes die Wärmequellen oder die Warmräume "angezapft". Die Wärme wird dann - evtl. über sog. Peltier-Knoten-Vertärker axial innerhalb des Zylinders bis über das Ende des Dewarman- tels hinaus weitergereicht. Erst dann geben radial ange- ordnete Peltierkaskaden an einen mit der Umgebung in Kon- takt stehenden Wärmetauscher die Wärme nach außen an die Bohrspülung ab.
- 3.) Sollte in der ersten Phase die Hochtemperaturkühlung noch nicht fertig entwickelt und erprobt sein, kann auch ein Latentspeicher eingesetzt werden. Latentspeicher haben jedoch den Nachteil der begrenzten Aufnahme. Die Sonde muß lange vor dem Ende der Speicherkapazität den heißen Bereich verlassen, da der Rückweg durch nicht minder heiße Zonen des Bohrlochs ebenfalls Zeit beansprucht.
- 4.) Bei Vorhandensein hochtemperaturfester Peltierblocks kann dann allerdings geprüft werden, ob nicht eine Se- paratkühlung des Latentspeichers dessen Kapazität wesent-

lich vergrößert. Hier bedarf es allerdings zahlreicher Versuche, um die Frage zu klären, ob auf diese Weise nicht in größerem Maße Versorgungsenergie gespart werden könnte. Immer aber gilt beim Einsatz von Speichern, deren endliche Kapazität im Auge zu behalten. Die Vorteile der aktiven Kühlung durch Peltierblocks können durch Latentspeicher nicht eingeholt werden.

## VI.) Die Leistungsversorgung über 10 km lange Kabel

Gehen wir von einem angenommenen Kälteleistungsbedarf von 200 VA (= 50 Volt; 4 Ampere) vor Ort aus, so ist zunächst festzustellen, daß wir zum Betrieb der Peltierblöcke Gleichstrom benötigen.

Die Frage, ob es nicht bei dieser Länge der Kabel besser wäre, hochgespannten Wechselstrom zu benutzen, um möglichst geringe Leitungsverluste zu erzielen, wird u.E. jedoch nicht allein von der Kühl- bzw. Peltier-Seite aus zu betrachten sein. Auch wird man nicht einfach hochfrequenten Wechselstrom (je höher die Frequenz, um so niedriger ist die Restwelligkeit; je niedriger die Restwelligkeit, umso größer ist der Wirkungsgrad der Peltierelemente) vor Ort bringen können, weil die Behältnisse in der Sonde sowieso bereits voll ausgelastet sind und für die Umspann- und Gleichrichterelemente zusätzlich Raum geschaffen werden müßte. Zudem bilden sie eine weitere zusätzliche Wärmequelle. Auch von einer Einrichtung hochgespannten Gleichstroms in Niederspannung möchten wir wegen der zusätzlichen Wärmeentwicklung in der Sonde abraten.

Das Hauptproblem liegt vermutlich in der exorbitanten Störstrahlung, die vermutlich, trotz Schirmung, wegen der großen Länge der äußerst dicht liegenden Kabelstränge, nicht zu unterdrücken sind wird.

Optimal ist Gleichstrom. Wir schlagen sogar vor, Gleichstrom mit einer Restwelligkeit von absolut Zero zu benutzen. Dazu wählt man entweder ausreichend dimensionierte Akkumulatoren oder Thermoelektrische Generatoren.

Der Vorteil liegt auf der Hand:

Absolute Störfreiheit; der Strom kommt genau in der gewünschten Form vor Ort an; der Platz für eine Umspannvorrichtung in der Sonde wird nicht benötigt.

Wichtig wäre es zu wissen, welche Drahtstärken für die Peltierversorgung zugelassen werden, denn davon hängt die Konstruktion der Peltierblöcke ab.

Ferner ist zu vermuten, daß man mit den 200 VA vor Ort nicht auskommt. Einmal ist anzunehmen, daß der Kühlbedarf sicher größer sein wird als 200 VA. Zum anderen muß man berücksichtigen, daß diese 200 VA nicht restlos in Kälteleistung (dazu noch mit einer Temperaturdifferenzerzielung) umgesetzt werden können.

In der täglichen Praxis rechnet man im Normalbereich (d.h. Wismuttellurid bei Raumtemperatur) mit 50 % dieser sog. theoretischen, maximalen Kälteleistung, wenn man eine Temperaturdifferenz von 25 K erreichen will.

Es sollten daher auch alle Nichtpeltier-Bauelemente bezüglich ihres elektrischen Wirkungsgrades selektiert werden. Dies hätte zwei Vorteile: Je weniger Leistung verbraucht wird, um so weniger wird das Kabel belastet. Je weniger Hitze entsteht, um so weniger muß abgeführt werden.

Außerdem sei erlaubt, einen wichtigen Grundsatz aus der Peltiertechnik hier zu erwähnen: Je näher die Peltierkühlung an die Hitzequelle rückt, umso effektiver kann sie arbeiten. Und das ideale Transportmedium der (unerwünschten) Hitze im zu kühlenden Bauteil ist immer noch die siedende Flüssigkeit. Diese Wärmeabfuhr allein (ohne Peltier) ist, gegenüber der Wärmeleitung von Kupfer, ca. 100 (einhundert) Mal besser. Daher weisen wir an dieser Stelle auch noch auf die Stichworte "Spot-Siedekühlung" kombiniert mit "Spot-Peltierkühlung" hin.

VII. ) Aufwandsabschätzung

1.) Die Aufwendungen für eine sogenannte Vorläuferstufe, d.h. also, die Erreichung einer Temperatur von ca.  $+175^{\circ}\text{C} \dots +180^{\circ}\text{C}$  mittels eines Hybriden aus konventioneller (Wismuttellurid)-Technik und exotischen Halbleitermaterialien, die erst entwickelt und hergestellt werden müssen, wie Bleitellurid und evtl. Cadmiumzinkantimonid, werden bei ca. 90.000,-- bis 120.000,-- DM liegen. In diesem Preis wären die für einige T05-Gehäuse-ICs und einige Flat-Pack-ICs nötigen Kühlsysteme eingeschlossen.

Die Konfiguration dieser Kühlsysteme würde auf dem von uns vorgeschlagenen Weg der Spot-Siedekühlung und der Spot-Peltierkühlung basieren. Ambient-Testvorrichtungen sind nicht in diesen Preisen enthalten.

Das Kühlmittel muß vom Auftraggeber gestellt werden. Es wird dann mit einer Temperatur von  $+250^{\circ}\text{C}$  den Wärmetauscher unserer Kühlsysteme beaufschlagen.

2.) Für die Endstufe des Programms, Umgebungstemperatur  $+350^{\circ}\text{C}$ , eine Aufwandabschätzung abzugeben, ist zur Zeit noch nicht möglich. Die Zahl der benötigten Kaskadenstufen ist im momentanen Stadium nicht abzusehen. Auch sollten unbedingt erst die Ergebnisse der sog. Vorstufe abgewartet werden, um die darin gewonnenen Erkenntnisse weiterverarbeiten zu können.



Literatur

(die spezifischen Zitate sind bereits im Text erwähnt)

- 1) Abeles, B., D.S, Beers, G.D.Gody u.I.P.Dismukes, Phys. Rev. 125, 44, 1962 (Ge/Si-Mischkristalle).
- 2) Bockris/Justi, Wasserstoff-Energie für alle Zeiten, Udo Pfriemer-Verlag München, 1980
- 3) Cambion, *Firmenschrift*
- 4) Egli, P.H., New York 1960, J. Wiley & Sons, Inc.
- 5) Emin, David; Icosahedral Boron-Rich-Solids; Physics Today; Januar 1987
- 6) Hänlein, W., Kältetechnik 12, 137, 1960 (Schwermetallschicht als "Diffusionsbremse").
- 7) Hogarth, Materials used in Semiconductor Devices New York, London, Interscience Publishers, 1965
- 8) -, DBP 858925 v. 21.07.50 (In-Bi-Lot).
- 9) Justi, G. Neumann, Akad.d.Wiss.u.d.Lit., Mainz, Jahrbuch 1958, S. 247. Wiesbaden 1959, Verlag F. Steiner - Justi, E., G. Neumann u.G.Schneider, Zs.f.Phys.156, 217, 1959 (Zn Cd - Sb als Peltierwerkstoff).
- 10) Justi, G.Schneider, Zs.f.Naturforsch. 16a, 628, 1961; Proc. Internat.Conf.on Semicond.Physics, S. 1074, Prag 1960 (Häufigkeit der p- und n-Thermoelektrika).
- 11) Justi, E. Lang u. G.Schneider, Adv.En.Conv. 4, 15, 1964, (Invertierung von (Zn Cd Sb)).
- 12) Neumann, Dietmar; Peltiergeräte in der Praxis. Klimatechnik Nr. 12, 1967 u. Nr. 1, 1968; Technischer Verlag Kopf, Stuttgart.
- 13) Neumann, Dietmar; Miniaturkühlung; Technisch genutzter Peltiereffekt; Industrieanzeiger 84; 1987; Konradin Verlag.
- 14) Szego, G.C. u. C.M.Kelley, 6. Agard Combustion and Propulsion Colloquium, Cannes 1964.

Technische Universität Berlin  
Institut für Angewandte Geophysik, Petrologie  
und Lagerstättenforschung

Ackerstraße 71-76  
1000 Berlin 65

## Bohrlochsonde zur in situ Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit in größeren Tiefen

H. Burkhardt  
K. Erbas  
H. Honarmand



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung.....	309
2. Untersuchung möglicher Verfahren zur in situ Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit.....	309
3. Zylinderquellenmethode.....	311
4. Konzept einer Bohlochsonde nach der Zylinderquellenmethode für einen Einsatz in größeren Tiefen.....	318
4.1 Quellenlänge.....	318
4.2 Energieversorgung der Sonde.....	322
4.3 Isothermie der Quelle.....	322
4.4 Packer.....	331
4.5 Sondenelektronik.....	334
5. Folgerungen und Ausblick.....	338
6. Zusammenfassung.....	339
7. Literaturverzeichnis.....	340



## 1 EINLEITUNG

Die Wärmeleitfähigkeit (WLF), ein entscheidender Parameter sowohl bei der Bestimmung der terrestrischen Wärmestromdichte als auch für Temperaturprognosen über die erbohrte Tiefe hinaus, ist wie andere Gesteinsparameter eine von Druck und Temperatur abhängige Größe. Labormessungen an Gesteinproben können die tatsächlichen in situ Gesteinseigenschaften nur angenähert wiedergeben.

Für in situ Messungen der WLF wird eine Bohrlochsonde benötigt. Daher wird am Institut für Angewandte Geophysik, Petrologie und Lagerstättenforschung der TU-Berlin an der Entwicklung einer derartigen Bohrlochsonde für Tiefen bis zunächst 3000 m gearbeitet. Da im Rahmen der KTB-Hauptbohrung zu einem späteren Zeitpunkt auch Messungen in größeren Tiefen durchgeführt werden sollen, muß das Konzept des Meßverfahrens aus Zeit- und Kostengründen von vornherein auch für diese Phase ausgelegt sein. Dieser Bericht schildert den derzeitigen Stand dieser Arbeiten.

## 2 UNTERSUCHUNG MÖGLICHER VERFAHREN ZUR IN SITU BESTIMMUNG DER WÄRMELEITFÄHIGKEIT

In einem ersten Schritt wurde eine Literaturrecherche durchgeführt. Dabei wurde versucht, den aktuellen Stand der Verfahren zur Bestimmung der WLF zu erfassen. Es zeigte sich recht bald, daß die meisten Laborverfahren für Bohrlochmessungen ungeeignet sind, zum einen aufgrund ihres Meßprinzips (z.B. Divided-Bar-Verfahren, Plattenverfahren), zum anderen aufgrund des hohen apparativen Aufwandes (z.B. Laser-Flash-Methode). Aus diesem Grunde kamen nur noch Verfahren in die engere Wahl, die von den Autoren schon für Bohrlochmessungen vorgesehen waren oder sich eventuell entsprechend modifiziert in einer Bohrung verwenden ließen. Die folgenden Verfahren wurden im folgenden näher untersucht (Burkhardt et al., 1987):

- Zylinderquellenmethode (Villinger, 1983)  
Meßprinzip siehe Kapitel 3.
- Oberflächenzylinderheizung (Oelsner et al., 1968)  
Hierbei wird in die Oberfläche eines aufpumpbaren Schlauchelements ein Heizdraht flächenhaft einvulkanisiert und diese geheizte Zylinderoberfläche an die Bohrlochwand gedrückt. Die Auswertung der Messung erfolgt durch einen Vergleich mit Modellkurven. Poppendiek et al., 1982 wenden ein ähnliches Verfahren an.
- Kugelquelle (Musmann et al., 1980)  
Basiert auf dem Prinzip einer thermischen Kugelquelle

- passive Sonden (Oelsner et al., 1981; Poppendiek et al., 1982)  
Diese zeichnen sich durch einen Verzicht auf eine aktive Erwärmung des Gesteinsverbandes aus. Sie nützen das sich in der Sonde einstellende vertikale Temperaturfeld zur Berechnung der Gesteinswärmeleitfähigkeit aus.
- Linienquellenmethode an der Bohrlochwand (Erbas, 1985)  
Stellt eine Halbraum(zylinder)quelle dar, deren Meßprinzip auf der Zylinderquellenmethode basiert.
- Begrenzte flächenhafte Heizung an der Bohrlochwandung  
Ein erstmalig im Rahmen dieser Arbeit untersuchtes Prinzip, das die Vorteile der Oberflächenheizung und der Linienquellenmethode (relativ große Eindringtiefe bzw. gerichtete Wärmeabgabe) kombinieren soll.

Die näheren Untersuchungen an den o.a. Verfahren zeigten, daß den Vorteilen der ZYLINDERQUELLENMETHODE:

- . keine Kontaktprobleme,
- . erfaßtes Gesteinsvolumen relativ groß;
- . vorliegende Erfahrungen (Auswerteverfahren, technische Vorarbeiten)

hauptsächlich 3 Nachteile entgegen stehen:

- . lange Meßzeiten
- . große Sondenlänge und hoher Energiebedarf (s. Kap. 4.1 bzw. 4.2).
- . Abhängigkeit von der vorhandenen Bohrlochflüssigkeit (s. Kap. 4.3).

Alle Verfahren, die eine kurze Meßzeit aufweisen, können nur ein geringes Gesteinsvolumen erfassen. Umgekehrt werden große Volumina nur durch lange Meßzeiten erfaßt. Diese physikalische Gesetzmäßigkeit muß bei einem im Bohrloch angewandten Verfahren beachtet werden und zu einer vernünftigen Relation (Meßzeit/erfaßtes Volumen) führen. Gerade in einer Bohrung, wo die randnahen Bereiche durch den Bohrvorgang am stärksten gestört sein werden, ist die Erfassung eines möglichst großen Gesteinsvolumens unerlässlich. Daher können die großen Heizzeiten nicht zwangsläufig als nachteilig angesehen werden.

Es zeigte sich weiterhin, daß bei allen anderen Verfahren als bei der Zylinderquellenmethode die Ankopplung an den Gesteinsverband eine herausragende Rolle spielt. Eine Verringerung bzw. Vermeidung des Kontaktwiderstandes ist für die passiven Sonden, die Kugelsonde im Hauptbohrloch, die Oberflächenzylinderheizung sowie die Linienquellenmethode an der Bohrlochwand nur unter Aufdickung der Sonde über die gesamte Sondenlänge möglich. Dies ist technisch sehr aufwendig und bleibt immer mit einem großen Risiko behaftet. Deshalb scheidet die genannten Verfahren unabhängig von weiteren jeweils spezifischen Nachteilen wie:

- . geringe Meßgenauigkeit
- . große Heizzeiten
- . erfaßtes Volumen sehr gering
- . technisch aufwendig

allein aus sicherheitstechnischen Überlegungen aus, obwohl sie den Vorteil der Unabhängigkeit von der Spülung aufweisen.

Für eine begrenzte flächenhafte Heizung an der Bohrlochwand bestanden diese sicherheitstechnischen Bedenken nicht in gleichem Umfang, da die Ankopplung an die Bohrlochwand über eine relativ große Fläche geschehen könnte, ohne die Sonde insgesamt aufdicken zu müssen. Da ein Kontaktwiderstand zwischen Gebirge und Heizfläche weiterhin jedoch nicht ausgeschlossen werden konnte, wurden numerische Berechnungen für dieses Problem durchgeführt.

Es zeigte sich, daß hier noch erhebliche Probleme zu erwarten sind, obwohl eine Auswertung entsprechender Messungen grundsätzlich möglich erscheint. Da auch bei der Realisierung als Bohrlochsonde erhebliche technische Schwierigkeiten zu erwarten sind wurde eine Entscheidung zugunsten der Zylinderquellenmethode getroffen. Diese, auch in Absprache mit der KTB-Projektleitung getroffene Entscheidung zwischen zwei vom Prinzip her recht gleichwertigen Verfahren wurde weiterhin bestimmt durch die bereits vorliegenden Erfahrungen mit dem Zylinderquellen-Konzept. So sind hierbei die Überlegungen zur technischen Realisierung weiter fortgeschritten, während für eine flächenhafte Heizung noch grundlegende Untersuchungen ausstehen. Gleiches gilt für die zur Verfügung stehenden Verfahren zur Interpretation der Messungen (s. Kap. 3 und 4).

Die Konstruktion der Sonde wird somit auf dem Zylinderquellen-Konzept basieren .

### 3 Zylinderquellenmethode

Die theoretischen Grundlagen der Bestimmung der WLF mit zylindrischen Quellen sind bei mehreren Autoren ausführlich dargestellt (Carshaw & Jaeger (1959, Kap.10.4); De Vries et al. (1957); Von Herzen et al.(1959); Kristiansen (1982) u.a.). Das von Villinger (1983) für in situ Messungen entwickelte Verfahren basiert auf Überlegungen von Blackwell (1954, 1956) und Beck et al.(1956, 1971); es ist für die Messungen in den Bohrungen des KTB vorgesehen worden. Im Folgenden werden die verschiedenen Einflußgrößen ausführlich untersucht und der Rechengang dargestellt.

Die Messungen beruhen auf folgendem Meßprinzip: Die Erwärmung einer zylindrischen Quelle im homogenen isotropen Vollraum ergibt einen Temperaturanstieg  $T(t)$ , der der Gesteinswärmeleitfähigkeit  $\lambda$  umgekehrt proportional ist. Für lange Heizzeiten gilt näherungsweise:



Gl. 3.1  $T(t) = (Q/4 \pi \lambda) \cdot \ln(t) + \text{konst}, \quad t \rightarrow \infty$

Gleichung 3.1 gilt strenggenommen nur für eine unendlich ausgedehnte Linienquelle, jedoch werden Aufheizkurven zylindrischer Quellen in erster Näherung ebenfalls nach einer aus dieser Gleichung hergeleiteten Formel ausgewertet. Für Zeiten  $t < \infty$  und einer konstanten Heizleistung pro Einheitslänge  $Q$ , errechnet sich demnach die scheinbare WLF  $\lambda_a(t)$  zu:

Gl. 3.2  $\lambda_a(t) = \left(\frac{Q}{4\pi}\right) \left(\frac{\ln(t_2/t_1)}{T(t_2)-T(t_1)}\right), \quad t = t_1 + \left(\frac{t_2-t_1}{2}\right)$

Dies entspricht einer Berechnung der WLF aus der Steigung der für große Zeiten resultierenden Geraden in der halblogarithmischen Darstellung der Aufheizkurve (s. Abb. 3.1).

Für zylindrische Quellen endlichen Durchmessers ist der Fehler zwischen der tatsächlichen Gesteinswärmeleitfähigkeit und der scheinbaren WLF für eine vorgegebene Heizzeit abhängig vom Radius der Quelle (Kristiansen 1982). Aus diesem Grund muß - führt man die Auswertung der Messungen mit Gleichung 3.2 durch - die Heizzeit und damit die Meßzeit dem Quellendurchmesser angepaßt werden (s.u.).

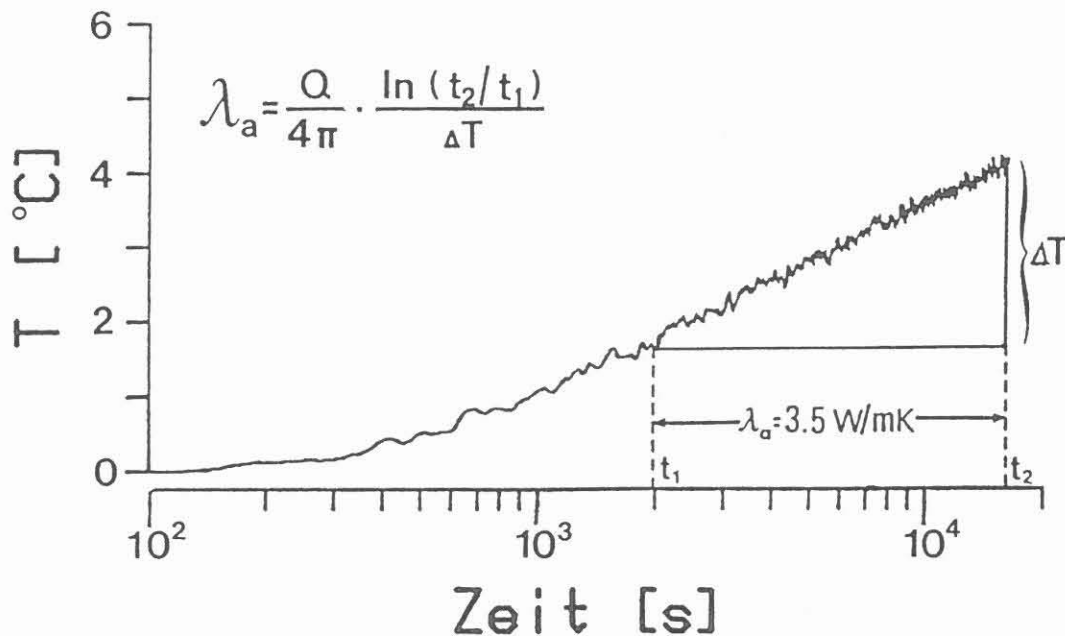


Abb.3.1 : Schematische Darstellung der Auswertung im quasi-linearen Bereich einer Aufheizkurve zylindrischer Quellen, am Beispiel einer Messung im Falkenberger Granitkomplex.  
 Bohrlochdurchmesser 3 3/4"  
 Heizleistung/Länge (Q) 50 W/m  
 Scheinbare Wärmeleitfähigkeit ( $\lambda_a$ ) 3.5 W/m K

Die zylindrische Quelle wird realisiert, indem ein Teilbereich der Bohrung abgepackert und somit vom übrigen Bohrloch thermisch isoliert wird (Abb. 3.2). Dieser Teil der Bohrlochwassersäule wird erhitzt und dient damit als Zylinderquelle. Die auf diesem Prinzip basierenden Sonden haben sich beim Einsatz in Tiefen bis 300 m bewährt und sind deshalb in modifizierter Form für den Einsatz in der Tiefbohrung vorgesehen worden. Sie sind grundsätzlich sowohl in unverrohrten als auch in verrohrten Bohrlöchern einsetzbar.

Die Vorteile der Methode liegen insbesondere darin, daß das erfaßte Gesteinsvolumen mit ca.  $0,85 \text{ m}^3/\text{m}$ -Sondenzlänge (Heizzeit von 10 Stunden, s.u.) relativ groß ist. Da das Bohrloch mit der in ihm enthaltenen Spülung selbst als Quelle dient, tritt im allgemeinen kein Kontaktwiderstand auf.

Die Nachteile dieser Methode werden hauptsächlich in den langen Meßzeiten, der großen Sondenzlänge sowie der Abhängigkeit von der Bohrlochflüssigkeit gesehen. Die zunächst berechnete Meßdauer von ca. 13 Stunden (Behrens et al., 1984) ist auf die Bestrebungen zurückzuführen, in den quasi-linearen Bereich der Aufheizkurve zu gelangen, um eine Auswertung nach der Gleichung 3.2 durchführen zu können. Die bis dahin angenommene Sondenzlänge von 6,5 m für eine 8½" Bohrung ergab sich aus einem (nach Blackwell, 1956) geforderten Längen-Durchmesser Verhältnis von 30:1. Diese Größe bestimmt zusätzlich die zum Aufheizen erforderliche Energie bei vorgegebener Temperaturauflösung der Sensoren; bei der bisher abgeschätzten Sondenzlänge ergab sich ein kontinuierlicher Leistungsbedarf von ca. 650 W. Die numerischen Berechnungen (s. Kap. 4.1) zeigen jedoch, daß die Sondenzlänge durchaus verkürzt werden kann, ohne die Genauigkeit der Ergebnisse wesentlich zu beeinträchtigen. Dadurch verringert sich auch der erforderliche Energiebedarf zur Aufheizung der Quelle erheblich, so daß keine grundsätzlichen Schwierigkeiten bei der Energieversorgung der Sonde mehr zu erwarten sind (s. Kap. 4.2).

Konstruktive Schwierigkeiten sind bei diesem Sondentyp insbesondere bei der Realisierung der Packer und der Isothermie der Quelle bei unterschiedlichen Bohrlochflüssigkeiten zu sehen. Hier sind an dem Konzept Modifikationen notwendig, die im Kapitel 4 im einzelnen beschrieben sind.

Im folgenden werden einzelne allgemeine Beurteilungskriterien für die Zylinderquellenmethode ausführlich dargestellt.

#### Erforderliche Meßzeiten

Behrens et al. (1984) haben anhand von Modellrechnungen die notwendigen Meßzeiten für 2 verschiedene Sondendurchmesser berechnet. Dabei wurde vorgegeben, daß der relative Fehler der nach Gl. 3.2 berechneten scheinbaren WLF unter 5 % liegen soll. In der für eine 8" Sonde berechneten Meßzeit von 46000 s (ca. 13h) ist ein zusätzlicher Sicherheitsfaktor enthalten; er soll gewährleisten, daß auch bei ungünstigem Signal/Rausch-Verhältnis in den Meßwerten eine Auswertung möglich ist.

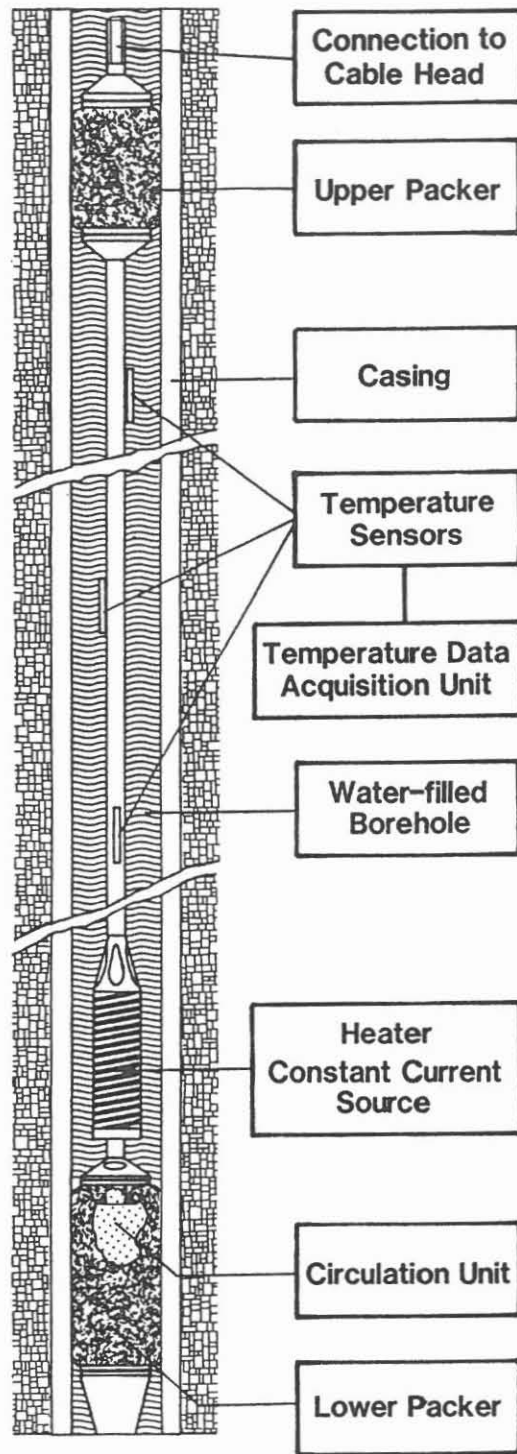


Abb.3.2 : Schematischer Aufbau einer WLF-Sonde nach der Zylinderquellenmethode.

Im Rahmen der laufenden Untersuchungen wurden mit dem gleichen Programm (Villinger, 1983, 1985) weitere Modellrechnungen durchgeführt, mit denen insbesondere der Einfluß der Wärmekapazität der Quelle abgeschätzt wurde (s. Tab. 3.1). Auch bei diesen Berechnungen ergaben sich ähnliche Werte; die Meßzeiten betragen zwischen 7.5 h und 16 h, je nach angenommener Bohrlochflüssigkeit bzw. Gesteinswärmeleitfähigkeit (2,5 W/m K bis 3,5 W/m K). Hohe Wärmekapazitäten der Quelle wirken sich dabei günstig, niedrige Gesteinswärmeleitfähigkeiten ungünstig auf die Länge der Meßzeit aus. Da bei diesen Berechnungen jeweils die Näherungsformel (Gl. 3.2) zur Berechnung der scheinbaren WLF benutzt wurde, verbesserte Auswerteverfahren aber durchaus möglich sind (Erbas, 1985), wird bei den weiteren Abschätzungen mit einer durchschnittlichen Heizzeit von 10 bis 13 Stunden gearbeitet.

#### Einfluß der Wärmekapazität der Quelle

Da Wasser die höchste Wärmekapazität aller innerhalb des abgepackten Bereiches zu erwartenden Materialien hat, ist für die Bohrlochspülung mit einer geringeren Wärmekapazität als der von Wasser zu rechnen. Dies bedeutet, daß sich der Fehler bei der Berechnung der scheinbaren WLF nach der Näherungsformel (Gl. 3.2) für gleiche Heizzeiten vergrößert (s. Tab. 3.1). Bei Vorgabe eines maximal zulässigen Fehlers müßten deshalb die Meßzeiten verlängert werden. Dieser Nachteil kann jedoch durch ein verbessertes Auswerteverfahren, mit dem bisher sehr gute Ergebnisse bei der Auswertung von Halbraum-Linienquellen-Messungen gemacht wurden (Erbas, 1985), wieder ausgeglichen werden.

#### Berechnungen des erfaßten Gesteinsvolumens, Eindringtiefe

Kristiansen (1982) gibt eine Formel an, nach der der radiale Abstand  $r$  berechnet werden kann, in dem ein bestimmter Anteil der Gesamtheizenergie einer Zylinderquelle enthalten ist. Für den Fall, daß 90% der abgegebenen Energie im Volumen mit dem Radius  $r$  enthalten sein soll, ergibt sich bei einer Heizzeit von 10 Stunden:

$$r = \sqrt{4 \cdot \theta \cdot t \cdot 1,28} = 0,43 \text{ m}$$

mit: Meßdauer  $t = 36000 \text{ s (10 h)}$   
Temperaturleitfähigkeit  $\theta = 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}$

Dies entspricht einem erfaßten Gesteinsvolumen  $V$  von:

$$V = 0,79 \text{ m}^3 \text{ pro Meter Sondenlänge (6"-Bohrung) bzw.}$$
$$V = 0,87 \text{ m}^3 \text{ pro Meter Sondenlänge (8 1/2"-Bohrung).}$$

Bei einer angenommenen Sondenlänge von 4 Metern (Kap. 4.1) für eine 8 1/2" Bohrung, ergibt sich damit ein erfaßtes Gesteinsvolumen von  $3,5 \text{ m}^3$ .

Quelle		$g \cdot c$ $10^6 [J/m^3 K]$	WLF (Gestein) [W/m K]	Heizzeit für Fehler < 5% [h]	$T_{max}$ (Quelle) [°C]
$\varnothing$ [Zoll]	Material				
8"	Wasser	4,175	3,5	7,5	7,86
8"	Spülung1	3,082	3,5	10	7,99
8,5"	Wasser	4,175	3,5	7,5	7,58
8,5"	Spülung1	3,082	3,5	12	7,71
8,5"	Spülung2	3,698	3,5	9	7,63
8,5"	Spülung3	4,675	2,5	10	9,39
8,5"	Wasser	4,175	2,5	11	9,49
8,5"	Spülung1	3,082	2,5	16	9,73
8,5"	Spülung4	3,649	2,5	13	9,61
11,5"	Spülung4	3,649	2,5	23	7,72

Tab. 3.1 Einfluß der Wärmekapazität auf die notwendige Heizzeit, bei Vorgabe eines maximalen relativen Fehlers von 5% für die nach Glg.3.2 berechneten scheinbaren Wärmeleitfähigkeiten. Die Berechnungen wurden mit dem Programm TFELD (Villinger, 1983) für verschiedene Spülungsparameter ( $g$ ,  $c$ ) und Gesteinswärmeleitfähigkeiten durchgeführt.

#### Einfluß von Randausbrüchen

Randausbrüche ergeben eine Vergrößerung des von Spülflüssigkeit ausgefüllten Volumens. Der Effekt wird deshalb ähnliche Auswirkungen haben wie eine Vergrößerung des Bohrlochdurchmessers. Die Volumenvergrößerung zwischen einer 8½"- und einer 9½"-Bohrung beträgt 0,0091 m<sup>3</sup> pro m Sondenlänge.

Nach 13 Stunden Meßdauer liegt der Unterschied in der für diese Durchmesser berechneten scheinbaren WLF bei  $\approx 0,1$  W/m K bei einer angenommenen WLF des Gesteins von 2,0 W/m K. Damit würde ein zusätzlicher Fehler von 5% entstehen.

Dies stellt sicherlich eine extreme Abschätzung dar, da Kalibermessungen vorliegen und zusätzliche nicht erkannte Volumenvergrößerungen um 36 Liter (bei 4m Sondenlänge) durch Randausbrüche wahrscheinlich nicht zu erwarten sind.

Die Fehler in der Auswertung könnten jedoch auch durch die Berücksichtigung eines korrigierten Durchmessers (Kalibermessung) reduziert werden. Außerdem werden WLF-Messungen zudem nicht in extrem gestörten Zonen durchgeführt.

### Abschätzungen des Verhältnisses Energie im Gestein zur Energie in der Quelle

Um eine Vorstellung von der Effektivität der Zylinderquellenmethode bei den zu erwartenden Bohrlochdurchmessern zu erhalten, wurde versucht, das Verhältnis zwischen ins Gestein abgegebener und in der Quelle verbleibender Heizenergie zu berechnen. Dazu wurde für folgende Parameter das Temperaturfeld einer zylindrischen Quelle in radialer Richtung berechnet:

Radius	:	0,108 m (8½" Bohrung)
WLF-Gestein	:	2,5 W/m K
WLF-Quelle	:	200 W/m K
$\rho \cdot c$ (Spülung)	:	$3,649 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}$
$\rho \cdot c$ (Gestein)	:	$2,3 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}$
Q(Qelle)	:	100 W/m

Durch Integration über einzelne Volumenelemente mit den jeweiligen Temperaturen wurde der Energieinhalt  $q$ (Gestein) im Gesteinsverband berechnet, der Energieinhalt der Quelle  $q$ (Spülung) errechnet sich aus einem Temperaturanstieg der Quelle von  $\approx 9^\circ\text{C}$ . Für eine Heizdauer von 82.000 s ergaben sich folgende Werte:

$$\begin{aligned} q(\text{Gestein}) &= 6,63 \times 10^6 \text{ Ws/m} \\ q(\text{Spülung}) &= \frac{1,20 \times 10^6}{7,8 \times 10^6} \text{ Ws/m} \end{aligned}$$

Ein Vergleich mit der insgesamt eingespeisten Energie ( $8,2 \times 10^6 \text{ Ws/m}$ ) zeigt die Güte der berechneten Energieabschätzung. Es ergibt sich ein Verhältnis von ca. 5:1 der Energie im Gestein zur Energie innerhalb der Quelle.

### Einfluß von Spülungsverlust während der Meßzeit

Da aus bohrtechnischen Gründen der Spülungsdruck in der Kontinentalen Tiefbohrung voraussichtlich größer als der maximale Porenwasserdruck des durchbohrten Gebirges gehalten wird, ist mit einem Spülungsverlust in den Gesteinsverband zu rechnen. Kessels (1987) führte Modellrechnungen durch, um die Eindringtiefen der Spülung sowie den Druckaufbau im Gebirge zu untersuchen. Auf der Grundlage dieser ersten quantitativen Berechnungen wurde für die ersten 6 Tage nach Aufbau des Differenzdruckes ein maximaler Spülungsverlust zwischen 0,4 - 0,5 Liter pro Meter Bohrstrecke innerhalb eines Zeitfensters von 13 h (voraussichtliche max. Meßdauer) errechnet. Dies stellt einen Maximalwert dar, da sich mit wachsender Zeit der Verlust an Spülflüssigkeit verringern wird. Zusätzlich ist das Verhalten der für die Tiefbohrung in Frage kommenden thixotropen Spülflüssigkeit in der Gesteinsmatrix bisher nicht bekannt. Es wird zum Beispiel diskutiert, inwieweit sie das Gebirge zum

Bohrloch hin abdichten könnte. Der Einfluß des Spülungsverlustes auf die in situ Wärmeleitfähigkeitsmessungen ist deshalb als sehr gering einzustufen, zumal diese Messungen erst zu einem späten Zeitpunkt nach Bohrende durchgeführt werden sollen. Weiterhin ist eine Berücksichtigung in der Auswertung ist mit Hilfe numerischer Modellrechnungsverfahren denkbar; dies soll untersucht werden, sobald konkrete Werte für Parameter wie Porosität, Permabilität etc. aus der Vorbohrung vorliegen.

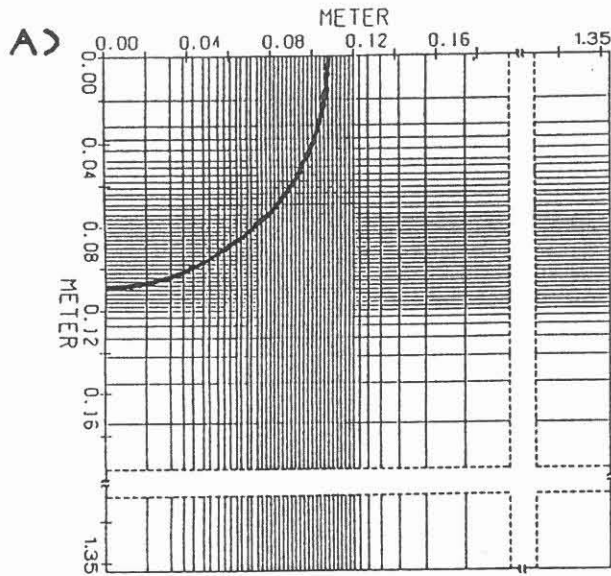
#### 4 Konzept einer Bohrlochsonde nach der Zylinderquellenmethode für einen Einsatz in größeren Tiefen

Für den Einsatz der WLF-Sonde in großen Tiefen müssen aufgrund der zu erwartenden Extrembedingungen (Druck, Temperatur) die Leistungsgrenzen der bisher eingesetzten Sonden (Villinger, 1983) erheblich gesteigert werden. Zu diesem Zweck ist eine Optimierung der verschiedenen Sondenparameter notwendig, die im folgenden beschrieben werden.

##### 4.1 Quellenlänge

Die Sondenlänge ist ein Parameter, der die Einsatzmöglichkeit der Zylinderquellenmethode wesentlich beeinflusst. Zum einen hängt die benötigte Heizleistung direkt von diesem Parameter ab, zum anderen wird die Sicherheit des Einsatzes der Sonde in einer Tiefbohrung mit von diesem Parameter bestimmt. Aus diesen Gründen ist es notwendig, die minimal erforderlichen Längen einer zylindrischen Quelle in Abhängigkeit des Bohrl Lochdurchmessers zu untersuchen, um die Quellenlänge möglichst gering zu halten. Für die erforderlichen numerischen Berechnungen wurde ein 3D-FD Programm (Programmpaket SHEMAT, Clauser, 1988), benutzt, welches auf der CRAY X-MP des WRB (Wissenschaftliches Rechenzentrum Berlin) installiert war.

In einem ersten Schritt wurde eine 2-dimensionale zylindrische Quelle modelliert und das Ergebnis mit dem Ergebnis einer semi-analytischen Berechnung mit dem Programm TFELD (Villinger, 1983, 1985) verglichen. Die Abb. 4.1 zeigt die sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse, jedoch auch die feine Diskretisierung, die notwendig war, um dieses Ergebnis zu erreichen. Im nächsten Schritt wurde mit dieser horizontalen Diskretisierung das in Abb. 4.2 dargestellte 3-dimensionale Modell (durch thermisch isolierende Packer abgesperrter Bohrlochabschnitt im Gesteinsverband) erstellt. Die Schichtdicken wurden einheitlich mit 1 m festgelegt, die Länge des beheizten Teils des Bohrlochs betrug 10 m. Der Vergleich der numerischen Ergebnisse mit denen der semi-analytischen Berechnungen zeigte erst bei Zeiten  $> 25$  h eine geringfügige Diskrepanz in den Werten der scheinbaren WLF.



FINITE-DIFFERENZEN GITTER

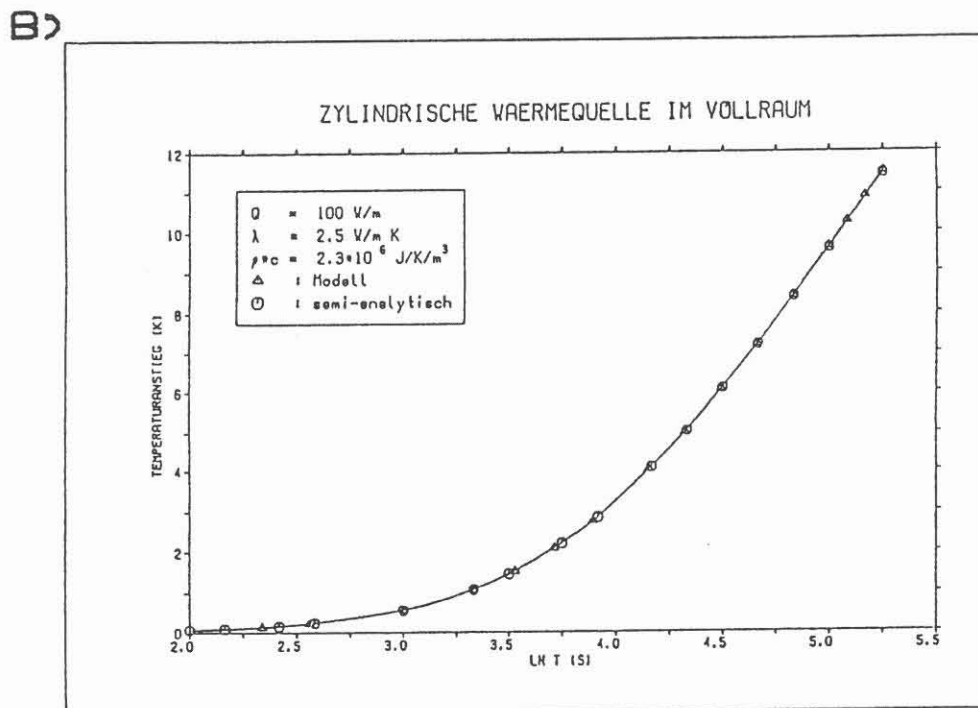


Abb.4.1 : A) 2-dimensionales Gitter zur FD Modellierung einer zylindrischen Quelle. Aus Symmetriegründen braucht nur ein Viertel des Umfanges modelliert zu werden. B) Vergleich der 2-dimensionalen Berechnungen für eine zylindrische Quelle mit dem Ergebnis eines semianalytischen Verfahrens.



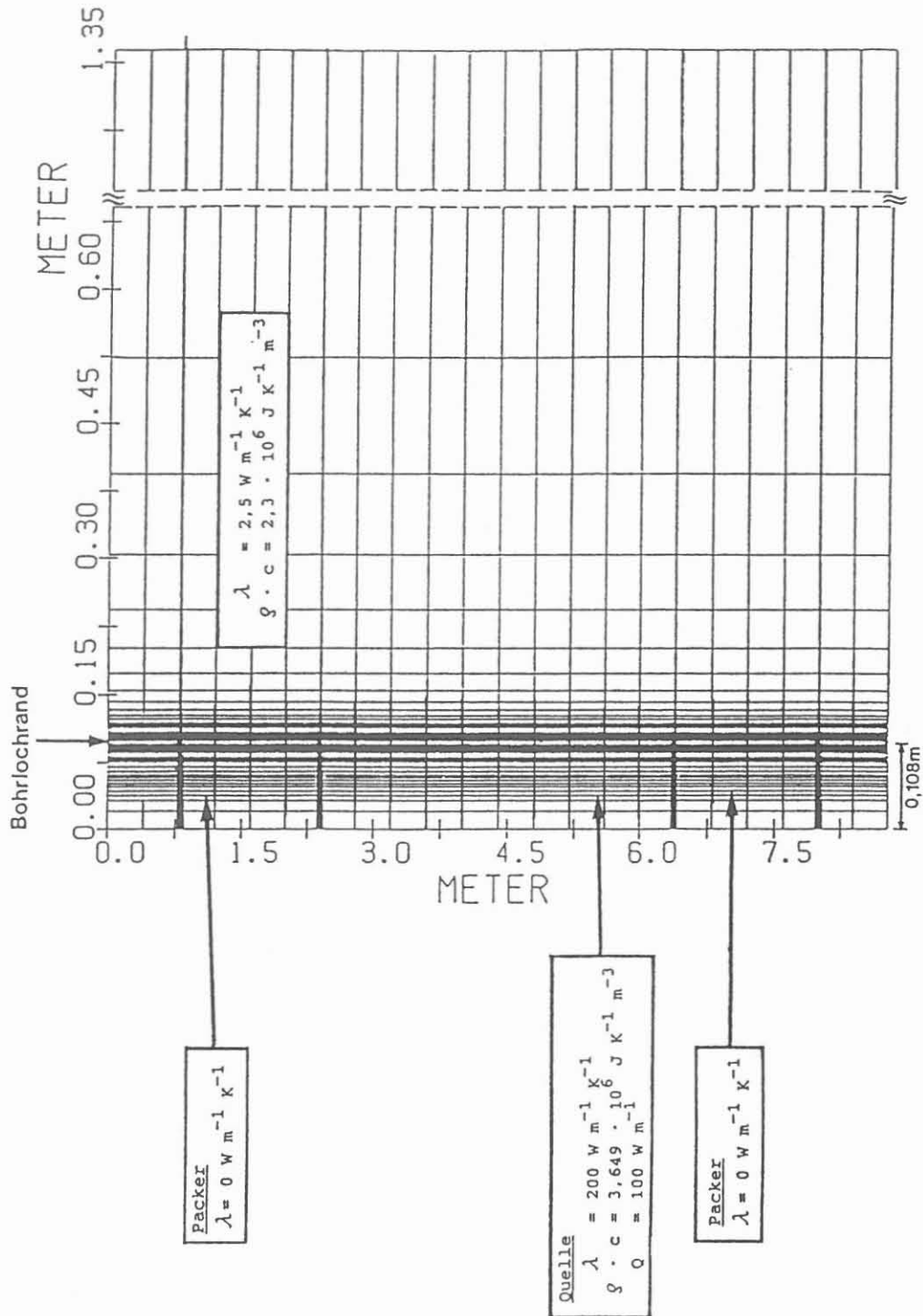


Abb.4.2 : 3-dimensionales Modell eines durch thermisch isolierende Packer abgesperrten Bohrlochabschnittes im Gesteinsverband. Darstellung des für die FD-Berechnungen verwendeten vertikalen Gitters und der verwendeten Parameter. Die horizontale Diskretisierung entspricht dem in Abb.4.1 dargestellten Modell. Die Schwärzung im Gitter ist auf den Abbildungsmaßstab zurückzuführen, (s. Abb. 4.1) der das sehr feine Gitter nicht mehr auflöst.

Damit waren die Grundlagen zur Modellierung einer endlichen Quelle geschaffen. Das Ergebnis einer sukzessiven Verringerung der Quellenlänge ist in Abb. 4.3 dargestellt. Auch bei einer 4 m langen Quelle (Durchmesser 8½") sind geringfügige Abweichungen im Verlauf der Kurve der scheinbaren WLF von der semi-analytischen Lösung für die unendlich lange Zylinderquelle erst nach ca. 15 h auszumachen. Nach einer Meßzeit von 13 h ist der Fehler bei der Berechnung der WLF aus dem Temperaturanstieg auch bei der 4 m langen Quelle <5% (7,5% bei der 3 m langen Quelle). Aufgrund dieser Ergebnisse kann für die 8½" Bohrung eine Quellenlänge von 4 m und für die 6" Vorbohrung von 3 m festgelegt werden, ohne die Genauigkeit der Ergebnisse einzuschränken.

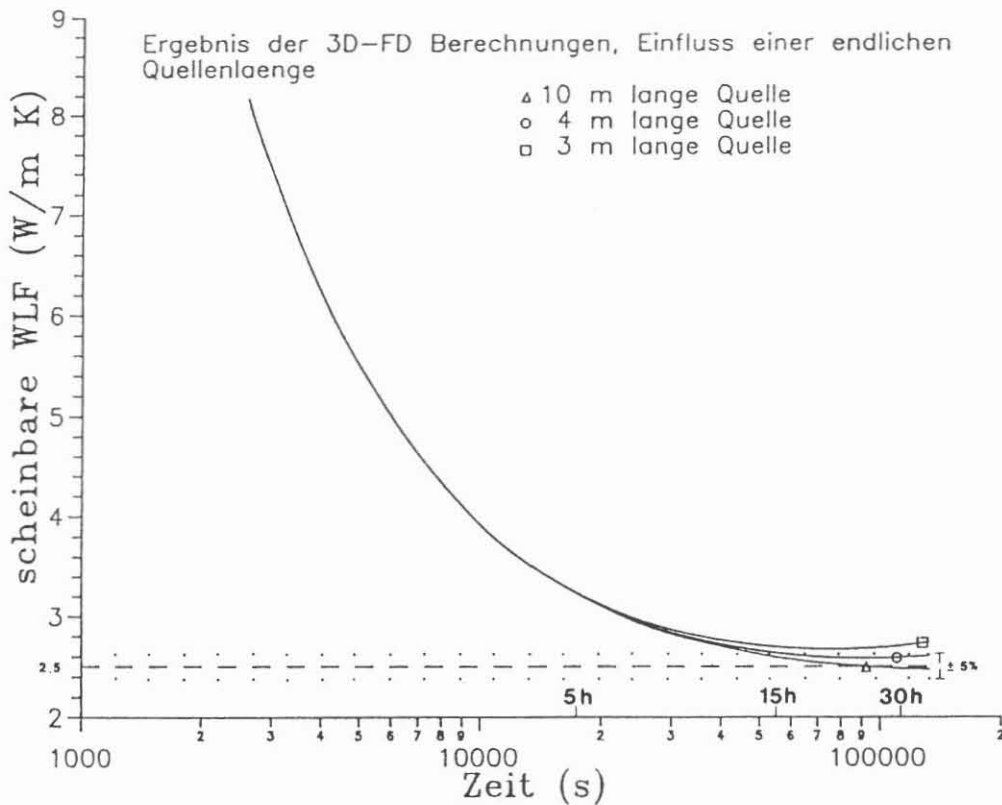


Abb.4.3 : Ergebnis der 3-dimensionalen FD Berechnungen für verschiedene Quellenlängen. Die zugrundeliegende Diskretisierung sowie die Modellparameter sind in Abb.4.2 dargestellt. Das Ergebnis zeigt, daß die Aufheizkurve einer 4 m langen Quelle durchaus mit der für Linienquellen und große Zeiten gültigen Formel ausgewertet werden kann. Der relative Fehler der scheinbaren Wärmeleitfähigkeit liegt ab ca. 12 h unter 5%.  
Angenommene Gesteins-WLF 2.5 W/m K.

Damit konnten zum ersten Mal quantitative Ergebnisse über den Einfluß einer in Länge und Durchmesser endlichen zylindrischen Quelle auf die Bestimmung der WLF aus der Aufheizkurve gewonnen und die Quellenlänge über die bisherigen Abschätzungen (6.5 m) hinaus wesentlich verkürzt werden. Die Reduzierung der Quellenlänge auf 4 m (d.h. um 38%) vergrößert den bei der Auswertung gemachten Fehler nur unwesentlich, bringt gleichzeitig jedoch eine Energieersparnis von 38% mit sich, die, würde man sie nicht im vollen Umfang ausschöpfen, Spielraum zur Verbesserung des Signal-/Rausch-verhältnisses der Messungen bieten könnte.

#### 4.2 Energieversorgung der Sonde

Das Energieversorgungskonzept der WLF-Sonde ist in der Abb.4.4 dargestellt. Den größten Teil der zur Verfügung zu stellenden Energie beansprucht die Heizung. Sämtliche Berechnungen wurden für ein 15 km langes 7-adriges Bohrloch-Meßkabel bei einer an der Sonde vorliegenden Leistungsaufnahme von 600 W durchgeführt. Für diesen Fall werden 4 Adern sowie die Armierung des Kabels zur Energieübertragung benötigt.

Die Leistungsaufnahme der Elektronikeinheit (s. Kap. 4.5), des Pumpenmotors (s. Kap. 4.3) und des Packermotors (s. Kap. 4.4) sind demgegenüber deutlich geringer. Da die Quellenlänge voraussichtlich max. 4 m betragen wird und ein minimaler Bedarf von 100 W/m besteht, ist die Energieversorgung der Sonde auch für große Einsatz Tiefen gesichert.

#### 4.3 Isothermie der Quelle

Von der Theorie her wird eine perfekt leitende Quelle vorausgesetzt. "Perfekter Leiter" bedeutet physikalisch, daß innerhalb der Quelle keine Temperaturgradienten entstehen, d.h. zu jedem Zeitpunkt herrscht überall die gleiche Temperatur. Villinger (1983) versuchte dies bei Sonden mit einem maximalen Durchmesser von 4" mit der Erzeugung eines lokal sehr starken Temperaturgradienten am unteren Ende der Sonde und einer dadurch erzwungenen Konvektion in der Flüssigkeitssäule (Wasser) zu erreichen.

Die neu geplanten Sonden sollen für Bohrungen mit minimal 6" Durchmesser einsetzbar sein. Auch unterscheiden sich die für die Bohrung zu erwartenden Viskositäten und andere physikalische Parameter der Spülflüssigkeit erheblich von denen des Wassers. Daher mußte überprüft werden, ob bei diesen Bohrlochdurchmessern (6" und 8½") und Spülflüssigkeiten eine ausreichende Durchmischung der Quelle mit und ohne zusätzliche Hilfsvorrichtungen (Pumpen) überhaupt möglich ist. Eine ausreichende Durchmischung ist dann gegeben, wenn die zeitliche

Temperaturverzögerung  $t_v$  zwischen dem wärmsten und kältesten Bereich innerhalb der Flüssigkeitssäule gegenüber der Meßzeit vernachlässigbar klein ist (vergl. Abb. 4.7).

Für diese Untersuchungen und zum Test der Einzelkomponenten der Sonde unter unterschiedlichen Bedingungen wurde ein spezieller Meßaufbau errichtet (Abb. 4.5). Die Anlage besteht im wesentlichen aus einem Doppelrohr. Das innere Rohr (5½") stellt die Bohrung dar, während der Ringraum mit 13,8 cm Weite zwischen den Rohren den Gesteinsverband simuliert. Die Rohre sind aus Plexiglas, damit die Vorgänge von außen beobachtet werden können. Der Ringraum wird mit Wasser gefüllt und ständig zirkuliert, damit isotherme Verhältnisse ( $\approx 13^\circ\text{C}$ ) in diesem Bereich gegeben sind. In einem späteren Ausbau soll dieser Wasserkreislauf über eine Kühlanlage geleitet werden. Mit zeitlich gesteuerter Kühlung des zirkulierenden Wassers können hierdurch unterschiedliche Wärmeleitfähigkeiten im Außenraum simuliert werden.

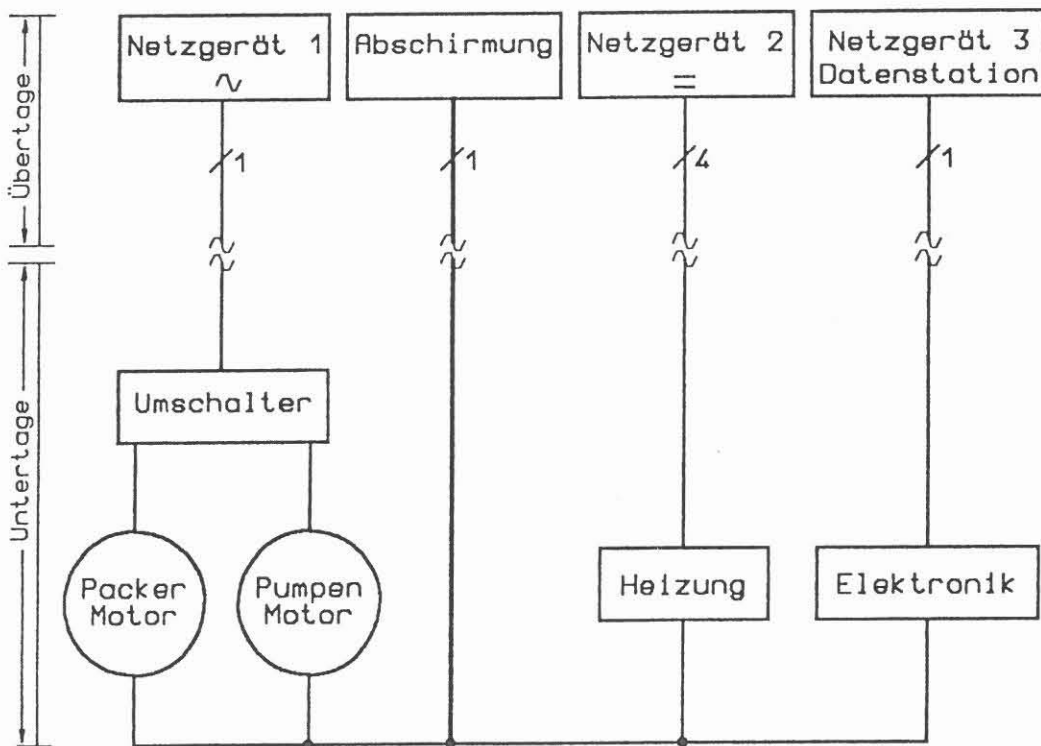


Abb.4.4 : Konzept der Energieversorgung der Sonde. Das Bohrlochmesskabel ist siebenadrig (eine Leitung ist als Reserve vorgesehen).

⎧ 4 Anzahl der Leitungen

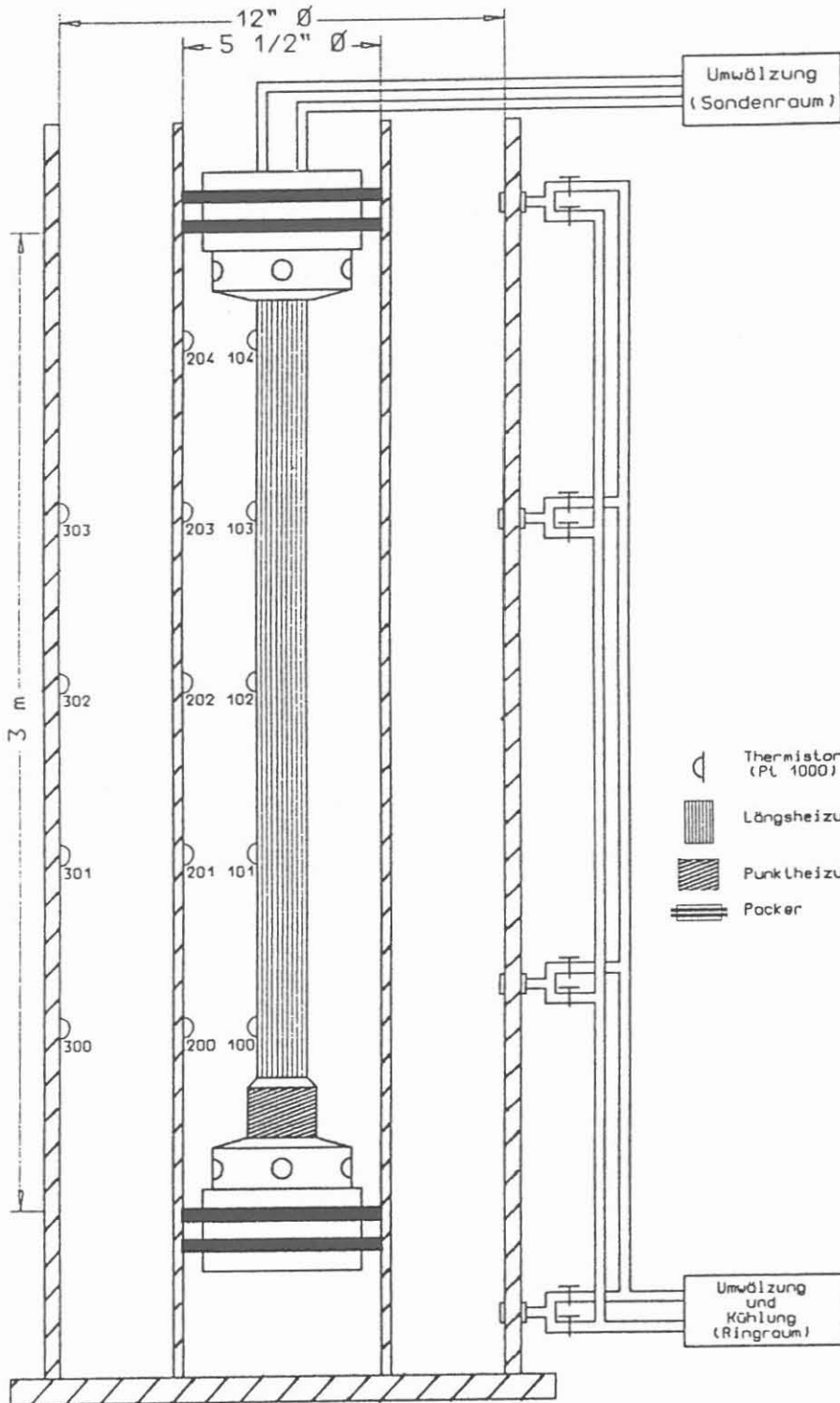


Abb.4.5 : Aufbau der Versuchsanlage zur Simulation des Bohrloches und des angrenzenden Gesteinsverbandes.

Im inneren Rohr ist eine Wärmeleitfähigkeitssonde (Quellenlänge 3 m) positioniert. Sie ist mit 2 Reibungspackern bestückt und verfügt über eine am unteren Ende der Sonde angebrachte Heizung (Punktheizung) sowie einen über die Länge verteilten Heizdraht (Längsheizung). Diese beiden Heizungsarten wurden jeweils alternativ eingesetzt, wobei die Heizleistung stets 300 Watt betrug. Ebenso alternativ ist eine Pumpe zur Durchmischung der eingeschlossenen Flüssigkeitssäule eingesetzt worden. Als Spülung wurden folgende Mittel verwendet:

Leitungswasser  
Wasser-Antisol 3000-Gemisch (Fa. Wolff Walsrode AG)  
Dehydril HT (Fa. Henkel KGaA)

Die Ergebnisse der umfangreichen Messungen werden im folgenden diskutiert.

#### Bohrlochspülung: Wasser

Abbildung 4.6A zeigt das Beispiel einer Messung mit der Punktheizung ohne zusätzliche Umwälzung. Die Streuung der Temperaturdaten deutet auf die bereits erwähnte thermisch erzwungene Konvektion hin. Sie vermag jedoch nicht eine Isothermie der Wassersäule zu bewirken. Bei gleichen Zeiten unterscheiden sich die Temperaturen erheblich voneinander und die Zeit, in der der oberste Thermistor den Wert des untersten Thermistors erreicht (zeitliche Temperaturverzögerung  $t_v$ ) steigt schnell an. Große Temperaturdifferenzen in der Wassersäule und eine große, anwachsende zeitliche Temperaturverzögerung sind auch bei der Längsheizung (Abb. 4.6B) zu registrieren.

Bei dem Einsatz der Umwälzpumpe mit einer Förderrate  $\approx 12$  l/min und somit der Erzeugung einer zusätzlichen Konvektion zeigt sich (Abb. 4.7), daß die vertikale Temperaturdifferenz ( $\approx 0.5^\circ\text{C}$ ) ebenso wie die zeitliche Temperaturverzögerung ( $\approx 10$  min) deutlich verkleinert werden können. Verglichen mit den Messzeiten von 10 Stunden kann somit von ausreichender Annäherung an die Isothermie der Quelle ausgegangen werden. Durch Optimierung der Lokation der Pumpe und deren Ein- und Auslauföffnungen sind weitere Verbesserungen zu erwarten.

Der Einsatz einer Pumpe zur Durchmischung der Flüssigkeitssäule könnte speziell bei höheren Viskositäten dazu führen, daß sich im Meßraum Zonen ausbilden, in denen ein Spülsaustausch bevorzugt stattfindet, während andere Bereiche von der Konvektion ausgeschlossen werden. Dies wäre im einfachsten Fall bei laminarer Strömung vorstellbar: die Flüssigkeit haftet am Rand und strömt in der Mitte am schnellsten. In Rohren findet ein Umschlag zwischen laminarer und turbulenter Strömung bei einer Reynolds-Zahl ( $Re$ ) von ca. 1000-2000 statt.  $Re$  wird sich bei unseren Messungen wegen der geringen Strömungsgeschwindigkeit auf jeden Fall unterhalb 1000 bewegen. Das bedeutet, daß wir immer im laminaren Bereich arbeiten. Dies ließ die Vermutung aufkommen, daß Randbereiche der Bohrung von der Konvektion ausgeschlossen werden. In diesen Gebieten erfolgt

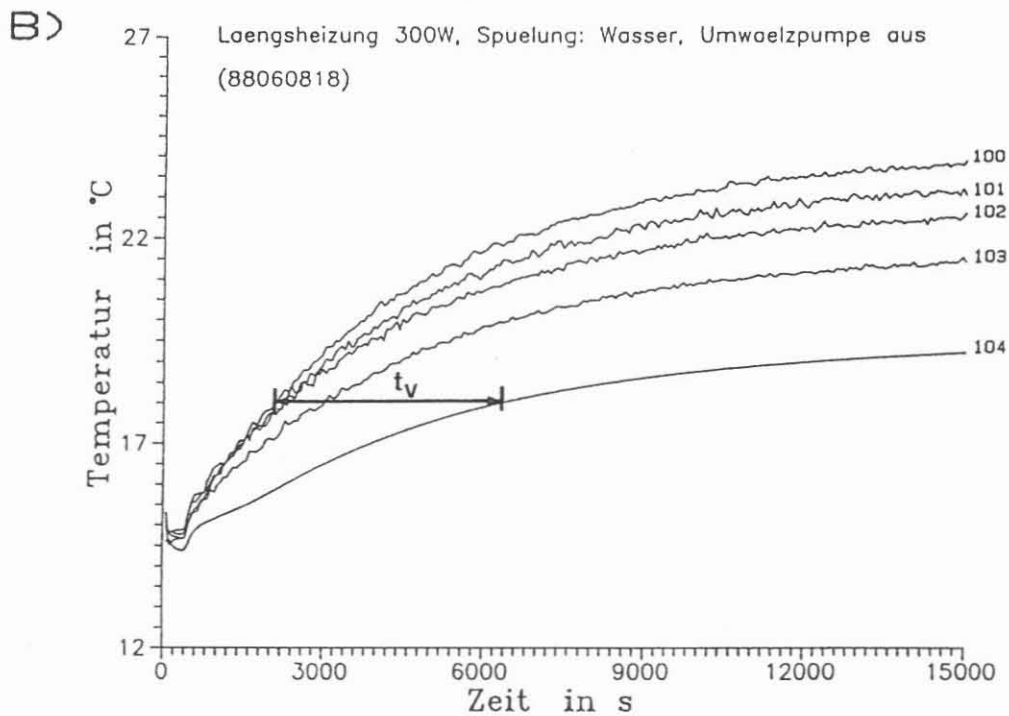
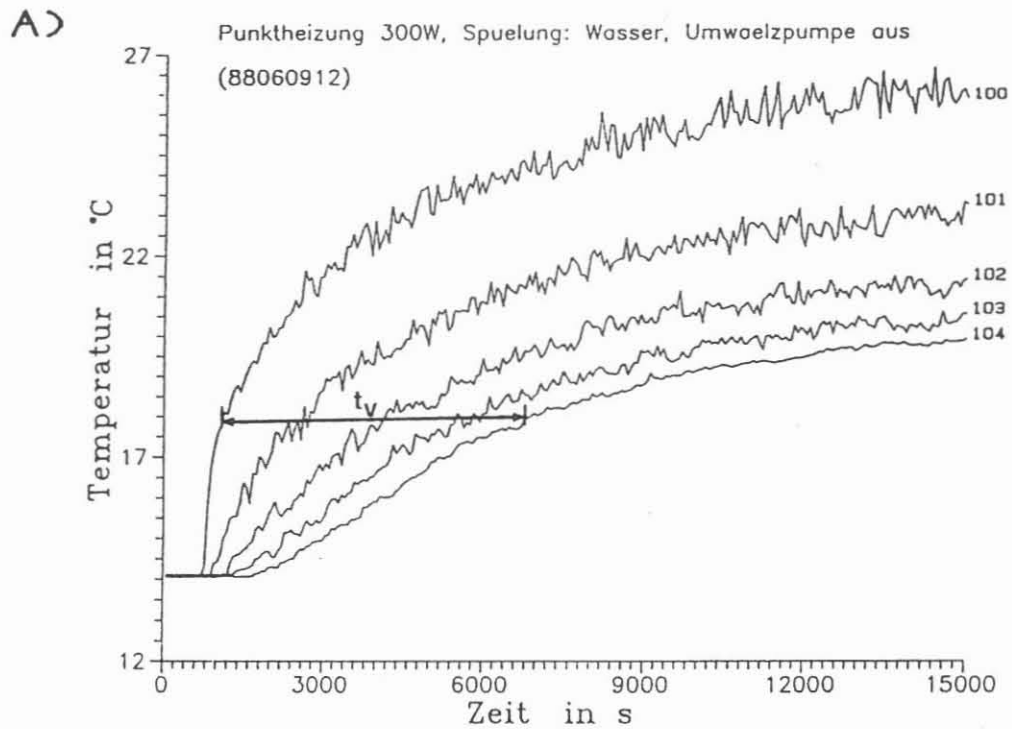


Abb.4.6 : A) Beispiel einer Messung mit Punktheizung ohne zusätzliche Umwälzpumpe.  
B) Beispiel einer Messung mit Längsheizung.  
Kurvenparameter: Thermistornummer (vergl. Abb.4.5)  
 $t_v$  zeitliche Temperaturverzögerung

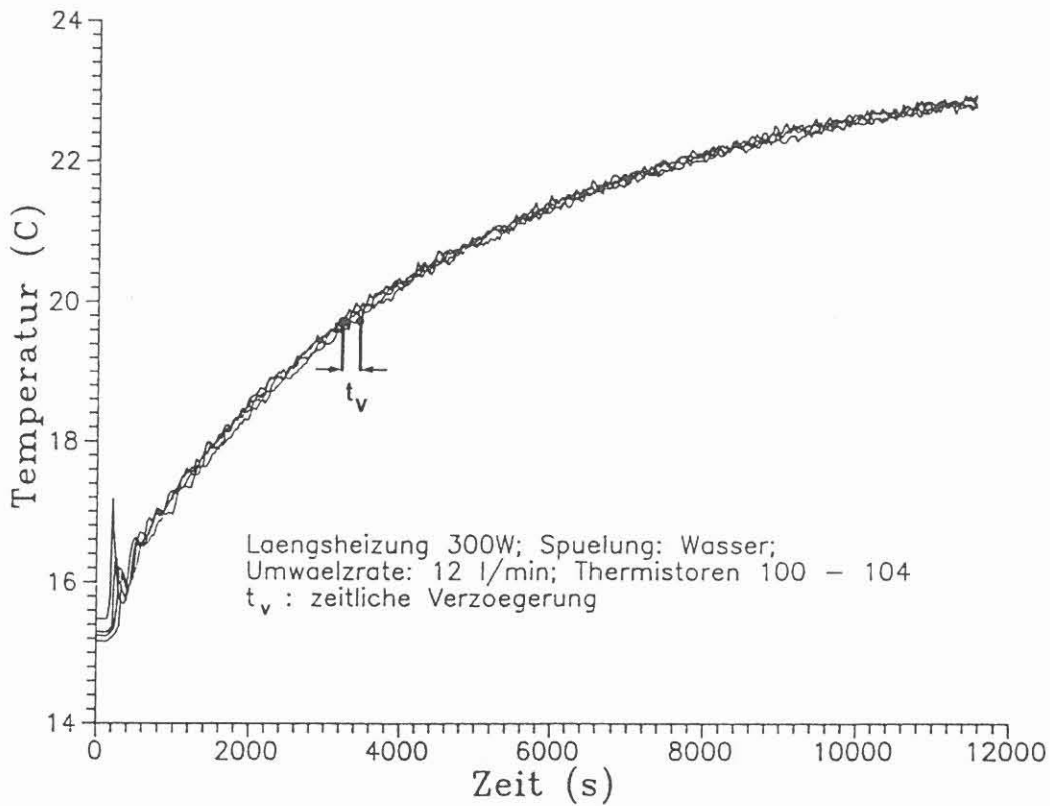


Abb.4.7 : Beispiel einer Messung mit Längsheizung und Umwälzpumpe.

