

Mitteilung des Instituts
für Grundbau und Bodenmechanik
Technische Universität Braunschweig



Heft Nr. 39

IGB·TUBS

**Bestimmung der hydraulischen
Leitfähigkeit im Gelände –
Entwicklung von Meßsystemen und Vergleich
verschiedener Auswerteverfahren**

von
Alfred Rösch

Braunschweig 1992

Herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. W. Rodatz

Vorwort des Herausgebers

Das Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig bearbeitet seit vielen Jahren in enger Zusammenarbeit mit Planern, Bauausführenden und Aufsichtsbehörden Fragestellungen des Deponiebaues und der Standorterkundung von Deponiestandorten.

Bei der Beurteilung der Eignung von Deponiestandorten ist die Kenntnis der Wasserdurchlässigkeit (hydraulische Leitfähigkeit) des anstehenden Untergrundes von ausschlaggebender Bedeutung. Gefordert werden sehr geringe Durchlässigkeiten. Das bedeutet, daß nur Standorte in Betracht kommen, bei denen dichtes Gestein mit geringer Durchlässigkeit der Klüfte und Schichtfugen vorhanden ist. Die Ermittlung dieser Durchlässigkeitseigenschaften ist nur durch Feldversuche möglich.

Herr Dr.-Ing. Rösch hat sich in den vergangenen Jahren sehr intensiv mit den Grundlagen von Feldversuchen, die in Bohrlöchern durchgeführt werden können und daher mit den bekannten Pumpversuchen und WD-Versuchen aber auch mit den in der Erdölindustrie angewendeten Slug-Test und Bail-Test sowie dem Drillstem-Test auseinandergesetzt. Umfangreiche Feldversuche führte er im Brunnenfeld Lange Bramke im Harz und an einem Deponiestandort in Schichten der Unterkreide durch. Zur Auswertung aller Tests entwickelte Herr Rösch ein Rechnerprogramm, in welches er nahezu alle gängigen Modellansätze einbezogen hat. Die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse aus den verschiedenen Testverfahren und Auswertemethoden zeigt im allgemeinen eine gute Übereinstimmung der ermittelten Transmissivitäten bzw. Durchlässigkeiten.

Herr Dr.-Ing. Rösch hat mit seiner Arbeit einen wichtigen Beitrag geleistet, um die Eignung von Deponiestandorten in Zukunft verlässlicher und auch wirtschaftlicher beurteilen zu können.

Braunschweig, im August 1992



Prof. Dr.-Ing. Walter Rodatz

The in-situ determination of the hydraulic conductivity

Development of measurement systems and the comparison of several evaluation methods

Ph.D-thesis
of
Dipl.-Geol. Alfred Rösch

Summary

The effectiveness of the natural subsoil of disposal sites as a geological barrier is of utmost importance in assessing a disposal site. The most important dimension is the permeability of the in-situ soil (hydraulic conductivity).

This thesis presents the principle of slug- and drillstem-tests and, in part, some pumping tests which are currently used. Two measurement arrangements were developed for the realization of these hydraulic test methods: one slug- and drillstem-test device for shallow 2" well as well as a double packer set used for open drill holes up to 100 m depth.

In the well area "Lange Bramke", slug- and drillstem-tests and additional pumping tests were carried out. At one dump location (Lower Cretaceous), slug- and drillstem-tests were performed both in open drill holes and in the later established ground water monitoring wells .

With the help of a newly developed computer programm, which includes almost all common theoretical models, the test were analyzed for the various calculation models.

The classical "type curves method" was used mainly. The comparison of the result generally showed a good correspondence with respect to the calculated transmissivities. Occasionally, deviations of up to the factor of 20 are possible. This is mainly caused by the variable range of the procedures.

Recommendations for the application and analysis of hydraulic tests are given on the basis of the field experiments and the respective evaluation models.

Inhaltsverzeichnis		Seite
1.	Einleitung	1
1.1	Allgemeines	1
1.2	Ziel der Arbeit	3
1.3	Aufbau der Arbeit	4
2.	Stand der Forschung	6
2.1	Allgemeines	6
2.2	Slug-Test	16
2.3	Drillstem-Test	30
2.4	Pumpversuch	34
3.	Entwicklung von Meßeinrichtungen	39
3.1	Slug- und DST-Gerät für 2"-Pegel	39
3.2	Doppelpackergarnitur für offene Bohrlöcher	43
4.	Entwicklung eines Rechnerprogrammes zur Versuchsauswertung	50
5.	Hydraulische Feldversuche	59
5.1	Brunnenfeld Lange Bramke	59
5.1.1	Versuchsdurchführung	59
5.1.2	Kurzzeitpumpversuche	62
5.1.2.1	Reaktion in den Pumpbrunnen	62
5.1.2.2	Reaktion in den Beobachtungsbrunnen	66
5.1.3	Pumpversuche	71
5.1.3.1	Reaktion in den Pumpbrunnen	71
5.1.3.2	Reaktion in den Beobachtungsbrunnen	84
5.1.4	Slug-Tests	88
5.1.4.1	Reaktion in den Erregerbrunnen	90
5.1.4.2	Reaktion in den Beobachtungsbrunnen	101
5.1.5	Drillstem-Tests	106
5.1.6	Vergleich der Ergebnisse	111

5.2	Deponiestandort in Tonsteinen der Unterkreide	115
5.2.1	Geologie des Standortes	115
5.2.2	Versuchsdurchführung	117
5.2.3	Slug- und Drillstem-Tests	117
5.2.4	Gegenüberstellung der Ergebnisse	135
6.	Anmerkungen zur Genauigkeit der Verfahren	136
7.	Schlußfolgerungen	140
7.1	Empfehlungen zur Versuchsdurchführung	140
7.2	Empfehlungen zur Versuchsauswertung	143
7.3	Ausblick	145
8.	Zusammenfassung	147
9.	Schriftenverzeichnis	148
	Anhang	

Formelzeichen

a	Speicherkoeffizient (n. COOPER et al. 1967)
B	dimensionslose Zeit (n. COOPER et al. 1967)
CA	Kompressibilität des Aquiferkorngerüsts
C	Brunnenspeicherung (Speicherkonstante)
C _{DB}	dimensionslose Speicherkonstante eines Beobachtungsbrunnens
C _D	dimensionslose Brunnenspeicherung
C _{DG}	dimensionslose Speicherkonstante bezogen auf das Gesamtsystem Matrix und Klüfte
C _{DK}	dimensionslose Speicherkonstante bezogen auf die Klüfte
C _{DP}	dimensionslose Speicherkonstante für einen Pumpbrunnen
C _{Sys}	Systemkompressibilität
C _W	Kompressibilität des Grundwassers
Δt	Wiederanstiegszeit
ρ_w	Dichte des Grundwassers
E	Elastizitätsmodul
E _i	Exponentialintegral
E _s	Steifemodul
g	Erdbeschleunigung
γ	Exponential der Eulerschen Konstanten
γ_w	Spezifisches Gewicht des Grundwassers
h(t)	Wasserstand zum Zeitpunkt t
h ₀	Wasserstand zum Zeitpunkt t=0
h _{DB}	Laplace Transformierte (aktiver Brunnen)
h	Laplace Transformierte (Beobachtungsbrunnen)
h _D	dimensionsloser Wasserstand
h _D	Laplace-Transformierte
h _{D_{SL}}	dimensionsloser Wasserstand Slug-Test
h _{D_W}	dimensionsloser Wiederanstieg
h	Höhe des Druckwasserspiegels
h _s	Druckverlust durch einen Skin-Effekt
i	natürliche Zahl, Index
J _{0,1}	Besselfunktion 0., 1. Ordnung 1. Grades

K	Kompressionsmodul
$K_{0,1}$	Mod. Besselfunktion 0.,1. Ordnung 2. Grades
k	natürliche Zahl, Index
k_f	Durchlässigkeit
k_s	Durchlässigkeit der Skin-Zone
λ	Durchlässigkeitsverhältnis Matrix/Klüfte
L	Laplace-Transformation
m	Mächtigkeit eines Aquifers
N	natürliche, gerade Zahl
n	Porosität eines Aquifers
ω	Speicherungsverhältnis Gesamtsystem/Klüfte
p	Laplace-Variable
Q	Förderrate
$r_{b,s}$	Brunnenradius
r_c	Radius der Vollrohrstrecke
r_D	dimensionslose Entfernung
r_P	Radius Pumpbrunnen
r	radiale Entfernung
r_s	Radius der Skin-Zone
s_b	Skin Beobachtungsbrunnen
s_P	Skin Pumpbrunnen
s	Restabsenkung
S	Skin-Faktor
S	Speicherkoeffizient
t_D	dimensionslose Zeit
t_p	Pumpdauer
T	Transmissivität
t	Zeit
u	Integrationskonstante
v	Querdehnungszahl
V	Volumen
V_w	Volumen der Wassersäule
W	Wichtungsfaktor (Stehfest-Algorithmus)
WS	Wassersäule
$Y_{0,1}$	Besselfunktion 0.,1. Ordnung 2. Grades

Technische Begriffe

AD	Analog-Digital Wandler
DST	Drillstem-Test
FE-Log	Focussed Electric-Log, Bohrlochmeßverfahren zur Bestimmung des spez. Widerstandes
Gamma-Log	Bohrlochmeßverfahren zur Bestimmung der natürlichen Gammastrahlung (Dichte)
Pt100	Temperatursensor
Transmitter	Signalwandler

1. Einleitung

1.1 Allgemeines

Der Schutz des Grundwassers vor jeglicher Verunreinigung ist ein wesentliches Ziel bei der Planung, dem Betrieb und der Überwachung einer Deponie.

Da die technischen Barrieren einer Deponie zeitlich begrenzt wirksam sind, ist die Wirksamkeit der geologischen Barriere von besonderer Bedeutung. Zur Beurteilung eines geplanten Standortes unter hydrogeologischen Gesichtspunkten ist die gesicherte Kenntnis von hydraulischen Parametern unerlässlich. Die wichtigsten Kenngrößen sind das hydraulische Gefälle, das nutzbare Porenvolumen und die hydraulische Leitfähigkeit (Durchlässigkeit) des natürlichen Untergrundes. Nur wenn diese Größen bestimmt werden können, ist eine Gefährdungsabschätzung bzw. Berechnung eines Schadstofftransportes möglich. Das gleiche trifft für die Planung und Ausführung von hydraulischen Sanierungsmaßnahmen an einem kontaminierten Standort zu.

Während für die Überprüfung der Durchlässigkeit einer mineralischen Deponieabdichtung klare Ausführungsvorschriften bestehen (TA Abfall, DIN 18130), sind für die Bestimmung der Durchlässigkeit des natürlichen Untergrundes weder Methoden noch Randbedingungen festgelegt.

Verschiedene Richtlinien fordern dennoch bei der Untersuchung eines Neustandortes den Nachweis bestimmter Grenzwerte für die Durchlässigkeit, ohne Nennung der anzuwendenden Methoden. Die TA Abfall verlangt einen Durchlässigkeitsbeiwert von $k_f \leq 1 \cdot 10^{-6}$ m/s für Locker- und $k_f \leq 1 \cdot 10^{-7}$ m/s für Festgestein. Das LAGA Merkblatt M3 (1990) fordert einen Wert kleiner als $1 \cdot 10^{-7}$ m/s.

Häufig werden zum Nachweis der geforderten Durchlässigkeiten Pumpversuche oder Wasserdruckversuche (WD-Tests) ausgeführt.

Pumpversuche sind zwar bei der Grundwassererschließung ein probates Mittel zur Ermittlung hydraulischer Kennwerte, doch ist ihre Anwendung nur bei gut durchlässigem Untergrund sinnvoll.

WD-Versuche werden in der Regel beim Talsperrenbau zur Bestimmung der Verpreßmengen für Zementinjektionen eingesetzt. Die dabei gemessene Wasseraufnahme läßt qualitative Rückschlüsse auf die Durchlässigkeit zu.

Beide Verfahren haben im Hinblick auf eine Anwendung bei der Standorterkundung weitere Nachteile: mit der Durchführung von Pumpversuchen kann die Entsorgung von eventuell kontaminiertem Grundwasser zu Problemen führen. Bei WD-Tests wird dem Untergrund stets Fremdwasser zugeführt; dies kann zu einer Störung des hydrochemischen Gleichgewichtes führen. Außerdem besteht bei zu hoch gewähltem Einpreßdruck die Gefahr, künstlich Klüfte zu erzeugen. Ferner sind beide Verfahren mit einem hohen apparativen, zeitlichen und personellen Aufwand verbunden.

Ein wesentlich umfangreicheres Angebot an Durchlässigkeits-tests und Auswertemethoden steht dagegen für die Erkundung von Erdöllagerstätten zur Verfügung. Ihr Einsatz im Rahmen einer Standorterkundung war bisher wegen der vollkommen anders dimensionierten Meßausrüstungen nicht mit vertretbarem Aufwand möglich. In dieser Arbeit wird anhand ausgewählter Methoden gezeigt, wie sich diese Verfahren zur Bestimmung der Durchlässigkeit bei der Standorterkundung einsetzen lassen.

Dazu wurden zwei Meßsysteme entwickelt, die in ihren Abmessungen dem Einsatz bei einer Standorterkundung angepaßt sind. Damit lassen sich die entsprechenden hydraulischen Tests sowohl in Brunnen als auch in offenen Bohrlöchern durchführen. Insbesondere können damit auch solche Versuche ausgeführt werden, bei denen nur eine einzelne Bohrung ohne zusätzliche Beobachtungspegel zur Verfügung steht.

Die Ausführung der Versuche und die Überprüfung der neu entwickelten Meßsysteme erfolgte an zwei geologisch unterschiedlich aufgebauten Standorten. Mit dem Brunnenfeld "Lange Bramke" im Harz bot sich die Gelegenheit zu einem Methodenvergleich unter der Einbeziehung von Pumpversuchen. Die Auswahl dieses Brunnenfeldes bot sich auch deshalb an, weil ein gut leitender Kluftaquifer ausgebildet ist und damit die erforderliche Testdauer zeitlich begrenzt ist.

Eine zweite Versuchsserie konnte im Umfeld einer bestehenden Deponie durchgeführt werden. Der Untergrund wird von gering durchlässigen Tonsteinen der Unterkreide aufgebaut. Hier sind in begrenztem Umfang verschiedene Tests sowohl in offenen Bohrlöchern als auch in Grundwasserbeobachtungspiegeln durchgeführt worden.

1.2 Ziel der Arbeit

Ein Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung und Anwendung kompletter Meßsysteme zur Durchführung verschiedener Verfahren zur Bestimmung der Gebirgsdurchlässigkeit.

Mit dem Vergleich der Verfahren und der zugehörigen Auswertemethoden sollen Aussagen zur erforderlichen Genauigkeit bei der Meßwerterfassung, Aussagen zu möglichen Fehlerquellen sowie den Einsatzmöglichkeiten und Anwendungsgrenzen abgeleitet werden.

Obwohl eine große Anzahl von theoretisch abgesicherten Lösungsansätzen für die Auswertung von hydraulischen Tests bekannt ist, ist in den wenigsten Fällen ihre Anwendbarkeit in der Praxis nachgewiesen. Häufig werden sogar zur Verifizierung der Auswerteverfahren theoretisch berechnete Testverläufe verwendet.

Folglich stellt sich die Frage, inwieweit der berechnete Druckverlauf bei einem Test tatsächlich gemessen und identifiziert werden kann und ob unterschiedliche Modellansätze oder unterschiedliche Parameterkombinationen das Ergebnis beeinflussen können. Es wird deshalb untersucht, welche Modellansätze in der Praxis einsetzbar sind.

Für einen Vergleich der unterschiedlichen Auswertemethoden wird ein Rechnerprogramm entwickelt, in welches alle gängigen Modellansätze integriert sind. Die Formulierung neuer Modellansätze ist hingegen nicht Gegenstand dieser Arbeit. Auf der Grundlage des Methodenvergleiches werden Kriterien zur Auswahl der Testverfahren und der Auswertemodelle in Abhängigkeit vom geologischen Aufbau des Untergrundes formuliert. Dies soll auf eine mögliche Standardisierung bei der Versuchsausführung hinführen.

1.3 Aufbau der Arbeit

Im ersten Teil der Arbeit werden zunächst die Grundlagen der verschiedenen hydraulischen Testmethoden und der zugehörigen Auswerteverfahren aufgezeigt.

Danach werden zwei neu entwickelte Meßsysteme zur Durchführung von Slug- und Drillstem-Tests beschrieben. Damit können diese Versuche sowohl in ausgebauten Grundwassermeßstellen als auch in unverrohrten Bohrungen durchgeführt werden.

Der dritte Abschnitt beinhaltet die Beschreibung eines erstellten Rechnerprogrammes zur Auswertung von Slug- und Drillstem-Tests sowie Pumpversuchen.

Anschließend wird die Durchführung und vergleichende Auswertung von Feldversuchen zur Bestimmung der Durchlässigkeit an zwei geologisch unterschiedlich aufgebauten Standorten beschrieben.

Aus den daraus resultierenden Erfahrungen werden im letzten Teil der Arbeit Empfehlungen zur Durchführung und Auswertung von hydraulischen Testverfahren formuliert.

2. Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

Die Bestimmung von hydraulischen Parametern und Angaben zur Geometrie des zu untersuchenden Systems sind die grundlegenden Zielsetzungen eines hydraulischen Tests.

Bei der Durchführung eines solchen Tests wird dem unbekanntem System ein genau definiertes Signal z.B. in Form einer zeitlich konstanten Entnahme von Grundwasser zugeführt. Die Reaktion des Systems, die zeitliche Änderung des Wasserstandes, ist eine Funktion der hydraulischen Kenngrößen und der Geometrie (FLOPETROL 1983, KARASAKI 1986). Die Lösung dieses inversen Problems erfordert die Definition und Formulierung eines theoretischen Modelles, dessen Reaktion auf ein identisches Eingangssignal so genau wie möglich mit der des realen Systems übereinstimmt (GRINGARTEN 1980). Die Lösung ist meist nicht eindeutig: verschieden konfigurierte Modelle können auf ein identisches Eingangssignal übereinstimmend reagieren.

Je mehr Informationen über den geologischen Schichtenaufbau, die hydrologischen Gegebenheiten und über die Bohrloch- oder Brunnengeometrie zur Verfügung stehen, desto geringer wird die Anzahl der möglichen Lösungen (GRINGARTEN 1980).

Die Interpretation eines Tests besteht in der Erkennung des Systems, ausgehend vom bekannten Eingangssignal und der Reaktion darauf. Das Verhalten des theoretischen Modells wird für verschiedene Randbedingungen, die den realen Verhältnissen angepaßt sein müssen, berechnet (FLOPETROL 1983).

Der Kern nahezu aller Modelle ist die Differentialgleichung für instationäre Strömung:

$$\frac{\partial^2 h}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial h}{\partial r} = \frac{S}{T} \frac{\partial h}{\partial t}$$

mit

h	: Höhe des Druckwasserspiegels	[m]
r	: Radiale Entfernung vom Brunnen	[m]
t	: Zeit	[s]
T	: Transmissivität	[m ² /s]
S	: Speicherkoeffizient	[-]

Die Differentialgleichung wird aus der Kombination des Massenerhaltungsgesetzes, dem Darcy'schen Gesetz und optional einer Zustandsbeschreibung hergeleitet (MATTHEWS & RUSSEL 1967). Dabei wird konstantes radiales Fließen, ein gespanntes, homogenes und isotropes Medium unendlicher Ausdehnung sowie eine einzige Flüssigkeitsphase mit geringer und konstanter Kompressibilität vorausgesetzt. Ferner wird angenommen, daß die Transmissivität und der Speicherkoeffizient unabhängig vom herrschenden Druck sind (JACOB 1950, EARLOUGHER 1977).

Die Transmissivität gibt dabei an, welcher Volumenstrom einer Flüssigkeit mit einer definierten Viskosität unter einem hydraulischen Gradienten von 1 durch einen 1 m breiten Querschnitt eines Aquifers fließt, der die gesamte Mächtigkeit (m) des Aquifers umfaßt und senkrecht zur Strömungsrichtung angeordnet ist (LANGGUT & VOIGT 1980). Damit besteht zwischen der Transmissivität und der Durchlässigkeit (k_f) die Beziehung $T = k_f \cdot m$.

Der Speicherkoeffizient ist eine Kenngröße für diejenige Wassermenge, die pro Oberflächeneinheit eines Aquifers bei der Änderung des Wasserspiegels um eine Einheit im Aquifer gespeichert oder daraus entlassen wird (KRUSEMANN & DE RIDDER 1973).

Der Speicherkoeffizient gilt in strengem Sinne nur für gespannte Aquifere und hängt von der Elastizität (bzw. Kompressibilität) des Korngerüstes und der Flüssigkeit ab. Das Volumen der Einzelkörner wird dabei als konstant betrachtet, da ihre Kompressibilität wesentlich kleiner als die des Korngerüstes und kleiner als die der Flüssigkeit ist (MATTHESS & UBELL 1983 S. 159). Damit kann der Speicherkoeffizient definiert werden als (KRUSEMANN & DE RIDDER 1990):

$$S = m \cdot n \cdot c_w \cdot \gamma_w \cdot \left(1 + \frac{c_A}{n \cdot c_w} \right)$$

mit:

S	: Speicherkoeffizient	[-]
m	: Mächtigkeit des Aquifers	[m]
n	: Porosität des Aquifers	[-]
c _w	: Kompressibilität der Flüssigkeit	[m ² /N]
c _A	: Kompressibilität des Aquifers	[m ² /N]
γ _w	: Wichte der Flüssigkeit	[N/m ³]

Für einen generell gültigen Lösungsansatz, der für die verschiedensten Randbedingungen einsetzbar ist, werden in der o.a. Differentialgleichung anstelle der dimensionsbehafteten Größen dimensionslose Größen eingeführt. Dabei lassen sich der dimensionslose Druck bzw. Wasserstand (h_D) als Funktion der Zeit, des Ortes, der Systemgeometrie und anderer Einflußfaktoren, die dimensionslose Zeit (t_D) z.B. als Funktion des Brunnenradius formulieren (EARLOUGHNER 1977):

$$h_D = f(\text{Zeit, Ort, Geometrie, ...})$$
$$t_D = f(\text{Brunnenradius, Zeit, ...}).$$

Dieser Modellansatz hat den Vorteil, daß die dimensionslosen Größen direkt proportional den dimensionsbehafteten sind, und somit durch einfache Transformationen ineinander überführbar werden.

Zur vollständigen Beschreibung der Lösung gehört die Festlegung und Formulierung der Randbedingungen. Als eine innere Randbedingung kann die Art des Eingangssignals angesehen werden. KARASAKI (1986, 1988) unterscheidet zwischen den Signalarten konstanter Zufluß, konstanter Druck, Slug-Test und Pulse-Test. Der Begriff Slug-Test beschreibt die Aufgabe eines einmaligen Druckimpulses mit beliebigem Vorzeichen. Bei einem Pulse-Test wird eine konstante Förderrate durch mehrere Förderstops unterbrochen.

Weiterhin muß der Einfluß eines Bohrloches oder Brunnens selbst berücksichtigt werden. Meist wird dieser vernachlässigt und dafür der Ansatz von THEIS (1935) gewählt, wonach der Brunnenradius als unendlich klein angesetzt wird. Tatsächlich besitzt jedoch jeder Brunnen ein endliches Eigenvolumen. Bei einer Entnahme von Grundwasser wird somit zunächst aus dem Brunnenvolumen gefördert; erst danach fließt Grundwasser aus dem umgebenden Gestein zu. Dieser Effekt der Brunnenspeicherung wird von PAPADOPULOS & COOPER (1967) für hydrogeologische Fragestellungen erstmalig berücksichtigt. Die Eigenkapazität eines Brunnens oder Bohrloches wird für einen frei beweglichen Grundwasserspiegel definiert als:

$$C = \frac{\pi r_B^2}{\rho_w g}$$

und

$$C = c_w V_w$$

für ein eingeschlossenes Wasservolumen.

Dabei sind:

C	: Speicherkonstante	[m ³ /m]
r _B	: Brunnenradius	[m]
ρ _w	: Dichte des Grundwassers	[kg/m ³]
g	: Erdbeschleunigung	[m/s ²]
c _w	: Kompressibilität d. Wassers	[m ² /N]
V _w	: Volumen d. Wassersäule	[m ³]

Wird die Eigenkapazität eines Brunnens bei einem Modell nicht berücksichtigt, so kann dies bei der Auswertung z.B. eines Pumpversuches zu einer zu geringen Transmissivität (NOVAKOWSKI 1990) führen.

Häufig kann in der unmittelbaren Umgebung eines Bohrloches oder eines Brunnens eine Zone mit im Vergleich zum umgebenden Gestein veränderten hydraulischen Eigenschaften beobachtet werden. Dies wird im wesentlichen durch das Eindringen von Bohrschmand und Spülungszusätzen oder durch die Quellung vorhandener Tonminerale verursacht. Ebenso kann der Bohrvorgang eine Auflockerung des Gesteinsverbandes bewirken. Die dadurch hervorgerufene Druckänderung (vgl. Bild 1) wird als Skin-Effekt bezeichnet (HURST 1953) und muß als eine innere Randbedingung berücksichtigt werden.

Mathematisch kann der Skin-Effekt auf zwei Arten beschrieben werden, entweder als eine unendlich kleine Zone ohne eigenes Speichervermögen (VAN EVERDINGEN 1953) oder als endliche Zone bestimmter Stärke mit eigener Speicherkapazität (MOENCH & HSIEH 1985 a, KARASAKI 1986).

Für eine Skin-Zone unendlich kleiner Stärke gilt:

$$s = \left(\frac{k}{k_s} - 1 \right) \ln \left(\frac{r_s}{r_B} \right)$$

mit:

s	: Skin-Faktor	[-]
k	: Durchlässigkeit des Aquifers	[m/s]
k _s	: Durchlässigkeit der Skin-Zone	[m/s]
r _s	: Radius der Skin-Zone	[m]
r _B	: Brunnen/Bohrlochradius	[m]

Für praktische Anwendungen kann ein infinitesimaler Skin mit dem Konzept des effektiven Bohrlochradius (r_{eff}) beschrieben werden (EARLOUGHER 1977):

$$r_{\text{eff}} = r_B \cdot e^{-s}$$

Dies bedeutet, daß bei einem Skin-Faktor ungleich Null der hydraulisch wirksame Radius nicht mehr mit dem tatsächlichen Brunnenradius übereinstimmt. Für einen Skin-Faktor größer als Null wird der effektive Radius kleiner als der Brunnenradius, für einen Skin-Faktor kleiner als Null wird der effektive Radius größer als der Brunnenradius. Der Skin-Faktor liegt zwischen unendlich für vollständig abgedichtete Bohrlöcher und -5 für stimulierte, d.h. gefracte Bohrlöcher (EARLOUGHER 1977).

Nach HAWKINS (1956) beträgt der Druckverlust bzw. der Druckaufbau bei einer unendlich kleinen Skin-Zone:

$$h_s = s \cdot \frac{Q}{2\pi T}$$

mit

h _s	: Druckverlust	[m]
s	: Skin-Faktor	[1]
Q	: Förderrate	[m ³ /s]
T	: Transmissivität	[m ² /s]

Im Fall der endlichen Skin-Zone sind zwei Differentialgleichungen, eine für die Skin-Zone und eine für den Aquifer zur Beschreibung des Gesamtsystems erforderlich (NOVAKOWSKI 1989 a,b). Ein Skin-Effekt (Pseudoskin) kann auch durch einen unvollkommenen Brunnen, turbulentes Fließen, ein geneigtes Bohrloch oder durch den Eintrittswiderstand eines Brunnenfilters hervorgerufen werden (DA PRAT 1981, 1990).

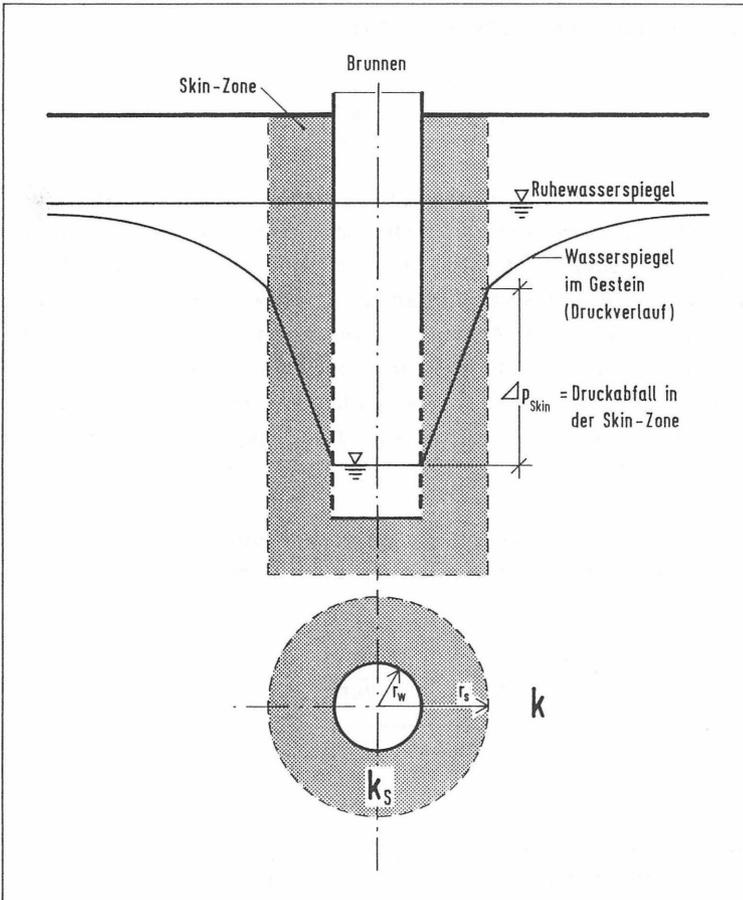


Bild 1: Schematische Darstellung eines Bohrloches mit positivem Skin (verändert nach HAWKINS 1956)

Als innere Randbedingung muß auch berücksichtigt werden, daß ein Testintervall gegebenenfalls nicht die gesamte Mächtigkeit der wasserführenden Schicht erschließt. In diesem Fall ist die Position des Testintervalles im Aquifer mit einzubeziehen. Ist zudem die Länge des Intervalls im Verhältnis zur Mächtigkeit der Schicht klein, dann kann nicht mehr von einer radialsymmetrischen Anströmung ausgegangen werden, sondern es muß ein kugelsymmetrisches Strömungsfeld vorausgesetzt werden (HANTUSH 1961, 1964). Der hydraulische Anschluß eines Bohrloches an eine vertikale oder horizontale Einzelkluft kann ebenfalls als eine innere Randbedingung formuliert werden (FLOPETROL 1983).

Als äußere Randbedingungen können generell hydraulische Begrenzungen mit konstantem Druck oder konstantem Zufluß und solche ohne Zufluß berücksichtigt werden (KARASAKI 1986). Der Ansatz richtet sich nach der Kenntnis des geologischen Aufbaus des zu untersuchenden Gebietes. Solche hydraulischen Begrenzungen werden in der Regel bei den im folgenden angeführten Testverfahren nicht wirksam, da die Testdauer meist nicht ausreicht. Eine Zusammenstellung der verschiedenen Lösungsansätze für hydraulische Berandungen ist bei WALTON (1986), EARLOUGHER (1977) und STRELTSOVA (1988) aufgeführt.

Bei einem heterogenen Untergrund wird häufig von einem doppelt porösen Modell ausgegangen. Dieses setzt ein stark und einheitlich geklüftetes Gestein voraus. Es werden zwei koexistierende Medien angenommen (BARENBLATT et al. 1960): eine gering durchlässige, poröse Matrix mit hoher Speicherkapazität und hoch durchlässige Klüfte mit sehr geringem Speichervermögen (vgl. Bild 2). Grundlage ist ein Kontinuumansatz, bei dem vorausgesetzt wird, daß in beiden Medien der herrschende Druck eine einfache Kenngröße des Ortes und der Zeit ist. Die Wechselwirkung der beiden Medien besteht in einem Flüssigkeitsaustausch, der durch die Druckdifferenz zwischen den Medien gesteuert wird (STRELTSOVA 1988). Für die Beschreibung des doppelt porösen Systems existieren drei unterschiedliche Modellansätze.

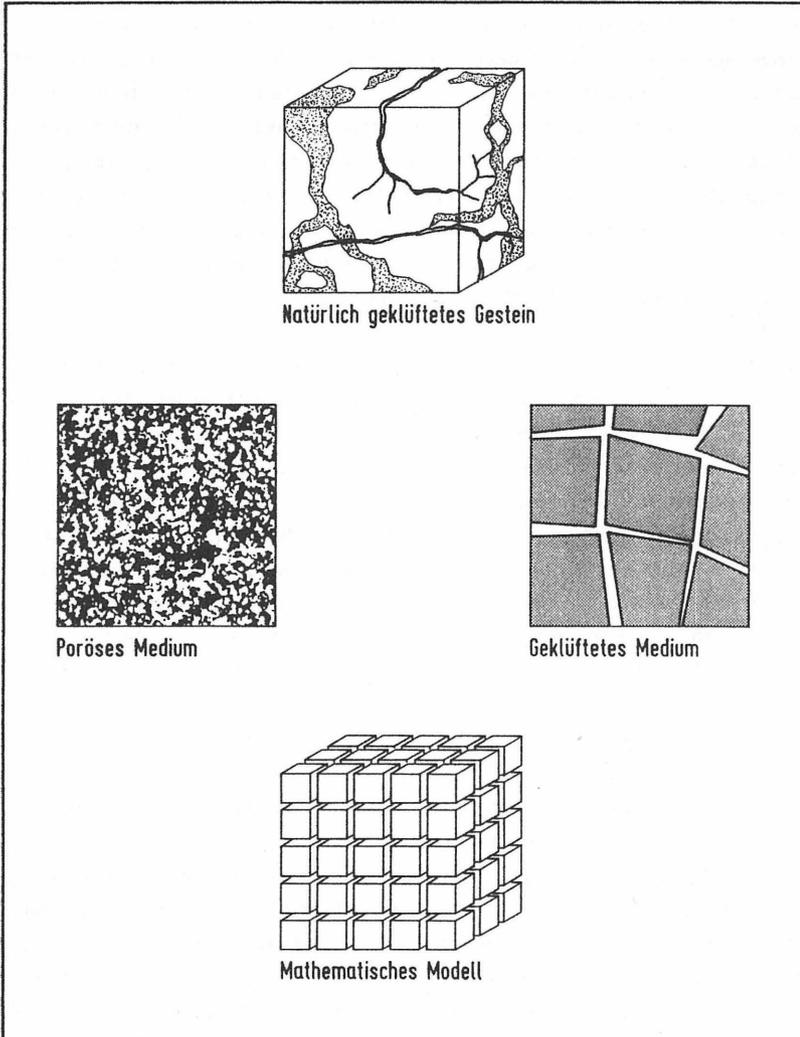


Bild 2: Schematische Darstellung eines geklüfteten Untergrundes und das daraus abgeleitete Modell (nach WARREN & ROOT 1963 und Da PRAT 1990)

Das pseudostationäre Modell (BARENBLATT et al. 1960, WARREN & ROOT 1963) beinhaltet die Annahme, der Fluß zwischen Matrix und Klüften sei proportional der Druckdifferenz. Damit tritt keine Verzögerung in der Druckausbreitung infolge des Speichervermögens auf.

Das zweite Modell setzt einen instationären (transienten) Fluß zwischen Matrix und Klüften voraus (DE SWAAN 1976). Dabei muß die Geometrie der einzelnen Matrix-Blöcke in Ansatz gebracht werden.

Eine ausführliche Herleitung der grundlegenden Differentialgleichungen mit den zugehörigen Randbedingungen und deren Lösung mit Hilfe der Laplace-Transformation ist bei DA PRAT (1981) und DERUYCK et al. (1982) abgehandelt.

Das dritte Modell von MOENCH (1984) geht von einem pseudostationären Fluß zwischen Matrix und Klüften aus, berücksichtigt aber zusätzlich eine Skin-Zone im Übergangsbereich von den Klüften zur Matrix. Er rechtfertigt dieses Modell mit den in der Natur oft zu beobachtenden Kluftbelägen.

Mit den doppelt porösen Modellen kann nicht der Fall beschrieben werden, wenn eine Bohrung einige wenige Klüfte erfaßt. Nach KARASAKI (1986, 1988) ist der Kontinuumsansatz dann nicht mehr zutreffend. KARASAKI (1986, 1988) entwickelt deshalb zusammengesetzte Modelle, die aus zwei konzentrischen Zonen bestehen. Eine innere Region besteht aus einer endlichen Anzahl von Klüften. Von der äußeren Region wird angenommen, sie verhalte sich wie ein homogenes Medium. Für die innere Zone wird lineares Fließen, für die äußere radiales Fließen vorausgesetzt. Eine weitere Modellvorstellung wird für zwei Zonen mit jeweils radialem Fließen, aber unterschiedlichen Transmissivitäten und Speicherkoeffizienten formuliert. Ferner stellt KARASAKI (1986, 1988) einen Ansatz vor, der in der äußeren Zone ein kugelsymmetrisches Strömungsfeld beinhaltet.

2.2 Slug-Test

Ein Slug-Test beruht auf einer plötzlichen, künstlich verursachten Änderung des Wasserspiegels in einem Brunnen. Aus der Registrierung des zeitlichen Verlaufs der Wasserspiegeländerung bis zum Ausgangszustand läßt sich die Transmissivität des umgebenden Gesteins bestimmen.

Diese Methode wird erstmalig von FERRIS & KNOWLES (1954) beschrieben. Sie betrachten den Brunnen als Linienquelle in einem unendlich ausgedehnten Grundwasserleiter. Auf der Grundlage der Theis-Gleichung (THEIS 1935) für instationäres Fließverhalten leiteten sie für die Wasserspiegeländerung bei einem Slug-Test folgende Beziehung her:

$$h(t,r) = \frac{V}{4\pi T t} e^{-r^2 S / 4 \pi t}$$

mit

$h(t,r)$:	Wasserspiegeländerung	[m]
t	:	Zeit	[s]
r	:	Entfernung vom Brunnen	[m]
V	:	Entnommenes Volumen	[m ³]
T	:	Transmissivität	[m ² /s]
S	:	Speicherkoeffizient	[-]

Wenn die Entfernung r gleich dem effektiven Brunnenradius gesetzt wird und S klein genug wird, wie es bei gespannten Grundwasserleitern zu erwarten ist, dann strebt für große Zeitwerte (t) der Exponent von e gegen Null. Die Transmissivität läßt sich dann wie folgt bestimmen:

$$T = \frac{V (1/t)}{4 \pi h}$$

Trägt man die gemessenen Werte $h(t)$ gegen $(1/t)$ in einem kartesischen Koordinatensystem auf, so kann aus jedem Punkt der passenden Ausgleichsgeraden sofort die Transmissivität berechnet werden. Bild 3 zeigt eine Meßanordnung zur Durchführung von Slug-Tests mit einem Verdrängungskörper.

Mathematisch exakt wird der Slug-Test erstmalig von COOPER et al. (1967) auf der Grundlage der Differentialgleichung für instationäre, radialsymmetrische Anströmung in einem gespannten, homogenen und isotropen Aquifer hergeleitet. Sie berücksichtigen dabei als eine wesentliche Randbedingung den endlichen Brunnenradius und damit die Eigenkapazität des Brunnens. Bild 4 zeigt die Brunnen- und Aquiferkonfiguration nach COOPER et al. (1967). Sie erhalten für den Wasserstand im Brunnen die Lösung:

$$h(t) = \frac{8h_0\sigma}{\pi^2} \int_0^{\infty} e^{(-\beta u^2/\sigma)} \frac{du}{u f(u)}$$

mit

$$\sigma = \frac{r_s^2 S}{r_c^2} \quad : \text{Speicherkoeffizient} \quad [-]$$

$$\beta = \frac{T t}{r_c^2} \quad : \text{dimensionslose Zeit} \quad [-]$$

und

h_0	:	Wasserstand im Brunnen zum Zeitpunkt $t=0$	[m]
$h(t)$:	Wasserstand im Brunnen zum Zeitpunkt t	[m]
T	:	Transmissivität	[m ²]
S	:	Speicherkoeffizient	[-]
u	:	Integrationskonstante	[-]
$f(u)$:	$[uJ_0(u) - 2\alpha J_1(u)]^2 + [uY_0(u) - 2\alpha Y_1(u)]^2$	[-]
$J_{0,1}$:	Besselfunktionen 0.,1. Ordnung 1. Grades	[-]
$Y_{0,1}$:	Besselfunktionen 0.,1. Ordnung 2. Grades	[-]
r_s	:	Radius des Brunnenfilters	[m]
r_c	:	Radius des Mantelrohres	[m]

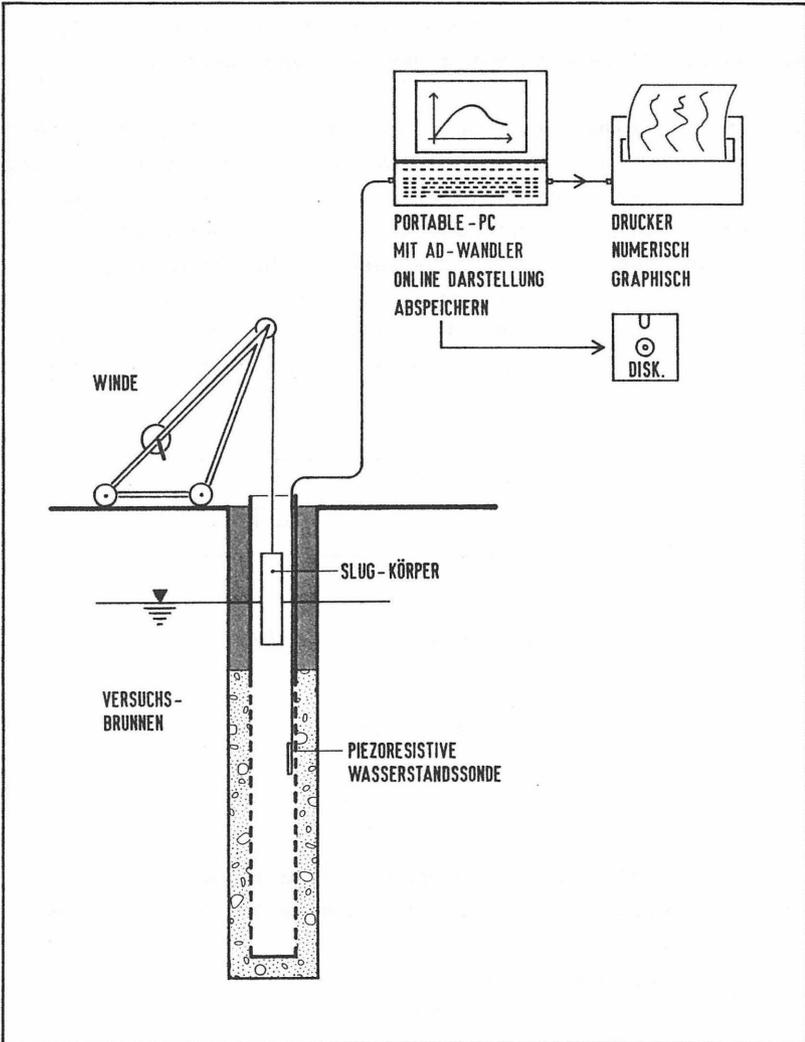


Bild 3: Meßeinrichtung zur Durchführung von Slug-Tests mit Hilfe eines Verdrängungskörpers

Durch numerische Integration stellen COOPER et al. (1967) fünf Wertetabellen mit $h(t)/h_0$ und β für jeweils unterschiedliche α auf. Stellt man die Tabellenwerte in halblogarithmischer Form graphisch dar, erhält man Typkurven, mit denen sich die Transmissivität in ähnlicher Weise wie bei dem Theis'schen Typkurvenverfahren bestimmen läßt. Eine Erweiterung der COOPER'schen Lösung um fünf zusätzliche Typkurven wird von PAPADOPULOS et al. (1973) vorgelegt, nachdem sie erkannt hatten, daß die bisherigen Werte für α nur für die Auswertung von Versuchen in gut durchlässigen Schichten ausreichen. PAPADOPULOS et al. (1973) weisen auf die große Unsicherheit des Verfahrens bei der Bestimmung des Speicherkoeffizienten hin. Die Ursache hierfür ist in der Ähnlichkeit der Typkurven begründet, d.h., es kann oft nicht eindeutig entschieden werden, zu welcher Typkurve die gemessenen Daten am besten passen.

In Bild 5 sind Neuberechnete Typkurven (vgl. Kapitel 4) nach dem Ansatz von COOPER et al. (1967) dargestellt, wobei $C_D = 1/2\alpha$, $t_D/C_D = 2\beta$ und $h_D = h/h_0$ entsprechend der heute üblichen Schreibweise verwendet wurden.

BREDEHOEFT & PAPADOPULOS (1980) stellen mit dem "pressurized slug test" eine Alternative zu den herkömmlichen Slug-Tests vor. Dabei wird das zu untersuchende Bohrloch bis zur Erdoberfläche mit Wasser gefüllt und dann zusätzlich mit einem Druckimpuls beaufschlagt. Der Bohrlochkopf wird mit einem Ventil geschlossen und der nun einsetzende Druckabfall registriert. Diese Vorgehensweise eignet sich speziell für sehr gering durchlässige Schichten, da damit die Ausführungszeit erheblich reduziert werden kann. Die Speicherkapazität des Bohrlochs wird nun nicht mehr von der freien Wassersäule, sondern von der Kompressibilität des eingeschlossenen Wasservolumens bestimmt. Entsprechend dem Verfahren von COOPER et al. (1967) wird die Lösung dieses Modells in Form von Typkurven dargestellt.

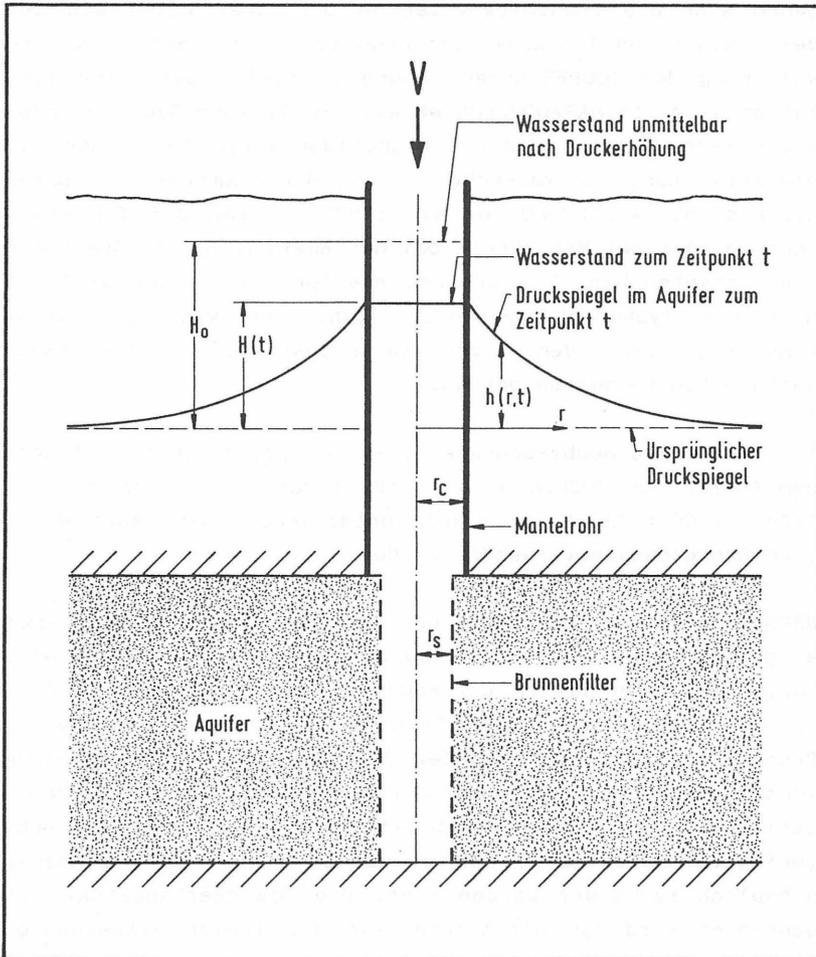


Bild 4: Geometrie eines Versuchsbrunnens nach COOPER et al. (1967) aus RÖSCH & SCHAAF (1989)

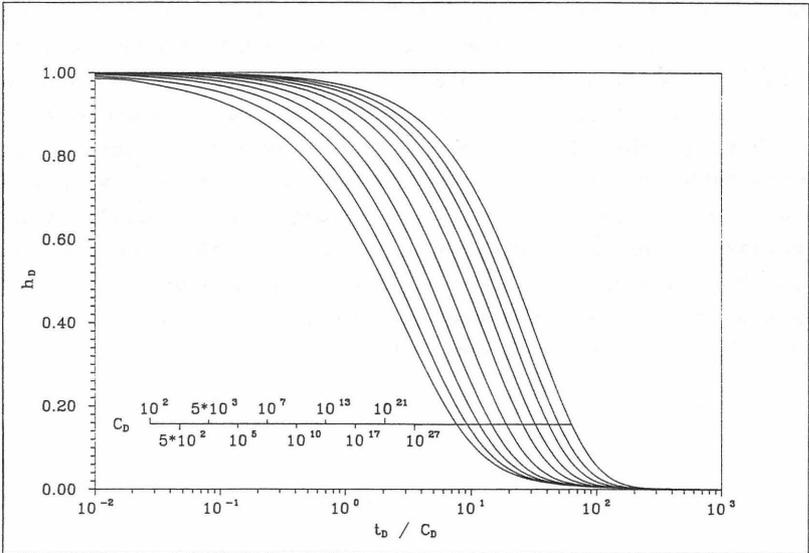


Bild 5: Modifizierte Typkurven nach COOPER et al. (1967)

Das Modell geht von der Annahme aus, daß das Gestein und die Versuchsausrüstung inkompressibel sind. Dies ist unrealistisch. In Wirklichkeit muß die Kompressibilität des Gesamtsystems, bestehend aus dem eingeschlossenen Wasservolumen, dem Gestein und der Meßausrüstung bekannt sein. Dies erfordert für jeden Versuch eine erneute Bestimmung vor Ort.

Eine Einbeziehung des Skin-Effekts wird von RAMEY et al. (1975) unter Verwendung des Lösungsansatzes von COOPER et al. (1967) auf "spekulativer" Basis vorgenommen. Sie zeigen, daß es möglich ist, die dimensionslose Speicherkonstante C_D und den Skin-Faktor s zu einem Leitparameter $C_D e^{2s}$ für die Neuberechnung von Typkurven zusammenzufassen. Ihre Lösung gilt jedoch nur für eine unendlich kleine Skin-Zone und für Kurvenparameter $C_D e^{2s} \geq 10$ (MOENCH & HSIEH 1985 a,b).

Neben der semilogarithmischen Darstellung nach COOPER et al. (1967) führen sie zusätzlich eine doppeltlogarithmische "early-time" und eine "late-time" Form der Typkurvenscharen ein. Damit können die Anfangs- oder Enddaten besonders gewichtet werden. Bild 6 zeigt eine "early-time"-Darstellung nach RAMEY et al. (1975). Welche der Varianten für eine Auswertung herangezogen werden soll, hängt von der Qualität der gemessenen Versuchsdaten ab. RAMEY et al. (1975) weisen darauf hin, daß die günstigste Darstellung diejenige ist, die die Kurz- und Langzeitdaten gleich gewichtet, somit sei die semilogarithmische die beste (RAMEY et al. 1975 S. 43).

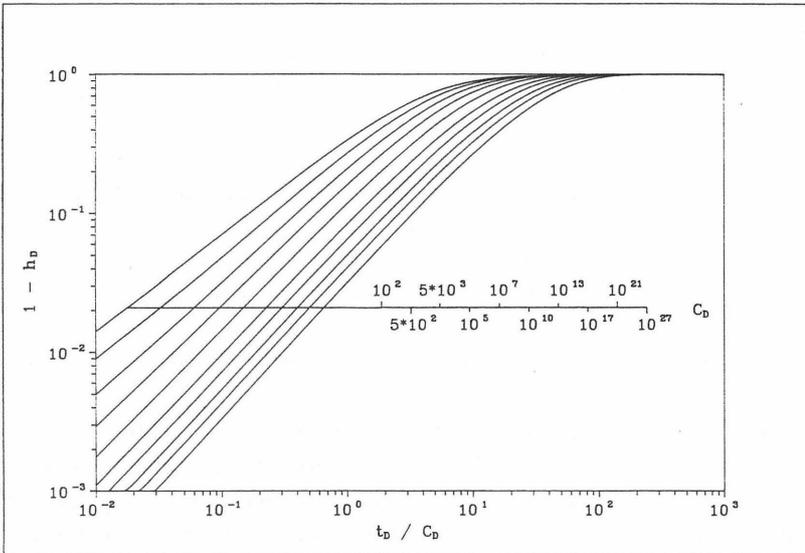


Bild 6: Early-time Slug-Test Typkurven nach RAMEY et al. (1975)

Eine mathematisch exakte Lösung für einen Slug-Test mit Brunnen-speicherung und einer Skin-Zone in Anlehnung an RAMEY et al. (1975) wird von SAGEEV (1986) hergeleitet. Er kann damit zeigen, daß der Parameter C_{oe}^{2s} nicht als Leitparameter für kleine Zeiten gilt, sondern statt dessen C_{os} , wenn ein Skin berücksichtigt wird. Damit sind zwei verschiedene "early-time"-Typkurvenscharen zur Auswertung notwendig; eine Schar bei Berücksichtigung des Skins und eine weitere ohne Berücksichtigung der Skin-Zone. Er stellt weiter fest, daß die halb-logarithmische Darstellung nur dann angewendet werden sollte, wenn kein Skin-Effekt vorhanden ist. Für die "late-time"-Darstellung nach RAMEY et al. (1975) gilt der Parameter C_{oe}^{2s} nur dann, wenn er größer als 10 oder $C_o > 1$ und der Skin-Faktor positiv ist. SAGEEV (1986) stellt auch eine analytische Lösung für den Verlauf des Wasserstandes bzw. Druckes im Gebirge außerhalb des Brunnens vor. Die Reichweite eines Slug-Tests ist danach direkt proportional der dimensionslosen Speicherkonstanten und wird nur wenig von einer Skin-Zone beeinflusst.

Mit Hilfe eines numerischen Modells untersuchen FAUST & MERCER (1984) den Einfluß einer endlichen Skin-Zone auf die Bestimmung der Transmissivität in gering durchlässigen Schichten. Nach ihren Berechnungen führt ein positiver Skin-Faktor, hervorgerufen durch eine Zone geringerer Durchlässigkeit als die des übrigen Gesteins, zu einer Fehleinschätzung der wahren Transmissivität. Es besteht die Gefahr, statt der Transmissivität des Gebirges nur die Transmissivität der Skin-Zone zu messen. Diese Einschätzung wird von MOENCH & HSIEH (1985 b) jedoch bezweifelt.

Sie sind im Gegensatz dazu der Auffassung, die Transmissivität werde trotz eines positiven Skin-Faktors richtig bestimmt. Sie belegen dies mit einem Vergleich der unterschiedlichen Konzepte (vgl. S. 10) zur Beschreibung des Skin-Effekts.

Ein unvollkommener Brunnen mit Brunnenspeicherung ist Gegenstand des Modells von DOUGHERTY & BABU (1984). Ein Skin wird dabei nicht in die analytische Lösung einbezogen. Sie kombinieren ihren Ansatz für einen unvollkommenen Brunnen mit einem einfachen, doppelt porösen Modell nach WARREN & ROOT (1963).

BARKER & BLACK (1983) stellen ebenfalls ein vereinfachtes Modell für doppelte Porositäten vor, das auf den Aquifermodellen von DE SWAAN (1976) und BOULTON & STRELTSOVA (1977) beruht. Eine Skin-Zone ist nicht Bestandteil des Modells. Ihre Lösung hat den Nachteil, daß zu viele Parameter für die Generierung von Typkurven variiert werden können, wodurch eine zu hohe Anzahl von Typkurven entsteht. Außerdem führen verschiedene Parameterkombinationen zu identischen Kurven. Damit scheint dieses Modell für eine Auswertung von gemessenen Daten nicht praktikabel zu sein.

Ausführlich wird das Slug-Test Verfahren im doppelt porösen Medium von MATEEN (1983) und MATEEN & RAMEY (1984) mit Hilfe analytischer Modelle behandelt. Neben den Grundvoraussetzungen nach COOPER et al. (1967) berücksichtigen sie sowohl die Brunnenspeicherung als auch eine infinitesimale Skin-Zone. Es wird auf die pseudostationäre wie die transiente Wechselwirkung zwischen Matrix und Klüften eingegangen. Die entsprechenden Lösungen werden in der üblichen Form von Typkurven präsentiert. Dadurch können neben der Transmissivität und dem Skin-Faktor das Verhältnis des Speichervermögens der Klüfte zum Gesamtspeichervermögen - Matrix und Klüfte - und der Flüssigkeitstransfer (Verhältnis der Durchlässigkeiten) zwischen Matrix und Klüften bewertet werden. Die Autoren belegen mit ihren Lösungen und mit ausführlichen Parameterstudien das identische Verhalten der zeitlichen Druckänderungen zu frühen und späten Phasen beim pseudostationären und instationären Ansatz. Beide Druckverläufe entsprechen dann dem homogenen Modell. Abweichungen entstehen lediglich während der mittleren Testphase.

Danach kann der Druckverlauf bei einem Slug-Test im doppelt porösen Medium wie folgt beschrieben werden: während der Anfangszeit wird zunächst nur der Einfluß der Klüfte wirksam. Danach beginnt die Matrix in die Klüfte einzuspeisen und es entsteht eine Übergangsphase. Zum Ende des Tests stammt die gesamte Flüssigkeitsmenge aus dem Gesamtsystem Matrix plus Klüfte. In Bild 7 sind neben den Typkurven für einen homogenes Modell die Übergangskurven für die pseudostationäre Wechselwirkung zwischen Matrix und Klüften dargestellt.

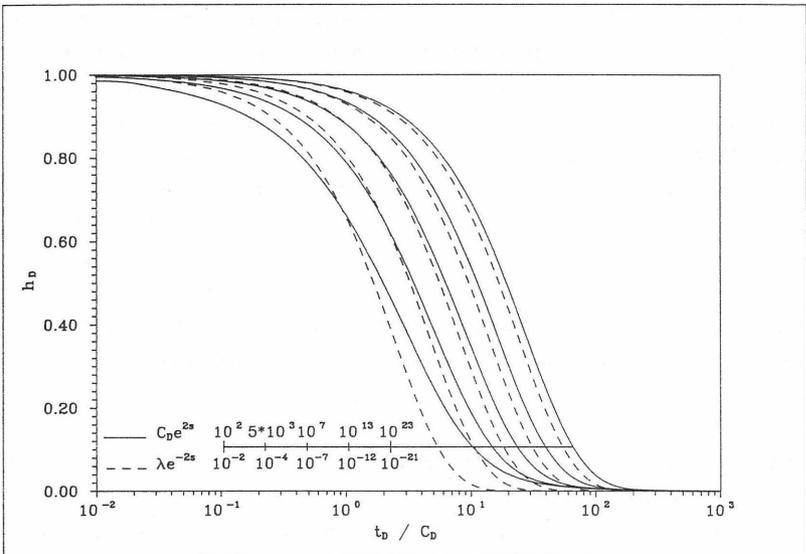


Bild 7: Typkurven für das homogene Modell (—) zusammen mit den Übergangskurven (---) für das doppelt poröse, pseudostationäre Modell nach MATEEN (1983)

Eine Weiterentwicklung der Lösungen für doppelte Porositäten stellen GRADER & RAMEY (1988) vor. Sie geben analytische Lösungen und deren Approximationen für den Druckverlauf während eines Slug-Tests jeweils für die frühe, mittlere und späte Phase mit Berücksichtigung der Brunnenspeicherung und eines Skin-Effektes an.

Insbesondere leiten sie die Lösungen für den Druckverlauf in beliebiger Entfernung außerhalb eines Bohrloches sowohl in den Klüften als auch in der Matrix her. Sie kommen auf dieser Grundlage zu dem Ergebnis, daß die Modellierung von Slug-Tests mit doppelt porösen Effekten zwar theoretisch möglich ist, aber deren Erkennung bei realen Tests eine hochsensible Meßausrüstung erfordert.

Die Reichweite eines Tests kann nach GRADER & RAMEY (1988) unter günstigen Voraussetzungen bis zu 1000 Bohrlochradien betragen. Sie stellen weiter fest, daß die instationäre Wechselwirkung zwischen Matrix und Klüften anhand der Meßdaten nicht eindeutig erkannt werden kann. Sie folgern außerdem, daß sich die Fließrichtung während eines Slug-Tests im doppelt porösen Medium umkehren muß: zunächst speist die Matrix in die Klüfte ein. Wenn sich der Druck im Bohrloch aufbaut, wird der Druck in den Klüften, die durch das Bohrloch angeschnitten sind, jedoch höher als der Druck in der Matrix, und die Klüfte speisen nun in die Matrix ein. Dieses Phänomen tritt nach GRADER & RAMEY (1988) ausschließlich bei den Slug-Tests auf und nicht bei anderen hydraulischen Testverfahren.

Andere Lösungen werden von KARASAKI (1986) für die verschiedensten Randbedingungen vorgelegt. Er leitet jeweils analytisch Modelle für lineares Fließverhalten, lineare hydraulische Berandungen, geschichtete Aquifere ohne Leackage, linear-radiales Fließen und kugelsymmetrische Anströmung her. Dazu werden jeweils entsprechende Typkurvenscharen präsentiert. Ausführlich wird die Reichweite eines Slug-Tests für das radialsymmetrische Modell mit Brunnenspeicherung behandelt. KARASAKI et al. (1988) zeigen auf, daß die Dauer eines Slug-Tests nicht vom zugeführten oder entnommenen Volumen bzw. von der Höhe des Druckimpulses abhängt, sondern direkt proportional zur Speicherkonstanten und umgekehrt proportional zur Transmissivität ist. Sie weisen auch auf die Ähnlichkeit der Typkurven der verschiedenen Modellansätze hin. Oft sind diese nicht mehr voneinander zu unterscheiden.

Auch führen verschiedene Parameterkombinationen zu identischen Kurven oder bei komplexen Modellen, durch eine zu große Anzahl von Modellparametern, zu einer unendlich großen Anzahl von Typkurven. Daraus resultieren letztendlich nicht mehr eindeutige Ergebnisse (KARASAKI et al. 1988).

Mit der Bewertung der Reaktion auf einen Slug-Test in einem Beobachtungsbrunnen befassen sich die Arbeiten von NOVAKOWSKI (1989 a, 1990). NOVAKOWSKI (1989 a) leitet die analytische Lösung für einen solchen "pulse-interference" Test unter Einbeziehung der Eigenkapazitäten sowohl im Erreger- als auch im Beobachtungsbrunnen her. Vorausgesetzt werden dabei nahezu gleiche Brunnenradien. Die Lösung kann nicht mehr in genereller Form angegeben werden, sondern erfordert für jeden Abstand zwischen Erreger- und Beobachtungsbrunnen eine Neuberechnung von Typkurvenscharen. Es wird daher eine graphische Auswertemethode angegeben, die nicht auf den üblichen Typkurven basiert, sondern auf der Zeitverzögerung zwischen den Maxima der Druckimpulse im Erreger- und Beobachtungsbrunnen. Ebenso geht die Differenz der Höhe der Druckimpulse ein. Die weiteren Folgerungen nach NOVAKOWSKI (1988 a,b; 1990) lassen sich wie folgt zusammenfassen: in Gesteinen mit geringer Speicherkapazität ist die Reichweite eines Slug-Tests "groß" und eine hohe Eigenkapazität des Beobachtungsbrunnens verzögert und verringert den ankommenden Druckimpuls. Werden die Eigenkapazitäten nicht in Ansatz gebracht, so resultiert daraus eine Fehleinschätzung der Transmissivität und des Speicherkoeffizienten.

Eine andere Methode wird von PERES (1989) und PERES et al. (1989 a, 1989 b) eingeführt. Es wird ein mathematischer Zusammenhang zwischen einem Slug-Test und einem Fördertest mit konstanter Entnahme hergeleitet. Auf dieser Grundlage ist es möglich, gemessene Slug-Testdaten so zu transformieren, daß für eine Auswertung keine speziellen Slug-Test Typkurven mehr erforderlich sind. An deren Stelle treten die Typkurven für Pumpversuche mit konstanter Förderrate.

Der vorgestellte Lösungsansatz gilt für jede beliebige Aquifer- und Brunnengeometrie. Die Transformation der Slug-Testdaten erfolgt dabei durch eine Integration über die Versuchszeit (PERES 1989).

Spezielle Phänomene können bei der Durchführung von Slug-Tests in tiefen Bohrlöchern bzw. Brunnen oder in hoch durchlässigen Schichten auftreten. Oft kann dann ein oszillierender Abfall oder Anstieg des Wasserspiegels beobachtet werden. VAN DER KAMP (1976), SHINOHARA & RAMEY (1979 a,b), KIPP (1985), KABALA et al. (1985) und ROSS (1985) berücksichtigen diesen Effekt in ihren Lösungen. Als Ursache für die Schwingungen wird die Massenträgheit der Wassersäule in Verbindung mit Reibungseffekten angesehen. ROSS (1985) gibt folgende Erklärung: nach einer plötzlichen Erhöhung des Wasserspiegels tritt das Wasser zunächst durch die Bohrlochwand in den Aquifer ein, wo es durch das Speicherungsvermögen des Gesteins aufgenommen werden kann. Nachdem sich der Wasserspiegel im Bohrloch ausgeglichen hat, fließt jedoch noch weiterhin Wasser aufgrund des abwärts gerichteten Massenträgheitsmoments der Wassersäule im Bohrloch dem Aquifer zu. Dadurch übersteigt der Wasserdruck im Aquifer den des Brunnens. Dieser "rebound"-Effekt verursacht wiederum ein Ansteigen des Wasserstandes im Bohrloch. Entsprechend den dabei auftretenden Reibungsverlusten werden die Schwingungen gedämpft.

Alle bisher aufgeführten Modelle gehen von der instationären, radialsymmetrischen Anströmung in einem gespannten Aquifer aus. Die Verfahren von HVORSLEV (1951), BOUWER & RICE (1976) und BOUWER (1989) verwenden statt dessen die Brunnenformel von Thiem (THIEM 1906) für stationäres Fließen. Diese Verfahren sind auch für einen Untergrund mit freiem Grundwasserspiegel geeignet. HVORSLEV (1951) gibt sieben verschiedene, empirisch ermittelte Formeln, die je nach Brunnen- und Aquifergeometrie verwendet werden, zur Ermittlung der Durchlässigkeit an.

Grundannahme dabei ist ein exponentiell abfallender bzw. ansteigender Wasserspiegel bei einem Slug-Test. HVORSLEV (1951) unterscheidet im Gegensatz zu allen anderen Autoren zwischen einer horizontalen, vertikalen und mittleren Durchlässigkeit. Somit können gegebenenfalls Gesteinsanisotropien berücksichtigt werden.

Das Verfahren von BOUWER & RICE (1976) ist an die Methode von HVORSLEV (1951) angelehnt. Da in die Thiem'sche Formel die Reichweite des Absenktrichters eingeht, diese aber nicht bekannt ist, wurde sie für verschiedene Aquifer- und Brunnengeometrien mit Hilfe eines Elektroanalogmodells bestimmt. Bei beiden Verfahren wird nicht mit Hilfe von Typkurven gearbeitet, sondern die Durchlässigkeit jeweils aus zwei unterschiedlichen Meßzeitpunkten und den zugehörigen Wasserständen berechnet.

2.3 Drillstem-Test (DST)

Der Drillstem- (Bohrgestänge-) Test ist ein klassisches Verfahren bei der Erkundung von Kohlenwasserstofflagerstätten. Er erlaubt eine selektive Untersuchung bestimmter Bohrlochabschnitte unter Verwendung des Bohrgestänges und ohne Austausch der Bohrspülung. Die gesamte Meßausrüstung wird dabei an das Bohrgestänge angekoppelt. Damit können bis in Tiefen von über 9000 m die Zuflußmenge, die Durchlässigkeit und der statische Druck der zu untersuchenden Schicht bestimmt werden.

Prinzipiell besteht eine DST-Apparatur aus zwei oder mehreren Packern zur Isolierung des Testintervalles vom übrigen Bohrloch, einem oder mehreren Schließventilen, mehreren Sicherheits- und Druckausgleichsventilen, mehreren Drucksensoren und speziellen Ausrüstungen zur Steuerung und Bedienung der einzelnen Komponenten (STRELTSOVA 1988). In Bild 8 ist der Aufbau einer Testgarnitur für den Einsatz in Erdölbohrungen schematisch dargestellt.

Beim klassischen Ablauf eines DST's im unverrohrten Bohrloch wird das Testequipment am Bohrgestänge in die gewünschte Tiefe mit geschlossenem Testventil abgelassen, und die Pakker werden gespannt. Üblicherweise befindet sich im Bohrgestänge über dem Testventil eine Flüssigkeitsvorlage aus Dieselöl oder Salzwasser zur Verhinderung einer schlagartigen Druckentlastung beim ersten Öffnen des Ventils. Insbesondere bei gering verfestigten Gesteinen kann eine zu große Druckentlastung zum Verschließen von Klüften (WAGNER et al. 1985) oder, in extremen Fällen, zu einem hydraulischen Grundbruch führen. Nach Abschluß aller vorbereitenden Maßnahmen wird das Testventil für die initiale Fließphase geöffnet; sie dauert 5-60 Minuten (vgl. Bild 9). Danach wird das Ventil für die initiale Schließphase geschlossen, die in der Regel mindestens so lange dauert wie die Fließphase (STRELTSOVA 1988).

Ziel dabei ist es, den statischen Schichtdruck im Testintervall zu ermitteln. Anschließend wird das Testventil wieder geöffnet und die Hauptfließperiode beginnt. Mit dieser Phase soll eine möglichst konstante Zuflußrate erreicht werden, und sie dient zur Gewinnung einer repräsentativen Flüssigkeitsprobe. In Abhängigkeit von der Standfestigkeit des Bohrloches dauert die Phase eine bis mehrere Stunden. Die Hauptschließphase beginnt mit dem erneuten Schließen des Testventils und sollte doppelt so lange wie die Hauptfließperiode andauern (vgl. Bild 9). Aus den beiden Hauptphasen können die Transmissivität und andere hydraulische Parameter bestimmt werden. Nach der Beendigung des DST's wird zum Druckausgleich das Ventil geöffnet, die Packer werden entspannt und das Meßsystem kann ausgebaut werden.

Aufgrund der hohen Geräte- und Ausführungskosten wurden Drillstem-Tests bisher nur in Ausnahmefällen für eine Standorterkundung eingesetzt (BREDEHOEFT 1965, HACKBARTH 1978). Eine für hydrogeologische Anwendungen angepaßt dimensionierte, einfache Ausrüstung für gut durchlässige Schichten ist bei MARINELLI & ROWE (1985) beschrieben.

Für die Fließphase erfolgt eine Auswertung entsprechend der unter Abschnitt 2.2 erläuterten Modellansätze.

Die Druckaufbauphase kann nach dem Horner-Verfahren (HORNER 1951), welches dem Theis-Wiederanstiegsverfahren (THEIS 1935, JACOB 1950) entspricht, ausgewertet werden. Die aus der Fließphase ermittelte Zuflußrate entspricht dabei der Pumprate, der Druckaufbau dem Wiederanstieg. Die Schließphase kann auch nach den im folgenden Abschnitt erläuterten Modellen bewertet werden.

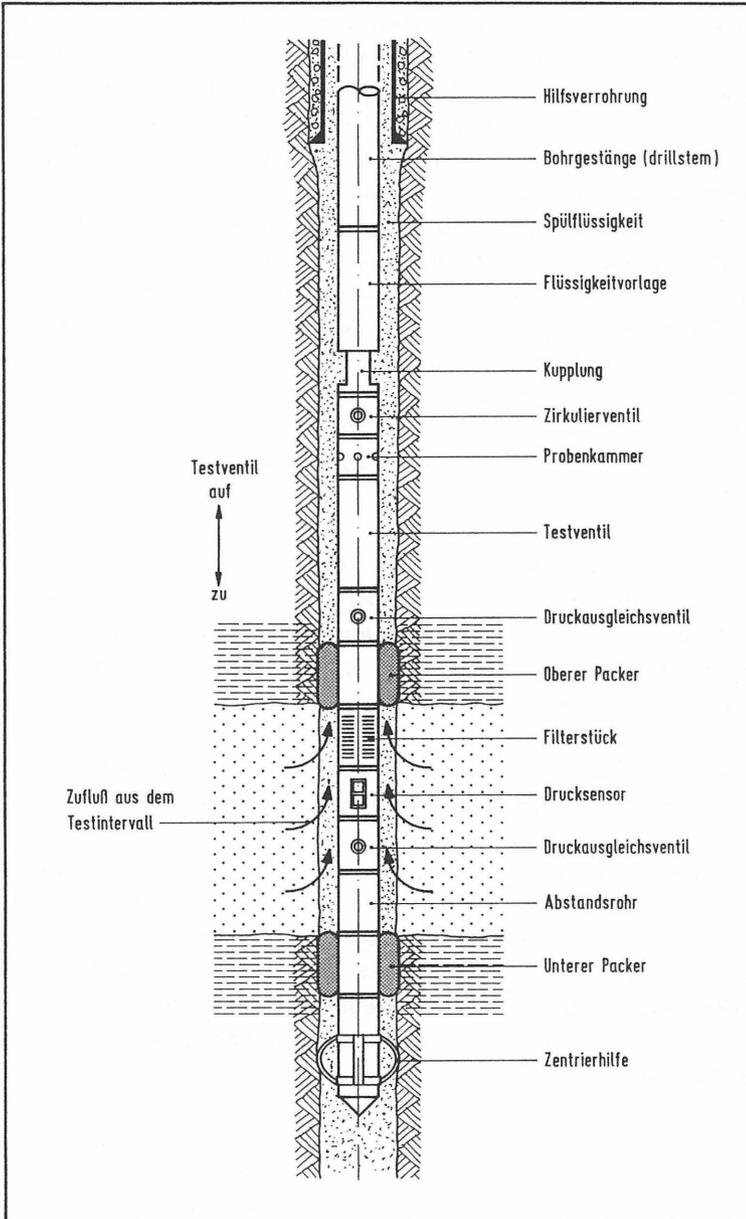


Bild 8: Prinzipieller Aufbau einer DST-Apparatur
(aus STRELTSOVA 1988)

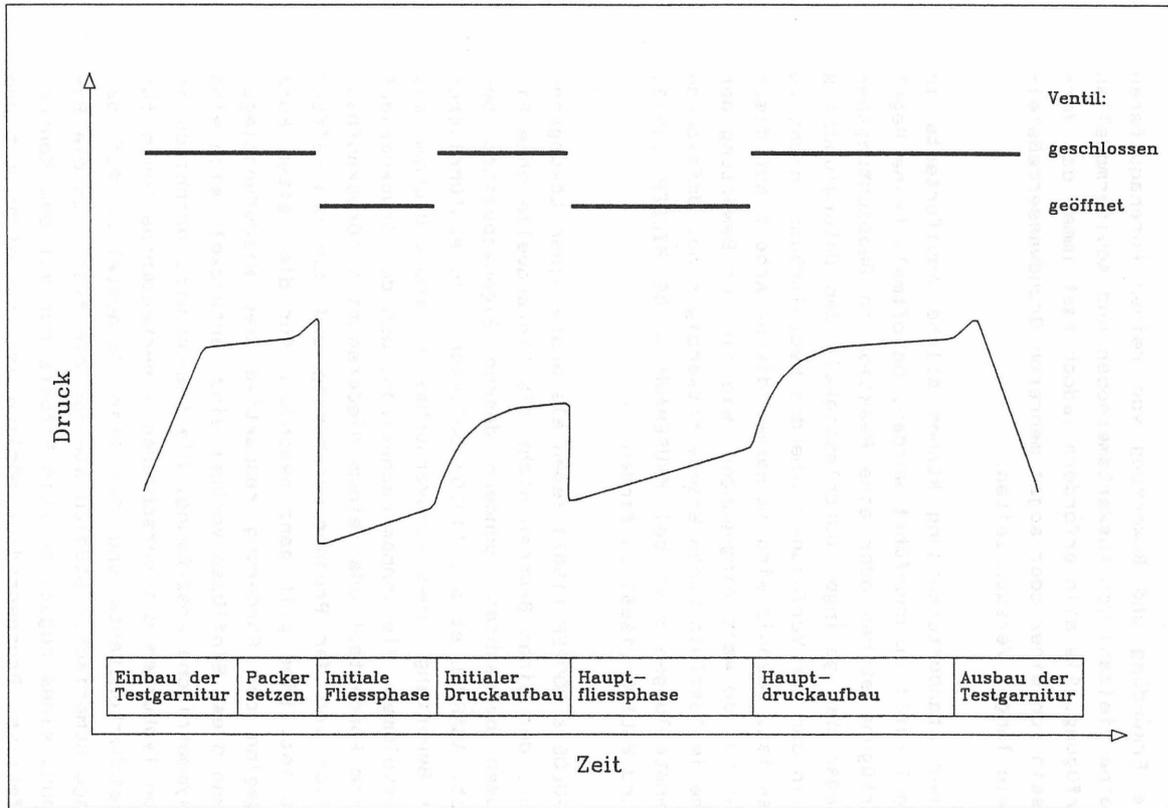


Bild 9: Schematischer Verlauf eines DST's

2.4 Pumpversuch

Für die Erkundung und Bewertung von reinen Porenaquiferen steht eine Vielzahl von Auswertemethoden und Aquifermodellen zur Verfügung. Sie alle erfordern jedoch fast immer das Vorhandensein von einer oder sogar mehreren Grundwassermeßstellen sowie lange Versuchszeiten.

Bei einer Standorterkundung können solche Aquifertests in der Regel nicht durchgeführt werden, da oftmals keine Pegel zur Verfügung stehen oder eine Reaktion in Beobachtungsspeigeln wegen der geringen Durchlässigkeit des Untergrundes a priori in den zur Verfügung stehenden Meßzeiträumen nicht zu erwarten ist. Deshalb wird im Rahmen dieser Arbeit auf diese Methoden nur so weit eingegangen, wie sie zur Bewertung der Versuche im Testfeld Lange Bramke notwendig sind. Umfassende Zusammenstellungen sind bei KRUSEMANN & DE RIDDER (1973, 1990) und WALTON (1986) zu finden.

PAPADOPULOS & COOPER (1967) legen als erste einen Lösungsansatz vor, der einen Brunnen nicht als Linienquelle ohne Eigenvolumen betrachtet, sondern dessen Eigenkapazität beschreibt. AGARWAL et al. (1970) befassen sich ausführlicher mit der Bewertung eines Pumpversuches in einem Brunnen mit Speichervolumen. Sie können nachweisen, daß der Druckverlauf bei einem Fördertest oder einem Wiederanstieg (Druckaufbau) wesentlich von der Brunnenspeicherung und dem Skin-Effekt geprägt ist. Dies gilt ganz besonders für die Zeiten kurz nach Beginn der Förderung respektive des Wiederanstiegs. Erst wenn diese Einflüsse vorüber sind, entwickelt sich eine radialsymmetrische Anströmung. Die Lösung wird graphisch in Form von Typkurven mit verschiedenen Wertekombinationen für die Speicherkonstante und den Skin dargestellt. Auf der Grundlage numerischer Studien stellen sie fest, daß die Beschreibung eines negativen Skin-Effekts nur mit dem Konzept des effektiven Brunnenradius möglich ist und nicht mit dem Ansatz des infinitesimalen Skins.

Dies gilt besonders für die frühe Phase eines Tests. Als ein Nachteil des Verfahrens erweist sich die Bedingung, daß die dimensionslose Speicherkonstante (C_D) bekannt sein sollte. Dies ist wiederum nur möglich, wenn der Speicherkoeffizient durch andere Bestimmungen ermittelt werden kann. Somit ist eine Auswahl der richtigen Typkurve wegen deren Ähnlichkeit nicht gut möglich (HANAUER 1988), d.h. der Ansatz kann zu mehrdeutigen Ergebnissen führen. EARLOUGHER & KERSCH (1974) benutzen einen identischen Ansatz wie AGARWAL et al. (1970), verwenden dabei jedoch eine abweichende Darstellungsform. Sie fassen die Typkurvenparameter dimensionslose Speicherkonstante (C_D) und Skin (s) zu einem Faktor C_{De}^{2s} zusammen. Damit wird die Anzahl der notwendigen Modellkurven entscheidend verringert. Der Skin wird in Form des effektiven Brunnenradius ausgedrückt.

Einen wesentlichen Fortschritt im Sinne einer optimierten Darstellung und einer Verringerung der Modellparameter stellt die Arbeit von GRINGARTEN et al. (1979) dar. Sie können beweisen, daß zur Beschreibung der radialsymmetrischen Anströmung in einem unendlich ausgedehnten, homogenen und isotropen System als einziger Modellparameter C_{De}^{2s} ausreicht. Ferner belegen sie, daß damit ein infinitesimaler, negativer Skin nicht zu beschreiben ist. Ein negativer Skin-Faktor führt zu einer instabilen Lösung. Ihr Ansatz entspricht im Prinzip dem von AGARWAL et al. (1970), jedoch werden die Modellkurven als dimensionsloser Wasserstand h_D gegen die dimensionslose Zeit t_D/C_D dargestellt. Als kleinster Wert für C_{De}^{2s} ist 0,5 möglich; alle kleineren Werte entsprechen dem Modellansatz für den Anschluß des Brunnens an eine Einzelkluft. GRINGARTEN et al. (1979) zeigen weiter, wie mit ihren Zeit-Absenkungskurven ein gemessener Wiederanstieg bewertet werden kann.