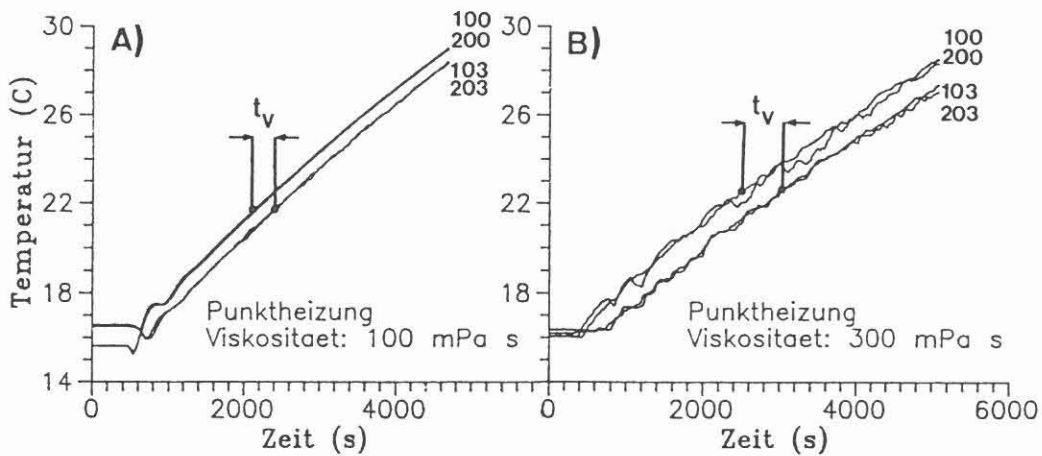


Abb.4.8 : Beispiele der Messungen mit Punktheizung und einer Spülung aus Wasser-Antisol-Gemisch. Umwälzrate 7 l/min. Dargestellt sind die Temperaturen der Thermistorenpaare in gleicher Höhe 100, 200 bzw. 103 und 203 (vergl. Abb.4.5).  
A) Viskosität der Spülung 100 mPa s  
B) Viskosität der Spülung 300 mPa s



dann die Wärmeübertragung konduktiv und die geforderte Annahme der Isothermie wäre trotz Pumpe in horizontaler Richtung nicht gegeben. Diese Vermutungen wurden experimentell durch Temperaturmessungen und Farbversuche überprüft.

Bei der Messung mit reinem Wasser waren die horizontalen Temperaturdifferenzen im Bereich von  $\pm 0.3^\circ\text{C}$  statistisch verteilt. Auch die Farbversuche ergaben keinen Hinweis auf den Ausschluß randnaher Bereiche von der Durchmischung. Sie zeigten vielmehr lokale, scheinbar spontan entstehende, kleine Konvektionszellen über die gesamte Länge der Quelle. Diese reichen, trotz fehlender globaler Turbulenz, offensichtlich aus, um einen horizontalen Temperaturangleich zu bewirken. Damit zeigt sich auch, daß zur weiteren Verbesserung der horizontalen Temperaturkonstanz die Anbringung lokal begrenzter Strömungshindernisse durchaus überlegenswert ist.

#### Bohrlochspülung: Antisol 3000

Abb. 4.8A verdeutlicht, daß bei der Erhöhung der Viskosität der Flüssigkeit auf 100 mPa s ähnliche Ergebnisse wie bei reinem Wasser erzielt werden. Die Messdaten der in gleicher Höhe angebrachten Thermistorenpaare 100 und 200 bzw. 103 und 203 differieren um max.  $0.3^\circ\text{C}$  (vergl. Abb.4.5).

Zu beachten ist, daß diese Ergebnisse aus technischen Gründen unter erheblich ungünstigeren Bedingungen gewonnen wurden wie diejenigen für reines Wasser. Das Testrohr war mit der relativ schlecht wärmeleitenden Raumluft umgeben. Eine Isothermie im Ringraum des Meßaufbaus war somit nicht gegeben. Außerdem wurde in diesen Fällen sowohl mit der ungünstigeren Punktheizung als auch mit geringerer Pumpen-Fördermenge ( $\approx 7$  l/min) gearbeitet. Im Vergleich zu den bisherigen Messungen (vergl. Abb. 4.7) bedingt dies im wesentlichen den unterschiedlichen Gesamtverlauf der Temperaturen. Zur Beurteilung der horizontalen Temperaturdifferenzen spielt dies jedoch keine entscheidende Rolle.

Deutliche horizontale Temperaturdifferenzen erkennt man erst, wenn die Viskosität auf 300 mPa s erhöht wird (Abb. 4.8B). Hierbei bilden sich im Testrohr größere, visuell deutlich wahrnehmbare Wirbelzellen, die sich jedoch nach einer kurzen Zeit wieder auflösen. Sie drücken sich durch ein erhöhtes Rauschen in den Temperaturdaten aus. Auch bei den vertikalen Temperaturdifferenzen, ausgedrückt durch  $t_v$  (Abb. 4.8A+B), ist kein nennenswerter Unterschied zu den Messungen mit Wasser zu erkennen. Daher ist auch bei Viskositäten  $< 300$  mPa s eine Auswertung der Daten mit entsprechender Auswertetechnik möglich.

Bei einer weiteren Erhöhung der Viskosität auf 500 mPa s kommt es zu dem eingangs vermuteten Vorgang, daß sich unterschiedliche Zonen bei der Durchmischung herausbilden. Die Temperaturen im gleichen Höhenniveau unterscheiden sich bis zu  $1.5^\circ\text{C}$  voneinander. Die visuelle Beobachtung zeigte Bereiche mit zeitweiligem Ausschluß von der Konvektion.

### Bohrlochspülung: Dehydril HT

Dehydril HT wird zur Zeit bei der Vorbohrung des KTB als Spülungszusatz eingesetzt, wobei im normalen Bohrbetrieb die Konzentrationen bis 1,5% betragen. Bei Dehydril HT handelt es sich um ein synthetisches, rein organisches Produkt mit stark thixotropen Eigenschaften (Herold et al., 1987). Durch Scher-  
spannungsgradienten wird eine Absenkung der Viskosität und Fließgrenze erreicht (Thixotropie).

Untersuchungen wurden mit Dehydrilkonzentrationen von 0,5%, 1%, 1.25% und 1.5% durchgeführt.

Abbildung 4.9A zeigt das Beispiel einer Messung mit der Punkt-  
heizung ohne zusätzliche Umwälzung und einer Konzentration von 1.25%. Während die Temperatur in der Nähe der Heizung bis auf ca. 90°C ansteigt (Thermistor 100), zeigen die Thermistoren im oberen Bereich der Quelle (103, 104 u.a.) keine Temperaturerhöhung an. Anzeichen einer lokalen Konvektion sind am Fühler 100 erst bei Temperaturen über 80°C wahrnehmbar. Dies bedeutet, daß Konvektion erst ab einem vertikalen Temperaturgradienten von 60°C/m auftritt.

Die vertikalen Temperaturdifferenzen sind bei der Längsheizung (Abb. 4.9B) nicht ganz so groß. Anzeichen einer Konvektion sind hierbei nicht zu registrieren. Eine geforderte Isothermie der Quelle ist somit nicht erreichbar.

Diese Ergebnisse wurden bei normalen Druckverhältnissen erzielt. Das Verhalten von Dehydril bei hohem Druck, ein entscheidender Parameter bei einer Tiefbohrung, ist noch weitgehend unbekannt und bedarf einer weiteren Untersuchung, bei der andere Größen wie z.B. Temperatur und Lösungskonzentration berücksichtigt werden müssten.

Weitergehende Untersuchungen mit unterschiedlichen Dehydrilmischungen unter zusätzlichem Einsatz der Pumpe führten zu folgenden Ergebnissen:

- Bei Dehydril-Konzentrationen  $< 1\%$  kann mit zusätzlichem Einsatz einer Pumpe eine ausreichende Annäherung an die Isothermie der Quelle erreicht werden.
- Bei Dehydril-Konzentrationen  $\geq 1\%$  erfolgt die Wärmeübertragung rein konduktiv. Eine Durchmischung der Spülung zur Erzeugung einer ausreichend isothermen Quelle ist mit einfachen Mitteln (Kleinpumpe und thermischer Konvektion) nicht mehr möglich. Unter diesen Voraussetzungen kann auf die Aktivierung der Packer und der Umwälzpumpe verzichtet und die Sonde nur mit der Längsheizung betrieben werden. Erste Modellrechnungen und Messungen an einer derartigen "Heizstabsonde" sind vielversprechend. Die Meßzeiten von ca. 10 Stunden sind mit denen der "Packer-Sonde" vergleichbar. Durch spezielle Auswerteverfahren sind weitere Verkürzungen noch möglich.

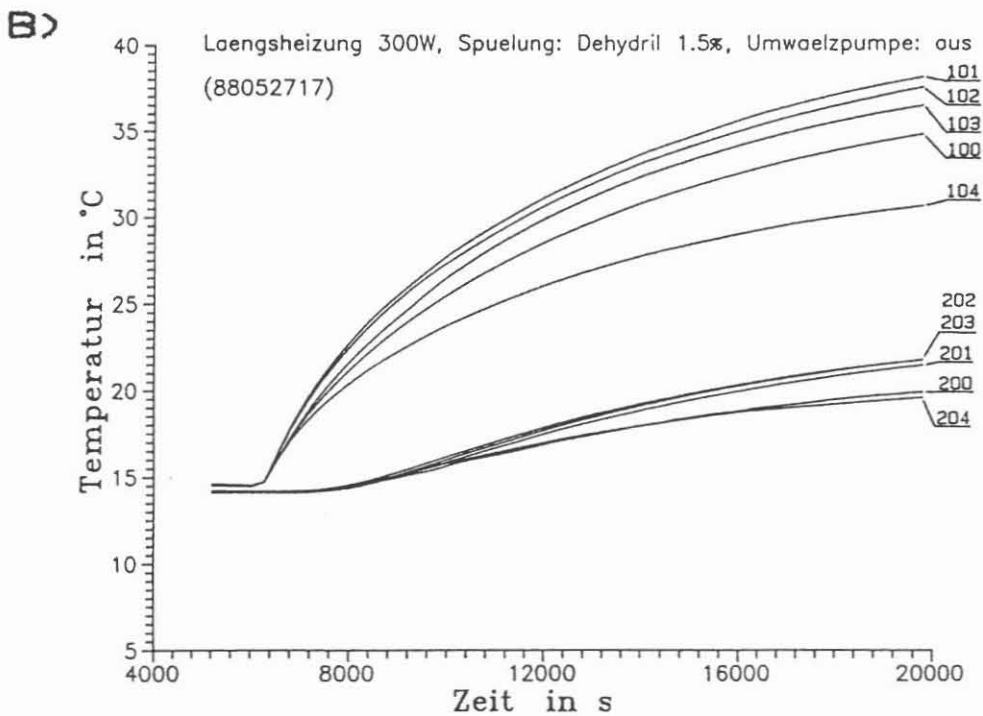
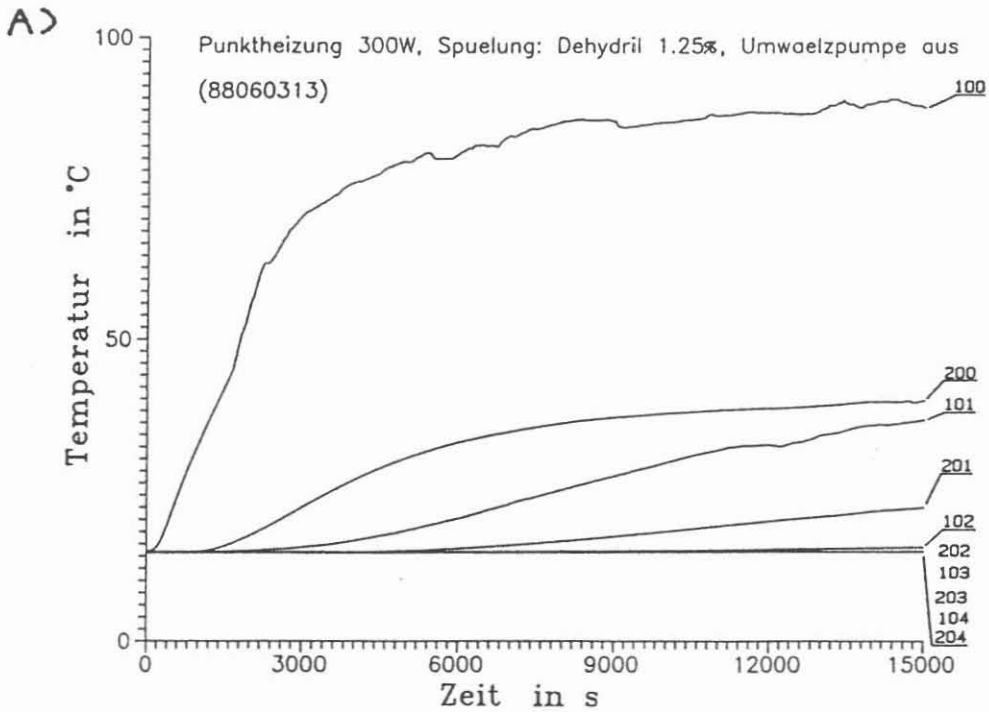


Abb.4.9 : A) Beispiel einer Messung mit Punktheizung ohne Umwälzung - Spülung Dehydril 1,25%.

B) Beispiel einer Messung mit Längsheizung ohne Umwälzung - Spülung Dehydril 1,5%.

Kurvenparameter: Thermistornummer (vergl. Abb.4.5)

### Schlußfolgerungen

Für die WLF-Messungen nach der Zylinderquellenmethode in einer Tiefbohrung können je nach Bohrlochspülung 2 Meßvarianten verfolgt werden:

- A) SPÜLUNG:           - Wasser oder  
                      - nicht thixotrope Flüssigkeit mit einer Viskosität < 300 mPa s oder  
                      - Wasser/Dehydril (Konzentration bis 1%)
- MEßVARIANTE:        Hierbei müssen die Packer gesetzt werden. Eine Längsheizung sorgt für den Temperaturanstieg und eine Umwälzpumpe (Förderrate ≈ 10 l/min) für den Temperatureausgleich der Quelle.
- B) SPÜLUNG:           - Wasser/Dehydril (Konz. > 1%)
- MEßVARIANTE:        Hierbei werden die Packer nicht aktiviert, die Heizung erfolgt über die ganze Länge der Sonde ohne Einsatz der Umwälzpumpe (Heizstabvariante).

#### 4.4 Packer

Die Packer haben die Aufgabe, den konvektiven und den konduktiven Wärmeaustausch der beheizten Wassersäule mit dem restlichen Bohrloch in axialer Richtung zu verhindern. Es muß kein nennenswerter Differenzdruck aufgebaut werden, jedoch müssen die Packer setzbar und vor allem jederzeit lösbar sein. Sie müssen außerdem über einen großen Arbeitsbereich verfügen, um die Sonde bei unterschiedlichen Bohrlochradien und in Bereichen mit den zu erwartenden Randausbrüchen einsetzen zu können. Aus diesen Gründen kommen die bei den bisherigen Sonden verwendeten Reibungspacker für einen Einsatz in der Tiefbohrung nicht infrage. Da bei der Industrie auch keine Packer-systeme für den oben beschriebenen Aufgabenbereich vorliegen, mußte der Weg einer Neuentwicklung eines Doppelpackersystems für die WLF-Sonde beschritten werden.

Die von uns vorgesehenen Packer arbeiten nach dem Prinzip eines Schlauchpackers. Ein Gummibalg oder -schlauch wird durch Aufpumpen an die Bohrlochwandung gepreßt. Im industriellen Einsatz werden derartige Packer durch Zufuhr von Preßluft über eine Schlauchverbindung aktiviert. Sie zeichnen sich durch hohe Verläßlichkeit aus. Eine Variante dieser Methode, bei der der Gummibalg durch eine eingebaute Kleinpumpe mittels Spülung gesetzt und gelöst wird, ist für den Einsatz in der WLF-Sonde vorgesehen.

Die Entwicklung eines derartigen Packers wird in 2 Stufen vorgenommen:

- 1) Entwicklungsstufe
- 2) Fertigungsstufe

Mit der Bearbeitung der Entwicklungsstufe wurde die Fa. GEO-COM, Celle, beauftragt. Die Arbeiten umfassen im einzelnen:

- a) Materialstudien (Elastomere, Pumpen etc.)
- b) Materialprüfung, d.h. Eignungstests (Elastomere, Pumpen etc.)
- c) Erstellung einer Fertigungszeichnung des Doppelpackersystems mit genauer Spezifizierung der Einzelkomponenten
- d) Abschätzung über Einsatzmöglichkeiten bei 2000 bar, 250°C

Folgende grundlegenden Eckdaten und Konstruktionsdetails sind für die Entwicklung vorgegeben worden:

1. Das System soll 150° C und 700 bar standhalten
2. Stauchfestigkeit: mindestens 4 to
3. Der Außendurchmesser des Packersystems beträgt 80 mm.
4. Arbeitsbereich: mindestens 220 mm
5. Packungslänge: 1 m
6. Vorgaben zum Setzen und Lösen der Packer:
  - Der Einbau einer Pumpe muß in jeden Packer möglich sein (identischer Aufbau der Packer)
  - Folgende Optionen für den Betrieb (Setzen und Lösen der Packer) müssen gegeben sein:
    - a) eine Pumpe bedient beide Packer
    - b) die beiden Packer werden unabhängig voneinander durch eine jeweils eingebaute Pumpe bedient.
    - c) wie b), jedoch mit zusätzlicher Rohr- und Schlauchleitung zwischen den Packern zur Erhöhung der Sicherheit bei Ausfall einer Pumpe.
7. Die einwandfreie Funktion der Packerpumpe muß auch für folgende Umgebungsbedingungen (Spülung) gewährleistet sein: Spülung Dehydril HT der Firma Henkel, eine maximale Konzentration von 2% muß berücksichtigt werden. Anzunehmender Feststoffanteil der Spülung: 3%, (Angabe der Projektleitung KTB).
8. Innerhalb der Packer zwischen Packung und Trägerrohr sollen Temperaturfühler (Pt 1000) angebracht werden. Diese sollen die Temperatur des Setzmediums unverfälscht wiedergeben, damit ein evtl. Wärmeverlust vom abgepackerten Bereich über die Packung an das restliche Bohrloch erkannt werden kann. Sie sind gegen das Trägerrohr thermisch zu isolieren.
9. Der Packer muß das Bohrloch dicht abschließen. Der Setzdruck soll ca. 5 bar betragen, er soll durch ein Überdruckventil (Bereich 2 - 50 bar) begrenzt sein.
10. Zum sicheren Bergen der Sonde, bei Ausfall der Setzeinrichtung nach Setzen der Packer, soll ein mechanisches Ausreißventil installiert werden, das auf Zug reagiert (0,5 to) und die Packer freigibt.

11. Die ursprünglich vorgesehene thermische Barriere innerhalb des Packerträgerrohres ist nach neuesten Modellrechnungen nicht notwendig.

Die Entwicklungsstufe ist noch nicht abgeschlossen, jedoch liegen erste Ergebnisse inzwischen vor (Vorbericht der Fa. GEOCOM):

1. Der geforderte max. Außendurchmesser von 80 mm für das Doppelpackersystem ist realisierbar.
2. Folgende Elastomere wurden bisher untersucht:
  - a) Silicon-Schläuche
  - b) Epichlorhydril-Schläuche

Die Epichlorhydril-Schläuche erwiesen sich bei Versuchen in geschlitzten Rohren (Schlitzbreite bis 20 mm) als wesentlich widerstandsfähiger. Sie waren durch Setzdrücke bis 6 bar nicht zu zerstören oder auch nur zu beschädigen, während die Packer aus Siliconmaterial diese Behandlung nicht überstanden. Ein Langzeittemperaturtest (142 h bei 156°C) zeigte, daß die elastischen Parameter des Epichlorhydrils danach nur unwesentlich verändert wurden.

3. Die Schlauchpackungen müssen aus armiertem Material aufgebaut werden. Derzeit werden Packungen mit Kevlar-Armierung aufgebaut und getestet. Die Einbindung und Abdichtung ist ohne Probleme realisierbar.
4. Zur Erzeugung des Setzdruckes ist eine Zahnradpumpe vorgesehen, die in modifizierter Form bis ca. 400°C einsetzbar ist. Der Pumpenantrieb erfolgt in der Anfangsversion (150°C) durch einen Gleichstrommotor. Für höhere Temperaturen existieren bereits alternative Möglichkeiten. Das gleiche Pumpen-Motor-System kann auch zur Umwälzung der Flüssigkeitssäule eingesetzt werden.

#### RESUME:

Das technische Konzept des Doppelpackersystems ist realisierbar und nach heutigem Wissensstand auch für deutlich höhere Druck-Temperaturbereiche modifizierbar.

#### 4.5 Sondenelektronik

Die Sondenelektronik hat die Aufgabe, die Meßwerte der Temperatursensoren zu erfassen und die Daten nach Übertage zu übertragen. Hierfür steht vom Bohrlochmeßkabel nur eine Ader zur Verfügung. Ein Labormuster für die Sondenelektronik wurde bereits entwickelt und ausgiebig getestet (Behrens et. al, 1988). Bei dem Aufbau wurde darauf geachtet, daß sämtliche Bauteile auch in Hochtemperaturversion verfügbar sind; deshalb ist eine Erweiterung des Einsatzbereiches von derzeit 125° C auf ca. 250° C jederzeit ohne prinzipielle Änderungen möglich. Auf der Basis der Modellrechnungen wurden folgende Meßgenauigkeiten gefordert:

$$\begin{aligned} \text{absolute Temperaturmessungen} &< 3 \cdot 10^{-2} \text{ } ^\circ\text{C} \\ \text{relative Temperaturmessungen} &< 3 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C} \end{aligned}$$

##### elektrischer Aufbau

Die Messung der Temperaturen erfolgt als Widerstandsmessung an PT 1000 Thermistoren. Dabei werden die einzelnen Sensoren über einen Multiplexer und bistabile Relais auf den Meßeingang geschaltet. Es wird eine Spannungs-Frequenzwandlung durchgeführt und die Frequenz auf die beiden Versorgungsleitungen aufmoduliert. Im derzeitig geschalteten Aufbau sind folgende Messungen möglich :

- 8 Kanäle für Widerstandsmessungen, vorgesehen für relative Temperaturmessungen mit der geforderten Auflösung von  $2 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}$
- 4 Kanäle für Widerstandsmessungen, vorgesehen für absolute Temperaturmessungen mit der geforderten Auflösung von  $3 \cdot 10^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}$
- 1 Kanal Spannungsmessung
- 1 Kanal Strommessung

Die Integrationszeit (Spannungs- Frequenzwandlung) ist je nach geforderter Auflösung variabel einstellbar und beträgt in der jetzigen Beschaltung ca. 5 Sekunden pro Kanal.

Die Übertageeinheit besteht im wesentlichen aus 3 Komponenten: der Stromversorgungseinheit für die Sondenelektronik, einem Einplatinen-Mikroprozessor zur Steuerung des gesamten Ablaufs sowie einer Kontroll- und Anzeigeeinheit. Die zeitliche Abfolge der Messungen wird hier synchronisiert, eine Zuordnung der einzelnen Meßwerte zu den verschiedenen Kanälen erfolgt durch Referenzdaten, die von der Sondenelektronik gesendet werden. Für den Anschluß des Mikrocomputers ist die serielle Schnittstelle (RS 232) vorgesehen, damit kann der gesamte Ablauf durch diesen gesteuert und auch die Abspeicherung der Meßdaten vom Rechner übernommen werden.

Um zu überprüfen, ob die aus Sondenelektronik und Übertageeinheit bestehende Meßelektronik die geforderten Spezifikationen erfüllt, wurden in einem ersten Schritt umfangreiche Labortests vorgenommen. Dabei ging es insbesondere um die Lineari-

tät der Spannungs-Frequenzwandlung und die Temperaturabhängigkeit der Sondenelektronik. Als Referenz wurde eine Meßbrücke benutzt, die Genauigkeit der einstellbaren Widerstandswerte beträgt 0,002 % im betrachteten Einstellbereich.

Die Ergebnisse der Linearitätsmessungen zeigten, daß die Spannungs-Frequenzwandlung gut realisiert wird (s. Abb. 4.10 und Abb.4.11). Für die Relativmessungen (Abb. 4.10) betragen die Abweichungen zwischen den Meßwerten und dem angepaßten Polynom 2. Grades maximal  $\pm 2$  Zählimpulse bei einem Gesamtimpulsbereich von 53000. Bei dem betrachteten Widerstandsbereich von 1080 bis 1180 Ohm (Temperaturbereich 20°C - 46 °C) entspricht dies einer Auflösung von  $< 4 \cdot 10^{-3}$  °C.

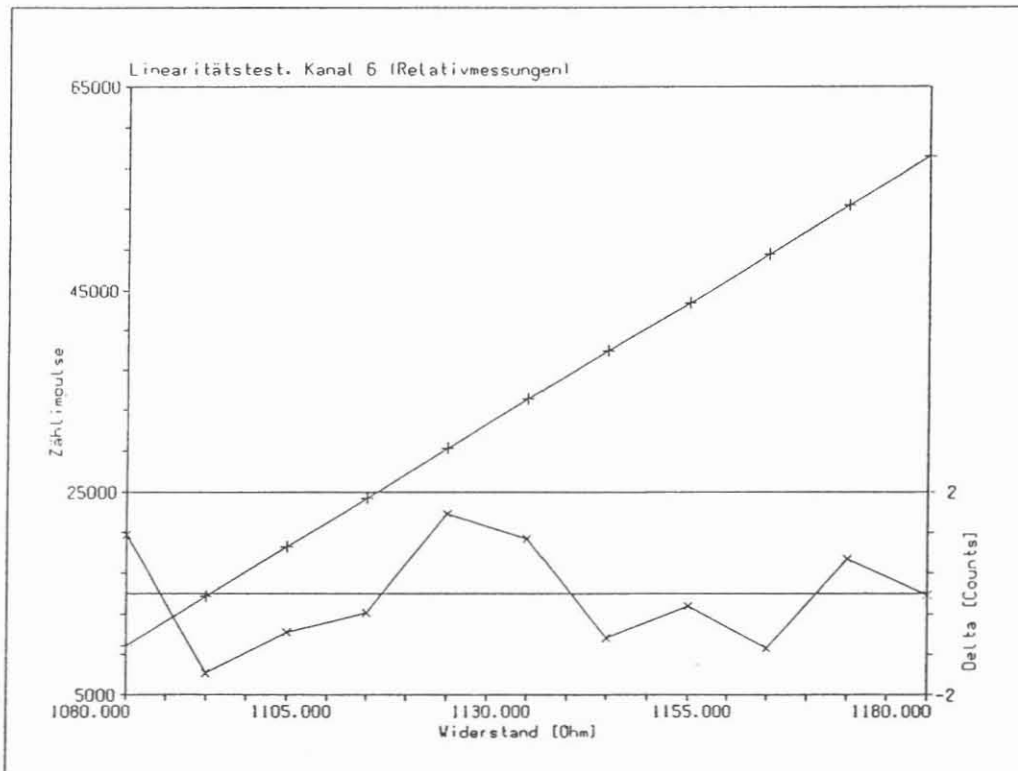


Abb.4.10 : Ergebnis der Testmessungen auf einem für Relativmessungen vorgesehenen Kanal der Sondenelektronik. Dargestellt sind die Messwerte, ein nach der Methode der kleinsten Quadrate angepaßtes Polynom 2. Grades sowie die resultierenden Abweichungen. Bei dieser Anpassung der Messwerte ergeben sich Fehler von  $\pm 2$  Zählimpulsen. Der dargestellte Widerstandsbereich entspricht einem Temperaturbereich von  $\approx 20^\circ\text{C}$  bis  $\approx 50^\circ\text{C}$ .



Diese Auflösung kann zusätzlich dadurch erhöht werden, daß entweder der Meßbereich weiter eingeschränkt oder die Integrationszeit verlängert wird. Damit wird die geforderte Genauigkeit von  $2 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}$  für eine zu erwartende Temperaturdifferenz von max.  $10 \text{ } ^\circ\text{C}$  während der Messung erreicht. Für die Absolutmessungen (Abb.4.11) ergaben die Tests eine Auflösung von  $3 \cdot 10^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}$ .

Um das Temperaturverhalten der Sondenelektronik zu testen, wurde diese in einem Wärmeofen auf eine Temperatur von  $107 \text{ } ^\circ\text{C}$  aufgeheizt (Abb. 4.12).

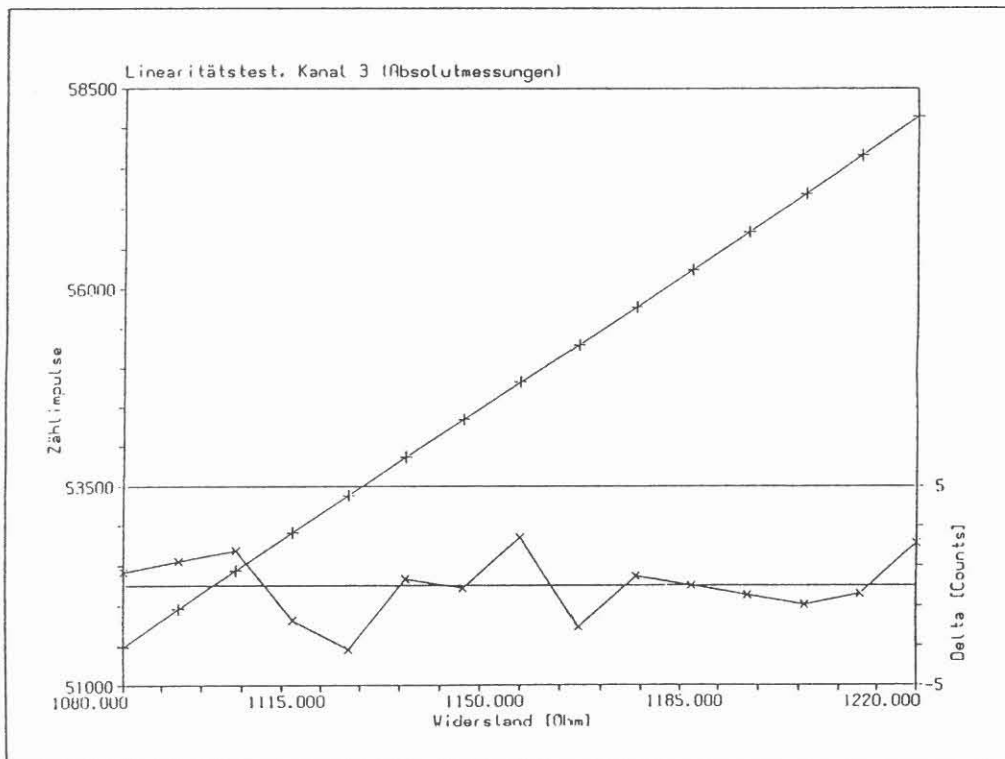


Abb.4.11 : Ergebnis der Testmessungen auf einem für Absolutmessungen vorgesehenem Kanal der Sondenelektronik. Die Messwerte wurden durch eine Gerade approximiert, die resultierenden Abweichungen sind ebenfalls dargestellt, sie betragen maximal  $\pm 3$  Zählimpulse. Der dargestellte Widerstandsbereich entspricht einem Temperaturbereich von  $\approx 20 \text{ } ^\circ\text{C}$  bis  $\approx 60 \text{ } ^\circ\text{C}$ .

Obwohl in diesem Fall keine Linearität mehr gegeben ist, lassen sich die Meßwerte sehr gut durch ein Polynom 3. Grades approximieren. Dadurch ist eine Korrektur des Temperatureffektes durch Kalibrierung relativ einfach durchführbar. Da es sich bei den durchzuführenden Messungen in erster Linie um Relativmessungen handelt, spielt die Temperaturabhängigkeit nur eine untergeordnete Rolle, zumal die Sondenelektronik während der Messungen keinen großen Temperaturschwankungen ( $< 0,5 \text{ }^\circ\text{C}$ ) unterworfen sein wird.

Da die Tests sehr zufriedenstellend verliefen, wird die zunächst als Laboraufbau vorgesehene Sondenelektronik für Einsatz tiefen bis 3000 m eingesetzt.

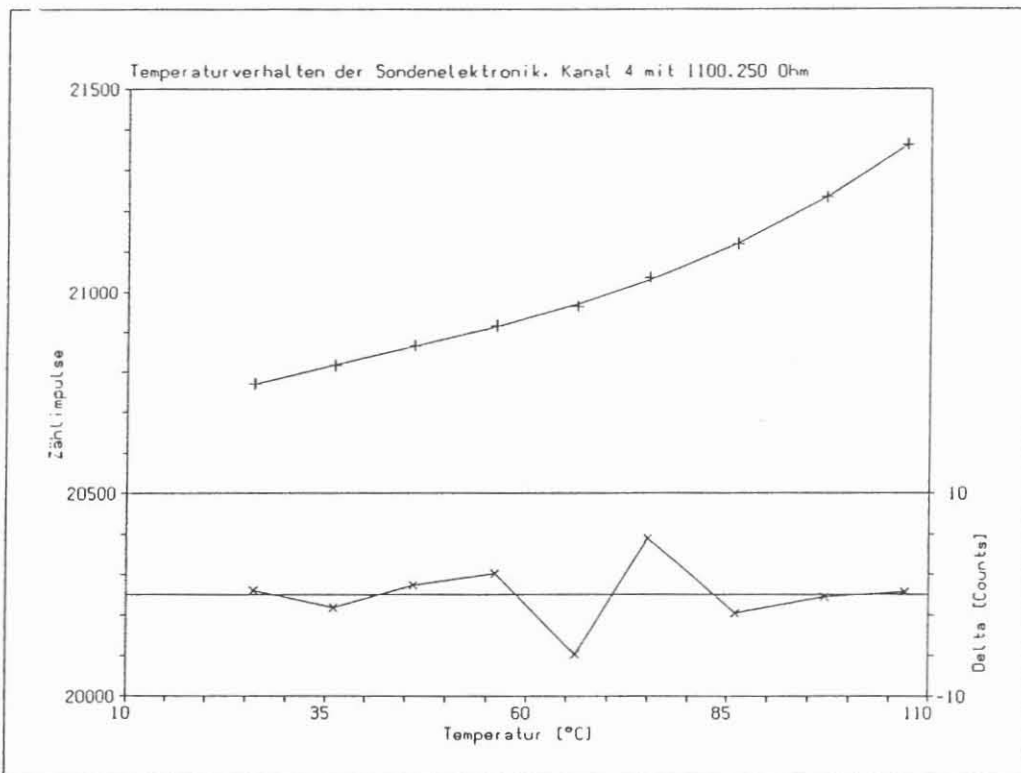


Abb.4.12 : Temperaturabhängigkeit der Sondenelektronik. Dargestellt sind die Messwerte, ein nach der Methode der kleinsten Quadrate angepaßtes Polynom 3. Grades sowie die resultierenden Abweichungen.

## 5 Folgerungen und Ausblick

Das bisher verfolgte Konzept der Weiterentwicklung einer WLF-Sonde für größere Tiefen auf der Basis der Zylinderquellenmethode wurde soweit verifiziert, daß mit der Fertigstellung eines Prototyps der Sonde für die Vorbohrung bis Anfang 1989 zu rechnen ist.

Die Einsatzgrenze dieser Sonde wird im Bereich um 3000 m Tiefe liegen, und ist hauptsächlich durch die Temperaturbegrenzung von 125°C für den derzeitigen Aufbau der Sondenelektronik gegeben. Nach dem derzeitigen Kenntnisstand ist eine Modifizierung der Sonde für höhere Temperaturbereiche (250°C) aus Sicht der Sondenelektronik jederzeit möglich. Hinsichtlich der Einsatzgrenze der zu verwendenden Packer liegen bisher noch keine abschließenden Tests vor. Die bisherigen Erfahrungen mit unterschiedlichen Packermaterialien zeigen jedoch, daß auch hier grundsätzlich die Möglichkeit besteht, die Sonde für einen höheren Temperaturbereich zu ertüchtigen.

Untersuchungen an einem Bohrmodell mit unterschiedlichen Spülungen haben weiterhin ergeben, daß die Sonde mit geringfügigen Modifikationen für einen weiten Bereich viskoser als auch thixotroper Flüssigkeiten einsetzbar ist.

## 6 Zusammenfassung

Ziel des Vorhabens ist die Fertigstellung des Prototyps einer Wärmeleitfähigkeitsonde für die KTB-Vorbohrung. Mit entsprechend temperaturresistenten Bauteilen soll die Sonde auch in größeren Tiefen einsetzbar sein.

Eine ausführliche Diskussion möglicher Verfahren ergab, daß die Weiterentwicklung einer existierenden, nach der Zylinderquellenmethode arbeitenden Bohrlochsonde am aussichtsreichsten ist. Bei dieser Sonde wird ein Teil des Bohrlochs durch Packer abgeschlossen und erhitzt. Die Wärmeleitfähigkeit wird aus dem zeitlichen Temperaturanstieg in der resultierenden Zylinderquelle berechnet.

Mit Hilfe umfangreicher numerischer Modellrechnungen wurden sowohl Sondenparameter, wie z.B Länge der Sonde (3m für die Vorbohrung, 4m für die Hauptbohrung) als auch Meßzeiten ( $\approx 10$  h) und Auswerteverfahren optimiert.

Zur Untersuchung des Temperaturfeldes innerhalb der Zylinderquelle wurden Experimente an einem 1:1 Modell des Bohrlochs mit unterschiedlichen Bohrlochflüssigkeiten durchgeführt. Es zeigte sich bei Wasser und viskosen Flüssigkeiten bis zu Viskositäten  $< 300$  mPa s, daß die durch eine Pumpe erzeugte Konvektion eine ausreichende Annäherung an die von der Theorie geforderte Isothermie gewährleistet. Gleiches gilt für ein thixotropes Wasser-Dehydril-Gemisch mit einer Konzentration  $< 1\%$ . Bei Dehydril-Konzentrationen  $\geq 1\%$  erfolgt die Wärmeübertragung rein konduktiv. Eine Durchmischung der Spülung zur Erzeugung einer ausreichend isothermen Quelle ist mit einfachen Mitteln nicht mehr möglich. Unter diesen Voraussetzungen kann mit einem vereinfachten Sondaufbau gearbeitet werden.

Das technische Konzept zur Fertigstellung einer Sonde bis zu einem Einsatzbereich von  $125^{\circ}\text{C}$  liegt vor. Mit der Fertigstellung des Prototyps ist Anfang 1989 zu rechnen. Dieses Konzept ist nach heutigem Wissenstand mit entsprechend geeigneten Materialien und Elektronik-Bausteinen auch für deutlich höhere Druck- Temperaturbereiche verwendbar.

## 7 Literaturverzeichnis

- BEHRENS, J., BURKHARDT, H., HONARMAND, H. (1984): Vorstudie über den Einsatz verschiedener geothermischer Meßverfahren im Rahmen des kontinentalen Tiefbohrprogramms der BRD, Endbericht, Deutsche Forschungsgemeinschaft, Az.: Be 331/16-1.
- BEHRENS ET AL. (1988): Entwicklung einer Bohrlochsonde zur Bestimmung der in situ Wärmeleitfähigkeit für größere Tiefen, Endbericht, Deutsche Forschungsgemeinschaft, AZ.: Be 331/19-1.
- BECK, E.A., JAEGER, J.C., NEWSTEAD, G. (1956): The Measurement of the Thermal Conductivities of Rocks by Observation in Boreholes, Australian Journal of Physics, Vol. 9, 1131-1146.
- BECK E.A., ANGLIN, F.M., SASS, J.H. (1971): Analysis of Heat Flow Data - In Situ Thermal Conductivity Measurements, Canadian Journal of Earth Sciences, Vol. 8. No. 1.
- BLACKWELL, J.H. (1954): A Transient Flow Method for Determination of Thermal Constants of Insulating Materials in Bulk, Journal of Applied Physics, Vol. 25, 137-144.
- BLACKWELL, J.H. (1956): The Axial Flow Error in the Thermal Conductivity Probe, Can. J. Phys., 34, 412-417.
- BURKHARDT, H., ERBAS, K., HONARMAND, H., GEISER, B.R. (1987): Weiterentwicklung einer Bohrlochsonde zur Bestimmung der in situ Wärmeleitfähigkeit für größere Tiefen, Jahresbericht, BMFT - Projekt, AZ AZA/05 - RG 8604 0.
- CARSLAW, H.S., JAEGER, J.C. (1959): Conduction of Heat in Solids, Oxford University Press, Oxford.
- CLAUSER, C. (1988): Untersuchung zur Trennung der konduktiven und der konvektiven Anteile am Wärmetransport in einem Sedimentbecken am Beispiel des Oberrheintalgrabens, Dissertation, eingereicht am FB 16 der Technischen Universität Berlin.
- DE VRIES, D.A., PECK, A.J. (1957): On the Cylindrical Probe Method of Measuring Thermal Conductivity with Special Reference to Soils, Australian J.Phys., 11, 255 - 271.
- ERBAS, K. (1985): Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von Festkörpern mit einer Halbraum-Linien-Quellen-Apparatur, unveröffentlichte Diplomarbeit, Institut für Angewandte Geophysik, Technische Universität Berlin.

- HEROLD, C.-P., MÜLLER, H., VON TAPAVICZA, S. (1987): A New High Temperature Stable Mud Additive for Geological and Deep Drilling Operations, Third International Symposium on Deep Drilling in Crystalline Bedrock, Mora (Sweden).
- KRISTIANSEN, J.J. (1982): The Transient Cylindrical Probe Method for Determination of Thermal Parameters of Earth Materials, Doctoral Thesis, Aarhus University (Geoskrifter, 18), Aarhus.
- MUSSMANN, G., KESSELS, W. (1980): An In Situ Thermal Conductivity Probe. In: Advances in European Geothermal Research. Strub. A.S.; Ungemach P. (eds.) Dordrecht (Holland); D. Reidel Publishing Company, 556-564.
- OELSNER, C., LEISCHNER, H., PISCHEL, S. (1968): Eine kalibervariable Sonde für Wärmeleitfähigkeitsmessungen in situ, Freiburger Forschungshefte, C232, 47-65.
- OELSNER C., RÖSLER, R. (1981): Eine Bohrlochsonde zur gleichzeitigen Messung von Wärmestrom und Wärmeleitfähigkeit in situ, Neue Bergbautechnik, Jg. 11, Heft 5, 266-267.
- POPPENDIEK, H.F., CONNELLY D.J., SELLERS A.J. (1982): Development of Downhole Geothermal Heat Flux and Thermal Conductivity Transducers; Geothermal Resources Council, Transactions Vol. 6.
- VILLINGER, H. (1983): In-situ Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit, Dissertation, Institut für Angewandte Geophysik, Technische Universität Berlin.
- VILLINGER, H. (1985): Solving Cylindrical Geothermal Problems Using the Graver-Stehfest Inverse Laplace Transform, Geophysics, 50(10), 1581-1587.
- VON HERZEN, R., MAXWELL, E.A. (1957): The Measurement of Thermal Conductivity of Deep Sea Sediments by a Needle Probe Method, Journal of Geophysical Research, Vol. 64, 1557-1563.



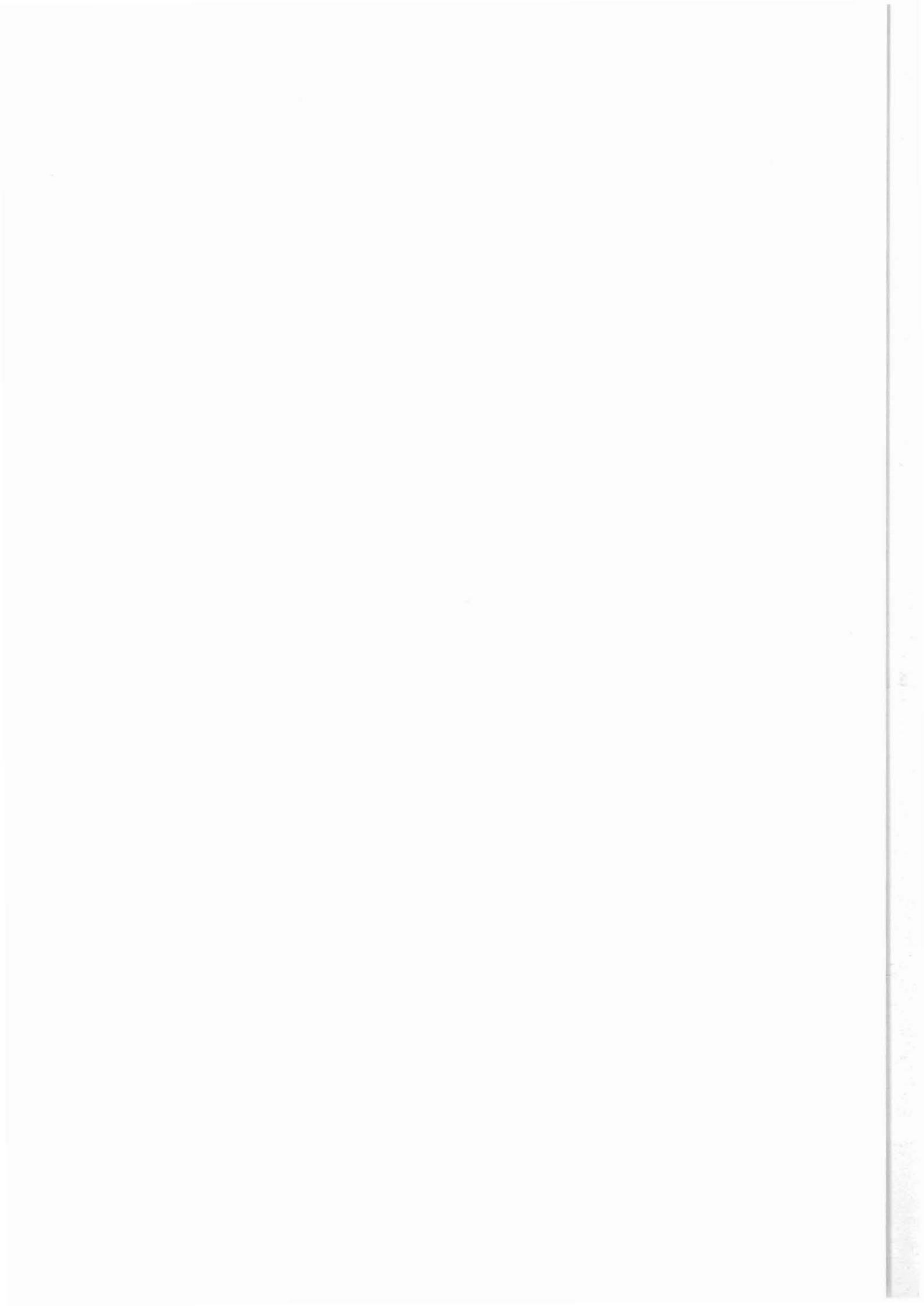
Westfälische Berggewerkschaftskasse  
Abteilung Geophysik

Herner Straße 45  
4630 Bochum 1

## Bilder aus der Tiefe durch hochauflösende Abtastung der Bohrlochwand mit Ultraschallwellen

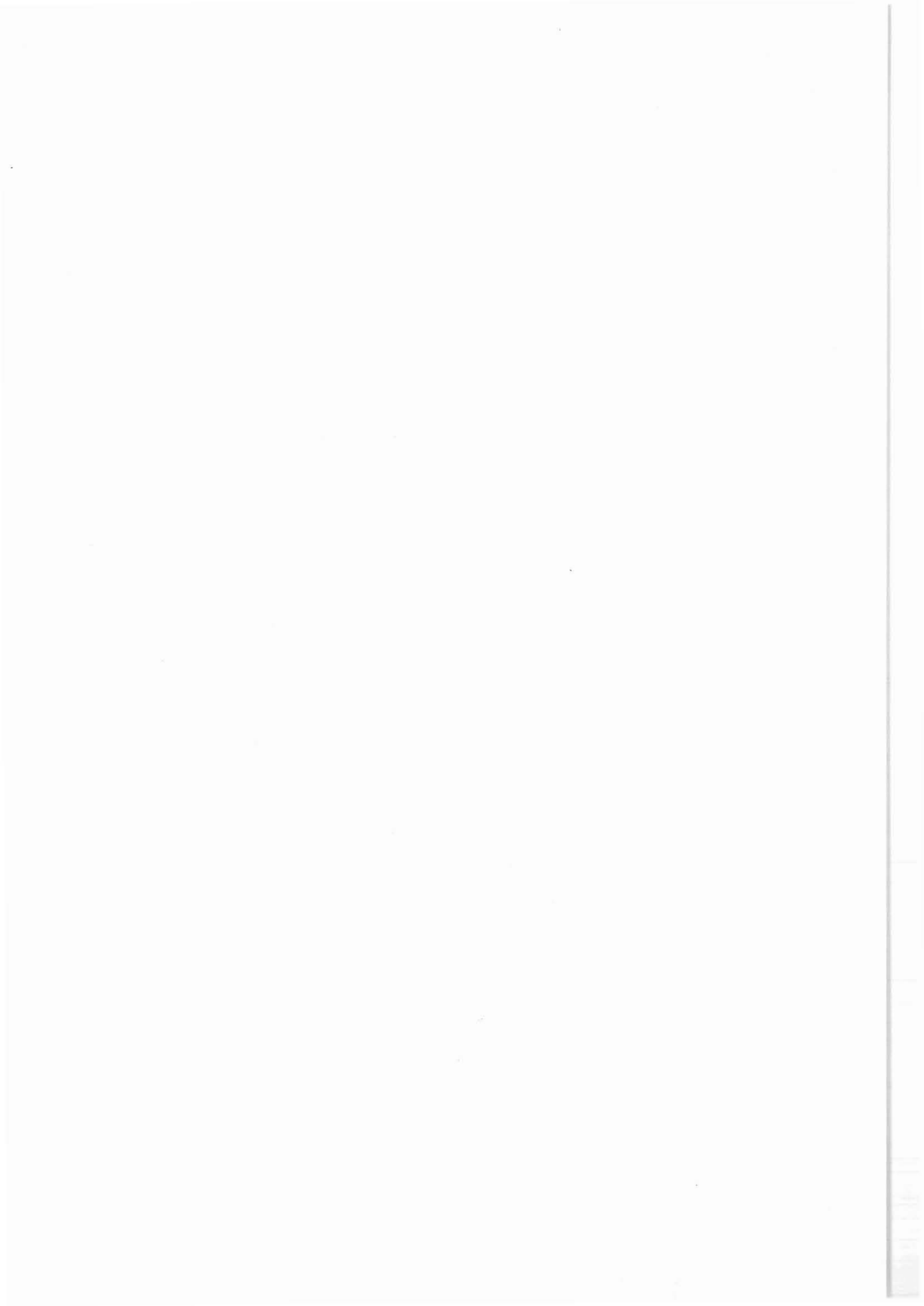
R. Schepers  
St. Menger





Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung.....	347
2. Einsatzmöglichkeiten des Televierers.....	348
3. Zur Theorie der Ultraschallabtastung.....	350
4. Theoretische Berechnung zur Wellenausbreitung.....	354
5. Korrektur des Amplitudenbildes.....	356
6. Korrektur des Laufzeitbildes.....	358
7. Möglichkeiten zur Verbesserung des Televierermessprinzips.....	363
8. Literaturverzeichnis.....	367
Anhang	
Abbildungen 1 - 30.....	369



## 1 EINLEITUNG

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens hat das Institut für Geophysik der Westfälischen Berggewerkschaftskasse, Bochum, den Auftrag erhalten, eine Bohrlochsonde zur Abtastung der Bohrlochwand mit Ultraschallwellen - allgemein als Televiewer bezeichnet - weiter zu entwickeln für den Einsatz bei hohem Druck und hohen Temperaturen, wie sie in der KTB-Hauptbohrung zu erwarten sind. Gleichzeitig sollen die Qualität der Bilder und die Möglichkeiten zur quantitativen Analyse der Bildinformation durch Optimierung des Meßsystems und durch die Entwicklung geeigneter Datenbearbeitungsprogramme verbessert werden.

In den folgenden Kapiteln werden theoretische und praktische Untersuchungen zur Optimierung akustischer Meßsysteme dargestellt. Es werden Beispiele und Ansätze beschrieben zur Verbesserung der Bildqualität durch nachträgliche Datenbearbeitung. Basierend auf den im folgenden dargelegten Ergebnissen wurde eine erste Version eines neuen akustischen Meßsystems fertiggestellt. Nach umfangreichen Labor- und Feldtesten soll das neue Meßsystem in einem gesonderten Bericht vorgestellt werden. Alle im folgenden gezeigten Meßbeispiele wurden mit den beiden am Institut in den Jahren 1980 bis 1985 entwickelten Televiewermeßsystemen erzielt.

## 2 EINSATZMÖGLICHKEITEN DES TELEVIEWERS

Das Prinzip des "Televiewer" ist in Abbildung 1 dargestellt. In einem mit Öl gefüllten Teil der Bohrlochsonde befindet sich ein rotierendes, akustisches Sende- und Empfangssystem. Pro Umdrehung des akustischen Systems werden z.B. 256 Ultraschallimpulse ausgesandt, und es wird die Amplitude und die Laufzeit des an der Bohrlochwand reflektierten Ultraschallimpulses gemessen. Damit sich der Ultraschall auch im Außenbereich der Sonde fortsetzen kann, muß die Bohrung mit einer Flüssigkeit gefüllt sein. Bei kontinuierlicher Fahrt der Sonde im Bohrloch erhält man aus den Messungen der reflektierten Signale Bilder der Bohrlochwand. Die Bildzeilen entstehen durch Aneinanderreihen der 256 Werte einer jeden Umdrehung.

In einer solchen 2-dimensionalen Darstellung der Abrollung der Bohrlochwand entsprechen sinusförmige Strukturen der Schnittlinie einer Ebene mit der Bohrlochwand (Abb. 2a). Aus der Amplitude und Phase des Sinus kann bei Kenntnis des Bohrdurchmessers (Caliper) Einfallswinkel und Einfallrichtung der Ebene bestimmt werden.

In der Abbildung 3 ist der Vergleich zwischen einer Kernfotographie (oben) und dem mit einem Televiewer gemessenen akustischen Bild (unten) dargestellt. Eine Abrollung des Kerns wird sich von der Abrollung der Bohrlochwand unterscheiden, da Kern und Bohrloch unterschiedliche Durchmesser haben (Abb. 2b). Berücksichtigt man dies, lassen sich die beiden Klüfte bei 219 m und 220 m unschwer mit den beiden sinusförmigen schwarzen Linien im Televiewerbild korrelieren. Da die Televiewerbilder orientiert aufgenommen werden - die untere oder bei anderer Darstellung linke Bildkante entspricht magnetisch Nord - können anhand der Televiewerbilder die Kernstücke schnell und zuverlässig orientiert. Diese Orientierung von Kernen mit Hilfe der akustischen Bilder stellt auch bei der KTB-Bohrung eine wichtige Anwendung beim Einsatz des Televie-

wers dar. Neben den Klüften lassen sich aber auch strukturelle Unterschiede des Granits im akustischen Bild erkennen. Der Übergang vom Skelettgranit zwischen 217 m und 218 m zum kompakteren Granit bei 220 m wird durch die Abnahme der dunklen Flächen (geringe Reflexionsamplituden) deutlich.

Die Abbildung 4 zeigt ein Beispiel einer Televierermessung in einem Sedimentgestein und zum Vergleich die geologische Kernaufnahme. "TV-Image 1" und "TV-Image 2" unterscheiden sich durch unterschiedliche Normierungsprozesse vor der Darstellung. Unter "TV-Imp" ist ein Log dargestellt, das aus den Televiererbildern abgeleitet wurde und die relativen Unterschiede im Reflexionsverhalten der Bohrlochwand widerspiegelt. In beiden Bildern sind die Kohleflöze als graue Flächen sichtbar. Die schwarzen Linien in den grauen Flächen entsprechen Schlechten im Flöz. Das mehr oder weniger horizontale Schichteinfallen und größere, unterschiedliche Einfallswinkel insbesondere im Liegenden des Flözes bei 1212 m sind im rechten Bild deutlicher zu erkennen.

Als weiteres Beispiel für eine gute Televierermessung ist in der Abbildung 5 die präzise Erfassung eines komplexen Kluftsystems in einem Gneis gezeigt. Die Daten sind hier in anderer Form dargestellt. Die Datenpunkte für eine bestimmte Richtung zur Bohrlochwand sind zu einer Spur verbunden, die in Flächenschrift ausgezeichnet wurde. Der gleiche Bohrlochabschnitt wurde links mit 32 und rechts mit 64 Spuren dargestellt. In dem Bohrlochabschnitt von nur 2 Metern lassen sich viele, teilweise überschneidende Klüfte, als gut korrelierbare Signale mit niedriger Amplitude (Ausschlag nach links) erkennen. Direkte Aussagen über Kluftweiten und über die hydraulischen Eigenschaften von Kluftsystemen lassen sich allein aus Televierermessungen nicht machen (Schepers, 1988).

In den bisherigen Beispielen wurde nur die Amplitudeninformation genutzt, d.h. die Messung der Amplitude der an der Bohrlochwand reflektierten Wellen.

Zusätzlich zur Amplitude wird beim Televiwer auch die Laufzeit des reflektierten Signals gemessen. Kennt man die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Wellen in der Bohrspülung und im Öl im Inneren der Sonde, läßt sich aus der Laufzeitmessung ein sehr detailliertes Bohrlochcaliper bestimmen. Die aus einer Televiwermessung abgeleitete Bohrlochform ist in der Abbildung 6 als 3-dimensionales Gitternetz dargestellt. Der gleiche Bohrlochabschnitt ist aus drei verschiedenen - jeweils um  $90^{\circ}$  gedrehten - Blickwinkeln gezeigt. Messungen mit unserem Televiwer im Labor haben gezeigt, daß die Auflösung bei der Distanzmessung etwa 0,2 mm beträgt. Diese sehr präzisen Caliper-Messungen können z.B. genutzt werden zum Erkennen von Innenkorrosionen in der Verrohrung, zur Volumenberechnung, zur Beurteilung der Bohrlochstabilität und zur Bestimmung der Richtung des Spannungsfeldes aus der Richtung der Bohrlochrandausbrüche.

Die Meßpraxis hat gezeigt, daß die Qualität der Televiwerbilder sehr stark von der Qualität der Bohrung und von der Zentrierung der Sonde abhängt. Auf diese Problematik soll im folgenden näher eingegangen werden.

### 3 ZUR THEORIE DER ULTRASCHALLABTASTUNG

Das Meßprinzip des Televiwer besteht darin, mit einem rotierenden Schwinger während einer kontinuierlichen Meßfahrt die Bohrlochwand "punktweise" abzutasten. Pro Umdrehung werden 128 bis 512 Ultraschallimpulse ausgesendet. Gemessen wird jeweils die maximale Amplitude und die Laufzeit des an der Bohrlochwand reflektierten Signals.

Der klassische Televiwer, der erstmals 1965 nach einem Patent von Mobil Oil gebaut wurde, benutzt einen einzelnen Schwinger zur Erzeugung der akustischen Signale. Derselbe Schwinger dient auch zum Empfang der an der Bohrlochwand

reflektierten Wellen. Die Meßpraxis der letzten Jahre und auch systematische Laboruntersuchungen (Georgi, 1985) haben gezeigt, daß der Televier sehr informative und objektiv interpretierbare Ergebnisse liefert, wenn die Sonde in einem weitgehend kreisförmigen Bohrloch gut zentriert gefahren wird. Die gemessenen Amplituden sind dann ein Maß für die relativen Änderungen in der Reflektivität (Impedanz) entlang des Bohrlochs. Die reflektierte Amplitude einer vertikal auf die Bohrlochwand auftreffenden Welle ist proportional zum Reflexionskoeffizienten  $c$  zwischen der Bohrspülung und der Bohrlochwand:

$$c = \frac{Z_r - Z_b}{Z_r + Z_b} = \frac{\rho_r V_r - \rho_b V_b}{\rho_r V_r + \rho_b V_b}$$

$Z_b/Z_r$  = Impedanz der Bohrspülung und des Gesteins

$V_b/V_r$  = Ausbreitungsgeschwindigkeit der akustischen Wellen in der Bohrspülung und im Gestein

$\rho_b/\rho_r$  = Dichte der Bohrspülung und des Gesteins

Unterhalb des kritischen Winkels, ändert sich der Reflexionskoeffizient nur wenig in Abhängigkeit vom Einfallswinkel.

Nehmen wir für die Bohrspülung klares Wasser mit  $V_b = 1500$  m/s,  $\rho_b = 1$  gr/cm<sup>3</sup> an, für ein Gestein mit hoher Impedanz  $V_h = 6000$  m/s,  $\rho_h = 3,0$  gr/cm<sup>3</sup> an, und für ein Gestein mit niedriger Impedanz  $V_n = 1500$  m/s,  $\rho_n = 1,5$  gr/cm<sup>3</sup>, so ergibt für das Verhältnis der an den beiden Gesteinen reflektierten Amplituden:

$$\frac{A_h}{A_n} = 4,2.$$

Da die beobachteten Amplitudenvariationen wesentlich größer sind, können sie durch die unterschiedliche Impedanz der Gesteine allein nicht erklärt werden. Eine Erniedrigung der Amplituden ist dort zu erwarten, wo die Wellen an den Kanten von Ausbruchszonen diffraktiert werden. Wie Messungen im Feld und im Labor gezeigt haben, treten erhebliche Amplitu-



denvariationen auf in Abhängigkeit von der Position der Sonde in der Bohrung. Durch den starken Einfluß dieser sekundären Effekte erhält man in Abhängigkeit vom Zustand der Bohrlochwand akustische Bilder sehr unterschiedlicher Qualität und eine quantitative Analyse der Bilddaten ist vielfach nicht möglich. Im folgenden soll die starke Abhängigkeit der Amplituden von der Meßgeometrie durch theoretische Berechnungen und Beispiele von Labormessungen erläutert und Ansätze zur Verbesserung des Meßprinzips dargestellt werden. Zur Erzeugung der akustischen Wellen wird beim Televiever ein piezoelektrischer Schwinger benutzt, der die Form einer kreisrunden Scheibe hat. Durch einen elektrischen Impuls wird die Scheibe zu einer Dickenschwingung angeregt. Die zur Hauptfrequenz der abgestrahlten Wellen gehörende Wellenlänge ist bei Televiever-Systemen typischerweise 5-10mal kleiner als der Durchmesser des piezoelektrischen Schwingers. Die Abstrahlcharakteristik eines solchen Schwingers kann berechnet werden, wenn man sich entsprechend dem Huygen'schen Prinzip auf der Oberfläche der Scheibe eine Vielzahl von Punktquellen mit geeigneter Amplitude und Phase verteilt denkt.

Für die Abstrahlung einer kontinuierlichen Sinuswelle beträgt die Verschiebung  $u$  an einem Beobachtungspunkt  $x_i, y_i$

$$U_i(x_i, y_i) = \frac{1}{j\lambda} \iint_D U_t(x_t, y_t) \frac{1}{R} e^{jkR} \cos\phi \, dx_t \, dy_t \quad (1)$$

Die Beobachtungsebene  $x_i, y_i$  soll dabei parallel zur Oberfläche der Schwingerscheibe liegen. Der Ausdruck  $u_t(x_t, y_t)$  beschreibt die Verschiebungen auf der Oberfläche des Schwingers. Durch  $R$  wird die Entfernung zwischen Punktquelle und Beobachtungspunkt angegeben. Der Winkel zwischen der Richtung von  $R$  und der Normalen auf der Schwingeroberfläche ist als  $\phi$  bezeichnet. Benutzt man die Fresnelsche Aproximation für die Lösung des Fernfeldes so läßt sich zeigen, daß die Abstrahlcharakteristik  $u_i(x_i, y_i)$  durch die Fourier-Transform der Amplitudenverteilung  $u_t(x_t, y_t)$  entlang der Oberfläche des Schwingers beschrieben werden kann (Castleman, 1984).

Unter der vereinfachten Annahme einer konstanten Verschiebungsamplitude auf der Schwingeroberfläche ergibt sich für die Abstrahlcharakteristik in einer Ebene  $x_i, y_i$ , die sich in einer Entfernung  $d_i$  vom Schwinger befindet:

$$U(x_i, y_i) = 2 \left| \frac{J_1(\pi r/r_0)}{\pi r/r_0} \right| \quad (2)$$

$J_1$  ist die Besselfunktion

$$r = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} \quad r_0 = \frac{\lambda d_i}{a}$$

$\lambda$  ist die Wellenlänge der abgestrahlten Sinuswelle und  $a$  ist der Durchmesser des piezoelektrischen Schwingers.

Definiert man den Durchmesser  $W$  der in der Fläche  $x_i, y_i$  beleuchteten kreisförmigen Zone durch die -20 dB Linie, so ergibt sich folgende Näherungsformel:

$$W \approx 1,2 r_0 = 1,2 \lambda d_i / a \quad (3)$$

Für einen kreisförmigen Schwinger mit einem Durchmesser von 50 mm zeigt die Abbildung 7 die nach der Formel (1) berechnete Verteilung der Amplituden der akustischen Welle in einer Ebene, die 100 mm vom Schwinger entfernt ist. Für die Wellenlänge des abgestrahlten Signals wurde bei der Berechnung ein Wert  $\lambda = 1$  mm angenommen. Dies entspricht im Wasser einer Frequenz von 1,5 MHz, der Hauptfrequenz heutiger Teviewersysteme. Wie die Abbildung 7 zeigt, läßt sich theoretisch mit einem Einzelschwinger eine sehr starke Bündelung der akustischen Energie erzielen. Die Näherungsformel (3) zeigt aber auch, daß der Durchmesser der beleuchteten Zone mit der Entfernung dieser Zone vom Schwinger linear größer wird. Nach der Näherungsformel (3) beträgt der Öffnungswinkel des akustischen Strahles bei einem Durchmesser des Schwingers von 20 mm und einer abgestrahlten Frequenz von 1,5 MHz etwa  $3,8^\circ$ . In der Praxis heutiger Teviewersysteme werden Öffnungswinkel von etwa  $5^\circ$  bis  $6^\circ$  erreicht. Bei einem Bohrlochdurchmesser von 150

mm beträgt für einen Televiwer mit einem 1,4 MHz Schwinger der Durchmesser der vom akustischen Strahl beleuchteten, kreisförmigen Fläche etwa 8 mm bis 10 mm. Von dieser Fläche wird ein Signal reflektiert, das sich aus der Überlagerung von Wellen ergibt, die von über die Fläche verteilten Punktquellen mit geeigneter Amplitude und Phase ausgesendet werden.

Will man das Meßprinzip des Televiewers verbessern und größere Flexibilität beim Meßeinsatz erreichen, so ist es sinnvoll, eine größere Zahl von Einzelschwingern (Punktquellen) bei der Anregung und beim Empfang des Wellenfeldes zu verwenden. Hierdurch wird es möglich, die akustische Energie sowohl in der Richtung wie auch in der Entfernung zu fokussieren. Durch numerische Berechnungen, die auf dem Huygen'schen Prinzip beruhen, kann für beliebige Anregungsfunktionen und beliebige Geometrien der Schwinger und des Bohrloches die Abstrahlcharakteristik der Schwinger und das an der Bohrlochwand reflektierte Wellenfeld berechnet werden.