Für einen natürlich geklüfteten Untergrund erzielten MAVOR & CINCO LEY (1979), aufbauend auf den Ergebnissen von WARREN & ROOT (1963), Lösungen für verschiedene Brunnen- und Reservoirkonfigurationen.

Darunter sind Lösungen für einen Brunnen mit Brunnenspeicherung im unendlich ausgedehnten Aquifer bei konstanter Förderrate oder bei konstantem Druck sowie die Lösung für ein geschlossenes System. Die Ergebnisse werden in gleicher Weise wie bei AGARWAL et al. (1970) dargestellt. Damit sind jedoch vier Modellparameter zu variieren. Dies erschwert die Erzeugung von Modellkurven.

Unter Verwendung der Ergebnisse von MAVOR & CINCO LEY (1979) und GRINGARTEN et al. (1979) berechnen BOURDET & GRINGARTEN (1980) neue Typkurven für ein doppelt poröses System. Sie beachten dabei die Brunnenspeicherung und den Skin-Effekt, wobei wiederum die dimensionslose Speicherkonstante und der Skin zu einem Modellparameter zusammengefaßt werden. Sie geben Lösungen für die pseudostationäre und instationäre Einspeisung der Matrix in die Klüfte an. Neben den exakten Lösungen liefern sie jeweils Näherungslösungen für die frühe, mittlere und späte Testphase; sie sind für den Einsatz in der Praxis völlig ausreichend. Darüberhinaus entwickeln sie Lösungen zur Beschreibung der Reaktion in einem Beobachtungsbrunnen auf einen Fördertest.

Ausgehend von den bisher aufgeführten Modellen kommen BOURDET et al. (1983 a,b) zu der Erkenntnis, daß diese zwar zu einer Beschreibung realer Systeme in den meisten Fällen ausreichend sind, es aber sehr viel aussagekräftiger ist, nicht nur das Druck-Zeit-Verhalten zu beschreiben, sondern auch die Änderung des Druckes pro Zeiteinheit zu bewerten. Dies entspricht besser der zugrundeliegenden Differentialgleichung. Sie schlagen deshalb vor, den theoretisch berechneten Verlauf eines Tests nicht nur als doppeltlogarithmischen Graphen der dimensionslosen Zeit (t_D/C_D) gegen den dimensionslosen Druck bzw. Wasserstand (h_D) aufzutragen, sondern gleichzeitig auch die Ableitung des dimensionslosen Druckes nach dem natürlichen Logarithmus der dimensionslosen Zeit.

Es gilt dann:

$$\frac{d h_D}{d \ln (t_D / C_D)} = \frac{t_D}{C_D} \cdot \frac{d h_D}{d(t_D / C_D)}$$

Damit wird eine verbesserte Interpretation möglich, die zudem die "straight-line" Verfahren z.B. einen Horner-Plot ergänzt. Bild 10 zeigt die neuberechneten Typkurven und die zugehörigen "Ableitungen" für ein homogenes Modell nach BOURDET et al. (1983 a).

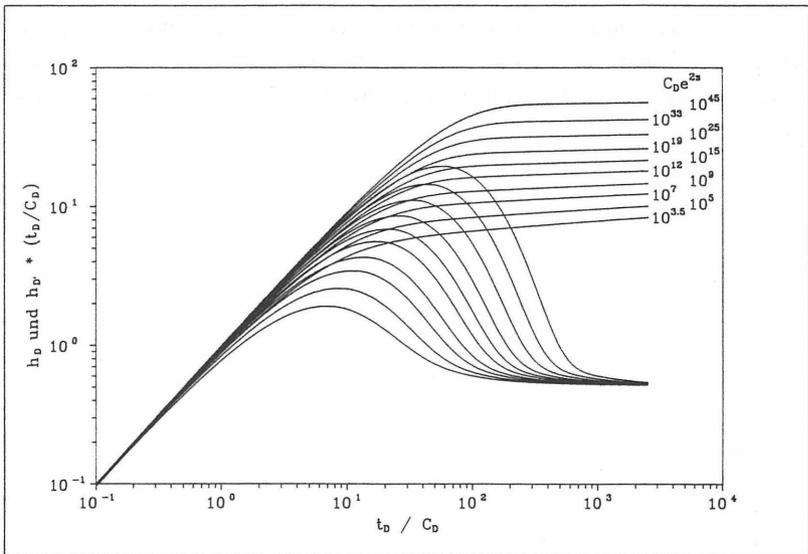


Bild 10: Typkurven und deren Ableitung für ein homogenes System nach BOURDET et al. (1983 a,b)

Ein weiterer Vorteil ergibt sich daraus für die Bewertung und Interpretation des zeitlichen Wiederanstieges oder eines Druckaufbaus: die gemessenen Daten können direkt mit Absenkungskurven ausgewertet werden, da keine speziellen Wiederanstiegskurven mehr berechnet werden müssen, wenn nach dem \ln der Wiederanstiegszeit ($\Delta t \cdot t_p / t_p + \Delta t$) abgeleitet wird. Dabei ist Δt die Zeit nach dem Abstellen der Pumpe und t_p die vorangegangene Pumpdauer. Anwendbar ist diese Vorgehensweise nur dann, wenn zur Messung der Testdaten hochsensible Drucksensoren verwendet werden, die in der Lage sind, auch die kleinsten Druckschwankungen zu registrieren. Als ein Nachteil kann angesehen werden, daß die gemessenen Daten numerisch differenziert werden müssen, wodurch sich Abweichungen von den analytisch abgeleiteten Kurven zwangsläufig ergeben. Die Methode wurde von BOURDET et al. (1983 b, 1984 a,b, 1989) auch auf Modelle für doppelte Porositäten erweitert. Ähnliche Verfahren, die die Ableitung der Druck-Zeit Daten zur Interpretation verwenden, werden von WONG et al. (1989), DUONG (1989), ONUR (1989) und ONUR et al. (1988) vorgestellt.

3. Entwicklung von Meßeinrichtungen

3.1 Slug- und DST-Gerät für 2"-Pegel

Üblicherweise wird bei einem Slug-Test der benötigte Druckimpuls durch das schnelle Einbringen eines definierten Wasservolumens oder durch das Eintauchen eines Verdrängungskörpers erzeugt. Die Wasserspiegeländerungen werden mit einem Drucksensor erfaßt und digital aufgezeichnet. Eine solche Meßausrüstung zur Durchführung von Slug-Tests in offenen Bohrlöchern oder ausgebauten Brunnen ist bei RÖSCH & SCHAAF (1989) beschrieben.

Die Durchführung mit Hilfe eines Verdrängungskörpers hat zwar den Vorteil, dem System weder Fremdwasser zuzuführen noch Grundwasser zu entnehmen, doch ist der damit zu erzeugende Druckimpuls relativ gering. Dies kommt in den häufig vorhandenen 2"-Pegeln, worin nur kleinkalibrige Verdrängungskörper eingesetzt werden können besonders zum Tragen, da zusätzlich noch Meßkabel und Versorgungsleitungen eingeführt werden müssen. Verschiedene Vorversuche im Testfeld Lange Bramke haben zudem ergeben, daß keine Reaktion in benachbarten Beobachtungspegeln registriert werden kann, falls mit einem Verdrängungskörper gearbeitet wird. Zwar können solche Körper beliebig lang gestaltet werden, sind jedoch dann nur noch schlecht zu handhaben. Die Verwendung von Verdrängungskörpern beinhaltet zudem die Gefahr, das Meßkabel oder den Drucksensor tiefer in den Brunnen zu drücken und damit die Messung des Ausgangsniveaus zu verfälschen oder die Meßeinrichtung zu beschädigen.

Deshalb wurde eine Meßausrüstung entwickelt (Bild 11), die die Erzeugung eines hohen Druckimpulses ohne die Verwendung eines Verdrängungskörpers erlaubt. Gleichzeitig ist es damit möglich, die Reaktion in Beobachtungspegeln zu registrieren. Das Gerät ist ohne jede Modifikation auch zur Durchführung von Drillstem-Tests einsetzbar. Die Anlage ist primär für den Einsatz in flachen 2"-Pegeln dimensioniert.

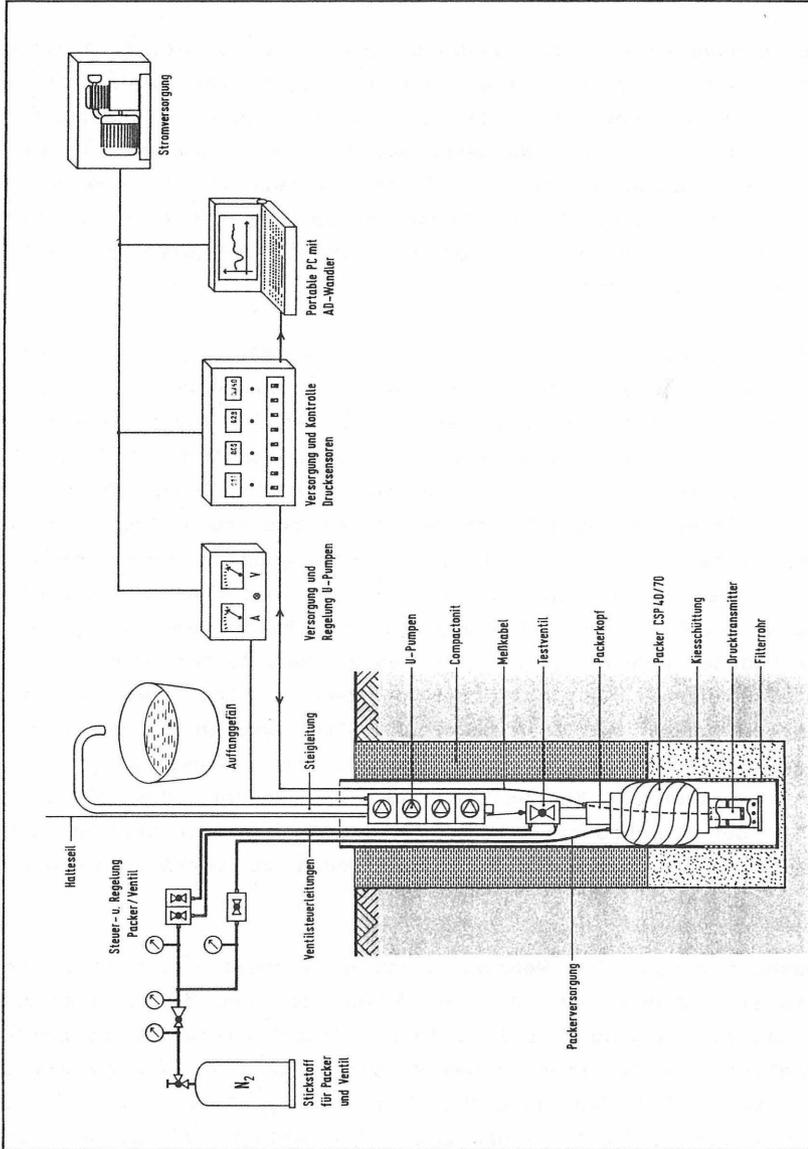


Bild 11: Prinzipieller Aufbau der Testgarnitur zur Durchführung von Slug- und Drillstem-Tests in 2"-Pegeln

Die Bohrlocheinheit besteht aus einem modifizierten pneumatischen Packer des Typs Petrometallic CSP 40/70, einem pneumatischen Testventil und einem piezoresistiven Drucktransmitter. Der Packer wird mit Hilfe eines Reduzierventils über eine Stickstoffflasche versorgt; damit ist ein Betriebsdruck bis zu mehreren 10 bar möglich.

Das Testventil wurde so konstruiert, daß es beim Öffnen und Schließen nur ein minimales Volumen verdrängen kann, da andernfalls der zu messende Druckverlauf gestört werden könnte. Es wird über zwei Steuerleitungen mit Hilfe eines 4/2 Wege Ventils mit Stickstoff betätigt.

Unterhalb des Packers befindet sich in einem perforierten Schutzrohr ein piezoresistiver Drucktransmitter, dessen Meß- und Versorgungskabel über eine speziell dafür entwickelte druckwasserdichte Kabeldurchführung aus dem Packerkopf geführt wird. Der Standardtransmitter arbeitet als Absolutdruckaufnehmer mit einem Bereich von 0 - 2 bar Wassersäule und besitzt eine Genauigkeit von 0.5 %. Je nach Meßaufgabe kann er gegen einen empfindlicheren oder einen Transmitter mit einem größeren Meßbereich ausgetauscht werden.

Mit einer digitalen Anzeige zur Kontrolle der Meßwerte wird das Signal über eine AD-Karte an einen tragbaren Rechner weitergeleitet. Die AD-Karte besitzt eine Auflösung von 12 bit. Somit ergibt sich eine Auflösung für die Standardausstattung (2 bar) von nominell 20 m WS/4096 Schritte = 4.88 mm WS.

Für die Registrierung der Drucksignale in Beobachtungspegeln werden piezoresistive Relativdrucksensoren mit einem Meßbereich von 0 - 10 m Wassersäule verwendet. Bei dieser Bauart wird über ein im Meßkabel integriertes Druckausgleichsröhrchen der Gesamtdruck um den aktuellen Luftdruck automatisch reduziert. In diesem Fall ergibt sich eine Auflösung von 10 m WS/4096 = 2.44 mm WS bei einer Genauigkeit von 0.5 %.

Die Genauigkeit der Sensoren ist jedoch nur von untergeordneter Bedeutung, da bei der Auswertung immer mit Druckdifferenzen gearbeitet wird. Entscheidender ist die Linearität der Sensoren, sie beträgt laut Herstellerangaben $< 0.1 \%$. Die Erfassung der Druck-Zeit-Daten erfolgt über ein selbst entwickeltes Rechnerprogramm, welches speziell an die Versuchsbedingungen und an die verwendeten Sensoren angepaßt ist.

Neben den Grundeinstellungen zur Identifikation der Testdaten ermöglicht das Erfassungsprogramm, jederzeit in den Testablauf interaktiv einzugreifen. So kann die Erfassungsrate für jeden Kanal beliebig variiert, der Datenverlauf entweder numerisch oder graphisch angezeigt werden. Entsprechend den verschiedenen Auswerteverfahren können die Daten linear, einfach- oder doppeltlogarithmisch dargestellt werden. Damit besteht die Möglichkeit, schon während eines laufenden Tests zumindest qualitative Aussagen zur Bewertung zu treffen. Zur Datensicherheit werden die Messungen zu bestimmten, wählbaren Zeitpunkten fortlaufend auf einem Datenträger abgespeichert.

Zur Erzeugung eines Druckimpulses im Erregerbrunnen muß nach dem Spannen des Packers und dem Schließen des Testventils die Wassersäule oberhalb des Packers entfernt werden. Dies könnte durch das häufig praktizierte Freiblasen des Pegels mit Preßluft geschehen. Diese Möglichkeit wurde jedoch wegen des technischen Aufwandes, der Vorhaltung eines starken Kompressors, von vornherein ausgeschlossen. Ebenso ist eine solche Vorgehensweise an einem eventuell kontaminierten Standort nicht vertretbar. Ferner erwies es sich als technisch nicht möglich, die Wassersäule mit einer herkömmlichen 2"-Unterwasserpumpe zu entfernen: zum einen läßt sie sich wegen des engen Platzangebotes nicht zusammen mit den Meß- und Steuerleitungen sowie dem Halteseil in einen 2"-Pegel einbauen, zum anderen wurde festgestellt, daß durch deren Betrieb die Meßsignale beeinflusst werden können. Deshalb wurde auf einfache 12 V Campingpumpen zurückgegriffen.

Sie besitzen einen passenden Durchmesser und können beliebig kaskadiert werden. Für die vorliegende Arbeit sind fünf Pumpen in Serie verbunden worden, woraus sich eine Steighöhe von ca. 25 m ergibt. Durch den Einbau eines Rückschlagventils wird ein Rücklauf aus der Pumpleitung unterbunden.

In der bisher angesprochenen Konfiguration wird die Vollrohrstrecke des Pegels als Steigrohr für das aus dem Testintervall nachfließende Grundwasser genutzt. Bei gut durchlässigem Untergrund mit relativ hohem Zufluß spielen eventuelle Undichtigkeiten der Rohrverbindungen keine entscheidende Rolle. In gering durchlässigen Schichten mit nur minimalem Zufluß können solche Leckagen jedoch eine zu hohe Zuflußrate aus der Teststrecke vortäuschen (siehe Kap. 5). Deshalb besteht die Möglichkeit, eine separate Steigleitung zu installieren.

3.2 Doppelpacker-Garnitur für offene Bohrlöcher

Für die selektive Untersuchung bestimmter Zonen in nicht zu Brunnen ausgebauten, d.h. offenen Bohrlöchern, wurde ein Doppelpackersystem konstruiert, das für Einsatztiefen bis maximal 100 m und für Bohrlochdurchmesser von 90 - 170 mm geeignet ist. Das System gliedert sich in die drei Teilbereiche Bohrlochapparatur, Kontrolleinheit und Datenerfassung.

Die Bohrlochapparatur besteht aus einer Doppelpackeranordnung, Meßsensoren für Druck und Temperatur, einem Testventil und 2"-V2A-Steigrohren. Als Packerelemente werden standardmäßig pneumatische CSP 85/185-Packer verwendet, an denen keinerlei Modifikationen vorgenommen wurden. Damit ist ein schneller Austausch oder Ersatz gegen einen anderen Typ vor Ort jederzeit möglich.

Zwischen den Packern befinden sich in einer Schutzhülle ein Drucksensor und ein Temperaturtransmitter mit Pt 100 Sensor. Der Temperatursensor dient zur Feststellung eventuell auftretender Anomalien der Grundwassertemperatur. Weitere Drucktransmitter sind über dem oberen und unter dem unteren Packer montiert. Sie dienen ausschließlich der Kontrolle von Packer- oder Gebirgsumläufigkeiten.

Alle Übergangs- und Verlängerungselemente werden mit Hilfe von Überwurfschraubverbindungen zusammengefügt. In Bild 12 ist der prinzipielle Aufbau der Testeinrichtung dargestellt. Die innerhalb der Packer und der Verlängerungsstücke verlaufende Verkabelung der Sensoren ist an den entsprechenden Stellen mit druckwasserdichten Steckverbindungen ausgestattet, so daß die einzelnen Bauelemente jederzeit getrennt bzw. die Sensoren leicht ausgetauscht werden können. Als Sensortypen werden piezoresistive Absolutdrucksensoren mit integriertem Verstärker und einem Meßbereich von 0 - 10 bar verwendet.

Der Referenznullpunkt ist dementsprechend auf ein Vakuum bezogen. Die Genauigkeit beträgt laut Hersteller $\leq 0,2\%$, die Linearität ist kleiner als $0,1\%$. Ein wesentliches Konstruktionselement stellt der Packerkopf dar. Er befindet sich über dem oberen Packer und dient der Verbindung zwischen Packergarnitur und der Steigleitung. Er enthält den oberen Drucksensor, sowie eine druckwasserdichte Kabelbuchse zum Anschluß des Meßkabels.

Als Testventil wird ein elektromagnetisches 2/2-Wege Koaxialventil verwendet, welches vom Hersteller ursprünglich nicht für den Einsatz unter Wasser vorgesehen ist. Deshalb wurde es mit einem eigens dafür konstruierten, druckwasserdichten Gehäuse gekapselt. Wesentliches Konstruktionsmerkmal des Ventils ist, daß keinerlei Volumen beim Öffnen oder Schließen verdrängt werden kann.

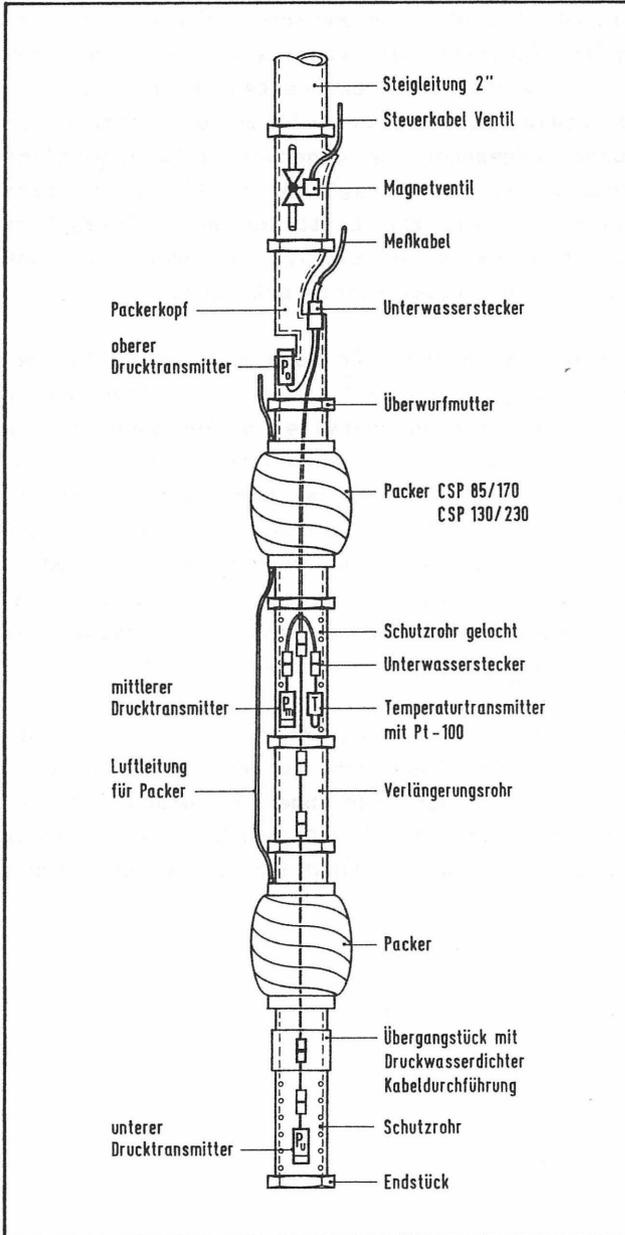


Bild 12: Bohrlocheinheit der Doppelpackergarnitur

Die Kontrolleinheit besteht aus mehreren Teilmodulen, die die Versorgung der Sensoren, die Ventilsteuerung und Anzeigeeinstrumente für die Meßgrößen beinhalten. Ferner ist eine Versorgung und Anzeige für eine Durchflußmeßeinrichtung vorhanden. Sie wurde vorgesehen, um gegebenenfalls Injektionsversuche durchführen zu können (vgl. Bild 13). Des Weiteren ist in der Kontrolleinheit ein Luftdrucksensor integriert. Dadurch kann gegebenenfalls der Einfluß größerer Luftdruckschwankungen auf das Meßsignal korrigiert werden.

Alle Meßsignale werden in analoger Form der Kontrolleinheit zugeleitet. Dies hat den Vorteil, außer den Transmittern keine weiteren elektronischen Bauteile in der Bohrlochapparatur installieren zu müssen. In der Kontrolleinheit werden alle 8 Meßkanäle - 3 mal Druck, 3 mal Durchfluß, Temperatur und Luftdruck - mit einer Auflösung von jeweils 10000 Schritten durch einen speziell für dieses Vorhaben modifizierten Datenlogger digitalisiert. Über ein Tastenfeld können für jeden Kanal verschiedene Sensortypen ausgewählt, skaliert und gegebenenfalls kalibriert werden.

Mit frei programmierbaren Meßprogrammen können bei Bedarf neben der laufenden Messung Meßwerte zu bestimmten Zeiten in einen batteriegepufferten Speicher abgelegt werden. Über eine serielle Schnittstelle (V24/RS 232) werden davon unabhängig die Daten aller Kanäle sekundlich an einen Rechner geleitet.

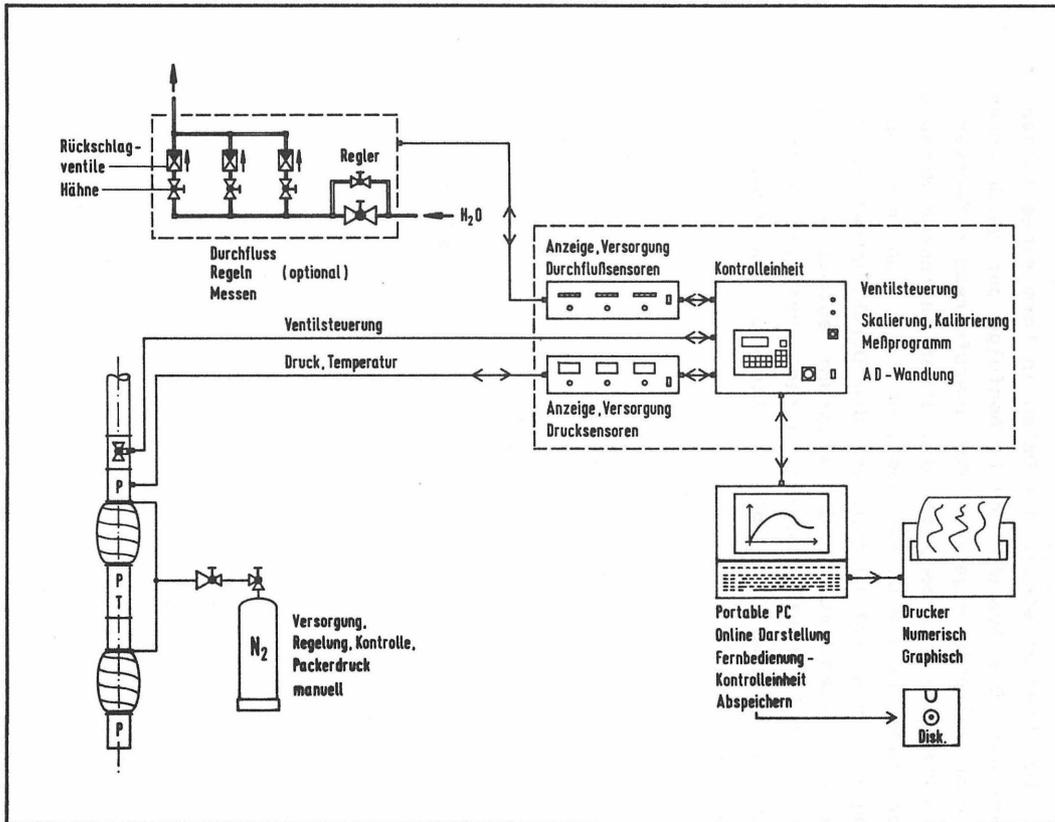


Bild 13: Schematische Darstellung aller Systemkomponenten zur Doppelpackergarnitur

Über ein selbst entwickeltes Meßwerterfassungsprogramm kann der Datenlogger konfiguriert oder dessen Speicher ausgelesen werden. Die Hauptaufgabe des Erfassungsprogrammes ist jedoch die simultane, wahlweise graphische oder numerische Anzeige, Abspeicherung der Daten auf Diskette und Ausgabe auf einen Drucker. Der Drucker stellt die Daten in Form eines Liniendiagramms dar. Die Auswahl und Reihenfolge der gewünschten Kanäle kann beliebig - je nach der auszuführenden Testvariante - vorgenommen werden. Während einer laufenden Messung kann der Abspeicherzyklus verändert und die graphische Darstellung frei skaliert werden. Ist die Durchflußmeßeinrichtung angeschlossen, stellt das Programm automatisch fest, welcher der drei Durchflußsensoren gerade aktiv ist. Bild 14 vermittelt einen Überblick über die Struktur des Meßwerterfassungsprogrammes.

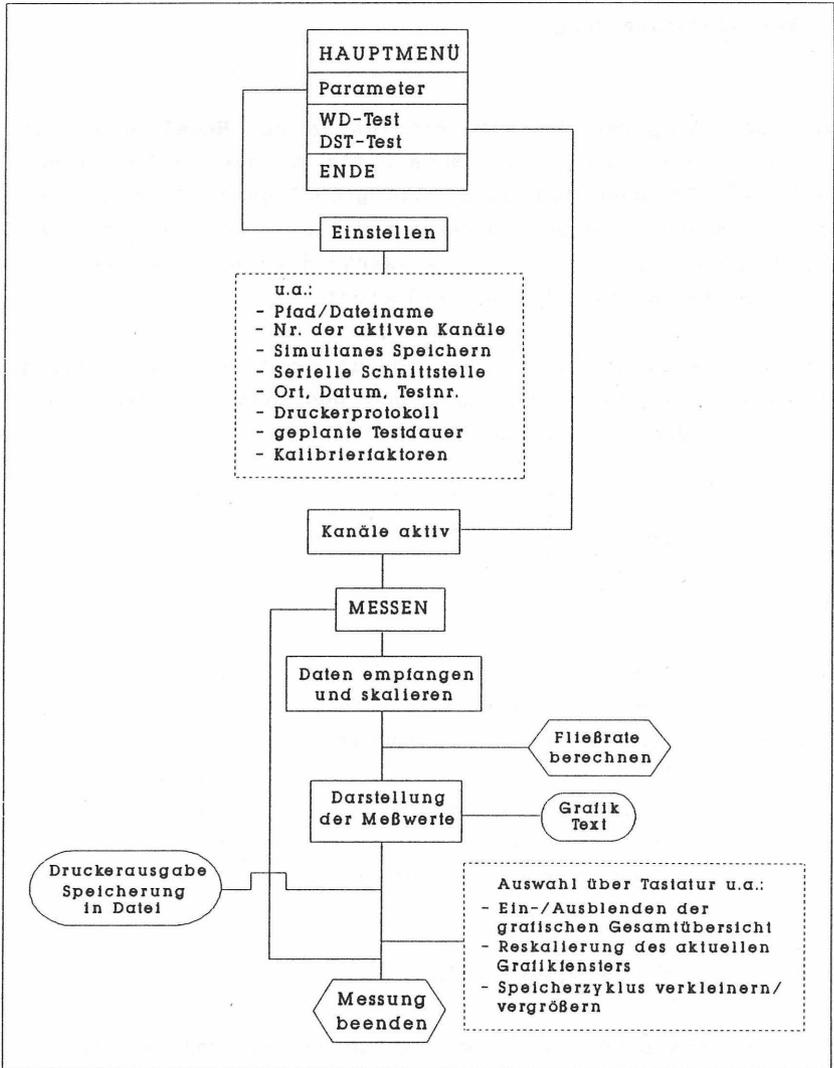


Bild 14: Strukturelemente des Meßwerterfassungsprogrammes

4. Entwicklung eines Rechnerprogrammes zur Versuchsauswertung

Die Auswertung der Versuche erfolgt in der Regel graphisch mit Hilfe von Typkurvenverfahren, die an das Verfahren von THEIS (1935) angelehnt sind. Das grundlegende Prinzip wird im folgenden anhand einer modifizierten Lösung des THEIS'schen Ansatzes für die Auswertung eines Pumpversuches in einem Beobachtungsbrunnen erläutert.

Die Differentialgleichung für radialsymmetrische Anströmung in einem homogenen, isotropen und gespannten Aquifer läßt sich durch die Transformationen:

$$h_D = \frac{4 \pi T h(t)}{Q} \quad r_D = \frac{r}{r_B} \quad t_D = \frac{T t}{S r_B^2}$$

mit:

T	: Transmissivität	[m ² /s]
h _D	: dimensionsloser Wasserstand	[-]
h(t)	: Wasserstand zum Zeitpunkt t	[m]
Q	: Pumprate	[m ³ /s]
r	: Radiale Entfernung	[m]
r _B	: Brunnenradius	[m]
r _D	: dimensionslose Entfernung	[-]
t _D	: dimensionslose Zeit	[-]
t	: Zeit	[s]
S	: Speicherkoeffizient	[-]

in eine dimensionslose Form überführen, so daß nun formuliert werden kann:

$$\frac{\partial^2 h_D}{\partial r_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{\partial h_D}{\partial r_D} = \frac{S}{T} \frac{\partial h_D}{\partial t_D}$$

Eine der möglichen Lösungen dieser Differentialgleichung besitzt für $t_D > 200$ und für $r_B \rightarrow 0$ die Form (STRELTSOVA 1988, S. 57):

$$h(r,t) = \frac{Q}{4 \pi T} \int_{\frac{r^2 S}{4Tt}}^{\infty} \frac{e^{-x}}{x} dx = \frac{Q}{4 \pi T} [-E_i \left(\frac{-1}{4t_D} \right)]$$

mit:

E_i : Exponentialintegral

Da T und S nicht direkt aus der o.a. Lösung bestimmbar sind, wird zur graphischen Lösung zunächst $-E_i(-1/4t_D) = E_i(1/4t_D)$ gegen $4t_D$ in einem doppeltlogarithmischen Koordinatensystem als Typkurve aufgetragen. Durch Logarithmieren gilt weiter :

$$\log(h(r,t)) = \log(Q/4\pi T) + \log(E_i(1/4t_D))$$

und

$$\log(t) = \log(r^2 S/4T) + \log(4t_D).$$

Da die beiden ersten Ausdrücke auf der rechten Seite als konstant zu betrachten sind, verhält sich $h(r,t)$ zu t wie $E_i(1/4t_D)$ zu $4t_D$. Wenn die Zeit-Absenkungsdaten $h(r,t), t$ im gleichen Maßstab wie das Exponentialintegral (E_i) aufgetragen werden, sind beide Kurven in ihrem Verlauf gleich. Überlagert man beide Kurven, so erhält man den Verschiebungsbetrag von $\log(r^2 S/4T)$ für die Abszisse und $\log(Q/4\pi T)$ für die Ordinate (vgl. Bild 15). Aus einem beliebigen gemeinsamen Punkt in beiden Koordinatensystemen (Match-Punkt = M) folgt für die Transmissivität:

$$T = \frac{Q}{4 \pi (h)_M} [E_i \left(\frac{1}{4t_D} \right)]_M$$

und für den Speicherkoeffizienten:

$$S = \frac{T(t)_M}{r^2 (4t_D)_M}$$

In analoger Weise wird bei der Auswertung aller anderen Modellansätze verfahren. Zu beachten sind jedoch die je nach Lösung und Autor unterschiedlichen Definitionen der dimensionslosen Größen.

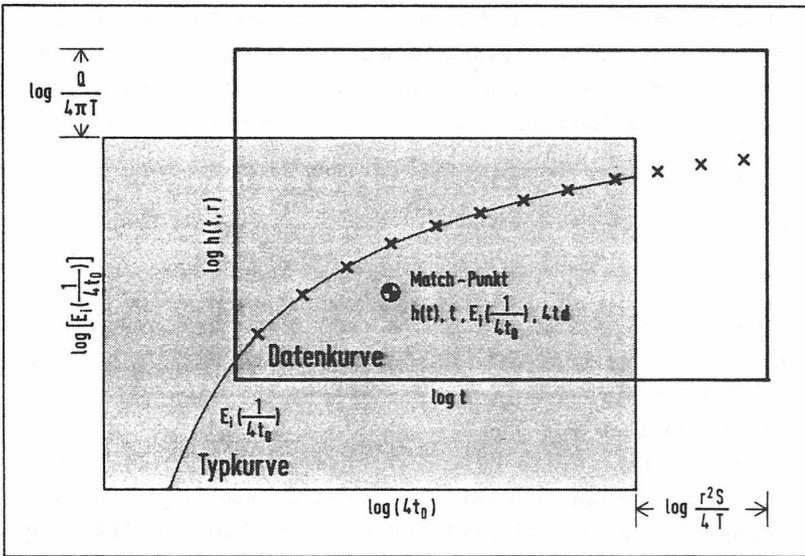


Bild 15: Typkurvenmatch für einen Beobachtungsbrunnen, verändert nach STRELTSOVA (1988)

Die rein analytischen Lösungen der Differentialgleichung für instationäre radialsymmetrische Anströmung zusammen mit den modellspezifischen Randbedingungen führen häufig auf unbestimmte Integrale. Deshalb kann mit Hilfe der Laplace-Transformation die Zeit-Variable eliminiert werden (VAN EVERDINGEN & HURST 1949).

Die daraus abzuleitende reelle Lösung (Invertierung) kann zwar durch analytische Verfahren erreicht werden, jedoch erfordern sie einen hohen Aufwand und führen häufig zu unbefriedigenden Ergebnissen (MOENCH & OGATA 1986). Deshalb bietet es sich an, die Invertierung der Laplace-Transformierten numerisch durchzuführen.

Die Laplace-Transformierte einer Funktion $h_D(t)$ ist definiert als:

$$\bar{h}_D(p) := L \{ h_D(t) \} = \int_0^{\infty} e^{-pt} h_D(t) dt$$

mit:

p : Laplace-Variablen

Die numerische Invertierung kann nach STEHFEST (1970 a,b) formuliert werden als:

$$h_D(t) = L^{-1} \{ \bar{h}_D(p) \} \approx \frac{\ln 2}{t} \sum_{i=1}^N W_i \bar{h}_D \left(\frac{i \ln 2}{t} \right)$$

mit:

$$W_i = -1 \binom{\frac{N}{2} + 1}{i} \sum_{k=\frac{i+1}{2}}^{\min(i, \frac{N}{2})} \frac{2^{\frac{N}{2}} (2k)!}{(\frac{N}{2} - k)! k! (k-1)! (i-k)! (2k-i)!}$$

und

N : beliebige gerade Zahl [-]

W : Wichtungsfaktor [-]

Die Anwendbarkeit dieses numerischen Inverters für die Lösung hydraulischer Problemstellungen ist durch verschiedene Autoren (MOENCH & OGATA 1986, MATEEN 1983, DA PRAT 1981, 1990, DOUGHERTY 1989) nachgewiesen worden.

Theoretisch wird $h(t)$ um so genauer approximiert, desto höher die Zahl N gewählt wird (STEHFEST 1970 a). Da die Genauigkeit bei der Berechnung jedoch von der Anzahl der zu verarbeitenden Stellen des verwendeten Rechners abhängt, machen sich mit zunehmenden N Rundungsfehler bemerkbar. Nach MOENCH & OGATA (1986) sollte deshalb N entsprechend der Stellengenauigkeit des Rechners gewählt werden.

Für das nachfolgend vorgestellte Programm wurden je nach der zu invertierenden Funktion für die Laplace Transformierte (dimensionsloser Wasserstand) mit $N = 12$ bis $N = 16$ die besten Ergebnisse erzielt. Die in den Lösungen stets enthaltenen modifizierten Besselfunktionen werden durch entsprechenden Polynomapproximationen (PRESS et al. 1986) ersetzt.

Auf dieser Grundlage wurde das Programm TKPLOT (Quick-Basic) entwickelt. Ausgehend von bekannten Lösungen für den dimensionslosen Wasserstand bei Slug-Tests und Pumpversuchen im Laplace-Raum, können damit sowohl die entsprechenden Typkurven als auch die exakten Lösungen zu den unten aufgeführten Modellansätzen berechnet werden. Für die Berechnung von Slug-Tests im Erregerbrunnen sind folgende Lösungsansätze eingeschlossen:

- Typkurven zum homogenen Modell mit Brunnenspeicherung und infinitesimalem Skin (COOPER et al. 1967, RAMEY et al. 1975, SAGEEV 1986)
- Typkurven zum homogenen Modell mit Brunnenspeicherung und finitem Skin (MOENCH & HSIEH 1985)
- Typkurven zum homogenen Modell mit Brunnenspeicherung in einem unvollkommenen Brunnen ohne Skin (DOUGHERTY 1989)
- Typkurven zum doppelt porösen Modell mit Brunnenspeicherung und infinitesimalem Skin, pseudostationärer Ansatz (MATEEN 1983, GRADER & RAMEY 1988)

- Typkurven zum doppelt porösen Modell mit Brunnen-
speicherung und infinitesimalem Skin, transienter
Ansatz (MATEEN 1983, GRADER & RAMEY 1988)
- Doppelt poröses Modell mit Brunnen-
speicherung und Skin, pseudostationärer Ansatz, exakte Lösung (MATEEN 1983,
GRADER & RAMEY 1988)

Die Bewertung eines Slug-Tests in einer beliebigen Entfernung vom Erregerbrunnen, d.h. die Reaktion in einem Beobachtungsbrunnen, ist mit Ausnahme des Modells für einen unvollkommenen Brunnen ebenfalls programmiert. Zusätzlich ist ein Modell integriert, welches die Brunnen-
speicherung und den Skin sowohl im Erreger- als auch im Beobachtungsbrunnen berücksichtigt (OGBE 1984, OGBE & BRIGHAM 1987, NOVAKOVSKI 1989).