#### 4 THEORETISCHE BERECHNUNG ZUR WELLENAUSBREITUNG

Um die Wirkung der Fokussierung bei einem Array aus mehreren Schwingern richtig beurteilen zu können, ist es notwendig zu wissen, wie die Amplitudenverteilung des von der Televiwer-Sonde ausgesandten Signals aussieht. So wurde ein in FORTRAN 77 geschriebenes Programmpaket entwickelt, welches es ermöglicht, die theoretische maximale Amplitude für die Punkte eines in Dimension und Koordinaten frei wählbaren Gitternetzes zu bestimmen. Dadurch sollen Aussagen z.B. über die theoretische Strahlbreite bei verschiedener Wahl der Fokussierungsparameter (z.B. Verzögerungszeiten) ermöglicht werden.

Es wird nun der Berechnungsweg für die theoretische Maximalamplitude eines beliebigen Punktes P im Gitternetz aufgezeigt (Abb. 8). Nach dem Huygen'schen Prinzip setzt sich das Ge-

sämtesignal am Punkt P zusammen aus der phasenrichtigen Überlagerung der von den einzelnen Schwingern kommenden Signale. Um diese Signale phasenrichtig addieren zu können, ist es also notwendig, den Phasenunterschied zwischen den einzelnen Signalen zu berechnen.

Dazu wird der Abstand  $d_i$  für jeden Schwinger zum Punkt P berechnet. Nimmt man eine konstante Signalausbreitungsgeschwindigkeit  $c$  an, so legt das Signal diesen Weg in der Zeit

$$t_i = d_i/c$$

zurück.

Zu dem Signal des Schwingers mit der kürzesten Laufzeit werden nun alle übrigen Signale zeitrichtig, also auch phasenrichtig addiert. So wird für jeden Punkt des vorgegebenen Gitternetzes der Wellenzug in Abhängigkeit von der Zeit berechnet und aus diesem Wellenzug die Maximalamplitude ermittelt.

Zur Berechnung der Amplitudenverteilung können unterschiedliche Signalformen benutzt werden. Entweder wird die Signalform mittels des Programmpaketes theoretisch berechnet. Dabei lassen sich Angaben wie die Mittenfrequenz und Bandbreite variieren. Andererseits besteht auch die Möglichkeit, digitalisierte Daten eines gemessenen Signals zur Berechnung der Amplitudenverteilung zu verwenden.

Durch diese Eingabemöglichkeiten läßt sich der Einfluß verschiedener Schwingersignale auf die theoretische Amplitudenverteilung untersuchen.

Die Darstellung der berechneten Werte erfolgt auf verschiedene Art und Weisen. In Abbildung 9 ist die Amplitudenverteilung als zweidimensionaler Isolinenplot dargestellt, wobei Bereiche unterschiedlicher Maximalamplitude durch verschiedene Schattierung besser kenntlich gemacht sind. Eine weitere

Darstellungsart ist der Linienplot wie z.B. in Abbildung 10. Hier sind die Maximalamplitudenwerte in Abhängigkeit von den x-Koordinaten gezeichnet.

## 5 KORREKTUR DES AMPLITUDENBILDES

Ein Ergebnis theoretischer Berechnungen für eine nicht zentrierte Televiewersonde in einem kreisrunden Bohrloch ist in vereinfachter Form in Abbildung 11 dargestellt. Der vom Schwinger ausgehende Strahl trifft nicht senkrecht auf die Bohrlochwand. Der größte Teil der gebündelt zurückgeworfenen Energie gelangt nicht zum Schwinger. Vom Schwinger empfangen wird ein Teil des diffraktierten Wellenfeldes, dessen Amplituden davon abhängen, in welcher Position relativ zum Hauptmaximum der Abstrahlcharakteristik der reflektierenden Fläche sich der Schwinger befindet.

Der in Abbildung 11 dargestellte Meßeffect tritt auch bei gut zentrierter Sonde auf, wenn z.B. durch Ausbrüche in der Bohrlochwand ein unregelmäßiger Bohrlochquerschnitt entsteht.

Die Abbildung 12 zeigt einen kurzen Ausschnitt aus einer Televiewermessung, wobei der Umfang der Bohrlochwand zweimal abgerollt in horizontaler Richtung dargestellt ist. Dunkle Töne entsprechen kleinen Amplituden, helle Töne hohen Amplituden. Durch niedrigere Impedanzen im Bereich von Klüften und durch kleine Ausbrüche in der Bohrlochwand entlang von Klüften, treten Klüfte im Gestein als dunkle Linien im Amplitudenbild in Erscheinung. Eine schräg zur Bohrlochachse verlaufende Kluftfläche wird - wie in Abbildung 2 erläutert - in eine Sinuskurve abgebildet. Aus der Phase der Sinuskurve läßt sich die Streichrichtung und aus ihrer Amplitude das Einfallen der Fläche bestimmen. In der Abbildung 12 sind geringe Amplitudenvariationen in vorwiegend horizontaler Richtung sichtbar, die eine Wellenlänge haben, die etwa dem halben Bohrlochumfang entspricht. Diese Amplitudenvariationen sind auf eine

leichte Dezentrierung der Sonde und auf einen etwas unregelmäßigen Querschnitt zurückzuführen. Daneben sind gerade, vertikal verlaufende, dunkle Streifen sichtbar. Die niedrigen Amplituden sind hier durch Riefen in der Bohrlochwand verursacht, die beim Ein- und Ausfahren des Bohrgestänges entstanden sind. In der Abbildung 13 ist das Amplitudenbild der Abbildung 12 nach einer Datenbearbeitung dargestellt, mit der versucht wurde, die durch die Bohrlochform und die Meßgeometrie hervorgerufenen Effekte zu korrigieren. Deutlich sichtbar sind einige fast vertikal verlaufende Klüfte zu erkennen. Außerdem tritt in der Abbildung 13 die Gesteinstextur hervor.

Sehr große Amplitudenvariationen entlang des Bohrlochumfanges, verursacht durch Dezentrierung der Sonde, sind im linken Teil der Abbildung 14 zu beobachten. Die maximalen Amplituden sind etwa 30mal größer als die minimalen Amplituden, obwohl das kreisrunde Bohrloch hier einen kompakten Sandstein durchteuft. Unter der Annahme eines einheitlichen Gesteins im Bereich der Messung konnte eine Datenbearbeitung erfolgreich durchgeführt werden, deren Ergebnis im rechten Teil der Abbildung 14 dargestellt ist: eine feine Kluft läßt sich durchgehend erkennen. Eine solche Rekonstruktion des akustischen Abbildes der Bohrlochwand läßt sich aber nur durchführen, wenn sich nicht gleichzeitig Effekte von Gesteinswechsel, Dezentrierung, Bohrlochwandausbrüchen und Rauigkeit der Bohrlochwand überlagern. Die Möglichkeiten einer nachträglichen Datenbearbeitung werden weiterhin eingeschränkt durch die begrenzte Dynamik der Televiermeßsysteme, die in günstigen Fällen etwa 40 dB beträgt.

Unabhängig vom Zustand des Bohrloches können erhebliche Verschlechterungen der Bildqualität auftreten, wenn die akustischen Wellen in der Bohrspülung stark gedämpft werden. Solche Dämpfungen werden im allgemeinen durch Streuung der akustischen Wellen an Partikeln in der Bohrspülung verursacht, die in der Größenordnung der Wellenlänge der akustischen Wellen sind (1 mm).

## 6 KORREKTUR DES LAUFZEITBILDES

Ein häufiges Problem bei der Auswertung von Televiewer-Daten ist die Tatsache, daß sich die Sonde während der Messung oft außerhalb des geometrischen Mittelpunktes des Bohrlochs befindet. Dadurch treten besonders im Amplitudenbild schwarze Streifen auf, die Bereiche mit niedrigen Amplituden darstellen (Abb. 14). Sie rühren davon her, daß in diesen Bereichen der von Televiewer ausgesandte Schallstrahl nicht in sich zurück reflektiert wird, weil er nicht senkrecht die Bohrlochwand trifft. Geht man davon aus, daß der Schallstrahl eine endliche Strahlbreite hat, wird die Sonde in diesen Bereichen durch den reflektierten Strahl gar nicht oder nur teilweise getroffen (Abb. 11).

Eine wichtige Aufgabe ist es also, die Dezentrierung der Sonde, das heißt den Abstand Sondenachse - Mittelpunkt Bohrloch zu berechnen, um die Hilfe dieser Daten z.B. eine Korrektur der Amplitudenwerte vornehmen zu können.

Beim Televiewer wird neben der Amplitude des reflektierten Signals auch die Laufzeit, welche das vom Televiewer ausgesandte Signal für den Weg Sonde-Bohrlochwand-Sonde braucht, gemessen und abgespeichert. Setzt man eine konstante Schallausbreitungsgeschwindigkeit  $c_s$  innerhalb der Bohrspülung des Schallstrahls voraus, so ist die gemessene Laufzeit direkt proportional zu der Distanz Sonde-Bohrlochwand-Sonde:

$$t = s/c_s$$

$$d = 0.5*t*c_s \quad \text{mit } d = 0.5*s$$

t: Laufzeit

s: Distanz Sonde-Bohrlochwand-Sonde

d: Distanz Sonde-Bohrlochwand

Ein idealisiertes Bohrloch habe einen kreisförmigen Querschnitt. Folglich müssen die Laufzeitwerte, dargestellt im kartesischen Koordinatensystem, bei dem die Sondenachse durch den Ursprung M geht, auf einem Kreis liegen (Abb. 15), welcher um den Betrag der Dezentrierung der Sonde relativ zum Bohrlochmittelpunkt M verschoben ist.

Die Kreisgleichung für diesen Kreis hat die folgende Form:

$$(y_g - y_o)^2 + (x_g - x_o)^2 = t_w^2 \quad (4)$$

mit  $x_g^2 + y_g^2 = t_g^2$

- $t_w$ : Laufzeit der zentrierten Sonde
- $t_g$ : gemessene Laufzeit der dezentralisierten Sonde
- $x_o, y_o$ : Werte der Dezentrierung

Und es gilt:

$$\begin{aligned} x_w &= x_g - x_o \\ y_w &= y_g - y_o \\ t_w &= x_w + y_w \end{aligned}$$

Der Querschnitt eines realen Bohrloches unterscheidet sich vom idealisierten durch eine gewisse Elliptizität des Loches z.B. durch äußere mechanische Spannungen und Ausbruchszonen. Die Laufzeitmeßwerte werden außerdem durch statistische Meßfehler beeinflusst.

Um reale Laufzeit-Meßwerte auswerten zu können, wird nun eine Ausgleichsrechnung durchgeführt, wobei die Summe der Abweichungsquadrate Q der Meßwertordinaten von den Ordinaten des idealen Kreises ein Minimum ergeben sollen.

$$Q = \sum (y_w - y_g)^2 = \text{Min} \quad (5)$$



Gleichung (4) wird umgeformt wie folgt:

$$\begin{aligned} \sum (y_g + x_g - t_w)^2 &= \sum (-x_o - y_o)^2 + 2x_o x_g + 2y_o y_g \\ &= a_1 + a_2 x_g + a_3 y_g \end{aligned} \quad (6)$$

Gleichung (5) wird erfüllt, wenn folgende Bedingungen gelten:

- 1)  $\delta Q / \delta a_1 = 2 \sum (\bar{y}_w - y_g)^2 * 1 = 0$
- 2)  $\delta Q / \delta a_2 = 2 \sum (\bar{y}_w - y_g)^2 * x_g = 0$
- 3)  $\delta Q / \delta a_3 = 2 \sum (\bar{y}_w - y_g)^2 * y_g = 0$

Aus Gleichung (6) folgt nun:

- a)  $\sum [(y_g + x_g - t_w)^2] = [a_1 * N] + [a_2 * x_g] + [a_3 * y_g]$
- b)  $\sum [(y_g + x_g - t_w)^2 * x_g] = [a_1 * x_g] + [a_2 * x_g^2] + [a_3 * x_g y_g]$
- c)  $\sum [(y_g + x_g - t_w)^2 * y_g] = [a_1 * y_g] + [a_2 * x_g y_g] + [a_3 * y_g^2]$

mit N : Anzahl der Meßwerte

[ ] : übliche Gaußsche Abkürzung  
der Summen.

Dieses Gleichungssystem kann z.B. durch das Gaußsche Verfahren gelöst werden und dadurch erhält man die Dezentrierungswerte nach folgenden Gleichungen:

$$x_o = 0.5 * a_2$$

$$y_o = 0.5 * a_3$$

Aufgrund dieses statistischen Lösungssatzes ist es also möglich, aus realen Laufzeitwerten die Dezentrierung der Sonde vom Bohrlochmittelpunkt zu bestimmen, wobei bei diesem Ansatz ein Sollwert der Laufzeit, welche die zentrierte Sonde messen würde, vorgegeben wird.

Sinnvoll ist es, diejenige Laufzeit vorzugeben, die dem Bohrkaliber des Loches entspricht.

Dieser statistische Ansatz hat den großen Vorteil, daß zum Berechnen der Dezentrierungswerte  $x_0$ ,  $y_0$  nicht alle Meßdaten einer Teufe, d.h. alle Meßwerte einer Umdrehung, notwendig sind. Durch eine Datenvorverarbeitung wird man also nur diejenigen Laufzeitwerte für die Ausgleichsrechnung zulassen, die relativ nahe zum Kreis des idealen Bohrlochs liegen. Oder, anders ausgedrückt, werden z.B. Meßwerte, die durch große Meßfehler bestimmt werden, nicht benutzt.

Die Daten werden nach folgenden Kriterien untersucht: Die Differenz zweier benachbarter Meßpunkte darf einen Schwellenwert nicht überschreiten. Damit wird verhindert, daß einzelne "Ausreißer", damit sind Meßwerte mit gegenüber den Nachbarwerten deutlich zu großer oder zu kleiner Laufzeit gemeint, in die Ausgleichsrechnung einfließen. Weiterhin werden auch diejenigen Laufzeiten aussortiert und nicht für die Ausgleichsrechnung zugelassen, welche um mehr als einen bestimmten vorgegebenen Betrag von den Soll-Laufzeiten abweichen.

Da nun nicht mehr alle Laufzeiten einer Umdrehung für die Ausgleichsrechnung benutzt werden, ist folgendes zu beachten:

Der Ausgleichsprozeß wird nur dann zufriedenstellend arbeiten, wenn die Laufzeitwerte aus verschiedenen Winkelbereichen der betrachteten Umdrehung stammen. Liegen sie alle in einem engen Winkelbereich, so ist der Fehler in der Bestimmung der Dezentrierung groß und die Ergebnisse somit unbrauchbar. Aus diesem Grund wurde eine minimale Anzahl der für den Ausgleichs-

prozeß notwendigen Meßwerte festgelegt, um sicherzustellen, daß eine ausreichende Verteilung der in den Ausgleichs-prozeß einfließenden Laufzeitwerte gegeben ist. Wird diese Anzahl unterschritten, so werden die Dezentrierungswerte der vorhergehenden Umdrehung auch für diese Umdrehung übernommen, da man davon ausgehen kann, daß sich die Dezentrierung nur relativ langsam und nur sehr wenig zwischen zwei benachbarten Teufen ändert.

Abb. 16 bis 21 zeigen die Graustufenbilder der korrigierten und nicht korrigierten Laufzeiten von Messungen, an denen das oben beschriebene Verfahren ausprobiert wurde. Deutlich erkennt man den Unterschied zwischen unbearbeiteten und bearbeiteten Daten: Die nicht bearbeiteten Laufzeitbilder zeigen mit ihren charakteristischen Streifen eine starke Dezentrierung der Sonde an. Dagegen sind bei den korrigierten Laufzeitwerten überall gleiche Werte festzustellen. Daran sieht man auch, daß der Querschnitt dieses Bohrlochs fast kreisförmig ist.

In Abb. 22 und 23 sind bearbeitete Laufzeitwerte aus einer anderen Bohrung dargestellt. Hier sieht man an den minimalen und maximalen Radien, daß der Querschnitt des Bohrlochs eine gewisse Elliptizität aufweist, denn trotz der Zentrierung sind noch eindeutige Laufzeitunterschiede festzustellen. Deutlich ist diese Tatsache aus Abb. 22 und 23, rechte Diagramme, abzulesen. Hier ist der maximale und der minimale Radius errechnet aus den Laufzeiten einer jeden Umdrehung dargestellt. In weiten Bereichen des Logs sind minimale und maximale Radien um einen fast gleichbleibenden Wert voneinander verschieden. Deutlich ist im Teufenbereich 1580 - 1582 m eine Ausbruchzone festzustellen, denn sowohl minimaler als auch maximaler Radius haben hier größere Werte als im übrigen Teil der Bohrung. Bei 1587 m nimmt die Elliptizität des Bohrlochs zu: Der minimale Radius bleibt auf dem gleichen Wert, der maximale Radius wächst an.

Neben dieser Darstellungsmöglichkeit wird erst durch die Zentrierung der Laufzeitdaten ein anderes Diagramm möglich (Abb. 24 und 25). Hier werden die N, E, S, W Laufzeitwerte als Kaliberlog benutzt: Bei 16 m und 29.5 m befinden sich Ausbruchszonen, die sich sehr deutlich von den übrigen, gleichbleibenden Werten abheben.

Abschließend kann festgestellt werden, daß die Zentrierung der Laufzeitdaten zu einer deutlichen Verbesserung der Datenqualität und Vielfältigkeit der Darstellungs- und Interpretationsmöglichkeiten verhilft. Dadurch, daß die Dezentrierung der Sonde vom Bohrlochmittelpunkt berechnet wird, ist nun die Möglichkeit einer Verbesserung des Amplitudenbildes gegeben. An der Realisierung dieser deterministischen Amplitudenkorrektur, die ganz wesentlich ist für eine quantitative Analyse der Amplitudendaten, wird zur Zeit noch gearbeitet.

## 7 MÖGLICHKEITEN ZUR VERBESSERUNG DES TELEVIEWER MESSPRINZIPS

Wegen der oben geschilderten Abhängigkeit der akustischen Bildqualität von einer ganzen Reihe von Faktoren, wurden Televiewermessungen vielfach überhaupt nicht durchgeführt oder sie haben zu enttäuschenden Ergebnissen gerade in den Bereichen geführt, in denen ein gutes akustisches Bild wesentlich zur Verbesserung der Interpretation der geophysikalischen Bohrlochmessungen hätte beitragen können. Eine bessere Akzeptanz von Televiewermessungen läßt sich nur erreichen, wenn auch unter ungünstigen Bedingungen eine hochauflösende Abbildung der Bohrlochwand rekonstruiert werden kann. Um diese Aufgabe optimal zu erfüllen, wäre es notwendig mit einer Punktquelle ein Wellenfeld zu erzeugen und mit ausreichend vielen punktförmigen Empfängern die an der Bohrlochwand reflektierten Wellen in ihrem zeitlichen Verlauf zu erfassen. Diese Messung müßte möglichst überlappend in alle Richtungen entlang des Bohrlochumfanges wiederholt werden. Durch Inversion des gemessenen Wellenfeldes (Migration) ließe

sich die Form des Bohrloches und die Verteilung der Impedanzen der Gesteine entlang des Bohrloches bestimmen. Aus technischen Gründen läßt sich ein solches Meßverfahren in der Praxis nicht einfach realisieren. Da eine ausreichende Auflösung Wellenlängen von 1 - 2 mm verlangen würde, dürfte eine akustische Punktquelle nur einen Durchmesser von 1 - 2 mm haben. Mit einem Schwinger dieser Größe könnte insbesondere bei stärker dämpfender Bohrspülung nicht genügend akustische Energie erzeugt werden. Ein weiteres technisches Problem stellen die bei einem solchen Meßverfahren anfallenden Datenmengen dar, die bei der Übertragung über heutige Bohrlochkabel zu sehr langsamen Meßgeschwindigkeiten führen würden. Eine "on-line"-Verarbeitung der Meßdaten in der Bohrlochsonde ist zwar denkbar, würde aber erhebliche Investitionen in ein spezielles Rechnersystem erfordern. Hält man aus technischen Gründen daran fest, pro Bildpunkt nur zwei Meßwerte (Amplitude und Laufzeit) zu erfassen, so läßt sich das Meßprinzip des Televiers verbessern, wenn man das akustische Wellenfeld nicht mit einem Einzelschwinger erzeugt, sondern mit einem akustischen Array, das aus einer Vielzahl von Punktquellen besteht. Die Größe und der Abstand der im akustischen Array verwendeten Einzelschwinger sollte in etwa der Hauptwellenlänge des abgestrahlten Signals entsprechen. In der Abbildung 26 ist ein akustisches Array mit 12 Einzelschwingern in einigem Abstand von einer Bohrlochwand eingezeichnet. Regt man die akustischen Signale in symmetrischer Weise von außen nach innen hin mit zunehmenden Verzögerungen an, so erreicht man eine Fokussierung der Energie entlang der y-Achse. Durch geeignete Wahl der Verzögerungen läßt sich zusätzlich eine variable Fokussierung in der x-Richtung erzielen. Es soll hier nur der ebene Fall betrachtet werden. Mit einem zweidimensionalen Array kann in gleicher Weise auch eine Fokussierung in der z-Richtung senkrecht zur Ebene x,y erreicht werden. Für die in der Abbildung 26 schraffiert dargestellte Fläche ist in der Abbildung 9 das Ergebnis einer theoretischen Berechnung des Wellenfeldes dargestellt.

Bei der Berechnung wurde ein akustisches Array mit 16 Elementen benutzt. Fokussiert wurde auf die Entfernung von 85 mm. Die Abbildung 9 zeigt als Isoliniendarstellung die relative Verteilung der Amplituden (dB) des akustischen Wellenfeldes. Auffallend ist der in x-Richtung langgestreckte Fokusbereich. Diese größere "Schärfentiefe" des Systems ist eher von Vorteil, da eine genaue Nachsteuerung der Fokuserntfernung nicht notwendig wird. Die genaue Entfernung zum Reflektor kann über die Laufzeitmessung ermittelt werden. In der Abbildung 10 ist die Amplitudenverteilung der Abbildung 9 für 4 Schnitte  $y = \text{constant}$  dargestellt. Die gute Fokussierung in x-Richtung wird in dieser Abbildung besser sichtbar als in der Isoliniendarstellung.

Durch die Fokussierung der akustischen Energie ergeben sich folgende Möglichkeiten zur Verbesserung der Televiewermessung:

1. Die Auflösung des akustischen Bildes der Bohrlochwand wird verbessert.
2. Durch die Bündelung der Energie auf eine kleine Fläche der Bohrlochwand kann das Signal-Noise-Verhältnis verbessert werden.
3. Die genaue Lage der Fläche kann bestimmt werden, auch wenn nur eine Laufzeit gemessen wird.
4. Durch die Fokussierung wird an der Bohrlochwand eine sekundäre Punktquelle angeregt, deren Stärke durch den Impedanzunterschied zwischen Bohrspülung und Gestein bestimmt ist.

Die besondere Bedeutung des letzten Punktes soll in der Abbildung 27 erläutert werden. In einem Bohrloch ist ein ringförmiges akustisches Array eingezeichnet, das sich - ähnlich wie das Meßsystem in der Abbildung 11 - etwas außerhalb der Bohrlochmitte befindet. Das in geeigneter Weise von mehreren

Schwingern erzeugte Wellenfeld, beleuchtet auf der Bohrlochwand eine Fläche, deren Durchmesser etwa der Hauptwellenlänge des abgestrahlten Signals entsprechen soll. Von dem beleuchteten "Punkt" der Bohrlochwand wird Energie gleichmäßig in alle Richtungen abgestrahlt. Daher ist die vom akustischen Array empfangene, reflektierte Signalamplitude weitgehend unabhängig von der Position des Meßsystems im Bohrloch und von der Form des Bohrloches.

Im Auftrag des Instituts für Geophysik der WBK wurde ein Labormodell eines akustischen Arrays entwickelt, um die Möglichkeiten hochauflösender, akustischer Abtastungen der Bohrlochwand untersuchen zu können. Das kreisförmige Array besteht aus 128 Einzelschwingern, von denen bis zu 16 gemeinsam zur Anregung des Wellenfeldes benutzt werden können. Die Hauptwellenlänge des vom Einzelschwinger abgestrahlten Signals beträgt etwa 1,2 mm. Der akustische Strahl kann pro Umlauf in maximal 128 Richtungen messen. Ein Experiment, mit dem die Wirksamkeit der Fokussierung demonstriert werden kann, ist in der Abbildung 28 erläutert. Das akustische Array befindet sich in der Mitte eines kreisrunden Wasserbehälters. In unterschiedlichen Entfernungen vom Array wurde ein Eisenstab mit einem Durchmesser von 2 mm in den Wasserbehälter gehängt. Läuft nun der akustische Strahl um, so erhalten wir eine Amplitudenverteilung, die den in Abbildung 10 gezeigten Schnitten für eine konstante Entfernung  $y$  entsprechen. Die in ihrer Größe gleichbleibende Reflexion von der Wand des Wasserbehälters gibt die Möglichkeit zum Vergleich der relativen Amplitudenunterschiede.

Regt man das akustische Wellenfeld mit einem Einzelschwinger an, der den Durchmesser von 3 Hauptwellenlängen des abgestrahlten Signals hat, so erhält man das in Abbildung 29 dargestellte Ergebnis. Die Reflexionsamplituden vom Draht heben sich kaum von der Hintergrundinformation ab. Mit zunehmender Entfernung des Drahtes von der Quelle nehmen die Reflexionsamplituden ab. Das schlechte Auflösungsvermögen in horizontaler Richtung ist durch die Breite des akustischen Abbildes des

Drahtes gekennzeichnet. Fokussiert man den akustischen Strahl mit einem Array aus 16 Elementen auf eine Entfernung von 85 mm, erhält man das in Abbildung 30 dargestellte Ergebnis. Die erhebliche Verbesserung entspricht weitgehend der in Abbildung 10 dargestellten theoretischen Berechnung.

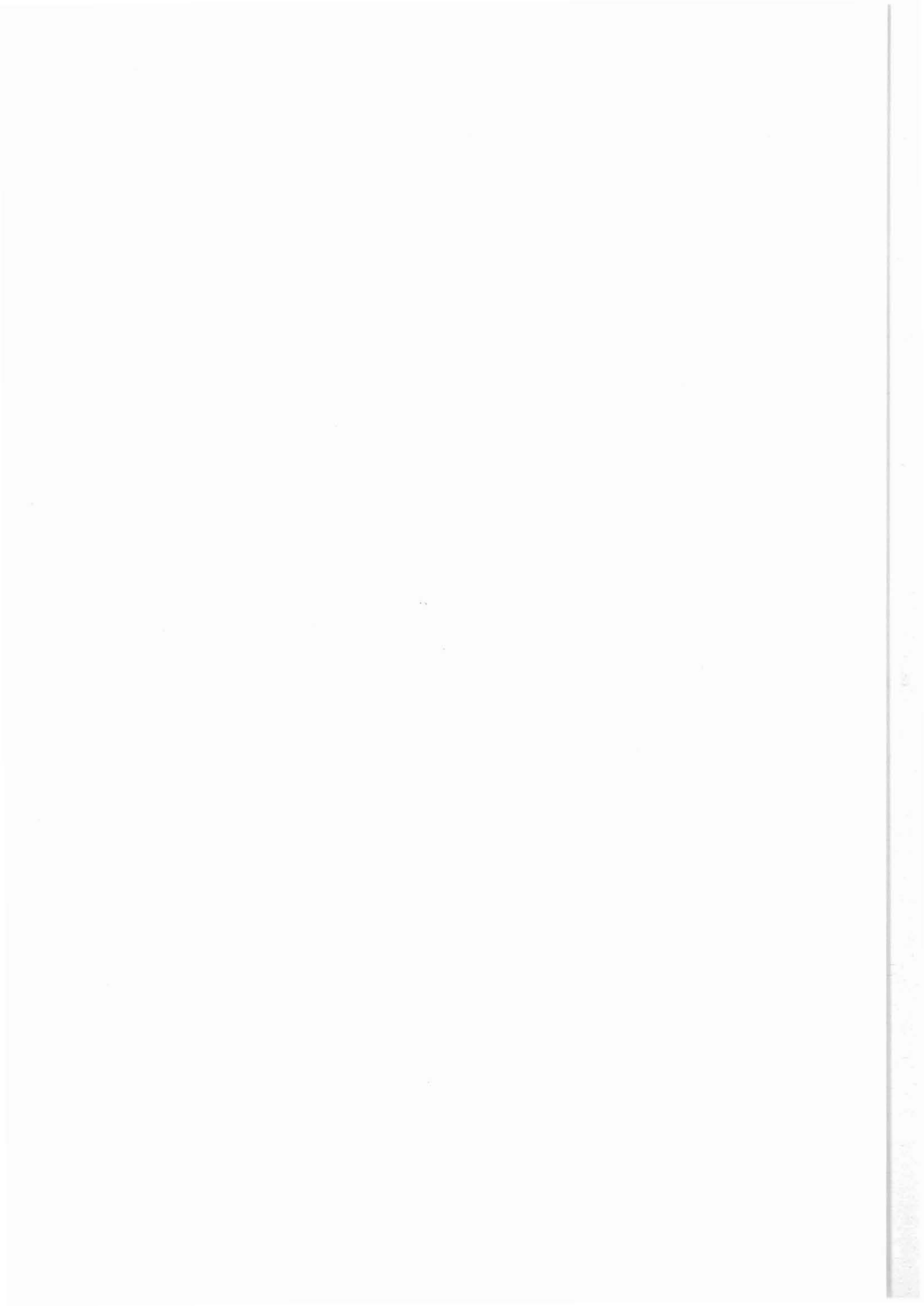
Zusammenfassend läßt sich sagen, daß durch die Fokussierung der akustischen Energie eine Verbesserung des Meßverfahrens mit folgenden Vorteilen erreicht wird:

1. Auch bei Erfassung nur eines Amplitudenwertes des reflektierenden Signals, wird die Auflösung des akustischen Bildes verbessert.
2. Die gemessenen Reflexionsamplituden hängen weniger stark von der Position des Meßsystems und von der Bohrlochform ab.

## 8 LITERATURVERZEICHNIS

- Castlemann, K.R.: Digital Image Processing, Prentice Hall Inc., Englewood Cliffs - New Jersey, 1984
- Georgi, D.T. : Geometrical Aspects of Borehole Televierwer Images, SPWLA 26th Annual Logging Symposium, Dallas, June 1985
- Schepers, R. : Kartierung von Klüften mit Hilfe von Bohrlochmessungen, Tagungsband des 8. Mintrop Seminars, Kassel, 1988
- Simond, R. : Sondierungsbohrung Boettstein, Geophysics II: Sonic Televierwer, Technischer Bericht, NAGRA 1984





**Anhang**

(Abbildungen 1 - 30)

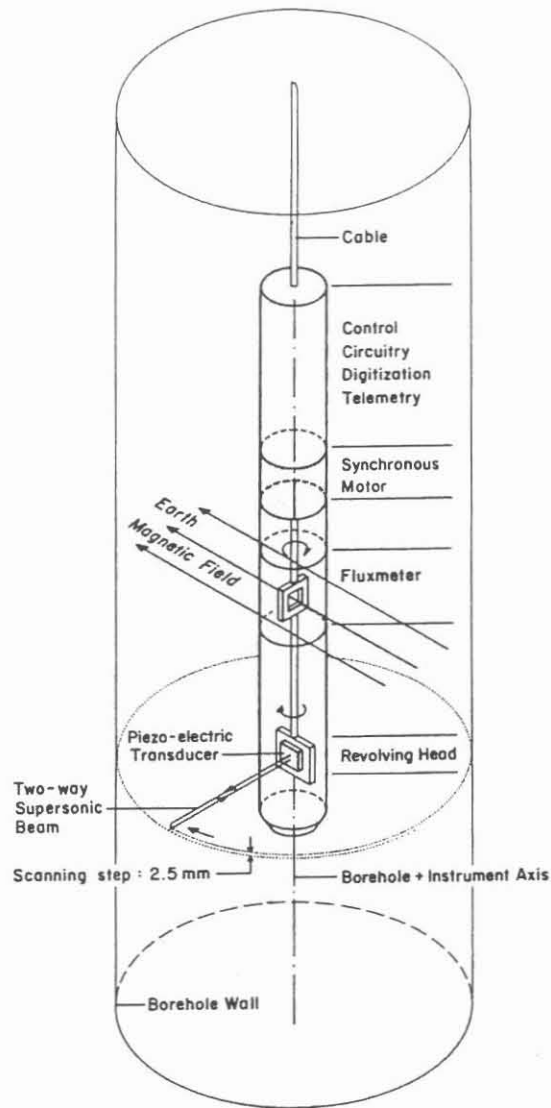


Abb. 1: Prinzip des digitalen Televiwer  
(aus Simond 1984).

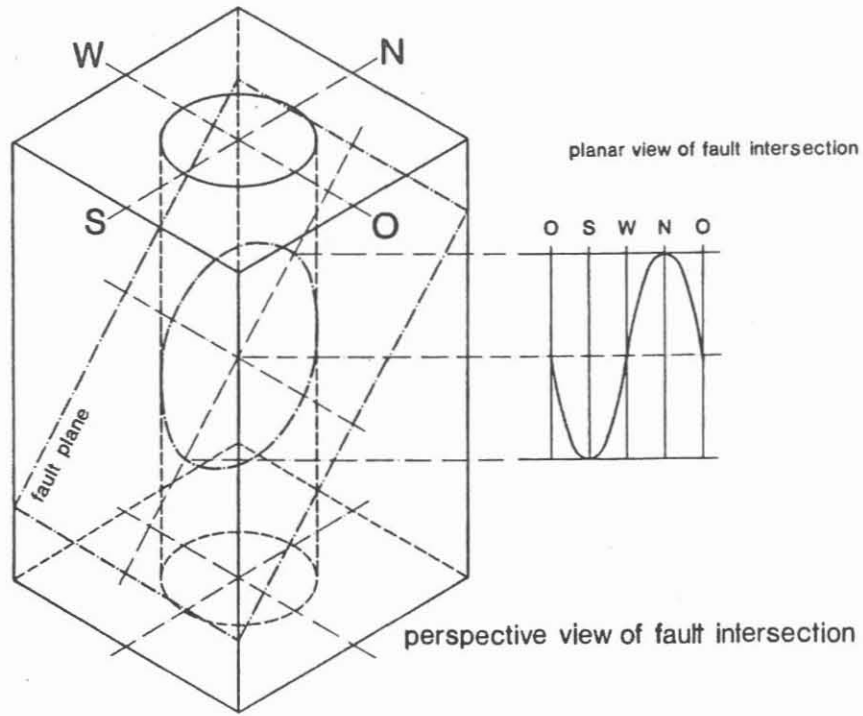


Abb. 2a: Abrollung eines Zylindermantels in einer Ebene.

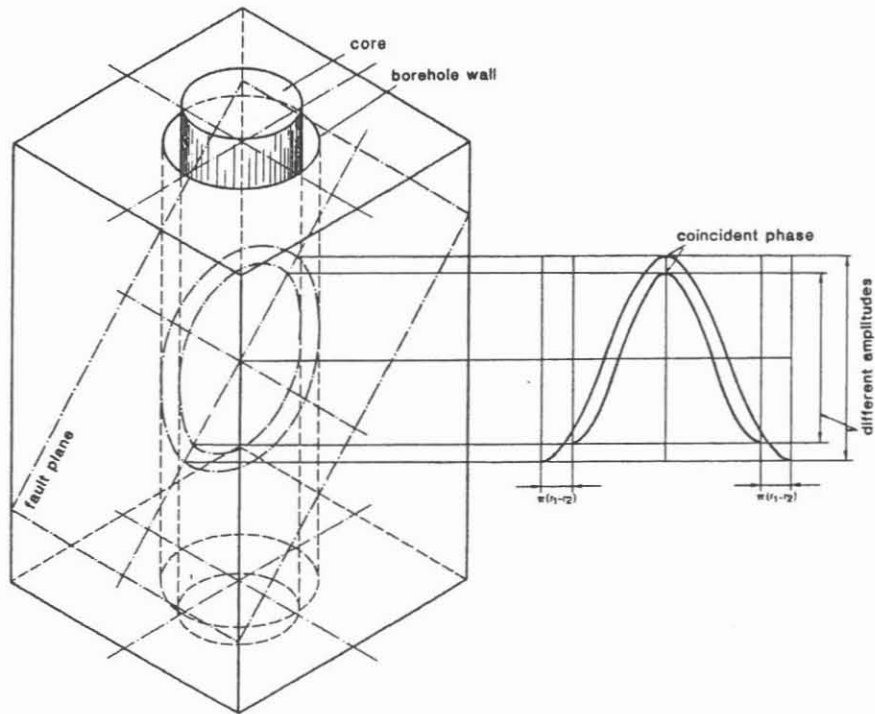


Abb. 2b: Unterschiede im Abbild einer Kluftfläche bei Abrollung des Kern und der Bohrlochwand.

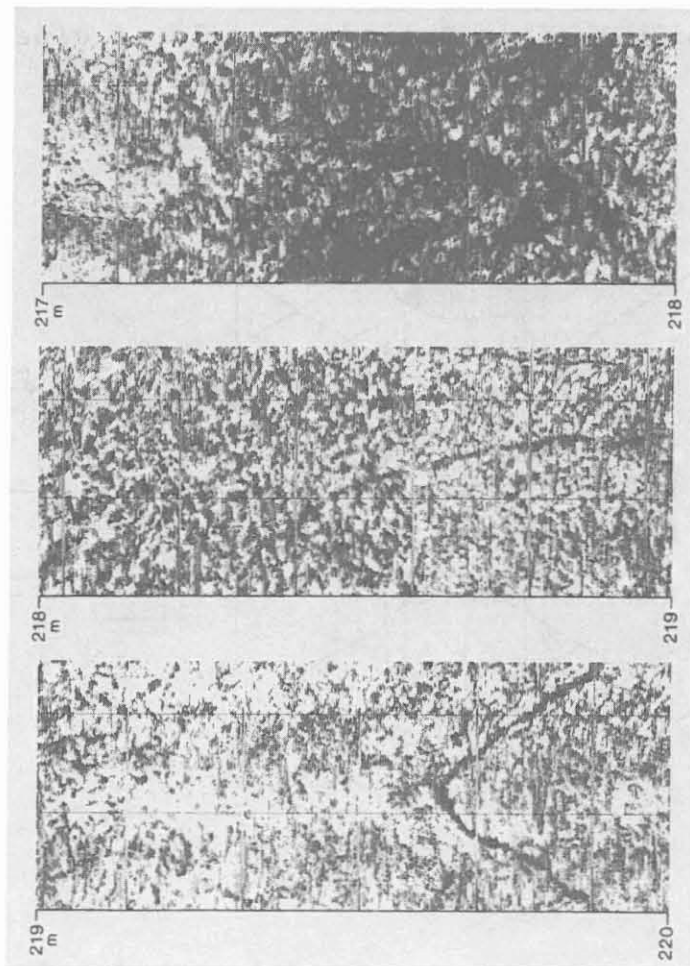
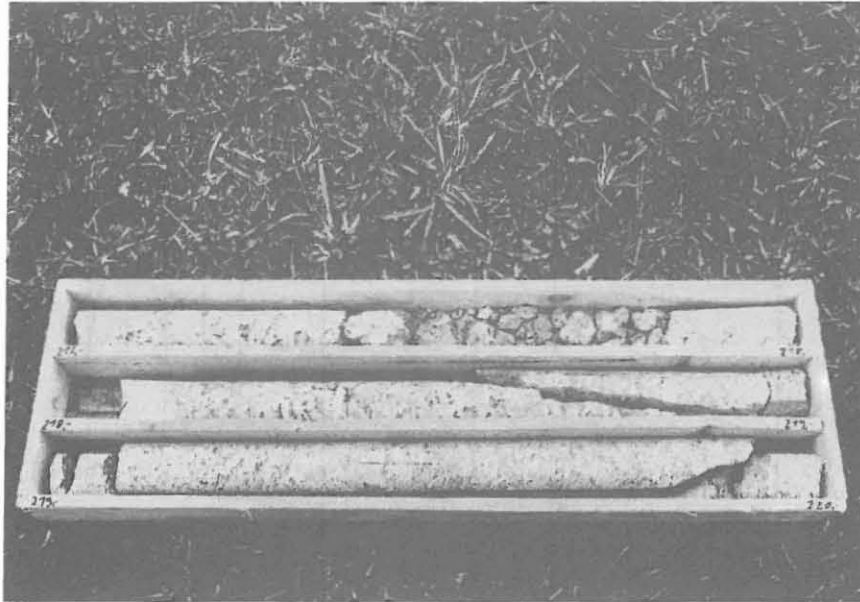












Abb. 3: Vergleich zwischen Kern und Televiever Amplitudenbild aus einer Bohrung im Granit.

SYMBOL TABLE

 coal	 dirt with coal	 rooty bed
 shale	 fine grained silt	 sandstone
 plant fos.	 coarse grained silt	 iron carbon.
 non-marine fossils		

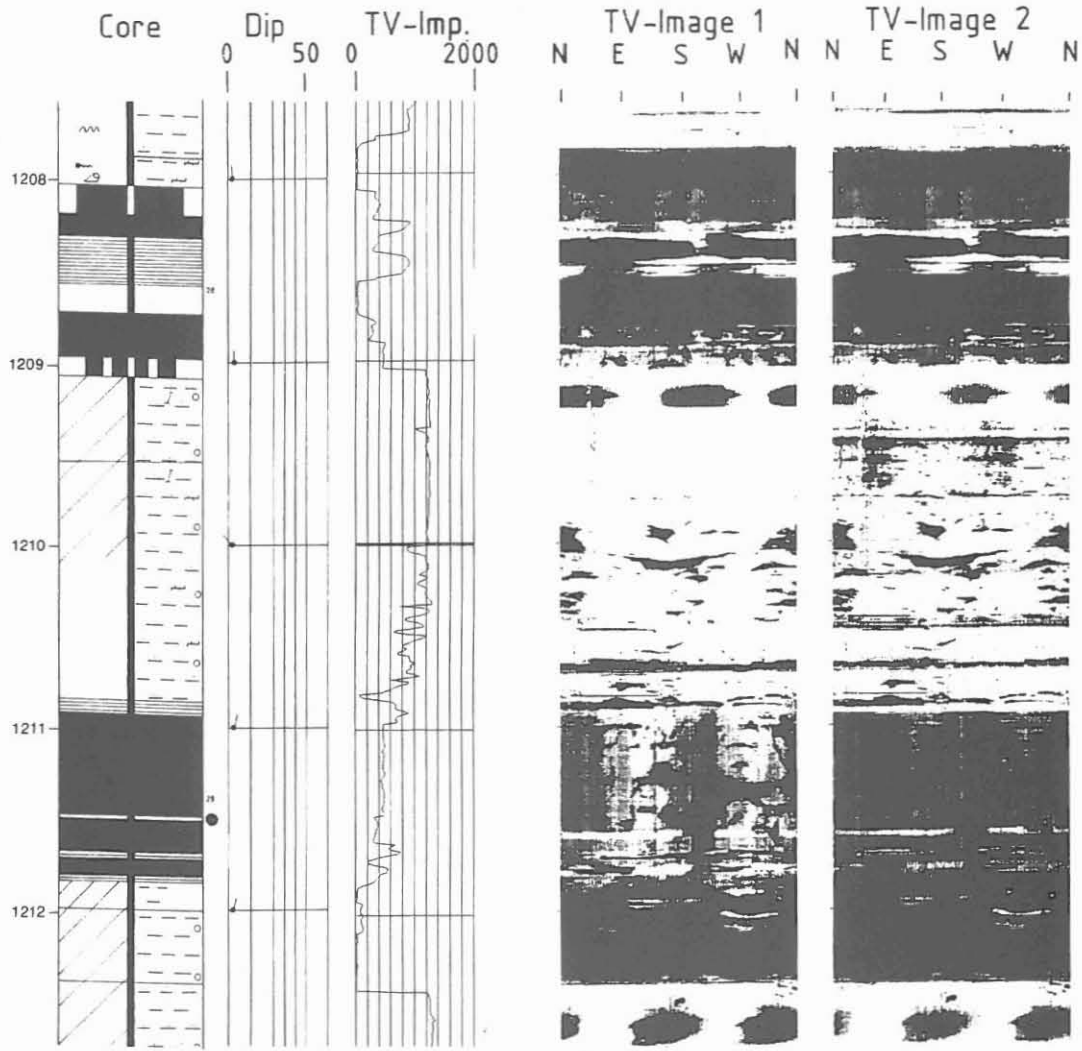


Abb. 4: Vergleich zwischen geologischer Kernbeschreibung und Televiever Amplitudenbild aus einer Bohrung im flöz-führenden Karbon.

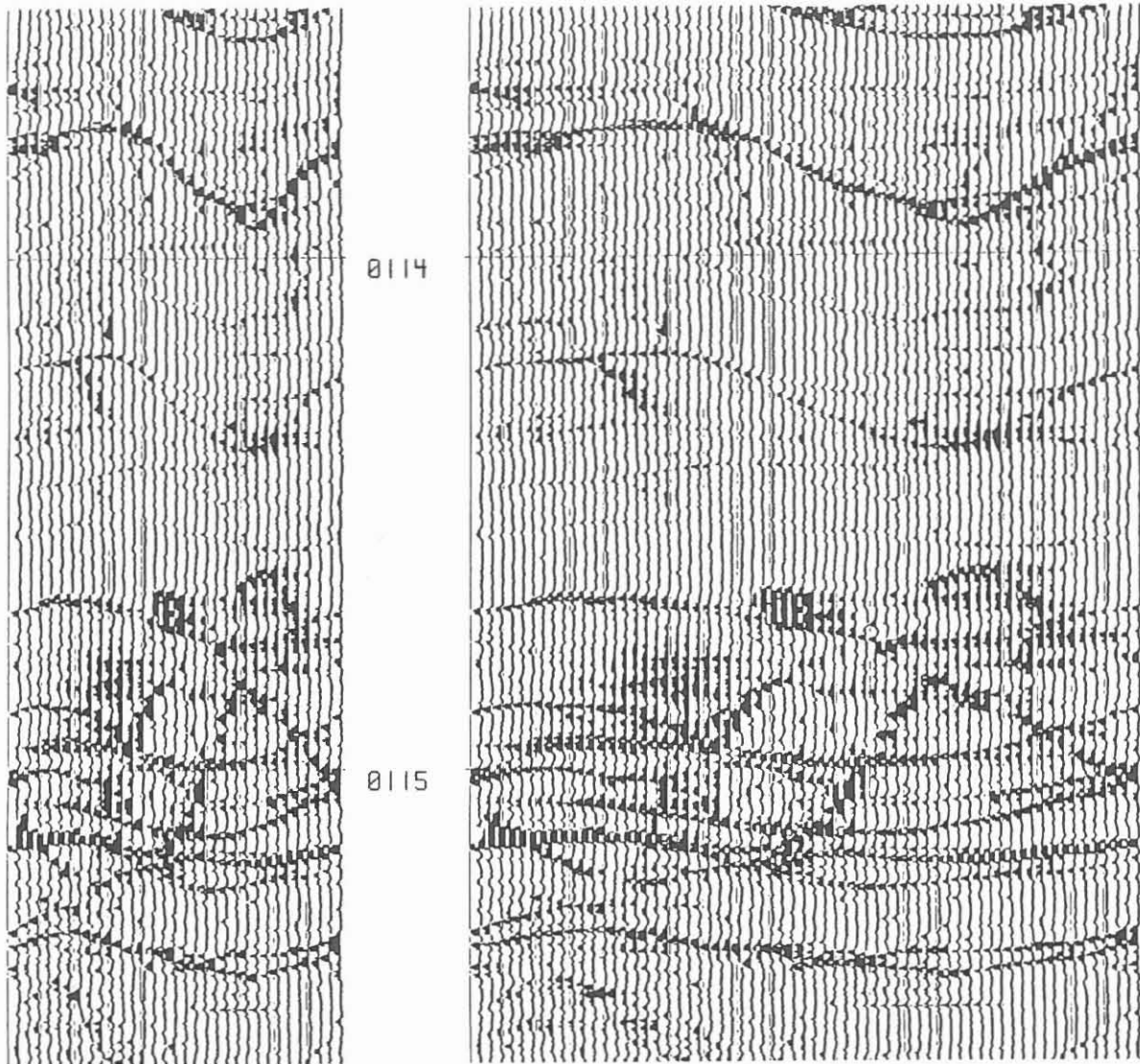


Abb. 5: Hochauflösendes akustisches Abbild eines komplexen Kluftsystems aus einer Bohrung im Gneis.

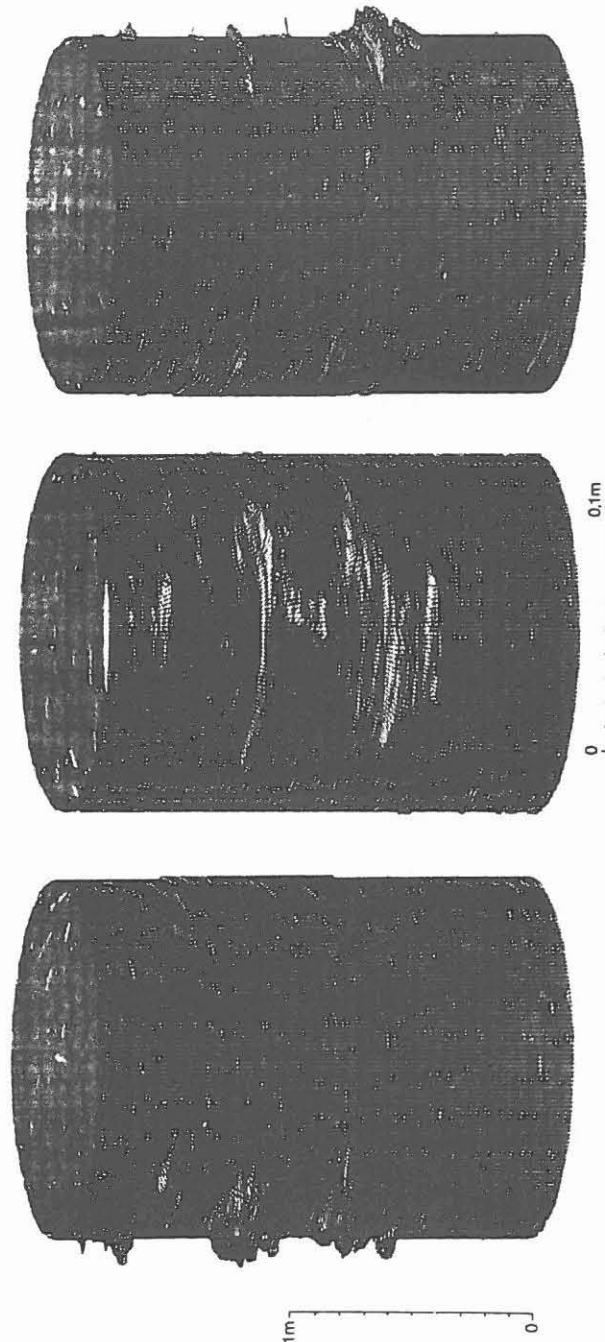


Abb. 6: Die 3-dimensionale Darstellung der Televiever Laufzeitmessung ergibt ein detailliertes Abbild der Bohrlochform (Caliper). Der gleiche Bohrlochabschnitt ist aus drei, um  $90^{\circ}$  versetzten Blickwinkeln gezeigt.



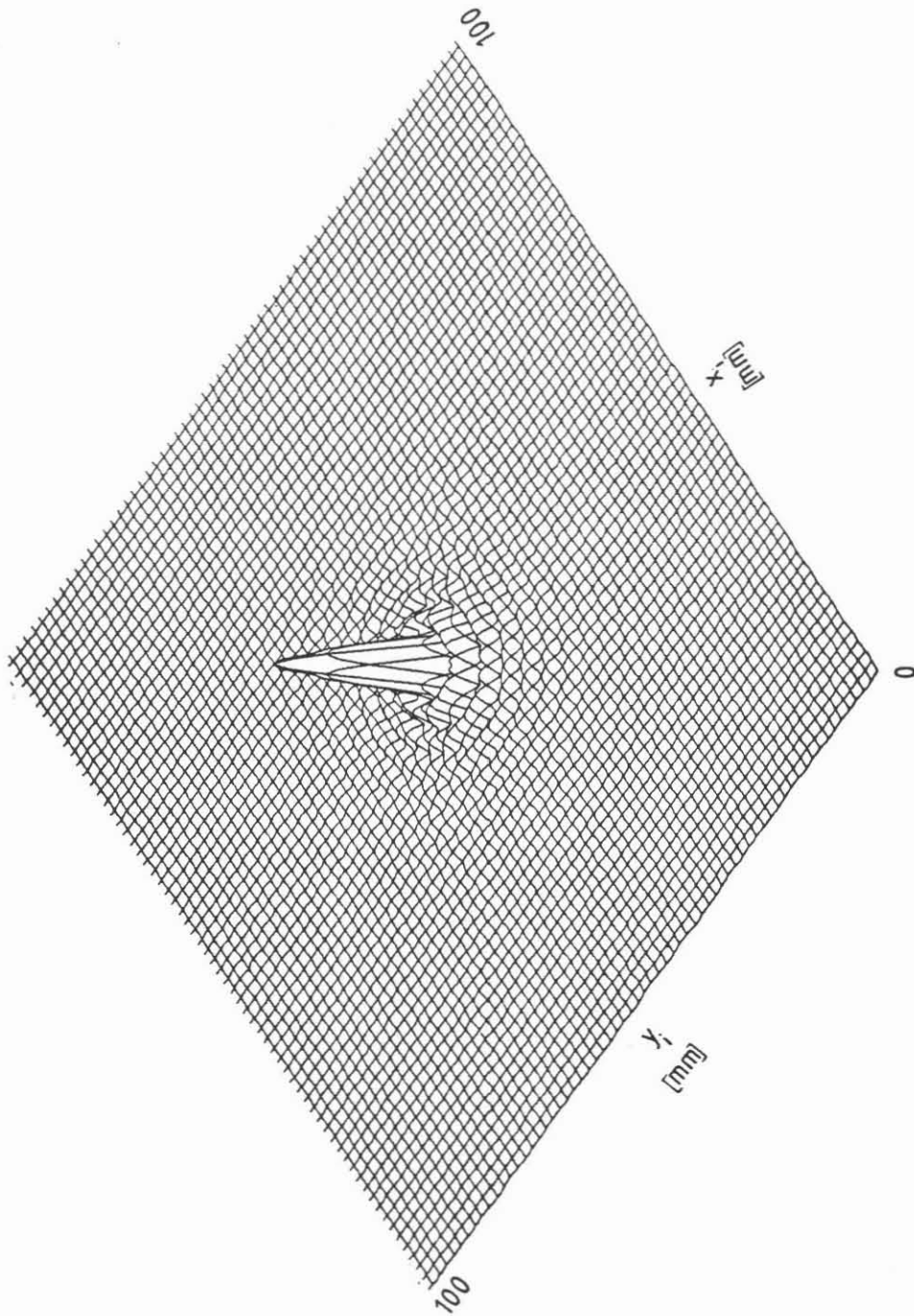


Abb. 7: P-Wellen Amplitudenverteilung in einer Ebene 100 mm von einem piezoelektrischen Schwinger mit einem Durchmesser von 50 mm.

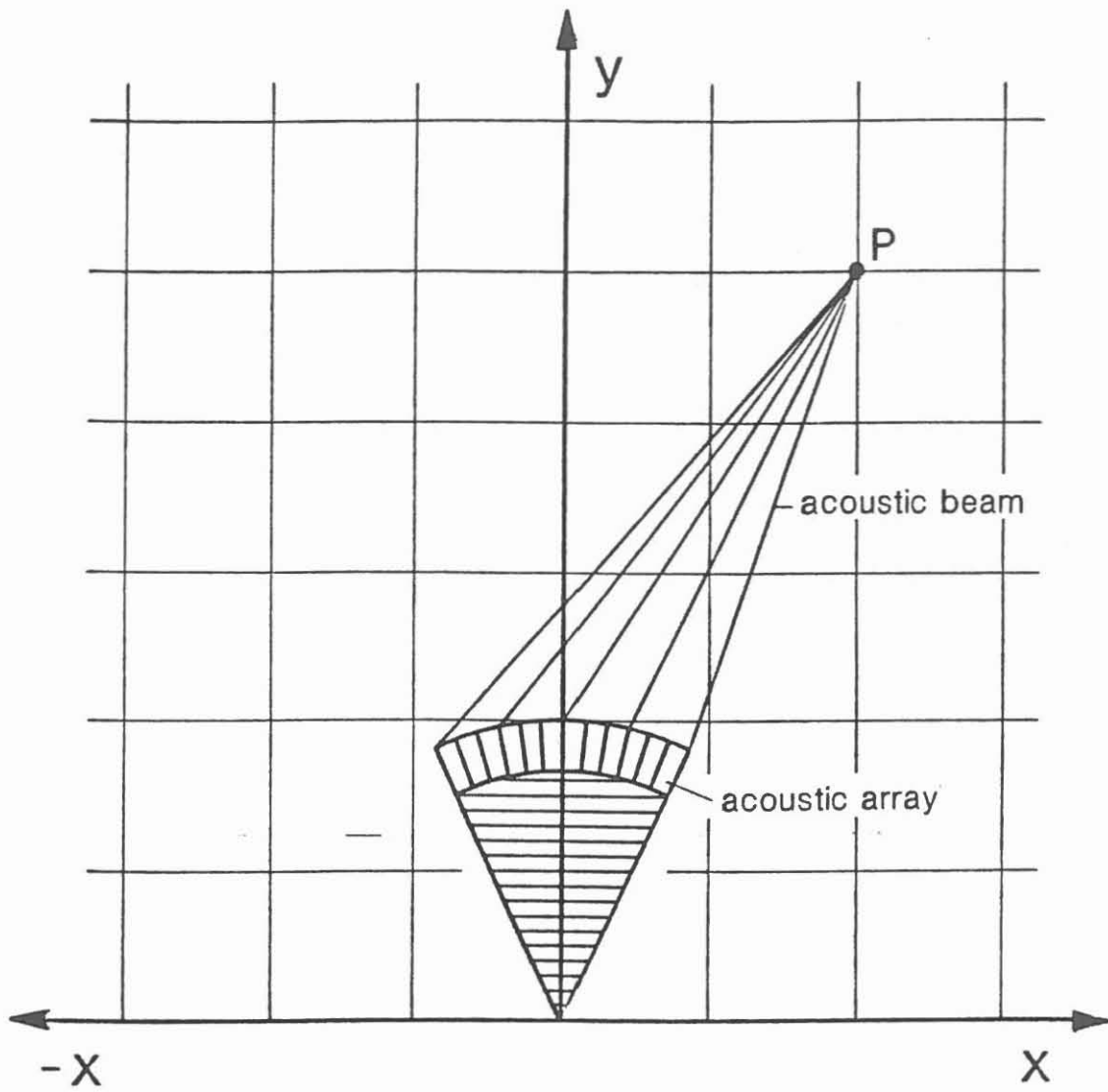


Abb. 8: Koordinatensystem für die theoretische Berechnung der Amplitudenverteilung akustischer Sendesysteme.

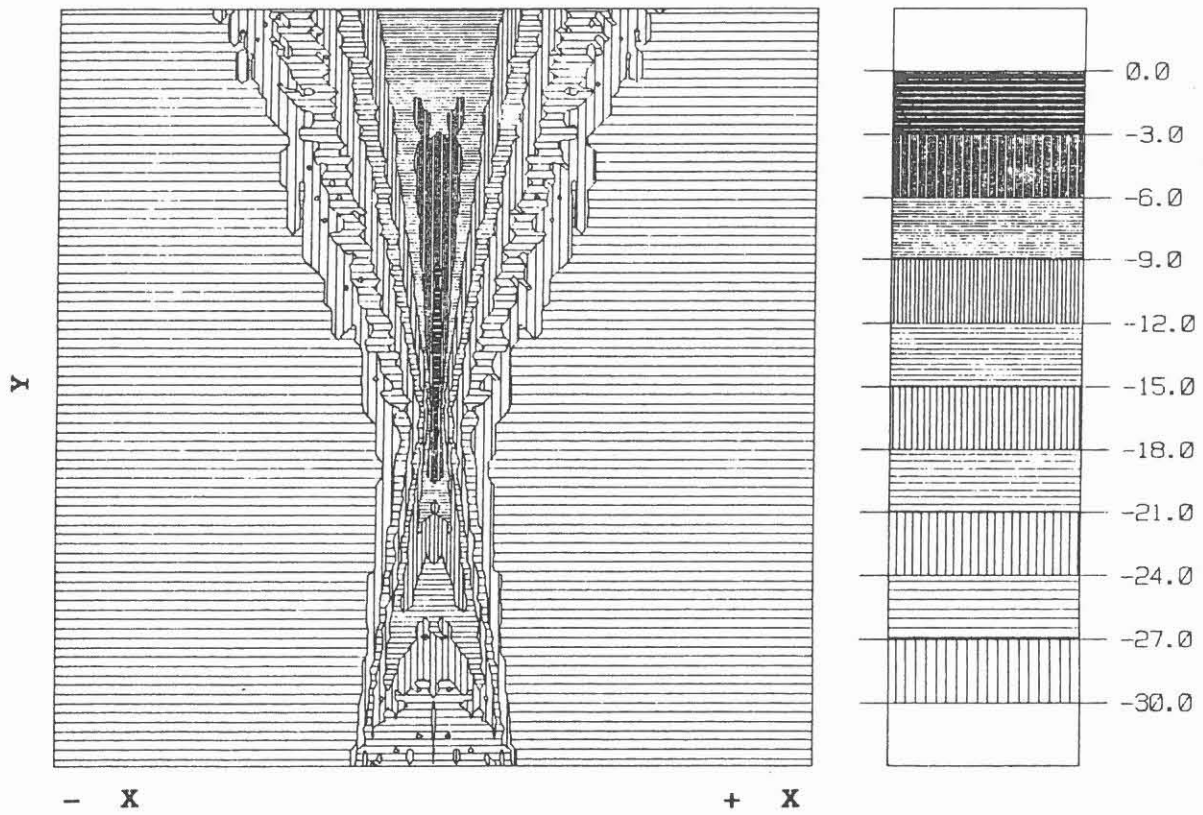


Abb. 9: Isoliniendarstellung einer Amplitudenverteilung, die durch 16 Einzelschwinger erzeugt wurde.

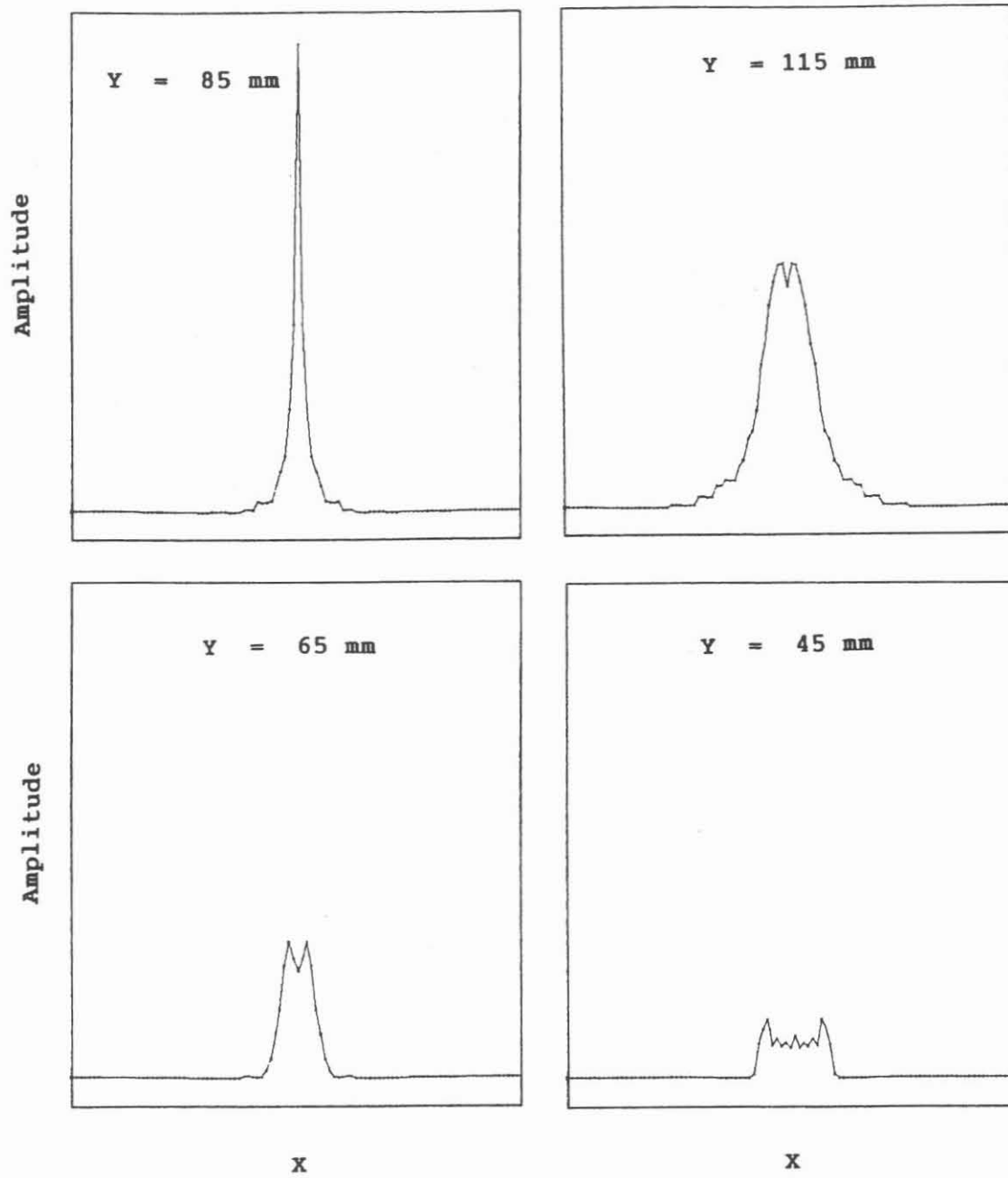


Abb. 10: Liniplot der Amplitudenverteilung der Abbildung 9 in verschiedenen Entfernungen.

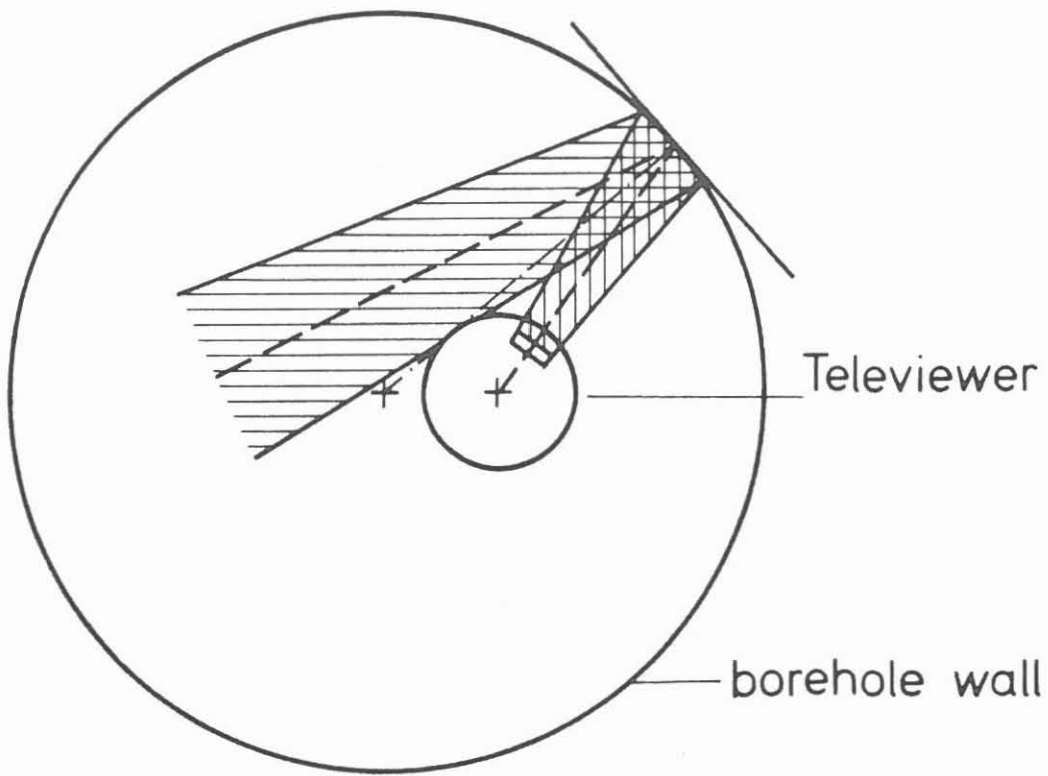


Abb. 11: Reflexion der akustischen Energie bei einer Televiwersonde außerhalb der Bohrlochmitte.