Für die Auswertung und Modellierung von Pumpversuchen im aktiven Brunnen mit konstanter Förderrate sind eingeschlossen:

- Typkurven zum homogenen Modell mit Brunnen-
speicherung und infinitesimalem Skin (BOURDET & GRINGARTEN 1980)
- Typkurven zum doppelt porösen Modell mit Brunnen-
speicherung und infinitem Skin, pseudostationärer Ansatz (BOURDET & GRINGARTEN 1980)
- Typkurven zum doppelt porösen Modell mit Brunnen-
speicherung und infinitem Skin, transienter Ansatz (BOURDET & GRINGARTEN 1980)
- Doppelt poröses Modell mit Brunnen-
speicherung und Skin transienter Ansatz, exakte Lösung (BOURDET & GRINGARTEN 1980)
- Doppelt poröses Modell mit Brunnen-
speicherung und Skin pseudostationärer Ansatz, exakte Lösung (BOURDET & GRINGARTEN 1980)

Zur Bewertung der Reaktion eines Beobachtungsbrunnens sind die Modelle von THEIS (1935), PAPADOPULOS & COOPER (1967) und OGBE & BRIGHAM (1984) mit einbezogen. Ebenso kann die Reaktion eines Beobachtungsbrunnens für das doppelt poröse Modell (pseudostationär) berechnet werden.

Für die Auswertung von Pumpversuchen in Einzelbrunnen ist die Verwendung der Ableitung der Wasserstands-Zeit Daten nach dem natürlichen Logarithmus der Zeit (vgl. S.37) ein wichtiges Hilfsmittel. Deshalb ist die Berechnung der Ableitung der Typkurven bzw. der exakten Lösungen enthalten. Da die Laplace-Transformierte bekannt ist, erhält man daraus die Ableitung nach der Zeit gemäß:

$$L \{ h'_D(t) \} = p L \{ h_D(t) \} - h_D(0)$$

und somit auch die Ableitung nach dem natürlichen Logarithmus der Zeit.

Ferner erlaubt das Programm nicht nur die Berechnung von Absenkungs-Typkurven, sondern zusätzlich die Generierung von Wiederanstiegskurven unter Berücksichtigung der vorangegangenen Pumpdauer. Grundlage hierfür ist das zeitliche Superpositionsprinzip (vgl. S. 62). Bild 16 enthält einen vereinfachten Ablaufplan des Programmes TKPLOT. Die Struktur des Programmes ermöglicht außerdem die Berücksichtigung linearer hydraulischer Berandungen durch die Anwendung der Spiegelungsmethode (BENTALL 1963).

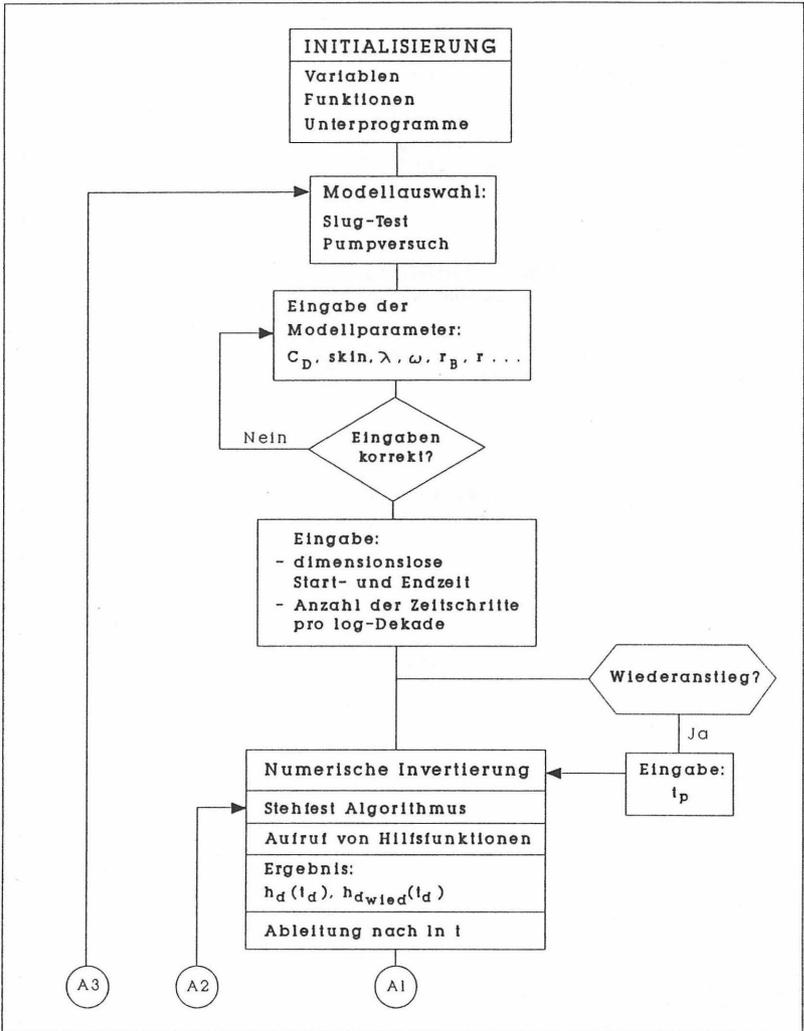


Bild 16 : Vereinfachter Ablaufplan zum Typkurven- und Simulationsprogramm TKPLOT

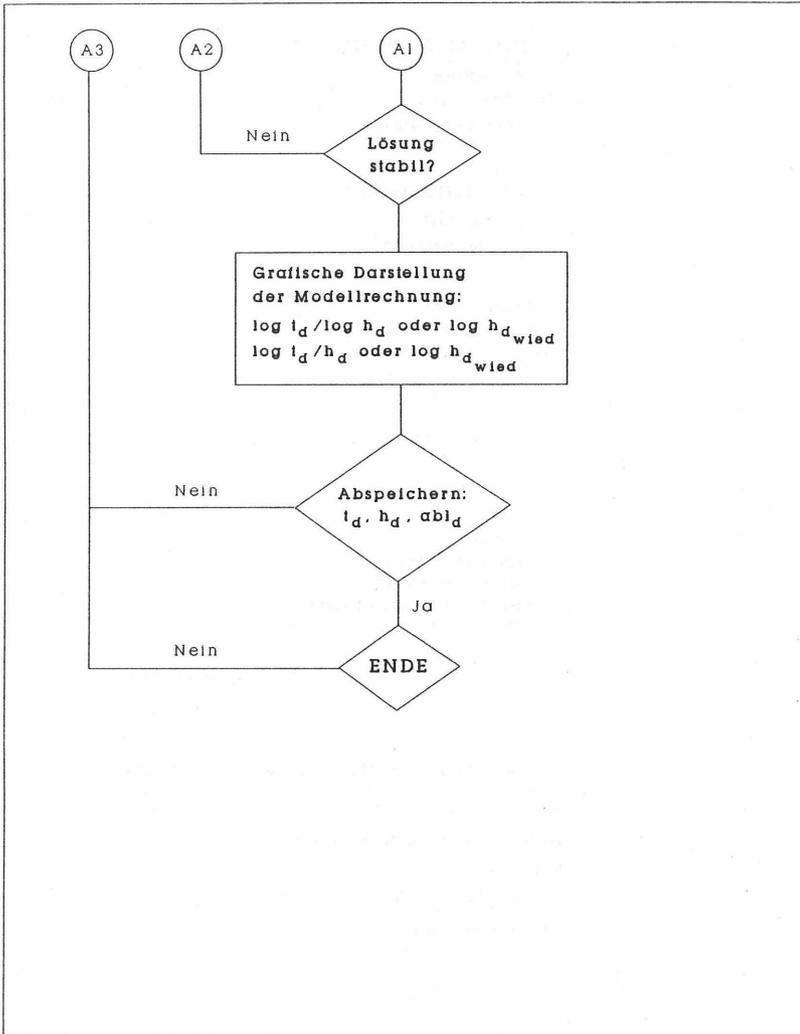


Bild 16: Fortsetzung

5. Hydraulische Feldversuche

5.1 Brunnenfeld Lange Bramke

Mit dem Brunnenfeld Lange Bramke eröffnete sich die Möglichkeit zur Durchführung verschiedenster hydraulischer Testverfahren. Hier stehen auf engstem Raum eine große Anzahl von 2"-Grundwasserbeobachtungspegeln zur Verfügung. Aus vorangegangenen Untersuchungen ist eine gute Durchlässigkeit des Untergrundes zu erwarten (KOLL 1989).

Die Lange Bramke liegt ca. 10 km nordwestlich der Okertalsperre und gehört zu deren Einzugsgebiet. Geologisch betrachtet ist dieses Testfeld Bestandteil des Oberharzer Devonsattels. Im Bereich der Beobachtungspegel wird der Untergrund aus Quarziten mit eingelagerten Tonschiefern aufgebaut (Kahlebergsandstein). Der gesamte Bereich wird von zahlreichen Störungs- und Zerrüttungszonen durchzogen. Aus der Analyse der Bohrprotokolle und der geophysikalischen Bohrlochlogs geht hervor, daß die Gesteine der Schichtenfolge bis in Tiefen von ca. 22-24 m u. Gel. sehr stark verwittert sind (GOSDA 1989). Bild 17 zeigt die Lage der Versuchsbrunnen. Bild 18 enthält eine geologische Interpretation der Bohrprofilaufnahme (SCHÖNIGER 1990) und die Lage der Filterstrecken.

5.1.1. Versuchsdurchführung

Aufgrund der günstigen Brunnenkonfiguration wurde eine Versuchsmatrix aufgestellt, die den Vergleich verschiedener Testverfahren und der zugehörigen Auswertemodelle erlaubt. Dabei wurde die Möglichkeit genutzt, die Reaktionen bei einem Test jeweils in mindestens zwei Beobachtungsbrunnen zu registrieren. In den Pegeln wurden Kurzzeitpumpversuche, Pumpversuche, Slug-Tests und Drillstem-Tests ausgeführt. Je nach Testvariante wurde in den Brunnen zur Verringerung der Brunnenspeicherung die Filterstrecke mit einem Packerelement

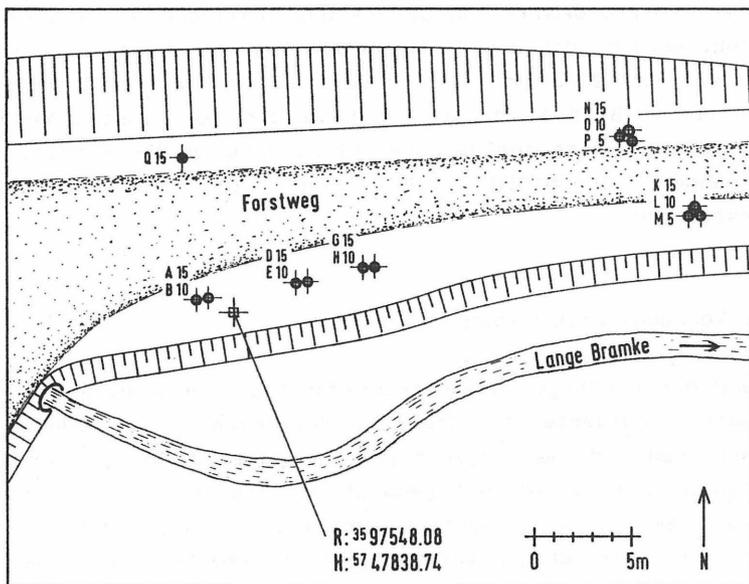
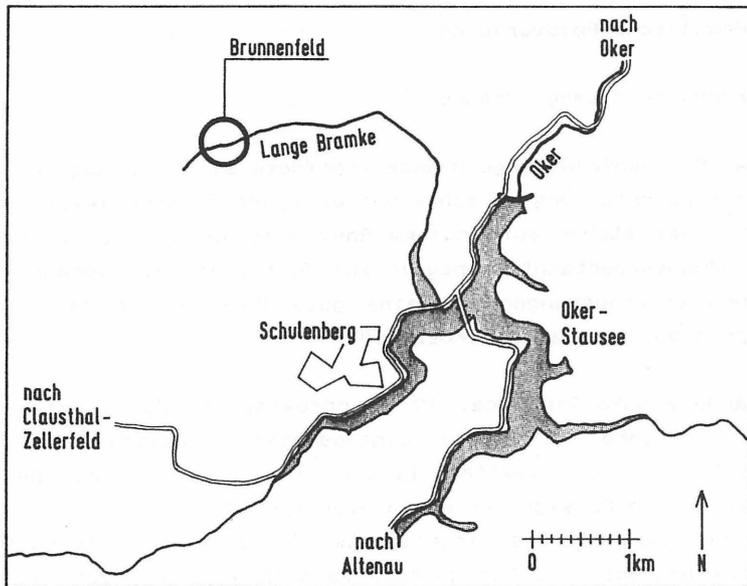


Bild 17: Lageplan zum Testfeld Lange Bramke, verändert nach SCHÖNIGER (1990)

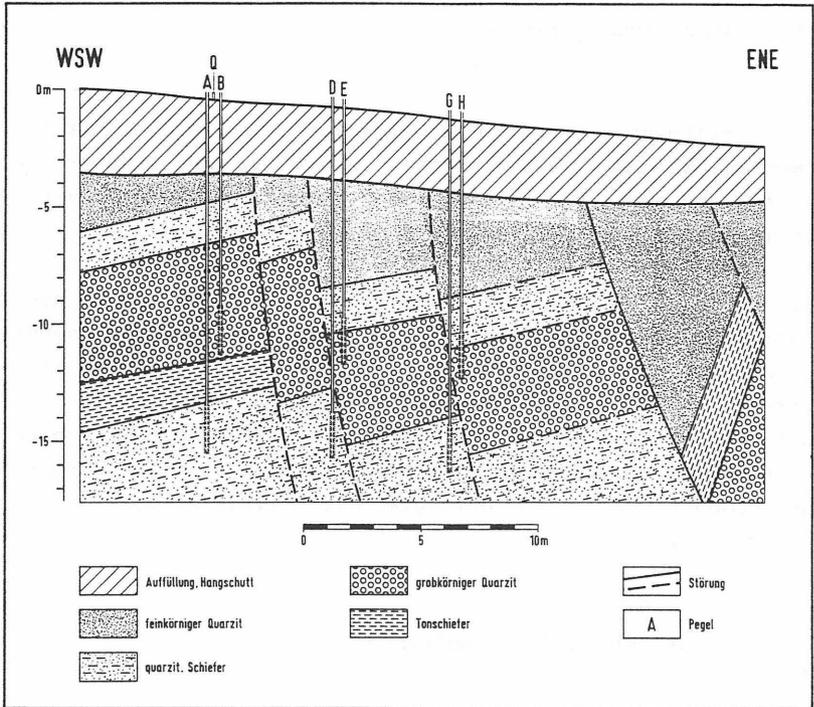


Bild 18: Geologischer Schnitt zum Testfeld Lange Bramke verändert nach SCHÖNIGER (1990)

5.1.2 Kurzzeitpumpversuche

Die Kurzzeitpumpversuche dienen in erster Linie dazu, erste Erkenntnisse über das Verhalten der einzelnen Brunnen im Testfeld zu ermitteln und Grundlagen für die Planung weiterer Testverfahren und Ausführungsvarianten zu erhalten.

Dazu wurde mit einer regelbaren U-Pumpe bei möglichst konstanter Förderrate der Wasserstand um einige Meter abgesenkt und nach ca. 10 - 20 min. die Pumpe ausgeschaltet. Die Förderrate wurde mit einer Wasseruhr bestimmt. Die Registrierung der Absenkung und des anschließenden Wiederanstieges sowohl in den abgepumpten Brunnen als auch in den benachbarten Beobachtungspegeln erfolgte mit Hilfe elektronischer Drucksensoren.

5.1.2.1 Reaktion in den Pumpbrunnen

Um den Einfluß schwankender Pumpenleistung zu verringern, beschränkt sich die Auswertung auf die Wiederanstiegsphase. Sie wird nach der Wiederanstiegsmethode von THEIS (1935), COOPER (1963) und HORNER (1951) bewertet. Unter Berücksichtigung der Superposition von Absenkung und Wiederanstieg ergibt sich beim Wiederanstieg für die verbleibende Absenkung bzw. den Wasserdruck:

$$s = \frac{2.303 Q}{4 \pi T} \log \frac{t_p + \Delta t}{\Delta t}$$

mit

s	: Restabsenkung bzw. Druck im Brunnen	[m]
Q	: Förderrate	[m ³ /s]
T	: Transmissivität	[m ² /s]
t _p	: Zeit seit Pumpbeginn	[s]
Δt	: Wiederanstiegszeit	[s]

Zur Bestimmung der Transmissivität wird die verbleibende Absenkung oder die Höhe der Wassersäule im Brunnen gegen $\log(1+t_p/\Delta t)$ aufgetragen. Für den idealen Fall ohne jegliche Störeinflüsse, wie z.B. durch die Brunnenspeicherung und unter der Voraussetzung eines während der Absenkung und des Wiederanstieges konstanten Speicherkoeffizienten, ergibt sich eine Gerade mit der Steigung $2,303 \cdot Q/4\pi T$ (COOPER 1963). Wird s über eine logarithmische Dekade abgegriffen, folgt für die Transmissivität $T = 2,303 \cdot Q/4\pi s$, da $\log(1+t_p/\Delta t) = 1$ wird.

Mit Ausnahme der Brunnen B und E (vgl. Bild 20) wurden die Kurzzeitpumpversuche mehrfach wiederholt. Alle Wiederanstiegskurven zeigen einen nahezu identischen Verlauf, der durch eine starke s-förmige Krümmung gekennzeichnet ist. Zur Berechnung der Transmissivität kann deshalb jeweils nur der Endast der Kurven herangezogen werden, d.h., es kann nur das Datensegment für kleine Werte von $(1+t_p/\Delta t)$ berücksichtigt werden. Der Rest der Kurven ist durch den Einfluß der Speicherkonstanten geprägt. Bild 19 zeigt zur Veranschaulichung die Wiederanstiegskurven für zwei Versuche im Brunnen A.

Alle so berechneten Transmissivitäten sind in Bild 20 zusammengestellt. Auffallend ist die sehr geringe Streubreite der Ergebnisse für die einzelnen Brunnen. Dies deutet auf eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Versuche hin. Lediglich bei Brunnen H weichen die Einzelergebnisse stärker voneinander ab (Faktor 1,7). Der Speicherkoeffizient läßt sich mit der Wiederanstiegsmethode nicht bestimmen.

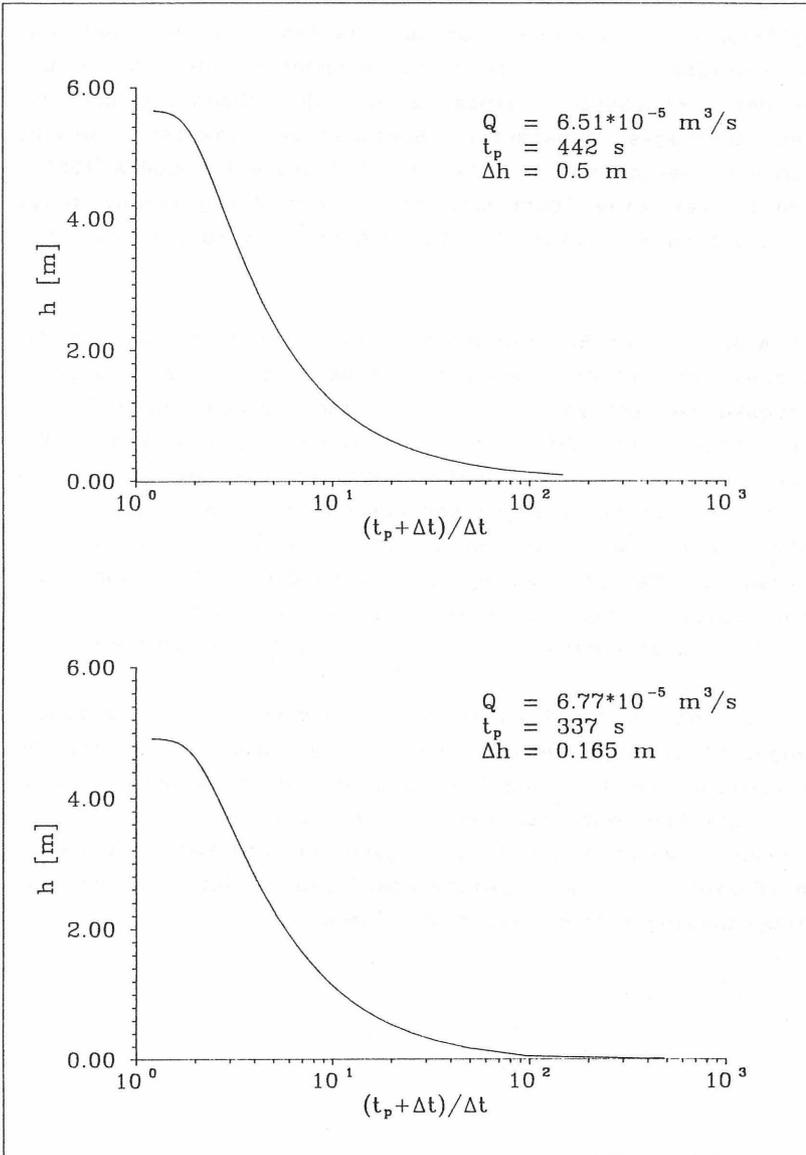


Bild 19: Wiederanstiegskurven nach Theis-Horner für zwei Kurzzeitpumpversuche in Brunnen A

Brunnen	Test	T [m^2/s]
Q	1	$7,4 \cdot 10^{-5}$
	2	$7,1 \cdot 10^{-5}$
	3	$5,5 \cdot 10^{-5}$
A	1	$3,9 \cdot 10^{-5}$
	2	$2,4 \cdot 10^{-5}$
	3	$4,1 \cdot 10^{-5}$
D	1	$3,1 \cdot 10^{-4}$
	2	$2,7 \cdot 10^{-4}$
G	1	$1,4 \cdot 10^{-5}$
	2	$2,2 \cdot 10^{-5}$
	3	$2,7 \cdot 10^{-5}$
B	1	$8,1 \cdot 10^{-5}$
E	1	$4,3 \cdot 10^{-4}$
H	1	$7,1 \cdot 10^{-6}$
	2	$2,8 \cdot 10^{-5}$
	3	$3,5 \cdot 10^{-5}$
	4	$1,2 \cdot 10^{-5}$

Bild 20: Zusammenstellung aller berechneten Transmissivitäten aus den Kurzzeitpumpversuchen, Wiederanstieg nach Theis-Horner

5.1.2.2 Reaktion in den Beobachtungsbrunnen

Die Reaktion auf die Kurzzeitpumpversuche in den entsprechenden Beobachtungspegeln wurde synchron zu den Erregerbrunnen erfaßt. Eine Bewertung der Messungen könnte ebenfalls nach dem Theis'schen Wiederanstiegsverfahren vorgenommen werden. Soll die Brunnenspeicherung in den abgepumpten Brunnen jedoch implizit berücksichtigt werden, eignet sich der Lösungsansatz von PAPADOPULOS & COOPER (1967). Nach NOVAKOWSKI (1990) läßt sich die Differentialgleichung für eine radialsymmetrische Anströmung in dimensionsloser Form formulieren als:

$$\frac{\partial^2 h_D}{\partial r_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{\partial h_D}{\partial r_D} = \frac{S}{T} \frac{\partial h_D}{\partial t_D}$$

mit

- $r_D = r/r_B$: dimensionslose radiale Entfernung [-]
 $t_D = tT/r^2_B S$: dimensionslose Zeit [-]
 $h_D = 2\pi Th/Q$: dimensionslose Absenkung im Beobachtungsbrunnen [-]

und

- r : Entfernung zum Beobachtungsbrunnen [m]
 r_B : Brunnenradius [m]
 t : Zeit [s]
 T : Transmissivität [m^2/s]
 S : Speicherkoeffizient [-]
 Q : Pumprate [m^3/s]
 h : Absenkung im Beobachtungsbrunnen [m]

Die Brunnenspeicherung im aktiven Brunnen wird dabei als innere Randbedingung berücksichtigt. Es gilt für $r_D = 1$:

$$\frac{\partial h_D}{\partial r_D} = C_D \frac{d h_D}{d t_D} - 1$$

mit:

$$C_D = \frac{\pi r_c^2}{2\pi r_B^2 S}$$

und

r_c : Radius der Vollrohrstrecke [m]

Mit Hilfe der Laplace-Transformation läßt sich die Ableitung nach der Zeit in der Differentialgleichung vereinfachen. Die Lösung im Laplace-Raum lautet (PAPADOPULOS & COOPER 1967, NOVAKOWSKI 1990 a):

$$\bar{h}_D(r_D) = \frac{K_0(\sqrt{p} r_d)}{p(C_D p K_0(\sqrt{p}) + \sqrt{p} K_1(\sqrt{p}))}$$

mit

$\bar{h}_D(r_D)$: Laplace-Transformierte [-]
 p : Laplace-Variable [-]
 K_0 : Mod. Besselfunktion 2. Art Ordnung 0 [-]
 K_1 : Mod. Besselfunktion 2. Art Ordnung 1 [-]

Die Berechnung der Laplace-Invertierten $h_D(r_D)$ erfolgt mit Hilfe des in Kapitel 4 vorgestellten Programmes TKPLOT. Damit können für jede beliebige Brunnenkonfiguration die entsprechenden Modellkurven berechnet werden. Da die dimensionslose Entfernung jeweils bekannt ist, verbleibt als einziger zu variierender Modellparameter die dimensionslose Speicherkonstante.

Entsprechend dem in Kapitel 4 erläuterten Typkurvenverfahren werden die Meßdaten im gleichen Maßstab wie die Typkurven in einem doppeltlogarithmischen Koordinatensystem aufgetragen und diesen überlagert. Durch achsenparalleles Verschieben der Datenkurve wird die am besten passende Typkurve ausgewählt.

Aus einem gemeinsamen Punkt in beiden Koordinatensystemen (Match-Punkt) folgt aus der Definition der dimensionslosen Absenkung die Transmissivität. Der Speicherkoeffizient läßt sich in analoger Weise aus der Definition der dimensionslosen Zeit bestimmen. Bild 21 beinhaltet den gematchten Datenverlauf aus den Pegeln G und A zum Pumpversuch in D zusammen mit einer Auswahl von berechneten Modellkurven.

Für den Versuch in G lauten die Koordinaten des Match-Punktes $(h)_M=0,4$ m, $(h_D)_M=5$ und $(t/r^2)_M=0,22$ s/m², $(t_D/r^2_D)_M=4$. Daraus folgt für die Transmissivität ein Wert von $T = 3,6 \cdot 10^{-5}$ m²/s und für den Speicherkoeffizient ein Wert von $S = 2,0 \cdot 10^{-6}$. Für das Beispiel aus Brunnen A wurde der Matchpunkt mit $(h)_M=0,041$ m, $(h_D)_M=1$ und $(t/r^2)_M=1,89$ s/m², $(t_D/r^2_D)_M=10$ gewählt. Entsprechend den Koordinatentransformationen ergibt sich für die Transmissivität $T = 2,0 \cdot 10^{-4}$ m²/s und für den Speicherkoeffizienten folgt $S = 3,3 \cdot 10^{-5}$.

In Bild 22 sind alle berechneten Transmissivitäten und die jeweiligen Speicherkoeffizienten für die Beobachtungspegel aus den Kurzzeitpumpversuchen zusammengestellt. Im vorliegenden Fall konnten nicht alle registrierten Testdaten aus den Beobachtungsbrunnen ausgewertet werden, da sie häufig einen gestörten Verlauf aufweisen.

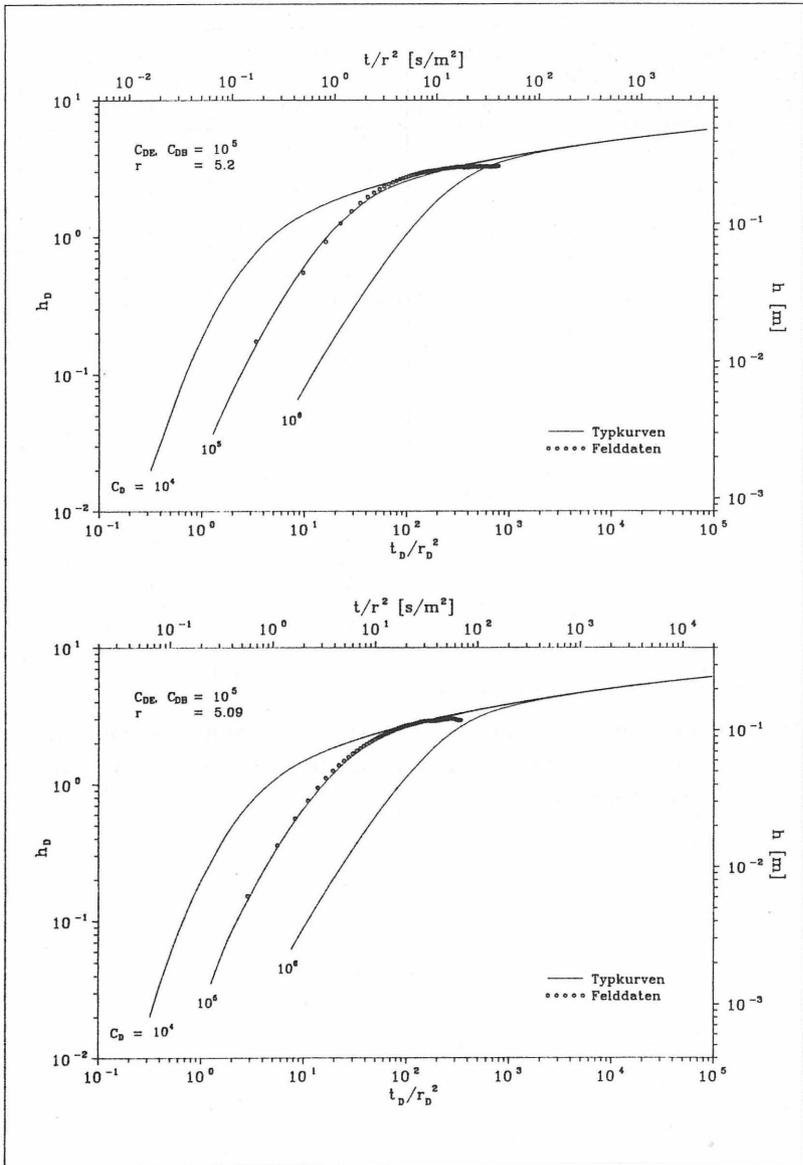


Bild 21: Auswertung des Wiederanstieges in den Pegeln G (oben) und A zum Kurzzeit-Pumpversuch in D

Beobachtungsbrunnen	Pumpbrunnen	T [m ² /s]	S [-]
Q	A	$2,3 \cdot 10^{-4}$	$1,0 \cdot 10^{-6}$
A	D	$2,0 \cdot 10^{-4}$	$3,3 \cdot 10^{-5}$
D	Q	$9,5 \cdot 10^{-4}$	$8,2 \cdot 10^{-6}$
D	G	$3,7 \cdot 10^{-4}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$
D	G	$5,5 \cdot 10^{-4}$	$2,9 \cdot 10^{-5}$
G	A	$3,0 \cdot 10^{-5}$	$1,3 \cdot 10^{-8}$
G	A	$8,2 \cdot 10^{-5}$	$2,3 \cdot 10^{-7}$
G	D	$3,6 \cdot 10^{-5}$	$2,0 \cdot 10^{-6}$
B	H	$7,4 \cdot 10^{-4}$	$2,3 \cdot 10^{-4}$
B	H	$6,7 \cdot 10^{-4}$	$3,4 \cdot 10^{-4}$
B	H	$4,2 \cdot 10^{-4}$	$4,0 \cdot 10^{-4}$
E	H	$5,7 \cdot 10^{-4}$	$4,2 \cdot 10^{-5}$
E	H	$6,6 \cdot 10^{-4}$	$2,7 \cdot 10^{-5}$
H	nicht auswertbar		

Bild 22: Berechnete Transmissivitäten und Speicherkoeffizienten aus den Kurzzeit-Pumpversuchen für die Beobachtungspegel

5.1.3 Pumpversuche

Bei den Pumpversuchen wurde in der Regel in den Brunnen 4-6 Stunden mit annähernd konstanter Förderrate gepumpt und dabei die Reaktion einschließlich des Wiederanstieges sowohl im Förderbrunnen als auch in den benachbarten Pegeln mit Drucksensoren registriert. Die Förderrate wurde mit Hilfe einer Wasseruhr bestimmt.

5.1.3.1 Reaktion in den Pumpbrunnen

Alle Pegel zeigen eine ähnliche Reaktion: zunächst erfolgt eine rasche Absenkung des Wasserspiegels, die während der zweiten Phase wesentlich flacher verläuft. Der Wiederanstieg ist ebenfalls durch einen steilen Anfangsast gekennzeichnet. Bild 23 zeigt den Verlauf eines Pumpversuches am Beispiel des Pegels D.

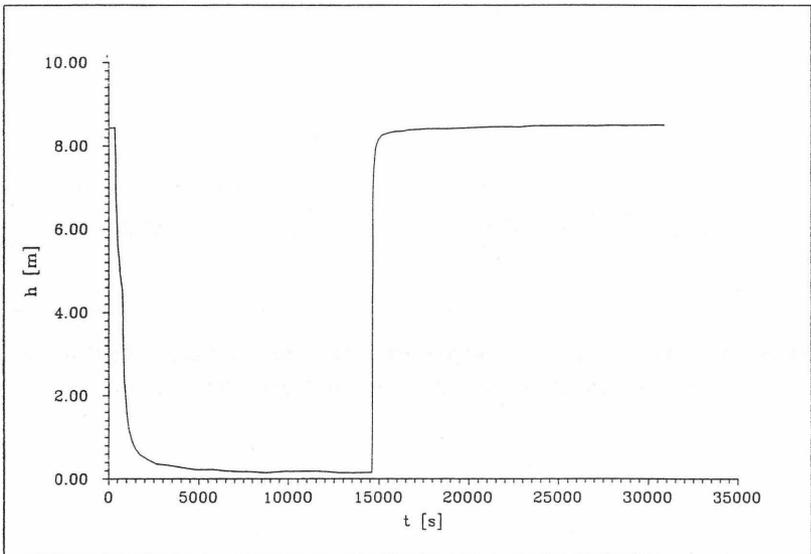


Bild 23: Verlauf des Pumpversuchs in Pegel D

Eine Bewertung der Pumpversuche erfolgt aus vorgenannten Gründen nur für den Wiederanstieg. Zur Interpretation werden diese Daten in einem doppeltlogarithmischen Graphen dargestellt. Dabei wird der Wiederanstieg zum Abschaltzeitpunkt der Pumpe zu Null gesetzt. Anhand dieses diagnostischen Graphen läßt sich erkennen, welches Auswertemodell für eine Bewertung heranzuziehen ist. Mit einer solchen Darstellung können verschiedene Einflüsse, wie in Bild 24 dargestellt, erkannt werden. Nach GRINGARTEN et al. (1979), CLARK & VAN GOLF-RACHT (1985) und EHLIG-ECONOMIDES (1988, 1989) äußert sich der Einfluß der Brunnenspeicherung in dieser Darstellungsweise als eine Anfangsgerade mit der Steigung Eins.

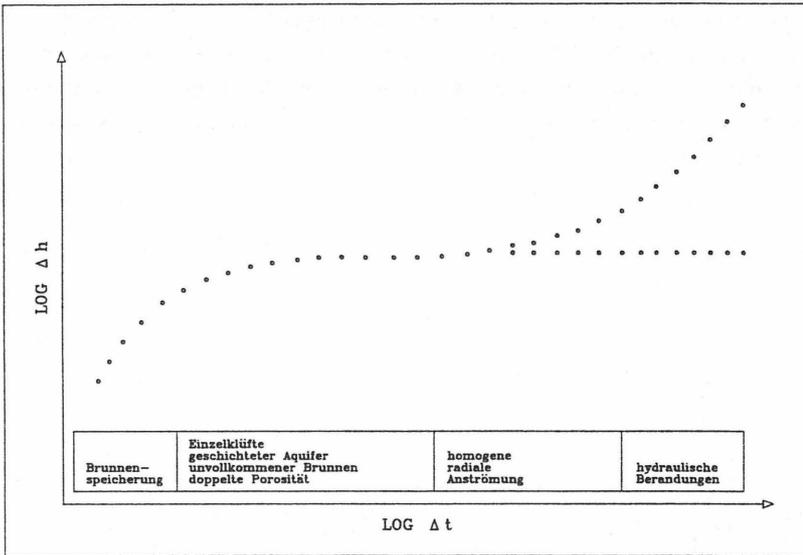


Bild 24: Identifikationsmöglichkeiten der unterschiedlichen Fließphasen (verändert nach FLOPETROL 1983)

Der hydraulische Anschluß eines Brunnens oder eines Bohrloches an eine vertikale Einzelkluft kann durch einen Anfangsast mit der Steigung 0.5 für eine hochdurchlässige Kluft oder mit der Steigung 0.25 für eine gering durchlässige Kluft erkannt werden, sofern dieser Verlauf nicht durch den Einfluß der Brunnenspeicherung maskiert wird. Mit zunehmender Zeit verliert sich die Wirkung der Brunnenspeicherung oder der Einzelklüfte und die Brunnenanströmung wird radialsymmetrisch, d.h., es liegen quasihomogene Verhältnisse vor. Ist die Versuchsdauer lang genug, können sich außerdem hydraulische Berandungen bemerkbar machen. Wird zusätzlich die Ableitung des Wasserstandes nach dem natürlichen Logarithmus der Zeit oder im Falle eines Wiederanstieges nach der Wiederanstiegszeit gebildet und dargestellt, steht ein weiteres diagnostisches Hilfsmittel zur Identifikation zur Verfügung. Bild 25 zeigt eine Auswahl verschiedener Modelle, zusammen mit den zugehörigen Wiederanstiegskurven nach THEIS-HORNER. Die gemessenen Wiederanstiegsdaten aus den Pegeln werden demzufolge für eine erste Diagnose in einem $\log h/\log t$ -Graphen dargestellt. Bei der Berechnung der Ableitung muß die jeweilige, vorangegangene Pumpdauer t_p berücksichtigt werden. Dies erfolgt mit Hilfe der nach AGARWAL (1980) modifizierten Wiederanstiegszeit nach HORNER (1951).

Für die Ableitung nach der Wiederanstiegszeit gilt danach folgende Beziehung:

$$\frac{dh}{\ln\{t_p \Delta t / (t_p + \Delta t)\}} = \frac{\Delta t (t_p + \Delta t)}{t_p} \frac{dh}{dt}$$

mit

h :	Wasserstand	[m]
t :	Zeit	[s]
t_p :	Pumpdauer	[s]
Δt :	Wiederanstiegszeit	[s]

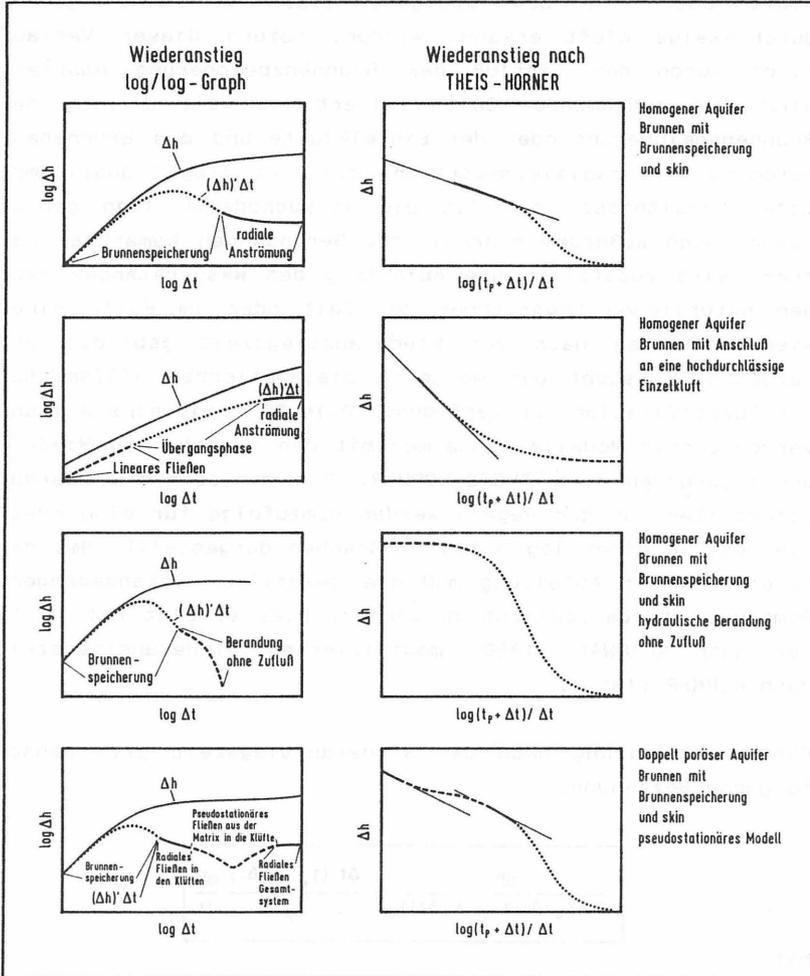


Bild 25: Auswahl von Diagnosemöglichkeiten zur Modellidentifikation bei hydraulischen Tests (verändert nach EHLIG-ECONOMIDES 1988)

Zur numerischen Differentiation der Wiederanstiegsdaten wird in Anlehnung an BOURDET et al. (1989) ein einfacher Algorithmus verwendet, der die Ableitung an dem zu berechnenden Punkt aus den jeweils benachbarten Datenpunkten davor und danach als gewichtetes Mittel bildet. Mit dem hier angewandten Algorithmus können bis zu 13 Meßpunkte vor und nach der betrachteten Stelle berücksichtigt werden. Damit kann bis zu einem gewissen Maß eine Glättung der Ableitung erzielt werden, ohne deren Verlauf zu stark zu dämpfen.

Die so aufbereiteten Wiederanstiegsdaten der Pumpversuche im Versuchsfeld "Lange Bramke" deuten darauf hin, daß ein Teil der Brunnen wie in einem homogenen, ein anderer Teil wie in einem heterogenen Medium reagiert. Bei allen Tests weisen die berechneten Ableitungen sehr hohe Streuungen zum Testende hin auf. Die Ursache hierfür ist in der Summation verschiedener Effekte, wie der natürlichen Schwankung des Grundwasserspiegels, der begrenzten Auflösung der Drucksensoren und der Verstärkungselektronik begründet.

Die Bestimmung der Transmissivität aus den gemessenen Wiederanstiegsdaten wird im folgenden exemplarisch am Beispiel der Messungen aus den Pegeln D und H aufgezeigt.

Für den Pegel D werden die Auswertungen auf der Grundlage des homogenen Modells mit Brunnenspeicherung und Skin (GRINGARTEN et al. 1979) vorgenommen.

Ihre Lösung im Laplace-Raum lautet:

$$\bar{h}_D(p) = \frac{K_0(\sqrt{p}) + s\sqrt{p} K_1(\sqrt{p})}{p\{\sqrt{p} K_1(\sqrt{p}) + C_{DP}[K_0(\sqrt{p}) + s\sqrt{p} K_1(\sqrt{p})]\}}$$

mit

h_0	: Laplace Transformierte	[-]
p	: Laplace Variable	[-]
K_0	: Mod. Besselfunktion 1. Art, Ordnung 0	[-]
K_1	: Mod. Besselfunktion 1. Art, Ordnung 1	[-]
s	: Skin-Faktor	[-]
C_0	: Speicherkonstante	[-]

Mit Hilfe des Programmes TKPLOT wird daraus eine Schar von dimensionslosen Zeit-Absenkungskurven und deren Ableitung mit C_{De}^{2S} als Parameter berechnet. Damit ist ein erster, vorläufiger Vergleich zwischen gemessenen Daten und den Typkurven möglich. Da im vorliegenden Fall die Auswahl der am besten passenden Typkurve nicht eindeutig möglich ist, wird zunächst eine Auswertung nach THEIS-HORNER durchgeführt. Aus der Steigung der halblogarithmischen Geraden über eine Dekade ergibt sich eine Transmissivität von $T = 3,14 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$ (siehe Bild 26). Mit diesem Wert für T folgt direkt aus der Definition der dimensionslosen Absenkung (vgl. S. 66) eine Fixierung des Verschiebungsbetrages entlang den Druckachsen für die Typ- und Datenkurve. Zur Auswahl der geeignetsten Typkurve muß die Datenkurve nur noch parallel der Zeitachsen verschoben werden. Daraus ergibt sich ein Typkurvenparameter von $C_{De}^{2S} = 10^{40}$. Die Koordinaten eines gemeinsamen Punktes in beiden Koordinatensystemen lauten für den Druck-Match $(h_D)_M = 6,4$; $(\Delta h)_M = 1 \text{ m}$ und für den Zeit-Match $(t_D/C_0)_M = 80$; $(t)_M = 70 \text{ s}$.

Aus der Koordinatentransformation für die Druckachsen ergibt sich für die Transmissivität somit:

$$T = \frac{(h_D)_M Q}{2\pi (\Delta h)_M}$$

mit:

$(h_D)_M$: dimensionsloser Wasserstand	[-]
$(\Delta h)_M$: Wasserstand	[m]
Q	: Pumprate	[m ³ /s]
T	: Transmissivität	[m ² /s]

Mit den eingesetzten Werten des Match-Punktes resultiert daraus eine Transmissivität von $T = 3,22 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$.

Aus der Definition der Zeitachsen folgt für die Speicherkonstante gemäß

$$C = \frac{2\pi (t)_M T}{(t_D/C_D)_M}$$

mit

C	: Speicherkonstante	[m ³ /m]
(t) _M	: Wert aus Match-Punkt	[s]
(t _D /C _D)	: Wert aus Match-Punkt	[-]
T	: Transmissivität	[m ² /s]

ein Wert von $C = 1,96 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{m}$.

Legt man für den Speicherkoeffizienten $S = 1 \cdot 10^{-5}$ zugrunde, so erhält man für die dimensionslose Speicherkonstante den Wert $C_D = 49980$. Aus dem Typkurvenparameter $C_D e^{2S}$ und C_D errechnet sich der dimensionslose Skin-Faktor zu:

$$s = 0,5 \ln \frac{C_D e^{2S}}{C_D} = 40,64$$

Zur Überprüfung des Auswertevorganges wird entsprechend dem zeitlichen Superpositionsprinzip vorgegangen. Danach wird angenommen, daß zum Abschaltzeitpunkt der Pumpe aus dem Brunnen mit derselben Rate wie bisher weitergefördert wird und zusätzlich eine fiktive Injektion mit einer identischen Rate in den Brunnen stattfindet, so daß sich die Wirkungen gegenseitig aufheben. Auf dieser Grundlage läßt sich unter Berücksichtigung der realen Pumpdauer des Versuches in Pegel D der Wiederanstieg simulieren. Für eine Wiederanstiegstypkurve gilt (BOURDET et al. 1984) in dimensionsloser Form:

$$h_{DW}(\Delta t) = h_D(t_P) + h_D(\Delta t) - h_D(t_P + \Delta t)$$

mit:

- | | | |
|------------|----------------------|-----|
| h_{DW} | : Wiederanstieg | [-] |
| h_D | : Absenkung | [-] |
| Δt | : Wiederanstiegszeit | [s] |
| t_P | : Pumpdauer | [s] |

In Bild 26 sind die gemessenen Wiederanstiegsdaten zusammen mit dem berechneten Verlauf dargestellt. Versuchsdaten und simulierter Verlauf weisen eine gute Übereinstimmung auf. Lediglich bei den Ableitungen ergeben sich zum Versuchsende hin größere Abweichungen.

Der Verlauf des Wiederanstieges im Pegel H weist hingegen Merkmale wie in einem heterogenen Medium auf. Deshalb wird eine Auswertung nach dem pseudostationären doppelt porösen Modell mit Brunnen-speicherung und Skin (BOURDET & GRINGARTEN 1980) vorgenommen. Der Lösungsansatz im Laplace-Raum kann vereinfacht formuliert werden als (BOURDET & GRINGARTEN 1980, S.3):

$$\bar{h}_D(p) = \frac{1}{p \left[p + \left\{ \ln \frac{2}{\gamma \sqrt{p} f(p) / C_{DG} e^{-2s}} \right\}^{-1} \right]}$$

mit:

- | | | |
|----------------|--|-----|
| $\bar{h}_D(p)$ | : Laplace Transformierte | [-] |
| p | : Laplace-Variable | [-] |
| γ | : Exponential der Euler'schen Konstanten | [-] |
| C_{DG} | : Dimensionslose Speicherkonstante
bezogen auf das Gesamtsystem | [-] |

und

$$f(p) = \frac{\omega(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}{(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}$$

mit:

- ω : Speicherverhältnis Gesamtsystem/Klüfte [-]
 λ : Durchlässigkeitsverhältnis Matrix/Klüfte [-]

Eine Auswertung nach THEIS-HORNER führt auf eine Transmissivität für das Kluftsystem von $T = 2,20 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$.

Mit dem Ergebnis aus der THEIS-HORNER Analyse ist wiederum das Verhältnis h_D/h bzw. der Verschiebungsbetrag entlang der Druckachsen für eine Typkurvenauswertung festgelegt. Die Berechnung der Typkurvenvorlagen erfolgt mit dem Programm TKPLOT, wobei zunächst die C_{De}^{2S} -Kurven (homogenes Modell) erzeugt werden. Diesen werden dann entsprechende λe^{-2S} Kurven überlagert.

Damit ist ein endgültiger Match von Daten- und Typkurve durchführbar. Die Datenkurve paßt mit ihrem Anfangsast am besten zu der Typkurve mit dem Parameter $C_{De}^{2S} = 1 \cdot 10^8$; dies beschreibt das Verhalten der Klüfte. Danach verlaufen die Daten entlang der Übergangskurve mit dem Parameter $\lambda e^{-2S} = 1 \cdot 10^{-10}$. Der Endast der Daten deckt sich mit der Kurve für $C_{De}^{2S} = 1 \cdot 10^6$.

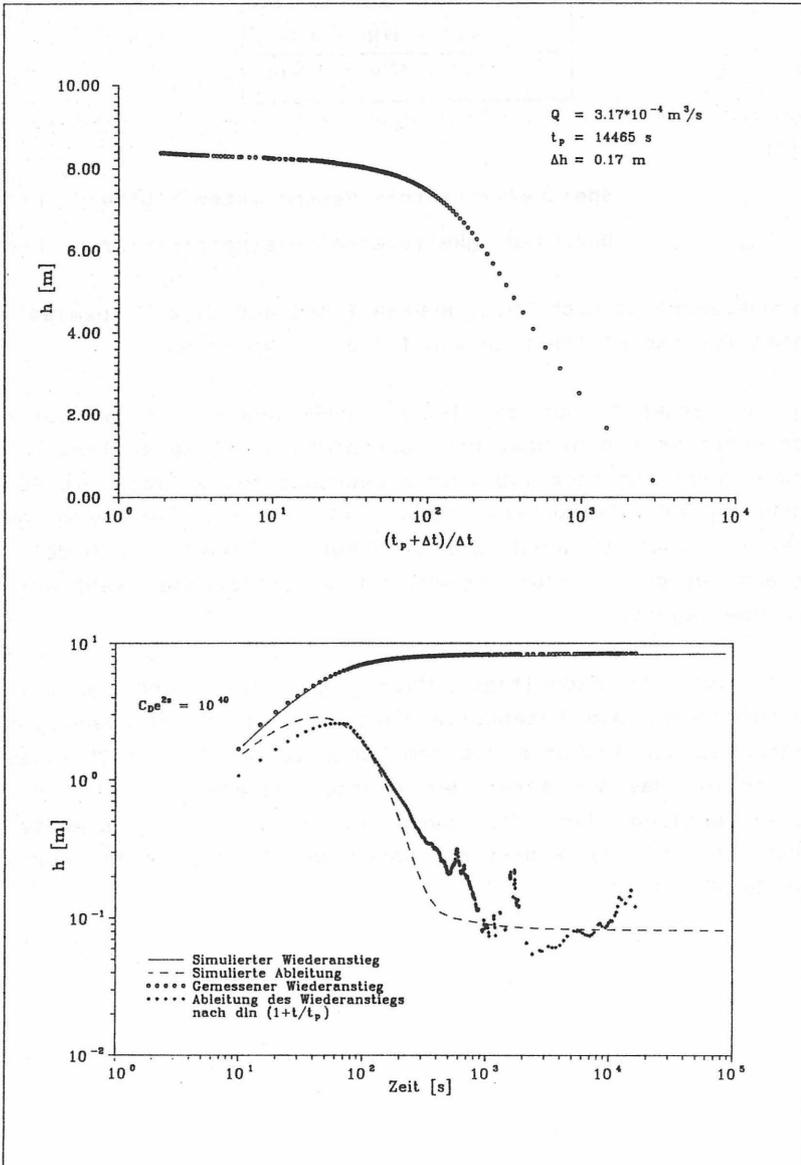


Bild 26: Wiederanstieg in Pegel D nach Theis-Horner (oben) und Darstellung des berechneten Verlaufs (unten)

Die Koordinaten des zugehörigen Match-Punktes lauten für den Druck-Match $(h_D)_M = 2,35$; $(\Delta h)_M = 1$ m und für den Zeit-Match $(t_D/C_D)_M = 8,90$; $(t)_M = 100$ s. Daraus resultiert eine Transmissivität für das Kluftsystem von $T = 2,29 \cdot 10^{-5}$ m²/s. Die Speicherkonstante ergibt sich zu $C = 1,96 \cdot 10^{-3}$ m³/m. Für die dimensionslose Speicherkapazität folgt $C_D = 49977,5$. Der Skin-Faktor errechnet sich zu $s = 1,5$. Aus dem Verhältnis der beiden Typkurvenparameter für das Kluft- und das Gesamtsystem resultiert $\omega < 0,01$. Der Kennwert für das Durchlässigkeitsverhältnis von der Matrix zu den Klüften wird aus dem Kurvenparameter für die Übergangskurve (λe^{-2s}) und dem Skin-Faktor (s) zu $\lambda = 1,96 \cdot 10^{-9}$ berechnet. Dieser Betrag deutet auf eine sehr gering durchlässige Matrix hin. Dies steht im Einklang mit den Ergebnissen von GOSDA (1989), der die Gesteinsdurchlässigkeiten an Bohrkernen zu $k_f \approx 1 \cdot 10^{-10}$ m/s bestimmte.

Zur Überprüfung des Typkurven-Matches werden die erhaltenen Kennwerte in den theoretischen Modellansatz eingesetzt und so der Wiederanstieg im Pegel H simuliert. Bild 27 zeigt die gemessenen Daten und den berechneten Wiederanstieg.

Entsprechende Auswertungen sind für alle übrigen Versuche durchgeführt worden. Die Ergebnisse aller Auswertungen sind in Bild 28 zusammengefaßt.

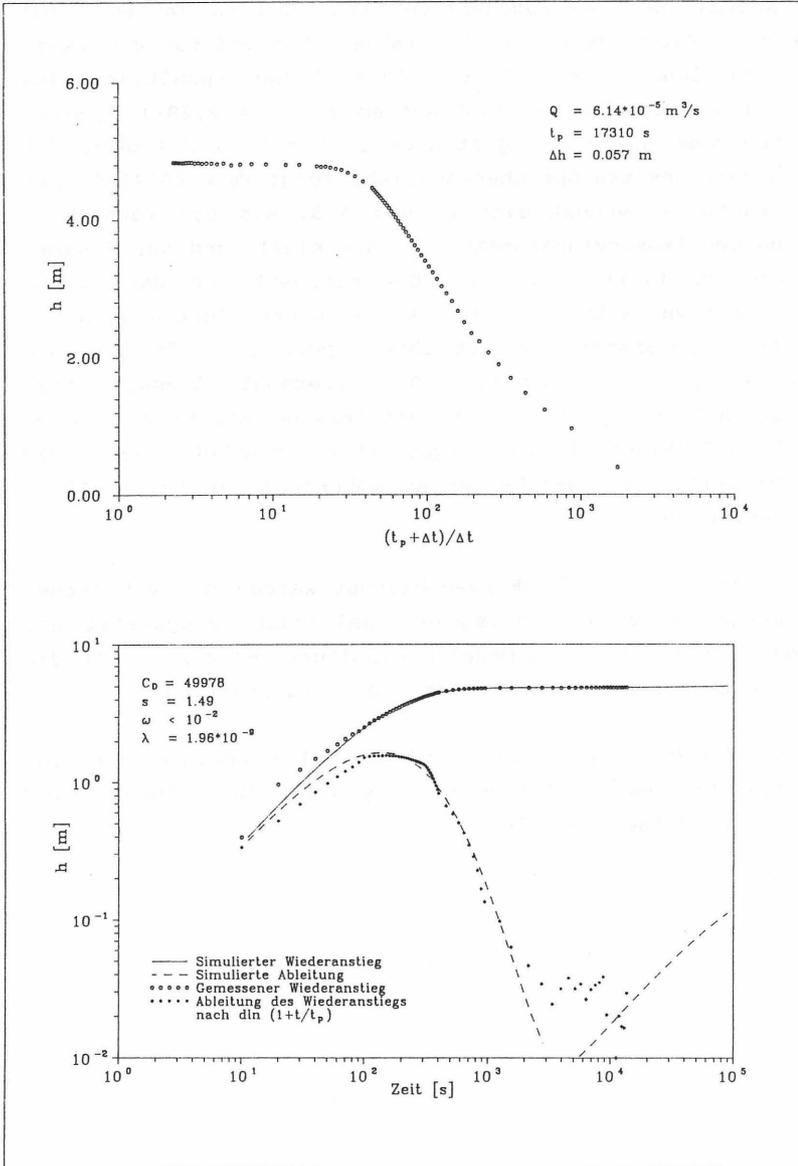


Bild 27: Wiederanstieg in Pegel H. Darstellung nach Theis-Horner (oben) sowie berechneter Testverlauf zusammen mit den gemessenen Daten

Brunnen	THEIS-HORNER	BOURDET und GRINGARTEN				
	T [m ² /s]	T [m ² /s]	C ₀ e ^{2s}	s (skin)	ω	λ
A	1,2 · 10 ⁻⁵	nicht auswertbar				
D	3,1 · 10 ⁻⁴	3,2 · 10 ⁻⁴	10 ⁴⁰	40	-	-
G	7,5 · 10 ⁻⁶	7,8 · 10 ⁻⁶	10 ⁶ /10 ³	-1,85	<10 ⁻³	2,4 · 10 ⁻⁸
B	4,6 · 10 ⁻⁴	4,4 · 10 ⁻⁴	10 ⁶⁰	63,7	-	-
E	6,1 · 10 ⁻⁴	5,9 · 10 ⁻⁴	10 ³⁰	29,2	-	-
H	2,2 · 10 ⁻⁵	2,3 · 10 ⁻⁵	10 ⁸ /10 ⁶	1,5	<10 ⁻²	1,9 · 10 ⁻⁹

Bild 28: Zusammenstellung der Ergebnisse aus den Pumpversuchen (Einzelbrunnen)

5.1.3.2 Reaktion in den Beobachtungsbrunnen

Die Bewertung des zeitlichen Wiederanstiegs in den einzelnen Beobachtungspegeln erweist sich als problematisch, da die meisten Wiederanstiegskurven einen gestörten Verlauf aufweisen: die Anfangsäste sind oft sehr steil, die Endäste sind durch Oszillationen gekennzeichnet. Dadurch wird die Auswahl eines geeigneten Auswertemodelles erheblich erschwert.

Auf der Grundlage der bisherigen Analysen, wonach die gemessenen Wiederanstiegsdaten überwiegend homogene Merkmale aufweisen, kommt zur Auswertung ein Modellansatz in Frage, der die Brunnenspeicherung und einen Skin sowohl im aktiven Brunnen als auch im Beobachtungsbrunnen berücksichtigt. Ein solcher Modellansatz ist bei OGBE & BRIGHAM (1984) formuliert. Grundlage ist ein homogenes, isotropes poröses Medium unendlicher Ausdehnung mit zwei Brunnen. Vorausgesetzt werden darüber hinaus eine einzige Flüssigkeitsphase geringer Kompressibilität und vernachlässigbar geringe Gravitationseffekte. Für eine dimensionslose radiale Entfernung des Beobachtungsbrunnens vom aktiven Brunnen $r_D = r/r_B > 100$ und unter der Annahme gleicher Brunnenradien sowie für einen positiven Skin lautet die Lösung im Laplace-Raum für den dimensionslosen Wasserstand im Beobachtungsbrunnen (OGBE & BRIGHAM 1984):

$$\bar{h}_{DB} = \frac{K_0(r_D \sqrt{p})}{n}$$

mit

$$n = p \{ (1 + C_{DB} p [m_1]) (1 + C_{DP} p [m_2]) - C_{DB} C_{DP} [m_3]^2 \}$$

$$m_1 = s_B + K_0(\sqrt{p})$$

$$m_2 = s_P + K_0(\sqrt{p})$$

$$m_3 = p K_0(r_D \sqrt{p})$$

und

h_{DB}	: Laplace-Transformierte	[-]
p	: Laplace-Variablen	[-]
r	: Entfernung Pump-Beobachtungsbrunnen	[m]
r_P	: Radius Pumpbrunnen	[m]
r_D	: r/r_P	[-]
C_{DP}	: Speicherkonstante Pumpbrunnen	[-]
C_{DB}	: Speicherkonstante Beobachtungsbrunnen	[-]
S_P	: Skin Pumpbrunnen	[-]
S_B	: Skin Beobachtungsbrunnen	[-]
K_0	: Mod. Besselfunktion 2. Art, Ordnung 0	[-]

Damit können für eine beliebige Entfernung r_D vom aktiven Brunnen Typkurven mit den Parametern dimensionslose Speicherkonstante im Pump- und Beobachtungsbrunnen sowie den Skin-Faktoren berechnet werden. Der dimensionslose Wasserstand im Beobachtungsbrunnen ist dabei definiert als $h_{DB} = 2\pi T_B h_B / Q$, die dimensionslose Zeit als $t_D / r_D^2 = tT / r_B^2 S$.

Die entsprechenden Lösungen werden in doppeltlogarithmischer Form als $\log h_{DB} - \log(t_D / r_D^2)$ graphisch dargestellt. Dementsprechend sind die gemessenen Daten im gleichen Maßstab als $\log h_B - \log(t / r^2)$ aufzutragen. Damit kann durch achsenparalleles Verschieben der beiden Koordinatensysteme die am besten passende Typkurve bestimmt werden. Aus den Koordinaten eines gemeinsamen Punktes folgen wiederum die Transmissivität und der Speicherkoeffizient. Bild 29 zeigt die Typkurvenanpassung für die Daten aus Pegel E für den Pumpversuch in B und aus Pegel H für den Pumpversuch in E. Zusätzlich erfolgte die Bestimmung der Transmissivität auch mit dem Verfahren nach THEIS-HORNER. Alle Einzelergebnisse sind in Bild 30 zusammengestellt.

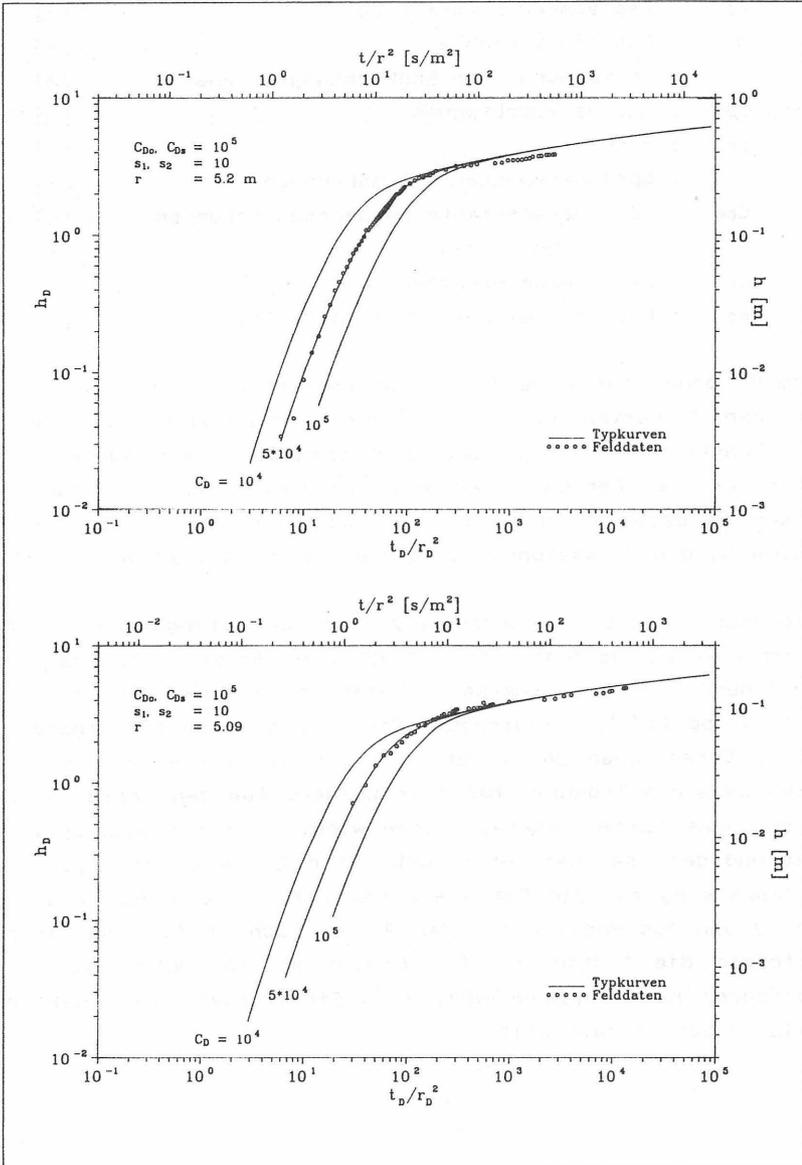


Bild 29 : Typkurvenanpassung der Wiederanstiegsdaten aus den Beobachtungsbrunnen E (oben) und H.

Beobachtungsbrunnen	Pumpbrunnen	THEIS-HORNER	OGBE und BRIGHAM	S
Q	D	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$1,1 \cdot 10^{-7}$
	E	$2,8 \cdot 10^{-4}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$6,6 \cdot 10^{-5}$
A	D	$1,4 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$1,6 \cdot 10^{-7}$
	G	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$9,7 \cdot 10^{-4}$	$4,6 \cdot 10^{-6}$
D	A	$4,0 \cdot 10^{-4}$	$2,7 \cdot 10^{-4}$	$3,1 \cdot 10^{-5}$
	G	$4,4 \cdot 10^{-4}$	$4,2 \cdot 10^{-4}$	$8,7 \cdot 10^{-8}$
G	A	$4,5 \cdot 10^{-4}$	$5,5 \cdot 10^{-4}$	$3,6 \cdot 10^{-7}$
	D	$3,7 \cdot 10^{-4}$	$2,3 \cdot 10^{-4}$	$4,8 \cdot 10^{-8}$
B	E	$9,0 \cdot 10^{-5}$	$5,3 \cdot 10^{-4}$	$1,8 \cdot 10^{-8}$
	H	$8,0 \cdot 10^{-4}$	$9,8 \cdot 10^{-4}$	$5,1 \cdot 10^{-6}$
E	B	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$3,6 \cdot 10^{-4}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$
	H	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$5,7 \cdot 10^{-4}$	$6,0 \cdot 10^{-5}$
H	E	$5,5 \cdot 10^{-5}$	$4,3 \cdot 10^{-4}$	$7,9 \cdot 10^{-5}$

Bild 30: Zusammenstellung aller berechneten Transmissivitäten [m^2/s] aus den Beobachtungsbrunnen

Aus der Gegenüberstellung der berechneten Transmissivitäten für die jeweiligen Pegel als aktive Brunnen und Beobachtungsbrunnen wird ersichtlich, daß im allgemeinen eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten Transmissivitäten erzielt werden konnte. Überraschenderweise ergeben sich keinerlei Hinweise auf eventuelle Anisotropien aus den Ergebnissen der Beobachtungsbrunnen.

5.1.4 Slug-Tests

Zunächst wurden einige Slug-Tests auf konventionelle Weise mit Hilfe eines Verdrängungskörpers durchgeführt. Diese Vorgehensweise läßt zwar eine Bewertung der Versuche in den Erregerbrunnen problemlos zu, doch sind die in den Beobachtungsbrunnen zu empfangenden Signale nicht eindeutig von den natürlichen Schwankungen des Wasserspiegels zu unterscheiden.

Deshalb wurden die Tests mit Hilfe der in Abschnitt 3.1 beschriebenen Apparatur durchgeführt. Damit sind zwei Varianten zur Durchführung der Versuche möglich: einmal wird der Packer unter den Wasserspiegel des Brunnens abgesenkt und bei geöffnetem Ventil gespannt. Nach dem Schließen des Ventils wird die Wassersäule über dem Packer durch die Zugabe von Wasser bis zum Brunnenrand erhöht. Durch das Öffnen des Ventils wird der benötigte Druckimpuls erzeugt. Damit können jedoch nur relativ geringe Druckerhöhungen aufgebracht werden, da der Flurabstand im Brunnenfeld Lange Bramke bei ca. 2 m liegt. Bei der zweiten Variante wird der Packer bei ebenfalls geöffnetem Ventil bis ca. 1 m über die Filterstrecke des Testbrunnens abgesenkt und gespannt. Nach dem Schließen des Ventils wird die Wassersäule über dem Packer durch Abpumpen um einige Meter verringert. Mit dem Öffnen des Ventils herrscht im Testintervall ein entsprechend verminderter Wasserdruck, der durch nachströmendes Grundwasser aus dem Gebirge wieder ausgeglichen wird. Mit dieser Vorgehensweise konnten die deutlichsten Signale in den Beobachtungsbrunnen erhalten werden. Der zeitliche Verlauf in den Erreger- und Beobachtungsbrunnen wurde synchron mit elektronischen Drucksensoren aufgezeichnet. Bild 31 zeigt am Beispiel des Slug-Tests im Erregerpegel D die aufgezeichnete Reaktion in den Beobachtungspegeln H und B nach der zweiten Ausführungsvariante. Die angegebenen Wasserstände beziehen sich dabei auf die Höhe der Wassersäule über den Drucksonden. Darunter sind die normierten Wasserstände als $h(t)/h_0$ gegen $\log t$ dargestellt.

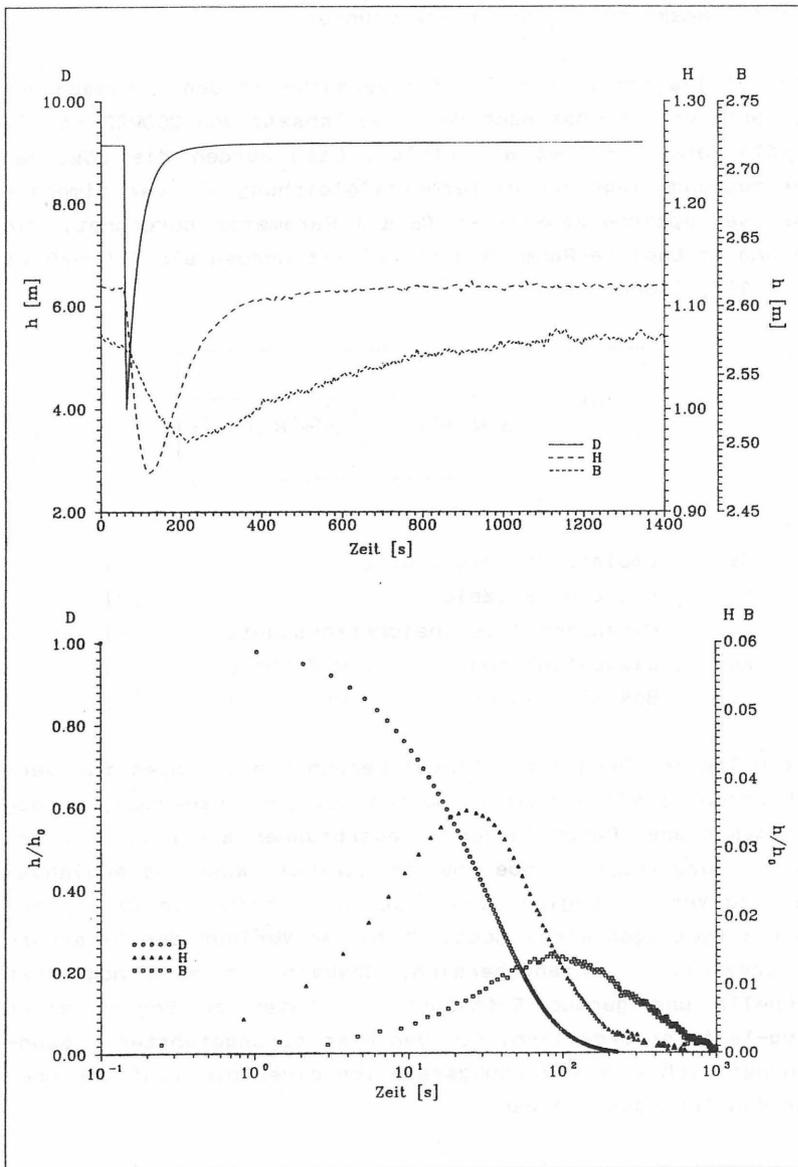


Bild 31: Felddaten zum Slug-Test in Pegel D und Reaktion in den Beobachtungspegeln H und B (oben) sowie Darstellung der normierten Wasserstände (unten)

5.1.4.1 Reaktion in den Erregerbrunnen

Eine vorläufige Auswertung der Versuche in den Erregerbrunnen erfolgt zunächst nach dem Modellansatz von COOPER et al. (1967) bzw. RAMEY et al. (1975). Dazu werden die Lösungen der zugrundeliegenden Differentialgleichung mit der dimensionslosen Speicherkonstanten C_D als Parameter berechnet. Die Lösung im Laplace-Raum kann formuliert werden als (COOPER et al. 1967, SAGEEV 1986):

$$\tilde{h}_D(p) = \frac{K_0 \sqrt{p}}{p K_0 \sqrt{p} + \frac{1}{C_D} \sqrt{p} K_1(\sqrt{p})}$$

mit:

\tilde{h}_D	: Laplace Transformierte	[-]
p	: Laplace-Variable	[-]
C_D	: dimensionslose Speicherkonstante	[-]
K_0	: Besselfunktion 2. Art, Ordnung 0	[-]
K_1	: Besselfunktion 2. Art, Ordnung 1	[-]

Mit Hilfe des Programmes TKPLOT werden die Lösungen für verschiedene C_D als Parameter berechnet. Zur Auswertung werden die gemessenen Daten in den Erregerbrunnen als $h(t)/h_0$ gegen $\log(t)$ aufgetragen, wobei h_0 die maximale Wasserspiegeländerung zu Versuchsbeginn ($t=0$) ist. Da $h(t)/h_0$ als Ordinatenwert aufgetragen wird, bestimmt h_0 den Verlauf der Datenkurve speziell im Anfangsbereich. Deshalb ist eine möglichst schnelle und genaue Erfassung der Daten zu Beginn eines Slug-Tests erforderlich. Bei den hier durchgeführten Messungen hat sich eine Erfassungsrate von einer bis fünf Sekunden für den Anfangsast bewährt.

Werden die Versuche in den Erregerbrunnen nach dem grundlegenden Modell von COOPER et al. (1967) ausgewertet, so kann festgestellt werden, daß jeweils nur ein Teil der Datenkurven zu einer der Typkurven paßt.

Damit ist der Testverlauf mit diesem Modell nur unvollständig zu beschreiben. Zum Vergleich mit anderen Auswertemodellen sind die Ergebnisse dennoch in die Zusammenstellung aller berechneten Transmissivitäten aufgenommen (Bild 35).

Der Verlauf der Meßdaten in der mittleren Testphase deutet auf den Einfluß von Heterogenitäten hin. Die Daten decken sich nur mit dem Anfangs- oder Endast einer Typkurve für ein homogenes Modell. Deshalb wird im folgenden eine Auswertung nach dem doppelt porösen Modell mit pseudostationärer Einspeisung der Matrix in die Klüfte unter Berücksichtigung der Brunnenspeicherung und eines Skins vorgenommen. MATEEN (1983), MATEEN & RAMEY (1984) und GRADER & RAMEY (1988) entwickeln auf der Grundlage der Arbeit von DERUYCK et al. (1982) als exakte Lösung im Laplace-Raum für den dimensionslosen Wasserstand die Gleichung:

$$\bar{h}_D(p) = \frac{K_0(\beta) + p \beta K_1(\beta)}{\beta K_1(\beta) + p\{K_0(\beta) + p \beta K_1(\beta)\}}$$

mit

$$\beta = \sqrt{p f(p)}$$

und

$$f(p) = \frac{\omega(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}{(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}$$

sowie

w	: Speicherverhältnis Gesamtsystem/Klüfte	[-]
λ	: Durchlässigkeitsverhältnis Matrix/Klüfte	[-]
\bar{h}_D	: Laplace-Transformierte	[-]
p	: Laplace-Variable	[-]
C_{DG}	: Speicherkonstante Gesamtsystem	[-]
s	: Skin-Faktor	[-]
K_0	: Mod. Besselfunktion 2. Art, Ordnung 0	[-]
K_1	: Mod. Besselfunktion 2. Art, Ordnung 1	[-]

Werden die modifizierten Besselfunktionen durch ihre Näherungslösungen für kleine Argumente ersetzt, kann die exakte Lösung für den dimensionslosen Wasserstand durch die Approximation:

$$\bar{h}_D(p) = \frac{1}{p + \left[\ln \left(\frac{2}{\gamma} + \sqrt{\frac{C_{DG} e^{2s}}{p f(p)}} \right) \right]^{-1}}$$

mit

γ : Exponential der Euler'schen Konstanten [-]

ersetzt werden (MATEEN & RAMEY 1984). Durch eine Grenzwertbetrachtung der Funktion $f(p)$ kann für die Anfangsphase eines Tests bei kleinen Zeitwerten, d.h., wenn p gegen ∞ und $f(p)$ gegen ω strebt, $\bar{h}_D(p)$ ausgedrückt werden als (MATEEN 1983):

$$\bar{h}_D(p) = \frac{1}{p + \left[\ln \left(\frac{2}{\gamma} + \sqrt{\frac{C_{DK} e^{2s}}{p}} \right) \right]^{-1}}$$

mit

C_{DK} : Dimensionslose Speicherkonstante, bezogen auf die Klüfte

Für die Endphase mit großen Zeitwerten, d.h., wenn p gegen 0 und $f(p)$ gegen 1 strebt, wird $\bar{h}_D(p)$ beschrieben durch (MATEEN 1983):

$$\bar{h}_D(p) = \frac{1}{p + \left[\ln \left(\frac{2}{\gamma} + \sqrt{\frac{C_{DG} e^{2s}}{p}} \right) \right]^{-1}}$$

Daraus wird ersichtlich, daß in der Anfangs- und Endphase der Verlauf der Wasserstandsänderung dem in einem äquivalenten homogenen Aquifer entspricht, wobei zu Beginn die dimensionslose Speicherkonstante auf die Speicherkapazität der Klüfte und in der Endphase auf die Speicherkapazität des gesamten Aquifers (Matrix und Klüfte) bezogen ist.

Für die mittlere Phase wird $f(p) = \lambda C_D/p$ und damit (MATEEN 1983):

$$\bar{h}_D(p) = \frac{1}{p + \left[\ln \left(\frac{2}{r} + \sqrt{\frac{e^{2s}}{\lambda}} \right) \right]^{-1}}$$

Durch die Invertierung der Laplace-Transformierten $\bar{h}_D(p)$ folgt:

$$h_D(t) = e^{-\frac{t_D}{C_D}} \left[\ln \left(\frac{2}{e r \sqrt{\lambda e^{-2s}}} \right) \right]^{-1}$$

Die Wasserstandsänderung während der Übergangsphase kann damit allein durch den Parameter λe^{-2s} beschrieben werden (MATEEN & RAMEY 1984).

Für die Erzeugung der Typkurven zur Bewertung eines Slug-Tests im doppelt porösen System müssen deshalb die Lösungen für die homogene Anfangs- und Endphase und die Lösung für die Übergangsphase berechnet werden. Dies erfolgt mit Hilfe des Programmes TKPLOT, womit die entsprechenden Typkurven mit $C_D e^{2s}$ und λe^{-2s} als Parameter erzeugt werden.

Obwohl bei diesem Verfahren die Datenkurve nur parallel der Zeitachse verschoben werden muß, ist in den meisten Fällen ein eindeutiger Match wegen der Ähnlichkeit der Typkurven nicht zu erzielen.

Bild 33 enthält den Typkurvenmatch zum Slug-Test Nr.1 in Pegel B. Die Daten verlaufen zunächst entlang der Kurve mit $C_{Dge}^{25} = 10^8$, d.h., der Zufluß entstammt dem Klufsystem. Ca. 15 Sekunden nach Testbeginn weicht der Datenverlauf von dieser Typkurve ab und folgt der Übergangskurve mit $\lambda e^{-25} = 10^{-7}$. Dies läßt sich als die instationäre Einspeisung der Matrix in die Klüfte interpretieren (MATEEN 1983). Danach, ca. 30 Sekunden nach Testbeginn, verlaufen die gemessenen Daten entlang der Typkurven mit $C_{Dge}^{25} = 10^6$, d.h., der Zufluß entstammt aus dem Gesamtsystem, bestehend aus Klüften und Matrix. Aus den Koordinaten eines beliebigen Match-Punktes folgt entsprechend der Definition der Zeitachsen direkt die Bestimmung der Transmissivität gemäß $T = (t_D/C_D)_M \cdot r_c^2 / 2t_M = 7.8 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$. Aus dem Verhältnis der beiden Typkurvenparameter für die Anfangs- und Endphase kann das Speicherverhältnis zwischen dem Gesamtsystem und den Klüften mit $\omega \leq 0.01$ nur abgeschätzt werden, da in der Anfangsphase der Verlauf der Typkurve für das Verhalten der Klüfte und die Übergangskurve nahezu identisch ist. Das Durchlässigkeitsverhältnis Matrix zu Klüften ergibt sich aus dem Parameter der Übergangskurve und dem Skin-Faktor (vgl. Kap. 5.1.3.1) unter der Annahme eines Speicherkoeffizienten von $S = 1 \cdot 10^{-5}$ zu $\lambda \approx 2 \cdot 10^{-6}$.