1798

1799

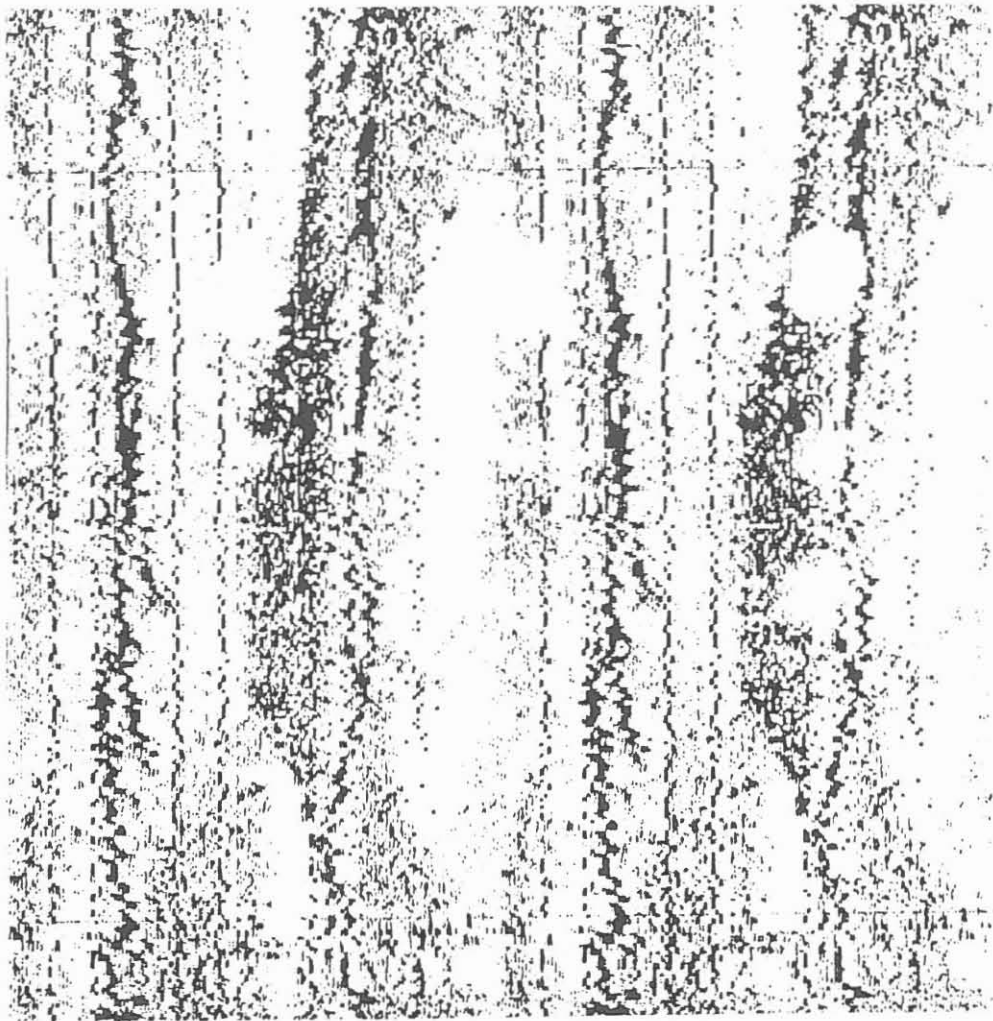


Abb. 12: Feldbeispiel (unbearbeitet) einer Televierermessung in einer Bohrung mit nicht kreisförmigem Querschnitt.

1798

1799

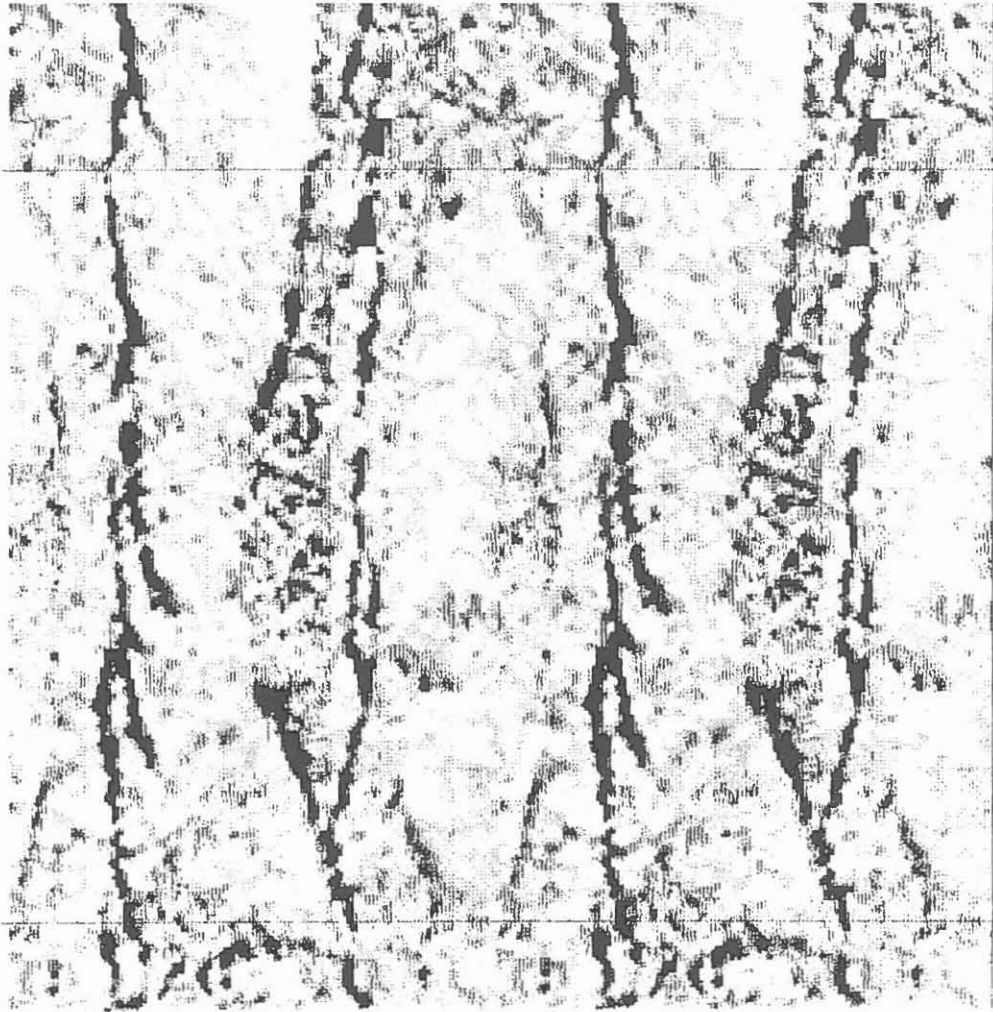


Abb. 13: Der gleiche Bohrlochabschnitt wie in der Abbildung 12 nach einer statistischen Bildbearbeitung.

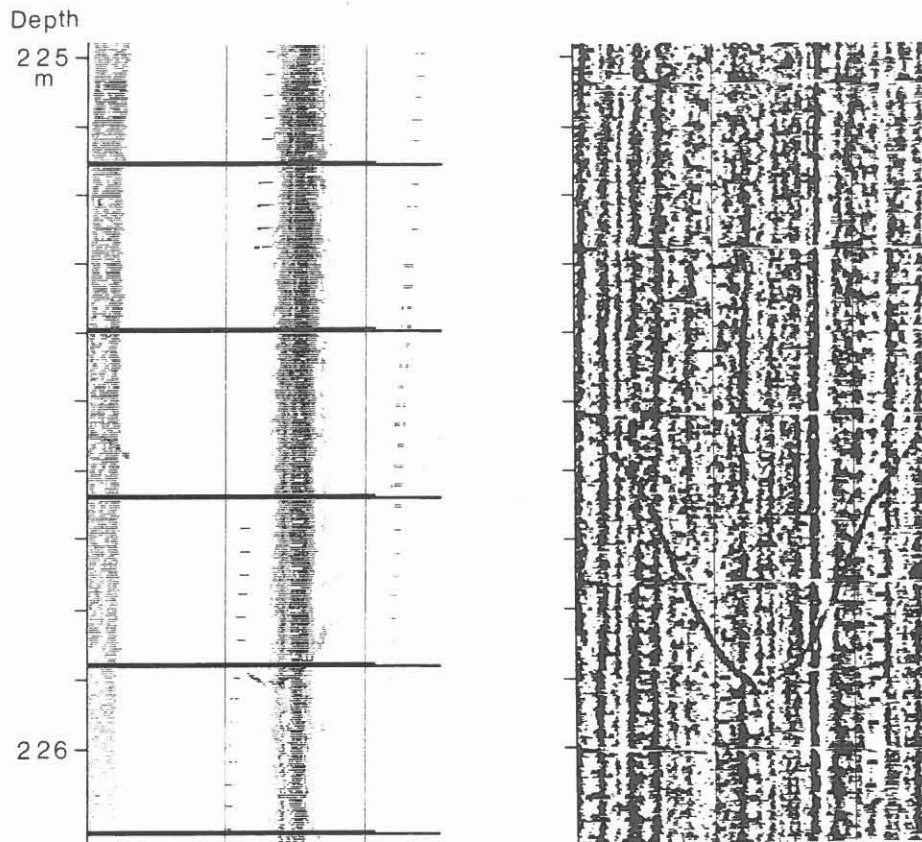


Abb. 14: Felddaten (links) und bearbeitete Daten (rechts).



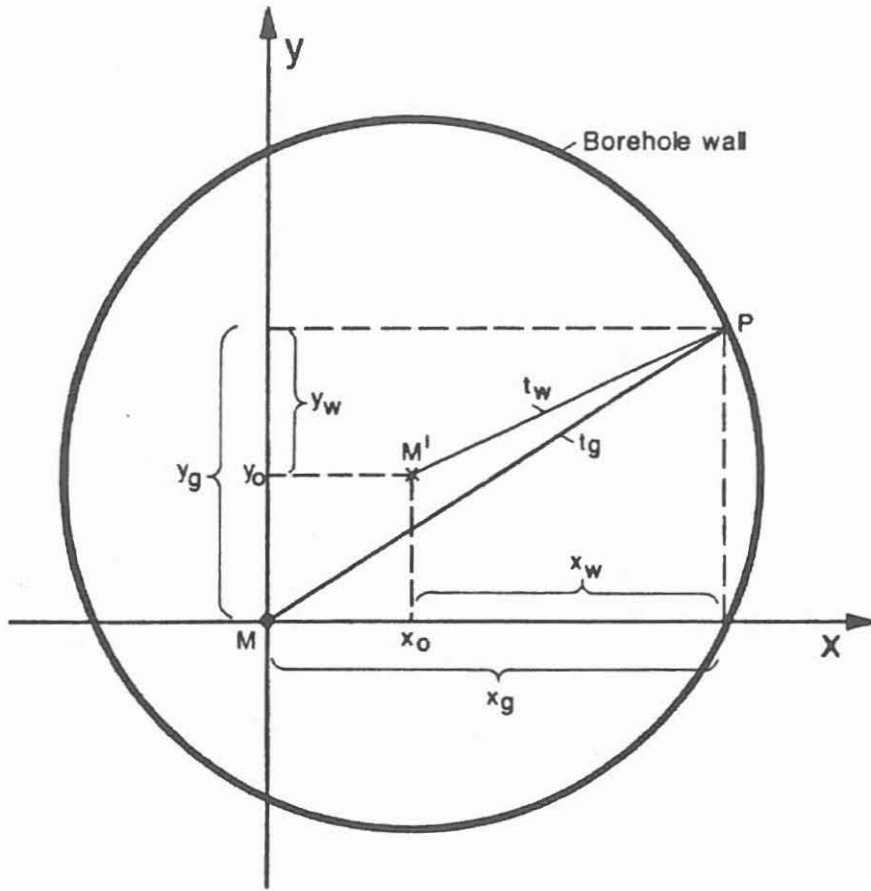


Abb. 15: Bezeichnungen zur Ableitung der Korrektur der Laufzeitwerte.

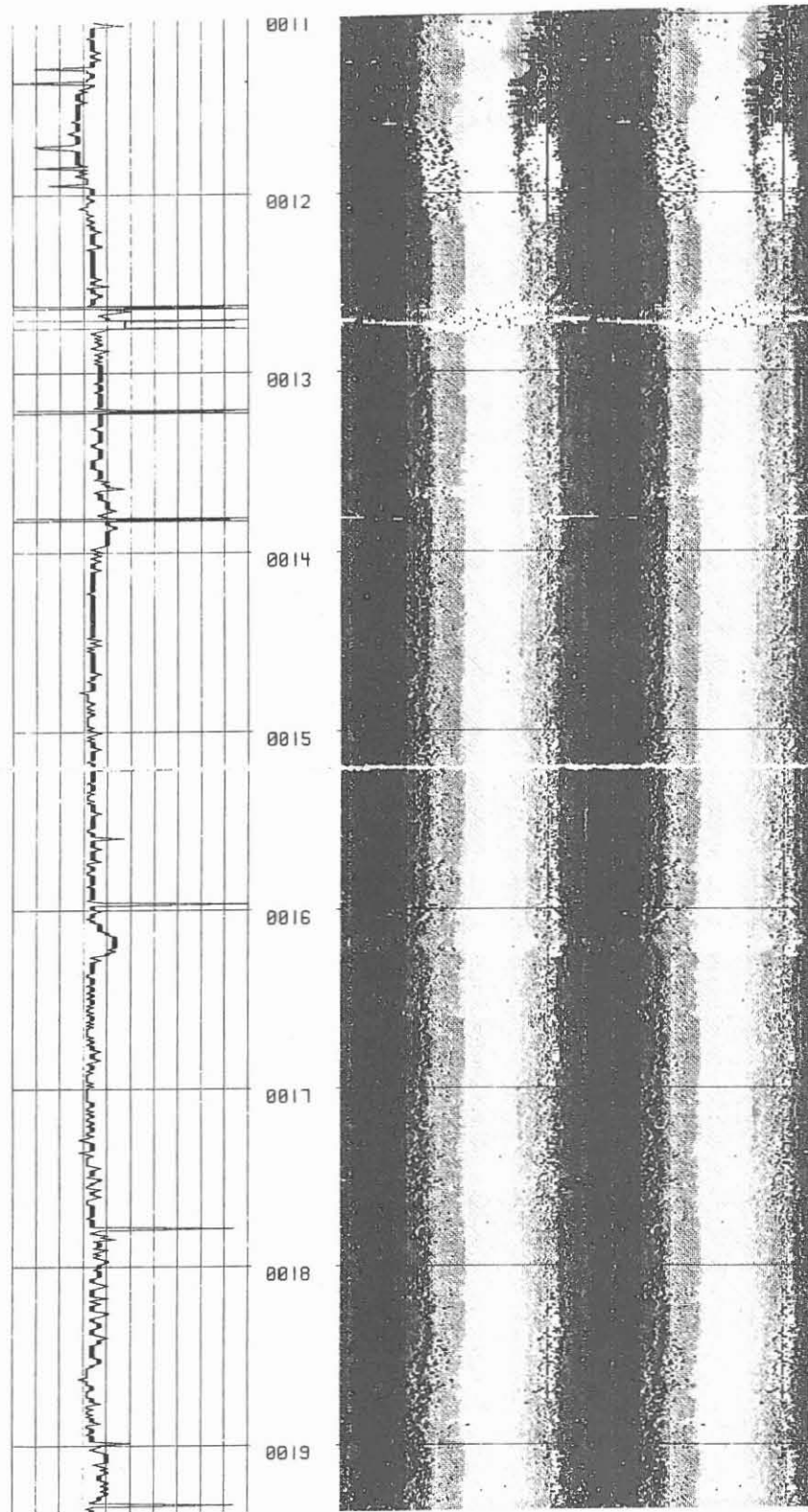


Abb. 16: Unkorrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

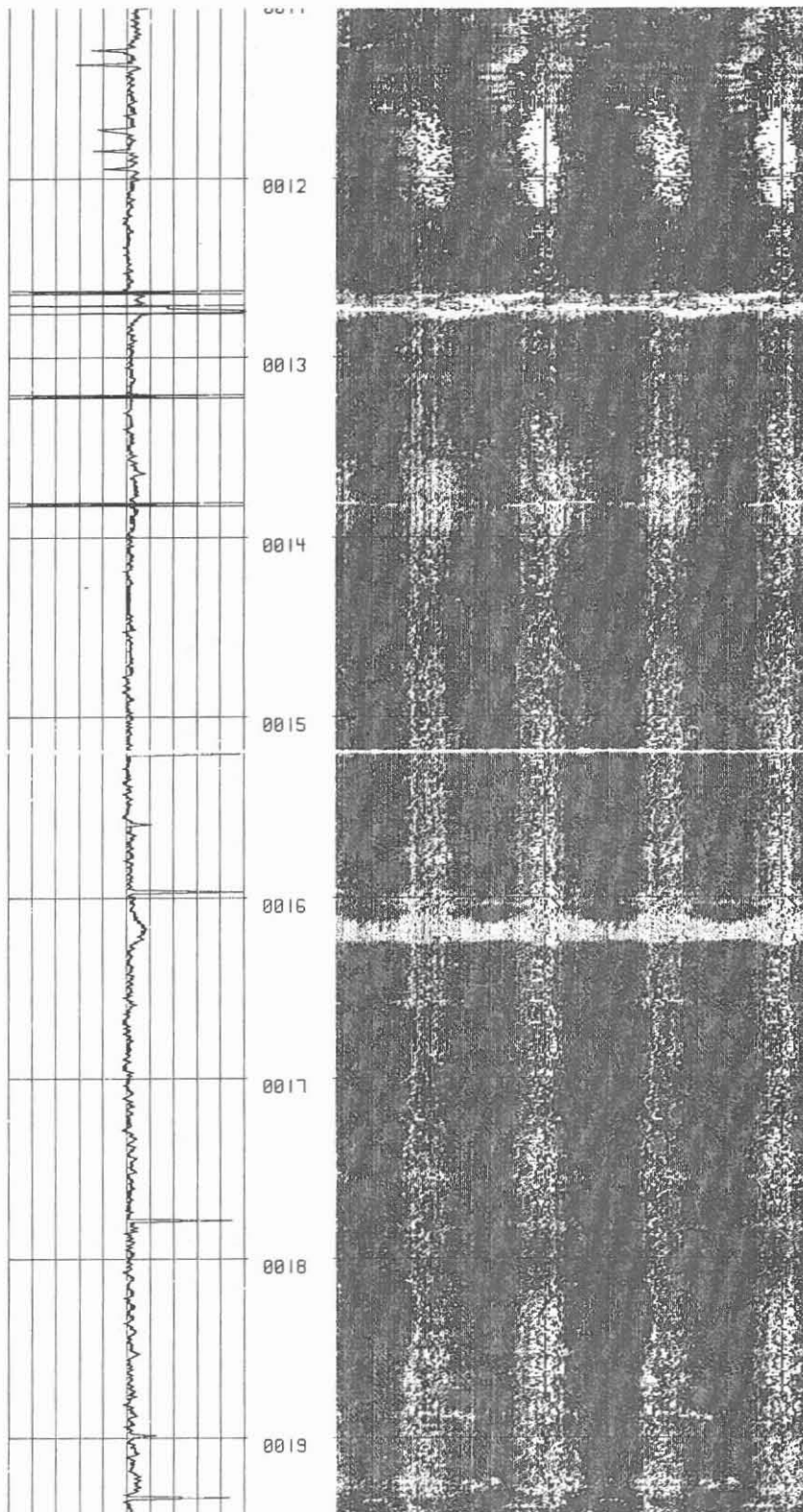


Abb. 17: Korrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

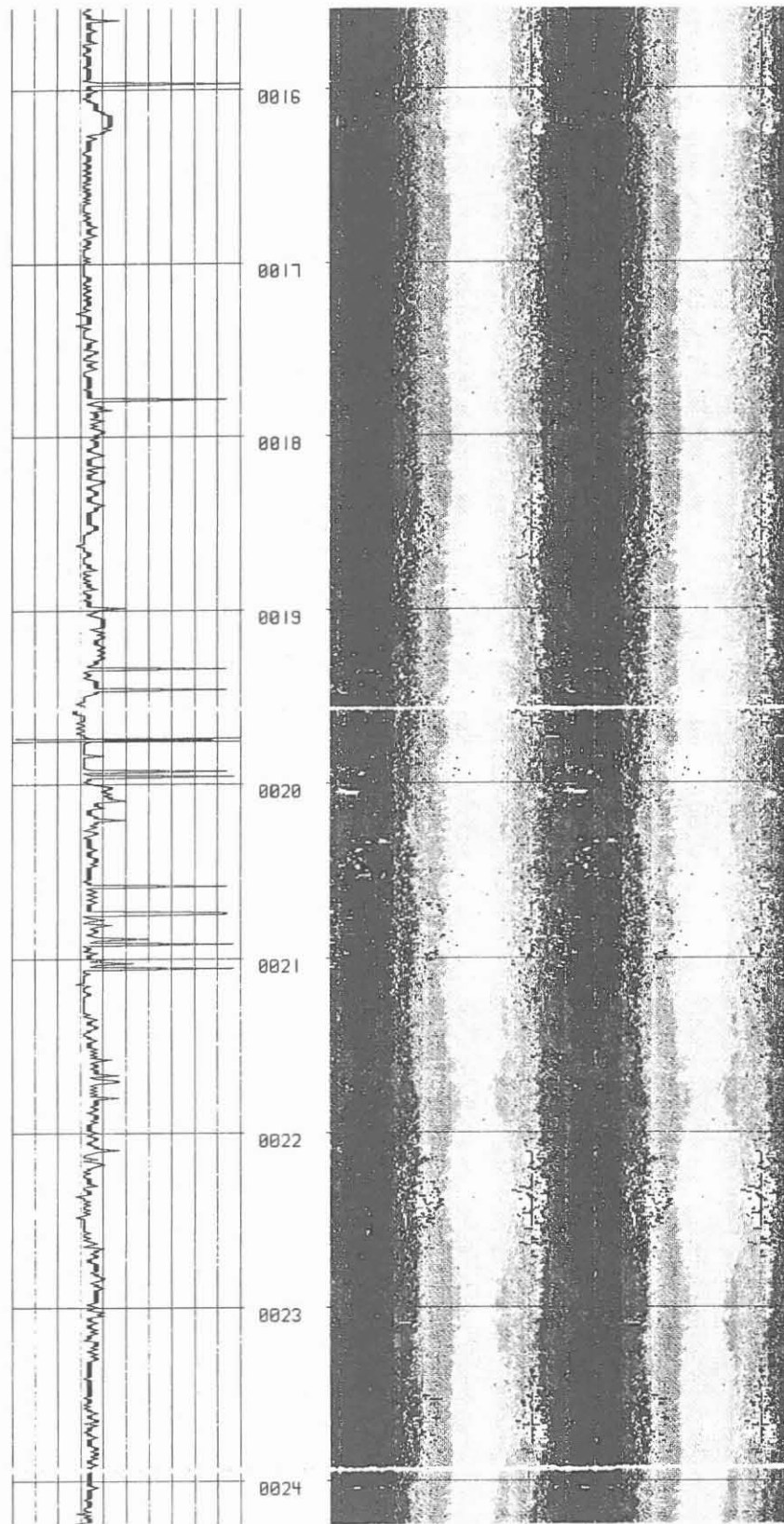


Abb. 18: Unkorrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

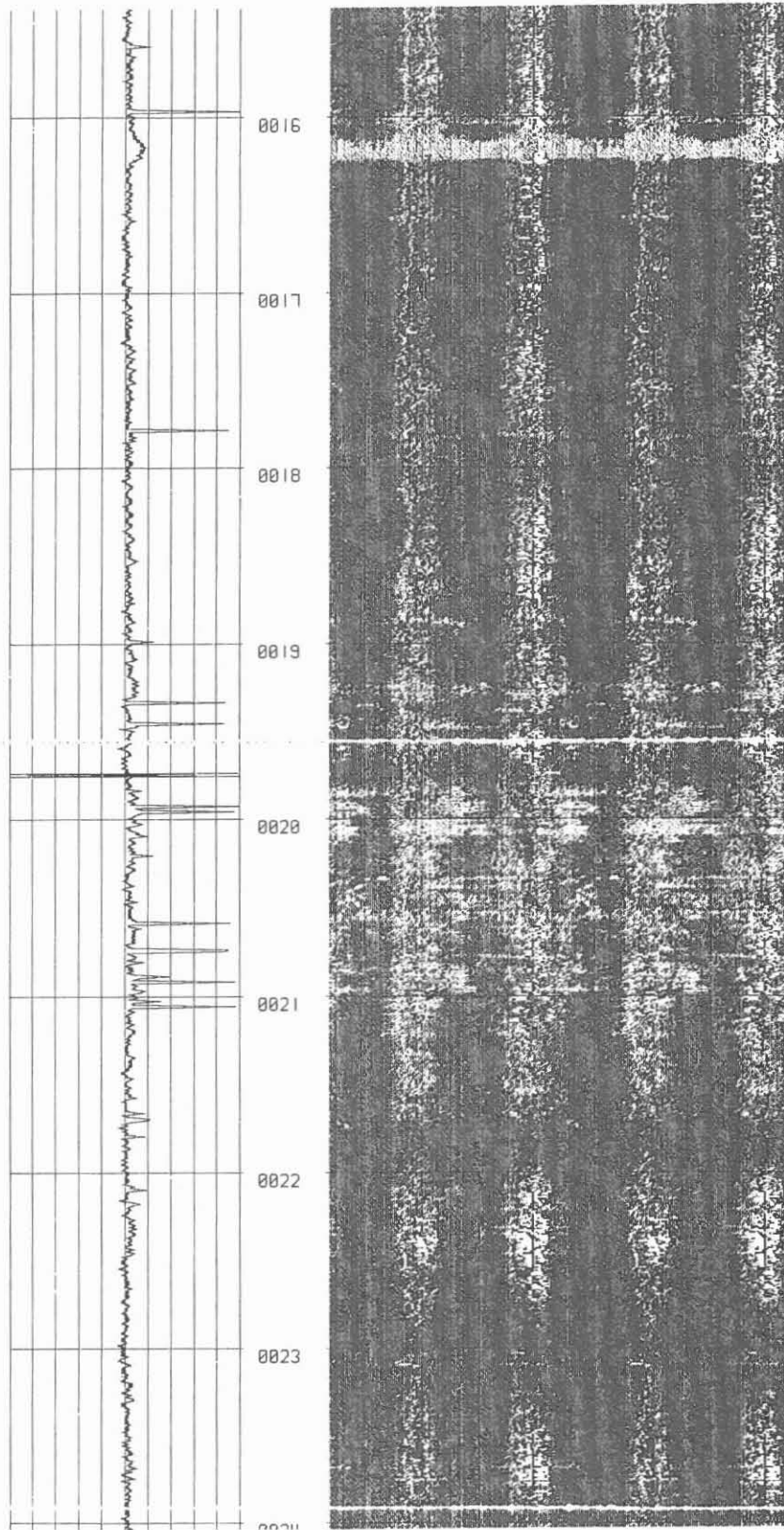


Abb. 19: Korrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

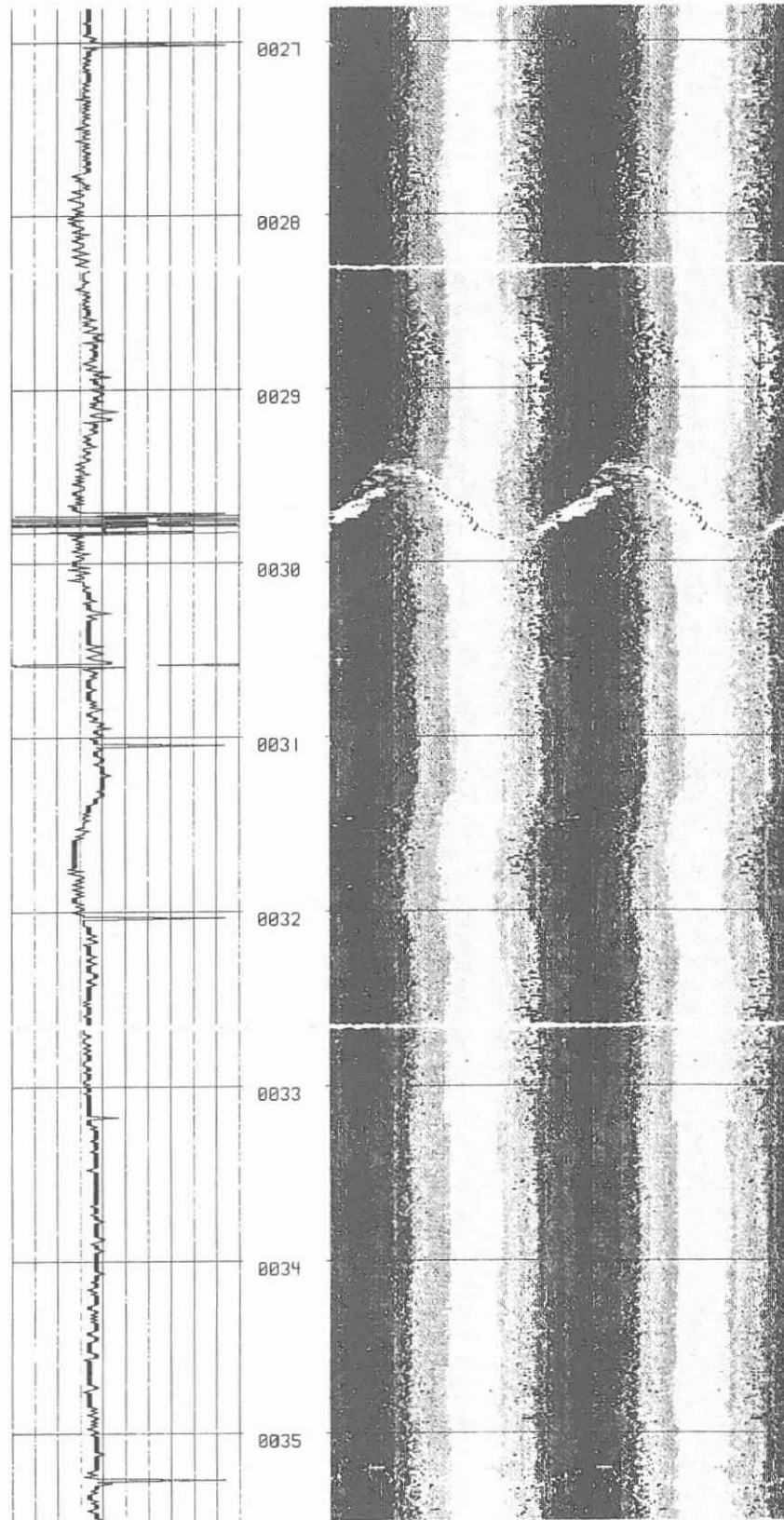


Abb. 20: Unkorrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

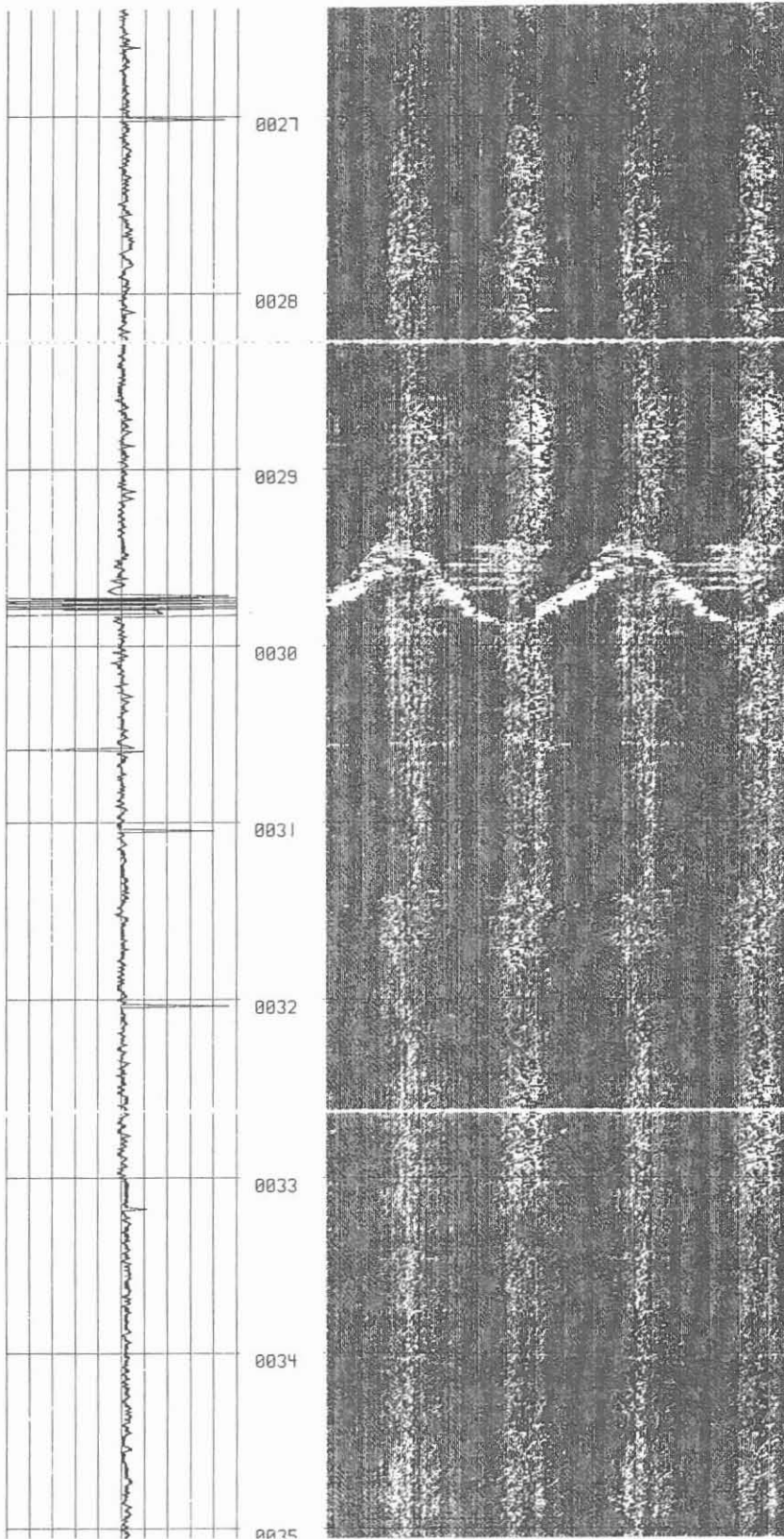


Abb. 21: Korrigiertes Laufzeitbild (rechts, doppelt abgerollt), und erste Spur des Laufzeitbildes (links).

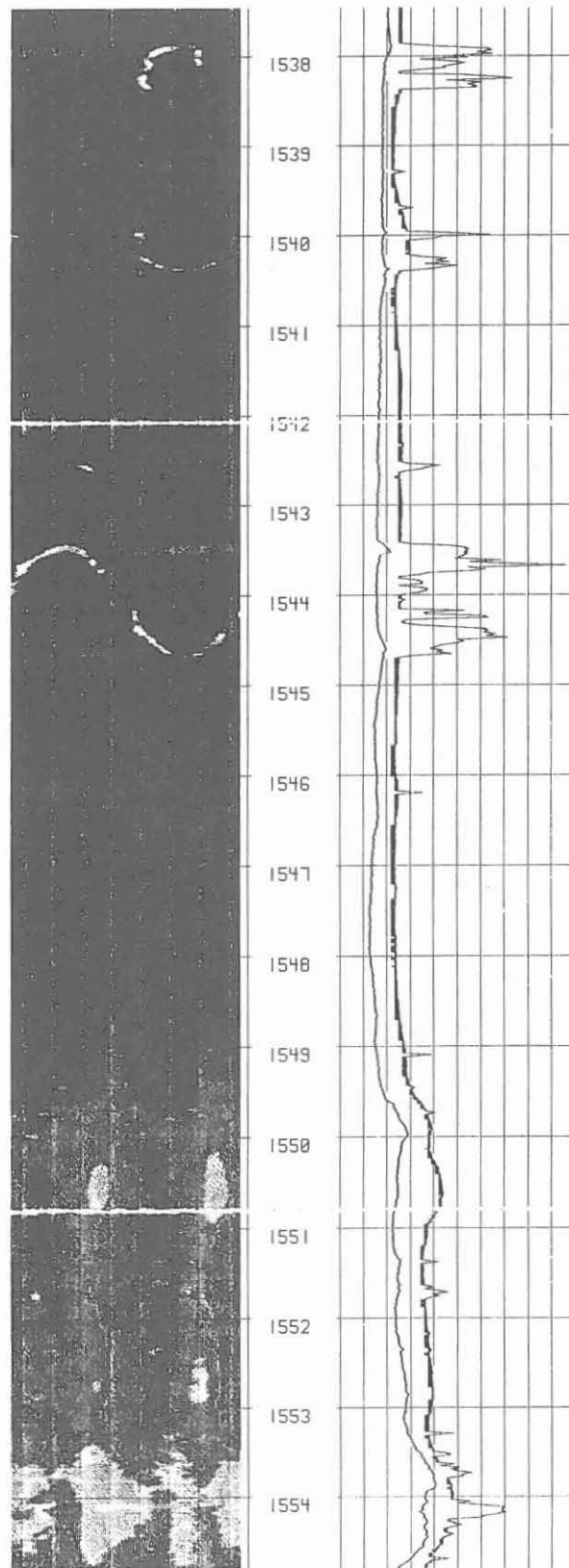


Abb. 22: Korrigiertes Laufzeitbild (links), minimaler und maximaler Radius (rechts).



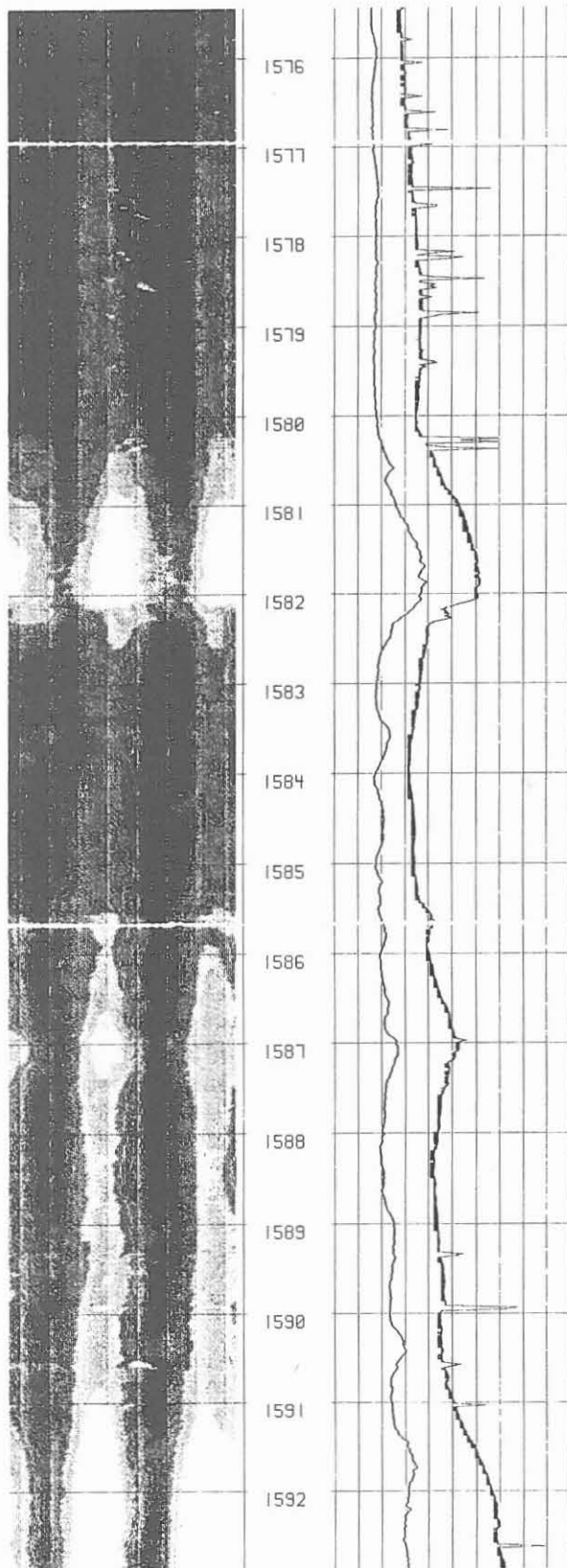


Abb. 23: Korrigiertes Laufzeitbild (links), minimaler und maximaler Radius (rechts).

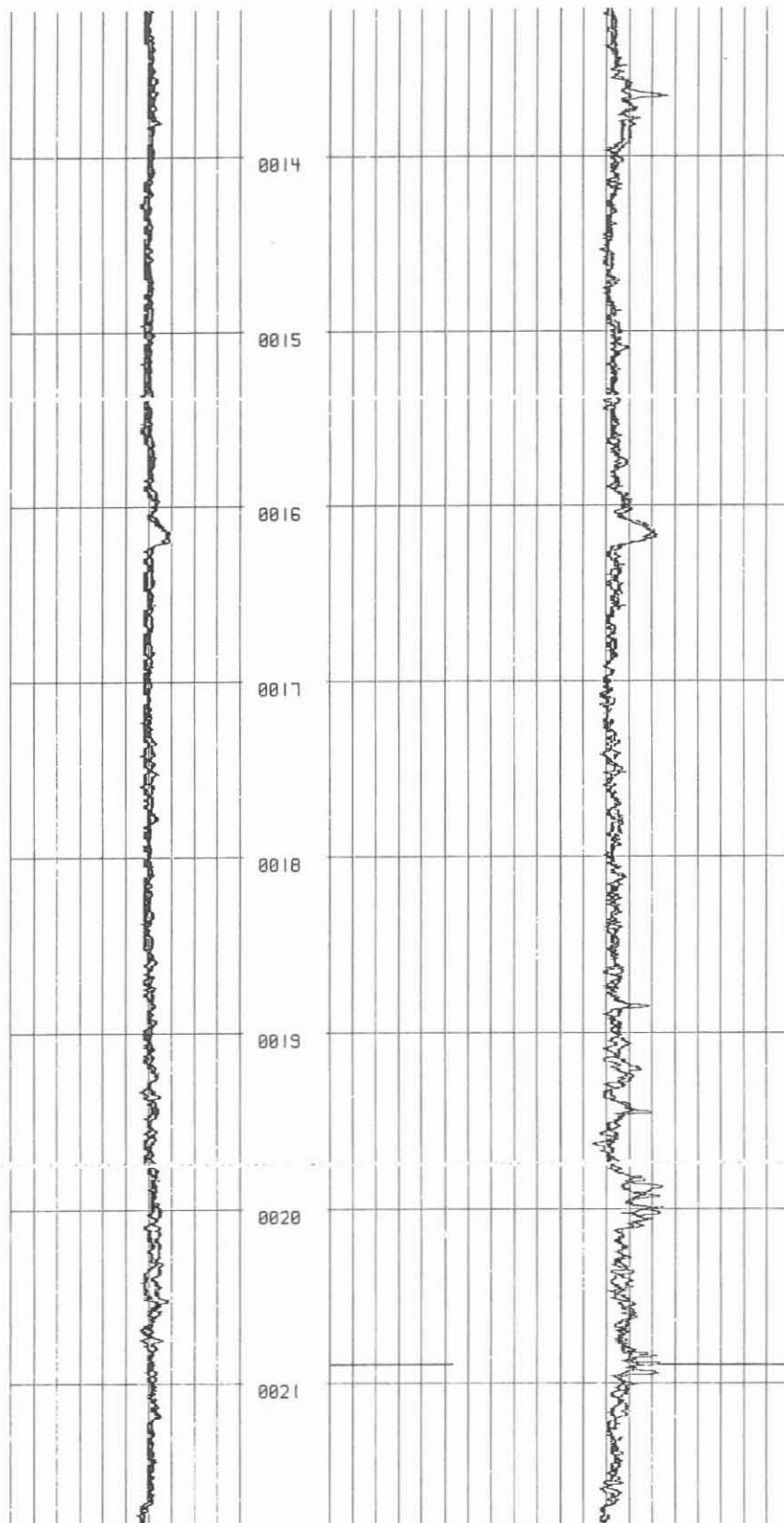


Abb. 24: Laufzeitdaten als Caliper Log in Nord-Süd und Ost-West-Richtung.

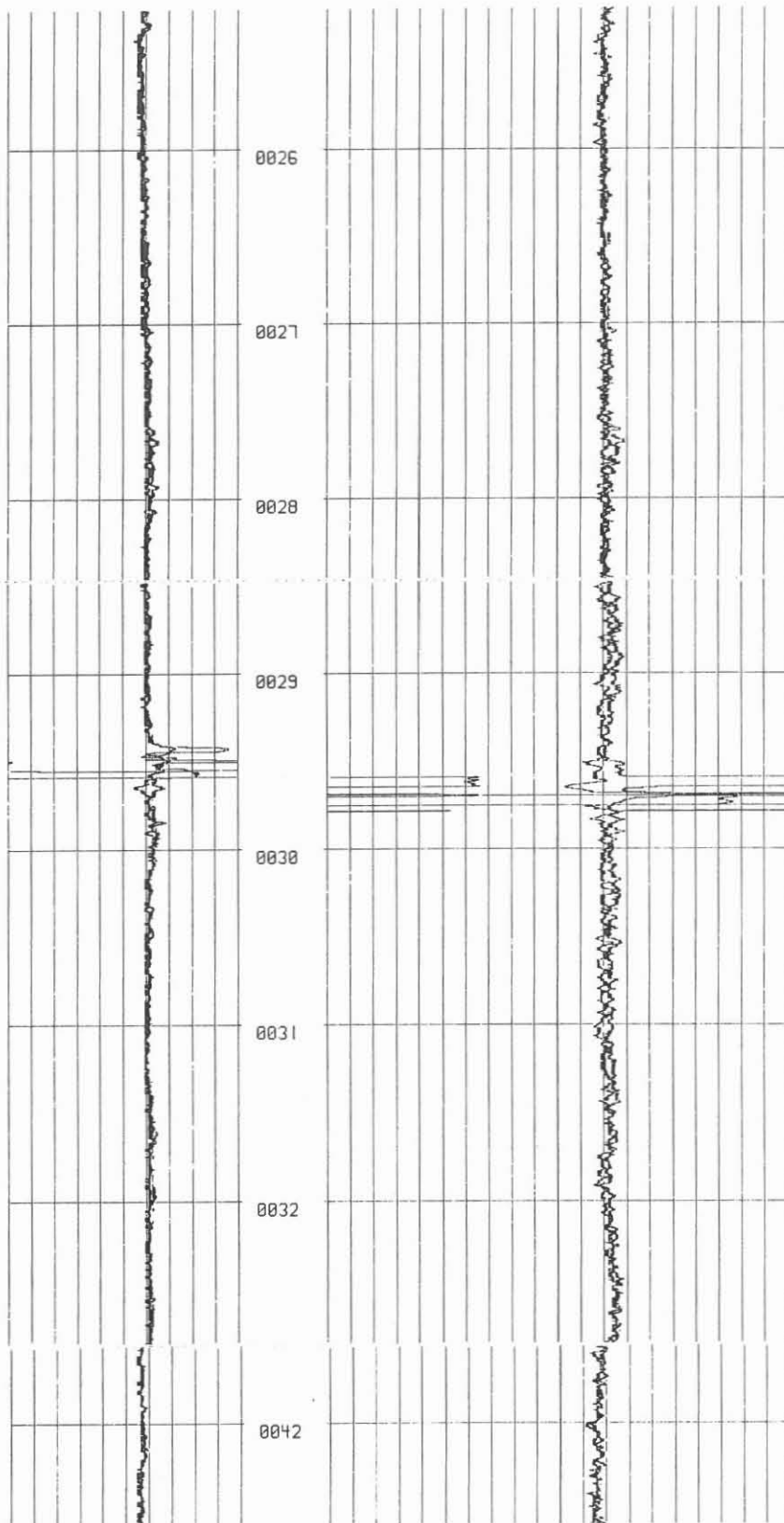


Abb. 25: Laufzeitdaten als Caliper Log in Nord-Süd und Ost-West-Richtung.

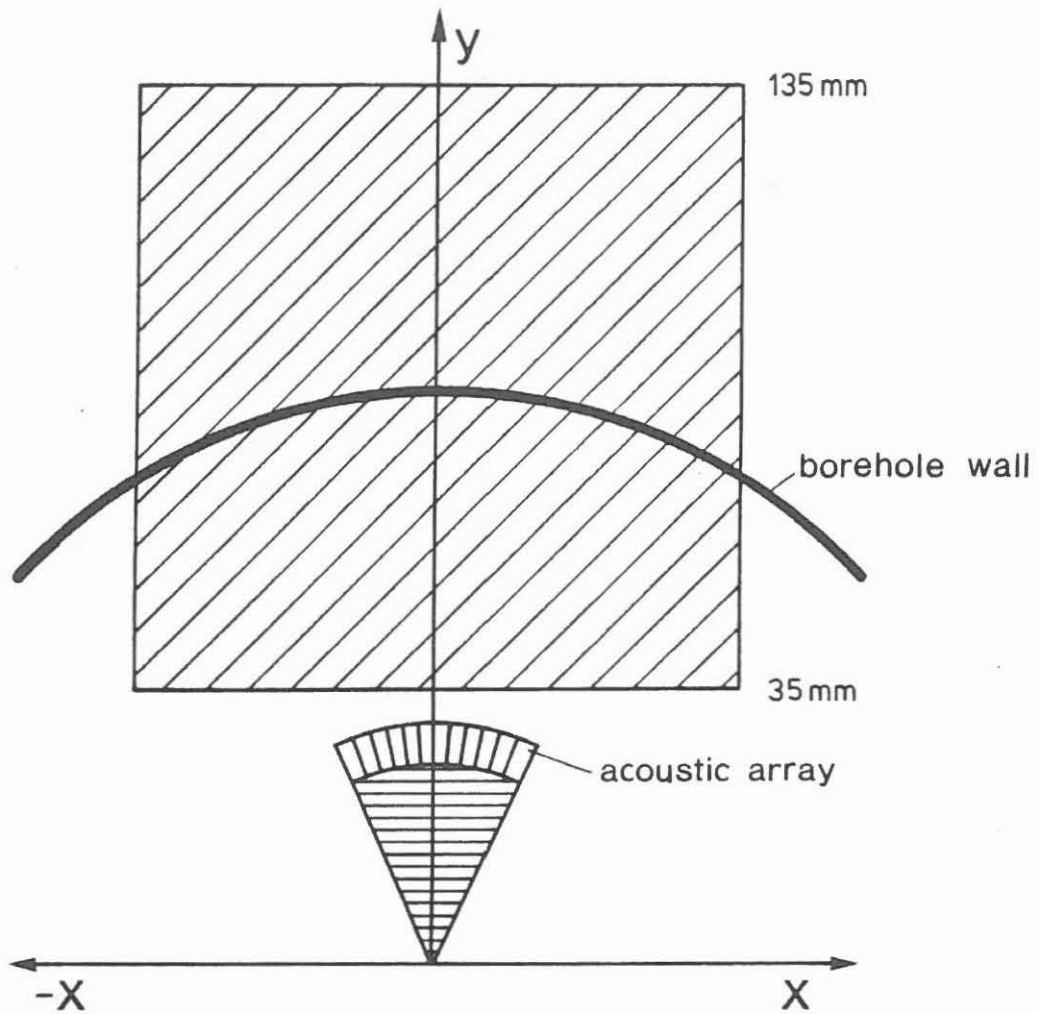


Abb. 26: Koordinatensystem für die Berechnung theoretischer Amplitudenverteilungen. Die schraffierte Fläche entspricht dem in Abbildung 9 dargestellten Bereich.

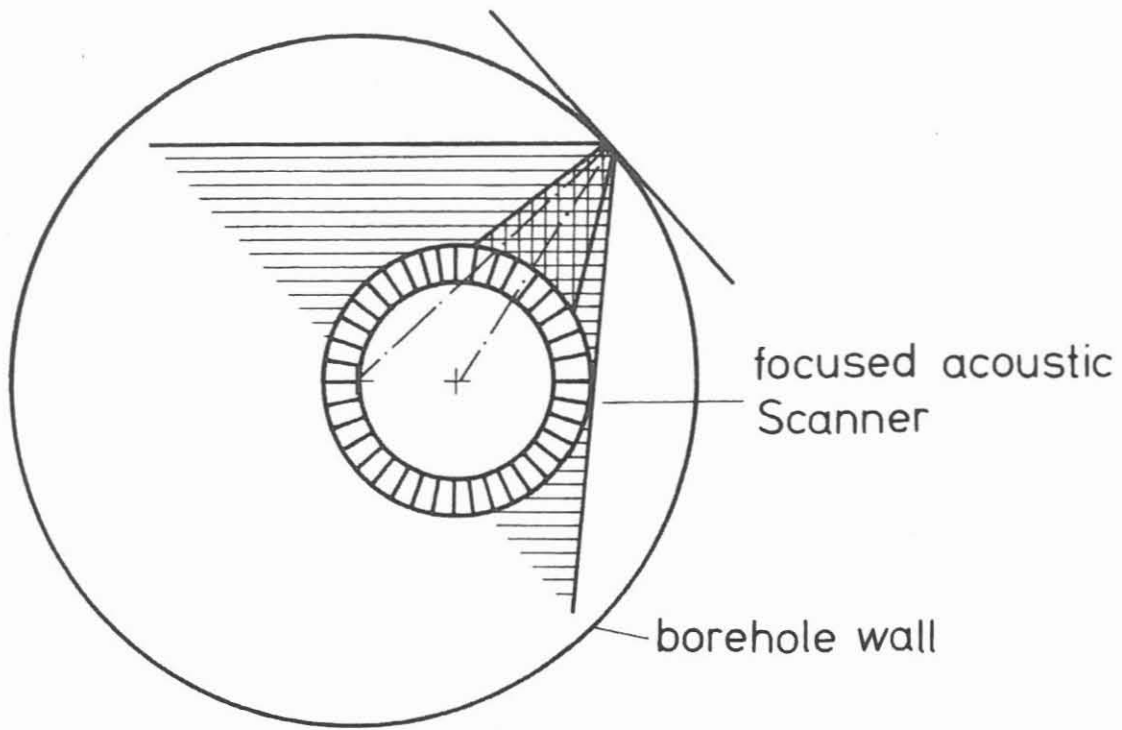


Abb. 27: Reflexion akustischer Energie an der Bohrlochwand bei einem fokussierenden System.

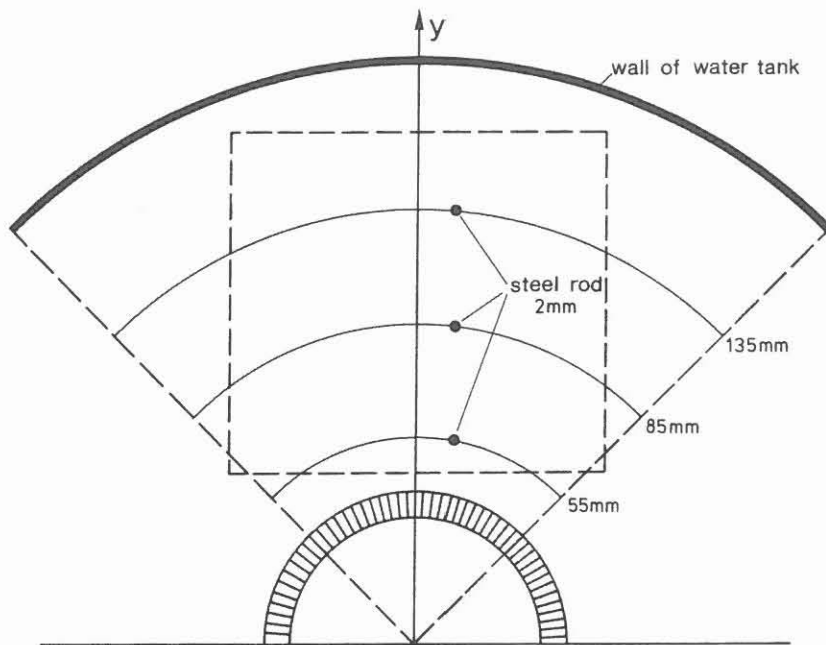


Abb. 28: Modellexperiment zur Messung der Reflexionsantwortfunktion akustischer Systeme.

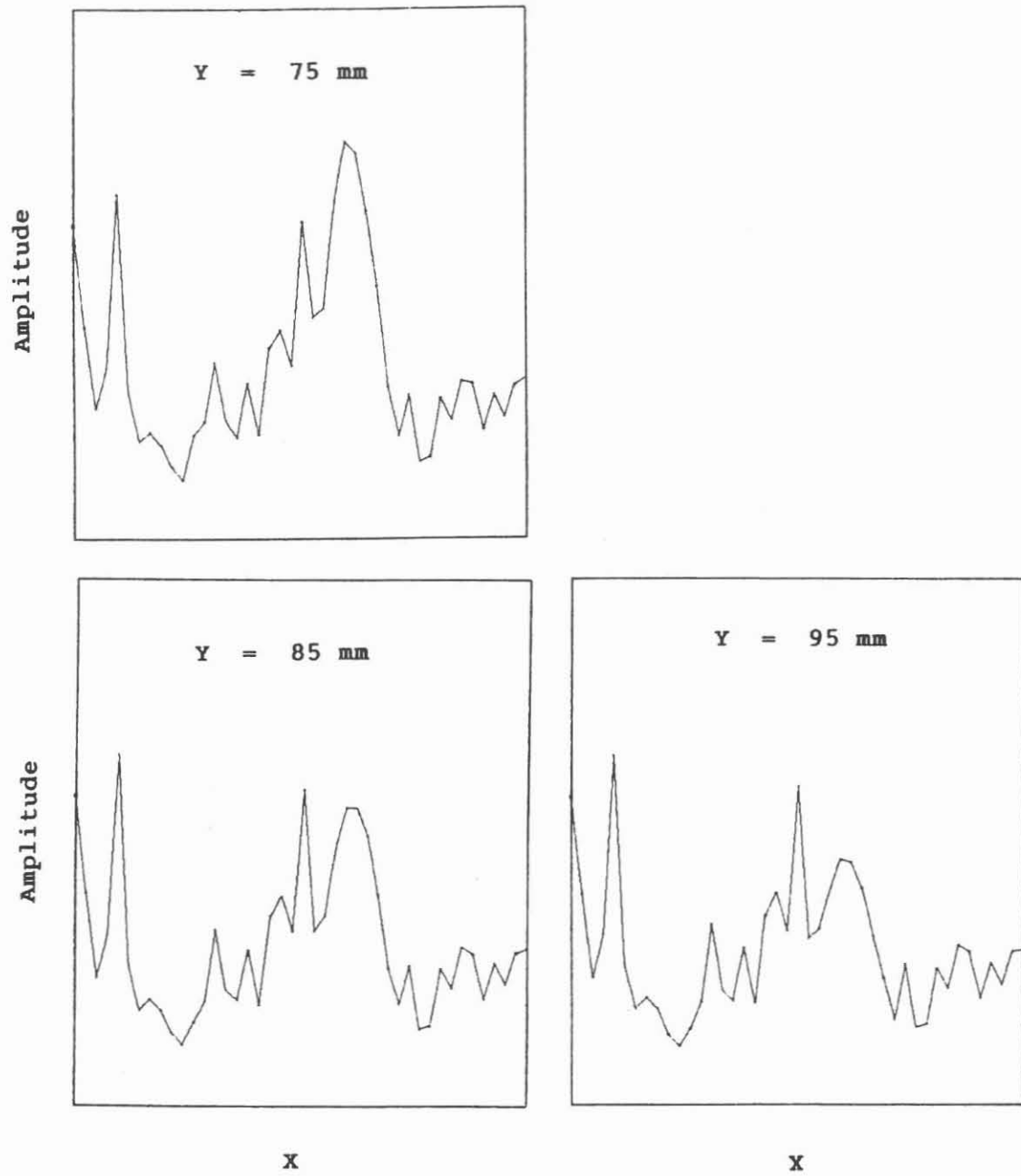


Abb. 29: Linienplots der Antwortfunktion eines 2 mm Drahtes in unterschiedlichen Entfernungen von einem Einzelschwinger mit einem Durchmesser von zwei Wellenlängen der Hauptfrequenz des abgestrahlten Signals.

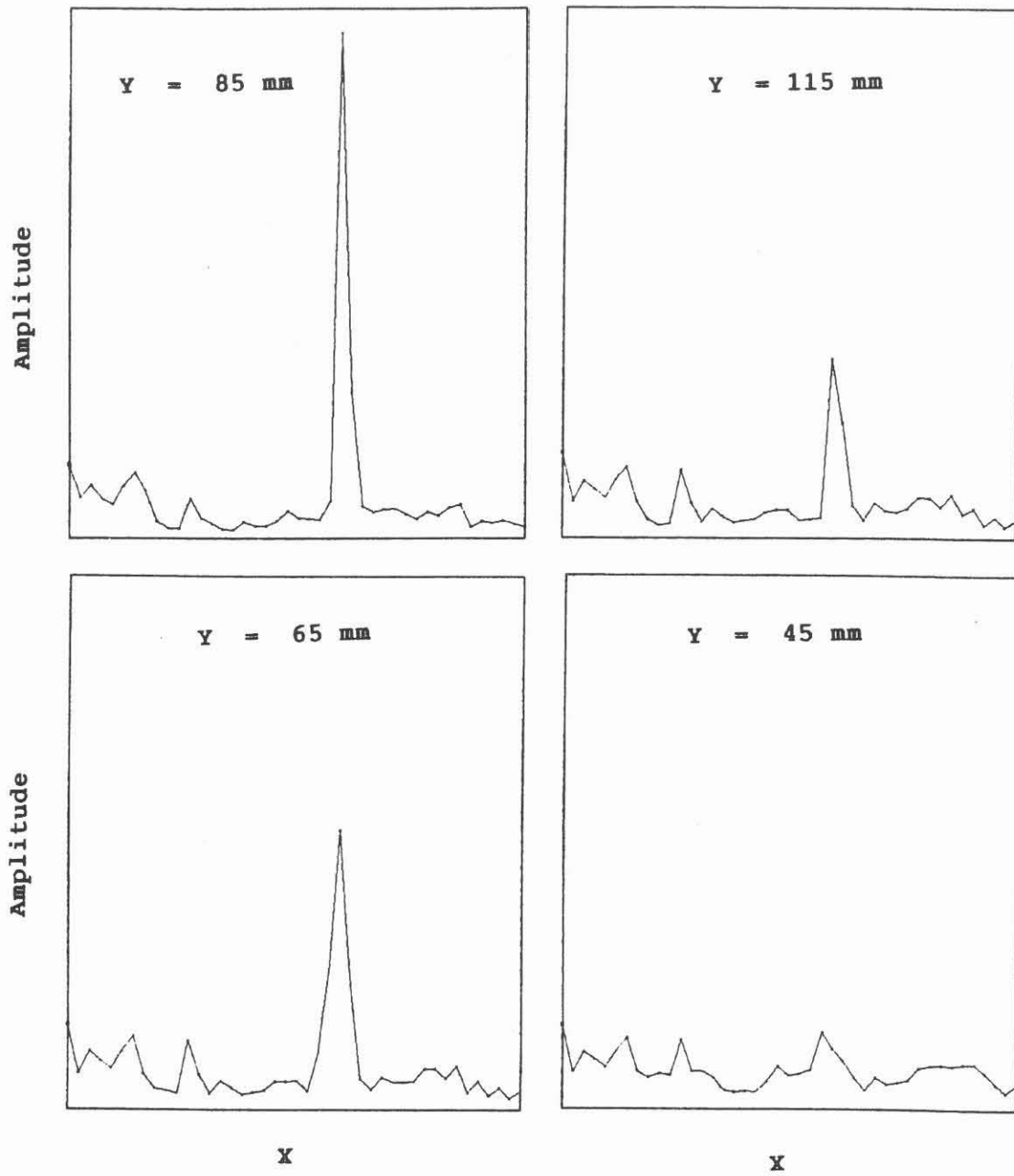
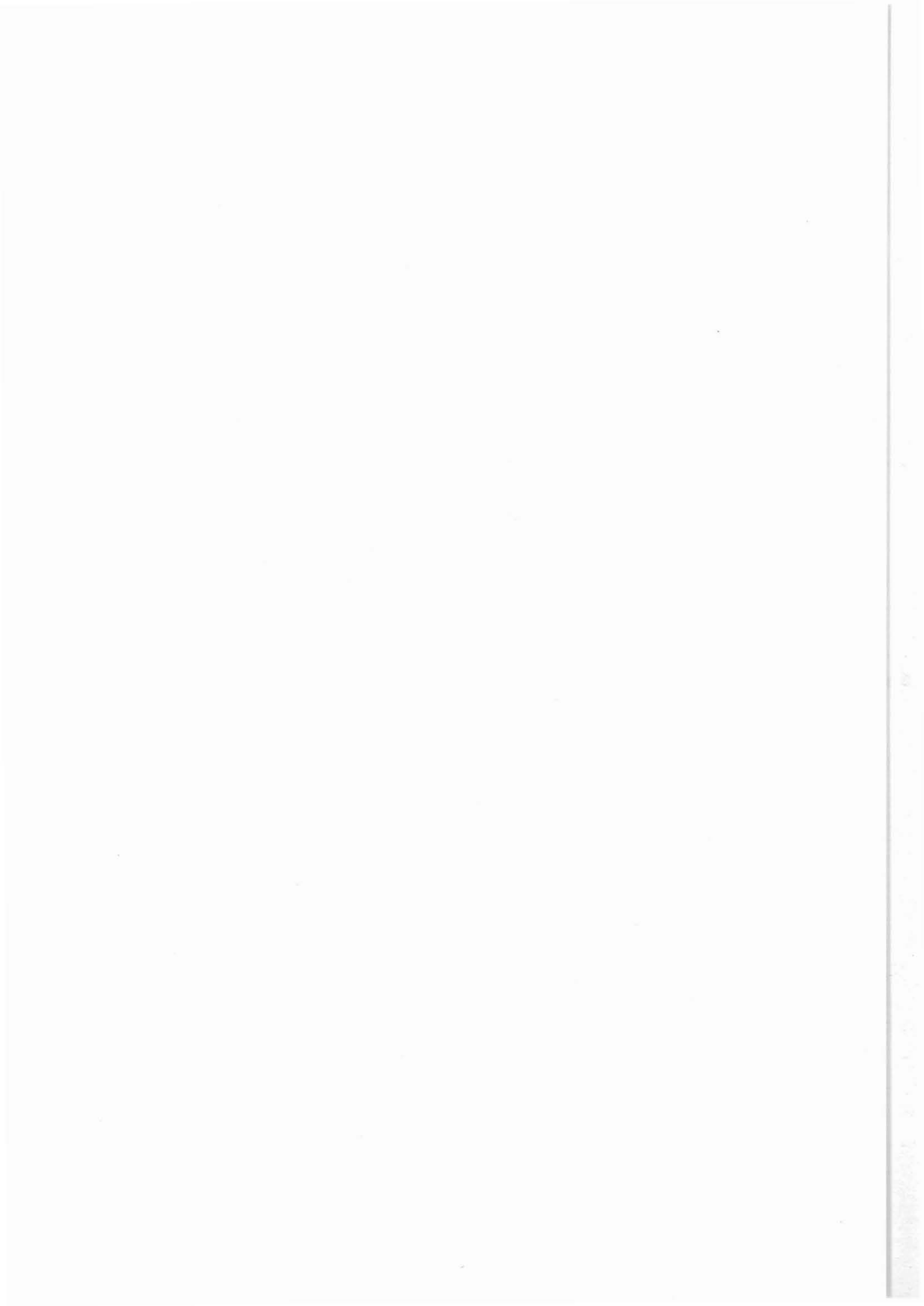


Abb. 30: Linienplots der Antwortfunktionen eines 2mm Drahtes in unterschiedlichen Entfernungen von einem akustischen Array aus 16 Einzelschwingern.





Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe  
B 3.12

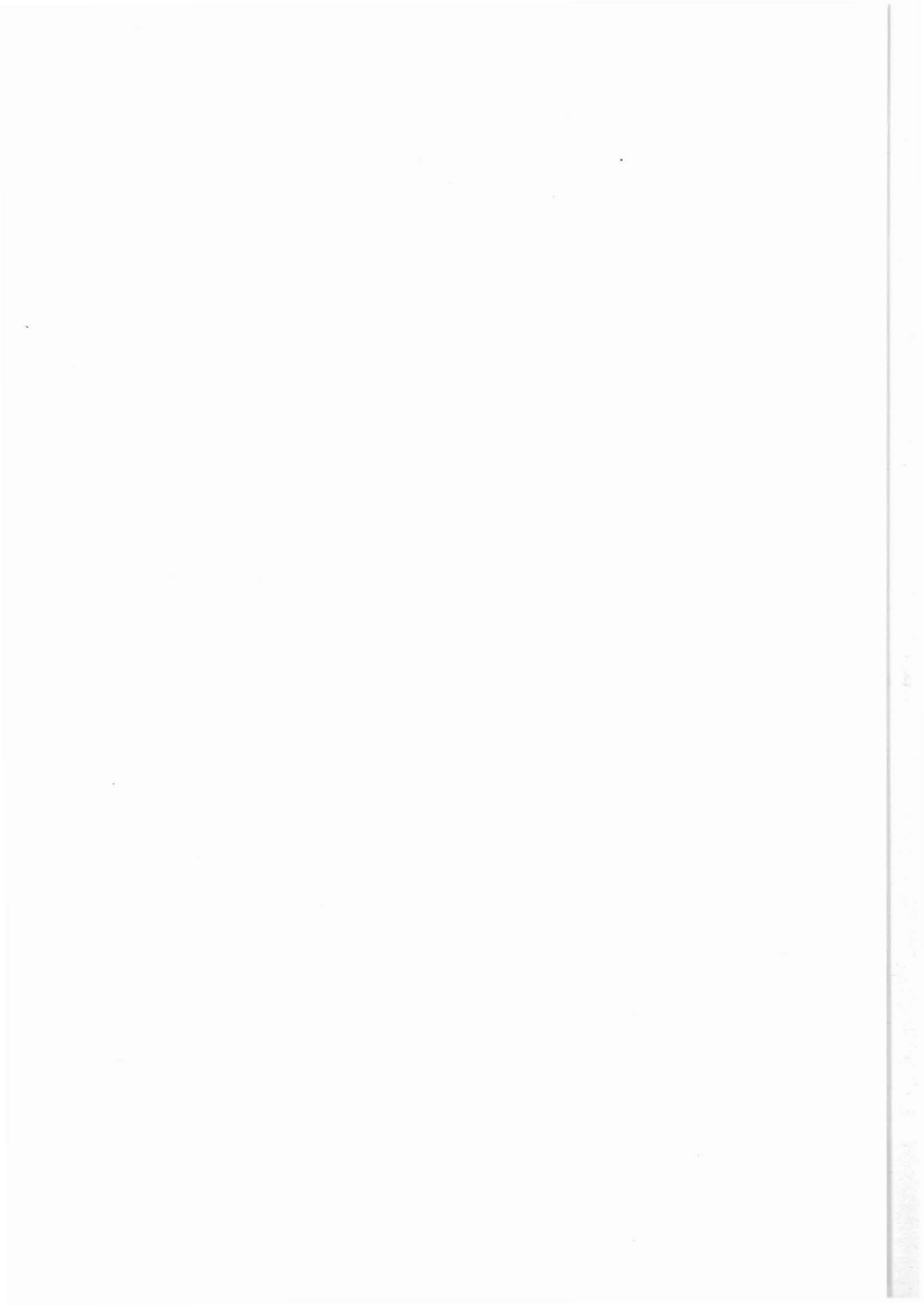
Stilleweg 2  
3000 Hannover 51

## Testmessungen in Vorbohrungen an KTB-Lokationen Schwarzwald und Oberpfalz



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
Zusammenfassung.....	405
1. Einleitung.....	405
2. Zeitraum der Meßkampagnen und vermessene Bohrungen.....	405
3. Instrumentelle Ausrüstung.....	406
4. Beschreibung des Meß- und Interpretationsverfahrens.....	407
4.1 Datenerfassung.....	407
4.2 Korrektur der Meßdaten.....	407
4.3 Graphische Darstellung der Ergebnisse.....	407
4.4 Interpretation der Meßdaten.....	408
5. Ergebnisse der Messungen im Schwarzwald.....	408
5.1 Bohrung Schön matt.....	408
5.2 Tiefensondierung im Kinzigtal.....	409
6. Ergebnisse der Messungen in der Oberpfalz....	410
6.1 Bohrungen Falkenberg.....	410
6.2 Bohrung Griesbach.....	411
6.3 Bohrung Wastlmühle.....	411
7. Schlußfolgerungen.....	411
7.1 Deutung der Widerstandswerte.....	411
7.2 Deutung des Amplitudenabfalls mit der Teufe..	412
8. Literaturverzeichnis.....	413
9. Anlagen.....	415



## **Zusammenfassung**

Gegenstand dieses Berichtes sind TEM-Messungen in den Geothermievorbohrungen und den Bohrungen Falkenberg, die von der BGR im Rahmen eines vom BMFT geförderten Forschungsvorhabens durchgeführt wurden.