Die getroffene Typkurvenauswahl wird mit Hilfe des Programmes TKPLOT verifiziert, indem entsprechend der exakten Lösung der Testverlauf mit den ermittelten Parametern zunächst in dimensionsloser Form berechnet wird. Anschließend wird dieser Verlauf mit Hilfe der Koordinaten des Match-Punktes in die dimensionsbehafteten Größen (Echtzeit) transformiert. Gemessener und berechneter Testverlauf sollten nun exakt übereinstimmen (vgl. Bild 32 unten). Als weiteres Beispiel ist die Auswertung zum Versuch Nr.2 in Pegel E in Bild 33 dargestellt. Die Ergebnisse aus allen Tests sind in Bild 35 zusammengefaßt. Die Testwiederholungen zu den jeweiligen Pegeln zeigen eine sehr gute Übereinstimmung bezüglich der Transmissivität.

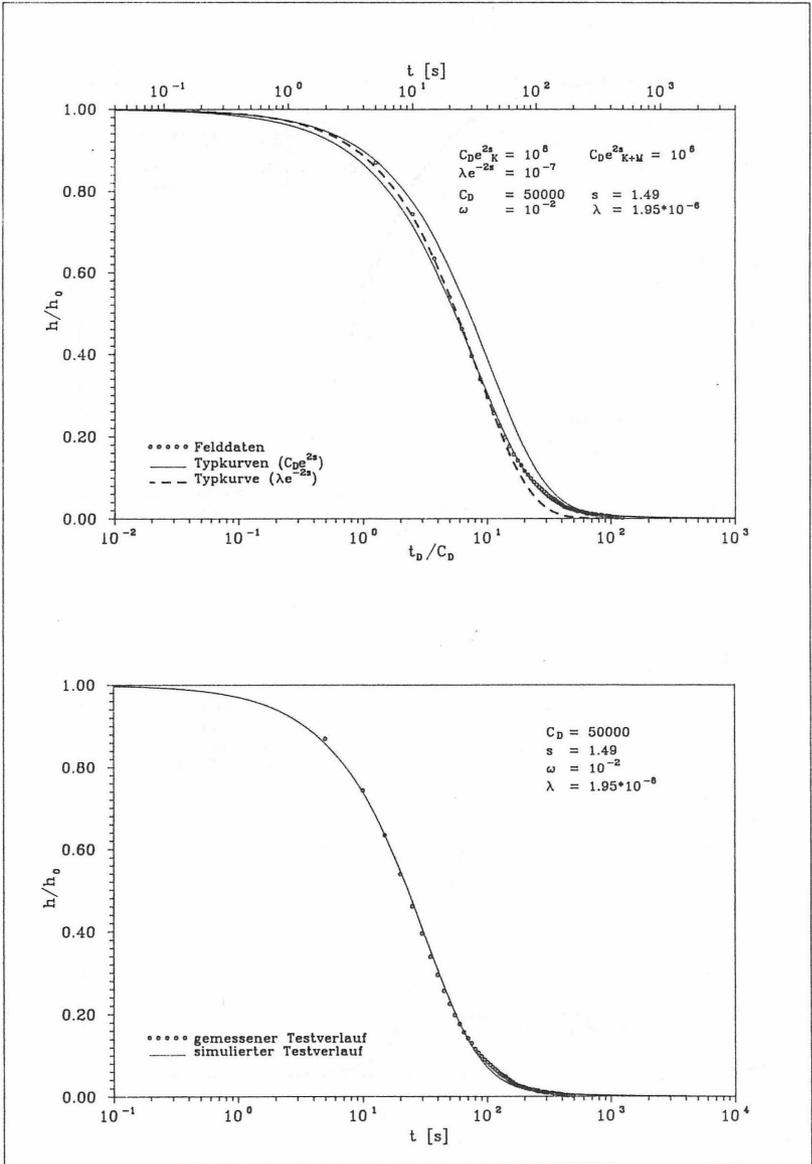


Bild 32: Auswertung des Slug-Tests Nr.1 in Pegel B mit Hilfe der Typkurven für ein doppelt poröses Modell

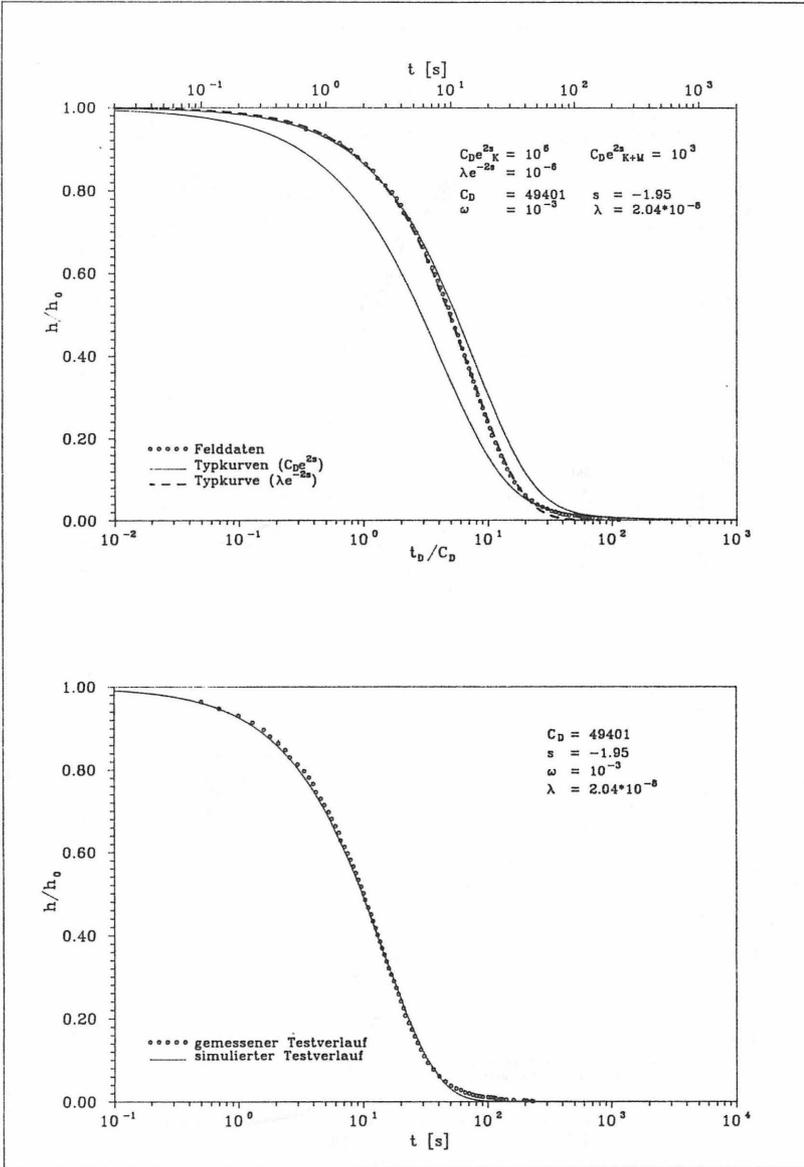


Bild 33: Typkurvenmatch zum Slug-Test Nr.2 in Pegel E (oben) und Vergleich der gemessenen Daten mit dem berechneten Testverlauf (unten)

Als weitere Auswertemethode wird das Verfahren von PERES et al. (1989 a,b) angewendet. Durch einen Vergleich der Lösungsansätze für einen Slug-Test und einen Pumpversuch mit konstanter Förderrate können sie einen allgemein gültigen mathematischen Zusammenhang beider Testarten formulieren, der für alle inneren und äußeren Randbedingungen gilt. Unter der Berücksichtigung der Brunnenspeicherung und des Skins gilt für jeden Punkt in einem Aquifer und für jede Brunnengeometrie und Aquiferkonfiguration (PERES 1989 S.20):

$$h_{DSL}(t_D, r_D, C_D, s) = C_D \frac{\partial h_{DP}}{\partial t_D}(t_D, r_D, C_D, s)$$

mit

h_{DSL}	: dimensionsloser Wasserstand Slug-Test	[-]
h_{DP}	: dimensionsloser Wasserstand Pumpversuch	[-]
t_D	: dimensionslose Zeit	[-]
r_D	: dimensionsloser Abstand	[-]
C_D	: dimensionslose Speicherkonstante	[-]
s	: Skin-Faktor	[-]

Somit wird es möglich, die gemessenen Wasserspiegeländerungen bei einem Slug-Test durch eine numerische Integration über die Versuchsdauer in äquivalente Wasserstandsänderungen, die dem eines Pumpversuches mit konstanter Förderrate entsprechen, zu überführen. Die Multiplikation der Wasserstandsänderungen mit der Versuchszeit führt so direkt auf die Ableitung nach dem natürlichen Logarithmus der Zeit (vgl. S. 33). Ein Vorteil dieser Auswertemethode ist, kein numerisches Verfahren bei der Bildung der Ableitung einsetzen und keine speziellen Slug-Testtypkurven berechnen zu müssen. Für die nachfolgend aufgeführten Auswertungen der Slug-Tests wurden die Daten mit Hilfe der Trapezregel in äquivalente Pumpversuchsdaten überführt und in einem doppeltlogarithmischen Koordinatensystem dargestellt. In dieser Darstellungsform können die Slug-Tests in äquivalenter Weise wie Pumpversuche ausgewertet werden.

Anhand des Datenverlaufs sowie der zugehörigen Ableitung sind bei keinem der Tests eindeutige Anzeichen für ein heterogenes Fließverhalten zu identifizieren. Als Auswertemodell dient deshalb der Ansatz von BOURDET et al. (1980) für einen unendlich ausgedehnten, homogenen Aquifer mit Brunnenspeicherung und Skin. Dieser scheinbare Widerspruch zur Auswertung nach MATEEN (1983) liegt in der Tatsache begründet, daß in der doppeltlogarithmischen Darstellung in der Anfangsphase des Tests nicht zwischen der Typkurve für die Klüfte und der Übergangskurve unterschieden werden kann.

Bild 34 zeigt eine Darstellung des Tests Nr. 1 in Pegel B nach dem Verfahren von PERES (1989) zusammen mit drei Typkurven nach BOURDET et al. (1980). Im vorliegenden Fall paßt die transformierte Datenkurve am besten zur Typkurve mit $C_D e^{2s} = 1 \cdot 10^6$.

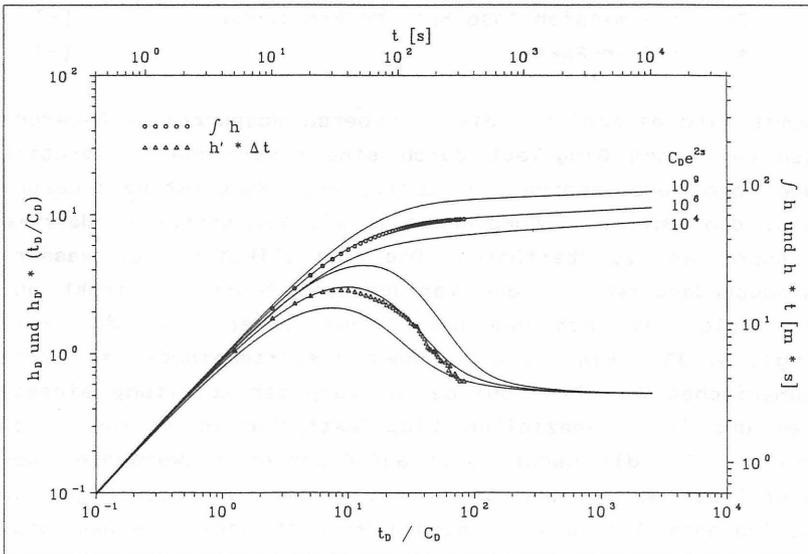


Bild 34: Transformierte Slug-Testdaten aus Pegel B nach dem Verfahren von PERES (1989)

Über die Koordinaten des gemeinsamen Match-Punktes für den Zeitmatch mit $(t_D/C_D)_M = 100$ und $t_M = 400$ s führt dies auf eine Transmissivität von $T = 7,81 \cdot 10^{-5}$ m²/s. Vergleicht man das Ergebnis mit dem der Auswertung nach MATEEN (1983), so führen beide Verfahren auf einen identischen Wert für die Transmissivität. Bei der Auswertung der übrigen Tests konnte in der Mehrzahl der Fälle keine eindeutige Typkurvenanpassung durchgeführt werden. Insbesondere die Ableitungen weichen von dem berechneten Verlauf ab. Die Ursache hierfür ist in erster Linie in den natürlich bedingten, stets sehr unruhig verlaufenden Wasserspiegeländerungen zu suchen. Die Ergebnisse der übrigen Tests sind in Bild 35 zusammengestellt.

Pegel	Test	COOPER	PERES	MATEEN	ω	λ
Q	1	$5,9 \cdot 10^{-5}$	$4,8 \cdot 10^{-5}$	$8,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-2}$	$9 \cdot 10^{-6}$
	2	$8,2 \cdot 10^{-5}$	$5,1 \cdot 10^{-5}$	$8,7 \cdot 10^{-5}$	-	-
A	1	$3,2 \cdot 10^{-5}$	$4,7 \cdot 10^{-5}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$	$< 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-4}$
	2	$3,6 \cdot 10^{-5}$	$3,5 \cdot 10^{-5}$	$2,0 \cdot 10^{-5}$	$< 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-4}$
	3	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	$1,9 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-7}$
D	1	$1,3 \cdot 10^{-4}$	$6,4 \cdot 10^{-5}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$	-	-
	2	$1,6 \cdot 10^{-4}$	$8,3 \cdot 10^{-5}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$	-	-
	3	$1,8 \cdot 10^{-4}$	$6,9 \cdot 10^{-4}$	$1,7 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$
G	1	$3,4 \cdot 10^{-5}$	$3,6 \cdot 10^{-5}$	$1,3 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-7}$
	2	$3,1 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-7}$
	3	$2,8 \cdot 10^{-5}$	$1,0 \cdot 10^{-5}$	$1,9 \cdot 10^{-5}$	-	-
B	1	$8,3 \cdot 10^{-5}$	$7,8 \cdot 10^{-5}$	$7,8 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-6}$
	2	$1,1 \cdot 10^{-4}$	$8,9 \cdot 10^{-5}$	$8,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-6}$
	3	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$6,2 \cdot 10^{-5}$	n.a.	-	-
E	1	$2,6 \cdot 10^{-4}$	$3,1 \cdot 10^{-5}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$	-	-
	2	$2,7 \cdot 10^{-4}$	$5,8 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-8}$
	3	$2,8 \cdot 10^{-4}$	$4,6 \cdot 10^{-4}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-7}$
H	1	$2,3 \cdot 10^{-5}$	n.a.	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-7}$
	2	$3,2 \cdot 10^{-5}$	$8,2 \cdot 10^{-5}$	$1,9 \cdot 10^{-5}$	-	-

Bild 35: Berechnete Transmissivitäten zu den Slug-Tests in den Erregerbrunnen

Stellt man die Einzelergebnisse der drei Verfahren nach COOPER et al. (1967), MATEEN (1983), und PERES et al. (1989) einander gegenüber, so kann festgestellt werden, daß im allgemeinen eine gute Übereinstimmung bei der Ermittlung der Transmissivität erzielt werden kann. Dabei liegen die Abweichungen zwischen den Verfahren in der gleichen Größenordnung wie die Streuungen der Einzelversuche. Dabei übt die Auswahl des Auswertemodelles keinen entscheidenden Einfluß auf die Transmissivität aus.

5.1.4.2. Reaktion in den Beobachtungsbrunnen

Eine Reaktion auf die Druckimpulse in den Erregerbrunnen ist in den Beobachtungsbrunnen zwar registrierbar, doch sind die empfangenen Signale mit einem hohen Anteil von Störeinflüssen behaftet. Für eine Auswertung ist deshalb in den meisten Fällen zunächst eine Glättung der Felddaten mittels kubischer Ausgleichssplines erforderlich. Nach der Normierung der geglätteten Wasserstandsänderungen auf die zugehörigen maximalen Druckimpulse aus den Erregerbrunnen (h_B/h_{0E}) kann mit Hilfe eines $(h_B/h_{0E})-\log(t)$ Graphen ein Vergleich mit bestehenden Modellansätzen durchgeführt werden. Anhand dieser Diagnose ist der Verlauf der Reaktion in den Beobachtungsbrunnen mit keinem der bekannten Modelle vollständig zu beschreiben. Die Anfangsäste weisen einen zu flachen, die Endäste der Daten einen zu steilen Verlauf auf. Der einzige Modellansatz, mit dem der Verlauf annähernd beschrieben werden kann, ist die Lösung nach GRADER & RAMEY (1988) für einen doppelt porösen Aquifer mit pseudostationärer Einspeisung der Matrix in die Klüfte unter Berücksichtigung der Brunnenspeicherung und eines Skins im Erregerbrunnen. Die Lösung dieses Modellansatzes im Laplace-Raum für den dimensionslosen Wasserstand in den Klüften kann wie folgt formuliert werden (GRADER & RAMEY 1988):

$$\bar{h}_{DK}(r_D) = \frac{K_o(r_D\beta)}{\frac{\beta K_{1}(\beta)}{C_{DG}} + p\{K_o(\beta) + s\beta K_{1}(\beta)\}}$$

mit

$$\beta = \sqrt{p f(p)}$$

und

$$f(p) = \frac{\omega(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}{(1 - \omega)p + \lambda C_{DG}}$$

dabei sind

ω	: Speicherverhältnis Gesamtsystem/Klüfte	[-]
λ	: Durchlässigkeitsverhältnis Matrix/Klüfte	[-]
h_D	: Laplace-Transformierte	[-]
p	: Laplace-Variable	[-]
C_{DG}	: dimensionslose Speicherkonstante	[-]
	bezogen auf das Gesamtsystem	[-]
s	: Skin-Faktor	[-]
K_0	: Mod. Besselfunktion 2. Art, Ordnung 0	[-]
K_1	: Mod. Besselfunktion 2. Art, Ordnung 1	[-]
r_D	: dimensionslose Entfernung	[-]

Bild 36 zeigt die mit diesem Modellansatz berechnete Reaktion in einem beliebigen Beobachtungsbrunnen für die Entfernungen 5 m, 7.5 m, 10 m, 20 m und 50 m vom Erregerbrunnen mit den Parametern $C_{De}^{25} = 10^3$, $\omega = 1 \cdot 10^{-3}$ und $\lambda = 1 \cdot 10^{-6}$. Zum Vergleich ist die Reaktion eines Beobachtungsbrunnens in einem homogenen System mit Berücksichtigung der Brunnen-speicherung und des Skins in Erreger- und Beobachtungsbrunnen nach dem Ansatz von NOVAKOVSKI (1989) für ein identisches C_D und gleiche Entfernungen mit dargestellt.

Für die Auswertung nach GRADER & RAMEY (1989) werden auf der Grundlage der exakten Lösung (s.o.) für die jeweiligen realen Abstände der Erreger- zu den entsprechenden Beobachtungsbrunnen ($r_D = r/r_E$) mit TKPLOT Typkurven mit den Parametern C_D , ω und λ erzeugt. Da ein Skin-Effekt sich nur minimal auf den Verlauf auswirkt (GRADER & RAMEY 1989, S. 337), und um die Anzahl der zu variierenden Parameter nicht weiter zu erhöhen, wird der Skin-Faktor dabei zu Null gesetzt. Trotz umfangreicher Parameterstudien kann eine Typkurvenanpassung nur dann durchgeführt werden, wenn entweder C_D klein (< 2500) oder r sehr groß (> 100 m) gewählt wird.

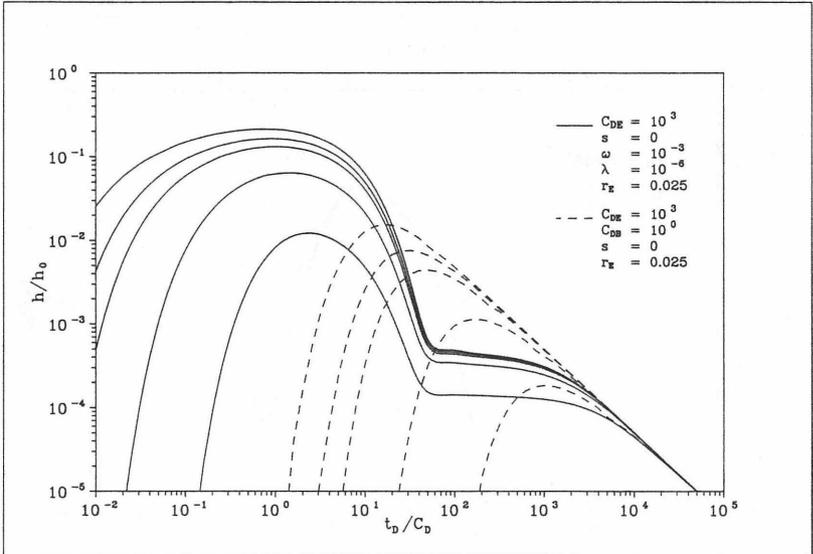


Bild 36: Typkurven für einen Beobachtungsbrunnen nach GRADER & RAMEY (1988) und NOVAKOWSKI (1989) für verschiedene Entfernungen vom Erregerbrunnen

Da aber r aufgrund der Gegebenheiten vor Ort als feste Größe anzusehen ist, bleibt neben ω und λ nur C_D als entscheidender Parameter. Die Variation von ω und λ wirkt sich nur geringfügig auf die generelle Form der Typkurven aus.

Für den Slug-Test in D kann für die Reaktion in Pegel H eine befriedigende Typkurvenanpassung mit $C_D = 450$, $\omega = 0,1$ und $\lambda = 1 \cdot 10^{-5}$ erzielt werden. Aus dem Zeitmatch mit $(t_D/C_D)_M = 1$ und $t_M = 9$ s folgt für die Transmissivität $T = 3,47 \cdot 10^{-5}$ m^2/s . Aus dem Verlauf der Daten in Pegel B ergibt sich $C_D = 450$, $\omega = 0,1$ und $\lambda = 1 \cdot 10^{-5}$. Die Transmissivität berechnet sich zu $T = 3,06 \cdot 10^{-5}$ m^2/s . Daraus folgt für den Speicherkoeffizienten in Pegel H $S_H \approx 1 \cdot 10^{-3}$ und in Pegel B $S_B \approx 1 \cdot 10^{-3}$. Bild 37 beinhaltet den Typkurvenmatch zu den Reaktionen in Pegel B und H, Bild 38 faßt die Ergebnisse der übrigen Tests zusammen.

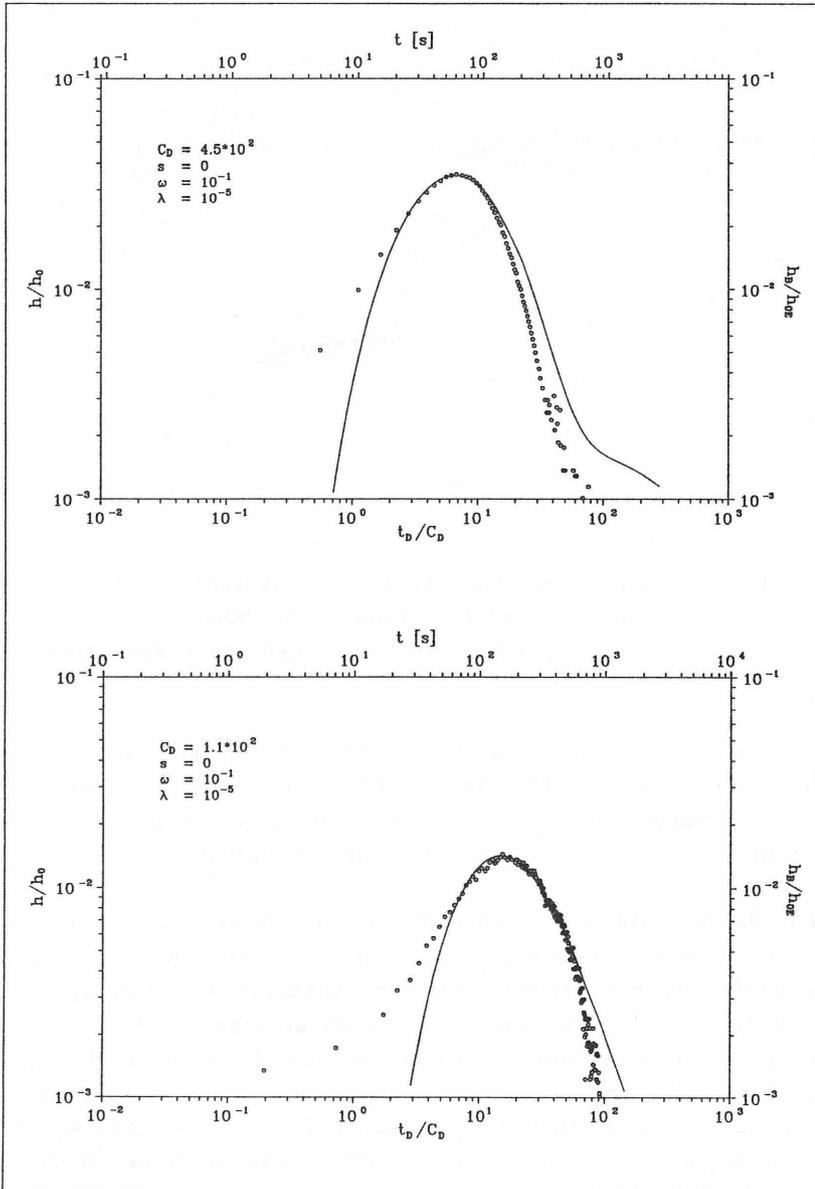


Bild 37: Typkurvenmatch zur Reaktion der Pegel H (oben) und B (unten) zum Slug-Test in D

Beobachtungsbrunnen	Erreger	T [m ² /s]	ω	λ
A	Q	$1,4 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-7}$
	D	$1,4 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$
D	Q	$6,9 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-2}$
	Q	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	A	$8,2 \cdot 10^{-5}$	-	-
	A	$1,2 \cdot 10^{-4}$	-	-
	G	$4,6 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-5}$
G	A	$6,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	D	$4,2 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	D	$6,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-5}$
B	D	$3,1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	E	$6,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	E	$4,6 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	H	$4,7 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
E	B	$1,6 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$
	B	$8,9 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	B	$1,6 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-3}$
	H	$6,3 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$
	H	$9,6 \cdot 10^{-5}$	-	-
H	D	$3,5 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$1 \cdot 10^{-5}$

Bild 38: Zusammenstellung aller Ergebnisse aus der Bewertung der Reaktion in den Beobachtungsbrunnen

Erwartungsgemäß ergeben sich die größten Abweichungen (Faktor 10) für die Transmissivität in einem Pegel dann, wenn der zugehörige Erregerbrunnen und damit die Richtung gewechselt wird. So beträgt die Transmissivität z.B. zwischen Q und A $1,4 \cdot 10^{-5}$ m²/s, zwischen D und A jedoch $1,4 \cdot 10^{-4}$ m²/s. Die Ergebnisse aus den Versuchswiederholungen streuen maximal um den Faktor 3,5.

5.1.5 Drillstem-Tests

Die Drillstem-Tests wurden mit der in Kap. 3.1 beschriebenen Meßeinrichtung für 2"-Pegel durchgeführt. Dabei wurde der Packer mit geöffnetem Testventil ca. 1 m oberhalb der Filterstrecke des jeweiligen Testbrunnens plaziert und mit Stickstoff gespannt. Nach dem Schließen des Ventils wurde die Wassersäule in der Vollrohrstrecke des Pegels durch Abpumpen bis knapp oberhalb des Packers abgesenkt, sowie anschließend die Pumpe entfernt.

Die Fließphase beginnt mit dem Öffnen des Ventils und wurde in der Regel so lange aufrecht erhalten, bis ca. 1/3 des erzeugten Druckimpulses durch den Zufluß ausgeglichen sind. Nach dem Schließen des Ventils folgt die Druckaufbauphase, die so lange aufrechterhalten wurde, bis das ursprüngliche Druckniveau wieder erreicht wurde. In jedem Brunnen sind mindestens zwei DST durchgeführt worden. Bild 39 zeigt als Beispiel den Verlauf der beiden Drillstem-Tests in Pegel G.

Bei allen Versuchen ergibt sich ein nahezu identischer Verlauf: mit dem Öffnen des Ventils fällt der Druck sofort um mehrere Meter ab und steigt infolge des Zuflusses aus der Filterstrecke rasch an. Die Fließphase wurde je nach Zuflußrate zwischen 60 und 120 Sekunden gewählt. Die Druckaufbauphase ist durch einen schnellen Druckausgleich gekennzeichnet, so daß nach wenigen Minuten das Ausgangsniveau wieder erreicht ist. Eine Interpretation des Druckaufbaues kann in gleicher Weise vorgenommen werden wie die Beurteilung eines Wiederanstieges bei einem Pumpversuch. Dazu wird die Zeit und der Druck mit dem Schließen des Ventils zu Null gesetzt und der Druck-Zeit-Verlauf in einem doppeltlogarithmischen Koordinatensystem aufgetragen. In Bild 40 und 41 sind jeweils die Drillstem-Tests Nr.1 aus den Pegeln G und A dargestellt. Die beiden Beispiele verdeutlichen den nur noch geringen Einfluß der Brunnenspeicherung auf den Testverlauf infolge der Verwendung eines Packers.

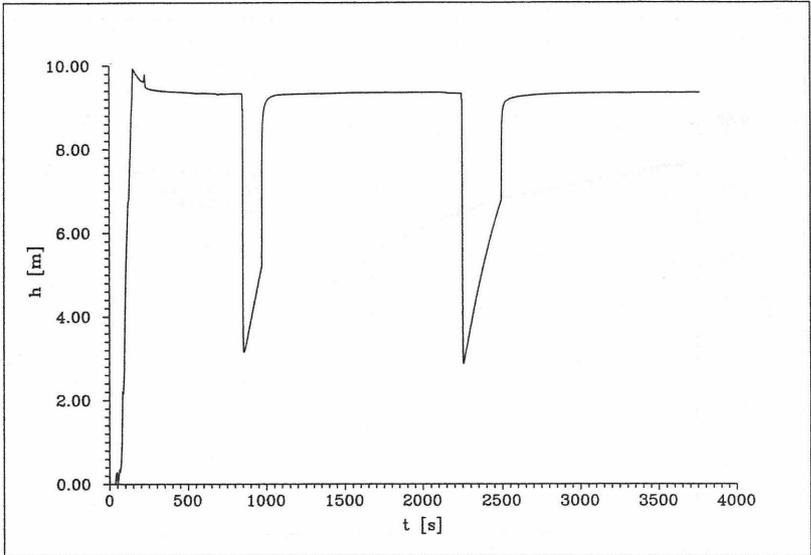


Bild 39: Gemessener Druckverlauf zu den Drillstem-Tests in Brunnen G

Die sonst für die Brunnenspeicherung in dieser Darstellung charakteristische Gerade mit der Steigung 1 fehlt fast vollständig. Die Brunnenspeicherung wird nicht mehr von der freien Wassersäule im Brunnen (Brunnenvolumen), sondern von der Kompressibilität des Gesamtsystems bestimmt (vgl. S. 9). Die exemplarisch dargestellten Druckaufbauphasen in den Bildern 40 und 41 zeigen weiterhin, daß bereits nach wenigen Sekunden eine radialsymmetrische Anströmung vorherrscht.

Die Bestimmung der Transmissivität erfolgt nach der Wiederanstiegsmethode (THEIS 1935, HORNER 1951). Die dazu benötigte Fließrate Q wird aus dem Anstieg der Wassersäule im Vollrohr des Pegels während der jeweils vorangegangenen Fließperiode berechnet. Dabei wird eine konstante Zuflußrate vorausgesetzt. Die Druckaufbauphasen (Wiederanstieg) aus den Pegeln G und A nach THEIS-HORNER sind in den Bildern 40 und 41 ebenfalls dargestellt.

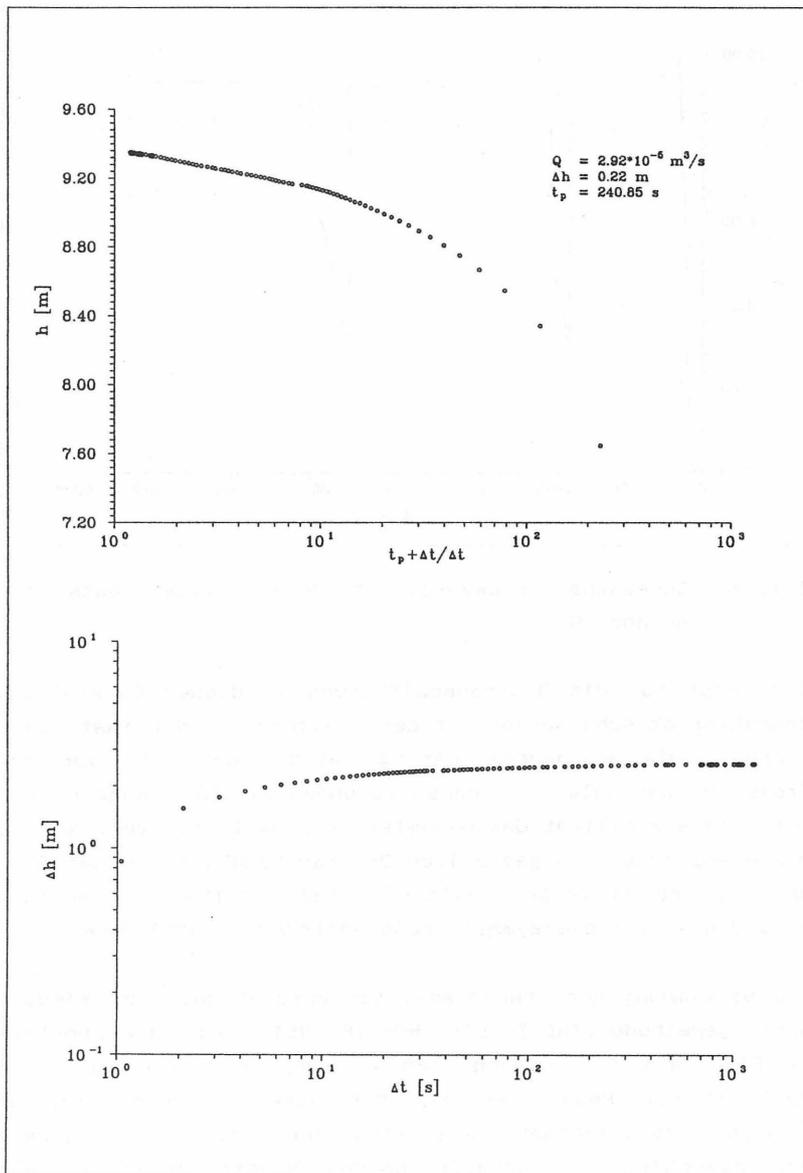


Bild 40: Druckaufbauphase zum DST Nr.1 in Pegel G. Theis-Horner-Plot (oben) und Log-Log-Plot (unten)

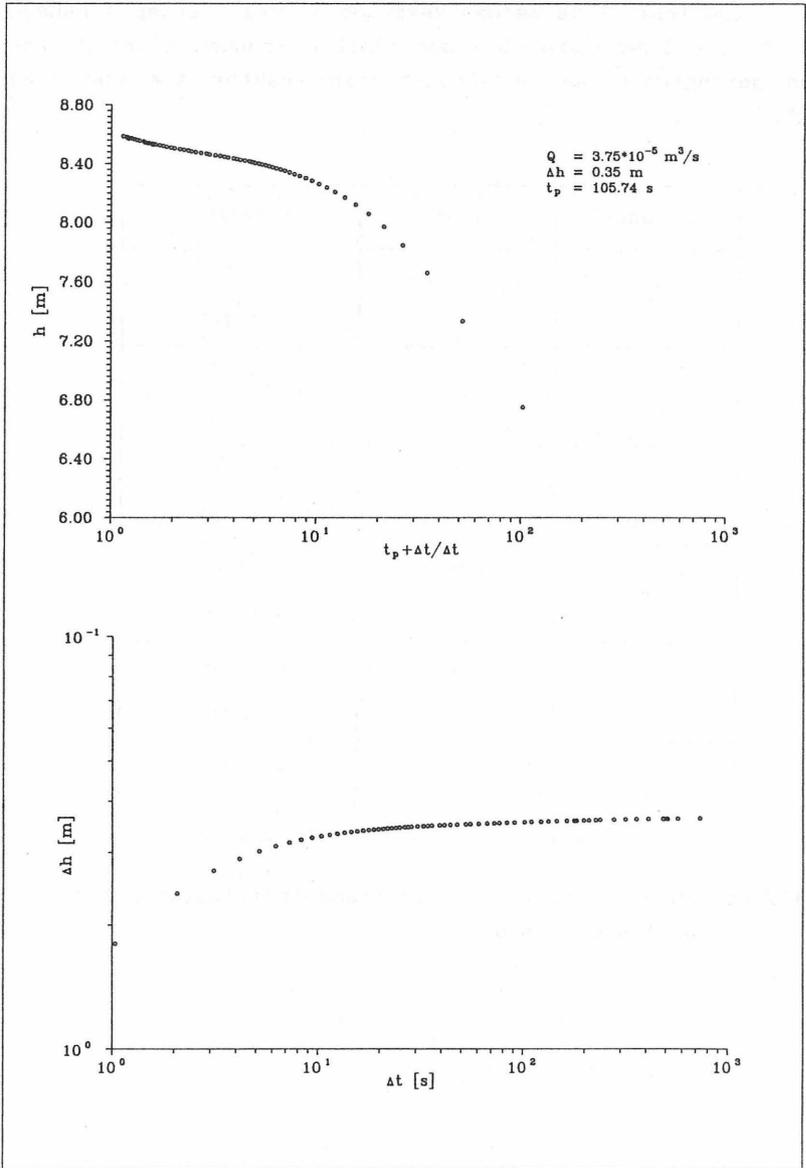


Bild 41: Druckaufbauphase zum DST Nr.1 in Pegel A. Theis-Horner-Plot (oben) und Log-Log-Plot (unten)

Bild 42 enthält alle berechneten Transmissivitäten aus den Drillstem-Tests. Die beiden Versuche je Pegel ergeben nahezu identische Ergebnisse. Bei den flachen Brunnen E und H treten geringfügig höhere Abweichungen (Faktor 1,4 und 1,8) auf.

Brunnen	Test	T [m^2/s]
A	1	$2,1 \cdot 10^{-5}$
	2	$2,0 \cdot 10^{-5}$
D	1	$1,2 \cdot 10^{-5}$
	2	$1,6 \cdot 10^{-5}$
G	1	$2,3 \cdot 10^{-5}$
	2	$2,6 \cdot 10^{-5}$
B	1	$2,2 \cdot 10^{-5}$
	2	$2,3 \cdot 10^{-5}$
E	1	$3,1 \cdot 10^{-5}$
	2	$5,7 \cdot 10^{-5}$
H	1	$5,3 \cdot 10^{-6}$
	2	$7,8 \cdot 10^{-6}$

Bild 42: Zusammenstellung aller Transmissivitäten aus den Drillstem-Tests

5.1.6 Vergleich der Ergebnisse

Stellt man die Ergebnisse der verschiedenen Testmethoden und Auswerteverfahren einander gegenüber (siehe Bild 43), so wird ersichtlich, daß in der Regel eine gute Übereinstimmung für die berechneten Transmissivitäten erzielt wurde. Bei den auftretenden Abweichungen kann keine eindeutige Systematik in dem Sinne, daß eine Testvariante stets höhere oder niedrigere Werte ergibt, abgeleitet werden. Es zeichnet sich jedoch die Tendenz ab, daß die Drillstem-Tests meist die geringsten Transmissivitäten ergeben.

Bei dieser Gegenüberstellung ist jedoch zu beachten, daß die unterschiedlichen Testverfahren verschiedene Gebirgsvolumen erfassen, so daß zwangsläufig unterschiedliche Aquiferbereiche miteinander verglichen werden.