Die in den nur relativ kurzen Bohrlöchern vorgenommenen Messungen ergaben keine deutlichen, durch lokale Leitfähigkeitserhöhungen hervorgerufenen Anomalien. Zum Vergleich werden aus einem früheren BMFT-Projekt Messungen in der Bohrung "Wastlmühle" gezeigt, die zwei Graphitlagen durchörtert. Sie demonstriert die Möglichkeiten des TEM-Verfahrens, Zonen hoher Leitfähigkeit zu erkennen. Des weiteren zeigt sich, daß die eingesetzte Sonde für die angetroffenen sehr hohen Gesteinswiderstände nicht geeignet ist.

## **1. Einleitung**

Dieses Forschungsprojekt hatte die Zielsetzung, den Einsatz von transient-elektromagnetischen (= TEM)-Verfahren im Bohrloch zu testen. Dazu standen im Bereich beider KTB-Lokationen Schwarzwald und Oberpfalz die Geothermie-Bohrungen zur Verfügung. Durch ihre beschränkte Tiefe von maximal 300 m erlauben sie leider nur eine sehr schlechte Beurteilung der in größeren Tiefen auftretenden Effekte. Vor allem waren im Bereich der Geothermievorbohrungen keine stärkeren vertikalen oder horizontalen Widerstandsanomalien zu erwarten, die zu deutlich erkennbaren Anomalien hätten führen können. Trotzdem wurden die Messungen durchgeführt, um Vorstellungen von den Meßeffekten in Kristallingebieten zu erhalten. In der Oberpfalz standen zusätzlich die Bohrungen im Frac-Testgebiet Falkenberg zur Verfügung. Von diesen Bohrungen mit bis zu 500 m Teufe wurden zusätzliche Informationen erwartet.

## **2. Zeitraum der Meßkampagnen und vermessene Bohrungen**

Die Geländearbeiten für dieses Projekt wurden im Herbst und Winter 1986 ausgeführt, wobei der letztere durch seinen Schneereichtum die Arbeiten deutlich behinderte.

Folgende Bohrungen konnten vermessen werden:

- im Schwarzwald:  
Bohrung Schön matt
- in der Oberpfalz:  
Bohrung HB 4 a/Falkenberg  
Bohrung P 88/Falkenberg  
Bohrung Griesbach

### 3. Instrumentelle Ausrüstung

Die folgenden Geräte wurden bei den hier beschriebenen Meßkampagnen eingesetzt:

TEM Leistungssender:

- max. Ausgangsspannung: 145 V
- max. Ausgangsstrom: 65 A
- max. Ausgangsleistung: 9 kW

Generator:

- Leistung: 20 kW
- Gewicht: 120 kg

TEM-Empfänger:

- Sirotec II;  
(Hersteller: EG & G, Sydney/Australien),  
32 Meßkanäle, eingeb. Datendrucker, Datenspeicherung auf  
Magnetband. Meßzeiten zwischen 0,4 und 165 ms,  
(genaue Zeiten s. Tab. 1).

TEM-Bohrlochsonde:

- Sirotec Bohrlochsonde DHR-IS;  
Außendurchmesser: 25 mm.  
Die Ausgangsspannung entspricht einer Spulenfläche von  
10 000 m<sup>2</sup>. Die Sonde erfaßt nur die parallel zum Bohrloch  
verlaufende Magnetfeldkomponente.

Zeitsynchronisation:

- Kabelverbindung zwischen Sender und Empfänger.

## **4. Beschreibung des Meß- und Interpretationsverfahrens**

### **4.1 Datenerfassung**

An der Erdoberfläche liegt eine quadratische Sendespule mit einer Kantenlänge von 100 - 500 m um das Bohrloch als Zentrum. Als Empfangsspule dient eine ca. 1,5 m lange Ferritkernspule, die in der Bohrlochsonde untergebracht ist und im Bohrloch abgeteuft wird. In der gewünschten Tiefe mißt man bei feststehender Sonde die in Richtung des Bohrloches verlaufende Komponente des magnetischen Feldes.

Vor Beginn jeder Messung fließt durch die Sendespule ein konstanter Strom. Zum Zeitpunkt  $T_0$  schaltet man diesen Strom so schnell wie möglich ab. Das Abschalten induziert im leitenden Untergrund ein Stromsystem, das aufgrund von ohmschen Verlusten abklingt. Die Empfangsspule erfaßt die zeitliche Veränderung der Amplitude des Magnetfeldes in maximal 32 Meßkanälen, deren zeitlicher Abstand angenähert logarithmisch anwächst.

Bei den hier beschriebenen Messungen ließen sich meist nur bis zu 20 Kanäle (ca. 25 ms) nutzen. Danach war das Meßsignal durch Rauschen überdeckt, obwohl zur Steigerung der Meßgenauigkeit die Meßvorgänge bis zu 2 048mal wiederholt und die Einzelablesungen gestapelt wurden. Zeitdauer und Verlauf des Abklingens sind durch die Leitfähigkeitsverteilung im Untergrund bestimmt. Aus den Abklingkurven läßt sich also die Widerstandsverteilung im Untergrund ableiten.

### **4.2 Korrektur der Meßdaten**

Die für die Berechnung des scheinbaren spez. Widerstandes sowie die Inversion benutzten Algorithmen verwenden als Abklingfunktion des Sendestromes eine Sprungfunktion. Im realen Falle erfolgt das Abschalten des Sendestroms in Rampenform mit einer Dauer von etwa 150 Mikrosekunden. Der Unterschied zwischen beiden Kurvenformen bewirkt, vor allem in den frühen Kanälen, eine deutliche Verfälschung der Meßdaten, die durch eine Dekonvolution (Greinwald, 1987) der Meßdaten ausgeglichen werden muß.

### **4.3 Graphische Darstellung der Ergebnisse**

Die Meßwerte weisen einen sehr großen Dynamikumfang auf (bis 90 dB); zusätzlich treten negative und positive Zahlenwerte



auf. Diesen Tatsachen muß das Darstellungsverfahren Rechnung tragen.

In den Profildarstellungen, d. h. den Darstellungen der Meßwerte als Funktion der Tiefe (Bohrlochmessungen) erfolgt die Amplitudenwiedergabe mittels der Funktion  $\arcsinh(x)$ . Diese Funktion zeigt für große absolute Werte einen logarithmischen Verlauf, der um Null in eine lineare Abhängigkeit übergeht. Sie erlaubt daher in idealer Weise, einen großen Dynamikumfang mit dem Auftreten von negativen und positiven Werten zu verbinden.

#### **4.4 Interpretation der Meßdaten**

Zur Interpretation der Bohrlochmessungen existiert zur Zeit nur die Vorwärtsrechnung für das Modell des geschichteten Untergrunds. Für die beschriebenen Bohrlochmessungen geringer Tiefe hat sich gezeigt, daß das Inversionsprogramm (Weidelt, 1984) für Oberflächenmessungen über geschichteten Untergrund nur relativ geringe Verfälschungen der Widerstands- und Tiefenwerte ergibt. In einigen Fällen wurde deshalb das Inversionsprogramm eingesetzt, um zumindest ein angenähertes Untergrundmodell zu erhalten, dessen Parameter dann mittels Vorwärtsrechnung noch besser adaptiert werden können.

### **5. Ergebnisse der Messungen im Schwarzwald**

#### **5.1 Bohrung Schön matt**

Aufgrund der ungünstigen topographischen Verhältnisse und der Nähe der meisten Bohrlöcher zu Straßen oder industriell genutzten Flächen (Steinbrüche o. ä.), konnte im Schwarzwald nur eine Bohrung vermessen werden. Die Bohrung Schön matt liegt auf Blatt 7714 der TK 25 und hat R 3435580, H 5345880 als Koordinaten. Die Tiefe der Bohrung war 272 m.

In dieser Bohrung wurden zwei Messungen durchgeführt, eine mit einer quadratischen Sendespule von 150 m Kantenlänge, eine mit einer Kantenlänge von 300 m. Als Sender diente in beiden Fällen der Leistungssender, die Stromstärke betrug mit der kleinen Spule ca. 52 A, mit der großen Spule ca. 34 A.

Abb. 1 und Abb. 2 beinhalten die Ergebnisse. Beide Messungen zeigen einen ähnlichen Verlauf. Die Amplituden vor allem der späten Kanäle liegen bei den oberflächennahen Meßpunkten bei

relativ großen Werten und nehmen mit der Tiefe ab. Der Effekt ist bei der kleineren Sendespule deutlich stärker ausgeprägt als bei der großen. Zusätzliche lokal begrenzte Leitfähigkeitsanomalien sind nicht zu erkennen.

Um die Amplituden in Widerstandswerte umsetzen zu können, wurden unter Vernachlässigung der Tiefenlage der Empfänger-sonde die Werte des scheinbaren Widerstands für die ersten 10 Kanäle berechnet. Die Werte liegen zwischen 500 und 200 Ohm-meter, wobei die Widerstandswerte von den frühen zu den späten Kanälen stetig abnehmen.

## 5.2 Tiefensondierung im Kinzigtal

Eine Vorstellung von den Widerstandswerten im Kinzigtal gibt eine im Mühlengrund bei Haslach (R 3433200, H 534960017) durchgeführte Tiefensondierung. Die Form der Sendespule war weitgehend der durch den Flußlauf und die Bahntrasse vorgegebenen Fläche angepaßt. Der Verlauf des scheinbaren Widerstandes als Funktion der Zeit zeigt erstaunlich niedrige Werte, die bei den späten Kanälen bis auf Werte um 6 Ohmmeter absinken (s. Abb. 3).

Die Daten wurden mit Hilfe des Inversionsprogrammes für den geschichteten Halbraum interpretiert. Gibt man ein Zweischichtmodell vor, so erhält man das in Tabelle 2 gezeigte Ergebnis.

Die Erklärungen für die hohe Leitfähigkeit in der Tiefe könnten in einer Ablagerung hochleitfähiger Tonschichten oder in einer Versalzung der tieferen Schichten liegen. Eine andere mögliche Ursache wäre eine Mylonitisierung des Taluntergrundes, verursacht durch tektonische Bewegungen im Kinzigtal.

---

Tabelle 2:

"Zweischichtmodell der Tiefensondierung Mühlengrund"

Deckschicht: 70 Ohmmeter/140 m mächtig  
Substratum: 5 Ohmmeter

## 6. Ergebnisse der Messungen in der Oberpfalz

### 6.1 Bohrungen Falkenberg

Es erschien sinnvoll, neben den Geothermiebohrungen die bei Falkenberg bestehenden und noch offenen Frac-Bohrungen für die hier geplanten Messungen zu nutzen. Diese Bohrungen mit einer Länge bis zu 500 m erlauben eine bessere Beurteilung des Abklingens von Oberflächeneffekten. Zudem bestand die Chance, daß durch die Frac-Arbeiten lokale, meßbare Leitfähigkeitsanomalien induziert worden waren.

Zwei Bohrlochmessungen wurden in diesem Bereich durchgeführt: Die Bohrung HB 4 A wurde mit einer Sendespule von 150 m Kantenlänge vermessen, bei der Bohrung PB 8 kam eine Sendespule mit 400 m Kantenlänge zum Einsatz. Abb. 4 und Abb. 5 zeigen die Resultate.

Wie schon im Schwarzwald treten bei der Bohrung HB 4 A mit der kleinen Sendespule im oberflächennahen Bereich sehr viel größere Amplituden auf als in der Tiefe. Es zeigt sich andererseits auch, daß dieser Effekt in einer Tiefe von 300 - 350 m abgeklungen ist und die Meßkurven der einzelnen Kanäle einen mehr oder weniger horizontalen Verlauf aufweisen.

Die Abhängigkeit der Meßamplituden von der Tiefenlage der Empfangssonde ist zwar auch bei der zweiten Bohrung PB 8 mit der größeren Sendespule sichtbar, doch ist die Erscheinung dort weniger deutlich ausgeprägt. Oberflächeneffekte führten jedoch dazu, daß die beiden ersten Meßkanäle stark gestört waren und in der Abb. 5 weggelassen wurden.

Berechnet man in gleicher Weise wie an der Bohrung Schön matt die Scheinwiderstandswerte in dieser Bohrung, so erhält man für die Kanäle 3 - 10 Werte zwischen 900 und 600 Ohmmeter, die deutlich höher liegen als in der Bohrung Schön matt.

Die Meßdaten dieser Bohrung sind in Abb. 5 geglättet dargestellt. Dadurch wird eine schwache Aufwölbung der Meßkurve in einer Tiefe von etwa 340 m besser sichtbar. Diese Aufwölbung könnte durch eine Leitfähigkeitsanomalie mit geringem Leitwert verursacht sein, die sich im Nahbereich der Bohrung befindet. Die Daten der vom NLfB gemessenen Widerstandslogs geben dafür einen zusätzlichen Hinweis. Sie zeigen in einer Tiefe von 335 m eine Zone niedrigeren Widerstandes von einigen Metern Breite (Repsold, 1980).

## **6.2 Bohrung Griesbach**

Schließlich wurde in der Bohrung Griesbach gemessen. Diese war die einzige, die im März 1987 bei sehr hoher Schneelage überhaupt zugänglich war. Der Verlauf der Meßwerte (Abb. 6) gleicht in der Form weitgehend denen der Bohrung PB 8. Eine Anomalie läßt sich nicht erkennen. Die Werte der scheinbaren Widerstände für die ersten 10 Kanäle liegen zwischen 1 200 und 400 Ohmmeter und sind die höchsten vom Verfasser bisher in Bohrungen gefundenen Widerstandswerte (Bram et al., 1984).

## **6.3 Bohrung Wastlmühle**

In einem früheren Forschungsprojekt wurden Messungen in der Bohrung Wastlmühle in der Nähe von Kropfmühl durchgeführt (Abb. 7). Die hier sichtbaren Anomalien sind beim Durchfahren zweier, aus der geologischen Kernaufnahme bekannter Graphithorizonte gemessen worden und zeigen die Möglichkeiten dieses Meßverfahrens, wenn definierte Leitfähigkeitsanomalien im Untergrund auftreten.

Die Darstellung entspricht im Maßstab der Abb. 6 (Griesbach). Trotz der kleinen Sendespule von nur 100 m, die beim Bohrloch Wastlmühle verwendet wurde, treten deutlich größere Amplituden auf als bei den bisher beschriebenen Messungen. Sie sind durch die niedrigen scheinbaren Widerstände bedingt, die in dieser Bohrung angetroffen wurden. Sie liegen in einer Tiefe von 130 m für die ersten zehn Kanäle zwischen 60 und 15 Ohmmeter.

## **7. Schlußfolgerungen**

### **7.1 Deutung der Widerstandswerte**

Alle im Rahmen dieses Projektes vermessenen Bohrungen liegen im Kristallin, das die Bohrung umgebende Gestein weist relativ hohe spez. Widerstände auf. Wie die Widerstandslogs des NLfB zeigen, ist das Gestein relativ inhomogen. In meist geringem vertikalen Abstand sind darin besser leitende, schmale Bereiche eingelagert. Die Abstände der besser leitenden Zonen liegen häufig unter 20 m und sind damit deutlich kleiner als das vertikale Auflösungsvermögen des hier eingesetzten Verfahrens.

Die TEM-Messungen zeigen also einen Mittelwert des Widerstandes an, wie er bei der Integration über ein Gesteinspaket

erhalten wird, dessen Mächtigkeit etwa dem Auflösungsvermögen des Verfahrens für weit ausgedehnte Schichten entspricht. Aufgrund der begrenzten Auflösung und der geringen Teufe der Geothermiebohrungen kann somit eine deutliche Variation der Meßwerte in diesen Bohrungen nicht erwartet werden. Da in den schlechtleitenden Bereichen die induzierten Stromsysteme schnell abklingen, zeigen die späten Kanäle deutlich niedrigere Widerstandswerte an. Die Signale hierzu rühren nur noch aus den besser leitenden Zonen her.

Räumlich klar abgegrenzte Bereiche deutlich höherer Leitfähigkeit wurden nur in der Bohrung Wastlmühle angetroffen und erklären die großen Anomalien und die starken Amplitudenvariationen dieser Messung. Um solche Anomalien des Meßsignals zu erhalten, müssen die besser leitenden Bereiche nicht vom Bohrloch durchörtert werden. Es genügt, wenn sie im Umfeld der Bohrung auftreten. Der seitliche Abstand einer solchen Leitfähigkeitsanomalie darf entsprechend ihrer Geometrie und der Tiefe der Bohrung bis zu mehreren Hundert Metern betragen. Hier liegen die besonderen Möglichkeiten der TEM-Messungen (Greinwald, 1986).

## 7.2 Deutung des Amplitudenabfalls mit der Teufe

Bei allen Bohrlochmessungen dieses Forschungsvorhabens beginnen die Meßdaten in Oberflächennähe mit relativ hohen Werten, die dann zur Teufe hin abfallen und sich einem konstanten Wert annähern. Der Effekt ist von der Größe der Sendespule abhängig, außerdem steigt er mit wachsendem Zeitabstand zwischen dem Meßzeitpunkt und dem Abschaltmoment des Sendestroms, d. h. er steigt mit wachsender Kanalnummer. Der stärkste Abfall tritt bei kleinen Sendespulen in späten Kanälen auf. Wie kann dieser Sachverhalt erklärt werden?

### - Gutleitende Deckschichten:

Eine naheliegende Erklärung der gefundenen Effekte wäre das Auftreten gutleitender Deckschichten. Um abschätzen zu können, inwieweit Deckschichten die Ergebnisse beeinflussen, wurden Modellrechnungen (Bram et al., 1984) für den Fall einer Deckschicht (Leitwert 10 S) über einem Halbraum mit 10 000 Ohmmeter spez. Widerstand gerechnet.

Abb. 8 zeigt das Ergebnis für eine Sendespule mit 400 m, Abb. 9 für eine mit 150 m Kantenlänge. Die Rechnung ergibt Amplituden, die etwa um den Faktor 100 zu groß sind. Noch deutlicher gegen diese Erklärung spricht, daß der Effekt in den frühen Kanälen besonders stark auftritt und in den späten praktisch verschwindet.

- Elektronik - Probleme in der Bohrlochsonde:

Die Bohrlochsonde und die in ihr installierte Empfangsspule befinden sich im oberflächennahen Bereich im Nahfeld der Sendespule, in dem das anregende Primärfeld sehr stark ist. Beim Absenken der Bohrlochsonde schwächt sich mit zunehmender Teufe der Einfluß des Primärfeldes auf die Empfangsspule ab. Diese Abnahme erfolgt für eine kleine Spule schneller als für eine große.

Liegt in der Meßsonde ein Defekt vor, der bei Übersteuerung der Sonde durch das Primärfeld zu einem dem Primärfeld etwa proportionalen Nullpunktversatz des Meßverstärkers führt, so ist das beobachtete Verhalten der Meßwerte zu erwarten. Da mit steigender Kanalnummer die Amplitude des vom Untergrund erzeugten Sekundärfeldes sehr schnell abnimmt, wird der Meßfehler in den späten Kanälen größer. Dies erklärt den starken Einfluß auf die späten Kanäle.

Nur wenn die Sekundärfeldamplituden deutlich über dem Meßfehler liegen, wie dies in der Bohrung Schön matt in den ersten Kanälen oder in der Bohrung Wastlmühle der Fall war, ist dieser Effekt nicht sichtbar. Offensichtlich ist diese, für den Einsatz in der Erzexploration entwickelte Sonde nicht in der Lage, die in den Bohrungen in der Oberpfalz angetroffenen hohen Widerstandswerte des umgebenden Gesteins von über 1 000 Ohmmeter zu erfassen.

## 8. Literaturverzeichnis

BRAM, K., GREINWALD, S., NICKEL, H., WEIDELT, P. (1984): Optimierung elektromagnetischer Transientenmessungen und deren Interpretation zur Erzexploration für größere Erkundungstiefen; BGR-Bericht, Archiv-Nr. 96728. - Hannover.

GREINWALD, S. (1986): Transienten-Elektromagnetik (TEM) - Erkundung der Leitfähigkeit mit wandernden Stromsystemen. Geophysikalische Schlüsselexperimente in der KTB; FKPE Bochum.

GREINWALD, S. (1987): Transient-Elektromagnetische Messungen über der Lagerstätte Neves Cervo; BGR-Bericht, Archiv-Nr. 100.541. - Hannover.

REPSOLD, H. (1980): Geophysikalische Bohrlochmessungen in den Bohrungen Falkenberg; NLFB-Bericht, Archiv-Nr. 85744 - Hannover.

WEIDELT, P. (1984): Inversion transient-elektromagnetischer Messungen über geschichtetem Untergrund; BGR-Bericht, Archiv-Nr. 96720. - Hannover.

**9. Anlagen**



CHANNEL DELAY TIMES AND INTEGRATION WIDTHS

Channel No.	Nominal Mean Delay (msecs)	Nominal Width (msecs)	Actual Integration Window (msecs)
1	0.4	0.4	0.25 - 0.6
2	0.8	0.4	0.65 - 1.0
3	1.2	0.4	1.05 - 1.4
4	1.6	0.4	1.45 - 1.8
5	2.0	0.4	1.85 - 2.2
6	2.6	0.8	2.25 - 3.0
7	3.4	0.8	3.05 - 3.8
8	4.2	0.8	3.85 - 4.6
9	5.0	0.8	4.65 - 5.4
10	5.8	0.8	5.45 - 6.2
11	7.0	1.6	6.25 - 7.8
12	8.6	1.6	7.85 - 9.4
13	10.2	1.6	9.45 - 11.0
14	11.8	1.6	11.05 - 12.6
15	13.4	1.6	12.65 - 14.2
16	15.8	3.2	14.25 - 17.4
17	19.0	3.2	17.45 - 20.6
18	22.2	3.2	20.65 - 23.8
19	25.4	3.2	23.85 - 27.0
20	28.6	3.2	27.05 - 30.2
21	33.4	6.4	30.25 - 36.6
22	39.8	6.4	36.65 - 43.0
23	46.2	6.4	43.05 - 49.4
24	52.6	6.4	49.45 - 55.8
25	59.0	6.4	55.85 - 62.2
26	68.6	12.8	62.25 - 75.0
27	81.4	12.8	75.05 - 87.8
28	94.2	12.8	87.85 - 100.6
29	107.0	12.8	100.65 - 113.4
30	119.8	12.8	113.45 - 126.2
31	139.0	25.6	126.25 - 151.8
32	164.6	25.6	151.85 - 177.4

Tabelle 1

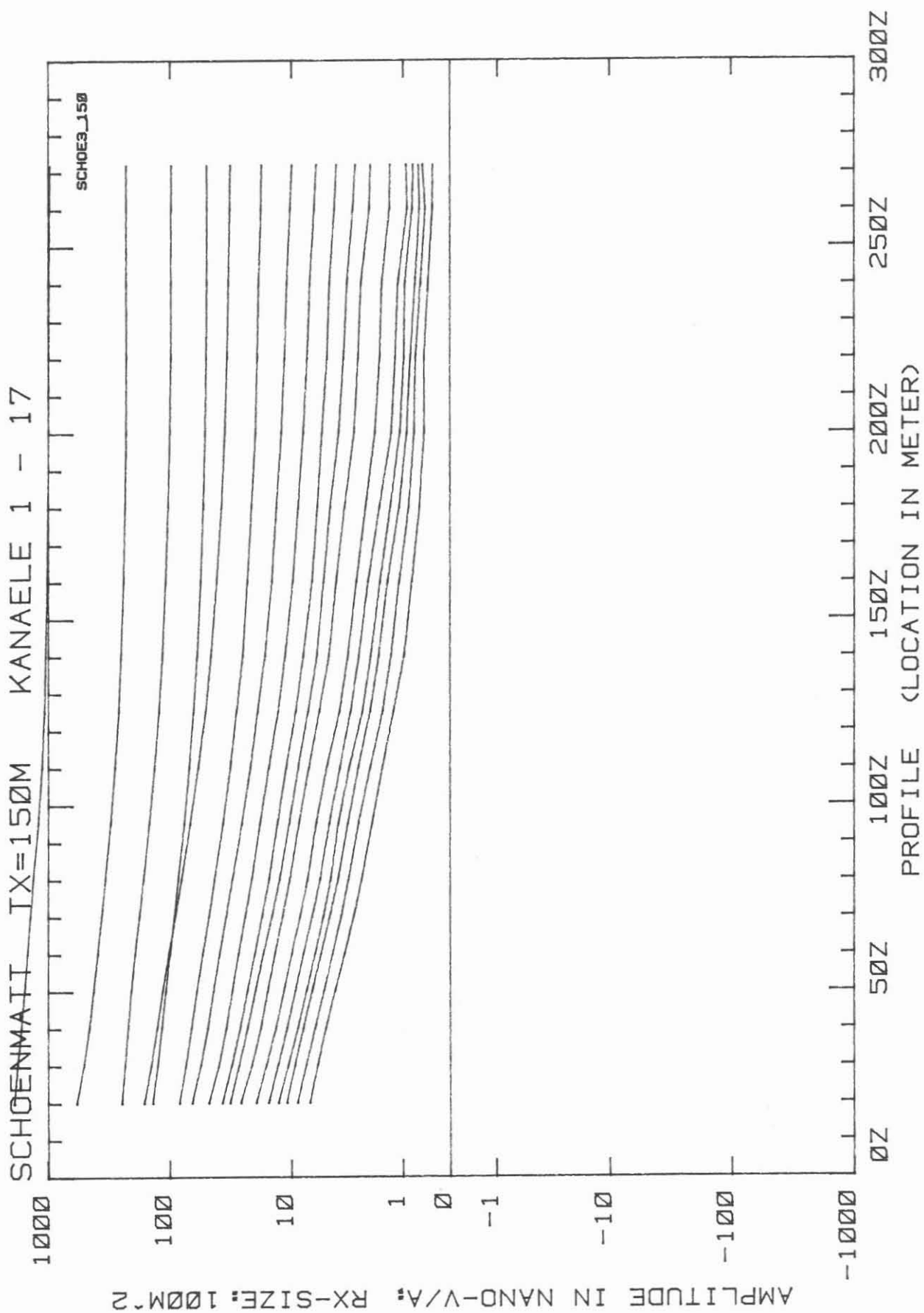


Abb.1: TEM-Messungen in der Bohrung Schön matt

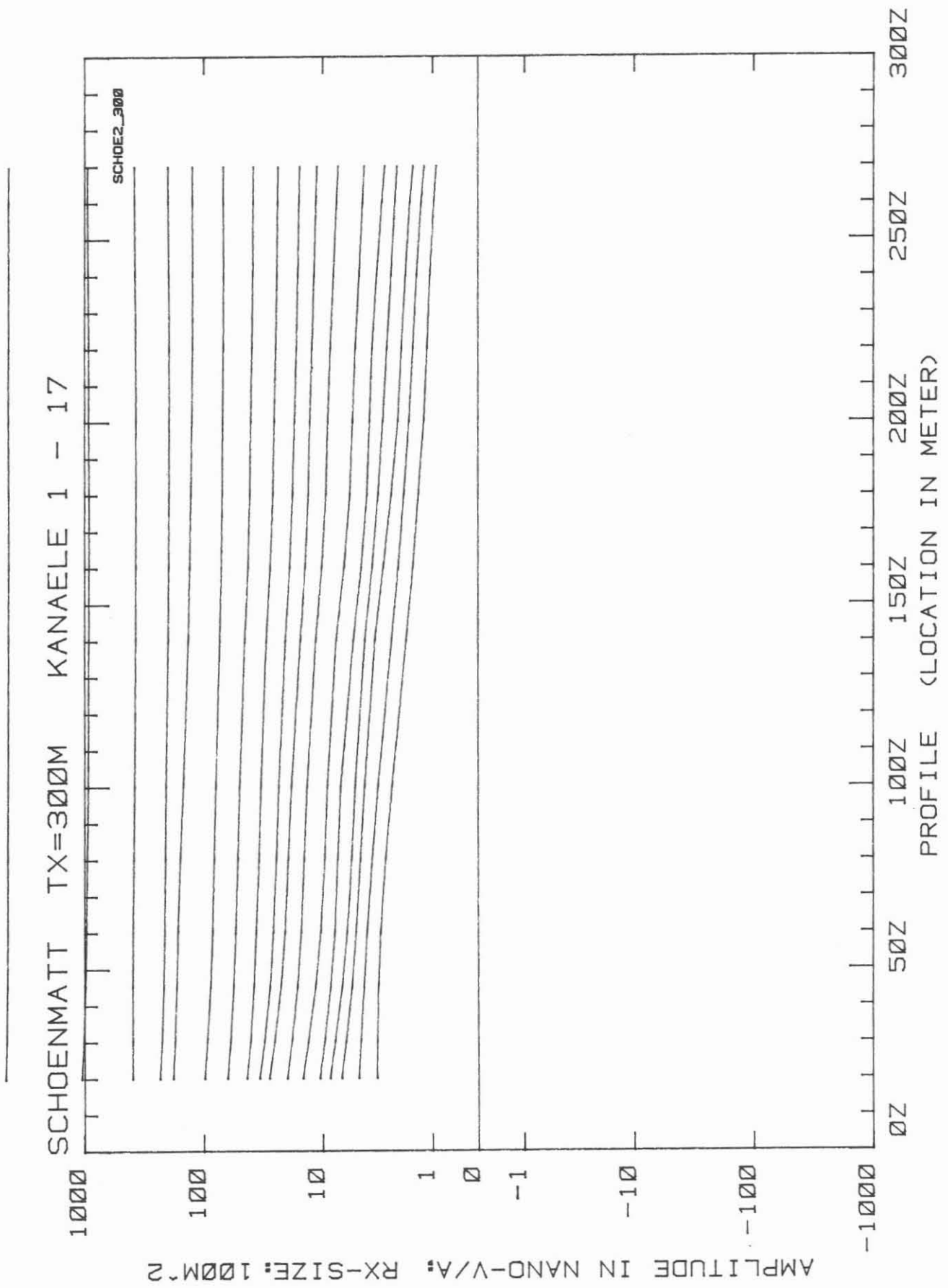


Abb.2: TEM-Messungen in der Bohrung Schön matt

# RHOA CURVES

SURVEY AREA : HASLACH KINZIGSCHLEIFE TSV

PROFILE : HAS\_TS1

POINT ID. : 00002N

LOOP CONFIG. : INLOOP ; VERT. COMP.

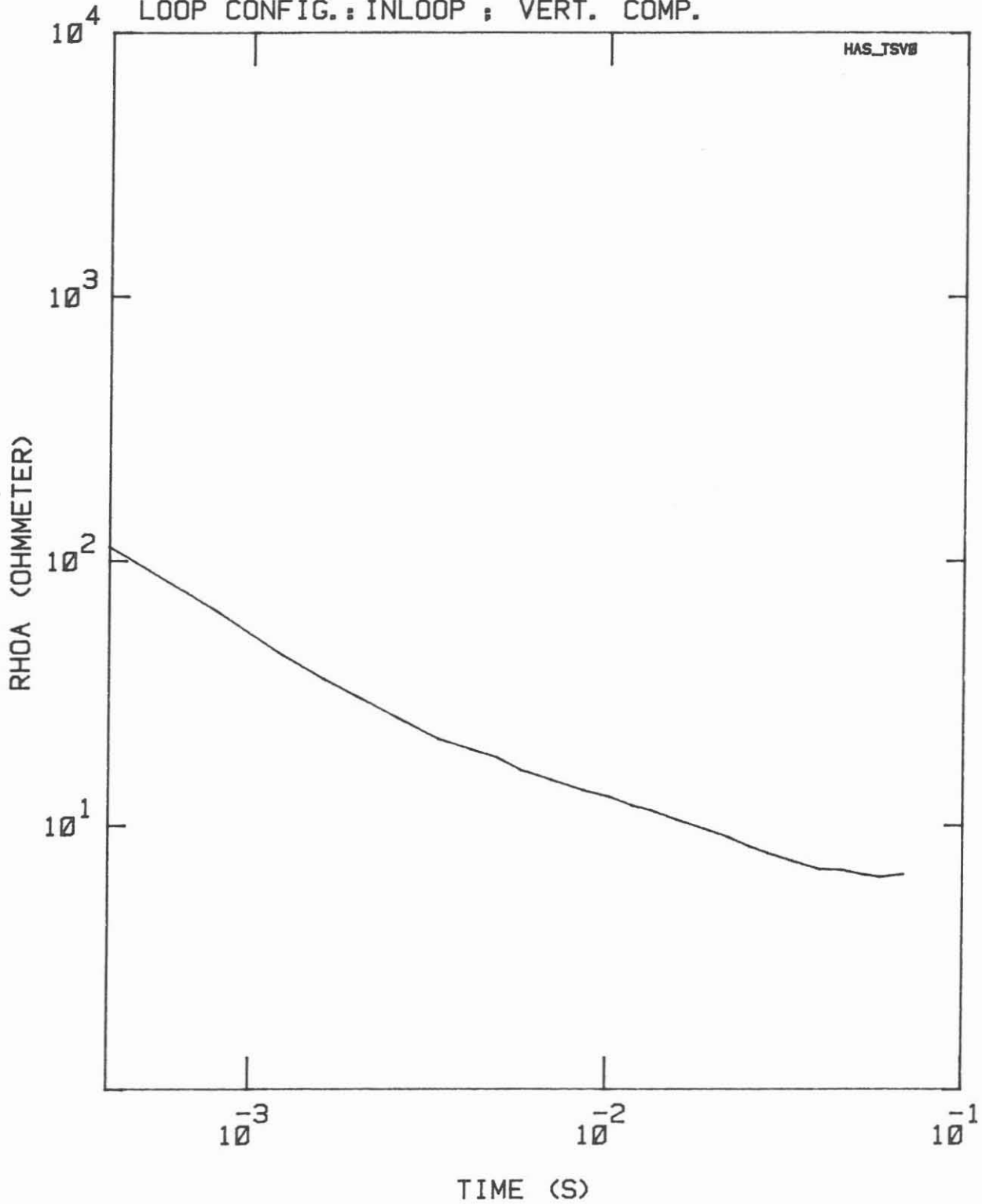
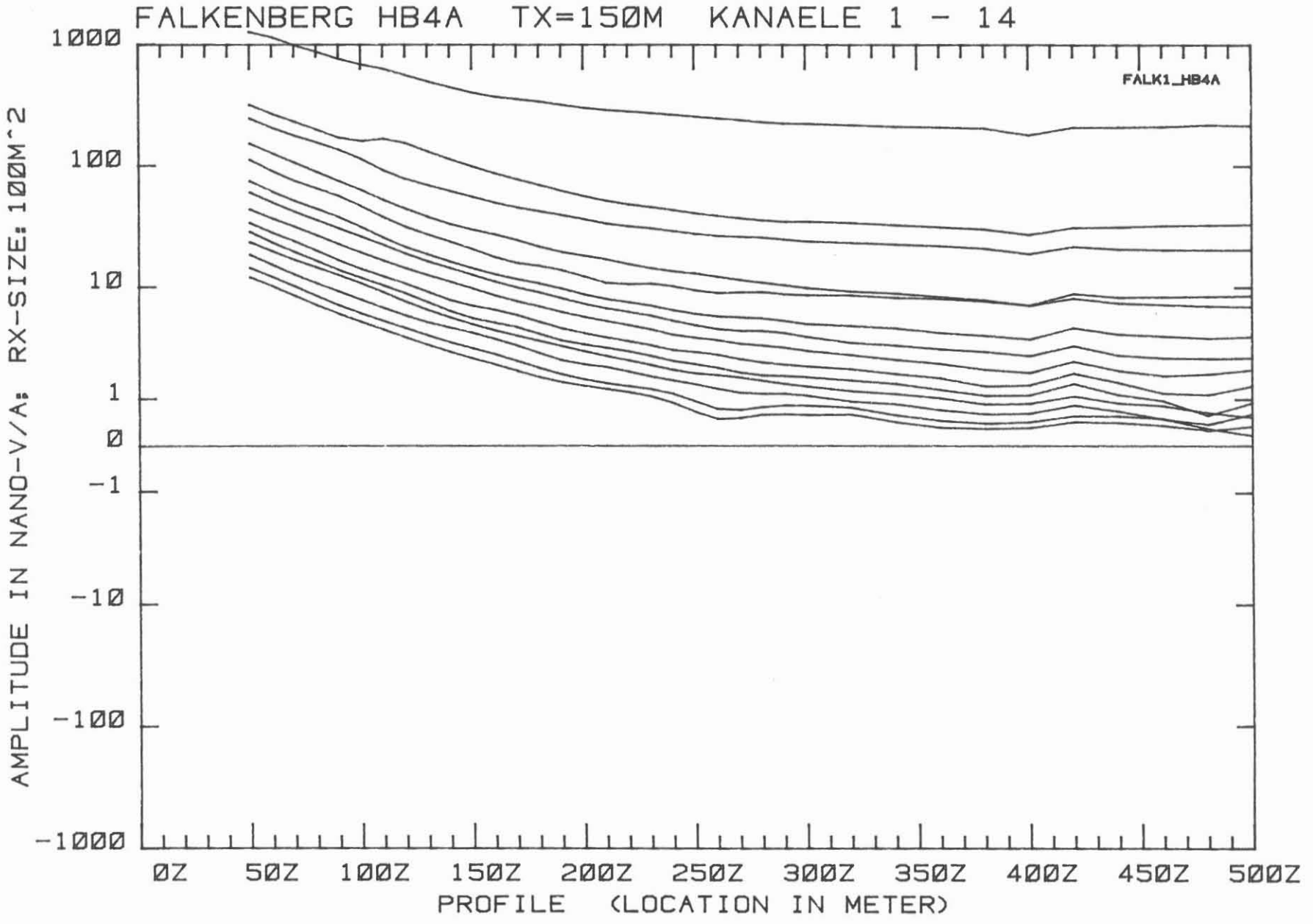


Abb. 3: Tiefensondierung Mühlengrund/Haslach;  $Rho_S$ -Kurve

Abb.4: TEM-Messungen in der Bohrung Falkenberg HB4A



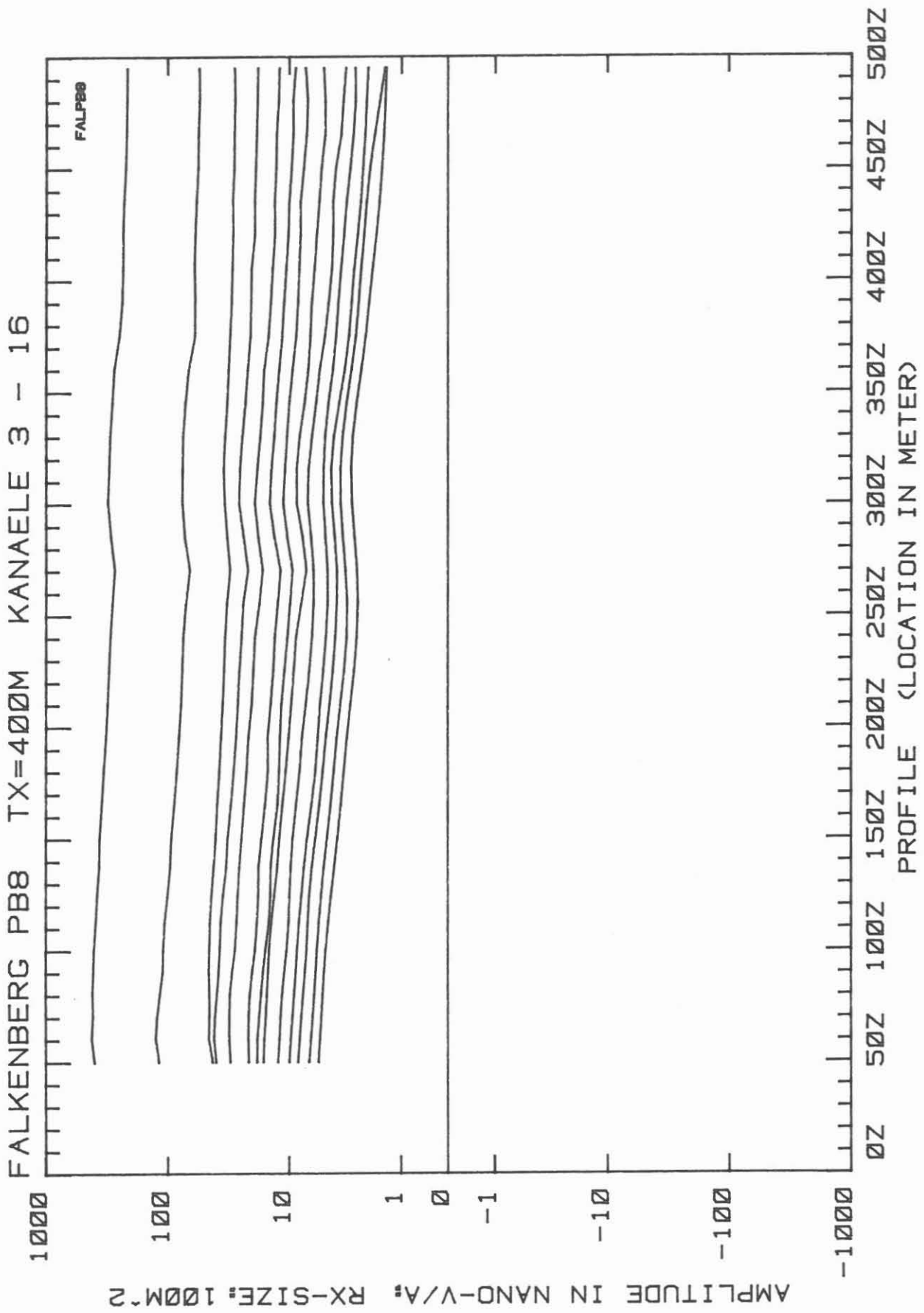


Abb.5: TEM-Messungen in der Bohrung Falkenberg PB8

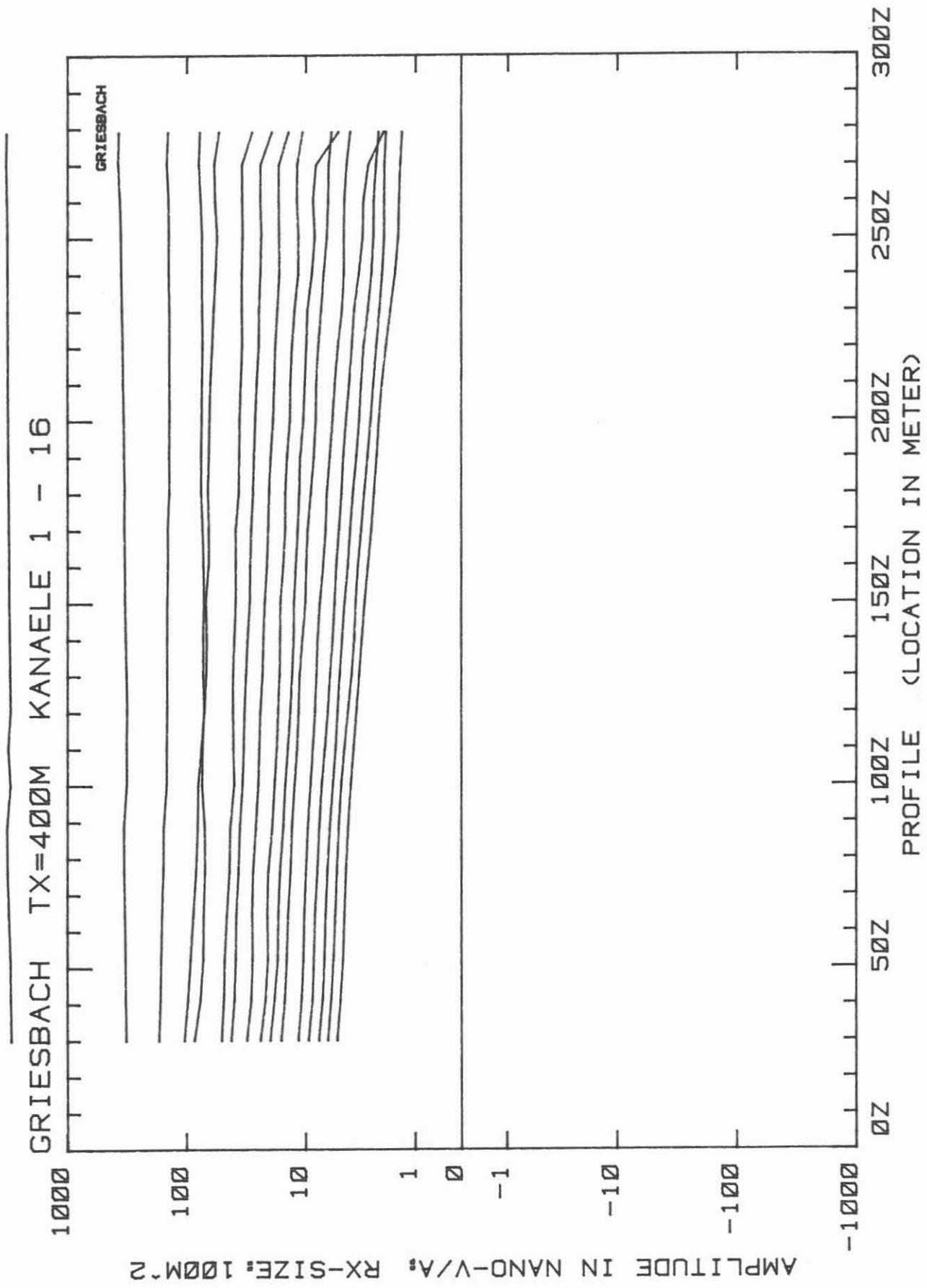


Abb.6: TEM-Messungen in der Bohrung Griesbach

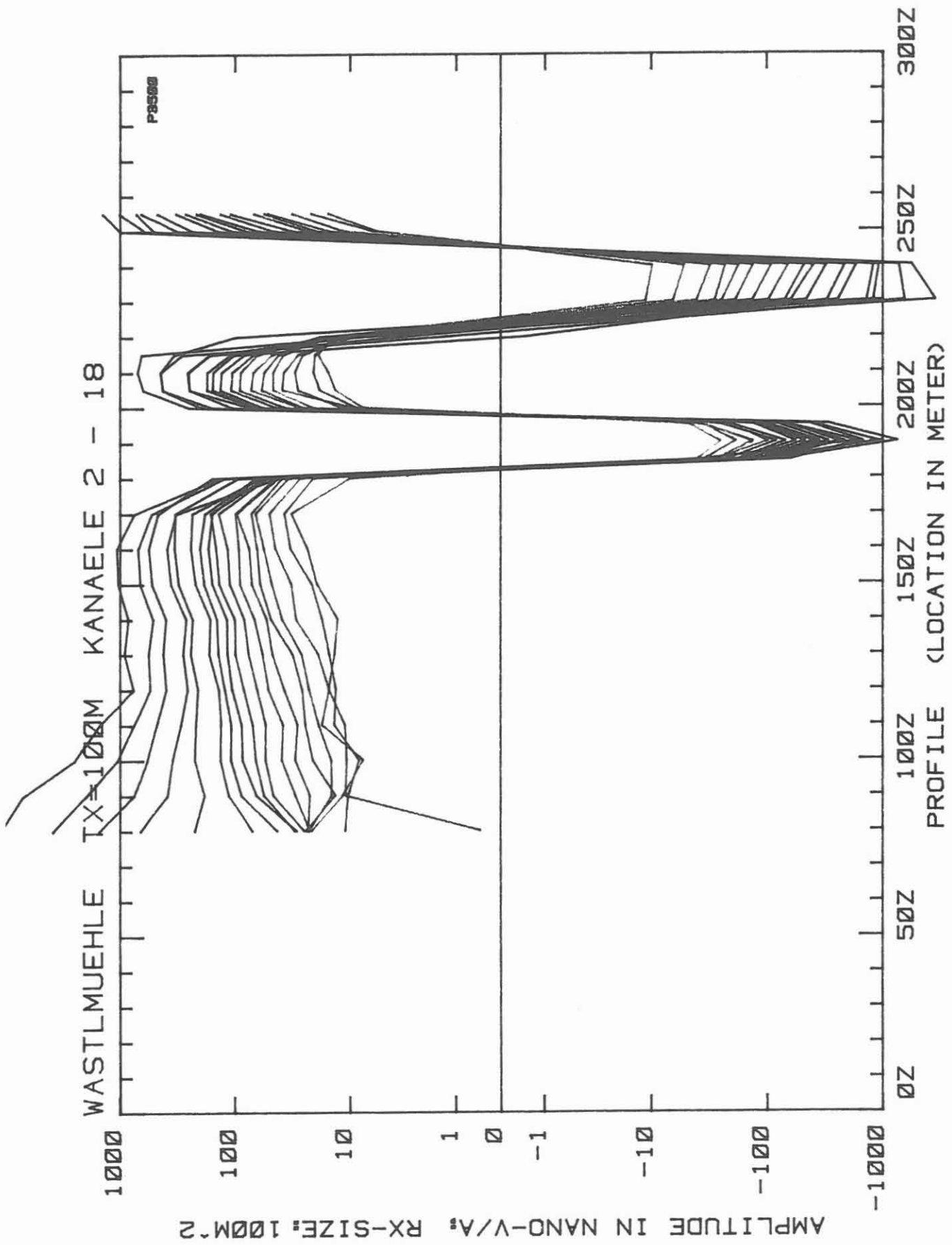


Abb.7: TEM-Messungen in der Bohrung Wastlmühle 35



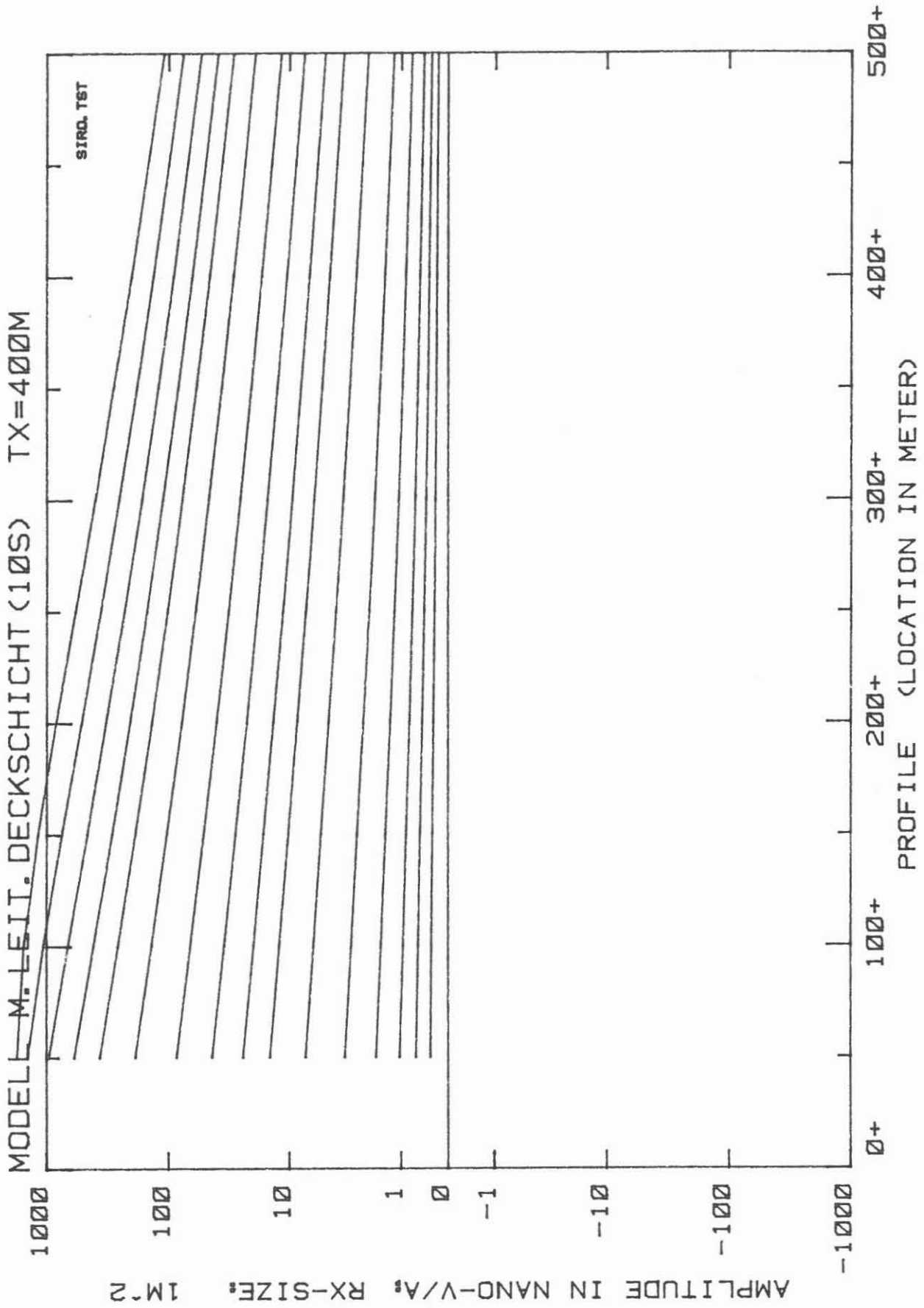


Abb.8: Modellrechnung TEM: Leit. Deckschicht (10S) über Halbraum (10000 Ohm.m)

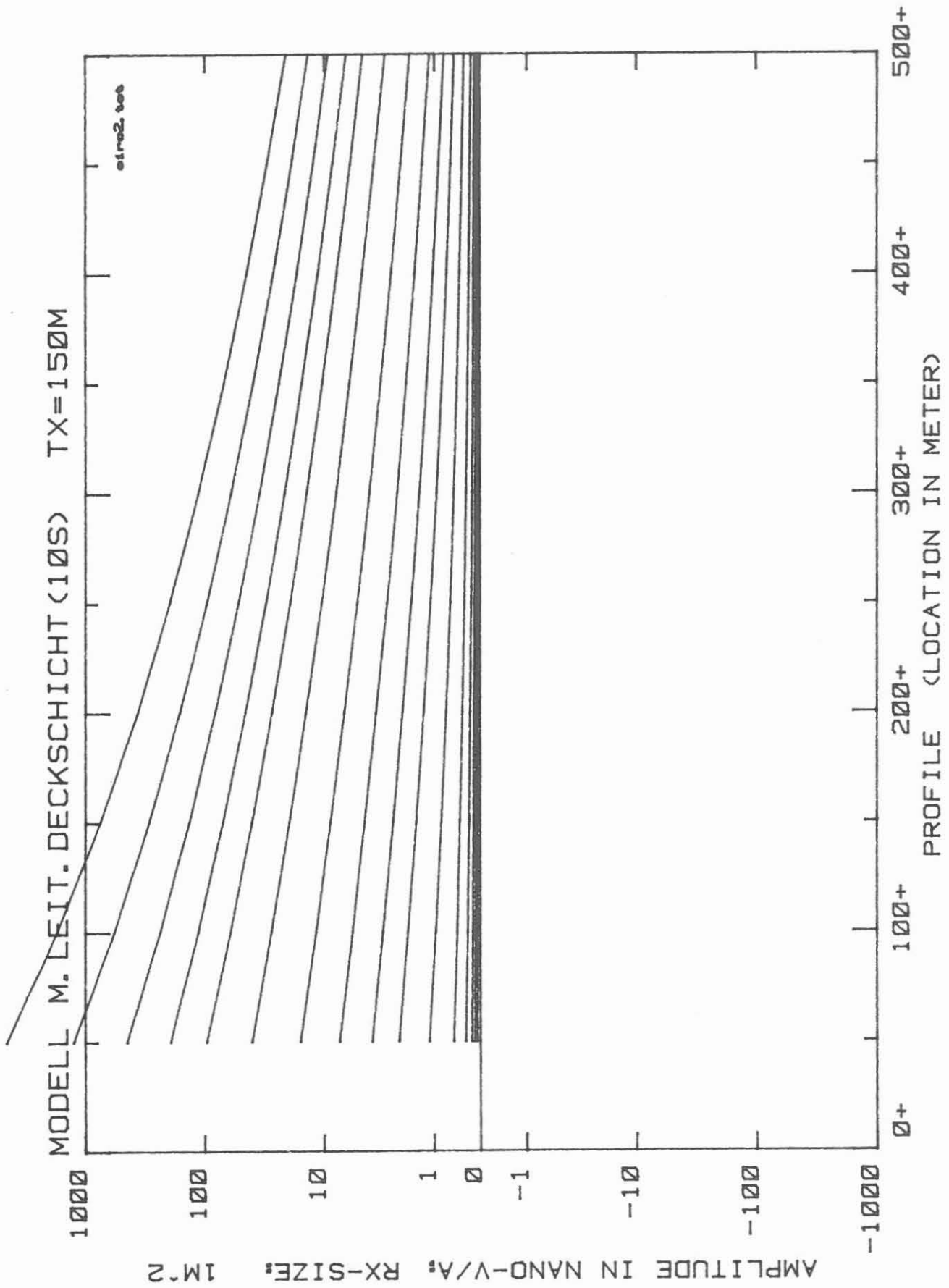
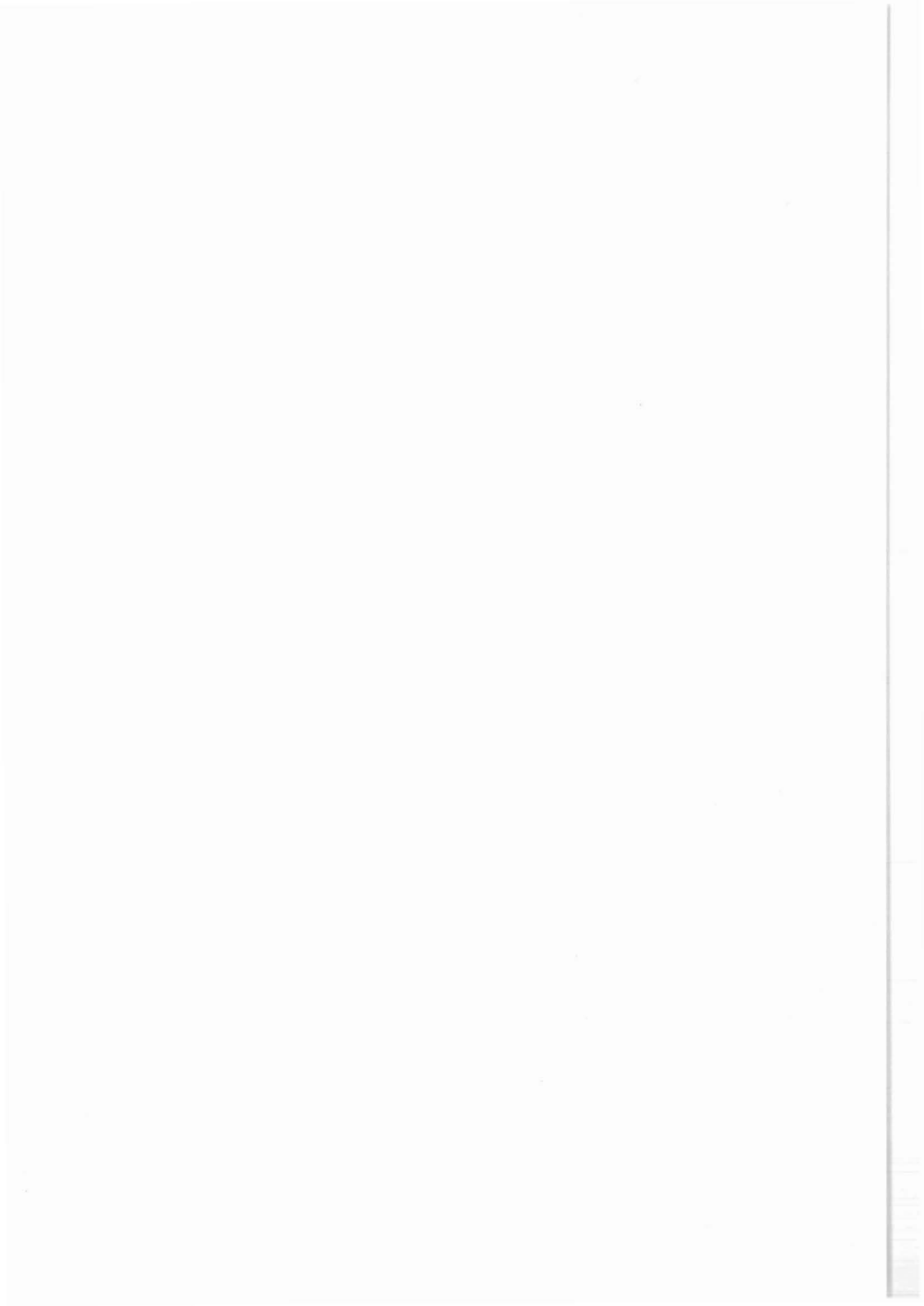


Abb.9: Modellrechnung TEM: Leit. Deckschicht(10S) über Halbraum(10000 Ohm.m)

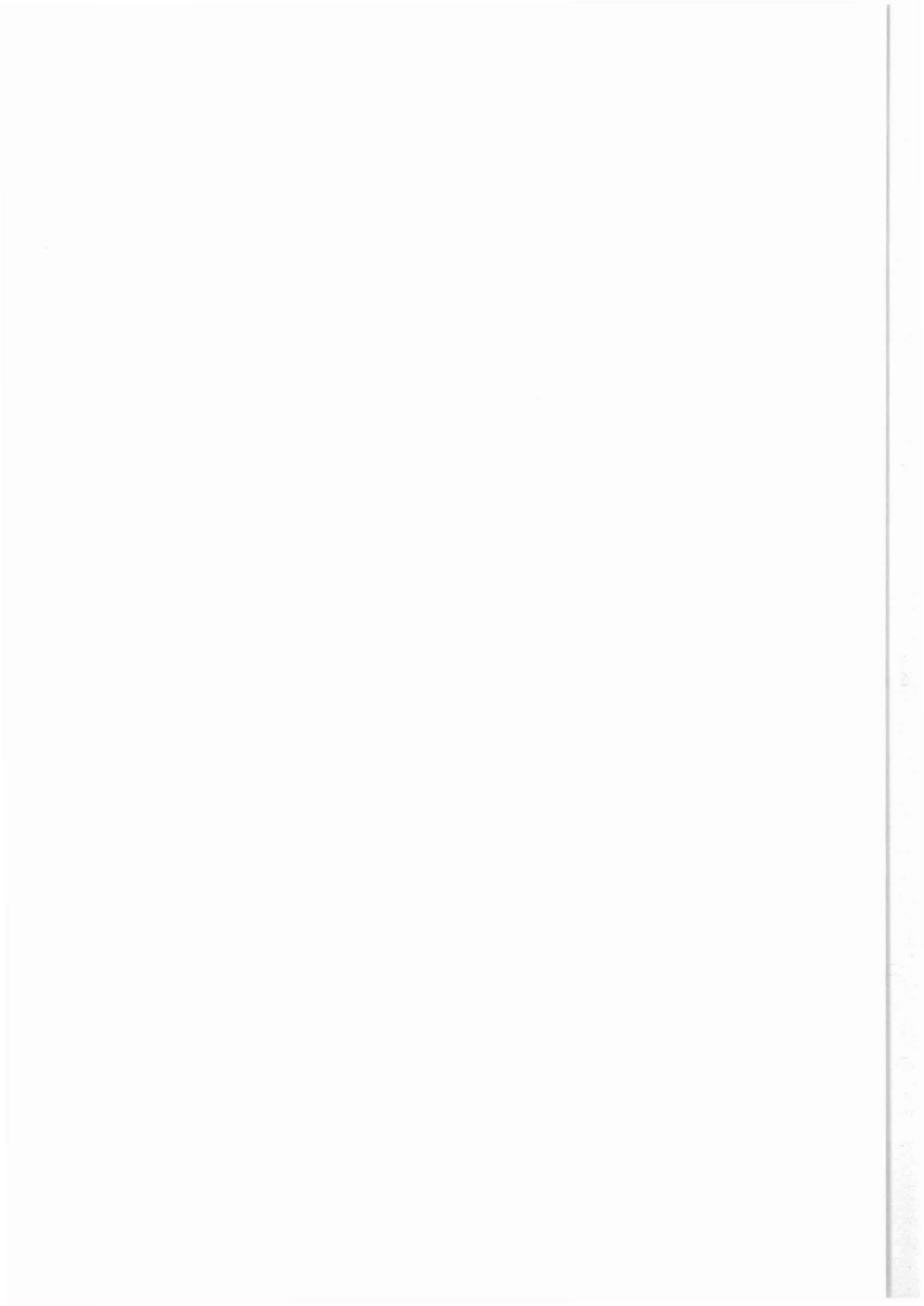


Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen  
Lehr- und Forschungsgebiet für Angewandte Geophysik

Lochnerstraße 4-20  
5100 Aachen

Untersuchung zur Nutzung geophysikalischer  
Bohrlochmessungen für die Entwicklung eines  
lithologischen Bohrprofils im Kristallin

S. Haverkamp  
J. Wohlenberg  
R. Walter



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einführung.....	430
2. Pilotprojekt: Forschungsbohrung URACH 3 - Bereich der Vertiefung.....	431
2.1 Einleitung.....	431
2.2 Geologie.....	432
2.2.1 Geologischer Rahmen und Profilübersicht.....	432
2.2.2 Petrographie.....	435
2.2.2.1 Mikro-Quarzdiorit.....	435
2.2.2.2 Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis.....	437
2.2.2.3 Granitoide Einschaltungen und Aplite.....	438
2.2.2.4 Hydrothermale Veränderungen.....	439
2.2.2.5 Quantitative Mineralbestände und Klassifi- kation der Gesteine.....	439
2.2.3 Gefügekundliche Beobachtungen.....	444
2.3 Interpretation der bohrlochgeophysikalischen Meßergebnisse.....	445
2.3.1 Composite-Log, Cross-Plot, Elektrofazies- diagramm.....	445
2.3.2 Mikro-Quarzdiorit und Plagioklas-Biotit- Cordierit-Gneis.....	454
2.3.3 Mikro-Quarzdiorit mit bzw. ohne Parallel- textur.....	458
2.3.4 Granitoide Einschaltungen und Aplite.....	459
2.3.5 Hydrothermale Alteration.....	463
2.3.6 Offene Klüfte.....	465
2.4 Diskussion der Ergebnisse.....	466
2.5 Zusammenfassung.....	470
3. Literaturverzeichnis.....	471
4. Dankagung.....	474

## 1. Einführung

Um die wissenschaftliche Zielsetzung von KTB hinsichtlich der Erforschung des kristallinen Grundgebirges erfüllen zu können, ist für die Hauptbohrung eine ca. 30 %ige und für die bereits begonnene Vorbohrung eine kontinuierliche Kernentnahme geplant. Bohrtechnische und geologische Gegebenheiten haben jedoch jetzt schon das Kernentnehmen nicht immer zugelassen und werden es in größeren Bohrteufen zunehmend erschweren.

Um auch aus ungekernten Bohrstrecken oder aus Zonen mit großem Kernverlust Informationen zu erhalten, wird ein umfangreiches bohrlochgeophysikalisches Meßprogramm durchgeführt. Aus diesen geophysikalischen Informationen unter Berücksichtigung von Petrographie und Petrophysik ein geologisches Bohrprofil zu rekonstruieren, ist Aufgabe und Ziel des Forschungsvorhabens "FACIOLOG".

Die meisten Tiefbohrungen sind bisher von der Erdöl- und Erdgasindustrie niedergebracht worden. Da aus Kostengründen nur selten gekernt wurde, gewannen bohrlochgeophysikalische Messungen schnell an Bedeutung. Die Meßgeräte, Meßmethoden und computergesteuerten Auswertungsprogramme sind im wesentlichen auf die speziellen Bedürfnisse dieses Industriezweiges - und damit auf Sedimentgesteine - abgestimmt. Während die charakteristischen Antwortsignale der Meßsonden für die unterschiedlichen Sedimente heute weitgehend bekannt sind, ist dies im Kristallin nicht der Fall.

Erst während der letzten Jahre gewannen Bohrungen im Kristallin bei der Suche nach geothermalen Energiereserven, nach Endlagern für radioaktive Abfälle, nach kristallinen Erdöl- und Erdgasreservoirgesteinen, nach Minerallagerstätten und nicht zuletzt nach neuen Erkenntnissen über den Aufbau der Erdkruste an Bedeutung. Zwangsläufig ergab sich die Notwendigkeit, Loginterpretation auch auf kristallines Gestein auszudehnen. Basierend auf statistischen Verfahren wurden von der Industrie erste Programmsysteme hierzu entwickelt; grundlegende und systematische Untersuchungen zu den geologischen, petrophysikalischen und bohrlochgeophysikalischen Zusammenhängen befinden sich jedoch noch in den Anfängen.

Um eine zuverlässige Rekonstruktion der lithologischen Folge für die kontinentale Tiefbohrung zu gewährleisten, ist die wissenschaftliche Analyse dieser Beziehungen unbedingt notwendig. Hierzu bietet sich die Vorbohrung, die sowohl durchgehend gekernt als auch geophysikalisch vermessen werden soll, in einzigartiger Weise an.

Zu Beginn des Forschungsvorhabens ließen sich erste bohrlochgeophysikalische Daten aus der KTB-Vorbohrung nicht vor 1988 erwarten. Neben dem Literaturstudium und der Kontaktaufnahme mit anderen Universitäten und einschlägigen Firmen galt es, bis zu diesem Zeitpunkt praktische Erfahrung in der Interpretation von Logs aus dem Kristallin zu sammeln. Mit dieser Zielsetzung sollte eine geeignete Bohrung bearbeitet werden - die Wahl fiel auf die Vertiefungsstrecke der Forschungsbohrung Urach 3.





## 2.2. Geologie

### 2.2.1. Geologischer Rahmen und Profilübersicht

Die Bohrung Urach 3 durchörterte fast horizontal gelagertes, konkordantes Mesozoikum (ca.400m Jura, 500m Trias), mächtige Rotliegendensedimente sowie Oberkarbon (DIETRICH 1982, Abb.2).

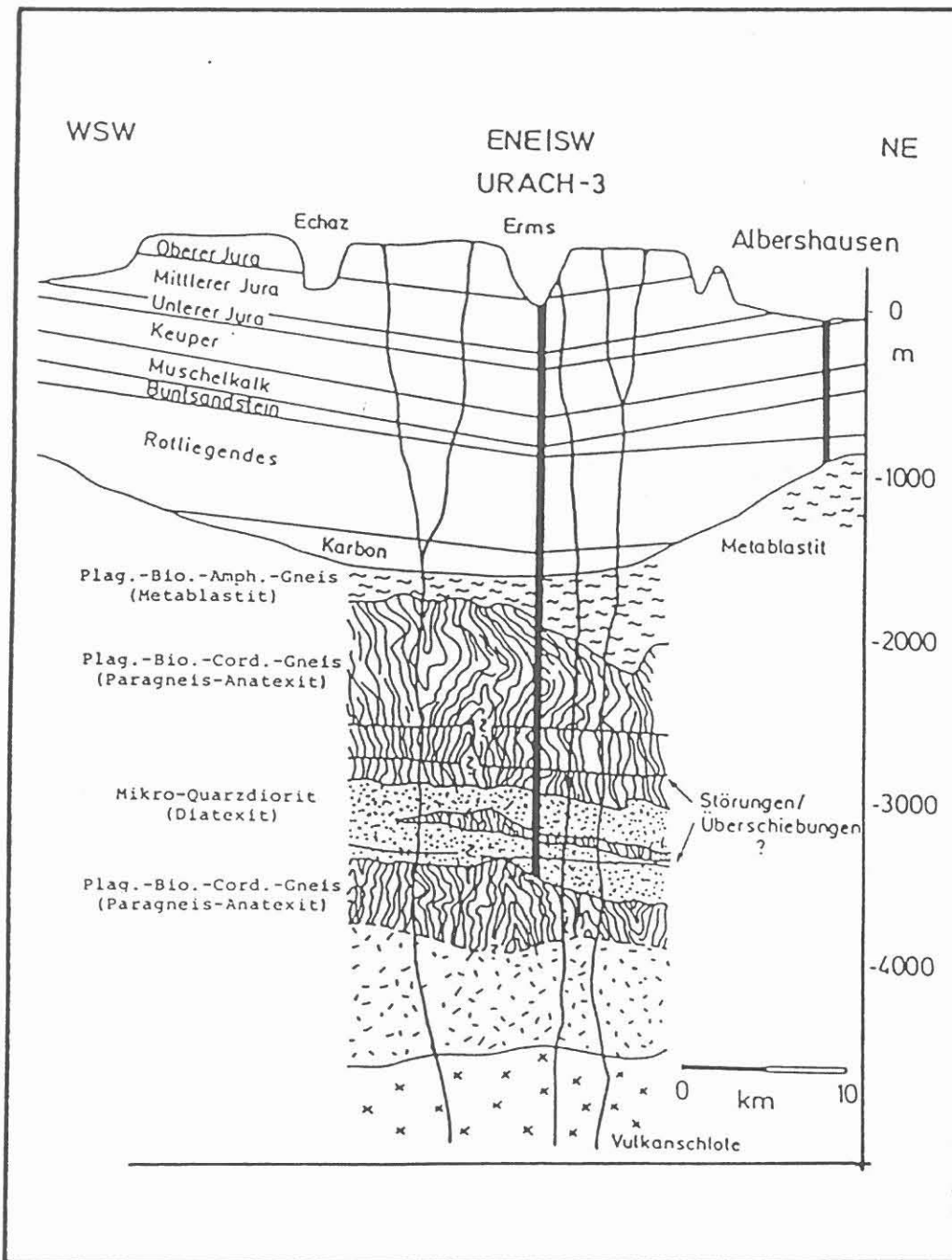


Abb.2: Geologisches Profil der Bohrung Urach 3 (nach: DIETRICH 1984)

Bei 1602m u.G. erreichte die Bohrung kristallines Grundgebirge, das auf Grund seiner petrographischen und geochemischen Charakteristika zum WSW-ENE-streichenden, moldanubischen Kristallin-gürtel des variszischen Gebirges gehört. Die wenig abwechslungsreiche Folge von Metablastiten, Metatexiten und Diatexiten (Abb.2) läßt sich mit der sogenannten "monotonen Serie" des Moldanubikums korrelieren (SCHÄDEL 1982).

Für die Genese des Kristallins (Abb.3, SCHÄDEL 1982) sind eine Hochdruck-Niedrigtemperatur-Metamorphose in geringer Tiefe während des Kambriums und eine zweimalige Anatexis mit zwischenzeitlicher kinematischer Metamorphose, die zur Vergneisung führte, während des Ordoviciums verantwortlich. Die variszische Ära hinterließ bis auf die Intrusion von granitischen Plutonen kaum Spuren. Während des Perms kam es zum Ausbruch eines sauren Vulkanismus, wovon Quarz-Porphyr-Decken und -Gänge zeugen. Der miozäne "Uracher Vulkanismus" förderte hingegen ultrabasische Tuffe (Melilith-führende Olivin-Nephelinite), die dem oberen Mantel entstammen (MÄUSSNEST 1982).

Infolge der Anatexis und des Magmatismus durchsetzen granitoide Dykes und Aplite sowie Durchschlagsröhren das zum Teil stark hydrothermal alterierte und intensiv zerklüftete Gebirge.

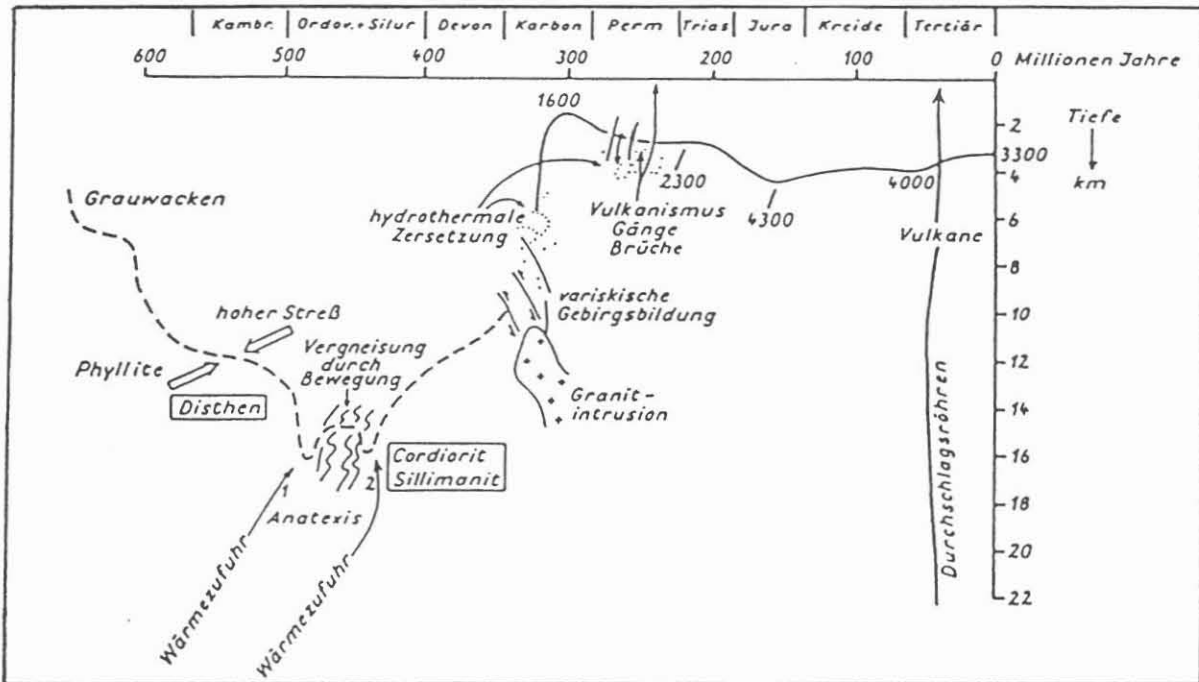


Abb.3: Genese des kristallinen Grundgebirges (Urach 3)  
(aus: SCHÄDEL 1982)

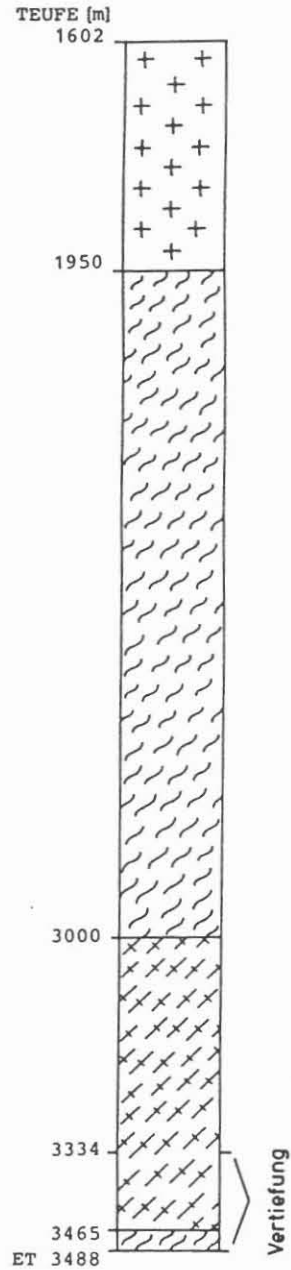
Im einzelnen wurden von der Bohrung Urach 3 folgende kristalline Einheiten angetroffen (STENGER 1982, DIETRICH 1984, BAUER 1987) (vgl. Abb.2):

- grobkörnige, metablastische PLAGIOKLAS-BIOTIT-AMPHIBOL-GNEISE (Metablastit)

- mittel- bis grobkörnige, metablastische oder metatektische PLAGIOKLAS-BIOTIT-CORDIERIT-GNEISE (Paragneis-Anatexit)

- klein- bis mittelkörnige, homogene MIKRO-QUARZDIORITE (Diatexit)

- erneute Abfolge des PLAGIOKLAS-BIOTIT-CORDIERIT-GNEISES (Paragneis-Anatexit)



In dem für die hier anstehenden Untersuchungen interessanten Bereich der Vertiefung (3334m -3488m) repräsentiert der Kerngewinn mit insgesamt 9.55m etwa 6% der 154m langen Strecke (DIETRICH 1987). Der größte Teil dieses kristallinen Abschnitts läßt sich somit nur durch die nach jedem Bohrmeter entnommenen Spülproben belegen. Während des Abteufens der Bohrung wurden diese in 5 Bohrkleintypen unterteilt und in Form eines Sampler-Logs aufgetragen (DIETRICH 1984). Im weiteren Verlauf der Untersuchungen konnten die Spülproben

nochmals überarbeitet werden, wobei sich 19 Bohrkleintypen differenzieren ließen (DIETRICH 1987).

Mit Hilfe dieser Daten wurde der Versuch unternommen, ein detailliertes geologisches Profil, ursprünglich im Maßstab 1:200, für den Bereich der Vertiefung aufzustellen (Abb.4):

Mikro-Quarzdiorit und Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis lassen sich durch textuelle Unterschiede, granitoide und aplitische Einschaltungen, Zonen intensiver hydrothermaler Alteration und Klüftigkeit untergliedern; die teufengerechte Einordnung dieser Merkmale erfolgte jedoch überwiegend auf der Basis von Spülproben und kann daher in keinem Falle zuverlässig sein.

## 2.2.2. Petrographie

Um den Einfluß der Gesteinspetrographie auf die bohrlochgeophysikalischen Messungen präzisieren zu können, stand die makroskopische und mikroskopische Beschreibung des Kernmaterials am Anfang der Studie. Wesentliche Anhaltspunkte hierzu boten die Kernaufnahmen von DIETRICH und NETH (DIETRICH 1987) sowie petrographische Untersuchungen von BAUER (1987) und STENGER (1982).

### 2.2.2.1. Mikro-Quarzdiorit

Nach petrographischen Analysen von STENGER (1982) wurden die in ca. 3000m bis 3334m Tiefe (E.T. der 1.Bohrphase) anstehenden Gesteine als DIATEXITE charakterisiert. Während der Vertiefung der Bohrung (2.Bohrphase) wurde das gleiche Gestein weiterhin bis zu einer Teufe von ca. 3465m angetroffen und bei der makroskopischen Kernaufnahme entsprechend als "Diatexit" beschrieben (DIETRICH 1987).

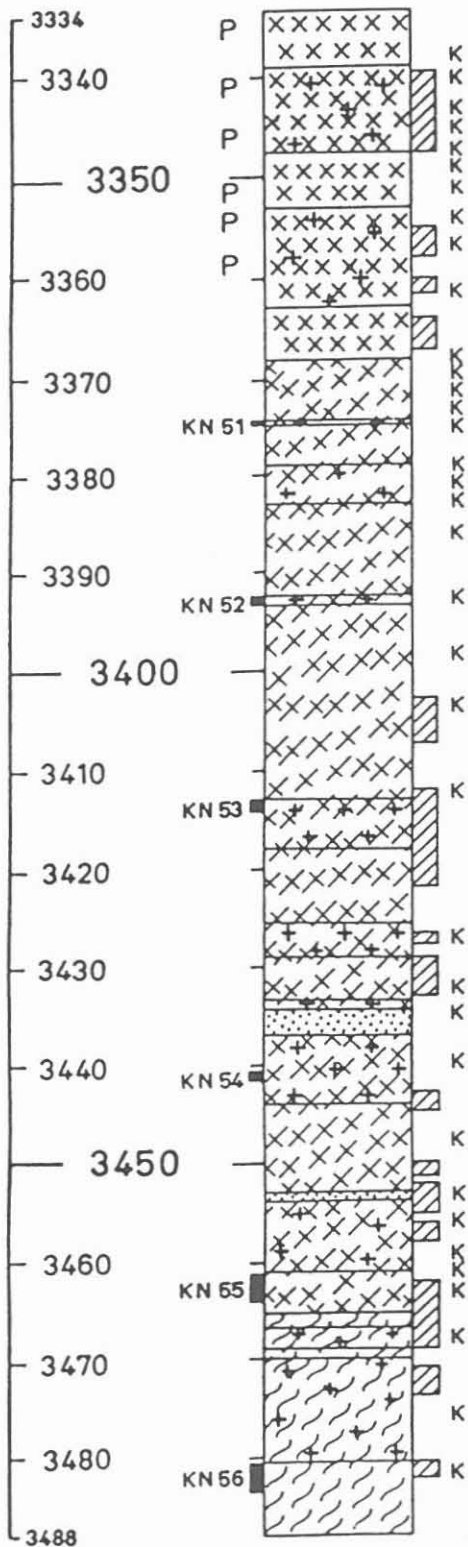
Inzwischen ergaben neue mikropetrographische Befunde von WIMMERAUER (in DIETRICH 1984) und BAUER (1987), daß es sich bei dem Gesteinstyp der Vertiefung nicht um einen Diatexit, sondern vielmehr um einen MIKRO-QUARZDIORIT handeln soll. Aus Gründen der Einheitlichkeit im Hinblick auf Arbeiten zur Vertiefung der Bohrung Urach 3 wird daher die Bezeichnung "Mikro-Quarzdiorit" übernommen.

Das schwarzgraue, spröde Gestein bricht muschelrig-splittrig und ist von meist mikrokristalliner sowie von feinst- bis fein- und gleichkörniger Struktur. Schwach angedeutete, metamorphe Paralleltextur (Einregelung der Biotite) ist im Hangenden kaum (bis ca. 3368m, Abb.4), zum Liegenden hin zunehmend, zu beobachten. Pyrit scheint im Hangenden angereichert zu sein (Sampler-Log).

Mineralbestandteile sind Quarz, Plagioklas, Kalifeldspat, Biotit und Amphibol. Akzessorisch treten Apatit, Allanit, Monazit, Titanit, Zirkon, Xenotim und Erz (Ilmenit, Magnetit, Pyrit und weitere Cu-Fe-Zn-Pb-Sulfide) auf (BAUER 1987). Als Sekundär-

# Geologisches Bohrprofil

Teufe [m]



Bohrung URACH 3 - Vertiefung

## Legende:

- Mikro - Quarzdiorit mit Paralleltexur
- Mikro - Quarzdiorit ohne Paralleltexur
- Plagioklas - Biotit - Cordierit - Gneis
- Granitoide Einschaltungen
- Aplit
- P** stärkere Pyritführung
- Alterationszone
- K** offene Klüfte
- KN** Kernnummer

Abb. 4

minerale liegen Hellglimmer, Carbonat, Epidot und Chlorit vor.

- Gefeldert oder undulös auslöschend füllen die xenomorphen Quarze mit gelegentlichen Rutileinschlüssen Zwickel oder verzahnen sich suturartig zu polykristallinen Aggregaten.

- Die Plagioklase sind meist hypidiomorph bis xenomorph, seltener als idiomorphe Blasten, ausgebildet. Engständige, polysynthetische Verzwillingung ist charakteristisch; ebenso läßt sich Zonarbau beobachten. Nach BAUER (1987) können die zonar gebauten Plagioklase im Kern An-Gehalte zwischen 43% und 63%, in den Randzonen zwischen 22% und 36% aufweisen. Wechselnd intensive Saussuritisierung der Plagioklase spiegelt die unterschiedlich starke Alteration des Gesteins wider. Hellglimmer (Serizit) und Carbonate sind die dabei im wesentlichen gebildeten Sekundärminerale. Teilweise ist die Umwandlung soweit fortgeschritten, daß der Plagioklas nur noch reliktsch erhalten ist.

- Kalifeldspäte treten vereinzelt als hypidiomorphe Kristalle auf.

- Die Biotite zeigen mehr oder weniger deutlichen Pleochroismus und liegen entweder als isolierte, idiomorphe Scheiter oder als lockeres Haufwerk vor. Als Umwandlungsprodukt des Biotits ist Chlorit zu beobachten.

- Amphibole, meist eng mit Biotit verwachsen, sind nur selten zu erkennen.

- Dünne Apatitnadeln durchwachsen nahezu alle Minerale.

#### 2.2.2.2. Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis

Der bereits in ca. 1950m bis 3000m Tiefe angetroffene, metablastische bis metatektische Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Paragneis-Anatexit), der nach STENGER (1982) wahrscheinlich aus einer tonigen, Ca-reichen Grauwacke hervorging, wurde im Liegenden des Mikro-Quarzdiorits erneut erbohrt (ca. 3465m-3488m E.T., Abb.4).

Makroskopisch handelt es sich um einen bläulich-grauen bis dunkelgrünen Migmatit von mittel- bis grobkörniger und makrokristalliner Struktur. Das inhomogene, massige Gestein zeigt nahezu saiger stehende Lagentextur. Sowohl typisch metablastische, als auch durch metatektische Überprägung lagig-schlierige Bereiche (STENGER 1982) wechseln in cm-Abständen miteinander ab; d.h. Paläosom, Metatekt und Restit i.e.S. sind gleichermaßen zu identifizieren.

Neben den schwer mobilisierbaren metamorphen Relikten bestehen die Melanosome vorwiegend aus cm großen, bläulich-grünlichen, pinitisierten Cordieriten und chloritisierten Biotiten mit wenig Quarz und Feldspat. Die leukokraten, pegmatoiden Meta-

tektbänder und -schlieren setzen sich hauptsächlich aus grobkörnigem Quarz und Plagioklas, zum Teil Kalifeldspat und wenig Cordierit zusammen. Stellenweise ist an sie eine intensive sulfidische Vererzung gebunden. Akzessorien sind Zirkon, Apatit, Monazit, Erz (Pyrit, Ilmenit, Hämatit), Granat und wenig Graphit (BAUER 1987).

- Die xenomorphen Quarze sind gefeldert bzw. löschen undulös aus und verzahnen sich meist suturartig zu polykristallinen Aggregaten.

- Die Plagioklaskristalle, xenoblastisch und oft polysynthetisch verzwilligt, sind fast immer stark saussuritisiert, so daß oft nur noch "skelettartige, weitgehend aus Albit bestehende Restgitter" (BAUER 1987) zurückbleiben. Die dabei entstandenen Sekundärminerale sind Hellglimmer (Serizit), Carbonate (Calcit) und Chlorite.

- Einschlußreiche Kalifeldspat-Xenoblasten liegen in wechselndem Mengenverhältnis vor.

- Die Biotite sind fast immer chloritisiert und umfließen bänderförmig oder netzartig die Feldspatblasten. Seltener sind isolierte Biotitschuppen und -fetzen zu erkennen.

- Cordierit bildet gelbliche, runde bis ovale Pseudomorphosen aus Hellglimmer. Frische, gut erhaltene Kristalle sind nicht zu beobachten.

- Die als isolierte Einsprenglinge meist regellos im Gestein verteilten Erzminerale durchziehen den Gneis in leukokrateren Bereichen in Form von feinen Äderchen.

### 2.2.2.3. Granitoide Einschaltungen und Aplite

Innerhalb des Mikro-Quarzdiorits treten schlierig-nebulitische Nester und 4-10cm mächtige Gängchen granitoiden Charakters auf (Abb.4). Nach WIMMENAUER (in DIETRICH 1984) und BAUER (1987) sind diese als Differentiate des Mikro-Quarzdiorits zu interpretieren, während es sich nach STENGER (1982) um diatektisch mobilisierte Gesteine handelt. Ebenfalls lassen sich wenige, bis zu 5m mächtige Aplite beobachten. Der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis wird von kleineren, durchschnittlich 2cm mächtigen, granitoiden Gängen durchzogen.

Das Gestein ist von hellgrauer Farbe, fein- bis mittelkörnig und kann auf Grund von Kalifeldspatblasten ein porphyrtartiges Gefüge zeigen (STENGER 1982).

Mineralbestandteile sind Quarz, Plagioklas, Kalifeldspat, Biotit und Akzessorien (Apatit, Zirkon). Besonders an die Aplite scheinen viele sulfidische Erze (z.B. Pyrit, Chalkopyrit, Galenit, Sphalerit u.s.w.) gebunden zu sein, die zusammen mit Allanit und Monazit häufig in Vergesellschaftung mit Biotit auftreten (BAUER 1987).

#### 2.2.2.4. Hydrothermale Veränderungen

Im Bereich der Vertiefung ist das gesamte Kristallin mehr oder weniger stark alteriert.

Die retrograden Prozesse, die das Gestein unter hydrothermalen Bedingungen veränderten, sollen vor maximal 180 Mio. Jahren stattgefunden haben (HAMMERSCHMIDT & WAGNER 1983). Nach BAUER (1987) haben die Umwandlungsreaktionen das Kristallin zum einen in seiner Gesamtheit erfaßt, zum anderen führten sie zu partiell besonders intensiv alterierten Zonen, die im wesentlichen an Klüfte gebunden sind.

Die auffälligsten Umwandlungen sind im unteren Bereich des Mikro-Quarzdiorits (Kernnr. 53, 55; Abb.4) und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis zu beobachten, so daß die Alteration mit der Tiefe zuzunehmen scheint. Die veränderten Bereiche sind, insbesondere im Mikro-Quarzdiorit, an Klüfte und feine, netzartig verlaufende Äderchen gebunden, die mit Carbonaten (Ankerit, Calcit), Feldspäten (Adular, Albit), sulfidischen Erzen (hauptsächlich Pyrit), selten Anhydrit und Quarz gefüllt sind (BAUER 1987).

Das beidseitig der Klüfte im mm-Bereich gebleichte Gestein ist hellgrün mit gelegentlich leicht violetter Anflug und zeigt unter dem Mikroskop folgende typische Merkmale:

- die Plagioklase sind saussuritisiert, d.h. in ein Gemenge von feinschuppigem Hellglimmer, Calcit und gelegentlich Chlorit umgewandelt. Albit bleibt reliktmäßig erhalten.
- Kalifeldspat ist weniger stark zersetzt, neigt jedoch auch zur Hellglimmerbildung.
- Die Biotite sind chloritisiert bzw. in Hellglimmer umgewandelt. Eisen- und titanhaltige Phasen werden ausgeschieden (Rutilnadeln, Leukoxen; STENGER 1982, BAUER 1987).
- Die Cordierite liegen als von Hellglimmern ausgefüllte Pseudomorphosen vor (Hydromuskovite).
- Muskovite sind als Neubildungen zu beobachten.
- Abscheidungen sulfidischer Erze treten am Rand der alterierten Zonen auf (BAUER 1987).

Die Paragenese dieser Umwandlungsminerale (Hellglimmer, Chlorit, Calcit, Albit) ist charakteristisch für eine relativ niedriggradierte Grünschieferfazies (SCHREYER 1967).

#### 2.2.2.5. Quantitative Mineralbestände und Klassifikation der Gesteine

Mittels Integrationsanalyse wurden die Mineralbestände quanti-



tativ an 13 Schlifften bestimmt, die zum Teil von Kernproben in Aachen angefertigt, zum Teil leihweise überlassen worden waren (mit frdl. Genehmigung von Herrn Dr. F. BAUER).

Pro Schliff ließen sich 1000 bis 2000 Punkte auszählen. Dabei bot sich für den feinkörnigen Mikro-Quarzdiorit eine 48-fache und für den grobkörnigen Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis eine 28-fache Vergrößerung an.

Zersetzungsprodukte (Hellglimmer, Chlorit), die eine eigene, dem Primärmineral nicht mehr eindeutig zuzuordnende Sekundärphase bilden, werden separat aufgeführt. Hingegen mußten Kalifeldspat und Plagioklas weitgehend unter dem Oberbegriff "Feldspat" zusammengefaßt werden, da sich die beiden Minerale auf Grund der zum Teil sehr intensiven Serizitisierung - insbesondere des Plagioklases - kaum noch voneinander unterscheiden lassen. Sowohl im Mikro-Quarzdiorit als auch im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis tritt Kalifeldspat jedoch nur untergeordnet auf (durchschnittl. 3% bzw. 6%).

Die Ergebnisse der einzelnen Modalanalysen sowie die Durchschnittswerte für die jeweiligen Kerne und Gesteinstypen sind den Tabellen 1 und 2 zu entnehmen (1):

- innerhalb des gesamten Mikro-Quarzdiorits bleiben die prozentualen Anteile der einzelnen Minerale bis auf Kernnr. 52 (extrem niedrige Quarz- bzw. hohe Biotitgehalte) relativ gleich (Tab.2). Die Kernnr. 53 und 55 haben, wie bereits makropetrographisch beobachtet, eine intensive hydrothermale Alteration erfahren, was sich in der zunehmenden Hellglimmer- und Chloritführung widerspiegelt. Opake Minerale, d.h. insbesondere sulfidische Erze sind im Hangenden häufiger als im Liegenden vertreten (s. auch Abb.4).

- Als ein ehemals sedimentäres, anatektisch partiell beanspruchtes Gestein zeigt der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis eine quantitativ heterogenere mineralogische Zusammensetzung als der Mikro-Quarzdiorit. Innerhalb eines nur 1.30m mächtigen Bereiches (Kernnr.56) können die einzelnen Mineralbestandteile bis zu ca. 20% alterieren (Tab.1).

Im Vergleich zum Mikro-Quarzdiorit ist der Gneis im Durchschnitt etwas quarz- und kalifeldspatreicher, d.h. insgesamt saurer (Tab.2). Ebenso ist ein erhöhter Anteil an Hellglimmer und Chlorit infolge der intensiveren Alteration sowie eine etwas stärkere Erzführung zu verzeichnen. Der Biotitgehalt ist hingegen wesentlich geringer als im Mikro-Quarzdiorit.

- Bei den granitoiden Einschaltungen ist der sehr viel höhere Kalifeldspatgehalt sowie das Fehlen der Sekundärminerale (Hellglimmer, Chlorit) von Bedeutung.

(1) Die Angaben für die granitoiden Einschaltungen beziehen sich auf STENGER (1982).

Schliff Nr.	gez. P. zahl	Teufe	Kern- Nr.	Quarz	F. spat	Biotit	Chlorit	Hellgl.	Amphib.	Cord.	Opake	Gesamt %	
7	2000	3374,52	51	31,7	38,5	28,9	-	-	0,7	-	0,2	100	
52/1III	1000	3392,85	52	13,7	47,0	39,2	-	-	-	-	0,1	100	
52/1III	1000	3392,85	52	22,5	42,6	33,9	-	-	0,3	-	0,7	100	Mikro-
4	1000	3413,21	53	28,3	40,7	24,4	-	6,6	-	-	-	100	
3	1000	3440,60	54	31,2	43,9	24,7	-	-	0,2	-	-	100	Quarz-
8a	1000	3462,90	55	32,6	42,9	24,1	0,2	0,2	-	-	-	100	
8b	2000	3463,18	55	29,7	43,0	25,7	0,4	1,0	0,1	-	0,1	100	Diorit
1	1000	3463,52	55	26,8	42,2	26,0	-	5,0	-	-	-	100	
9	2000	3480,70	56	30,9	35,2	14,6	2,8	14,0	-	2,4	0,1	100	Plag.-
10	2000	3481,00	56	28,9	45,7	8,2	1,9	10,2	-	4,3	0,8	100	Biotit
56/2I	2000	3481,35	56	45,0	37,4	8,9	3,6	1,6	-	3,5	-	100	Cord.-
56/2II	2000	3481,45	56	30,2	51,6	0,3	14,4	1,5	-	1,7	0,3	100	
56/3II	2000	3482,00	56	23,6	34,9	12,0	6,4	19,8	-	2,1	1,2	100	Gneis

Tab.1: Modalbestände von kristallinen Gesteinen aus der Bohrung Urach 3

Teufe	Kern-Nr.	Quarz	F.spat	Biotit	Chlorit	Hellgl.	Amphib.	Cord.	Opake	Gesamt %
3374,5-3375,2	51	31,7	38,5	28,9	-	-	0,7	-	0,2	100
3392,4-3393,6	52	18,1	44,8	36,6	-	-	0,1	-	0,4	100
3413,0-3414,4	53	28,3	40,7	24,4	-	6,6	-	-	-	100
3440,5-3441,35	54	31,2	43,9	24,7	-	-	0,2	-	-	100
3461,0-3463,6	55	29,7	42,7	25,3	0,2	2,1	-	-	-	100
3480,5-3483,3	56	31,7	41,0	8,8	5,8	9,4	-	2,8	0,5	100
<u>Durchschnittswerte:</u>										
Mikro-Quarzdiorit:		27,8	42,1	28,0	0,1	1,7	0,2	-	0,1	100
Plag.-Biotit-Cord.-Gn.:		31,7	41,0	8,8	5,8	9,4	-	2,8	0,5	100
Granitoide Einsch.:		29,3	42,8/17,4 Plag./Kfp.	10,1	-	-	-	-	0,4	100

Tab.2: Modalbestände von kristallinen Gesteinen aus der Bohrung Urach 3  
(Durchschnittswerte)

Die Darstellung der Modalanalysen im Dreiecksdiagramm QUARZ-FELDSPÄTE-MAFITE (Abb.5A) verdeutlicht graphisch den höheren Anteil an Mafiten im Mikro-Quarzdiorit, während sich der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis und die granitoiden Einschaltungen quarz- und feldspatbetonter zeigen.

Aus dem Diagramm QUARZ-PLAGIOKLAS-KALIFELDSPAT (1) nach STRECKEISEN (1976) wird ersichtlich, daß die Mikro-Quarzdiorite tonalitischen und die Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneise granodioritischen Charakter haben (Abb.5B). Auch die saureren granitoiden Einschaltungen fallen im Durchschnitt noch in das Feld der Granodiorite.

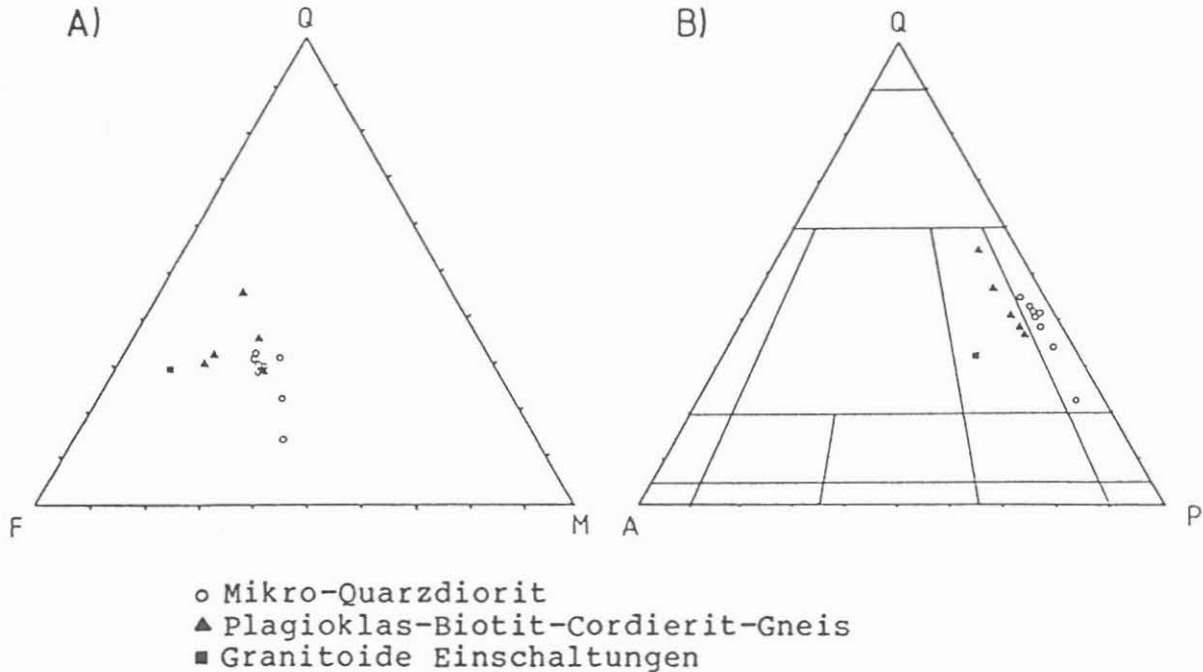


Abb.5: Mineralbestände des Mikro-Quarzdiorits, des Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneises und der granitoiden Einschaltungen im Diagramm QUARZ-FELDSPÄTE-MAFITE (A) und im Diagramm QUARZ-PLAGIOKLAS-ALKALIFELDSPAT (nach STRECKEISEN 1976) (B)

Ein ähnliches Bild ergibt sich aus der Darstellung von 18 chemischen Analysen (BAUER 1987) im binären DE LA ROCHE Diagramm (1980). Für den Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis läßt sich der granodioritische, für den Mikro-Quarzdiorit ein tonalitischer bis monzodioritischer bzw. quarzmonzonitischer und für die granitoiden Einschaltungen ein tonalitischer bis granitischer Charakter ablesen (Abb.6).

- (1) Die Anteile an Kalifeldspat für Mikro-Quarzdiorit und Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis sind mit durchschnittlich 3% bzw. 6% geschätzt.

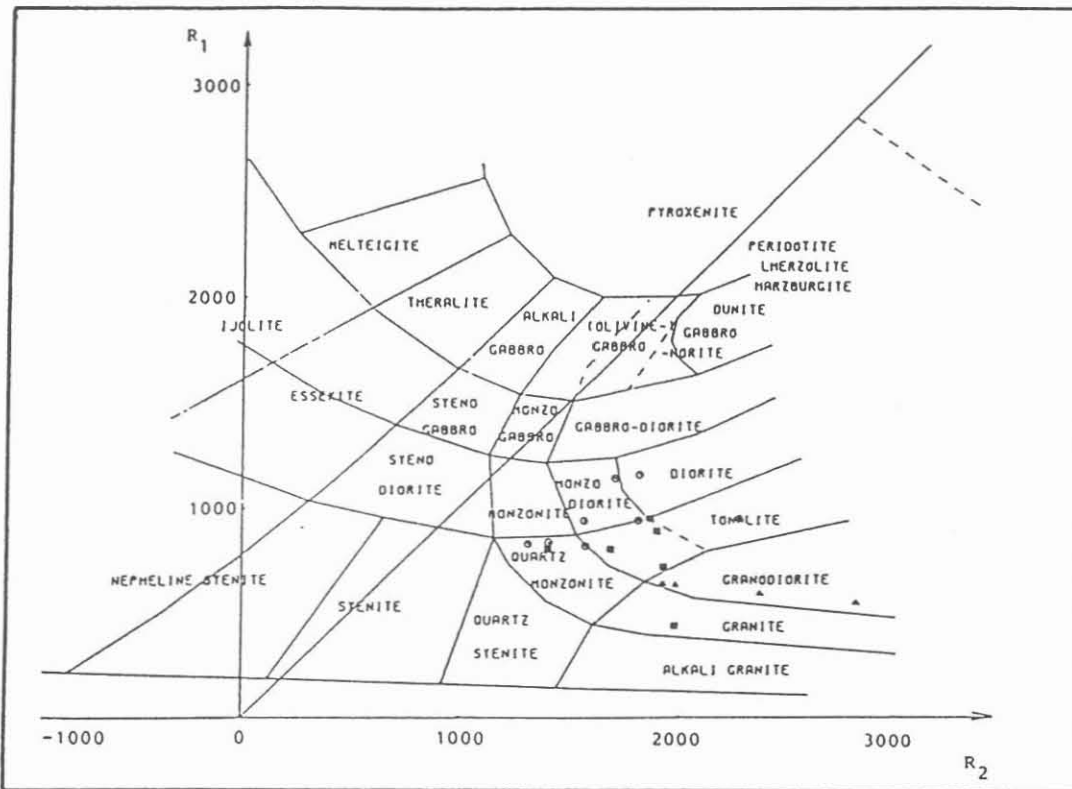


Abb.6: Darstellung von   
 ○ Mikro-Quarzdiorit   
 ▲ Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis   
 ■ Granitoiden Einschaltungen   
 im R1-R2-Diagramm nach DE LA ROCHE & LETERRIER (1980)

### 2.2.3. Gefügekundliche Beobachtungen

Sämtliche an den Kernen erkennbaren Gefügemerkmale wurden aufgezeichnet, eingemessen und um die Bohrlochabweichung (N 64° E bis N 76° E; 8° - 16° Neigung) korrigiert (DIETRICH 1984). Auf Grund der Gefügeanalysen und des geologischen Profils (Abb.2) ergibt sich eine gestörte Lagerung des Kristallins, verursacht durch Überschiebungen. Die Bewegungen erfolgten "an Aufschiebungen bzw. schrägen Aufschiebungen" (DIETRICH 1987).

Die mit stark wechselndem Fallwinkel (10° - 90°) vornehmlich W-E streichenden (75° - 105°) Kluftflächen zeigen zum Teil lineare Striemungen und Harnische, zum Teil sind sie mit Carbonat, Chlorit, Feldspat, Quarz und sulfidischem Erz (Pyrit) bestegt oder verheilt. Offene Klüfte sind im gesamten Bereich der Vertiefung mehr oder weniger häufig zu verzeichnen; Klüfte mit Bleichzonen lassen sich am vorhandenen Kernmaterial nur im Mikro-Quarzdiorit beobachten. Dieser weist zudem eine höhere Klüftigkeitsziffer sowie eine größere Kluftweite (0.5-2cm) auf als der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (bis 0.5cm; DIETRICH 1984).

Die meist nur angedeutete metamorphe Paralleltextur des Mikro-Quarzdiorits und die Lagentextur des metatektisch beanspruchten Gneises haben steile Einfallswinkel zwischen 50° und 90°.

## 2.3. Interpretation der bohrlochgeophysikalischen Meßergebnisse

### 2.3.1. Composite-Log, Cross-Plot, Elektrofaziesdiagramm

Nach Abschluß der Messungen wurden die Ergebnisse von der Firma Schlumberger in die jeweiligen physikalischen Einheiten formatiert, hinsichtlich der Bohrlocheffekte normalisiert, teufenkorrigiert und in Form eines Composite-Logs, ursprünglich im Maßstab 1:200, zur Interpretation überlassen (Abb.7):

- in Spur 9 sind die vom Dual Laterolog (DLL) gemessenen Widerstandskurven mit mittlerer (LLS) und großer Eindringtiefe (LLD) aufgetragen. Beide Logs unterscheiden sich in ihrem Verlauf auf Grund der fehlenden Infiltrationszone im Kristallin kaum voneinander. Da die Meßergebnisse insgesamt Schwankungen über drei Dekaden zeigen (30 bis 50.000 ohm m), scheint das DLL auch im Kristallin empfindlich genug zu sein, um Unterschiede des Gebirgswiderstandes registrieren zu können. Höhere Widerstände als 50.000 ohm m wurden auf Grund der bis dato zur Verfügung stehenden Hardware nicht aufgezeichnet.

- Die Werte des SP-Logs (Spur 8), das weder markante Sprünge noch charakteristische Tendenzen zeigt, schwanken zwischen - 140 mV und + 60 mV. In welchem Maße die einzelnen Potentiale zum elektrischen Eigenpotential beitragen, ist für kristallines Gestein bislang noch nicht bekannt (NAGRA 1985).

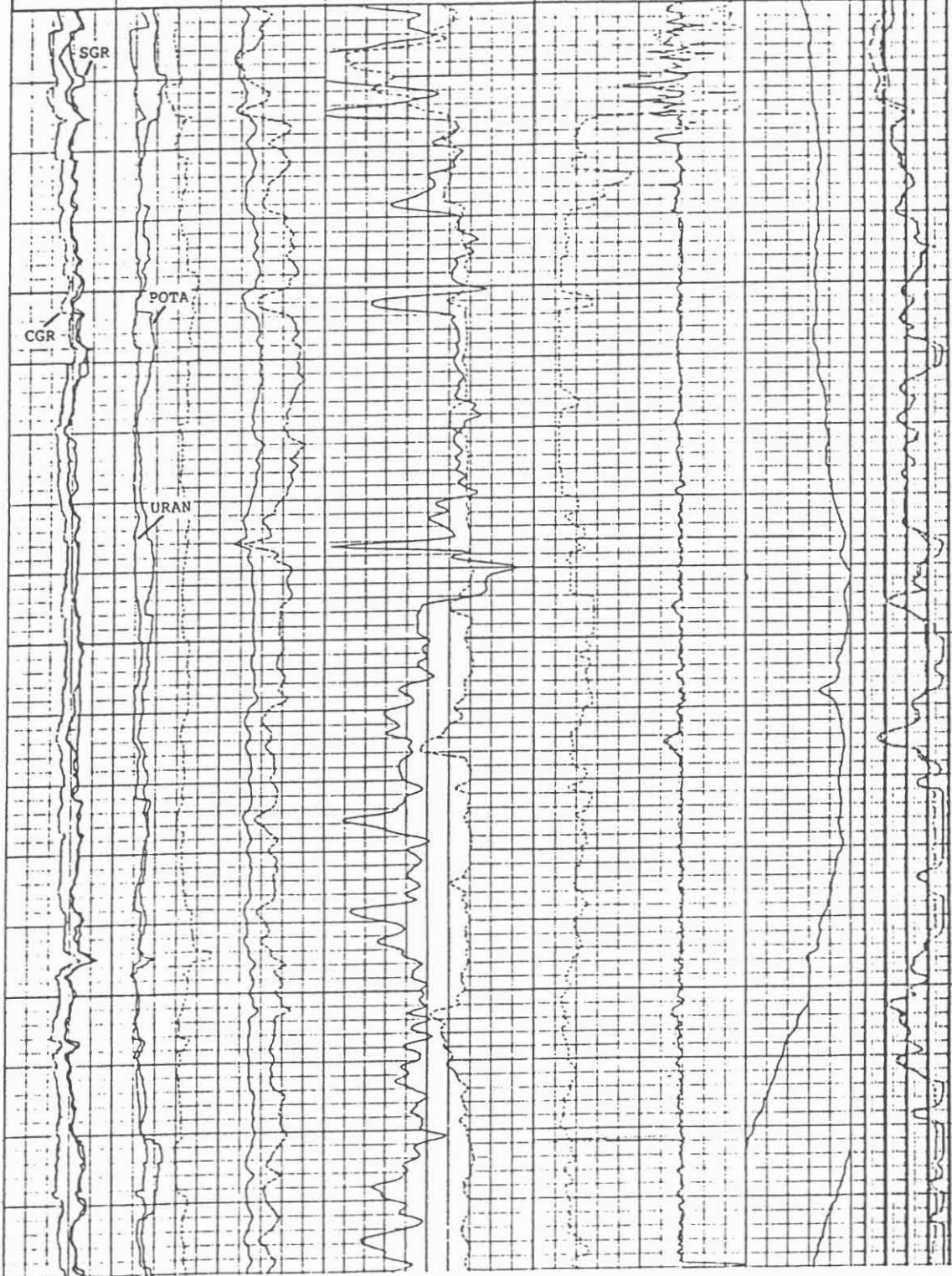
- Wenig charakteristisch sind auch die von der Sonic-Sonde gemessenen Laufzeiten (Spur 7). Die Geschwindigkeiten schwanken im wesentlichen zwischen 5,1 und 6,4 km/sec. Bis auf einige Ausnahmen verlaufen das Short (DT)- und das Long (DTL)-Spacing-Log eng zusammen; die wenigen scharfen Peaks sind wahrscheinlich "cycle skipping" zuzuschreiben.

- Spur 6 gibt Auskunft über den Durchmesser des Bohrlochs, das mit 5 7/8 " abgeteuft wurde. Das Caliber wird vom Liegenden zum Hangenden mit Ausbrüchen bis zu 2" zunehmend schlechter. Oberhalb von 3350m sind die Meßergebnisse wegen der großen Auswaschungen nicht mehr interpretierbar.

- Vom Bohrllochdurchmesser am meisten beeinflusst sind die in Spur 5, 4 und 3 dargestellten Logs der Neutronenporosität (NPFI), der Dichte (RHOB), des photoelektrischen Querschnitts ( $U = RHOB \times PEF$ ) und des photoelektrischen Effekts (PEF). Im Bereich von Auskesselungen wird durch den Einfluß der Spülung eine höhere Neutronenporosität vorgetäuscht, während die Werte für RHOB, U und PEF abnehmen.

Das Compensated Neutron Tool (CNT) ist im allgemeinen auf wassergesättigten Kalkstein geeicht. Für Sedimentgesteine existieren Korrekturkurven, von denen sich Absolutwerte für die jeweilige Lithologie ablesen lassen. Korrekturkurven dieser Art sind für kristallines Gestein bis heute nicht bekannt. Ähnliches gilt für das Litho-Density Tool (LDT). Daher liefern die

CGR (API) 0 300	0 POTA (G) 10	PEF (BARN/EL) 0 10	2.0 PHOB (G/CC)	3.5	120 DT (USEC/FT)	20	SP (MV) -80 20	LLD (OHMM) 2 200000
SGR (API) 0 300	THOR (PPM) 0 40	U (BARN/CC) 0 15	45 NPPI (PU)	-15	120 DTL (USEC/FT)	20	SP (MV) -180 -80	LLS (OHMM) 2 200000
GR-DLL (API) 0 300	URAN (PPM) 0 20				5 CALI (INCH)	15	SP (MV) 20 120	



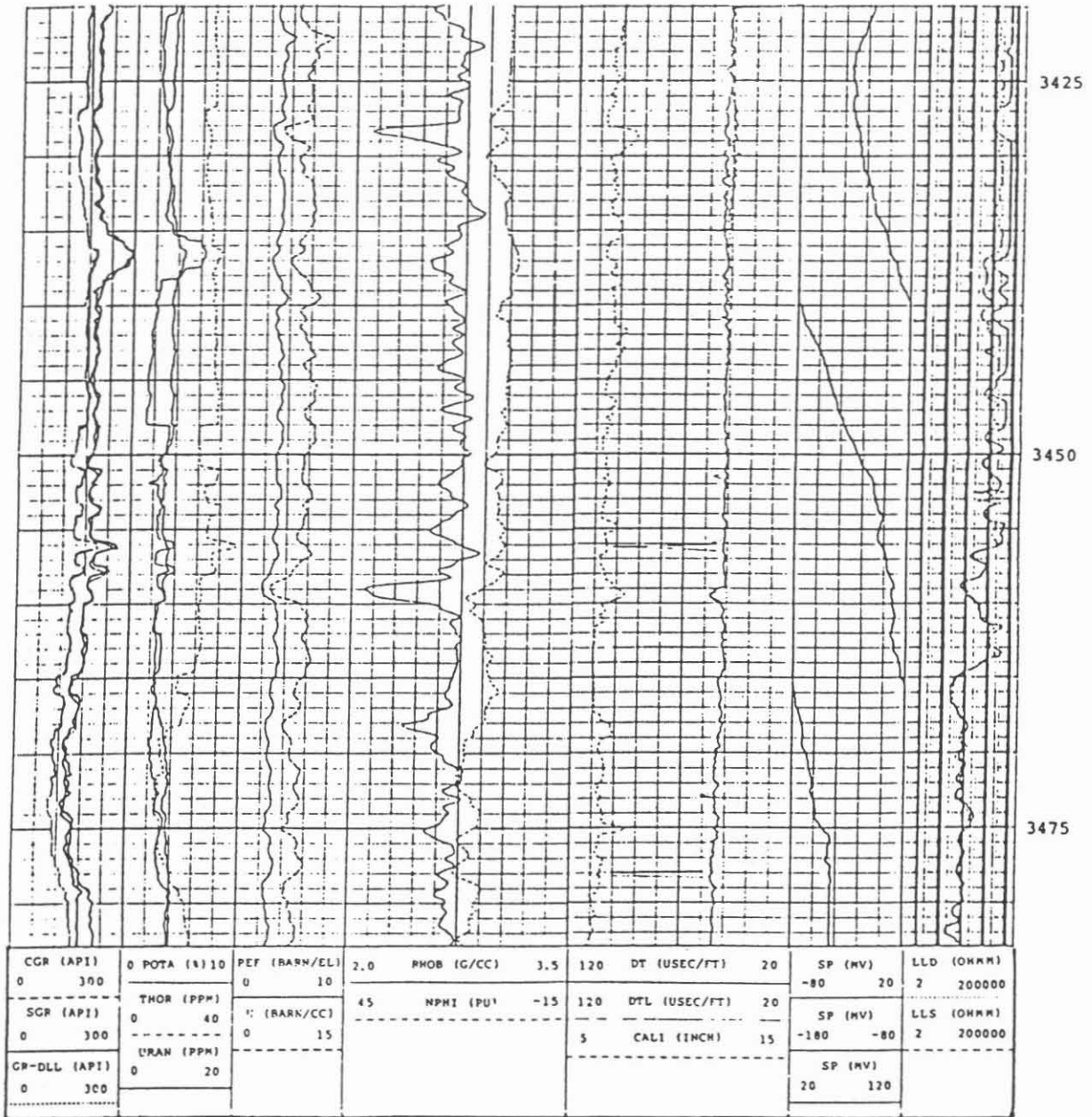


Abb.7: Bohrlochgeophysikalische Messungen aus der Vertiefung der Bohrung Urach 3



von CNT (NPHI 1-17 p.u.) und LDT (RHOB 2-3,35 g/cm<sup>3</sup> ; U 3-12,2 barns/cm<sup>3</sup> ; PEF 1-4,2 barns/el) gemessenen Logs im Kristallin nur relative Werte für die jeweiligen gesteinsphysikalischen Parameter.

- Die von der Natural Gamma Spectrometry (NGS)- und der Gamma Ray (GR)-Sonde registrierten Kurven der natürlichen Gesteinsradioaktivität sind den Spuren 2 und 1 zu entnehmen. Spektrometrisch wurden Kalium (POTA 2-5 %), Thorium (10-39 ppm) und Uran (2-13 ppm) bestimmt. Die Gesamtstrahlenaktivität (SGR, GR-DLL) schwankt zwischen 135 und 300 API, die Gammastrahlung abzüglich des Urangehaltes (CGR) zwischen 90 und 210 API.

Bei der Auswertung der Daten blieben die SP- und Sonic-Messungen weitgehend unberücksichtigt, da beide Logs nur wenig Charakter zeigen. Ebenso entfiel eine Bearbeitung des LLS, da das LLD auf Grund seiner größeren Eindringtiefe zuverlässigere Werte erwarten läßt. Das Bohrlochcaliber ist über die gesamte Strecke hinweg relativ schlecht, so daß auch in Auskesselungen registrierte Werte miteinbezogen werden mußten.


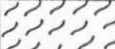





Um ein erstes Verständnis für die Sondenantworten im Kristallin zu entwickeln, wurden zunächst statistische Mittel herangezogen. Mit der Cross-Plot-Methode 1), bei der zwei bzw. drei digitalisierte Logs teufengleich miteinander korreliert werden, lassen sich Häufigkeitsverteilungen für das Auftreten bestimmter Wertepaare ermitteln. Einzelne charakteristische Punktwolken können lithologischen Parametern wie der mineralogischen oder chemischen Zusammensetzung bzw. dem Gesteinsgefüge zugeordnet werden.

Auf diese Weise kristallisieren sich individuelle Elektrofazies heraus. Eine Elektrofazies, d.h. ein Satz von Logantworten, der eine lithologische Einheit charakterisiert und von anderen unterscheidet, wird konventionell in Form eines Leiterdiagramms dargestellt (SERRA 1986).

Die Skalierung des ersten Elektrofaziesdiagramms (Abb.8) ist so gewählt, daß die aufgetragenen Minimum- und Maximumwerte, die von den einzelnen Sonden für den gesamten Bereich der Vertiefung registriert wurden, ein Referenzrechteck ergeben. Die Daten hierzu wurden aus dem Composite-Log (Abb.7) abgelesen und übersichtlich in der Tabelle 3/5 zusammengestellt.

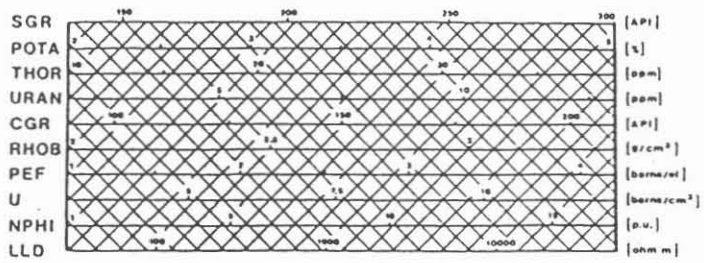
Die insgesamt sehr hohe natürliche Gammastrahlung (bis 300 API) und der große Gebirgswiderstand (50.000 ohm m) lassen vermuten, daß es sich bei der vermessenen Formation um Kristallin handelt (Abb.9 A).

1) Für die Cross-Plots wurde das Caliber auf 6 6/8" eingeschränkt

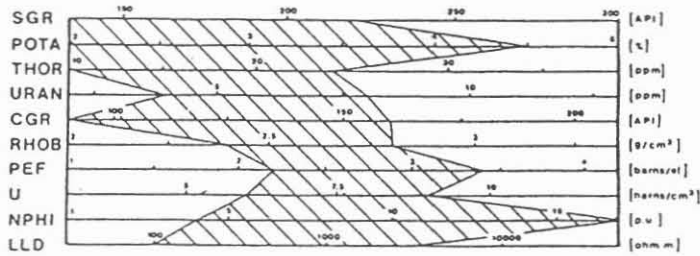
	Offene Klüfte im Plag.-Biotit- -Cord.-Gneis	Hydrothermale Alteration im Plag.-Biotit- Cord.-Gneis	Granitoide Einschaltg. im Plag.-Biotit- Cord.-Gneis	Plag.-Biotit- Cord.-Gneis 3464,5-3483 m	Kristallin Bohrgr. Urach 3350-3483 m	Mikro-Quarz- diorit 3350-3464,5 m	Mikro-Quarz- diorit (ohne Paralleltext.) 3350-3372 m	Mikro-Quarz- diorit (mit Paralleltext.) 3372-3464,5 m	Granitoide Einschaltg. bzw. Aplite im Mikro-Quarz- diorit	Hydrothermale Alteration im Mikro-Quarz- diorit	Offene Klüfte im Mikro-Quarz- diorit	
LOG	K		+++ ++		+++ ++				++ 		K	[ ]
SCR	> 135 ≤ 220	> 135 ≤ 220	> <u>160</u> ≤ 220	> 135 ≤ 220	> 135 ≤ 300	> 150 ≤ 300	> 150 ≤ 240	> 170 ≤ 300	> <u>195</u> ≤ 300	> 170 ≤ 250	> 150 ≤ 250	API
POTA	≥ 3,5 < 4,5	> 2 < 4,5	≥ <u>3</u> < 4,5	> 2 < 4,5	≥ 2 < 5	≥ 2 < 5	≥ 2 ≤ 4	≥ 2 < 5	≥ <u>3</u> < 5	≥ 2 ≤ 4	≥ 2 ≤ 4	%
THOR	≥ 10 < 24	≥ 10 < 24	≥ <u>12</u> < 24	≥ 10 < <u>24</u>	≥ 10 < 39	≥ <u>24</u> < 39	> 24 ≤ 32	≥ 24 < 39	≥ <u>28</u> < 39	≥ 24 ≤ 32	≥ 24 ≤ 32	ppm
URAN	> 4 < 8	≥ <u>5</u> < 8	≥ 4,5 ≤ 8	≥ 4 ≤ 8	> 2 < 13	> 2 < 13	> 3 ≤ 5	> 2 < 13	> 2   > <u>8</u> < 13	≥ <u>5</u> < 9	> 3 ≤ 8	ppm
CCR	≥ 90 < 160	≥ 90 < 160	> <u>105</u> < 160	≥ 90 < 160	≥ 90 < 210	> 120 < 210	≥ 130 ≤ 190	> 120 < 210	≥ <u>160</u> < 210	> 120 < 180	> 120 < 160	API
RHOB	> 2,62 < 2,8	> 2,62 < 2,8	> 2,4 < <u>2,62</u>	> 2,4 < 2,8	> 2 < 3,35	> 2 < 3,35	> 2 < 3,35	> 2,1 ≤ <u>2,9</u>	> 2 ≤ <u>2,9</u>	> 2 < 2,9	> 2,1 < 3,2	g/cm <sup>3</sup>
PEF	> 2,5 ≤ 3,4	> 2,5 ≤ 3,4	> 2,2 ≤ <u>2,5</u>	≥ 2,2 ≤ 3,4	> 1 < 4,2	> 1 < 4,2	> 1 < 4,2	> 2 < 4,2	> 1 ≤ <u>3</u>	> 2 < 4	> 2 < 4	barns/el
U	> 6,6 ≤ 9	> 6,6 ≤ 9	≥ 6 ≤ <u>6,6</u>	≥ 6 ≤ 9	> 3 < 12,2	> 3 < 12,2	> 3 < 12,2	> 4 < <u>10</u>	> 3 ≤ <u>8</u>	> 4 < 9,6	> 4 < 12	barns/cm <sup>2</sup>
NPNI	> <u>10,8</u> < 17	> <u>10,8</u> < 17	≥ 9 < <u>10,8</u>	> 4 < 17	> 1 ≤ 17	> 1 ≤ 17	≥ 3 ≤ <u>9</u>	> 1 ≤ 17	> 1 ≤ <u>6</u>	> <u>4,2</u> ≤ 17	> <u>4,2</u> ≤ 17	p.u.
LLD	> 100 < <u>1000</u>	> 100 < 1500	≥ 1000 < 3000	> 100 ≤ 3000	> 30 ≤ 50000	> 30 ≤ 50000	≥ 100 ≤ 50000	> 30 ≤ 50000	> 6000 ≤ 50000	> 30 ≤ 50000	> 30 ≤ <u>15000</u>	ohm m
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	

Tab.3: Datenbasis zu den Elektrofaziesdiagrammen  
(diskriminante Werte sind unterstrichen)

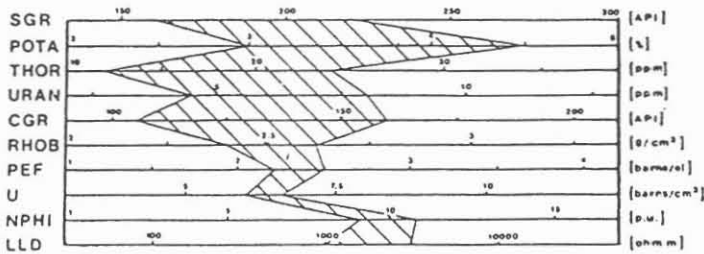
Kristallin



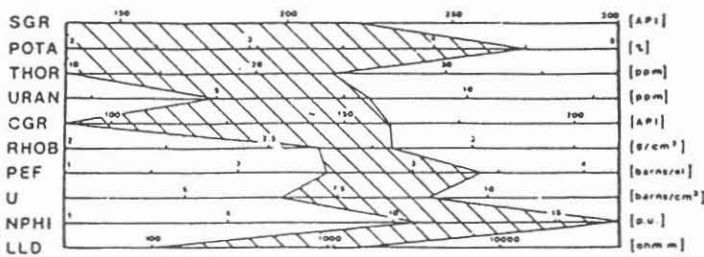
Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis



Granitoide Einschaltungen



Hydrothermale Alteration



Offene Klüfte

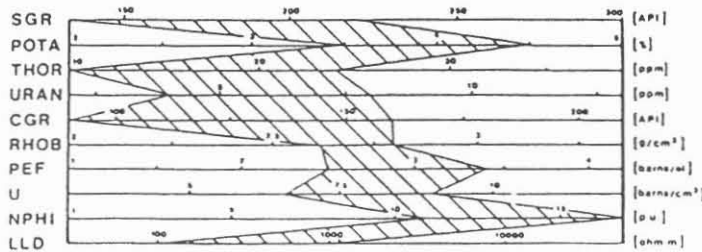
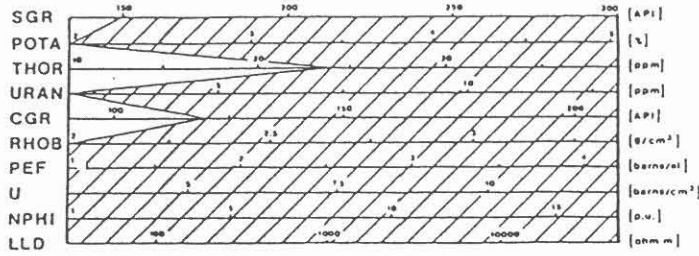


Abb. 8:

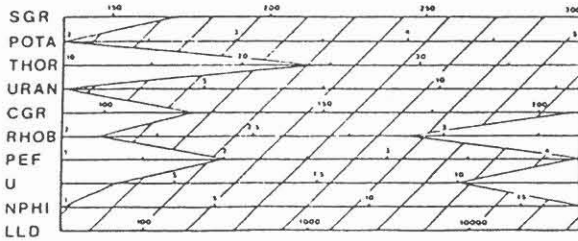
Elektrofacies-  
diagramme zur  
Entwicklung  
eines

FACIOLOGS

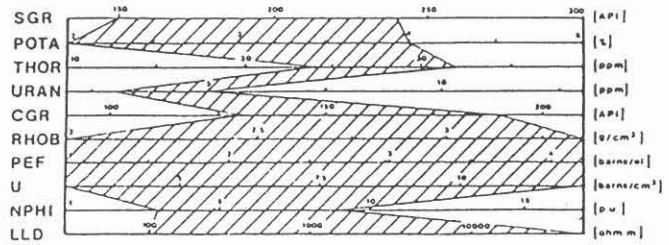
### Mikro-Quarzdiorit



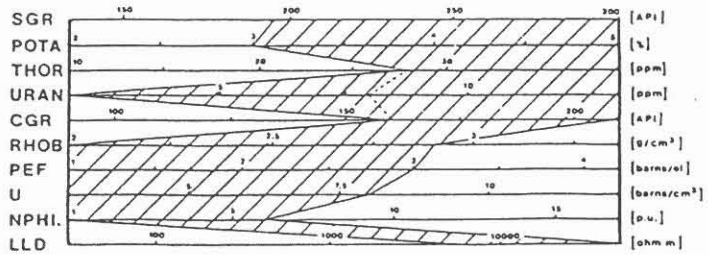
### Mikro-Quarzdiorit (mit Paralleltext.)



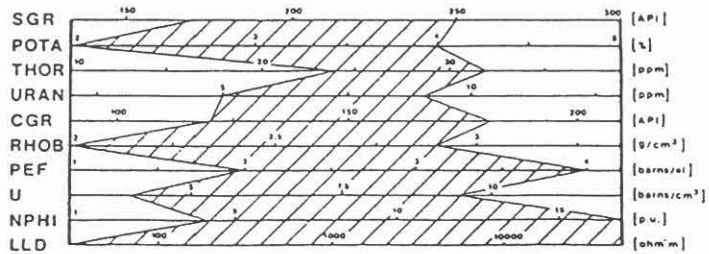
### Mikro-Quarzdiorit (ohne Paralleltext.)



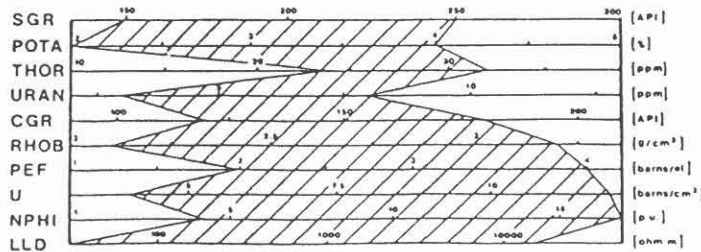
### Granitoide Einschaltungen bzw. Aplite



### Hydrothermale Alteration



### Offene Klüfte



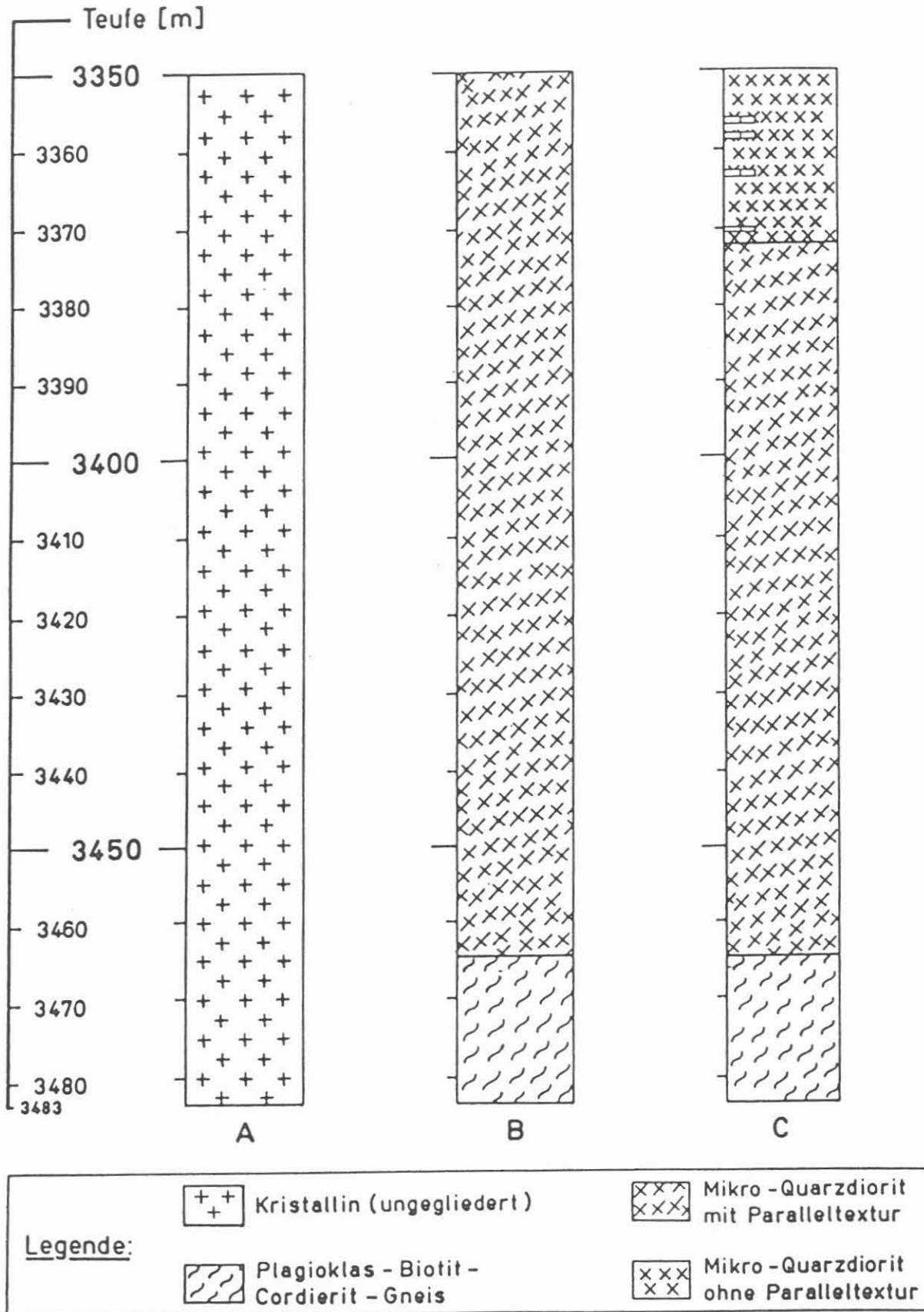
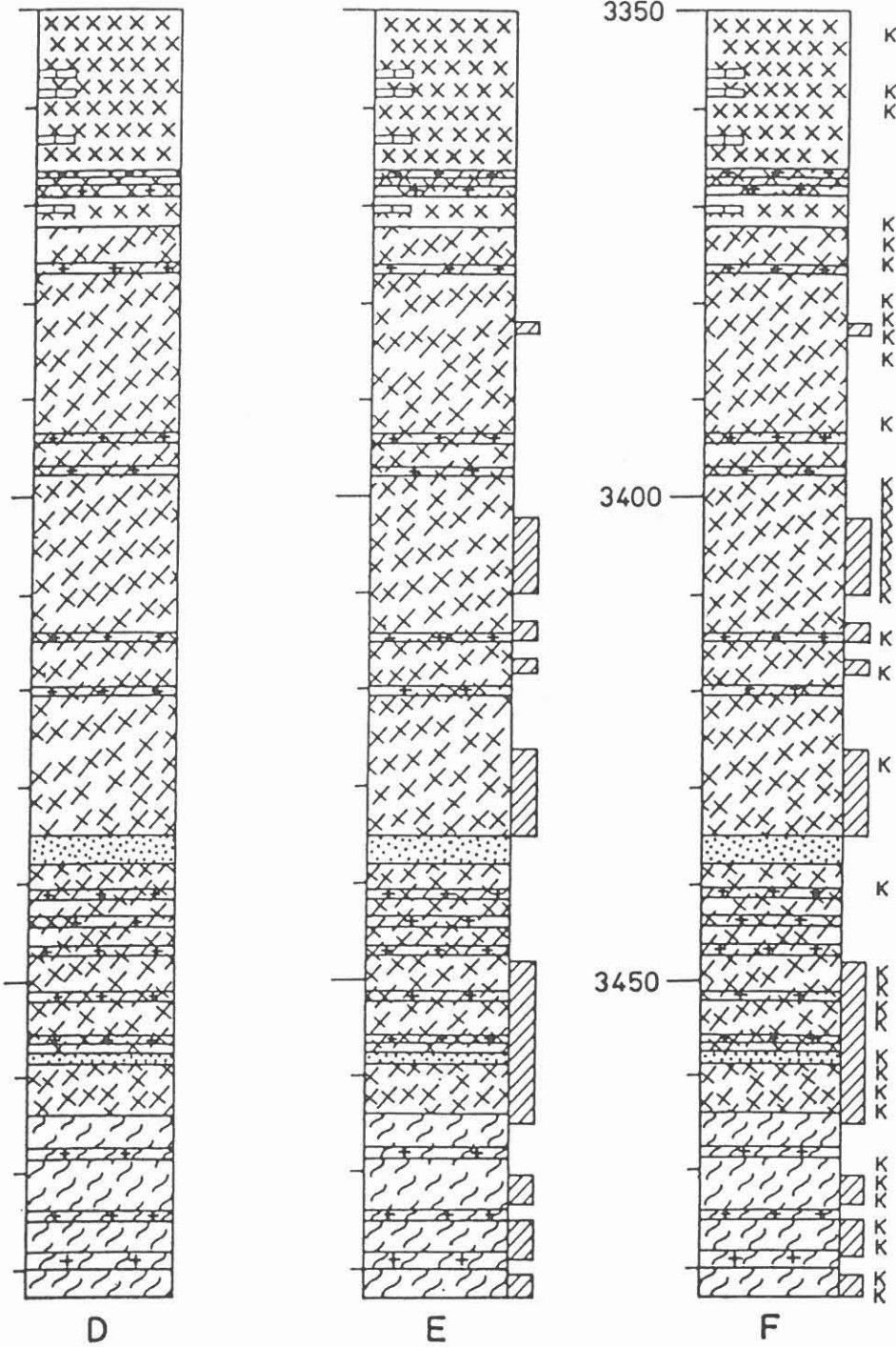


Abb.9: Bohrung Urach 3 - Vertiefung  
Entwicklungsstadien eines synthetischen, geologischen Bohrprofils



Granitoide Einschaltungen



Aplit



stärkere Pyritführung



Alterationszone

K

offene Klüfte



Die Hauptmenge des Thoriums (bis zu 90 %) konzentriert sich in einigen Akzessorien, in deren Kristallgitter es eingebaut werden kann (ROGERS & ADAMS 1969). Während die häufiger auftretenden Nebengemengteile (Zirkon, Titanit (Sphene), Apatit, Epidot) nur mäßig Thorium aufweisen, ist in den seltener vorkommenden Mineralen (Monazit, Allanit und Thorit) der wesentliche Thoriumanteil konzentriert (LARSEN & PHAIR 1954; vgl. Tab.4).