Brunnen	DST	SLUG (MATEEN 1983)	Pumpversuch		Kurzzeitpumpversuch
			THEIS-HORNER	BOURDET und GRINGARTEN	THEIS-HORNER
Q	-	$8,3 \cdot 10^{-5}$ $8,7 \cdot 10^{-5}$	-	-	$7,4 \cdot 10^{-5}$ $7,1 \cdot 10^{-5}$ $5,3 \cdot 10^{-5}$
A	$2,1 \cdot 10^{-5}$ $2,0 \cdot 10^{-5}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$ $2,0 \cdot 10^{-5}$ $1,9 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	n.a.	$3,9 \cdot 10^{-5}$ $2,4 \cdot 10^{-5}$ $4,1 \cdot 10^{-5}$
D	$1,2 \cdot 10^{-5}$ $1,6 \cdot 10^{-5}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$ $1,6 \cdot 10^{-4}$ $1,7 \cdot 10^{-4}$	$3,1 \cdot 10^{-4}$	$3,2 \cdot 10^{-4}$	$3,1 \cdot 10^{-4}$ $2,7 \cdot 10^{-4}$
G	$2,3 \cdot 10^{-5}$ $2,6 \cdot 10^{-5}$	$1,3 \cdot 10^{-5}$ $1,3 \cdot 10^{-5}$ $1,9 \cdot 10^{-5}$	$7,5 \cdot 10^{-6}$	$7,8 \cdot 10^{-6}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$ $2,3 \cdot 10^{-5}$ $2,7 \cdot 10^{-5}$
B	$2,2 \cdot 10^{-5}$ $2,3 \cdot 10^{-5}$	$7,8 \cdot 10^{-5}$ $8,3 \cdot 10^{-5}$	$4,6 \cdot 10^{-4}$	$4,4 \cdot 10^{-4}$	$8,0 \cdot 10^{-5}$
E	$3,1 \cdot 10^{-5}$ $5,7 \cdot 10^{-5}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$ $1,5 \cdot 10^{-4}$ $1,6 \cdot 10^{-4}$	$6,1 \cdot 10^{-4}$	$5,9 \cdot 10^{-4}$	$4,3 \cdot 10^{-4}$
H	$5,3 \cdot 10^{-6}$ $7,8 \cdot 10^{-6}$	$2,1 \cdot 10^{-5}$ $1,9 \cdot 10^{-5}$	$2,3 \cdot 10^{-5}$	$2,2 \cdot 10^{-5}$	$2,8 \cdot 10^{-5}$ $3,5 \cdot 10^{-5}$ $1,2 \cdot 10^{-5}$

Bild 43: Zusammenstellung der Transmissivitäten zu den Versuchen in den Erregerbrunnen (Angaben in m^2/s)

In Bild 44 sind die Abweichungen der einzelnen Transmissivitäten vom gewichteten Mittelwert eines Brunnens getrennt nach Testvarianten dargestellt. Die Abweichungen sind dabei als Faktoren in logarithmischer Form aufgetragen.

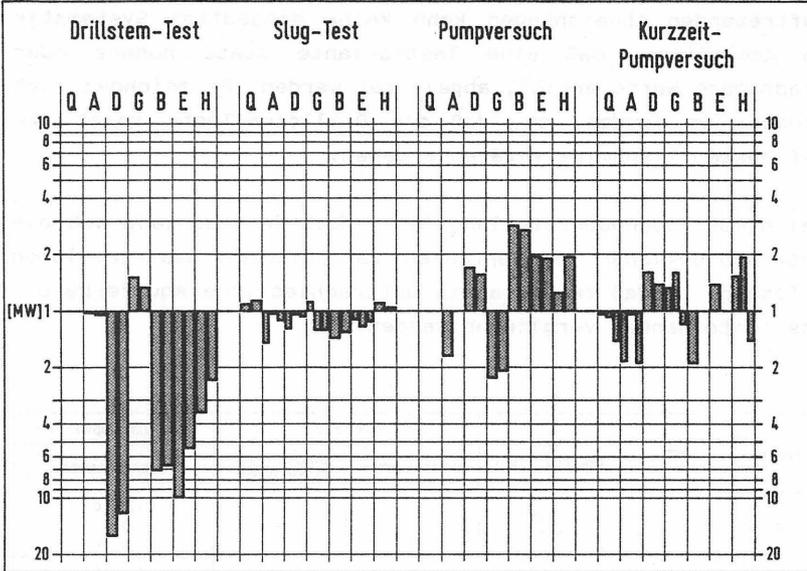


Bild 44: Abweichung der Transmissivitäten vom gewichteten Mittelwert

Bei den Tests in dem Brunnen Q konnten nur Slug- und Kurzzeitpumpversuche durchgeführt werden. Die Ergebnisse der beiden Testvarianten weisen eine gute Übereinstimmung auf. Bei Brunnen A liegen alle berechneten Transmissivitäten innerhalb enger Grenzen (Faktor 2). Die Ergebnisse zu den Versuchen in Brunnen D liegen mit Ausnahme der Drillstem-Tests ebenfalls in engen Grenzen. Die Transmissivitäten aus den Drillstem-Tests liegen hier um eine Größenordnung (Faktor 10) unter den übrigen Tests. Bei Brunnen G liefern die Pumpversuche die geringsten Transmissivitäten, während alle anderen Auswertungen gut übereinstimmende Ergebnisse erbrachten.

Die Werte zu den Brunnen B und E weisen eine höhere Streubreite auf: die Ergebnisse unterscheiden sich bis um den Faktor 20. Die geringsten Transmissivitäten wurden dabei mit den Drillstem-Tests, die höchsten mit den Pumpversuchen ermittelt. Die Werte aus den Tests in H zeigen bis auf die Ergebnisse der Drillstem-Tests eine gute Übereinstimmung. Auch hier liefern die DST's die geringsten Transmissivitäten. Bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse aus der Bewertung der Versuche in den Beobachtungsbrunnen verbleibt nur eine beschränkte Anzahl von direkt vergleichbaren Ergebnissen (siehe Bild 45).

Beobachtungsbrunnen	Erregerbrunnen	Pumpversuch		Kurzzeitpumpversuch	Slug-Test
		THEIS-HORNER	OGBE und BRIGHAM	PAPADOPULOS und COOPER	GRADER und RAMEY
Q	A	-	-	$2,3 \cdot 10^{-4}$	-
	D	$1,0 \cdot 10^{-4}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	-	-
	E	$2,8 \cdot 10^{-4}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	-	-
A	D	$1,4 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$
	G	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$9,7 \cdot 10^{-4}$	-	-
	Q	-	-	-	$1,4 \cdot 10^{-5}$
D	A	$4,0 \cdot 10^{-4}$	$2,7 \cdot 10^{-4}$	-	$8,2 \cdot 10^{-5}$ $1,2 \cdot 10^{-4}$
	G	$4,4 \cdot 10^{-4}$	$4,2 \cdot 10^{-4}$	$3,7 \cdot 10^{-5}$ $5,5 \cdot 10^{-4}$	$4,6 \cdot 10^{-5}$
	Q	-	-	$9,5 \cdot 10^{-4}$	$6,9 \cdot 10^{-6}$ $2,1 \cdot 10^{-5}$
G	A	$4,5 \cdot 10^{-4}$	$5,5 \cdot 10^{-4}$	$3,0 \cdot 10^{-5}$ $8,2 \cdot 10^{-5}$	$6,3 \cdot 10^{-5}$
	D	$3,7 \cdot 10^{-4}$	$2,3 \cdot 10^{-4}$	$8,1 \cdot 10^{-5}$	$4,2 \cdot 10^{-5}$ $6,3 \cdot 10^{-5}$
B	E	$9,0 \cdot 10^{-5}$	$5,3 \cdot 10^{-4}$	-	$6,3 \cdot 10^{-5}$ $4,6 \cdot 10^{-5}$
	H	$8,0 \cdot 10^{-4}$	$9,8 \cdot 10^{-4}$	$7,4 \cdot 10^{-5}$ $6,7 \cdot 10^{-4}$ $4,2 \cdot 10^{-4}$	$4,7 \cdot 10^{-5}$
E	B	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$3,7 \cdot 10^{-4}$	-	$1,6 \cdot 10^{-4}$ $8,9 \cdot 10^{-5}$ $1,6 \cdot 10^{-4}$
	H	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$5,7 \cdot 10^{-4}$	$5,7 \cdot 10^{-4}$ $6,6 \cdot 10^{-4}$	$6,3 \cdot 10^{-5}$ $9,6 \cdot 10^{-5}$

Bild 45: Zusammenstellung aller Transmissivitäten (m^2/s) aus der Bewertung der Beobachtungsbrunnen

Die Ursache ist darin begründet, daß die Reaktionen in den Beobachtungsbrunnen entweder zu schwach und dadurch von natürlichen Schwankungen überlagert waren oder mit keinem der bekannten Auswertemodelle zu bewerten sind.

Während die Ergebnisse der Pumpversuche und Kurzzeitpumpversuche mit Ausnahme des Brunnens G wenig voneinander abweichen, liegen die aus den Slug-Tests berechneten Transmissivitäten meist eine Größenordnung darunter.

Ein weitere Ursache für die Abweichungen zwischen den Pumpversuchen und den Slug- bzw. Drillstem-Tests kann die Freispülung von vorhandenen Klutfüllungen sein, denn bei den Pumpversuchen wurde beobachtet, wie anfänglich ein sehr hoher Schwebstoff- und Feinkornanteil in dem geförderten Grundwasser enthalten war. Klares Wasser wurde erst nach ca. einer Stunde Pumpzeit gefördert. Dies kann zu einer Erhöhung der Transmissivität führen (DAVIS & DE WIEST 1966). Darüber hinaus kann eine Zusickerung aus der Langen Bramke nicht ausgeschlossen werden. Da diese nicht berücksichtigt werden konnte, führt dies in der Auswertung zu einer zu hohen Transmissivität .

5.2 Deponiestandort in Tonsteinen der Unterkreide

5.2.1 Geologie des Standortes

Der Untergrund des Standortes wird von mehreren hundert Meter mächtigen Schichten der Unterkreide aufgebaut, die mit ca. 15° nach Südosten einfallen. Es handelt sich dabei vorwiegend um geologisch stark vorbelastete, d.h., überkonsolidierte, kalkhaltige, graue Ton- und Schluffsteine. Darin sind häufig Siderit-Konkretionslagen eingeschaltet. Stratigraphisch sind die Gesteine in das Hauterive bis Unter Alb einzuordnen (siehe Bild 46).

Die Schichten des Ober-Hauterive bestehen aus mittelgrauen Ton- und Tonmergelsteinen mit einigen dünnen Bänken, die einen erhöhten Kalkgehalt aufweisen.

Der untere Teil des Unter-Barrêmes ist lithologisch nahezu identisch mit dem Ober-Hauterive. Der obere Teil des Unter-Barrêmes weist als Besonderheit die sog. Blätterton-Fazies auf: neben einem geringfügig erhöhten Kalk- und Schluffanteil besitzt der Blätterton eine gut ausgeprägte Feinschichtung und eine gute Spaltbarkeit parallel zur Schichtung. Das Mittel-Barrême besteht überwiegend aus Ton- und Tonmergelsteinen, in die zahlreiche Blättertonlagen (10 -50 cm) eingeschaltet sind. Die darüber folgenden Tonsteine des Oberen Mittel-Barrêmes und des Oberen Barrêmes sind durch karbonatische Konkretionslagen gekennzeichnet. Die Ablagerungen des Unter-Apts bestehen aus grauen Tonsteinen, Tonmergelsteinen und Mergelsteinen. Darüber lagert ein ca. 2 m mächtiger, dunkelgrauer bis bräunlicher Mergelhorizont (Fischschiefer). Es folgen die bunten Hedbergellen-Mergel, die den Übergang zum Ober-Apt beinhalten. Das Ober-Apt ist mehrheitlich aus dunkelgrauen, kalkarmen, montmorillonitreichen Tonsteinen aufgebaut.

Das folgende Unter-Alb setzt sich aus grauen, meist kalkfreien Schluff- bis Tonsteinen zusammen.

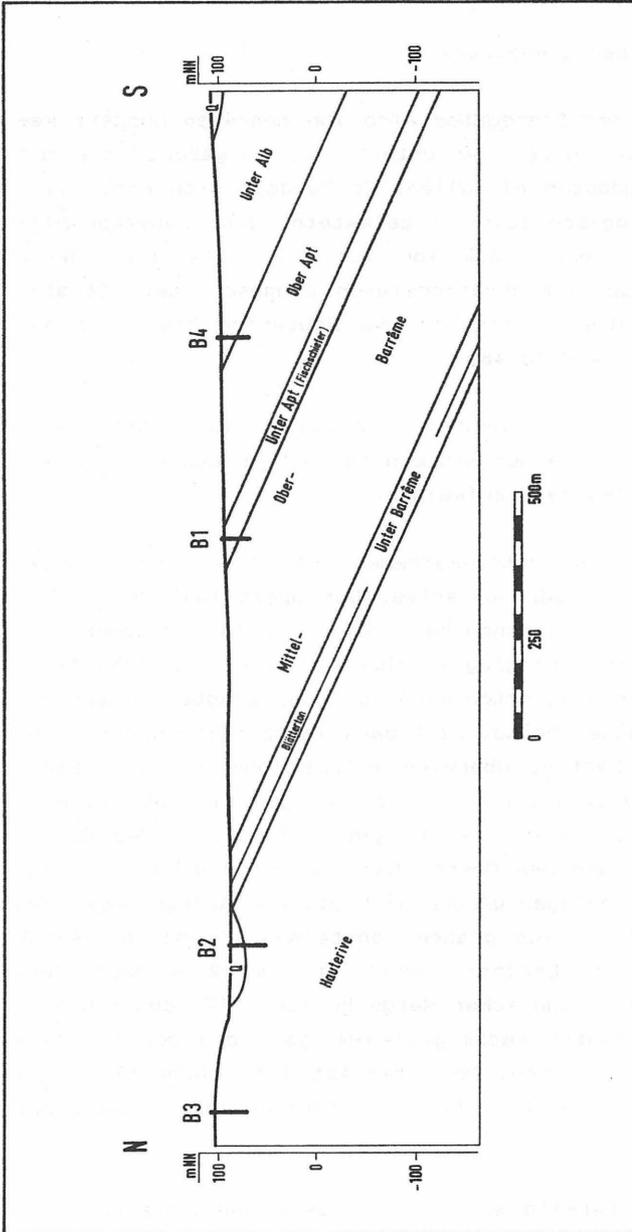


Bild 46: Geologisches Übersichtsprofil mit projizierter Lage der Versuchsbohrungen

5.2.2 Versuchsdurchführung

Im Rahmen einer erweiterten Standorterkundung im Umfeld der bestehenden Deponie konnten mit der in Kap. 3.2 beschriebenen Doppelpackergarnitur in drei Bohrlöchern Tests durchgeführt werden. Zwei weitere Tests wurden von dritter Seite zur Verfügung gestellt. Nach dem Ausbau der Bohrungen sind darin oder in direkter Nachbarschaft errichteten 2"-Pegeln erneut hydraulische Tests mit der in Kap. 3.1 beschriebenen 2"-Apparatur ausgeführt worden.

5.2.3. Slug- und Drillstem-Tests

In der Bohrung B1 sind aufgrund der lithologischen Ausbildung zwei Zonen mit potentiell hoher Durchlässigkeit zu erwarten (Blättertong). Diese beiden Bohrlochabschnitte wurden deshalb auf ihr hydraulisches Leitvermögen untersucht. Ein Test wurde im Bereich von 27 - 30 m u. Gel., ein weiterer im Intervall zwischen 18 m und 21 m ausgeführt. Beide Tests sind als Slug-Tests von dritter Seite durchgeführt worden. Wenige Meter neben der Bohrung B1 wurden die Pegel P1 und P1-2 errichtet, die entsprechend den Testintervallen in B1 verfiltert sind. Darin sind sowohl Slug- als auch Drillstem-Tests vorgenommen worden. Das zugehörige Bohrprofil und der Brunnenausbauplan befinden sich in der Anlage. Die Felddaten zu den Tests im offenen Bohrloch sind in Bild 47 dargestellt. Auffallend in dieser Darstellung ist der extrem steile und geradlinige mittlere Ast des Slug-Tests im Testintervall von 18 - 21 m. Infolgedessen kann dieser Test mit keinem der bestehenden Modelle ausgewertet werden. Dieser atypische Verlauf für einen Slug-Test mit freiem Anstieg der Wassersäule ist vermutlich auf eine Umläufigkeit des Packers zurückzuführen, d.h. der gemessene Zufluß entstammt nicht nur dem Testintervall, sondern auch der über dem Packer stehenden Wassersäule. Möglicherweise kann dieser Verlauf auch durch eine Undichtigkeit der Verbindungsmuffen der verwendeten Steigrohre verursacht sein.

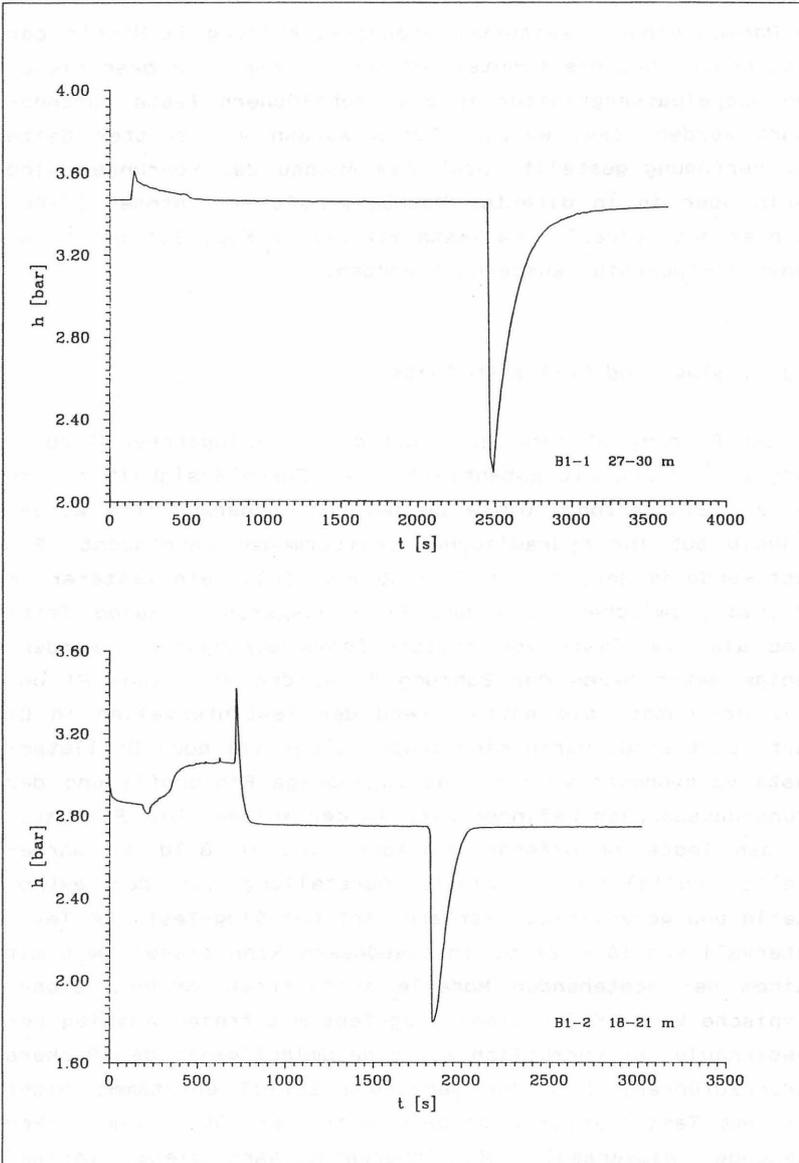


Bild 47: Felddaten zu den Slug-Tests in der Bohrung B1

Der Test im Intervall von 27 - 30 m kann aufgrund der geologischen Verhältnisse und des Datenverlaufes nur mit dem doppelt porösen Modell nach MATEEN (1983) bzw. GRADER & RAMEY (1988) bewertet werden. Aus den Koordinaten des Match-Punktes $(t)_M = 800$ s und $(t_D/C_D)_M = 20$ folgt für die Transmissivität $T = 7.8 \cdot 10^{-6}$ m²/s. Da bei diesem Test in der Anfangsphase mit einer Meßrate von 10 s gearbeitet wurde und damit nur wenige Daten für den Anfangsast vorliegen, können die Parameter ω und λ nur abgeschätzt werden. Aus dem Typkurvenparameter $C_{De}^{2S_K} = 10^4$ und $C_{De}^{2S_{K+M}} \leq 50$ folgt für $\omega \leq 5 \cdot 10^{-3}$. Aus dem Parameter für die Übergangskurve mit $\lambda e^{-2S} = 10^{-3}$ errechnet sich $\lambda = 10^{-5}$. Eine Überprüfung des Typkurven-Matches erfolgt mit Hilfe des Programmes TKPLOT, wobei die Ergebnisse aus dem Typkurven-Match in die exakte Lösung eingegeben wurden. Bild 48 zeigt den Verlauf der gemessenen und berechneten Wasserstandsänderungen.

Für die Slug-Tests in den 2"-Pegeln, die mit dem selben Modellansatz ausgewertet wurden, ergeben sich Transmissivitäten von $T = 6,9 \cdot 10^{-6}$ m²/s für den Pegel P1 (27 - 30 m) und $T = 3,1 \cdot 10^{-5}$ m²/s für den Pegel P1-2, der von 18 - 21 m verfiltert ist. Die gemessenen Daten - in normierter Form - und der berechnete Verlauf sind für den Pegel P1 in Bild 49 dargestellt. Die zusätzlich in den beiden Pegeln ausgeführten Drillstem-Tests ergeben nach der Horner-Methode für die Transmissivität Werte von $T = 2,5 \cdot 10^{-6}$ m²/s für P1 und $T = 2,2 \cdot 10^{-5}$ m²/s für P1-2 (vgl. Bild 50).

Vergleicht man die so ermittelten Transmissivitäten, so kann eine befriedigende Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt werden. Die Abweichung zwischen dem Slug-Test im offenen Bohrloch B1 und dem Pegel P1 ist auf die Tatsache zurückzuführen, daß in zwei unterschiedlichen Bohrungen gemessen wurde, d.h. es wurden verschiedene Gebirgsbereiche getestet. Die beiden DST's in den 2"-Pegeln ergeben jeweils geringere Transmissivitäten als die darin ausgeführten Slug-Tests.

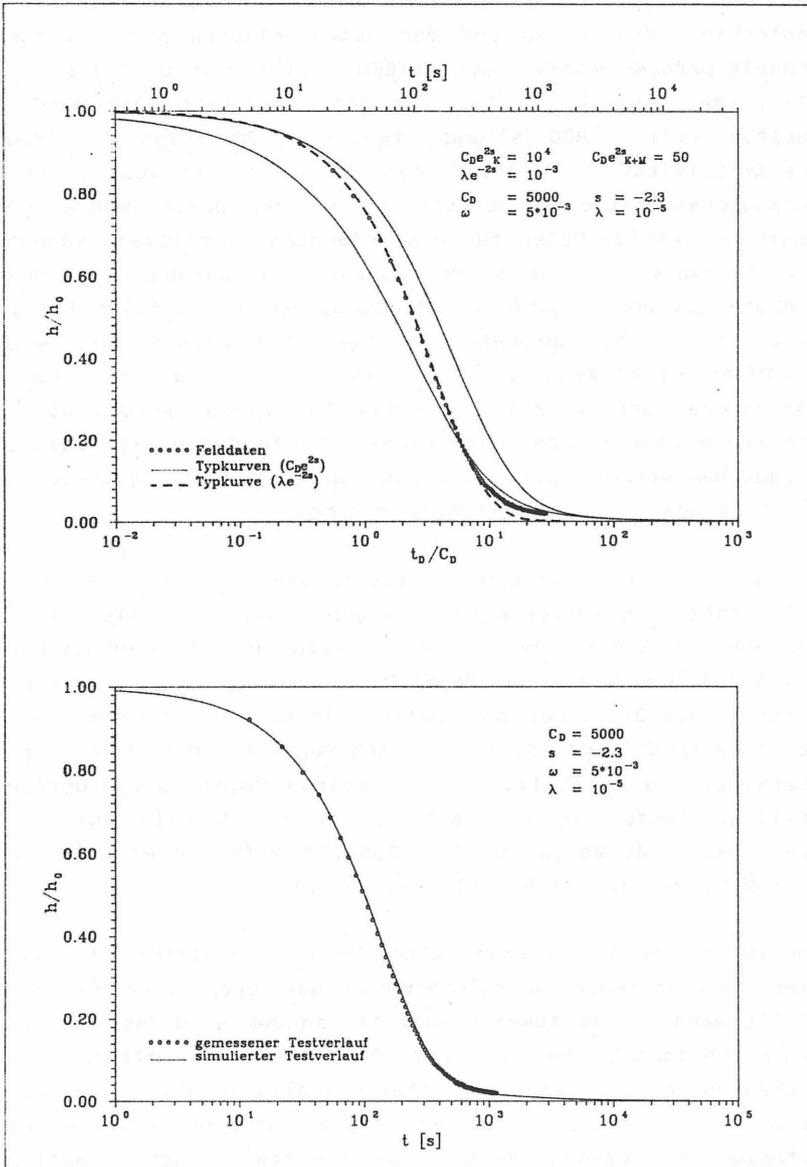


Bild 48: Typkurvenmatch (oben) und berechneter Verlauf zum Slug-Test in der Bohrung B1 (27-30 m)

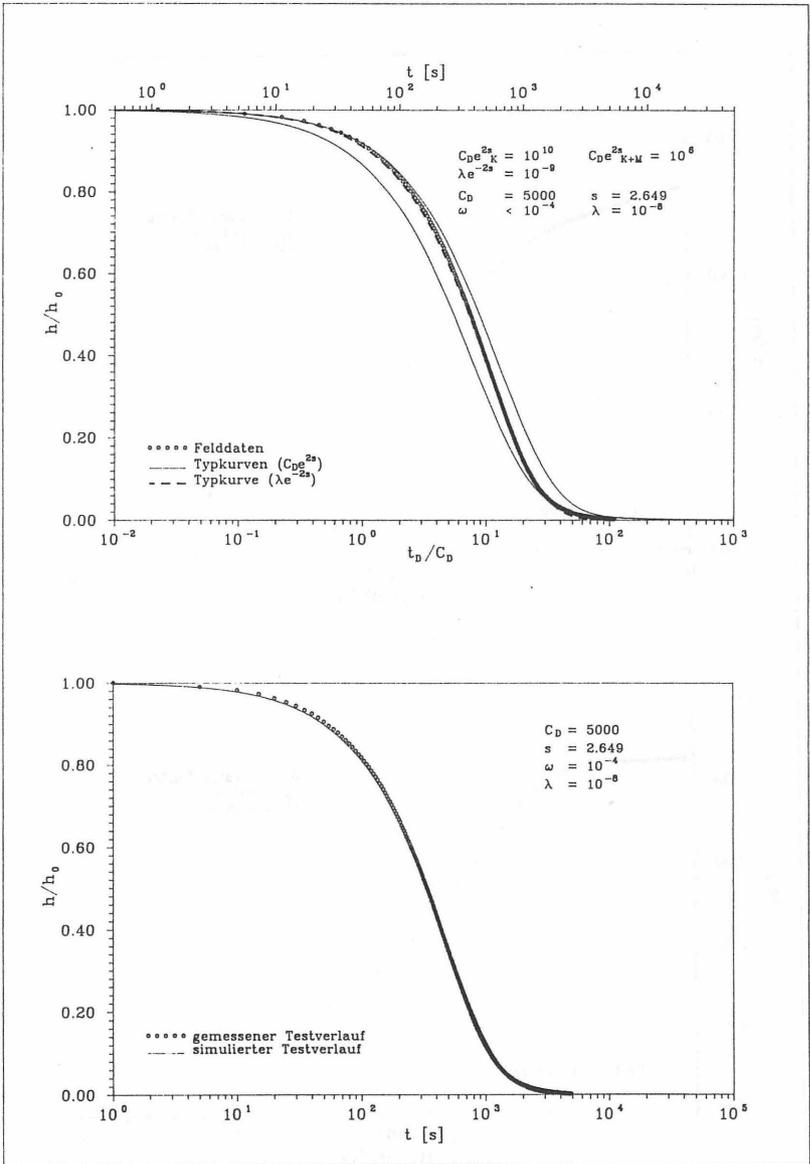


Bild 49: Typkurvenmatch (oben) und berechneter Verlauf zum Slug-Test in Pegel P1 (27 - 30 m)

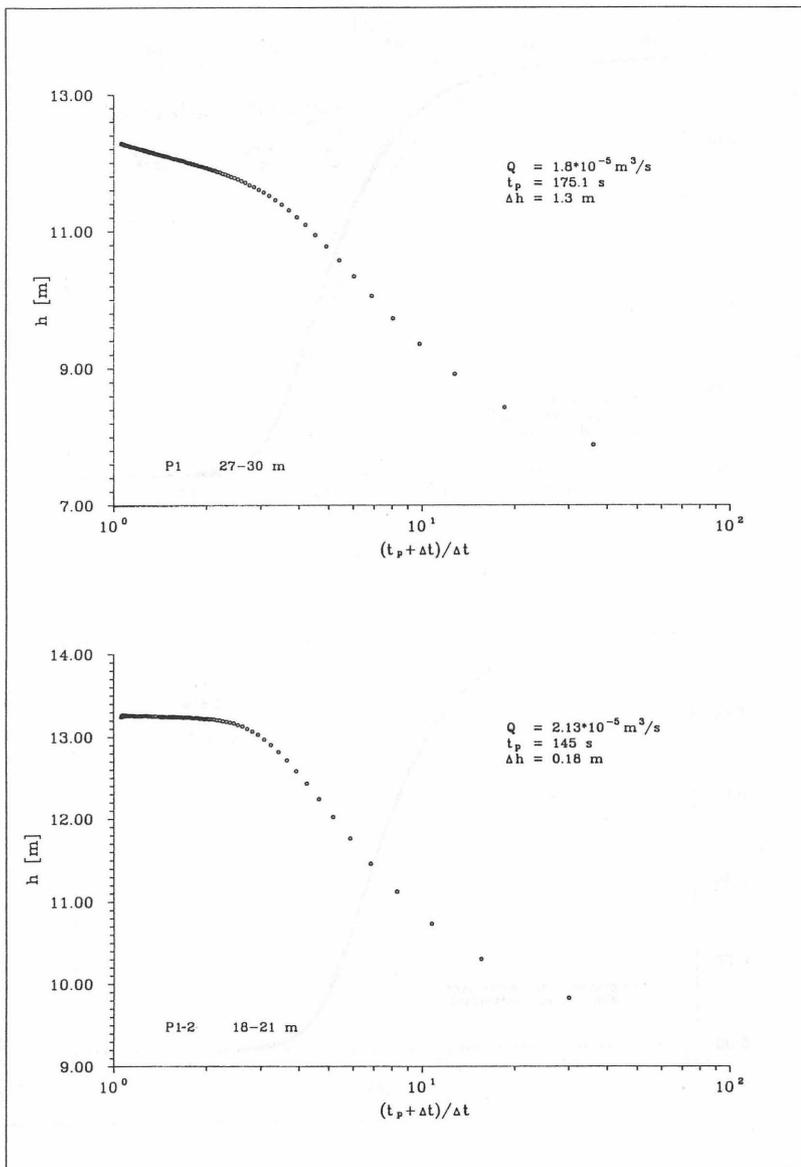


Bild 50: Horner-Plots zu den DST's in den Pegeln P1 und P1-2

Weitere Vergleiche sind in den Bohrungen B2, B3 und B4 durchgeführt worden. Die zugehörigen Bohrprofile und Pegel- ausbaupläne befinden sich in der Anlage.

Hier sind zunächst im Verlaufe des Bohrfortschrittes Drill- stem-Tests ausgeführt worden. Nach dem Ausbau der Bohrungen zu 2"-Pegeln sind darin ebenfalls DST's durchgeführt worden. Aufgrund des von dritter Seite festgelegten Untersu- chungsprogrammes stimmen jedoch die Längen der Teststrecken im offenen Bohrloch und die Längen der Filterstrecken in den Pegeln nicht immer überein.

Der Testverlauf des DST's in B2 (22,5 - 30 m) sowie des ent- sprechenden DST's im darin erstellten 2"-Pegel (Filterstrek- ke 27 - 30 m) ist in Bild 51 dargestellt.

Vergleicht man den Datenverlauf der beiden Tests, so kann ein deutlicher Unterschied zwischen den beiden Fließphasen festgestellt werden. Für den Test im offenen Bohrloch ergibt sich eine Zuflußrate von $Q = 3,8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$, für den ausgebauten 2"-Pegel jedoch von $Q = 5,0 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$. Dabei wird die Ra- te aus dem Anstieg der Wassersäule im Steigrohr und der Dau- er der Fließphase berechnet. Wertet man die beiden Tests nach der Theis-Horner-Methode aus, so führt dies zu stark voneinander abweichenden Ergebnissen. Die zu B2 gehörige Horner-Darstellung ist Bild 52 zu entnehmen.

Für das Testintervall von 22.5 - 30 m im offenen Bohrloch resultiert danach eine Transmissivität von $T = 1,7 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$, für den ausgebauten Pegel jedoch ein Wert von $T = 9,5 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$. Dieser große Unterschied in der Zuflußrate und damit auch in der Transmissivität kann durch folgenden Sach- verhalt erklärt werden: da bei der Messung im 2"-Pegel die Vollrohrstrecke des Pegels als Steigrohr benutzt wird, kann der erhöhte Zufluß nur von einer Undichtigkeit der Vollrohr- strecken verursacht sein. Mehrfache Versuche in diesem Pegel ergaben, daß bei geschlossenem Testventil Wasser oberhalb des Packers zutrat, also nicht aus der Filterstrecke stammt.

Damit wird bei diesem Test eine zu hohe Durchlässigkeit vorgetäuscht, so daß das Ergebnis verworfen werden muß. Auf der anderen Seite ist die geringe Zuflußrate für den Test im Bohrloch mit einem großen Unsicherheitsfaktor behaftet, denn der Anstieg der Wassersäule im Steigrohr während der Fließperiode von $t_p = 5206$ s betrug lediglich 0,1 m. Bei einem Steigrohrdurchmesser von 0,05 m entspricht dies ca. 0,196 l. Diese geringe Menge könnte auch durch eine Undichtigkeit im Steigrohrsystem oder durch nachlaufendes Haftwasser von den Rohrwänden zustande gekommen sein. Aufgrund des minimalen Anstiegs während der Fließphase wird aus dem Druckaufbau bei diesem Versuch nach dem Prinzip von BREDEHOEFT & PAPADOPULOS (1980), NEUZIL (1982) und MOENCH & HSIEH (1985) die Transmissivität unter Verwendung des Modellansatzes von MATEEN (1983) bzw. GRADER & RAMEY (1986) zur Überprüfung abgeschätzt. Da im vorliegenden Fall nicht der freie Anstieg der Wassersäule im Bohrloch bzw. Steigrohr, sondern der Druckanstieg in einem durch Packer eingeschlossenen Bohrlochintervall gemessen wurde, beruht der Druckanstieg auf Kompressionseffekten. Deshalb gilt für die Brunnenspeicherung (vgl. S.9):

$$C = \pi r_B^2 L \gamma_W C_{sys}$$

mit

- | | | |
|------------------|---|---------------------|
| C | : Brunnenspeicherung | [m ²] |
| r _B | : Bohrlochradius | [m] |
| L | : Länge des Testintervalles | [m] |
| γ _W | : Spez. Gewicht d. Bohrloch-
flüssigkeit ≈ 9.8·10 ³ | [N/m ³] |
| C _{sys} | : Kompressibilität des Gesamtsystems
Gestein, Wasser, Packer | [m ² /N] |

Da die Gesamtkompressibilität des Systems nicht bekannt ist, kann diese nur indirekt ermittelt werden. Dabei wird angenommen, daß das Packersystem inkompressibel ist und die Kompressibilität des eingeschlossenen Wasservolumens im Testintervall mit $4,8 \cdot 10^{-10}$ m²/N vernachlässigbar gering ist.

Die Kompressibilität des anstehenden Gesteins kann nach den Ergebnissen von Pressiometerversuchen (KAHL et al. 1987) in einer separaten Bohrung am selben Standort aus den Steifemoduli abgeleitet werden.

Für Tiefen von 20-28 m u. Gel. liegen die Steifemoduli zwischen 54 MN/m^2 und 130 MN/m^2 . Entsprechend den Beziehungen (HOUSTON & KASIM 1982):

$$E = \frac{1 - \nu - 2\nu^2}{1 - \nu} E_s$$

und

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)}$$

mit

E	: Elastizitätsmodul	[N/m ²]
E _s	: Steifemodul	[N/m ²]
ν	: Querdehnungszahl	[-]
K	: Kompressionsmodul	[N/m ²]

sowie der Annahme von $\nu = 0.33$ für den überkonsolidierten Tonstein des Standortes und mit $C_{sys} = 1/K$ folgen daraus für die Kompressibilität Werte zwischen $C_{sys 1} \approx 2,8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{N}$ und $C_{sys 2} \approx 1,0 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{N}$. Damit liegt die Speicherkonstante (Brunnenspeicherung) zwischen $C_1 \approx 3,6 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$ und $C_2 \approx 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$.

Aus dem Vergleich der gemessenen Daten mit den Typkurven für ein doppelt poröses Modell und entsprechend der Definition der Zeitachsen resultiert für die Transmissivitäten aus den Koordinaten des Match-Punktes $(t_D/C_D)_M=1$ und $t_M = 8000 \text{ s}$ folgende Abschätzung:

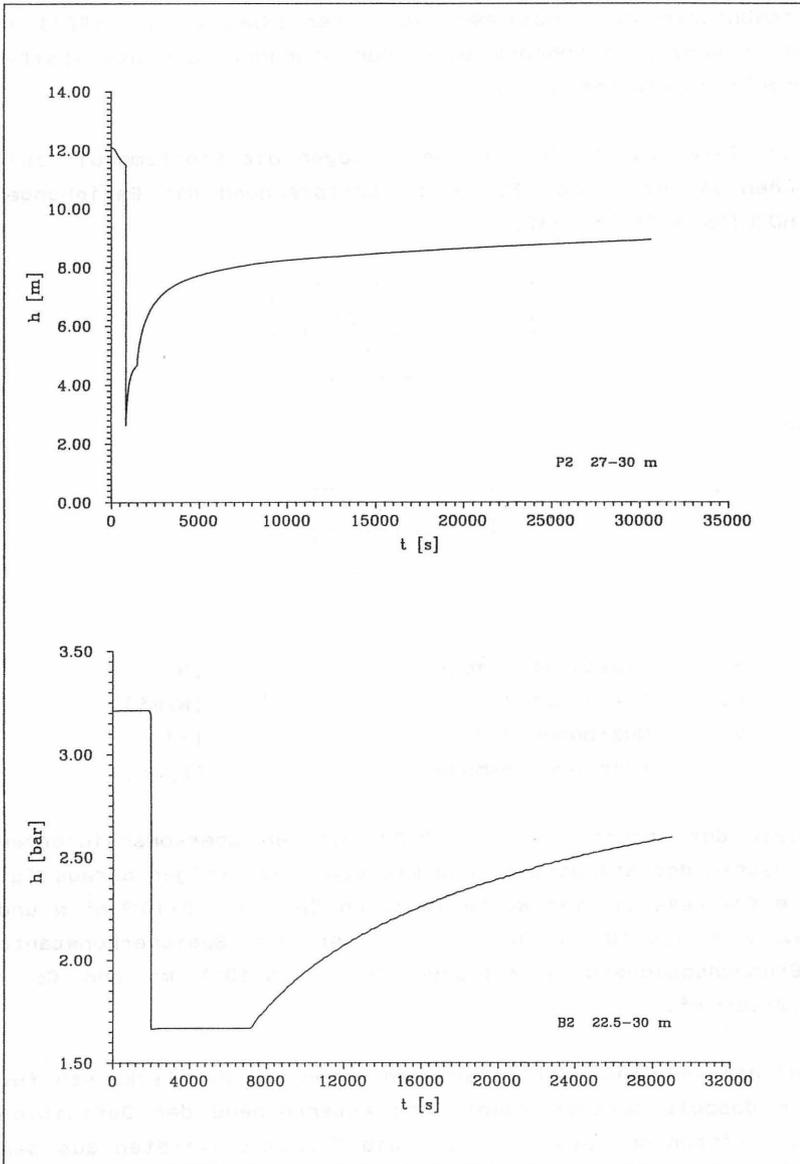


Bild 51: Verlauf der Drillstem-Tests in P 2 (oben) und B 2 (unten)

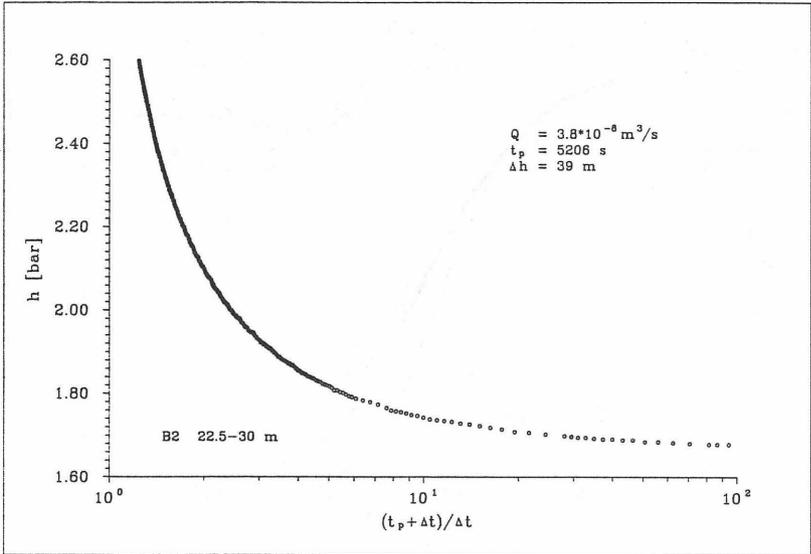


Bild 52: Theis-Horner-Graph zum DST in B 2

$$T_1 = \frac{(t_D/C_D)_M C_1}{2 t_M \pi} = \frac{1.3.6 \cdot 10^{-5}}{2 \cdot 6000 \cdot \pi} = 7,2 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$$

und

$$T_2 = \frac{(t_D/C_D)_M C_2}{2 t_M \pi} = \frac{1.1.2 \cdot 10^{-5}}{2 \cdot 6000 \cdot \pi} = 2,6 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$$

Obwohl damit nur ein Bereich für die Transmissivität angegeben werden kann, stimmt die Abschätzung in ihrer Größenordnung mit dem Wert aus dem Horner-Verfahren überein. Bild 53 beinhaltet den Typkurvenmatch für den Druckaufbau mit dem doppelt porösen Modell (MATEEN 1983) und die daraus abgeleiteten Parameter sowie die Verifikation des Matches mit Hilfe der exakten Lösung.