MINERAL	THORIUM (ppm)	MINERAL	THORIUM (ppm)
Accessory		Major	
Allanite	500-20000	Biotite	0.5-50
Apatite	20-150	Hornblende	5-50
Epidote	50-500	Potassium feldsp.	3-7
Magnetite	0.3-20	Olivine	low
Monazite	25000-200000	Plagioclase	0.5-3.0
Sphene	100-600	Pyroxene	2-25
Xenotime	low	Quartz	0.5-6.0
Zircon	50-4000		

Tab.4: Thorium in Mineralen magmatischer Gesteine  
(nach: ADAMS, OSMOND & ROGERS 1959)

- Im Gegensatz zum Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis treten im Mikro-Quarzdiorit zum einen Hornblenden auf, zum anderen enthält er im Durchschnitt ca. 20 % mehr Biotit (Tab.2). Unter den gesteinsbildenden Mineralen besitzen gerade diese beiden den größten Anteil an Thorium (Tab.4).

- Von den thoriumreichen Akzessorien sind Apatit und Monazit in beiden Gesteinen vertreten (Kap. 2.2.2.). Epidot, Titanit, Magnetit und insbesondere Allanit werden jedoch nur im Mikro-Quarzdiorit beobachtet, der zudem mehr Zirkone als der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis enthält.

Spektrometrische Untersuchungen an Gesteinsproben aus dem Bereich oberhalb der Vertiefung ergaben ebenfalls unterschiedliche Thoriumwerte für Mikro-Quarzdiorit und Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Tab.5).

Im Hinblick auf die Loginterpretation kann der Thoriumgehalt demnach als ein eindeutiges Unterscheidungskriterium zwischen den beiden lithologischen Einheiten gelten. Der Vergleich der Laborergebnisse (Tab.5) mit denen der bohrlochgeophysikalischen Messungen zeigt zudem, daß die NGS-Sonde auch im Kristallin recht zuverlässige Absolutwerte liefert.

Differenziert man im Composite-Log (Abb.7) die beiden Bereiche mit Thorium größer bzw. kleiner 24 ppm, so ergeben sich mit den Maximum- und Minimumwerten der übrigen Logs die Elektrofaziesdiagramme für Mikro-Quarzdiorit (Abb.8; Tab.3/6) und Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Abb.8; Tab.3/4):

- die höheren SGR- und CGR- Werte des Mikro-Quarzdiorits sind



durch dessen größeren Thoriumgehalt bedingt.

	Probennr.	Teufe (m)	Thorium (ppm)
Plag.-Biotit- Cord.-Gneis	30	2013	13,5
	31		13,6
	32	2195	31,9
	33	2420	17,7
	34		17,5
Mikro-Quarzdiorit	37	3128	25,7
	38	3301	27,8
	39	3306	27,4
	40	3328	27,6

Tab.5: Bestimmung von Thorium an Kernen aus der Bohrung Urach 3  
(nach: HÄNEL & ZOTH 1982)

- Ebenso werden im Mikro-Quarzdiorit z.T. höhere Dichten (RHOB) als im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis registriert. Tendenziell stimmt dies mit Labormessungen an Kernproben aus dem Bereich oberhalb der Vertiefung überein. Gravimetrisch wurden durchschnittliche Dichten von  $2,76 \text{ g/cm}^3$  für den Mikro-Quarzdiorit und von  $2,71 \text{ g/cm}^3$  für den Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis ermittelt (PLAUMANN & WOHLBERG 1982). Identische Mittelwerte lassen sich auch mit Hilfe der Modalanalysen (Tab.2) und den in der Literatur angegebenen Mineraldichten (Tab.6) berechnen.

Ähnliches gilt für den photoelektrischen Effekt (PEF) und somit auch für den photoelektrischen Querschnitt (U). Sowohl aus den Logs (Tab.3) als auch aus der theoretischen Berechnung auf der Grundlage der Gesteinsmatrix ergeben sich für beide physikalischen Parameter höhere Werte im Mikro-Quarzdiorit (Tab.6:  $3,25 \text{ barns/el}$ ;  $9,25 \text{ barns/cm}^3$ ) als im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis ( $2,80 \text{ barns/el}$ ;  $7,85 \text{ barns/cm}^3$ ).

Zum einen ist das LDT nicht auf kristallines Gestein geeicht, so daß keine absoluten Meßwerte erwartet werden können, zum anderen sind schon wegen der großen Bohrlochauskesselungen keine präzisen Sondenantworten für RHOB und PEF möglich. Die Ergebnisse der Messungen sind daher für eine klare Differenzierung der beiden Gesteine nicht geeignet; Tendenzen - wie oben beschrieben - lassen sich dennoch deutlich erkennen.

- Die niedrigste scheinbare Neutronenporosität (NPPI) wird im Mikro-Quarzdiorit gemessen, obwohl dieser insgesamt stärker geklüftet ist als der Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Kap.2.2.3.).

Der Literatur können experimentell bzw. rechnerisch ermittelte Werte entnommen werden, die anzeigen, in welcher Größenordnung die Messung der Neutronenporosität von den einzelnen Mineralen beeinflusst wird (Tab.6). Mit Hilfe der Modalanalysen (Tab.2)

	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	Pe (barns/el)	U (barns/cm <sup>3</sup> )	$\phi$ CNT (p.u.) Limestone	$\Delta t$ ( $\mu$ s/ft)	Formel
Quarz	2,65	1,81	4,79	-2	55,5	SiO <sub>2</sub>
Orthoklas	2,55	2,86	7,21	-3	69	KAlSi <sub>3</sub> O <sub>8</sub>
Plagioklas (30% An/70% Ab)	2,66	2,12	5,62	-2	47,8	
Albit	2,62	1,68	4,35	-2	49	NaAlSi <sub>3</sub> O <sub>8</sub>
Anorthit	2,76	3,13	8,58	-2	45	CaAl <sub>2</sub> Si <sub>2</sub> O <sub>8</sub>
Biotit	3,01	6,27	18,75	21	50,8	K(Mg,Fe) <sub>3</sub> (OH) <sub>2</sub> [(Al,Fe)Si <sub>3</sub> O <sub>10</sub> ]
Chlorit	2,77	6,3	17,38	52	?70	(Mg,Fe,Al) <sub>6</sub> (OH) <sub>8</sub> [(Si,Al) <sub>4</sub> O <sub>10</sub> ]
Muskovit	2,83	2,4	6,74	20-25	49-60	KAl <sub>2</sub> (OH,F) <sub>2</sub> [AlSi <sub>3</sub> O <sub>10</sub> ]
Amphibol	3,2	5,99	19,17	8	43,8	Ca <sub>2</sub> NaMg <sub>2</sub> Fe <sub>2</sub> (O,OH) <sub>2</sub> [AlSi <sub>8</sub> O <sub>22</sub> ]
Cordierit	2,6	?3	?7,8	?2	?55	Mg <sub>2</sub> Al <sub>3</sub> [AlSi <sub>5</sub> O <sub>18</sub> ]
Pyrit	5,0	?16,9	84,68	-3	39,2	FeS <sub>2</sub>
Mikro-Quarzdiorit	2,76	3,25	9,25	5	51,5 (5,9km/sec)	
Plagioklas-Biotit- Cordierit-Gneis	2,71	2,80	7,85	6	53,9 (5,6km/sec)	
Granitoide Einsch.	2,68	2,64	7,30	0	54,0 (5,6km/sec)	

Tab.6: Logcharakteristika von Mineralen in Sedimentgesteinen (nach: SERRA 1986).  
(Die Werte für die Gesteine wurden auf der Grundlage  
ihrer jeweils durchschnittlichen Mineralzusammensetzung  
(Tab.2) berechnet.)

läßt sich berechnen, wieviel allein die Gesteinsmatrix zu der registrierten Neutronenporosität beiträgt.

Die Werte wurden für Minerale im Sedimentgestein ermittelt; die in situ-Bedingungen des Gebirges sind nicht berücksichtigt. Dennoch wird deutlich, daß im Mikro-Quarzdiorit allein auf Grund der durchschnittlichen mineralogischen Zusammensetzung niedrigere Neutronenporositäten (5 p.u.) als im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (6 p.u.) zu erwarten sind.

Die im Durchschnitt höheren Neutronenporositäten des Gneises lassen sich außerdem durch dessen intensivere hydrothermale Alteration sowie durch seinen ursprünglich sedimentären Charakter und der damit verbundenen textuellen Heterogenität begründen. Verglichen mit dem Mikro-Quarzdiorit ist der Gneis von grobkörnigem und weniger dichtem Habitus und zeigt eine ausgeprägte Lagentextur. Auch RITCH (1975) vermerkt für Parametamorphite eine Abhängigkeit der Logantworten vom sedimentären Edukt.

- Der relativ niedrige Gebirgswiderstand, der im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis gemessen wird (<3000 ohm m), steht zum einen mit dem etwas höheren Erzanteil des Gneises (Tab.2), zum anderen mit dessen Textur und alterierten Gesteinsmatrix, d.h. mit der höheren Neutronenporosität, in Zusammenhang.

- Auch durch die seismischen Geschwindigkeiten - wenngleich im Elektrofaziesdiagramm nicht dargestellt - lassen sich die beiden lithologischen Einheiten voneinander unterscheiden. Im Mikro-Quarzdiorit treten mittlere  $v_p$ -Werte von ca. 5,9 km/sec auf, im Gneis verlangsamen sich die Geschwindigkeiten auf ca. 5,4 km/sec (Abb.7). Ähnliche Werte lassen sich auch auf Grund der mineralogischen Zusammensetzung (Tab.6) errechnen und werden außerdem für die gleichen Gesteine oberhalb der Vertiefung von WOHLBERG (1982) und STENGER (1982) als repräsentativ angegeben.

Zusammenfassend unterscheiden sich die beiden Elektrofaziesdiagramme mit Thorium als diskriminantestem Parameter insoweit, als daß sich die Grenze zwischen Mikro-Quarzdiorit und Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis eindeutig bei 3464,5 m ziehen läßt (Abb.9 B).

### 2.3.3. Mikro-Quarzdiorit mit bzw. ohne Paralleltextrur

Aus dem Composite-Log (Abb.7) ist für den oberen Bereich des Mikro-Quarzdiorits eine plötzliche Dichtezunahme (RHOB) abzulesen. Das gleiche gilt, allerdings weniger deutlich, für den photoelektrischen Querschnitt (U) und für den photoelektrischen Effekt (PEF).

Die Neutronenporosität (NPFI) zeigt dementsprechend kleinere Werte als im Liegenden. Der Gebirgswiderstand (LLD) erreicht zwar noch Spitzen von 50.000 ohm m, ist insgesamt aber erniedrigt.

Auf dem Cross-Plot "U gegen RHOB mit PEF in der Z-Achse" (Abb.11) läßt sich dieser Bereich mit Dichten größer  $2,9 \text{ g/cm}^3$  ( $U > 8 \text{ barns/cm}^3$ ) deutlich von dem mit Dichten kleiner  $2,9 \text{ g/cm}^3$  ( $U < 10 \text{ barns/cm}^3$ ) unterscheiden.

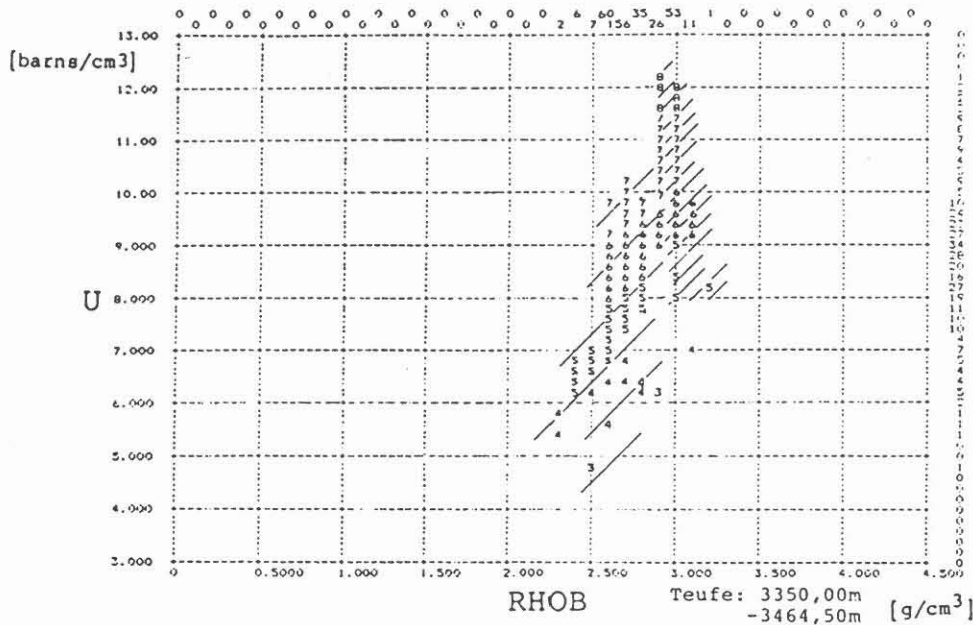


Abb.11: Unterscheidung des Mikro-Quarzdiorits mit  bzw. ohne Paralleltextrur 

Betrachtet man im Vergleich hierzu das geologische Profil (Abb.4), so erkennt man, daß gerade dieser Abschnitt des Mikro-Quarzdiorits im Gegensatz zum Liegenden keine angedeutete metamorphe Paralleltextrur, dafür aber eine verstärkte Pyritführung (Kap.2.2.2.5.) zeigt. D.h., die Sonden haben das kompaktere Gesteinsgefüge und /oder den höheren Pyritgehalt im oberen Bereich des Diorits erkannt.

Mit RHOB, U und NPFI als diskriminante Parameter können zwei Elektrofaziesdiagramme (Abb.8), deren Werte auch Tabelle 3/7 bzw. Tabelle 3/8 zu entnehmen sind, aufgestellt werden. Die Grenze zwischen dem Mikro-Quarzdiorit mit Paralleltextrur und dem ohne Paralleltextrur, aber stärkerer Pyritführung, liegt auf Grund der Messungen bei 3372m (Abb.9 C).

#### 2.3.4. Granitoide Einschaltungen und Aplite

Sowohl im Mikro-Quarzdiorit als auch im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis treten granitoide Einschaltungen auf (Abb.4).

Als saure Differentiate unterscheiden sie sich von dem Restgestein durch ihren größeren Anteil an Kalifeldspat (Tab.2) und dem damit verbundenen höheren Kaliumgehalt (chem. Analysen, BAUER 1987). Bei der magmatischen Differentiation reichert sich neben Kalium auch Thorium an (WHITFIELD, ROGERS & ADAMS 1959). Dies gilt besonders für granitische Gesteine, die nicht über aktiven Subduktionszonen, sondern, wie hier, intrakrustal gebildet wurden (HAACK 1982, Tab.7). Unter dieser Voraussetzung lassen sich auf dem Cross-Plot "Thorium gegen Kalium" (Abb.12) zwei Bereiche markieren, in denen die spektrometrischen Meßwerte für die granitoiden Einschaltungen zu suchen sind ( $K > 3\%$ ,  $Th > 28\text{ ppm}$  bzw.  $> 12\text{ ppm}$ ).

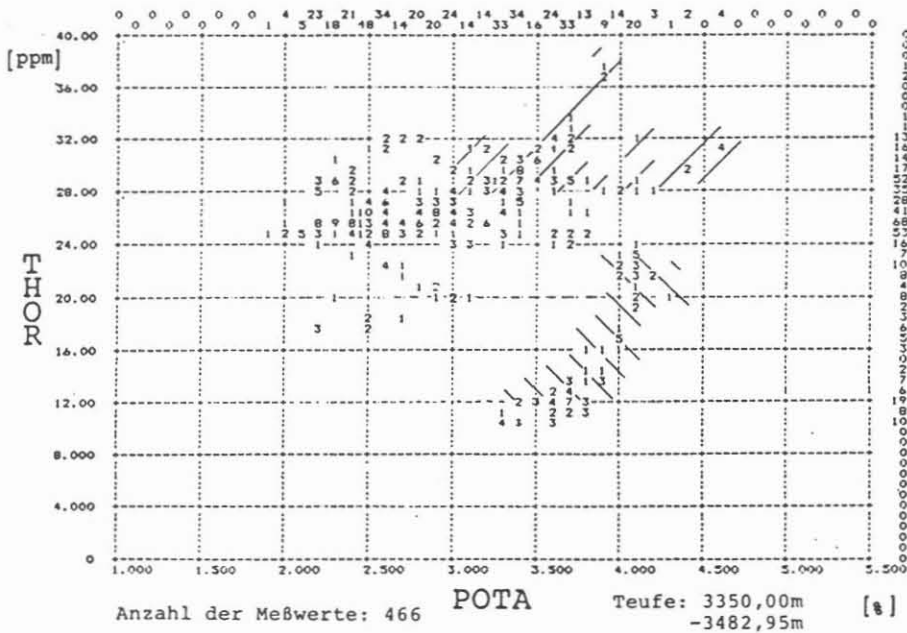




Abb.12: Unterscheidung granitoider Einschaltungen bzw. Aplite im Mikro-Quarzdiorit  und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis 

Die Dichte granitoider und granitischer Gesteine ist im allgemeinen relativ niedrig (meist  $< 2,7\text{ g/cm}^3$ ; WOHLBERG 1982). Auch für die hier eingeschalteten Granitoide ergibt sich auf der Basis der mineralogischen Zusammensetzung (Tab.6) eine geringere Dichte ( $2,68\text{ g/cm}^3$ ) als für den Mikro-Quarzdiorit und den Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Kap.2.3.2.). Ähnliches gilt für den photoelektrischen Effekt ( $2,64\text{ barns/el}$ ) und den photoelektrischen Querschnitt ( $7,30\text{ barns/cm}^3$ ). Auf dem Cross-Plot "U gegen RHOB mit PEF in der Z-Achse" ist daher der Bereich mit den niedrigsten Werten den granitoiden Einschaltungen zuzuordnen (Abb.13). Im Vergleich zur Dichte ist hier der photoelektrische Effekt als Parameter diskriminanter.

Granite lassen sich in der Loganalyse nicht zuletzt auch durch ihre niedrige Neutronenporosität von anderen Gesteinen unterscheiden (KEYS 1979; Tab.6). Im Bereich des Mikro-Quarzdiorits ist dies deutlich aus dem Cross-Plot "NPHI gegen CGR

	K (%) AM min...max	Th (ppm) AM min...max	U (ppm) AM min...max
1			
Old Sediments:			
Greywackes	1,33 0,4...2,1	6,9 1,5...12,3	2,0 0,5...4,6
Shales & siltstones (excluding black shales)	2,29 0,64..8,5	11,5 3,35..33,5	3,4 1,0...9,0
Metamorphic rocks:			
Gneisses	3,10 0,32..4,33	12,5 0,98..24,8	4,1 0,50..13,1
2			
Diorites, quarzdiorites	1,83 0,5...2,72	9,2 0,9...23,0	2,6 0,37...9,4
3			
Granodiorites not above active subduction zones	2,61 1,22..4,68	14,6 2,7...36,0	3,6 0,74..14,4
Granites not above active subduction zones	3,89 1,4...6,4	26,0 2,23..139,1	5,9 0,63...35,2
Aplitic Granites	3,45 3,2...3,7	25,9 12,6...39,2	10,5 3,0...21,1

Tab.7: Gehalte an Kalium, Thorium und Uran in

mit plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis s. 1),  
mit Mikro-Quarzdiorit s. 2),  
mit granitoiden Einschaltungen bzw. Apliten s. 3)  
vergleichbaren Gesteinen (nach: HAACK 1982)

(=THOR+POTA)" abzulesen (Abb.14). Mit ansteigendem Thorium- und Kaliumgehalt nimmt die scheinbare Neutronenporosität ab.

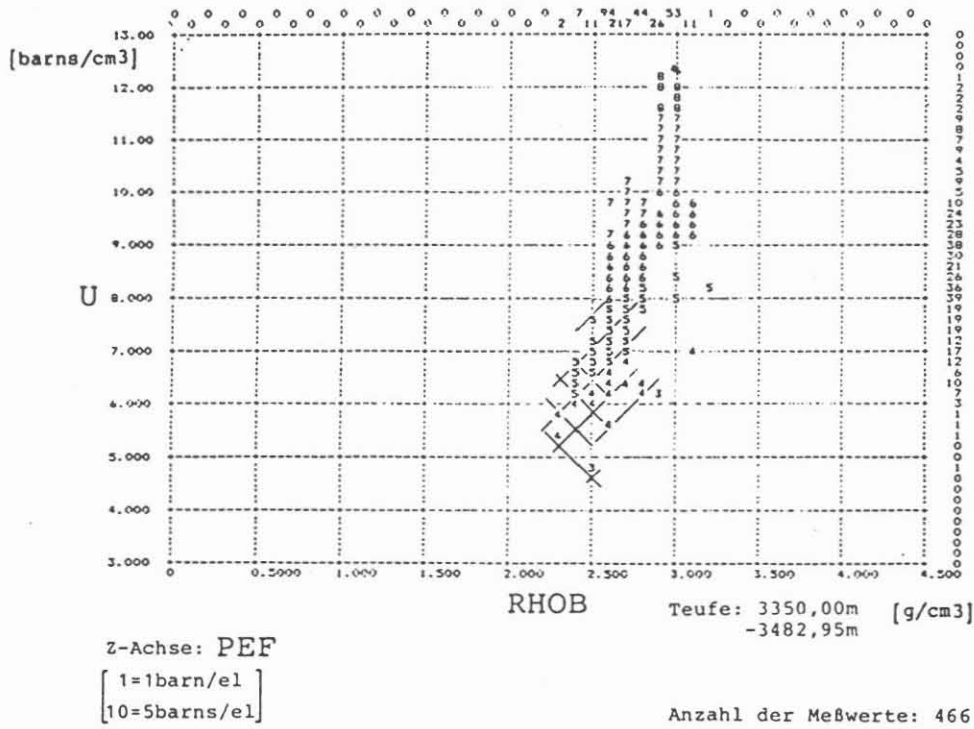




Abb.13: Unterscheidung granitoider Einschaltungen bzw. Aplite im Mikro-Quarzdiorit  und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis 

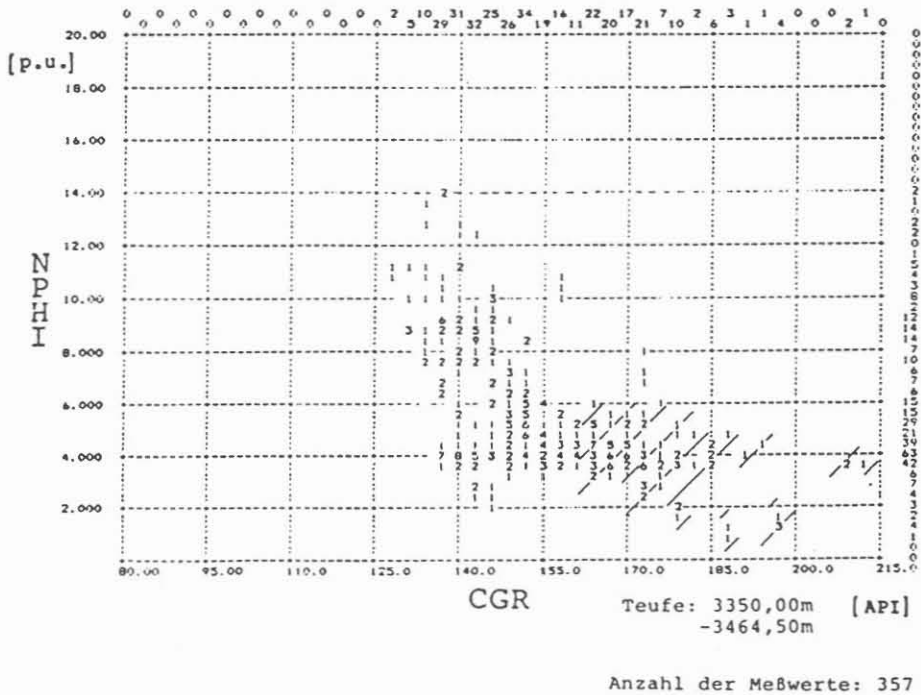


Abb.14: Unterscheidung granitoider Einschaltungen bzw. Aplite im Mikro-Quarzdiorit

Unter Berücksichtigung der obengenannten Parameter ergeben sich die beiden Elektrofaziesdiagramme für granitoide Einschaltungen im Mikro-Quarzdiorit (Abb.8, Tab.3/9) und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (Abb.8, Tab.3/3). Für die Erkennung von Apliten ist ein zusätzlich hoher Urangehalt Voraussetzung ( $>8$  ppm; s. auch Tab.7).

In Abbildung 9 D sind die Bereiche, in denen die Werte des Composite-Logs mit denen der Elektrofaziesdiagramme übereinstimmen, als granitoide Einschaltungen bzw. Aplite gekennzeichnet.

### 2.3.5. Hydrothermale Alteration

Generell sind für Quarzdiorite mittlere Thoriumgehalte von 9,2 ppm charakteristisch; im einzelnen sind jedoch Schwankungen zwischen ca. 1 ppm und 23 ppm möglich (Tab.7, HAACK 1982). In tonigen Grauwacken, dem Edukt des Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneises, bewegt sich der Thoriumgehalt zwischen ca. 7 ppm und 12 ppm (vgl. auch Tab.7). Verglichen mit diesen Literaturwerten werden im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (10-24 ppm) und im Mikro-Quarzdiorit ( $>24$  ppm) recht hohe Thoriumgehalte gemessen, wengleich auch die Spitzenwerte den granitoiden Einschaltungen zuzuordnen sind.

Inwieweit für die Zufuhr von Thorium metasomatische Prozesse verantwortlich sind, ist bisher noch nicht eindeutig geklärt. Nach WHITFIELD, ROGERS & ADAMS (1959) lassen sich erhöhte Thoriumgehalte jedoch sekundär durch hydrothermale Alteration erklären (Kap.2.2.2.4.)

Um besonders intensiv überprägte Zonen im Bereich der Vertiefung (Abb.4) identifizieren zu können, bietet sich zunächst das NPHI-Log an. Die vom CNT registrierte Wasserstoff-Ionenkonzentration ist abhängig von

- der primären intergranularen Porosität
- der sekundären Kluftporosität und
- dem Kristallwasser, d.h. den OH-Gruppen der Minerale.

HINZE, NOVER & WILL (1981) fanden in hydrothermal alterierten Kernen aus dem Bereich oberhalb der Vertiefung ca. 10-20% erhöhte Porositäten, die eine vermehrte Elektrolytführung erlauben. Die für die Alteration verantwortlichen Fluide sind im Kristallin hauptsächlich an die Wegsamkeit von Klüften gebunden, so daß die sekundäre Kluftporosität in hydrothermal veränderten Zonen erhöht sein muß. Zudem bildeten sich bei der Alteration OH-reiche Sekundärminerale wie Muskovit und Chlorit (Tab.2, Kap.2.2.2.4.).

Für den Mikro-Quarzdiorit und insbesondere für den intensiv zersetzten Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis ist daher anzunehmen, daß in den hydrothermal besonders stark überprägten Zonen erhöhte Neutronenporositäten gemessen werden. Solche erhöhten Werte können jedoch auch von offenen, wasserführenden Klüften hervorgerufen werden, weshalb für die eindeutige Identifizierung der alterierten Zonen zusätzliche Kriterien notwendig sind.



In normalen, gesteinsbildenden Mineralen ist Uran genau wie Thorium nur in sehr geringen Mengen eingebaut, während sich in wenigen Akzessorien höhere Konzentrationen finden. Der größte Teil des Urans liegt fein verteilt als submikroskopische Einschlüsse auf Korngrenzen, Rissen und inneren Oberflächen lose gebunden vor und läßt sich relativ leicht mobilisieren (HAACK 1982).

Unter reduzierenden Bedingungen ist Uran in seiner tetravalenten Form (z.B.  $UO_2$ , Uraninit) unlöslich (SERRA, BALDWIN & QUIREIN 1980). Im Gegensatz zu Thorium läßt es sich in Abhängigkeit vom Oxydationspotential, der Temperatur, dem Druck und der Zusammensetzung des Systems zum sechswertigen Uran oxydieren. Dieses ist meist in Form des Uranyl-Ions ( $UO_2^{2+}$ ) sehr leicht löslich, wodurch die häufig irreguläre Verteilung von Uran zu erklären ist (ADAMS, OSMOND & ROGERS 1959).

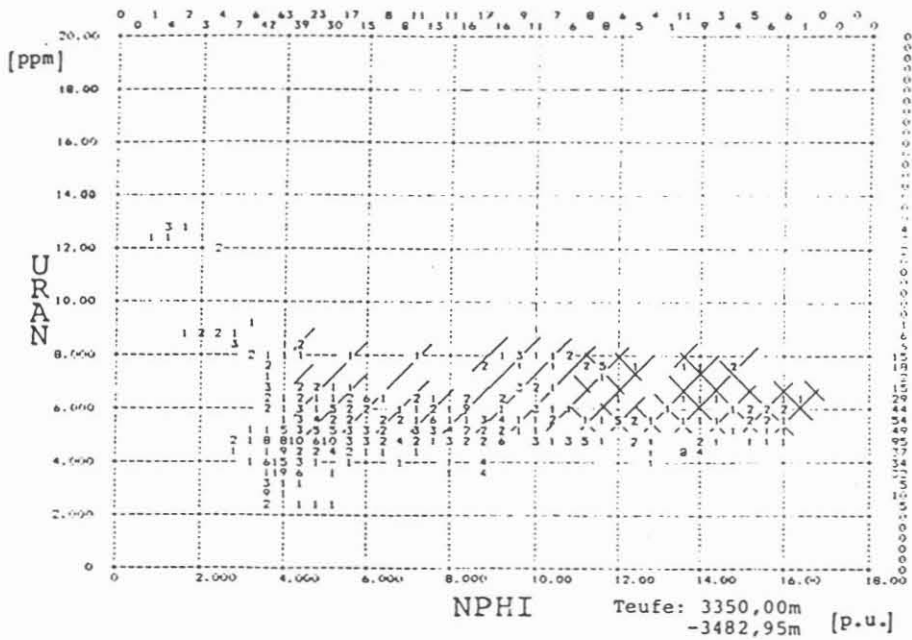
Das Thorium/Uran-Verhältnis im Bereich der Vertiefung (2 bis 10; NGS-Messung) weicht deutlich von dem für Intrusivgesteine typischen Wertebereich von 3 bis 5 (STUCKLESS, BUNKER, BUSH, DOERING & SCOTT 1977, HEIER & ADAMS 1965) ab. Neben der Zufuhr von Thorium spricht dies für eine hydrothermal verursachte Mobilisierung des Urans (ROGERS & ADAMS 1969).

Nach STENGER (1982) unterscheiden sich die frischen und alterierten Zonen des Uracher Kristallins im Oxydationsgrad ( $100 Fe_2O_3 / Fe_2O_3 + FeO$ ). In den hydrothermal veränderten Gesteinen nimmt der Oxydationsgrad leicht ab; d.h. die Alterationsprozesse scheinen in schwach reduzierendem Milieu abgelaufen zu sein.



Die enge Vergesellschaftung sulfidischer Erzminerale (Pyrit) mit den Zersetzungszonen bestätigt dies (Kap.2.2.2.4.). Da Uran im reduzierenden Milieu unlöslich ist, kann angenommen werden, daß es in den intensiv alterierten Bereichen gemeinsam mit den Erzmineralen ausgefällt wurde (Epidot als Sekundärmineral). Für die hydrothermale Lösung muß ein zunächst relativ hoher Sauerstoffgehalt und unter veränderten chemophysikalischen Bedingungen eine Absenkung desselben vermutet werden. Die in den Fluiden u.a. gelösten Uranyl-Ionen und Sulfate sind im wesentlichen entlang von Kluftflächen transportiert worden, weshalb die zersetzten Zonen rezent von verheilten Äderchen und zum Teil noch offenen Klüften durchsetzt sind.

Die hydrothermal intensiv alterierten Gesteine lassen sich somit durch eine erhöhte scheinbare Neutronenporosität ( $>4,2$  p.u. bzw.  $>10,8$  p.u.) sowie durch eine Zunahme an Uran ( $\geq 5$  ppm) charakterisieren. Auf dem Cross-Plot "URAN gegen NPHI" (Abb.15) sind die jeweiligen Bereiche für die alterierten Zonen im Mikro-Quarzdiorit und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis markiert (1).

- (1) Die extrem hohen Uranwerte mit kleinen Porositäten stehen nicht mit der Alteration in Verbindung, sondern sind den Apliten und zum Teil den granitoiden Einschaltungen zuzuordnen (Kap.2.3.4.).



Anzahl der Meßwerte: 466

Abb.15: Unterscheidung hydrothermaler Alterationen im Mikro-Quarzdiortit  und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis 

Entsprechend ergeben sich zwei Elektrofaziesdiagramme (Abb.8, Tab.3/10, 3/2); die teufengerechte Einordnung der intensiv überprägten Gesteine ist Abbildung 9 E zu entnehmen.

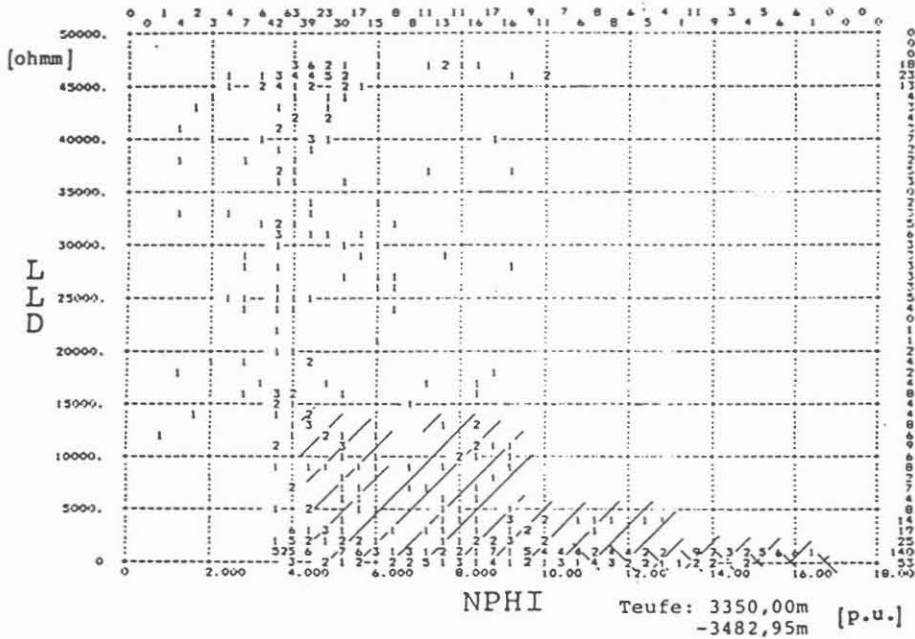
Ähnliche Zusammenhänge zwischen hydrothermalen Alterationsprozessen und bohrlochgeophysikalischen Meßergebnissen werden berichtet vom Schweizer Kristallin (Bohrung Böttstein, NAGRA 1985), von den Granite Mountains in Wyoming (STUCKLESS & NKOMO 1978) und von präkambrischen Gesteinen in New-Mexico (WEST & LAUGHLIN 1976).

### 2.3.6. Offene Klüfte

Die Salzgehalte der aus der Vertiefung der Bohrung Urach 3 gewonnenen Lösungen liegen um 10%. Nach BAUER, KAROTKE & ALTHAUS (1984) muß die Quelle für diese relativ hohen Salinitäten in den Kluftwässern liegen; etwaige Fluideinschlüsse in Mineralen können nur einen geringen Beitrag liefern. Damit sind für die offenen, wasserführenden Klüfte nicht nur erhöhte Neutronenporositäten sondern auch erniedrigte Widerstände zu erwarten.

Der gemessene Gebirgs-widerstand, der zudem auch von alterierten Zonen beeinflusst wird, ist jedoch auf Grund des Groningen-Effekts (d.h. hohe Widerstände im Hangenden überlagern niedrigere im Liegenden) kein sehr zuverlässiger Parameter. Dennoch

lassen sich unter Vorbehalt auf dem Cross-Plot "NPHI gegen LLD" (Abb.16) Bereiche für intensiv geklüftete Zonen im Mikro-Quarzdiorit (NPHI >4,2 p.u., LLD ≤15000 ohm m) und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis (NPHI >10,8 p.u., LLD <1000 ohm m) markieren.



Anzahl der Meßwerte: 466

Abb.16: Offene Klüfte im Mikro-Quarzdiorit  und im Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis 

Dem synthetischen geologischen Profil (Abb.9 F) ist zu entnehmen in welchen Bereichen die in den Elektrofaziesdiagrammen (Abb.8; Tab.3/11, 3/1) enthaltenen Bedingungen erfüllt sind. Naturgemäß überschneiden sich Zonen mit hohen Klüftigkeitsziffern häufig mit denen intensiver hydrothermalen Alteration.

Zuverlässiger für die Ortung offener Klüfte wären in jedem Falle die Meßergebnisse des Borehole-Televierers gewesen. Trotz mehrerer Einfahrten lieferte dieser für den Bereich der Vertiefung jedoch bislang keine interpretierbaren Daten.

#### 2.4. Diskussion der Ergebnisse

Die Analyse der bohrlochgeophysikalischen Messungen hat verdeutlicht, daß die Logs auch im Kristallin ausreichend Charakter zeigen, um eine qualitative Interpretation zu erlauben. Über mehrere Entwicklungsstadien kristallisierte sich für den Bereich der Vertiefung der Bohrung Urach 3 ein synthetisches Bohrprofil, ein FACIOLOG, heraus (Abb.9 F). Vergleicht man

dieses mit dem auf der Basis von Kernmaterial und Spülproben aufgestellten geologischen Profil, dem LITHOLOG (Abb.4), so sind folgende Aussagen zu treffen:

- sämtliche im Litholog aufgenommenen, geologischen Kriterien lassen sich auch im Faciolog voneinander unterscheiden (Abb.17).

- Bei der Festlegung der Grenzen zwischen den einzelnen Einheiten ergeben sich geringfügige Teufenunterschiede in den beiden Profilen (Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis/ Mikro-Quarzdiorit; Mikro-Quarzdiorit mit/ Mikro-Quarzdiorit ohne Paralleltexur, aber verstärkter Pyritführung; granitoide Einschaltungen und Aplite). Da das Litholog im wesentlichen auf der Auswertung von Spülproben beruht, ist den Grenzen, die aus den Bohrlochmessungen ermittelt wurden, eine größere Genauigkeit zuzuschreiben.

- Die Zonen mit zunehmender und abnehmender hydrothermalen Alteration bzw. Klüftigkeit stimmen teufenmäßig in beiden Profilen - insbesondere im Liegenden - gut miteinander überein.

- Die Bereiche der granitoiden Einschaltungen erscheinen im Litholog sehr mächtig. Dies liegt daran, daß auf der Basis des Sampler-Logs granitoide Gängchen nicht von unregelmäßig im Gestein auftretenden, leukokraten Schlieren unterschieden werden können. Im Faciolog sind, der geringeren Mächtigkeit und klaren Abgrenzung nach zu urteilen, hingegen granitoide Gänge i.e.S. erfaßt worden.

Im Hinblick auf die Vorbohrung der KTB sind nach Bearbeitung des Pilotprojekts Urach 3 folgende Ergebnisse festzuhalten:

- die Bohrlochmessungen enthalten auch im Kristallin so viel Information, daß sich aus den Daten ein detailliertes geologisches Profil erarbeiten läßt.

- Für die zuverlässige Eichung der Meßergebnisse an der Lithologie ist ein umfangreicher Kerngewinn Voraussetzung.

- Ebenso bedeutend ist ein wenig gestörtes Caliber. Für die im Bereich von Auskesselungen registrierten Werte existieren nur Korrekturen, die für Sedimente entwickelt wurden und damit zu neuen Fehlern führen.

- Eine makroskopische Beschreibung des Kernmaterials reicht im Kristallin für eine aussagekräftige Loginterpretation nicht aus. Im Gegensatz zum Sediment (Porosität, Textur!) hängen die petrophysikalischen Eigenschaften hier fast ausschließlich von der komplexen mineralogischen Zusammensetzung ab. Eine qualitative und quantitative, mikroskopische Analyse ist daher Voraussetzung, um die Zusammenhänge zwischen Lithologie, Petrophysik, Geochemie und Bohrlochgeophysik verstehen zu können.

- Für die Zuordnung der unterschiedlichen Sondenantworten zu

# Vergleich der beiden geologischen Bohrprofile

Teufe [m]

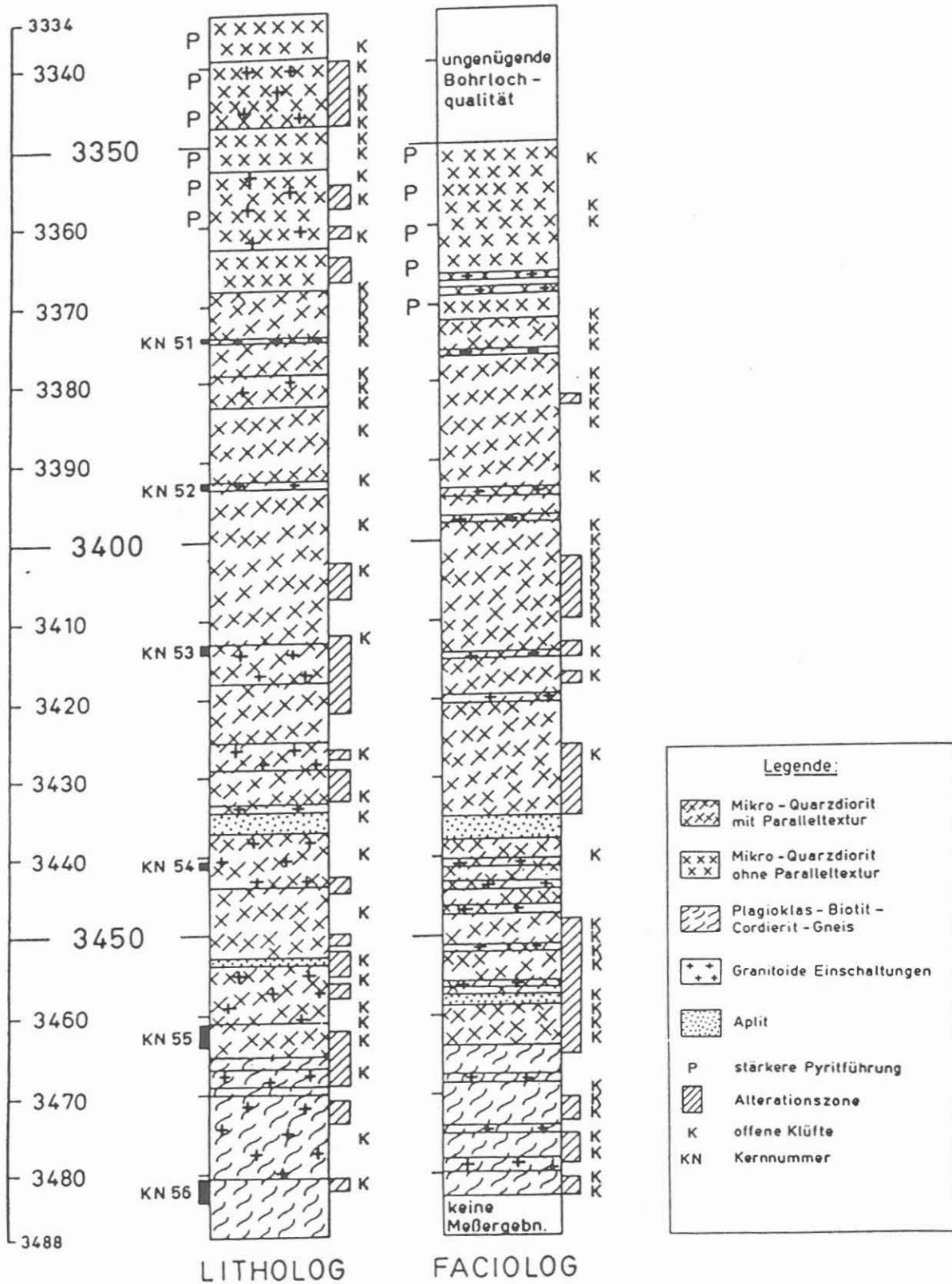


Abb.17

den einzelnen lithologischen Parametern erwies sich die Cross-Plot-Methode von grundlegender Bedeutung. Mit Hilfe der Cross-Plots lassen sich die Elektrofaziesdiagramme und damit letztlich auch das synthetische Bohrprofil entwickeln.

- In Abbildung 18 ist zusammenfassend nochmals dargestellt, welche Logs für die Identifizierung welcher lithologischen Einheiten und Merkmale als besonders signifikant einzustufen sind.

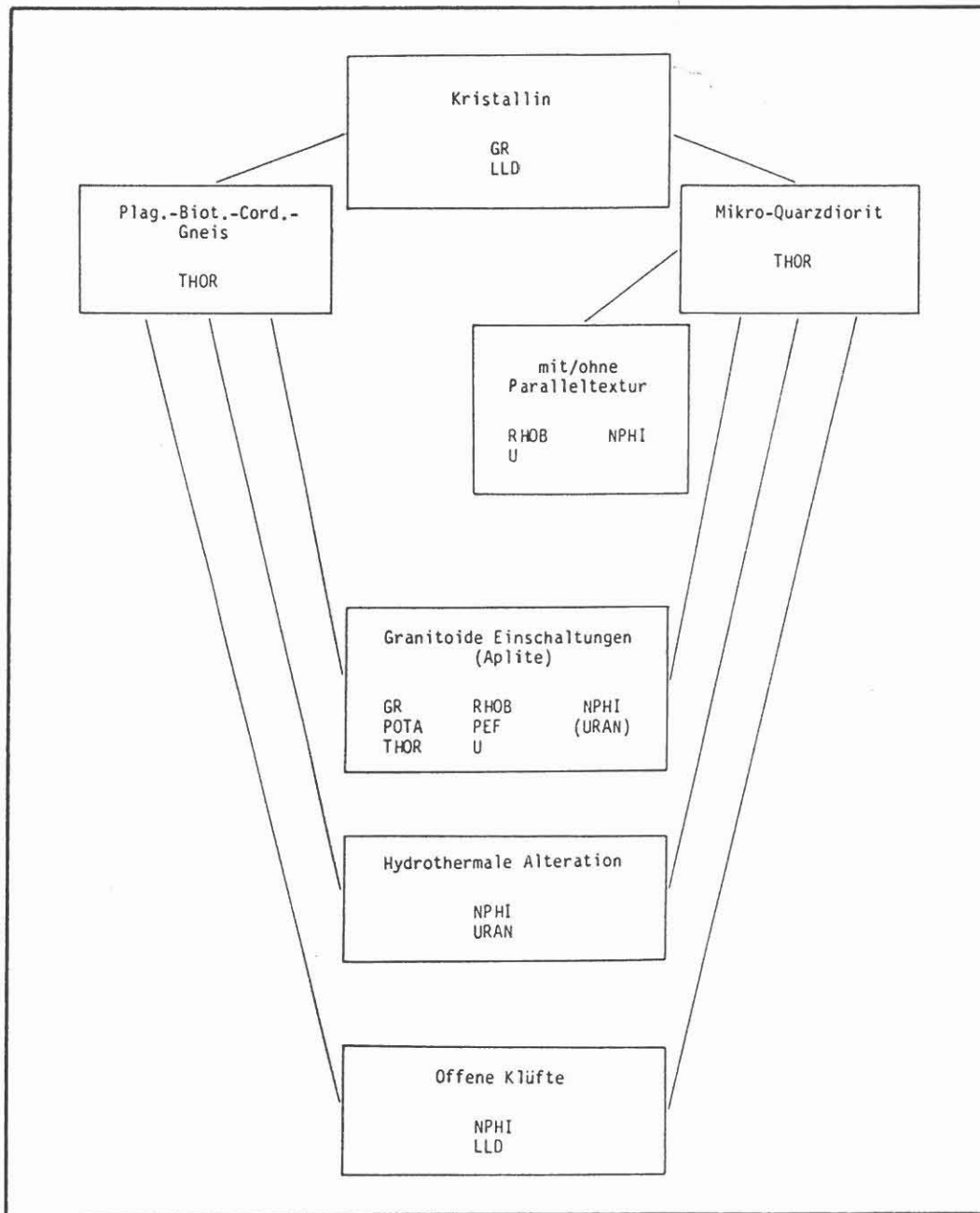


Abb.18: Die für die Identifizierung der einzelnen lithologischen Parameter signifikanten Logs.

- Detailliertere Aussagen zum Gefüge sind für KTB insbesondere auf Grund der BHTV- und der FMST-Messungen zu erwarten.

- Im Sinne einer zuverlässigen Auswertung wären ein besseres Auflösungsvermögen des DLL im Bereich hoher Gebirgswiderstände, eine Eichung des LDT und CNL im Gneisgebirge sowie die Entwicklung von Korrekturprogrammen für kristallines Gestein hilfreich.

## 2.5. Zusammenfassung

Im Rahmen der Kontinentalen Tiefbohrung ist es Ziel des Forschungsvorhabens FACIOLOG mit Hilfe bohrlochgeophysikalischer Meßdaten ein lithologisches Bohrprofil zu rekonstruieren. Um zu erproben, inwieweit und mit welcher Methodik dies für kristallines Gestein möglich ist, wurde die geophysikalisch umfangreich vermessene Vertiefungsstrecke (3334m- 3488m) der Bohrung Urach 3 in Form eines Pilotprojektes bearbeitet.

Auf der Basis des Sampler-Logs und makro- sowie mikropetrographischer Analysen am Kernmaterial ließ sich ein geologisches Bohrprofil, ein Litholog, aufstellen. Unter Berücksichtigung von Petrographie, Petrophysik und Geochemie konnten die Meßergebnisse der einzelnen Sonden (GR,NGS,LDT,CNT,SLS,DLL) insoweit interpretiert werden, als daß sich alle im Litholog aufgenommenen geologischen Einheiten bzw. Merkmale voneinander unterscheiden und in einem synthetischen Bohrprofil, dem Faciolog, teufengerecht einordnen lassen. Eindeutig zu differenzieren sind Plagioklas-Biotit-Cordierit-Gneis, Mikro-Quarzdiorit, Mikro-Quarzdiorit mit bzw. ohne metamorphe Paralleltexur, aber verstärkter Pyritführung, granitoide Einschaltungen bzw. Aplite, intensiv hydrothermal alterierte Zonen und offene Klüfte.

Auch im Kristallin enthalten die Logs demnach soviel Information, daß sich mit ihrer Hilfe ein lithologisches Bohrprofil erarbeiten läßt. Methodisch erwies sich die Anwendung von Cross-Plots und von Elektrofaziesdiagrammen als außerordentlich hilfreich. Ein Verständnis für die Zusammenhänge zwischen Sondenantworten und Lithologie war erst durch die Kenntnis der quantitativen Mineralzusammensetzung (Modalanalysen) möglich.

Zusammenfassend hat das Pilotprojekt Urach 3 für die Loginterpretation im Kristallin sehr erfolversprechende Ergebnisse geliefert. Betrachtet man das Faciolog, so erscheint die Untergliederung des Bohrlochabschnitts außerordentlich detailliert und im Hinblick auf die teufengerechte Einordnung sogar zuverlässiger als das Litholog.

### 3. Literaturverzeichnis

- ADAMS, J.A.S., OSMOND, J.K. & ROGERS, J.J.W. (1959): The Geochemistry of Thorium and Uranium.- In: AHRENS, L.H., PRESS, F., RANKAMA, K., RUNCORN, S.K. (Hrsg.): Physics and Chemistry of the Earth.-3: 298-348; London (Pergamon Press).
- BAUER, F. (1987): Die Kristallingesteine aus der Bohrlochvertiefung Urach 3 und ihre fluiden Einschlüsse: Eine Interpretation der hydrothermalen Überprägung anhand der Fluiddaten aus Einschlußmessungen.- Diss. Universität Karlsruhe.
- BAUER, F., KAROTKE, E., ALTHAUS, E. (1984): Bericht des Arbeitsbereichs Geochemie.- In: DIETRICH, H.-G. (1982): Erweiterte Zirkulation wässriger Fluide im Hot Dry Rock-System (Gneisgebirge) der Bohrung Urach 3.- Forschungsarbeiten im Rahmen des BMFT-Projektes 03 E-6060-A, 2. Zwischenbericht.
- DIETRICH, H.-G. (1982): Geological Results from the Urach 3 Borehole and the Correlation with other Boreholes.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- DIETRICH, H.-G. (1984): Erweiterte Zirkulation wässriger Fluide im Hot Dry Rock-System (Gneisgebirge) der Bohrung Urach 3.- Forschungsarbeiten im Rahmen des BMFT-Projektes 03 E-6060-A, 2. Zwischenbericht.
- DIETRICH, H.-G. (1987): Erweiterte Zirkulation wässriger Fluide im Hot Dry Rock-System (Grundgebirge) der Bohrung Urach 3.- Forschungsarbeiten im Rahmen des BMFT-Projektes 03 E-6060-A, Endbericht.
- HAACK, U. (1982): Radioaktivität der Gesteine.- In: ANGENHEISTER, G. (Hrsg.): Landolt-Börnstein. Physikalische Eigenschaften der Gesteine.- V, 1 (b); Berlin-Heidelberg-New York (Springer).
- HAMMERSCHMIDT & WAGNER (1983): K-Ar-Bestimmung an Biotiten aus der Forschungsbohrung Urach 3.- N. Jb. Miner., Mh. 83 (1): 35-48.
- HÄNEL, R. & ZOTH, G. (1982): Temperature Measurements and Determination of Heat Flow Density.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- HEIER, K.S. & ADAMS, J.A.S. (1965): Concentration of radioactive elements in deep crustal material.-



- Geochim. et Cosmochim. Acta, 29: 53-61; Northern Ireland (Pergamon Press).
- HINZE, E., NOVER, G. & WILL, G. (1981): Elektrische Leitfähigkeitsmessungen an Gesteinen des Kristallins der Forschungsbohrung Urach 3.- Fortschr. Miner., 59 (1): 66-68.
- KEYS, W.S. (1979): Borehole Geophysics in Igneous and Metamorphic Rocks.- SPWLA, 20th Ann. Logg. Symp., O: 1-26.
- LARSEN, E.S.Jr. & PHAIR, G. (1954): The distribution of uranium and thorium in igneous rocks.- In: FAUL, H.(Hrsg.): Nuclear Geology.- 75-88; New York (John Wiley & Sons).
- MÄUSSNEST, O. (1982): The Volcanic Phenomena in the Urach Region.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- NAGRA (1985): Sondierbohrung Böttstein.- Untersuchungsbericht NTB 85-01.
- PLAUMANN, S. & WOHLBERG, J. (1982): Determination of Rock Densities in the Urach Borehole.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- RITCH, H.J. (1975): An open hole logging evaluation in metamorphic rocks.- SPWLA, 16th Ann. Logg. Symp., V: 1-11.
- ROCHE, H. DE LA & LETERRIER, J. (1980): A Classification of volcanic and plutonic rocks using R1 R2 diagram and major element analysis - its relationships with current nomenclature.- Chem. Geol., 29: 183-210.
- ROGERS, J.J.W. & ADAMS, J.A.S. (1969): Thorium.- In: WEDEPOHL, K.H. (Hrsg.): Handbook of Geochemistry.- 2 (4): 90-B-90-O; Berlin (Springer).
- ROGERS, J.J.W. & ADAMS, J.A.S. (1969): Uranium.- In: WEDEPOHL, K.H. (Hrsg.): Handbook of Geochemistry.- 2 (4): 92-B-92-O; Berlin (Springer).
- SCHÄDEL, K. (1982): The Geology of the Heat Anomaly of Urach.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- SCHREYER, W. (1967): Das Grundgebirge in der Umgebung von Deggendorf an der Donau.- Geol.Bav., 58: 77-85.

- SERRA, O. (1986): Fundamentals of well-log interpretation.- 2; Amsterdam-Oxford-New York-Tokyo (Elsevier).
- SERRA, O., BALDWIN, J. & QUIREIN, J. (1980): Theory, Interpretation and Practical Application of the Natural Gamma Ray Spectrometry.- SPWLA, 12th Ann. Logg. Symp., Q: 1-28.
- STENGER, R. (1982): Das Kristallin der Forschungsbohrung Urach im Rahmen des süddeutschen Grundgebirges.- Diss. Universität Freiburg.
- STRECKEISEN, A. (1976): To each plutonic rock its proper name.- Earth Sci.Rev., 12: 1-34.
- STUCKLESS, J.S., BUNKER, C.M., BUSH, C.A., DOERING, W.P., & SCOTT, J.H. (1977): Geochemical and petrological studies of a uraniferous granite from the Granite Mountains, Wyoming.- Jour. Research U.S. Geol. Surv., 5 (1): 61-81.
- STUCKLESS, J.S. & NKOMO, I.T. (1978): Uranium-Lead Isotope Systematics in Uraniferous Alkali-rich Granites from the Granite Mountains, Wyoming: Implications for Uranium Source Rocks.- Economic Geology, 73: 427-441.
- WEST, F.G., & LAUGHLIN, A.W. (1976): Spectral gamma logging in crystalline basement rocks.- Geology, 4 (10): 617-618; Colorado.
- WHITFIELD, J.M., ROGERS, J.J.W. & ADAMS, J.A.S. (1959): The relationship between the petrology and the thorium and uranium contents of some granitic rocks.- Geochim. et Cosmochim. Acta, 17: 248-271; Northern Ireland (Pergamon Press).
- WOHLENBERG, J. (1982): Seismo-acoustic and Geoelectric Experiments within the Urach 3 Borehole.- In: HÄNEL, R. (Hrsg.): The Urach Geothermal Project; Stuttgart (Schweizerbart'sche Verlagsbuchhandlung).
- WOHLENBERG, J. (1982): Dichte der Gesteine.- In: ANGENHEISTER, G. (Hrsg.): Landolt-Börnstein. Physikalische Eigenschaften der Gesteine.- V, 1 (a); Berlin-Heidelberg-New York (Springer).

#### 4. Danksagung

Die Bearbeitung des vorliegenden Pilotprojekts erfolgte auf Anregung der KTB-Projektleitung (Herr Draxler, Dr. Dietrich). Kernproben aus der Forschungsbohrung Urach 3 überließen uns die Stadtwerke Urach (Herr Tenzer), einige Dünnschliffe und wertvolle Informationen zur Petrographie erhielten wir vom Mineralogischen Institut der Universität Karlsruhe (Dr. Bauer). Die Logs, die die BEB (Dr. Betz, Herr Hoffmann) zur Verfügung stellte, wurden von der Firma Schlumberger in Hannover korrigiert. Neben vielen anderen Hilfestellungen (Herr Schwab, Herr Lingnau) konnten dort zudem zahlreiche Cross-Plots hergestellt werden.

Bei allen oben erwähnten Herren möchten wir uns für die hervorragende Kooperation, für die vielfache Unterstützung und das Interesse, das unserer Arbeit entgegengebracht wurde, bedanken.

Ein herzliches Dankeschön gilt auch Frau Quadflieg und Herrn Röhrs für die tatkräftige Unterstützung bei der technischen Ausführung des Berichtes.

Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung  
Projektgruppe KTB

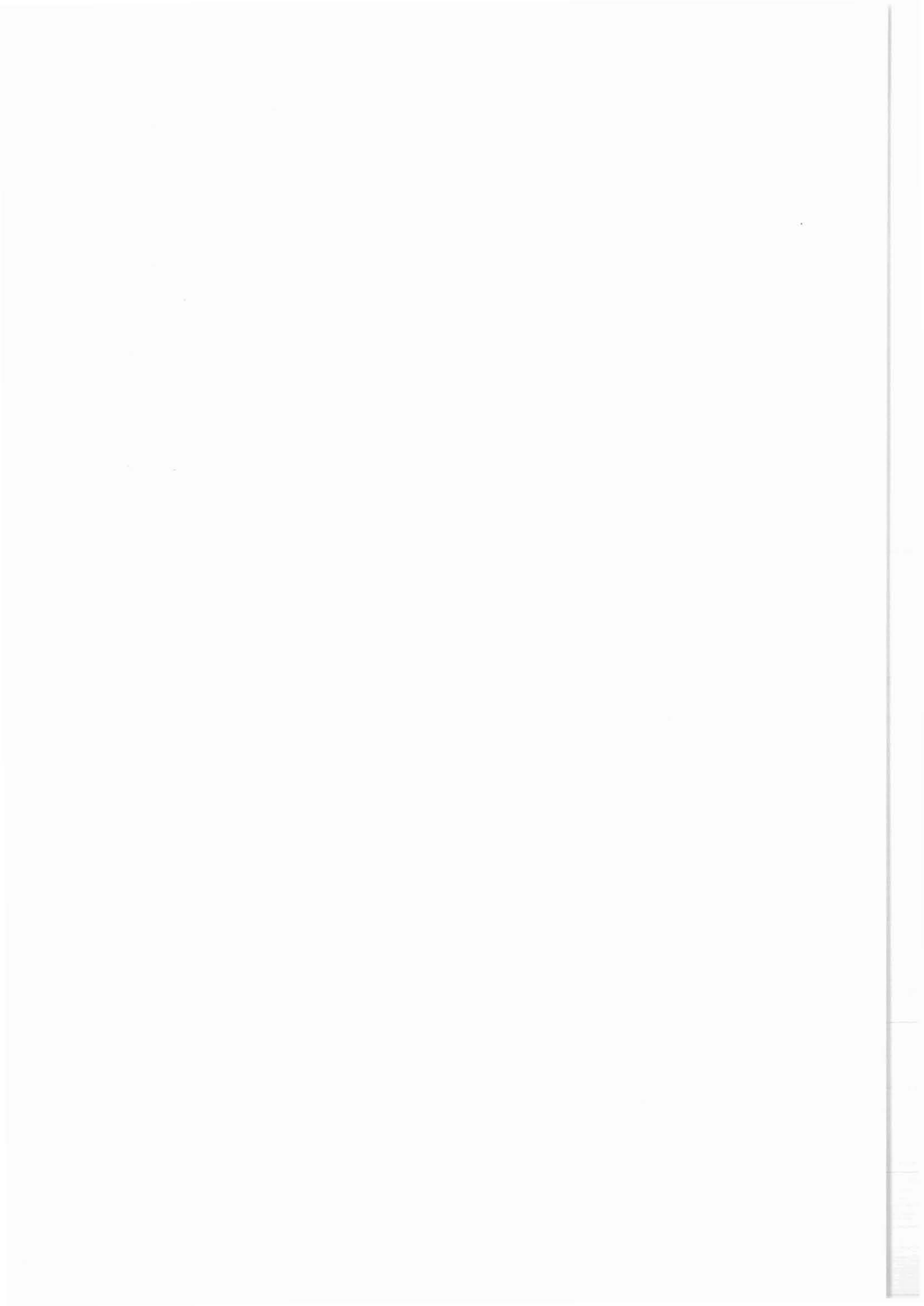
Stilleweg 2  
3000 Hannover 51

Fehlerbetrachtung  
zur Bestimmung von Bohrlochorientierung und  
Orientierung der Kalibermeßsonde  
mit einer Pendelanordnung



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
Zusammenfassung.....	479
1. Einleitung.....	480
2. Erläuterung des Meßaufbaues.....	482
3. Fehlerbetrachtung für die Neigungsmessung....	484
3.1 Fehler durch die Lagerreibung.....	484
3.2 Fehler durch mechanische Übertragung zum Potentiometer.....	486
3.3 Fehler am Potentiometerabgriff.....	487
4. Der Fehler der Relative Bearing-Bestimmung...	488
5. Der Fehler der Bohrlochazimutbestimmung.....	493
6. Der Geräteazimutfehler.....	496
7. Abschließende Bemerkungen.....	500
Literatur.....	501
Erläuterungen.....	502



### **Zusammenfassung**

Wenn ein mechanisches Pendelmeßsystem zur Neigungs- und Relative Bearing-Bestimmung bei den Bohrlochmessungen eingesetzt wird, ist bei kleinen Neigungswinkeln einer Bohrung die Bestimmung der Bohrloch- bzw. Geräteorientierung mit sehr großen Fehlern behaftet. Unterhalb eines bestimmten Grenzwinkels wird die Relative Bearing- und Bohrloch-Azimuth-Bestimmung sogar unmöglich. Für das in der KTB-Vorbohrung regelmäßig zum Einsatz kommende Kalibermeßsystem der Firma Schlumberger wird für eine 2° geneigte Meßsonde ein Fehler angegeben. Anhand dieser Angaben ist für dieses Gerät unter Berücksichtigung der mechanischen Funktionsweise des Meßgerätes eine Abschätzung des Fehlers auch für Neigungswinkel  $\neq 2^\circ$  vorgenommen worden.

Im wesentlichen wurden dabei als Parameter Reibungsbeiwerte des mechanischen Pendelmeßsystems berücksichtigt.

Die hier durchgeführte Fehlerabschätzung läßt sich prinzipiell auf jedes andere mechanische Orientierungsmeßsystem übertragen, das Pendelmessungen zur Grundlage hat.



## 1. Einleitung

Die Lage einer Bohrung und des Meßgerätes in ihr wird im allgemeinen wie folgt beschrieben: angenommen wird, daß die Bohrung eine Neigung DEV besitzt.

DEV = Winkel zwischen Schwerevektor und Bohrlochachse

Wir nun ein geneigtes zylindrisches Bohrloch senkrecht zur Bohrlochachse geschnitten, besitzt der dabei entstehende Kreis einen Punkt, der im Schwerfeld am höchsten liegt. Festgelegt vom Mittelpunkt des Kreises wird nun der Bohrlochazimut AZ zu

AZ = Winkel zwischen der hochgelegenen Seite der Bohrung und der magnetischen Nordrichtung

Bezüglich der markierten Seite eines Meßgerätes wird nun der Relative Bearing-Winkel RB analog festgelegt.

RB = Winkel zwischen der hochgelegenen Seite der Bohrung und einer angezeichneten Geräteseite, z. B. ein Kaliberarm.

Wird die Geräteorientierung bezogen auf die Nordrichtung, erkennt man den Geräteazimut GAZ.

GAZ = Winkel zwischen der magnetischen Nordrichtung und einer angezeichneten Geräteseite

Wird eine Bohrung mit sehr kleinem Neigungswinkel DEV abgeteuft, ist dem Fehler der mechanischen Azimut (AZ)- und Relative Bearing (RB)-Bestimmung große Aufmerksamkeit zu widmen. Auch der Fehler der Neigungsmessung selbst ist neigungsabhängig, wie im folgenden erläutert wird.

Anwendung findet eine solche Lagebestimmung der Bohrung (Bohrlochorientierung) und des Meßgerätes in der KTB-Bohrung bei den Kalibermessungen und der orientierten Kernentnahme.

Beim Formation MicroScanner Tool (FMST)- und Dipmeter-Einsatz sowie bei der Richtbohrphase wurde die Bohrlochorientierung mit einem 3-Komponenten-Fluxgate-Magnetometer vorgenommen. Dieses Verfahren hat gegenüber dem hier diskutierten mechanischen Pendelmeßsystem den Vorteil, daß Geräteorientierung und Bohrlochlage auch bei kleinen Neigungswinkeln des Bohrloches mit gleichbleibender Genauigkeit bestimmt werden können. Dieses relativ aufwendige Verfahren, das hier nicht mit in die

Betrachtung eingeschlossen wird, versagt allerdings, wenn Formationen mit sehr hohem Fe-Gehalt durchörtert werden. Die hierbei mögliche Mißweisung durch ein gestörtes Magnetfeld betrifft allerdings auch den Horizontalkompaß, der im Pendel-Orientierungssystem zur Anwendung kommt.

In der KTB-Vorbohrung wurden bisher in den ersten 500 m von BOSUM und HAHN (1988) magnetische Anomalien bis zu 2000 nT bestimmt. Dies entspricht bei ungünstiger Anordnung des magnetischen Störvektors einem Fehler von ca. 6 % für die Bestimmung der magnetischen Orientierung.

Da diese Mißweisung, abgesehen von kleinen tellurischen magnetischen Schwankungen, zeitlich konstant und durch die Geologie fest vorgegeben sind, ist sie korrigierbar, wenn eine genaue magnetische Vermessung des gesamten Bohrloches vorgenommen wird.

Ähnliche Überlegungen wie für die magnetische Richtungsorientierung betreffen den Einsatz eines Kreiselkompasses. Allerdings ist eine mögliche Mißweisung durch eine Schwereanomalie als vernachlässigbar zu bezeichnen. Nachteil eines Kreiseleinsatzes ist allerdings seine durch Drift beschränkte Einsatzzeit und seine hohen Einsatzkosten.

Im folgenden soll für das Bohrlochorientierungsmeßsystem der KTB-eigenen Kalibersonde (HDM-H) der Firma Schlumberger eine Fehlerabschätzung in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Bohrloches durchgeführt werden. Ausgangspunkt sind dabei die von der Firma Schlumberger für bestimmte Meßbedingungen angegebenen Fehlerwerte. Mit diesen kann dann anhand der vorgegebenen Meßanordnung auf den Gesamtmeßfehler bei unterschiedlichen Meßbedingungen geschlossen werden. Diese Fehlerrechnung ist auch von Bedeutung für den Einsatz des KTB-eigenen Temperatur- und Neigungs-Memory-Tools zur orientierten Kerngewinnung (KESSELS 1988). Die im folgenden ausgeführten Fehlerrechnungen berücksichtigen immer den Fehler der Pendeleinstellung und der Meßwerterfassung sowohl beim Neigungs- als auch beim Relative Bearing-Pendel. Exemplarisch wurde die Fehlerrechnung für die Neigungsmessung besonders ausführlich durchgeführt. Die Fehlerrechnung für das Relative Bearing-Pendel ergibt zwar eine kompliziertere Fehlerabhängigkeit, verläuft aber sonst analog den Berechnungen des Neigungsfehlers.

## 2. Erläuterung des Meßaufbaues

Der Meßaufbau des hier betrachteten Sondenteils der Kalibersonde (HDM-H) geht aus Abb. 1 hervor.

In dieser Anordnung wird die Neigungsmessung (DEV) mit einem Pendel durchgeführt (siehe Abb. 1, unten). An diesem Pendel ist nur ein Potentiometerabgriff für die Neigungsbestimmung (Winkel zwischen Bohrlochachse und Schwerevektor) vorgesehen.

Für die Relative Bearing (RB)-Bestimmung wurde von einer denkbaren Kopplung mit dem Neigungspendel abgesehen. Es ist ein gesondertes Horizontalpendel nur für diese Messung installiert (siehe Abb. 1, Mitte rechts). Das oben in der Abb. 1 aufgezeichnete Potentiometer ist fest am Gehäuse der Sonde befestigt, so daß mit dem Relative Bearing-Potentiometer-Abgriff der Relative Bearing-Winkel direkt ausgemessen wird. Hierbei wird davon ausgegangen, daß die Neigung so groß ist, daß das Pendelgewicht mit seinem Schwerpunkt in der vom Schwerevektor und der Geräteachse aufgespannten Ebene liegt.

Auf die gleiche Ebene wird auch der Bohrlochazimutwinkel (AZ) bezogen. In der in Abb. 1 dargestellten Anordnung (Mitte) wird deutlich, daß auch dieser Winkel direkt von einem Potentiometer abgegriffen werden kann. Dies wurde dadurch erreicht, daß der Kompaß nicht an das Gehäuse angekoppelt ist sondern in das Relative Bearing-Pendel mit integriert wurde. So wird über das mittlere Potentiometer der Winkel zwischen magnetisch Nord und der Relative Bearing Pendel-Orientierung ausgemessen.

Eine Geräteazimutbestimmung GAZ, d. h. der Winkel zwischen magnetisch Nord und einem Punkt des Gehäuses muß indirekt aus Relative Bearing und Bohrlochazimut berechnet werden.

Die hier durchgeführten Fehlerabschätzungen sind gemäß den Anforderungen für eine Kontinentale Tiefbohrung auf Messungen bei kleinem Neigungswinkel ausgerichtet.

Nicht eingezeichnet ist hier eine periodische mechanische Anregung des RB-Pendels über einen beweglichen Stift, die dazu dient, die statische Lagerreibung dieses Pendels zu minimieren.

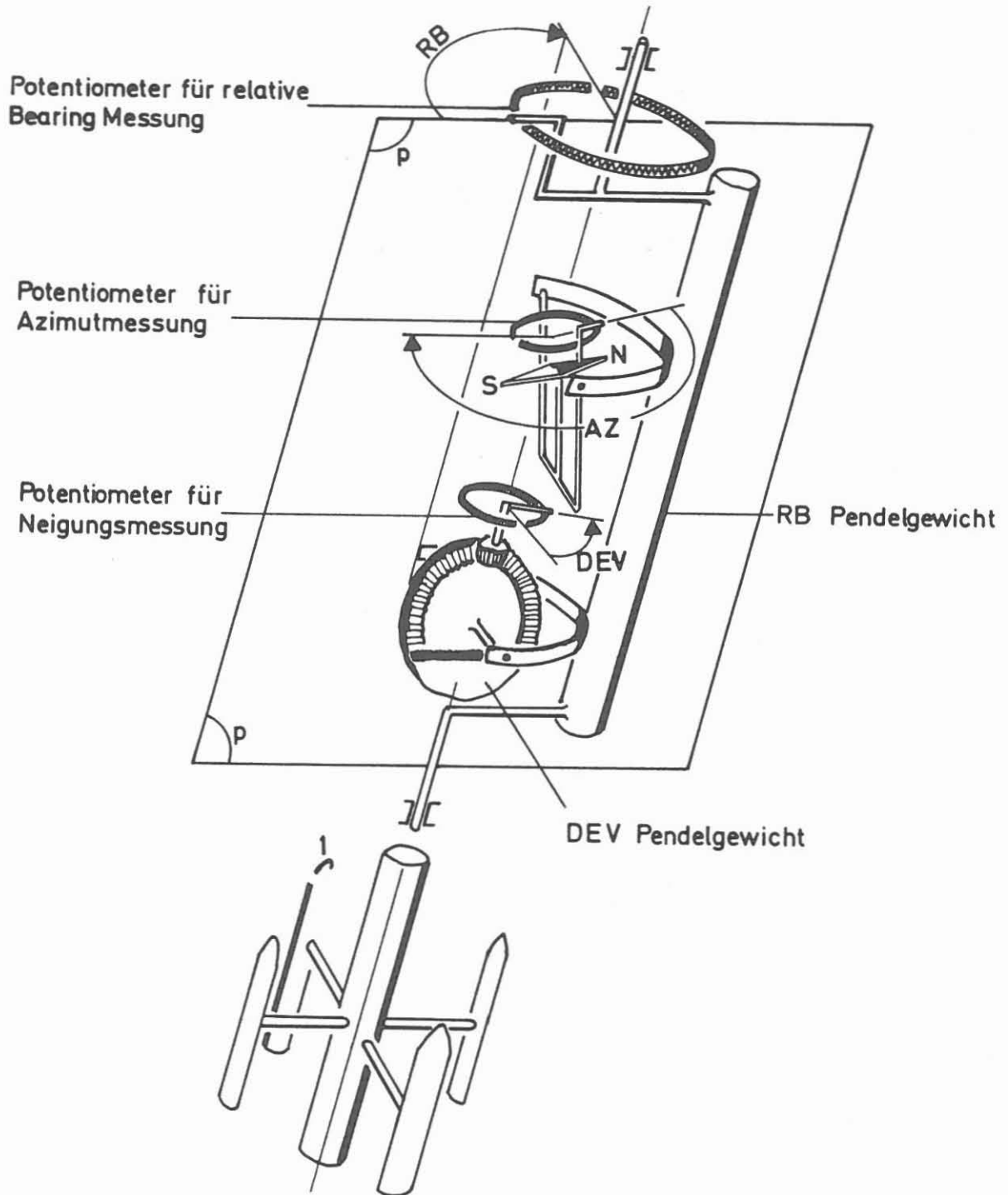


Abb. 1:

Mechanisches Meßsystem zur Bestimmung der Bohrloch-orientierung (nach Fa. Schlumberger).

KTB

### 3. Fehlerbetrachtung für die Neigungsmessung

Der Fehler der Neigungsmessung setzt sich wie folgt darstellt aus drei Fehleranteilen zusammen.

#### 3.1 Fehler durch Lagerreibung

Von der Rückstellkraft des Pendels beim Abweichen von seiner Nulllage um  $\Delta DEV$  muß ein Reibungsmoment  $M_R$  überwunden werden, damit das Pendel sich der Nulllage weiter annähern kann. Der Winkelbereich, in dem das Reibungsmoment  $M_R$  größer als das Drehmoment  $M(\Delta DEV) \cdot \underline{ez}$  der Rückstellkraft des Pendels ist, muß als Fehlerbereich für die  $\Delta DEV$ -Bestimmung angesehen werden. In Abb. 2 ist die Pendelanordnung skizziert, die zur Erläuterung des anschließend dargestellten Rechenganges der Bestimmung des Pendeldrehmomentes dient.

Die Grenze für die Dominanz des Reibungsmomentes liegt bei  $M(\Delta DEV) \cdot \underline{ez} = M_R$ .  
Für das wirksame Drehmoment gilt danach mit den am Schluß gesammelt aufgeführten Bezeichnungen:

$$M \cdot \underline{ez} = (\underline{K} \times \underline{r}) \cdot \underline{ez} \quad (1)$$

mit

$$\underline{K} = mg \underline{ey} \text{ und } \underline{r} = r_0 \sin(\Delta DEV) \underline{ex} + r_0 \cos(\Delta DEV) \underline{ey}$$

erhält man:

$$M = \begin{vmatrix} & \underline{ex} & \underline{ey} & \underline{ez} \\ & 0 & mg & 0 \\ r_0 \sin(\Delta DEV) & & r_0 \cos(\Delta DEV) & 0 \end{vmatrix}$$

Die folgende Beziehung für den Grenzwinkel  $\Delta DEV_R$  des Reibungsbereiches und das zugehörige Reibungsmoment  $M_R$  ergibt sich hiermit zu:

$$M_R = (M \cdot \underline{ez}) = m g r_0 \sin(\Delta DEV_R) \quad (2)$$

Bei einem kleinen Reibungsmoment, d. h. einem kleinen  $\Delta DEV_R$  gilt mit hinreichender Genauigkeit die Näherung

$$\Delta DEV_R = \frac{M_R}{mg r_0} \quad (3)$$

Die Rechnung zeigt also, daß der Fehler der Neigungsmessung unabhängig vom Neigungswinkel der Bohrung gleich einer Gerätekonstanten ist.

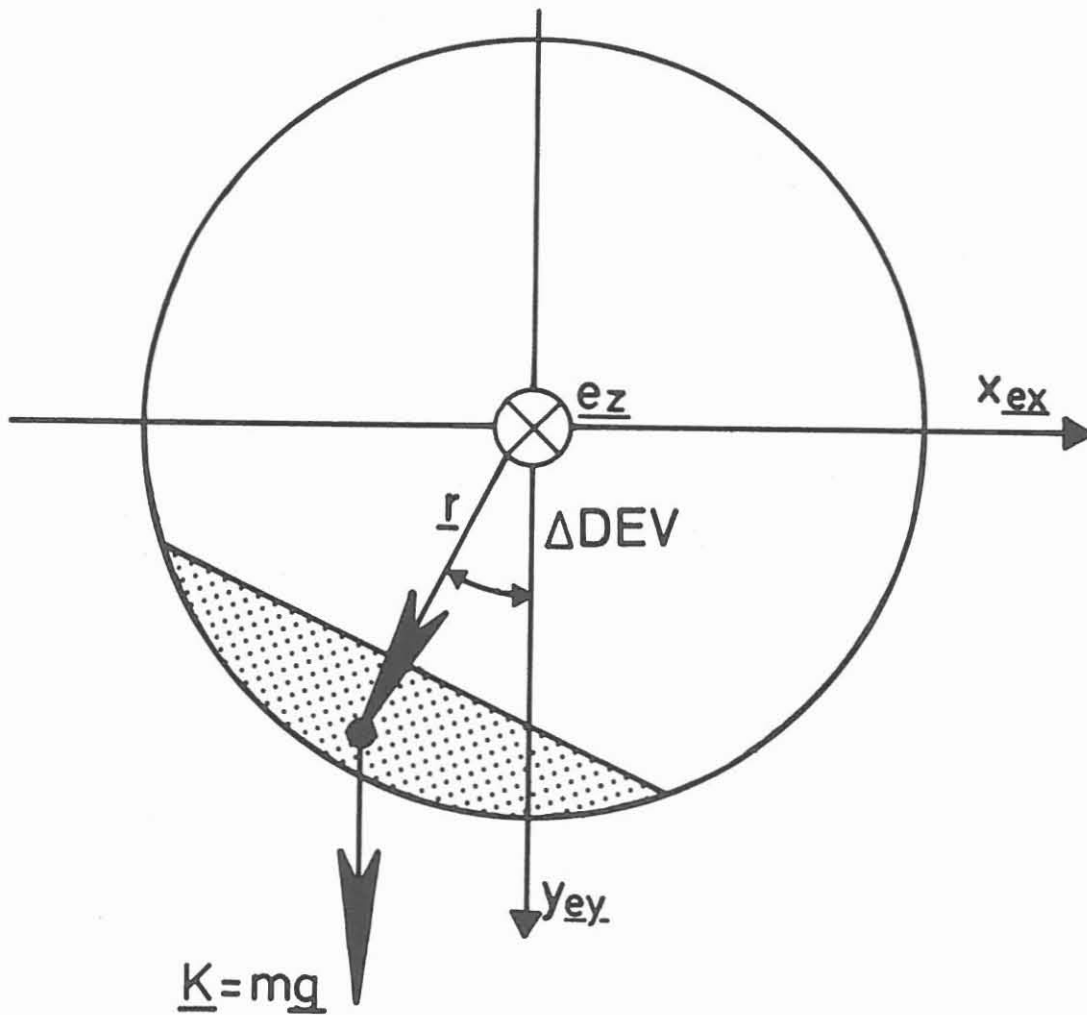


Abb. 2:  
Gewichts- und Winkelanordnung an einem Neigungspendel.

**KTB**

### 3.2 Fehler durch mechanische Übertragung zum Potentiometer

Der am Potentiometer abgelesene Drehwinkel  $DEV'$  ist proportional dem Neigungswinkel  $DEV$  der Geräteachse. Es gilt

$$DEV' = C \cdot DEV \quad (4)$$

$C$  ist hierbei eine Übertragungskonstante, die mit einem Fehler  $\pm \Delta C$  behaftet ist. Unter Einbeziehung des vorstehend betrachteten Fehlers  $\pm \Delta DEV_R$  gilt nun für den Gesamtfehler der Einstellung des Potentiometerabgriffes die in Gleichung 5 dargestellte Abhängigkeit. Nach einiger Rechnung ergibt sich hieraus die Beziehung

$$\Delta DEV' = \pm \sqrt{\left(\frac{\partial C}{\partial DEV} DEV \Delta DEV_R\right)^2 + \left(\frac{\partial C}{\partial c} \Delta c\right)^2} \quad (5)$$

$$\Delta DEV' = \pm DEV \cdot c \sqrt{\left(\frac{\Delta DEV_R}{DEV}\right)^2 + \left(\frac{\Delta c}{c}\right)^2}$$

Für kleine relative Fehler ist eine Linearisierung des quadratischen Fehlergesetzes in der praktischen Anwendung durchaus genügend, auch wenn hierdurch der Fehler etwas überschätzt wird. So ergibt sich aus Gleichung 5 die Beziehung nach Gleichung 6.

$$\Delta DEV' = \pm \left[ c \frac{M_R}{mg r_0} + DEV \Delta c \right] \quad (6)$$

### 3.3 Fehler am Potentiometerabgriff

Als letzter Fehler ist nun noch der Fehler des Potentiometerabgriffes und der elektrischen Weiterverarbeitung des Meßsignals mit einzubeziehen (z. B. AD-Wandlungen usw.)

Dieser Fehler wird im folgenden als weitgehend unabhängig von der Potentiometereinstellung angesehen. Für die Übertragung der Potentiometereinstellung  $DEV'$  in das Meßsignal  $DEV''$  gilt

$$DEV'' = DEV' + DEV_0 \quad (7)$$

Hierbei ist  $DEV_0$  die Nullpunkteinstellung des Potentiometers.

Auch wenn diese so vorgenommen wird, daß  $DEV_0 = 0$  ist, wird sie dabei den Fehler  $DEV_0$  besitzen. Dieser Fehler berücksichtigt auch einen fehlerhaften Spannungsabgriff während des Meßbetriebes. Damit gilt

$$DEV'' = \pm \sqrt{\Delta DEV'^2 + \Delta DEV_0^2} \quad (8)$$

Wird nun auch hier wieder für den Gesamtfehler eine kleine Überschätzung des Fehlers zugunsten einer Linearisierung in Kauf genommen, so ergibt sich der Gesamtfehler wie in Gleichung 9 aufgeführt.

$$DEV'' = \pm \left( c \cdot \frac{M_R}{mg r_0} + \Delta DEV_0 \right) + (\Delta c) \cdot DEV' \quad (9)$$

Nach Gleichung 9 ergibt sich damit ein neigungsunabhängiger Fehleranteil und ein zur Neigung proportionaler Anteil. Diese Abhängigkeit entspricht der Fehlerangabe der Firma Schlumberger, die den Fehler der Neigungsmessung mit

$$DEV'' = \pm \left( 0,4^\circ \right) \pm \left( \frac{0,9}{100} \right) \cdot DEV' \quad (10)$$

spezifiziert hat. Kann die Fehlerüberschätzung der Neigungsmessung nicht in Kauf genommen werden, so ist eine Fehlerrechnung unter Berücksichtigung der quadratischen Fehleraddition nach Gleichung 11 durchzuführen.

$$DEV'' = \pm \sqrt{\frac{c^2 M_R^2}{(mg)^2 r_0^2} + DEV'^2 c^2 + DEV_0^2} \quad (11)$$





$$\underline{r} = r_x \underline{e}_x + r_y \underline{e}_y = r_0 \sin(\Delta RB) \underline{e}_x + r_0 \cos(\Delta RB) \underline{e}_y$$

$$\underline{K} = m \underline{g} = m g \sin(\text{DEV}) \underline{e}_y + m g \cos(\text{DEV}) \underline{e}_z.$$

Für das Gesamtdrehmoment, das die Schwerkraft auf die Pendelmasse ausübt, ergibt sich damit

$$\underline{M} = \underline{K} \times \underline{r} = \begin{vmatrix} & \underline{e}_x & \underline{e}_y & \underline{e}_z \\ 0 & m g \sin(\text{DEV}) & m g \cos(\text{DEV}) \\ r_0 \sin(\Delta RB) & r_0 \cos(\Delta RB) & 0 \end{vmatrix}$$

so daß man nach Auflösung der Determinante die Beziehung nach Gleichung 12 erhält.

$$\underline{M} = m g r_0 \cos(\text{DEV}) \sin(\Delta RB) \underline{e}_y - m g r_0 \cos(\text{DEV}) \cdot \cos(\Delta RB) \underline{e}_x - m g r_0 \sin(\text{DEV}) \sin(\Delta RB) \underline{e}_z \quad (12)$$

Aufgrund der Lagerung des Horizontalpendels in der Z-Achse ruft auch nur die Z-Komponente des Gesamtdrehmoments eine Drehung des Relative Bearing-Pendels hervor. Die anderen Drehmoment-Komponenten führen nur zu einer veränderten Belastung der Lager, was wiederum zu einer veränderten Reibung führen kann. Dies wird allerdings in diesem Rahmen nicht weiter betrachtet. Die Reibungskraft soll im folgenden der Einfachheit halber als konstant angenommen werden:

$$M_w = \underline{M} \underline{e}_z = m g r_0 \sin(\text{DEV}) \sin(\Delta RB) \quad (13)$$

Wird nun bei geringer Bohrlochneigung DEV das Drehmoment  $M_w$  so klein, daß es gleich dem Reibungsmoment  $M_R$  wird, so ist dieser  $\Delta RB$ -Wert als Fehlergrenze für die Relative Bearing-Messung anzusetzen. Aus Gleichung 13 ergibt sich

$$RB = \pm \arcsin \frac{M_R}{m g r_0 \sin(\text{DEV})} \quad (14)$$

$M_R/mgr_0$  ist hierbei eine Gerätekonstante. Diese Konstante kann aus den Fehlerangaben der Firma Schlumberger für das KTB-Gerät ermittelt werden. Bei  $DEV = 2^\circ$  wird hier ein Fehler von  $RB \pm 8^\circ$  angegeben. Es ergibt sich hiermit die Gerätekonstante zu

$$\frac{M_R}{mg r_0} = 4,857 \cdot 10^{-3} \quad (15)$$

Dies ist der Fehler bei einem statisch in Ruhe befindlichen Gerät. Jede Bohrlochmeßsonde führt beim Logging Drehungen im Bohrloch aus (z.B. durch einen nicht zu verhindernden Kabeldrall). Für ein mit 1,6 Umdrehungen/Minute rotierendes Gerät zeigt nach Angabe des Herstellers die Relative Bearing-Anzeige einen um

8° verzögerten Wert bei Drehung im Uhrzeigersinn

und einen um

16° verzögerten Wert bei einer Drehung gegen den Uhrzeigersinn.

Dies ist eine systematische Abweichung, bei der zum Drehmoment durch das Pendelgewicht ein Drehmoment durch die Lagerreibung wirksam wird, wenn das Gehäuse des Kalibermeßgerätes sich dreht und das Pendel räumlich in Ruhe bleibt.

Bei einem Geräteneigungswinkel von  $40^\circ$  beträgt nach Herstellerangaben die RB-Verschiebung  $4^\circ$  bei 1,6 Umdrehungen/Minute.

Dieser systematische Fehler soll in der folgenden Fehlerrechnung nicht mit betrachtet werden, da es sich hierbei nicht um einen statistisch streuenden Fehler sondern eine systematische Abweichung handelt, die unter Umständen nach Vorliegen des Logs korrigierbar ist.

Für die Nullpunkteinstellung des Potentiometerabgriffs wird ein Fehler von  $\Delta RB_p = \pm 2^\circ$  angegeben. Damit ergibt sich bei Nichtberücksichtigung der Geräterotation ein Gesamtfehler von

$$RB' = \pm \sqrt{\Delta RB^2 + \Delta RB_p^2} \quad (16)$$

Unter Beachtung des Wertes für die Gerätekonstante aus Gleichung 15 ergibt sich somit der Fehler für die Relative Bearing-Messung des KTB-eigenen Meßgerätes zu

$$\Delta RB = \pm \sqrt{\arcsin^2 \left( \frac{4,857 \cdot 10^{-3}}{\sin(\text{DEV})} \right) + (2^\circ)^2} \quad (17)$$

In Abb. 4 ist der Fehler RB in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Gerätes aufgezeichnet. Wie leicht einsichtig ist, ist unterhalb eines bestimmten Neigungsgrenzwinkels DEV<sub>g</sub> gar keine RB-Aussage mehr möglich. Dieser Grenzwinkel ergibt sich aus Gleichung 17 bei statischer Betrachtung zu

$$\Delta \text{DEV}_g = 0,28^\circ.$$

Bei rotierendem und fahrendem Gerät liegt dieser Wert selbstverständlich höher.

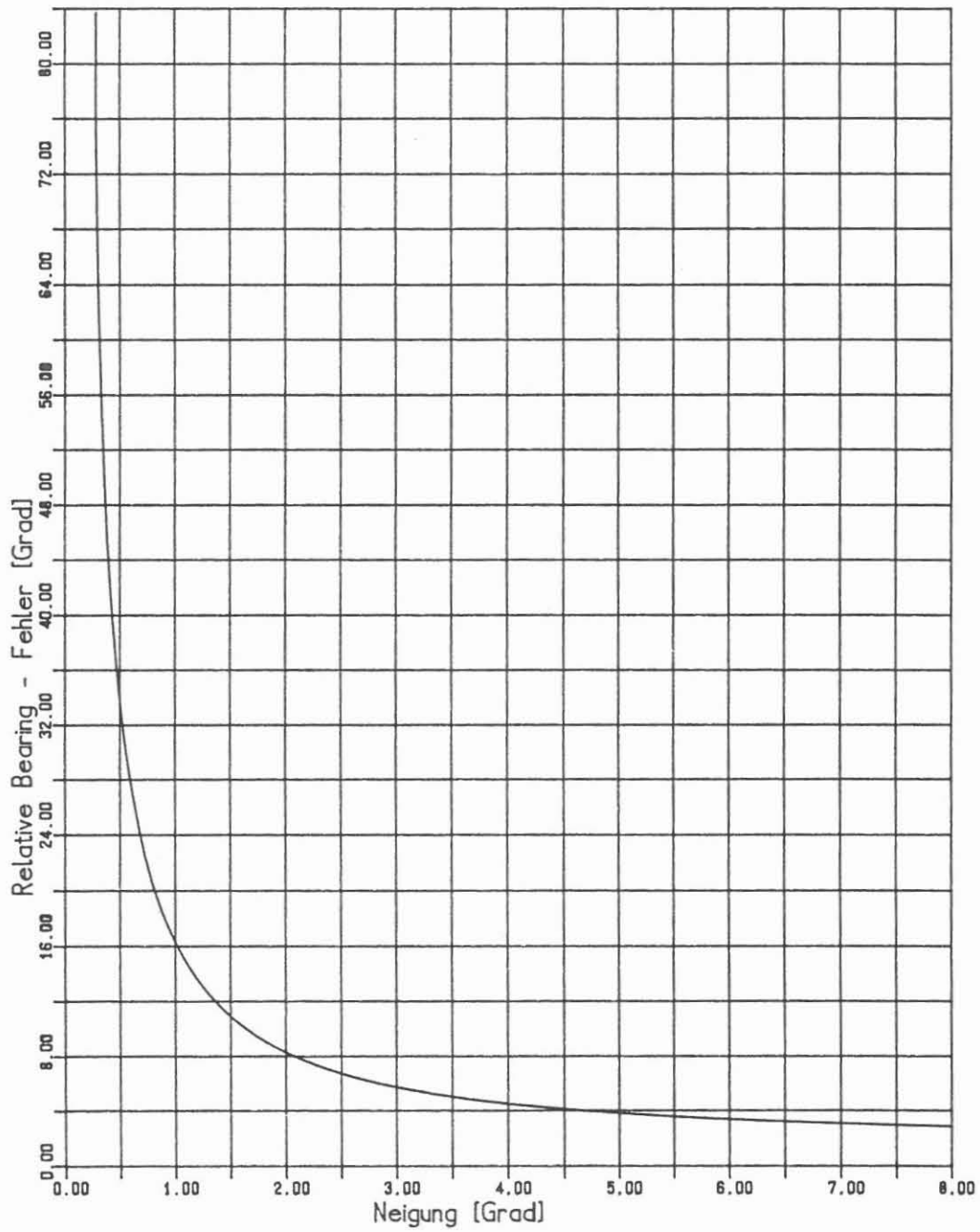


Abb. 4: Der Relative Bearing-Fehler in Abhängigkeit von der Bohrlochneigung.

**KTB**

## 5. Der Fehler der Bohrlochazimutbestimmung

Bei dem KTB-eigenen Kalibermeßgerät ist im Unterschied zu vielen anderen mechanischen Meßgeräten zur Bestimmung der Bohrlochorientierung das Potentiometer für den Abgriff der Kompaßorientierung nicht mit dem Gehäuse sondern mit dem Relative Bearing-Pendel verbunden. So kann der Bohrlochazimut direkt am Potentiometer abgegriffen werden, wenn seine Nullpunkteinstellung so erfolgt, daß der Bohrlochazimut 0 wird, wenn das Relative Bearing-Pendel nach Süden zeigt (d.h. die Oberseite der Bohrung nach Norden).

Damit wird die in vielen Geräten notwendige Summenbildung zwischen RB und Geräteazimut zur Bildung des Bohrlochazimuts vermieden.

Der Fehler der RB-Messung geht aber trotzdem in die Bohrlochazimutbestimmung ein, da das RB-Pendel den Nullpunkt des Kompaßpotentiometers festlegt. Da nach Angaben der Firma Schlumberger die Nullpunkteinstellung des Azimutpotentiometers bei fester Relative Bearing-Stellung auch mit einem Fehler von  $\pm 2^\circ$  behaftet ist, kann der Fehler  $\pm \Delta RB'$  vollständig in den Azimutfehler  $\pm \Delta AZ$  mit übernommen werden. Allerdings muß noch der Fehler der Kompaßablesung  $\pm \Delta Ko$  noch quadratisch zu den beiden anderen Fehlern addiert werden.

Für die Berechnung der Einstellung des Kompaßpotentiometers ist wieder eine Pendelrechnung, wie vorstehend durchgeführt, in Ansatz zu bringen. Das mechanische Moment dieses Pendels wird allerdings nicht durch Pendelmasse und Schwerfeld hervorgerufen, sondern durch das magnetische Moment der Kompaßnadel und das Erdmagnetfeld. Das Reibungsmoment durch Lagerreibung und die Reibung des Potentiometerabgriffs sorgen hier für einen neigungsunabhängigen gerätespezifischen Fehlerbereich. Dies ist gewährleistet, da der Kompaß selbst als Pendel ausgeführt ist, das mit seiner Drehachse orthogonal zur Relative Bearing-Ebene angeordnet ist. Die Spezifikation des Herstellers gibt einen statischen Kompaßfehler von

$$\Delta Ko = \pm 5^\circ \text{ an.}$$

Bei einer Gerätedrehung von  $n = 1,6/\text{Minute}$  wird der Fehler mit  $\Delta Ko = \pm 20^\circ$  angegeben. Diesmal ist die Fehlerangabe bei Gerätedrehung keine gerichtete korrigierbare Größe wie in Kapitel 4.0, sondern ein Fehler, der in eine Fehlerrechnung mit einzu beziehen ist.

Die Drehzahl  $n$  des Bohrlochmeßgerätes beim Logging kann aus der RB-Anzeige und der Fahrgeschwindigkeit  $v$  ermittelt werden durch

$$n = \left( \frac{d_{RB}}{d_2} \right) \cdot \left( \frac{v}{360^\circ} \right)$$

Für eine Kalibermessung kann üblicherweise von einer Fahrgeschwindigkeit von  $v \approx 15$  m/min ausgegangen werden. Aus dem in Abb. 6 dargestellten Ausdruck eines Kaliberlogs erhält man mit dem Wert von  $v = 15$  m/min und einer vollständigen Gerätedrehung  $p$  sec 60 m eine Drehzahl  $n = 0,25$  [min<sup>-1</sup>].

In Ermangelung besserer Informationen soll nun eine lineare Fehlerabhängigkeit von der Gerätedrehung in den Kompaßfehler mit einbezogen werden.

Danach gilt

$$\pm \Delta K_o = \pm \left[ 5^\circ + 15^\circ \frac{n}{1,6 \text{ 1/min}} \right] \quad (18)$$

Für den Gesamtfehler der Bohrlochazimutbestimmung kann nun der Gesamtfehler nach Gleichung 19 angesetzt werden

$$\pm \Delta A_Z = \pm \sqrt{\Delta K_o^2 + \Delta R_B^2} \quad (19)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung 17 und Gleichung 18 ergibt sich hiermit die vollständig ausgeschriebene Fehlerabhängigkeit zu

$$\pm \Delta A_Z = \pm \sqrt{\left( 5^\circ + \frac{15^\circ \cdot n \cdot \text{min}}{1,6} \right)^2 + \text{arc sin}^2 \left( \frac{4,857 \cdot 10^{-3}}{\text{sin(DEV)}} \right) + (2^\circ)^2} \quad (20)$$

In Abb. 5 ist der Fehler des Bohrlochazimuts vom Neigungswinkel für verschiedene Drehzahlen der Meßsonde aufgezeichnet.

Zum Schluß soll allerdings noch darauf hingewiesen werden, daß in den hier berechneten Azimutfehler die in Kapitel 1.0 ge-

schilderte magnetische Mißweisung durch magnetisierbare Gesteinsformationen in die Betrachtung nicht mit einbezogen wurde. Diese Mißweisung, die nach der Messung in der KTB-Vorbohrung mit max.  $6,0^\circ$  in Ansatz gebracht werden muß, ist zwar prinzipiell anhand eines vollständig magnetisch vermessenen Bohrloches korrigierbar und ist somit kein echter Fehler im Sinne einer Fehlerrechnung, doch der mit der technischen Durchführung einer Bohrung betraute Ingenieur muß diesen Fehler für seine technischen Arbeiten mit in Ansatz bringen, da im allgemeinen für Entscheidungen nicht davon ausgegangen werden kann, daß eine vollständige magnetische Vermessung des Bohrloches zur Verfügung steht.

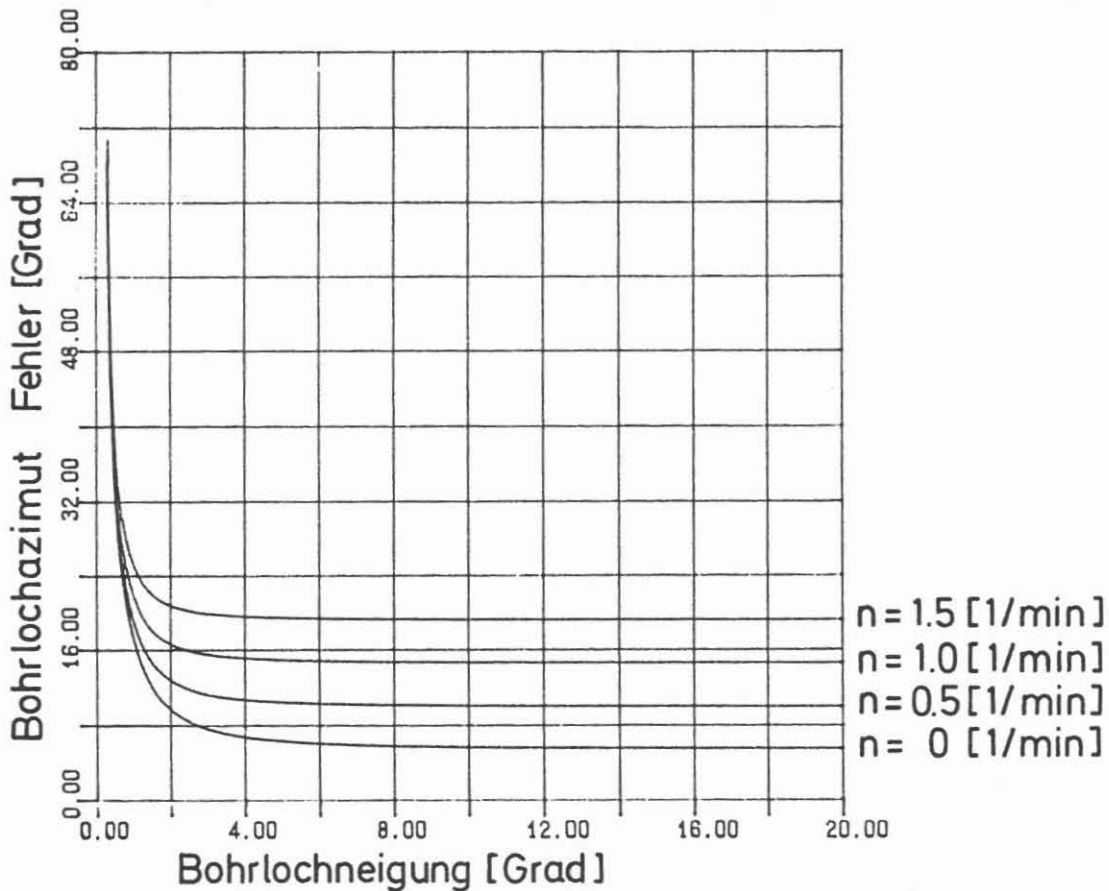


Abb. 5: Der Fehler der Bohrlochazimut-Bestimmung in Abhängigkeit von der Bohrlochneigung und der Gesamtdrehzahl  $n$ .



## 6. Der Geräteazimutfehler

Der Geräteazimut (GAZ) ist der Winkel zwischen einer frei ausgewählten Sondenorientierung (im allgemeinen ein ausgewählter Sondenarm) und der magnetischen Nordrichtung. Die Bestimmung des Geräteazimuts ist von großer Bedeutung für die Breakout-Analyse und die hiermit verbundene mögliche Interpretation des Spannungsfeldes (BLÜMLING, 1986, ZOBACK, 1987).

Bei der Bestimmung des Geräteazimutes tritt nun das scheinbare Paradoxum auf, daß ein Geräteazimut mit noch erträglichem Fehler aus dem Relative Bearing und dem Bohrlochazimut berechnet werden kann, auch wenn die beiden letztgenannten Meßgrößen mit einem nicht mehr interpretationsfähigen Fehler behaftet sind. Wie leicht aus Abb. 1 entnommen werden kann, gilt bei nicht zu großen Bohrlochneigungen für den Geräteazimut die Beziehung

$$\text{GAZ} = \text{AZ} + \text{RB} \quad (21)$$

oder bei anderer Winkelorientierung

$$\text{GAZ} = 360^\circ - (\text{AZ} + \text{RB}).$$

Der große Fehler in der Azimut- bzw. Relative Bearing-Messung für Bohrungen mit sehr kleiner Neigung ist im wesentlichen auf die unsichere Lage des Relative Bearing-Pendels zurückzuführen. Insbesondere bei einem vollständig vertikalen Bohrloch ist die Lage dieses Pendels vollständig unbestimmt. Die beiden anderen Punkte der Winkelbestimmung, die Richtung der ausgerichteten Kompaßnadel und des ausgewählten Kaliberarms sind allerdings vollständig unbeeinflusst von der Neigung des Bohrloches und sind auch definiert bei einer Neigung  $\text{DEV} = 0^\circ$ . Durch diese Anordnung sind Relative Bearing- und Azimutfehler keine statistisch voneinander unabhängigen Größen mehr, sondern sie sind direkt linear kompensatorisch gekoppelt, d. h., stellt sich das Relative Bearing-Pendel durch seine Lagerreibung auf einen um  $+\Delta\text{RB}$  falschen Wert ein, bezogen auf die Lageroberseite des leicht geneigten Bohrloches, wird bei Vernachlässigung aller elektronischen und sonstigen Meßfehler der Azimutwert um  $\Delta\text{AZ} = -\Delta\text{RB}$  falsch angezeigt. Im Prinzip werden also meßtechnisch gesehen zwei in Reihe geschaltete Widerstände ausgemessen, deren Größe durch die Lage des Relative Bearing-Pendels bestimmt wird, deren Summe aber konstant bleibt.

Für die Bestimmung des Geräteazimutfehlers braucht also der Reibungsfehler des Relative Bearing-Pendels in der Fehlerrechnung nicht mit berücksichtigt zu werden, so daß nur noch die

elektronischen und Übertragungsfehler in Ansatz gebracht werden müssen. Für den Gesamtfehler des Geräteazimuts ergibt sich damit die Beziehung nach Gleichung 23,

$$\Delta \text{GAZ} = \pm \sqrt{\left(5^\circ + \frac{15^\circ \text{ n min}}{1,6}\right)^2 + (2^\circ)^2} \quad (23)$$

so daß sich bei zu vernachlässigender Gerätedrehung auch in einer vertikalen Bohrung nur ein Fehler von ca. 6 % für die Bestimmung des Geräteazimuts ergibt. In Abb. 7 ist dieser Fehler graphisch dargestellt. Allerdings ist darauf hinzuweisen, daß es den Konstrukteuren dieser mechanischen Pendelorientierung nicht in erster Linie darauf ankam, bei einem ungeneigten Bohrloch den Geräteazimut zu bestimmen. Es ist daher durchaus denkbar, daß bei einem in unbestimmter Lage befindlichen Relative Bearing-Pendel ein Fehler durch die Bewegung dieses Pendels (unter Umständen Rotation im Gehäuse) auftritt, der hier nicht berücksichtigt werden konnte. Ein Beispiel für die gegenläufige Anzeige von Azimut und Relative Bearing wird in Abb. 6 gegeben. Die Messung wurde mit dem KTB-eigenen Gerät in der Vorbohrung in einem Gebiet besonders kleiner Bohrlochneigung gewonnen. Die Relative Bearing-Anzeige zeigt hier, daß sich die Sonde im ca. 60 m langen Bohrlochabschnitt um 360° dreht. An den mit Pfeilen gekennzeichneten Stellen zeigt der gegenläufige Gang von Relative Bearing und Bohrlochazimut, daß das Relative Bearing-Pendel in einem Bereich von bis zu 60° um seine Null-Lage schwingt.

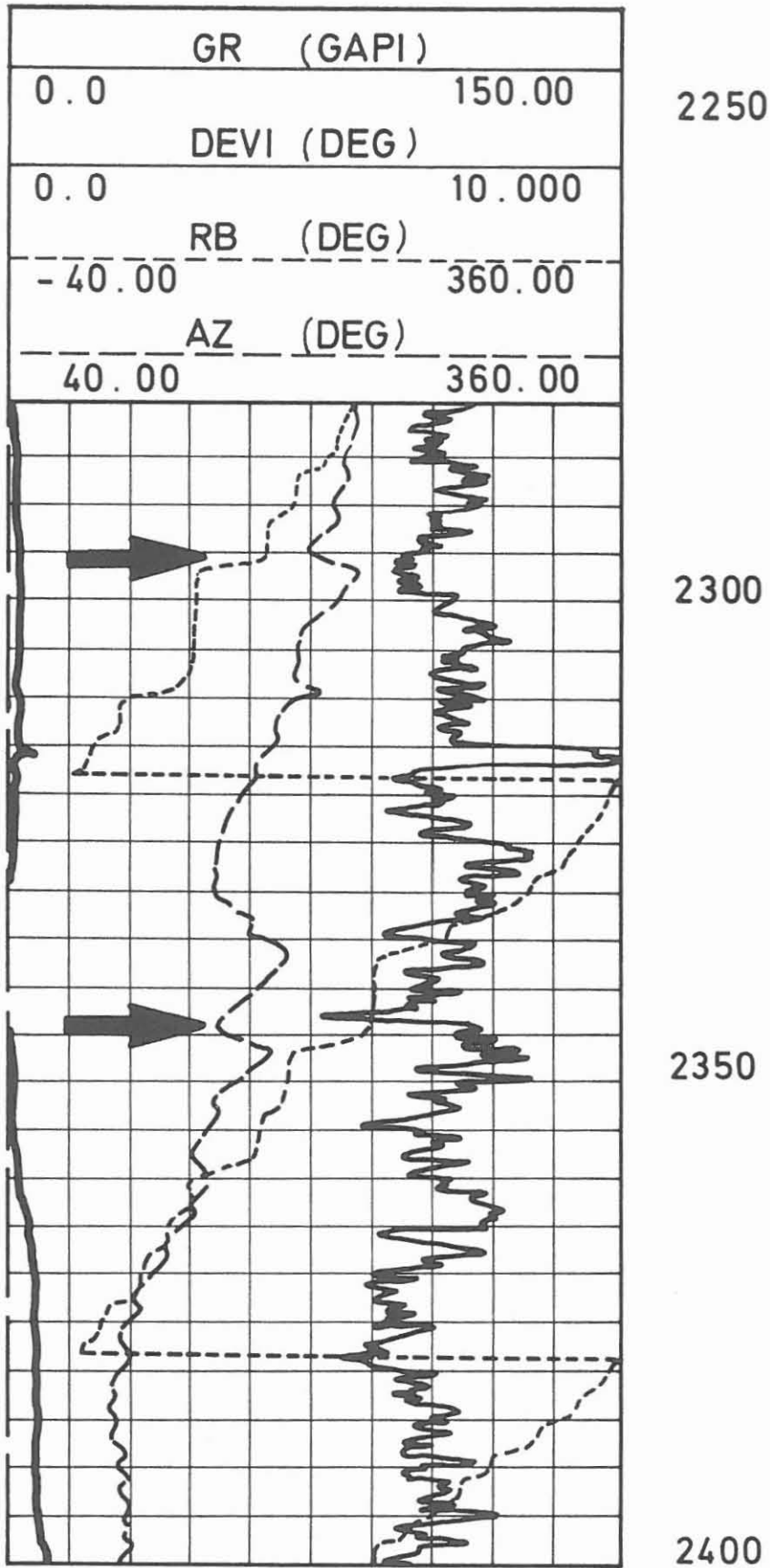


Abb. 6: Relative Bearing- (RB) und Azimut (AZ)-Anzeige bei schwingendem Relative Bearing-Pendel in einem Bereich der KTB-Vorbohrung mit sehr kleiner Neigung.

KTB

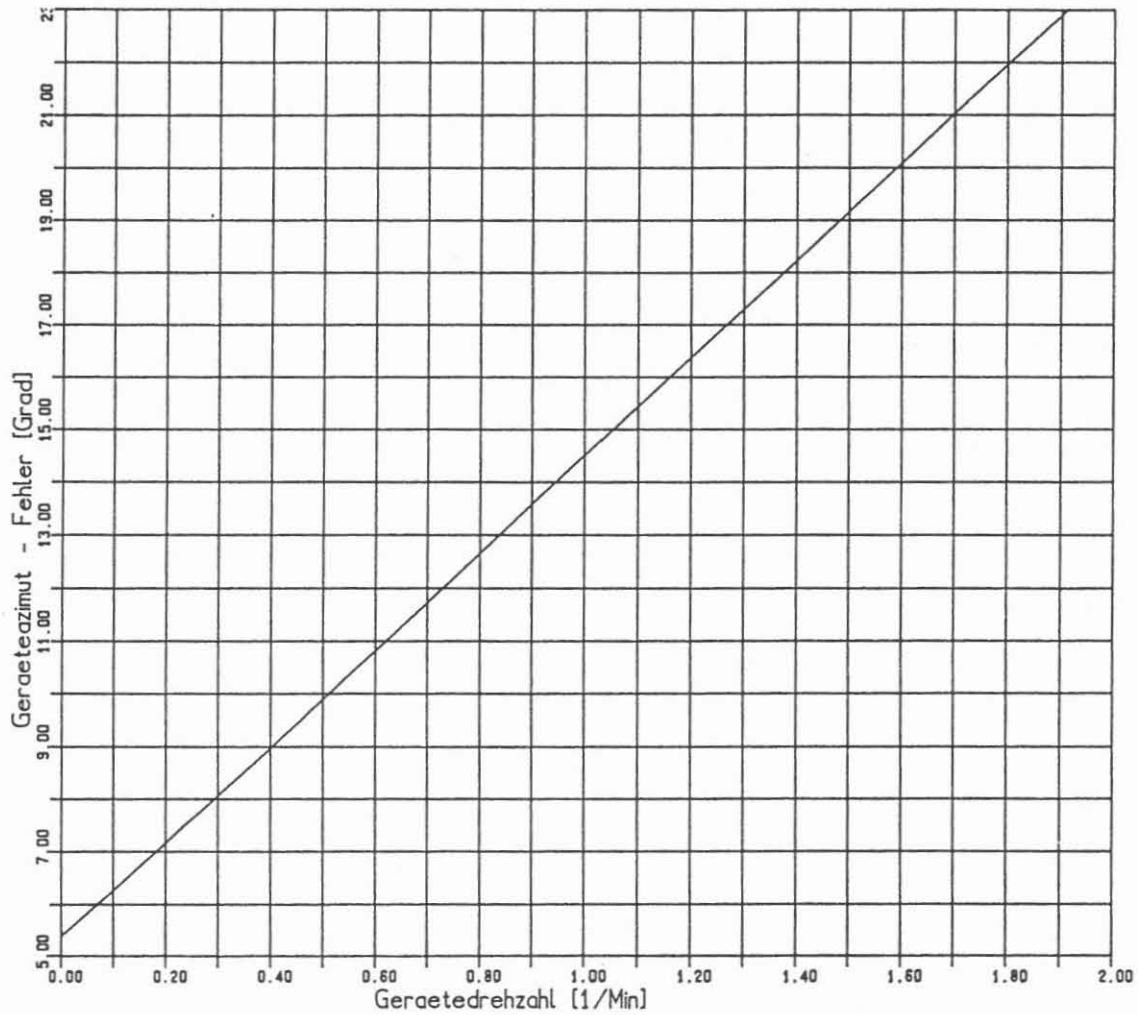


Abb. 7: Der Fehler des Geräteazimuts in Abhängigkeit von der Meßgerätedrehzahl  $n$ .

**KTB**

## 7. Abschließende Bemerkungen

Für die technische Durchführung der Kontinentalen Tiefbohrung ist die Erstellung eines möglichst neigungsfreien Bohrloches von höchster Priorität. Mit dem hier untersuchten Meßsystem wird daher nur eine relativ ungenaue Bestimmung des RB und AZ möglich sein. Der Einsatz eines Kreiselkompasses kann hier eine Verbesserung bringen.

Zur genauen Festlegung der Lage des Bohrloches im Raum und die Definition eines Zielkreises für weitere Bohrarbeiten kann allerdings eine mechanische Bestimmung der Bohrlochorientierung durchaus auch weiter sinnvolle Ergebnisse liefern. Eine fehlerhafte Azimutbestimmung ist bei kleinen Neigungswinkeln nicht unbedingt gleichzusetzen mit einem großen Radius des Zielkreises. Ist z. B. bei einem Neigungswinkel kleiner 0,5 Grad gar kein Azimut mehr bestimmbar, so ergibt sich für den Fehlerkreis in einer Zieltiefe von 100 m unterhalb der gerade aktuellen Meißeltiefe nur ein Radius von 0,9 m.

Insbesondere in Gebieten mit starken magnetischen Störungen ist auf eine mechanische Bestimmung der Bohrlochorientierung neben einer magnetischen nicht zu verzichten, sondern als notwendige Ergänzung zu sehen.

## Literatur

- Blümling, P.: In situ Spannungsmessung in Tiefbohrungen mit Hilfe von Bohrlochrandausbrüchen und die Spannungsverteilung in der Kruste Mitteleuropas und Australiens. Dissertation, Universität Karlsruhe, 135 pp., 1986.
- Bosum, W. & Hahn, A.: Bericht über magnetische Messungen in der Bohrung KTB-VB Oberpfalz mit Hilfe eines 3-Komponenten-Bohrlochmagnetometers und gesteinsmechanische Untersuchungen, NLFb, Archiv-Nr. 103 533; Hannover, 1988.
- Kessels, W.: Die orientierte Kernentnahme unter Verwendung eines Neigungs- und Richtungsrekorders am Innenkernrohr, KTB-Report 88-7, (in Druck).
- Zoback, M. D., Moos, D. & Anderson, R. N.: Determination of the horizontal principal stresses from wellbore breakouts, EOS, Trans., AGU, 63, 1118, 1962.

### Erläuterungen

AZ	Azimut
C	Übertragungskonstante der Neigungsablesung
$\Delta C$	Fehler von C
DEV	Neigung
DEV'	Abgelesener Neigungswert nach mechanischer Übertragung zum Potentiometer
DEV''	Aufgezeichneter Neigungswert
DEV <sub>g</sub>	Grenzwinkel der Bohrlochneigung für auswertbare RB-Messung
DEV <sub>0</sub>	Nullpunkteinstellung der Neigungsablesung
$\Delta DEV$	Abweichung des Neigungspendels von der Gleichgewichtslage
$\Delta DEV'$	Fehler der DEV'-Ablesung
$\Delta DEV''$	Fehler des aufgezeichneten Neigungswertes
$\Delta DEV_0$	Fehler der Nullpunkteinstellung
$\Delta DEV_R$	Grenzwinkel der Abweichung des Neigungspendels von der Gleichgewichtslage für Dominanz der Lagerreibung
$\underline{e}_x$ $\underline{e}_y$ $\underline{e}_z$	Einheitsvektoren
g	9,81 m/sec <sup>2</sup>
GAZ	Gesamtazimut
$\Delta GAZ$	Fehler des Geräteazimuts
K	Kraft auf die Pendelmasse
Ko	Fehler der Kompaßanzeige
m	Pendelmasse

$M$	Drehmomentvektor
$M_R$	Reibungsmoment
$n$	Drehzahl des Meßgerätes
$\underline{r}$	Radiusvektor zum Schwerpunkt der Pendelmasses
$r_0$	$ \underline{r} $
$r_x$ $r_y$	Komponenten des Radiusvektors
$RB$	Relative Bearing
$\Delta RB$	Abweichung des RB-Pendels von der Nulllage
$\Delta RB'$	Fehler der RB-Ablesung
$\Delta RB_0$	Fehler der Nullpunkteinstellung der RB-Ablesung



1870  
1871  
1872  
1873  
1874  
1875  
1876  
1877  
1878  
1879  
1880  
1881  
1882  
1883  
1884  
1885  
1886  
1887  
1888  
1889  
1890  
1891  
1892  
1893  
1894  
1895  
1896  
1897  
1898  
1899  
1900

Westfälische Berggewerkschaftskasse  
Abteilung Geophysik

Herner Straße 45  
4630 Bochum 1

## Das WBK Kontrollsystem zur Erfassung und zur Übertragung von Bohrlochmeßdaten

K. Siever



## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Zielsetzung.....	509
2. Das entstandene System.....	509
2.1 Besondere Anforderungen.....	509
2.2 Systembeschreibung.....	510
2.3 Sondensteuerung und Datenübergabe.....	513
2.4 Kabeltreiber und Empfänger.....	517



## 1. ZIELSETZUNG

Im Rahmen der verschiedensten Bohrlochmeßgeräteentwicklungen galt es ein Datenübertragungssystem zu schaffen, das möglichst vielen Anwendungen gerecht wird. Das bedeutet, eine Integration in beliebige Meßsysteme sollte ohne erheblichen Aufwand möglich sein. Das Schwergewicht der Entwicklung lag natürlich auf der Sondenseite, da die Konzipierung von übertägigen Rechnerinterfaces keine besondere Problematik darstellt.

## 2. DAS ENTSTANDENE SYSTEM

### 2.1 BESONDERE ANFORDERUNGEN

Die an das System gestellten Anforderungen ergeben sich zum einen aus den Forderungen der möglichen Anwender und zum anderen aus den physikalischen Gegebenheiten eines Bohrloches. Hierzu gehören hauptsächlich Temperatur, Druck und Kaliber. Die Anwenderforderungen beschränken sich auf Datendurchsatz und Programmierbarkeit in einer gängigen Programmiersprache. Eine weitere Forderung der Anwender ist eine leichte Integration des Datenübertragungssystems in bestehende bzw. in noch zu entwickelnde Sonden.

## 2.2 SYSTEMBESCHREIBUNG

Das Datenübertragungssystem gliedert sich in folgende Segmente:

Sondenprozessor

Sende- und Empfangseinrichtung sondenseitig (Kabeltreiber)

Sende- und Empfangseinrichtung übertägig (Kabeltreiber)

Rechnerinterface

Unterstützt wird das System von verschiedenen Softwaremodulen, die eine einfache Handhabung sonden- und rechnerseitig ermöglichen. Die Struktur des gesamten Systems ist als Blockbild in der Abbildung 1 erläutert.

Das Sondenprozessorsystem wurde konzipiert für einen Montagerohrdurchmesser von 50 mm, was den Einsatz in 60 mm Druckrohren ermöglicht, sofern Bohrlochtemperaturen von 125 Grad Celsius nicht wesentlich überschritten werden. Bei einem Außendurchmesser von 60 mm lassen sich Druckrohre für einen Druckbereich bis 800 bar realisieren. Für den Hochtemperaturbereich kann das System Dank seines geringen Durchmessers in Hitzeschutzeinrichtungen montiert werden, ohne daß ein maximaler Druckrohrdurchmesser von 88 mm überschritten wird. Das Druckrohr ist dann für ein Druckbereich bis 1500 bar geeignet. Die Platinenbreite von nur 48 mm läßt eine rückseitige Montage der anwenderspezifischen Interfaceschaltung im Abstand von 10 mm zu.

Eine Datenübertragungsstrecke nach dem Prinzip der Puls Code Modulation bildet das Kernstück des Systems. Diese Übertragungsstrecke arbeitet normalerweise halbduplex und kann somit auch auf nur einer Signalader betrieben werden. Im Sonderfall ist es auch möglich die Daten einer Sondenbetriebsspannung zu überlagern. Ein Vollduplexbetrieb ist nur bei zwei zur Verfügung stehenden Signaladern möglich.

Der Benutzer hat die Wahl zwischen drei verschiedenen Wortlängen und acht verschiedenen Übertragungsfrequenzen. Die Einstellung dieser Parameter erfolgt softwaremäßig.

Vorgegebene Wortlängen: 8,16,24, Bit zuzüglich eines Übertragungsrahmens von 4 Bit.

Vorgegebene Übertragungsfrequenzen:

256kHz, 128kHz, 64kHz, 32kHz, 16kHz, 8kHz, 4kHz, 2kHz

Durch Austausch des Quarzoszillators lassen sich aber ohne Probleme auch andere Frequenzen realisieren. Die zu nutzenden Frequenzen sind jedoch abhängig von der verwendeten Meßkabeltype und -länge, sowie von den zur Verfügung stehenden Adern oder Adernpaaren. Bei den in der Bohrlochmeßtechnik gebräuchlichen 7- Aderkabeln mit Längen von ca. 7500m ist eine Übertragungsfrequenz von 64 kHz mit relativ geringem Aufwand durchaus praktikabel. Voraussetzung ist allerdings die Nutzung aller sieben Adern. Der bereits erwähnte Übertragungsrahmen beinhaltet ein Synchronbit, was den Beginn der Übertragung kennzeichnet. Ob es sich bei dem folgenden Wort um ein Kommando- oder Datenwort handelt, ist aus der Polarität des Synchronbits zu entnehmen. Die genaue Bedeutung von Kommandoworten wird zu einem späteren Zeitpunkt erklärt. Der Rahmen wird abgeschlossen durch das Paritybit, das vom Decoder ausgewertet wird. Diese Auswertung bzw. die Erzeugung des Paritybit ist nicht abschaltbar.



Die Kontrolle der Datenübertragung übernimmt ein kleines Mikroprozessorsystem mit einer NSC 800 CPU. Diese CPU ist hardwarekompatibel zu einer 8085 CPU und softwarekompatibel zu der ebenso bekannten Z80 CPU, was die Benutzung der weit verbreiteten Z80 Assembler oder Z80 - C Crosscompiler ermöglicht. Die Hardware des Prozessorsystems wurde auf ein Minimum beschränkt, da die meisten Aufgaben der Anwender eine spezielle Hardware erfordern. Die 2K Byte Eprom und 2K Byte Ram ermöglichen entweder die Installation kleiner Benutzerprogramme oder die Installation des sogenannten "Bootprogrammes" zum Laden von Benutzersoftware in den Sondenprozessor. Die Nutzung der letztgenannten Möglichkeit bietet den großen Vorteil, die Software in der bereits montierten Sonde zu verändern.

Das Prozessorsystem verfügt ferner zur Überwachung von Betriebsparametern innerhalb der Sonden über einen 8 Bit A/D Wandler mit 4 Kanälen. Ein Kanal dieses Wandlers ist fest mit einem Temperatursensor verbunden der thermisch an temperaturkritische Bauteile gekoppelt werden soll. Die drei verbleibenden Kanäle können für beliebige Kontrollaufgaben vom Anwender eingesetzt werden. Da wie bereits erwähnt das Prozessorsystem selbst nur über einen recht kleinen Speicherplatz verfügt, muß falls erforderlich das Interface zur jeweiligen Sonde mit dem notwendigen Speicherplatz ausgestattet werden. Für die Ansteuerung dieser externen Speicher sind bereits decodierte Adressleitungen vorhanden, was eine solche Decodierung auf dem Interface überflüssig macht. Eine Decodierung wurde auf der Prozessorplatine nicht nur für den Speicheradressbereich sondern auch für bestimmte I/O Adressbereiche vorgenommen.

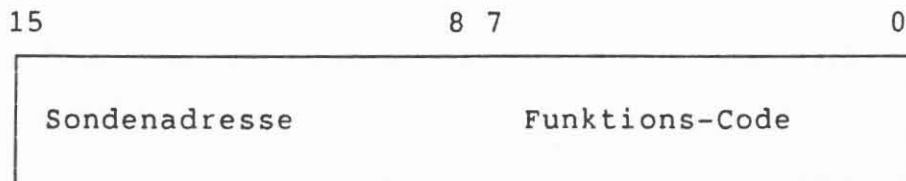
### 2.3 SONDENSTEUERUNG UND DATENÜBERGABE

Der Sondenprozessor kontrolliert auf der einen Seite die gesamte Datenübertragung, ist aber mit dieser Aufgabe bei weitem nicht ausgelastet. Es ist daher konsequent die Steuerung der jeweiligen Sonde auch durch diesen Prozessor zu realisieren. Die gesamte Software der Datenübertragung ist auf genau diesen Einsatzfall abgestimmt. Der Benutzer hat die Möglichkeit seine Sondensoftware zu installieren ohne große Rücksicht auf die Übertragungssoftware nehmen zu müssen. Die Datenübertragung ist Interruptgesteuert und kann so zu jedem Zeitpunkt von der entsprechenden "Surface Unit" (hier PC Interface) aktiviert werden. Ein festgelegtes Übertragungsprotokoll ermöglicht das problemlose Betreiben einer Gammasonde. Die Daten einer zweiten oder dritten Sonde können direkt in den Datenstrom der eigentlichen Anwendersonde eingebunden werden.

Die Datenübertragungsroutinen in der Sonde werden durch die sogenannten Kommandoworte aktiviert. Ein Kommandowort enthält sowohl die Sondenadresse als auch eine Codierung für die auszuführende Funktion. Bedingt durch die Hardware der Prozessorplatine sind 128 Funktionen pro Sonde zulässig. Der Aufruf der Funktionen hat stets über gradzahlige Hexadezimalzahlen zu erfolgen.

Hierzu einige Beispiele:

Die Gliederung eines Kommandowortes:





Bei dem letzten übertragenen Wort bestehend aus Sonden-  
adresse und Abschluß - Code handelt es sich wiederum um  
ein Kommandowort.

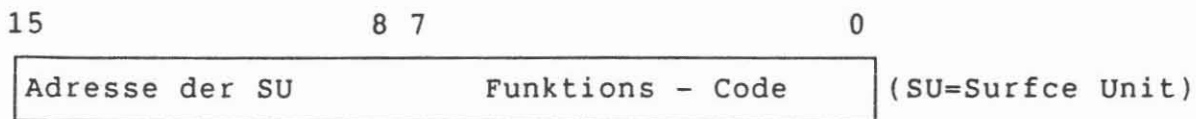
Nachdem die eigentlichen Betriebsprogramme in eine Sonde  
geladen sind und alle erforderlichen Parameter gesetzt sind,  
kann der Betrieb einer Sonde z.B. mit dem Kommando SA ge-  
startet werden. Darauf würde dann die Sonde mit dem Über-  
tragen von Datenblöcken folgender Struktur reagieren:

Funktions - Code	leer	
Daten		
Adresse der SU	Abschluß - Code	(Kommando- wort)

Die Datenübertragung von den Sonden zur Surface Unit wird  
mit Kommandoworten abgeschlossen sofern es sich um die  
Übertragung formatierter Daten handelt. Auch diese Komman-  
doworte können 128 verschiedene Funktionen auslösen, falls  
die zu dem System gehörige Empfangsplatine verwendet wird.  
Einige bereits realisierte Funktionen (Statusmeldungen):

Initialisierung abgeschlossen	(CR)	62
Sonde ist bereit zum Empfang von Kommandos	(SR)	60
Initialisierungsfehler erkannt	(NC)	64
Datenpuffer Überlauf	(DO)	68
Abschluß von Datenblöcken (Typ 1)	(AB)	68
Abschluß von Datenblöcken (Typ 2)	(TB)	6E

Datenblock Typ 1 und Typ 2 sind in diesem Fall vom Benutzer zu definierende Blockstrukturen innerhalb der Daten. Jedes von der Sonde zur Surface Unit gesendete Kommandowort (Status) gliedert sich wie folgt.:



Die Empfangsplatine ist auf den IBM-XT-Bus zugeschnitten und erlaubt den Empfang von 32K Byte Datenblöcken. Ein kontinuierlicher Datenstrom kann durch 32 K Byte Wechselbuffer-Betrieb erreicht werden. Die Empfangsplatine verfügt ebenso wie der Sondenprozessor über eine NSC800 CPU. Die zur Kommunikation notwendige Software ist bereits auf der Platine installiert. PC-seitig bleibt also der Aufwand zur Steuerung des Sondenprozessors auf ein Minimum beschränkt. In der unten stehenden Tabelle können Sie am Beispiel einer Televiever-Messung den "Handshake" zwischen Sonde und Interface verfolgen.

zur Sonde	zur SU	Beschreibung
RR		warten auf Bereitschaft der Sonde
RR		
DP	SR	Sonde bereit Vorbereitung zum Laden des Sondeprogrammes
Programm-Code		
UP	Prog.Code	zurückladen des Prog.
DS		Vorbereitung zum Laden Sondenparameter
Parameter		
RR		warten auf Bereitschaft
	CR	Sonde bereit
SA		Start der Messung
	Daten	
TA		Unterbrechung

## 2.4 Kabeltreiber und Empfänger

Die Sende- und Empfangsstufe des Übertragungssystems, in diesem Text als Kabeltreiber bezeichnet, sorgt für eine optimale Anpassung an das Meßkabel. Für die bislang gestellten Anforderungen genügte ein digitales System, das mit recht geringem Aufwand zu realisieren war. Es besitzt den großen Vorteil, daß es von einer 5V Betriebsspannung zu versorgen ist. Eine präzise Stabilisierung dieser Spannung ist nicht erforderlich. Unter Verwendung dieser Kabeltreibertype war es möglich Daten mit einer Übertragungsfrequenz von 64 kHz über ein Standard 7 - Ader Kabel von 7500 m zu senden und zu empfangen. Ein Kabeltreiber für größere Kabellängen und andere Aderkonfiguration steht kurz vor der Fertigstellung.

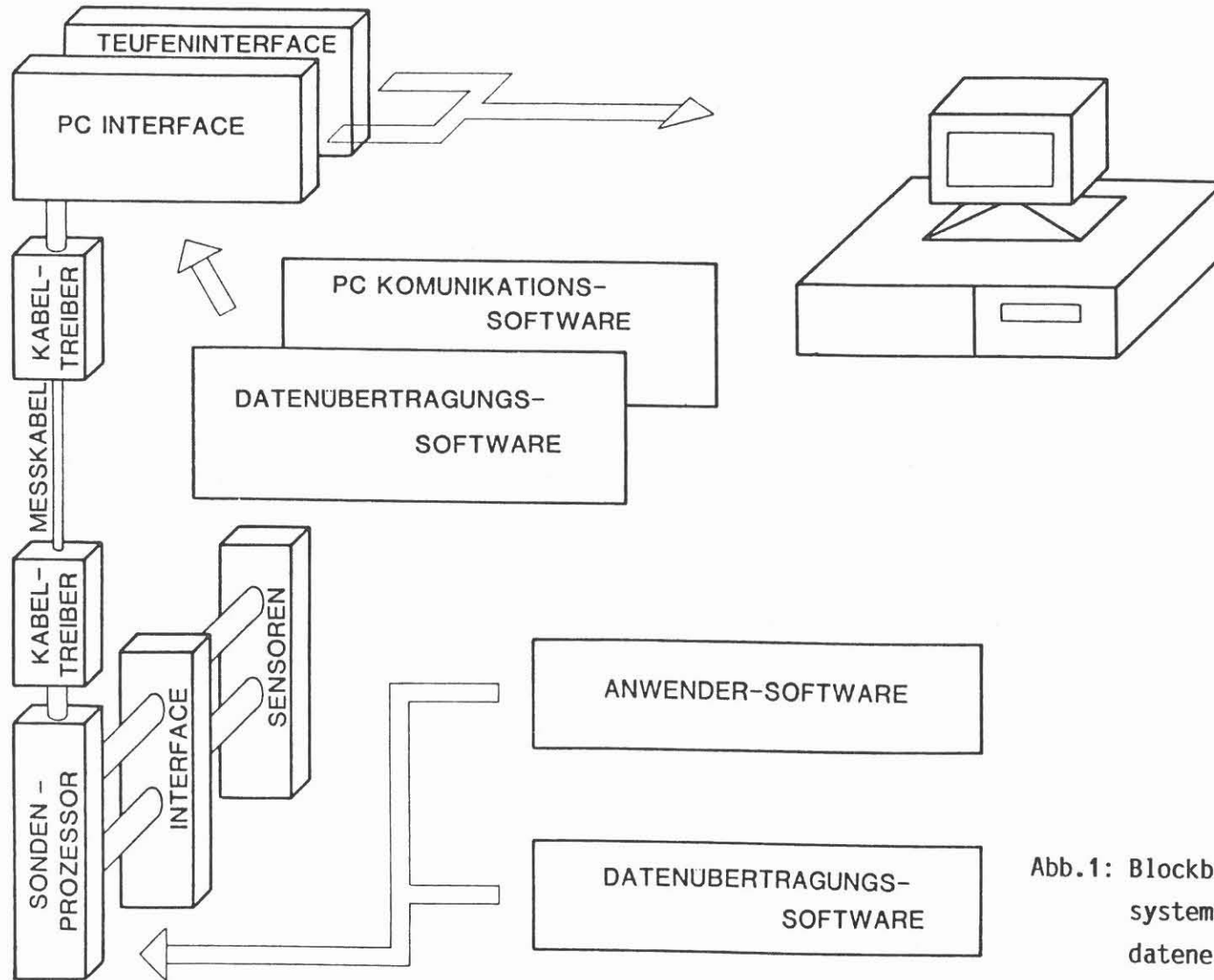


Abb.1: Blockbild des WBK Kontrollsystems zur Bohrlochmeßdatenerfassung