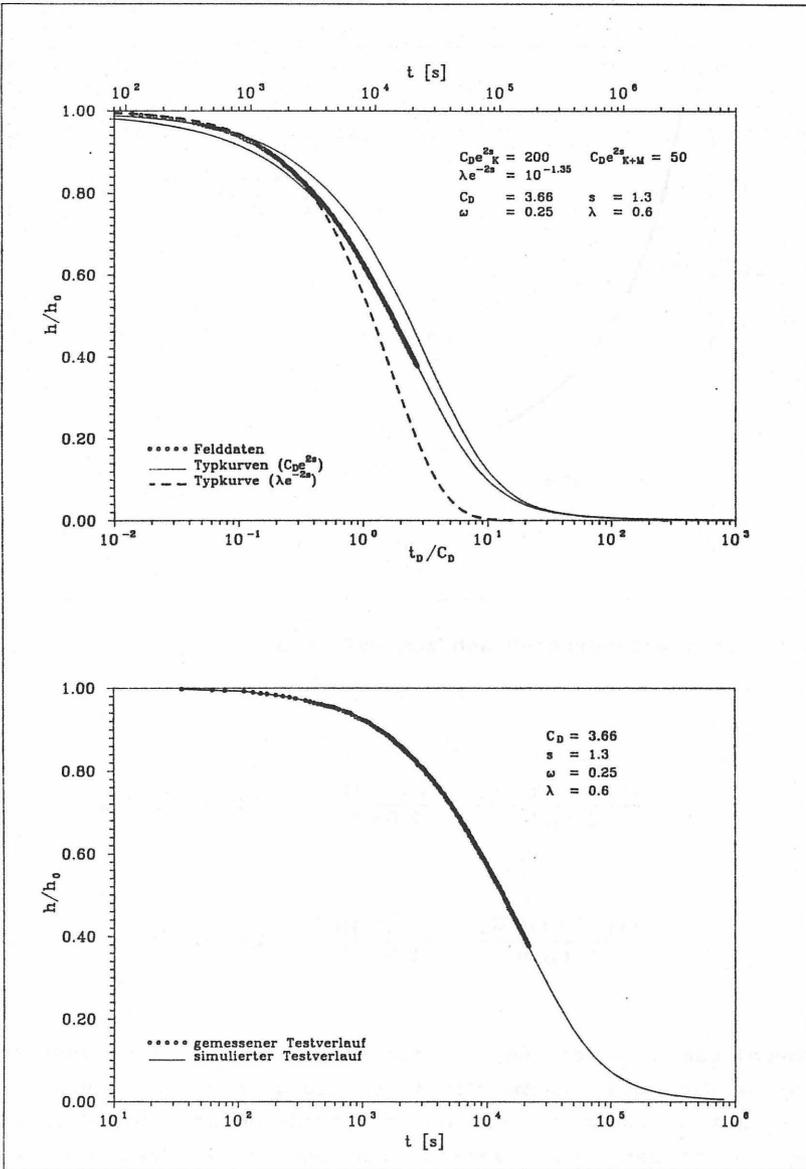


Bild 53: Typkurvenmatch (oben) und berechneter Verlauf zum DST in B 2

Der Drillstem-Test in Bohrung B3 wurde im Intervall von 24-30 m u. Gel. mit einem Einfachpacker durchgeführt. Der in B3 errichtete Pegel P3 ist von 27-30 m verfiltert (siehe Anlage). Darin ist ebenfalls ein DST durchgeführt worden. Bei beiden Tests, die im zeitlichen Abstand von 6 Monaten durchgeführt wurden, zeigt sich ca. 1500 s nach Beginn des Druckaufbaues zunächst eine starke Druckzunahme und anschließend eine Abnahme, wobei dieses Phänomen im ausgebauten Pegel deutlicher ausgeprägt ist (vgl. Bild 54). Da mit zwei unterschiedlichen Meßeinrichtungen gearbeitet wurde, dürfte ein Versagen bei der Meßwerterfassung ausgeschlossen sein. Vielmehr ist anzunehmen, daß diese Anomalien auf natürliche Vorgänge zurückzuführen sind. Ein solcher Verlauf (humping) kann auftreten, wenn sich z.B. eine Gasphase ausbildet (MATTHEWS & RUSSELL 1967, S. 27-29). Dafür spricht auch die Beobachtung einer starken Blasenbildung bis hin zum Aufschäumen beim Einbau der Testgarnitur in den Pegel.

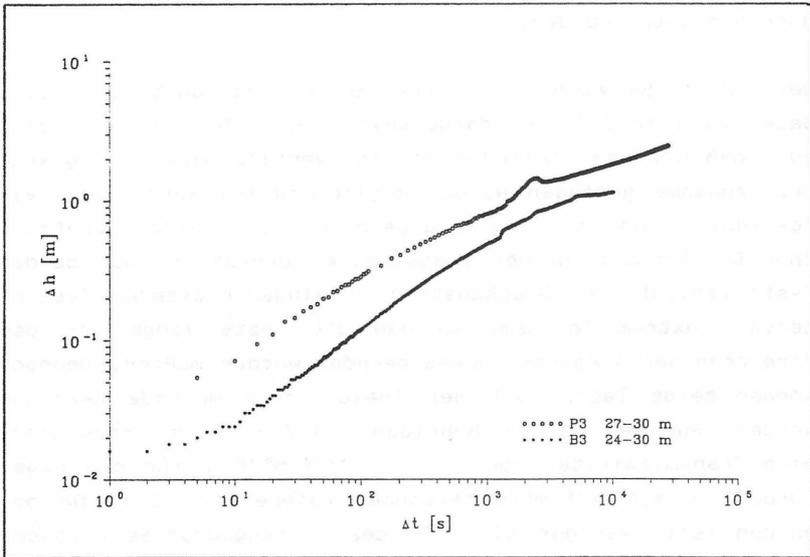


Bild 54: Log-Log Darstellung des Druckaufbaues zu den DST's in der Bohrung B3 und im Pegel P3

Ignoriert man die jeweils gestörten Kurvenabschnitte, so lassen sich die beiden DST,s nach dem Theis-Horner-Verfahren auswerten. Für den Test im Bohrloch ergibt sich danach eine Transmissivität von $T = 1,4 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$, für den Test im Pegel P3 resultiert $T = 5,8 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ (vgl. Bild 55). Für den Druckaufbau des DST's in B3 kann unter Vernachlässigung der vorangegangenen Fließphase das Ergebnis mit einer Typkurvenauswertung überprüft werden. Für die Kompressibilität gelten dabei die gleichen Annahmen und Voraussetzungen wie bei dem Test in B2. Dies führt auf eine Transmissivität zwischen $T = 3,7 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ und $T = 1,3 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$, womit auch hier eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse erzielt werden kann. Bild 56 zeigt den zugehörigen Typkurvenmatch und dessen Verifikation mit Hilfe der exakten Lösung für ein doppelt poröses Modell nach MATEEN (1983).

Entsprechende Tests wurden in B4 und P4 durchgeführt. Allerdings ist in diesem Fall der 2"-Pegel nicht in der Bohrung selbst, sondern in einer gesonderten Bohrung in 5 m Entfernung errichtet worden.

Der Test in B4 wurde von dritter Seite ausgeführt. Die Felddaten sind in Bild 57 dargestellt. Beim Test in B4 fällt auf, daß mit dem Schließen des Testventils eine sprunghafte Druckzunahme gemessen wurde. Möglicherweise wurde hier ein Testventil verwendet, welches beim Schließen einen zusätzlichen Druckimpuls in der Teststrecke verursacht. Bei beiden Tests verläuft der Druckanstieg im eingeschlossenen Testintervall extrem langsam, so daß die Tests lange vor dem Erreichen des Ausgangsdruckes beendet werden mußten. Dennoch können beide Tests nach der Theis-Horner Methode bewertet werden. Für den DST im Bohrloch (21,7 - 30 m) resultiert eine Transmissivität von $T = 1,3 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$, für den Pegel wurde $T = 4,8 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ berechnet (siehe Bild 58). Da bei beiden Tests weniger als 30% des Ausgangsdruckes erreicht wurden, kann in diesen Fällen keine Überprüfung der Ergebnisse mittels Typkurvenverfahren durchgeführt werden.

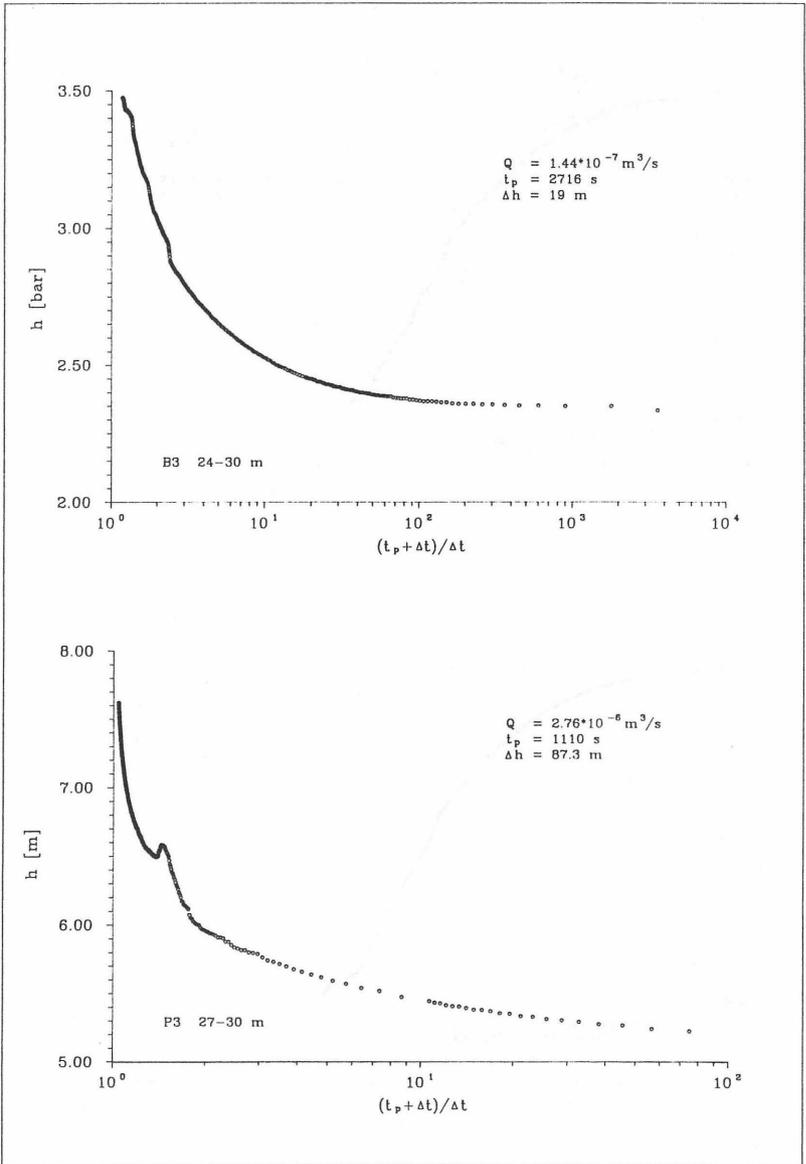


Bild 55: Theis-Horner-Plots zu den Druckaufbauphasen in B3 (oben) und in P3 (unten)

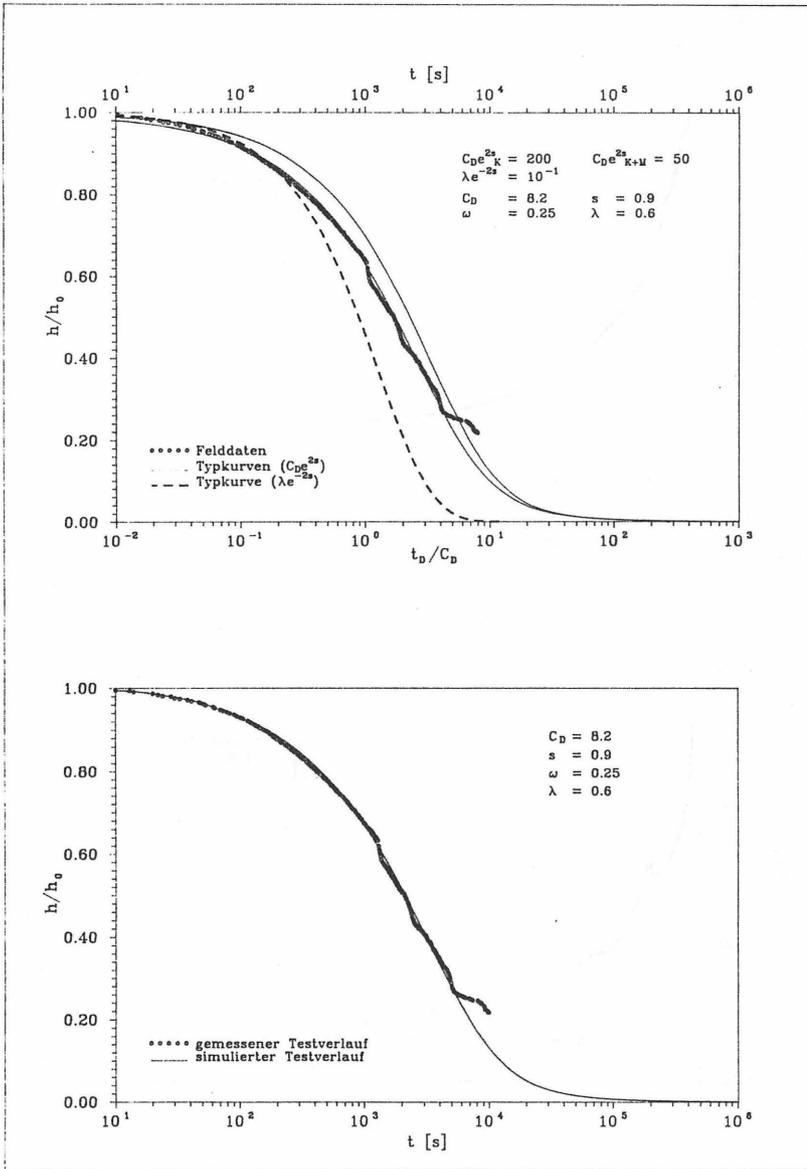


Bild 56: Typkurvenmatch (oben) und Verifikation der Parameter (unten) zum Druckaufbau des DST's in B3

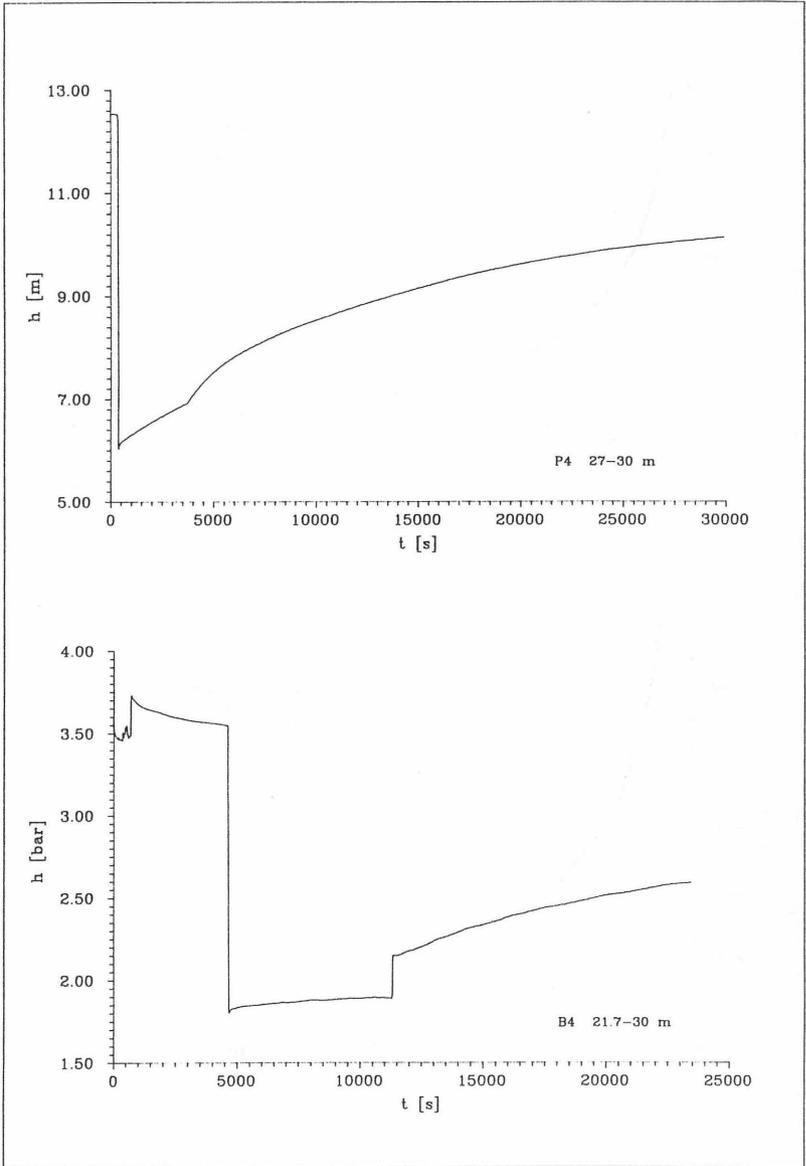


Bild 57: Testverlauf zu den DST's in P4 und B4

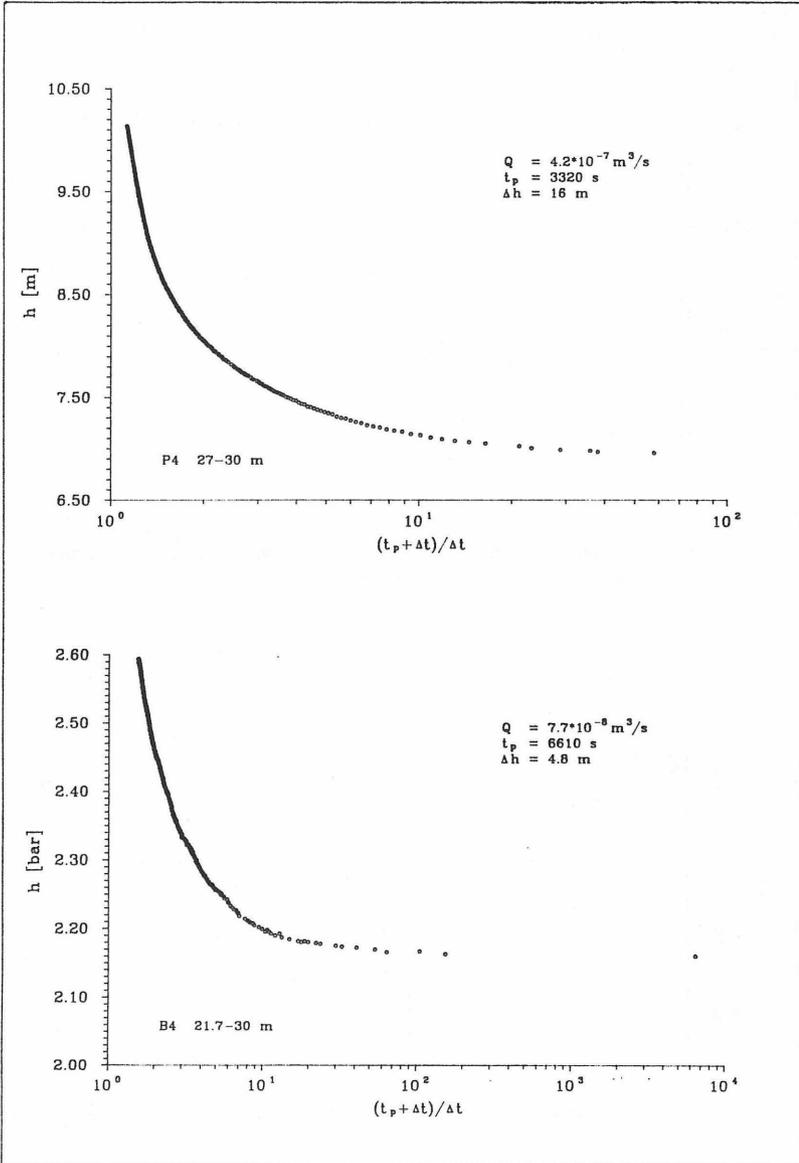


Bild 58: Druckaufbau in P4 (oben) und B4 (unten) in der Darstellung nach Theis-Horner

5.2.4. Gegenüberstellung der Ergebnisse

Während für die Versuche in B1-2/P1-2 und B2/P2 wegen fehlerhafter Daten kein Vergleich der Ergebnisse möglich ist, ist aus der Zusammenstellung aller ermittelten Transmissivitäten (Bild 59) eine Übereinstimmung der Ergebnisse zwischen den Tests im Bohrloch und dem zugehörigen Pegel ersichtlich.

Bohrung bzw. Pegel	Packer-Test im offenen Bohrloch		Packer-Test im 2"-Pegel	
	DST THEIS-HORNER	Typkurvenverfahren	DST THEIS-HORNER	Typkurvenverfahren
B1 (27-30m)	-	$7,8 \cdot 10^{-6}$	-	-
P1 (27-30m)	-	-	$2,5 \cdot 10^{-6}$	$6,9 \cdot 10^{-6}$
B1-2 (18-21m)	nicht auswertbar	-	-	-
P1-2 (18-21)	-	-	$2,2 \cdot 10^{-5}$	$3,1 \cdot 10^{-5}$
B2 (22,5-30m)	$1,7 \cdot 10^{-10}$	$2,6-7,2 \cdot 10^{-10}$	-	-
P2 (27-30m)	-	-	$(9,5 \cdot 10^{-9})$	-
B3 (24-30m)	$1,4 \cdot 10^{-9}$	$1,3-3,7 \cdot 10^{-9}$	-	-
P3 (27-30m)	-	-	$5,8 \cdot 10^{-9}$	-
B4 (21,7-30m)	$1,3 \cdot 10^{-9}$	-	-	-
P4 (28,2-30,2m)	-	-	$4,8 \cdot 10^{-9}$	-

Bild 59: Zusammenstellung der Transmissivitäten aus den Bohrlöchern und 2"-Pegeln

Die in P1 ermittelten Transmissivitäten sind geringer als die in B1 bestimmten. Bei diesem Vergleich ist jedoch zu beachten, daß bei B1/P1 die Testintervalle zwar in gleicher Tiefenlage, jedoch in zwei verschiedenen Bohrungen ausgeführt wurden. Bei dem Ergebnisvergleich zwischen B3 und P3 ergibt sich für den Versuch im 2"-Pegel (P3) eine höhere Transmissivität. Bei B4/P4 sind die Tests in zwei verschiedenen Bohrungen mit unterschiedlichen Längen der Testintervalle durchgeführt worden. Aufgrund der einförmigen Lithologie des Standortes ist ein Vergleich der Ergebnisse dennoch statthaft. Auch hier ergibt der Versuch im 2"-Pegel eine geringfügig größere Transmissivität als der Test im offenen Bohrloch

6. Anmerkungen zur Genauigkeit der Verfahren

Die bei den einzelnen Auswerteprozeduren auftretenden Fehlermöglichkeiten werden im folgenden anhand ausgewählter Tests aufgezeigt. Dabei werden die Fehler der einzelnen Meßgrößen durch die totalen Differentiale ersetzt und somit der maximale absolute Fehler (HAINZL 1974) der zu berechnenden Transmissivität abgeschätzt.

Bei der Wiederanstiegsmethode nach Theis-Horner wird die Transmissivität gemäß $T=2,303Q/4\pi\Delta h = 0,183 M/t_p\Delta h$ berechnet, wobei M die abgepumpte Menge und t_p die vorangegangene Pumpdauer bedeuten. Am Beispiel des ersten Kurzzeitpumpversuches aus Brunnen A (vgl. S. 64) soll der maximale Fehler für T ermittelt werden. Die geförderte Menge betrug $M=2,8\cdot 10^{-3} \pm 1\cdot 10^{-4} \text{ m}^3$, die Pumpdauer betrug $t_p=442 \pm 5 \text{ s}$ und der Wiederanstieg pro logarithmischer Dekade wurde zu $\Delta h=0,50 \pm 0,05 \text{ m}$ bestimmt. Damit folgt für den absoluten Fehler dT der Transmissivität T über partielles Differenzieren:

$$dT = \left| \frac{0.183}{t_p\Delta h} dM \right| + \left| \frac{-0.183M}{\Delta h t_p^2} dt_p \right| + \left| \frac{-0.183M}{t_p \Delta h^2} d\Delta h \right| = 3.23\cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

Somit ergibt sich mit dem berechneten Wert für die Transmissivität von $T=6,51\cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ für den Kurzzeitpumpversuch in Brunnen A ein relativer Fehler von ca. 11,2%.

Bei den Typkurvenverfahren für die Bestimmung der Transmissivität ergeben sich zusätzliche Fehlerquellen bei der manuellen Auswahl der am besten passenden Typkurve. Anhand des Slug-Tests von P1 am Unterkreide-Standort wird abgeschätzt, welchen Einfluß die Wahl einer falschen Typkurve auf das Ergebnis ausübt. Es wird dabei davon ausgegangen, daß zwischen zwei direkt benachbarten Typkurven unterschieden werden muß.

Bei dem Versuch in P1 wurde die Kurve mit $C_D e^{2S} = 10^{10}$ und die Match-Punktkoordinaten $(t_D/C_D)_M = 2$ und $t_M = 90$ s gewählt, was bei der Auswertung auf eine Transmissivität von $T = 6,94 \cdot 10^{-6}$ m²/s führt. Wählt man stattdessen die Kurve mit $C_D e^{2S} = 10^{13}$, ergibt sich für den Match-Punkt $(t_D/C_D)_M = 2$ und $t_M = 70$ s und damit $T = 8,92 \cdot 10^{-6}$ m²/s. Dies bedeutet einen relativen Fehler von ca. 14,6 %.

Die Höhe dieses Fehlers ist demnach abhängig von der Anzahl der Typkurven bzw. deren Abstand voneinander. Theoretisch können zwar beliebig dicht benachbarte Typkurven berechnet werden, doch sind diese dann visuell nicht mehr voneinander zu unterscheiden.

Der bei der korrekten Wahl der Typkurve auftretende Fehler zum Slug-Test in P1 läßt sich wiederum als maximaler absoluter Fehler abschätzen. Die Bestimmung der Transmissivität erfolgt gemäß der Vorschrift $T = (t_D/C_D)_M \cdot r_c^2 / 2t_M$, wobei r_c der Radius des verwendeten Steigrohres bedeutet. Bei diesem Test wurden $(t_D/C_D)_M = 2 \pm 0,01$, $t_M = 90 \pm 2$ s und $r_c = 0,025 \pm 0,001$ m bestimmt. Der absolute Fehler dT ergibt sich daraus zu:

$$dT = \left| \frac{r_c^2}{2t_M} d(t_D/C_D)_M \right| + \left| \frac{r_c (t_D/C_D)_M}{t_M} dr_c \right| + \left| \frac{-(t_D/C_D)_M r_c^2}{2t_M^2} dt_M \right| = 7,44 \cdot 10^{-7}$$

Bezieht man diesen Wert auf die berechnete Transmissivität von $T = 6,94 \cdot 10^{-6}$ m²/s, ergibt sich ein relativer Fehler von ca. 10,7 %.

Wird bei einem Slug- oder Drillstem-Test nur die Druckaufbauphase in einem durch Packer isolierten Testintervall ausgewertet, so kann dies zu einem erheblich größeren Fehler bei der Berechnung der Transmissivität führen. Entsprechend Kapitel 5.2.3. lautet die Bestimmungsgleichung unter Berücksichtigung des Kompressionsterms für die Transmissivität:

$$T = \frac{(t_D/C_D)_M r_B^2 L \gamma_W}{2 t_M 0.671 E_s}$$

Bei der Auswertung z.B. des Tests im unverrohrten Bohrloch B2 lauten die Eingangsgrößen: $(t_D/C_D)_M = 1 \pm 0,01$, $t_M = 8000 \pm 100$ s, $r_B = 0,075 \pm 0,01$ m, $L = 7,5 \pm 0,1$ m, $E_s = 5,4 \cdot 10^7 \pm 1 \cdot 10^7$ N/m², $\gamma_W = 9,8 \cdot 10^3 \pm 0,1 \cdot 10^3$ N/m³.

Daraus resultiert ein relativer Fehler für die Transmissivität von ca. 50%. Eine der kritischen Größen hierbei ist der Bohrlochradius, denn dessen Anteil am Fehler beträgt ca. 26%. Der Radius wird meist aus der verwendeten Bohrkronen abgeleitet und nicht direkt gemessen. Hier ist in jedem Fall eine Überprüfung durch ein Kaliberlog erforderlich.

Eine entsprechende Abschätzung kann für die Typkurvenverfahren zur Auswertung von Pumpversuchen erfolgen. Zur Erläuterung wird die Auswertung des Pumpversuches in Brunnen D (Lange Bramke) herangezogen. Wären statt der Typkurve mit dem Parameter $C_D e^{2s} = 10^{40}$ die Kurven mit $C_D e^{2s} = 10^{30}$ oder $C_D e^{2s} = 10^{50}$ gewählt worden, ergäbe sich in beiden Fällen ein relativer Fehler für die Transmissivität von ca. 20%, d.h. statt einer Transmissivität von $3,22 \cdot 10^{-4}$ m²/s hätte sich ein Wert von $2,52 \cdot 10^{-4}$ m²/s bzw. $3,93 \cdot 10^{-4}$ m²/s ergeben. Weitere Fehlerquellen ergeben sich aus den Ables- und Meßfehlern. Bei diesem Versuch wurden die Koordinaten des Match-Punktes mit $(h_D)_M = 6,4 \pm 0,05$ und $\Delta h_M = 1 \pm 0,05$ m bestimmt. Die Pumprate wurde zu $Q = 3,170 \cdot 10^{-4}$ m³/s ermittelt. Der Fehler bei der Bestimmung von Q wird im folgenden vernachlässigt, da er aufgrund der langen Pumpdauer kleiner als 10⁻³% ist. Entsprechend der Beziehung $T = (h_D)_M \cdot Q / 2\pi(\Delta h)_M$ folgt für den absoluten Maximalfehler der Transmissivität:

$$dT = \left| \frac{0.159 Q}{\Delta h_M} d(h_D)_M \right| + \left| \frac{-0.159(h_D)_M Q}{\Delta h_M^2} d\Delta h_M \right| = 1,86 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$$

Für den relativen Fehler resultieren daraus ca. 5,8%.

Zusammenfassend läßt sich festhalten, daß nahezu alle angewandten Methoden bei der Bestimmung der Transmissivität wenig fehleranfällig sind. Lediglich beim Verfahren mit einem eingeschlossenen Testintervall kann der ermittelte Wert für die Transmissivität mit mehr als 50 % relativem Fehler behaftet sein.

7. Schlußfolgerungen

7.1. Empfehlungen zur Versuchsdurchführung

Bei der Durchführung von hydraulischen Testverfahren sollten nur solche Meßsysteme eingesetzt werden, die eine Auflösung von mindestens 0,005 m Wassersäule, eine Genauigkeit $\leq 0,5\%$ und vor allem eine hohe Linearität ($< 0,1\%$) besitzen. Die Erfassungsrate sollte zwischen einer Sekunde und 30 Minuten beliebig wählbar sein.

Für die Bewertung von Pumpversuchen ist die zusätzliche kontinuierliche Messung der Pumprate nicht zwingend erforderlich. Durch deren Erfassung könnte jedoch sicher beurteilt werden, ob tatsächlich eine konstante Förderrate über die gesamte Pumpdauer eingehalten wird. Ist dies nicht der Fall, so müssen Auswerteverfahren herangezogen werden, die eine variable Pumprate berücksichtigen. Eine andere Möglichkeit stellt die Verwendung von elektronisch geregelten Pumpen dar.

Erfordert die Aufgabenstellung eine Aussage zur Richtungsabhängigkeit der Transmissivität bzw. Durchlässigkeit, so müssen entsprechende Beobachtungspegel in unterschiedlichen Entfernungen und Richtungen vorhanden sein. Die Reaktion in den Pegeln sollte ebenfalls mit elektronischen Hilfsmitteln registriert werden.

Bei den Packer-Tests im unverrohrten Bohrloch ist darauf zu achten, daß der eingestellte Packerdruck nicht zu hoch gewählt wird und dadurch eine Aufweitung des Bohrloches bzw. Brucherscheinungen an der Bohrlochwand verursacht werden. Dies führt zwangsläufig zu einer Veränderung des Packervolumens und damit auch zu einer Störung des Testverlaufes. Dies gilt ganz besonders für Druckaufbaumessungen in einem abgeschlossenen Testintervall in gering durchlässigen Schichten.

In Abhängigkeit vom Schichtenaufbau des zu untersuchenden Untergrundes ist die Standfestigkeit des Bohrloches zu berücksichtigen. Speziell bei Slug- und Drillstem-Tests sollte der hydrostatische Druck im Bohrloch bei der Erzeugung eines Druckimpulses nicht zu stark vermindert werden. Andernfalls besteht die Gefahr eines Einbruches der Bohrlochwand.

Werden derartige Tests in gering durchlässigen Schichten durchgeführt, so darf nur ein Schließventil verwendet werden, welches keinerlei Volumen bei der Betätigung verdrängt. Geeignet hierfür sind z.B. ein Koaxialventil mit Hohlkolben oder ein über einen Servomotor gesteuerter Kugelhahn. Bei einem nicht geeigneten Ventil kann der zu messende Druckverlauf gestört werden. Für die verwendeten Steigrohre muß die Dichtigkeit der Rohrverbindungen nachgewiesen sein, da sonst die Gefahr einer Zusickerung aus dem Bohrloch besteht. Dies kann eine zu hohe Zuflußrate während der Fließphase vortäuschen.

Auf die gängige Praxis, nach dem Schließen des Ventils die Wassersäule im Steigrohr durch Ausblasen mit Preßluft zu entfernen, sollte an einem kontaminierten Standort aus umweltrelevanten Gründen verzichtet werden. Besser ist ein Abpumpen aus dem Steigrohrsystem oder der Einbau der Testgarnitur mit geschlossenem Ventil. Falls kein zusätzliches Druckausgleichsventil vorhanden ist, muß jedoch beachtet werden, daß nach dem Spannen der Packer ausreichend lange gewartet wird, bis sich der zusätzliche Druck im Testintervall, hervorgerufen durch die Ausdehnung der Packer, ausgeglichen hat. Aus zuvor genannten Gründen ist dann eine Flüssigkeitsvorlage im Steigrohr aufzubringen.

Aus wirtschaftlichen Gründen steht häufig nicht ausreichend Zeit für eine lang andauernde Fließphase mit freiem Anstieg der Wassersäule zur Verfügung, so daß die Fließrate nur ungenau bestimmt werden kann und deshalb lediglich die Druckaufbauphase zur Bestimmung der Transmissivität herangezogen wird.

Bei dieser Testvariante ist dies nur dann sicher möglich, wenn Angaben zur Kompressibilität des Packersystems und des Gesteins vorliegen. Hier sind entsprechende Messungen und Versuche mit einzuplanen. Eine Verbesserung könnte durch konstruktive Maßnahmen wie die Verwendung eines hochsensiblen Durchflußmessers im Steigrohr und durch die Verwendung eines sehr kleinen Steigrohrdurchmessers erzielt werden.

Die Tests im unverrohrten Bohrloch können durch solche in 2"-Pegeln ersetzt werden, wenn nur von bestimmten Tiefenbereichen Ergebnisse erwünscht sind. Bei gleicher Aussagekraft besitzt diese Testvariante gegenüber den Packertests im Bohrloch vor allem erhebliche wirtschaftliche Vorteile. Der Einbau der 2"-Testapparatur kann von einer Person vorgenommen werden und erfordert ca. 30 Minuten Zeitaufwand. Für den Einbau einer Packergarnitur in ein offenes Bohrloch sind trotz des Einsatzes eines Bohrgerätes und mindestens zwei Hilfskräften mehrere Stunden Aufwand nötig.

Wesentliche Grundvoraussetzung für alle Testvarianten in Grundwassermeßstellen ist ein korrekter Pegelausbau, insbesondere in gering durchlässigen Schichten. Dies betrifft sowohl die Dichtigkeit der Rohrverbindungen der Vollrohrstrecken als auch die Abdichtung des Ringraumes zwischen Vollrohrstrecke und Bohrlochwand. Da solche Pegel in der Regel auch zur Bestimmung hydrochemischer Daten verwendet werden, ist nur schwer verständlich, weshalb bisher kein Regelwerk für eine Integritätsprüfung von Grundwassermeßstellen existiert. Deshalb sollten vor der Ausführung von hydraulischen Tests und chemischen Analysen entsprechende Kontrollen durchgeführt werden. Eine Möglichkeit hierzu bieten geophysikalische Messungen wie z.B. das Gamma-Log zur Kontrolle der Ringraumabdichtung und das FE-Log zur Überprüfung der Rohrverbindungen. Die Dichtigkeit der Vollrohrstrecken kann auch mit Hilfe der 2"-Packereinrichtung überprüft werden.

Werden hydraulische Tests mit Hilfe eines Packers in den Grundwassermeßstellen durchgeführt, so ist auch darauf zu achten, daß durch das Spannen des Packers nicht zu hohe Kräfte auf die Rohre der Vollrohrstrecken aufgebracht werden. Entsprechende Angaben zur Innendruckfestigkeit des Ausbaumaterials können den Datenblättern der Hersteller entnommen werden.

Soll bei einem Slug-Test nicht nur die Reaktion im Erreger- sondern auch in Beobachtungsbrunnen registriert und bewertet werden, dann reicht der durch einen Verdrängungskörper hervorgerufene geringe Druckimpuls in der Regel nicht aus. Nur ein ausreichend hoher (5 - 10 m WS) Druckimpuls im Erregerbrunnen bietet die Gewähr für eine eindeutig identifizierbare Reaktion im Beobachtungsbrunnen. Dabei muß der Beobachtungsbrunnen eine möglichst geringe Brunnenspeicherung besitzen. Andernfalls ist die Filterstrecke im Beobachtungsbrunnen durch einen Packer zu isolieren.

7.2. Empfehlungen zur Versuchsauswertung

Die Wahl eines Auswertemodelles sollte sich nach dem Kenntnisstand zum geologischen Aufbau des zu untersuchenden Bereiches und der Brunnengeometrie richten. Dabei kann zunächst von einfachen Modellansätzen für einen gespannten, homogenen und isotropen Aquifer ausgegangen werden.

Bei einem Pumpversuch kann mit Hilfe der Diagnose-Graphen und unter der Einbeziehung der Ableitung der Wasserstandsdaten nach dem natürlichen Logarithmus der Zeit, schrittweise die Einbeziehung komplexerer Modelle erfolgen.

Um den Einfluß einer schwankenden Pumpenleistung zu minimieren, sollte nur die Wiederanstiegsphase ausgewertet werden. Der Wiederanstieg sollte zunächst mit der Methode nach Theis-Horner analysiert werden.

Dabei ist darauf zu achten, daß meist nur die Endphase des Wiederanstieges für die Bestimmung der Transmissivität relevant ist, denn die Anfangsphase wird durch den Einfluß der Brunnenspeicherung geprägt. Daran sollte sich eine Auswertung mittels Typkurvenverfahren anschließen. Beide Ergebnisse müssen übereinstimmen. Zur Absicherung der Ergebnisse sollte immer eine Verifikation der bestimmten Parameter mit Hilfe des jeweiligen Modellansatzes durchgeführt werden.

Die Bewertung von Slug-Tests im Erregerbrunnen kann zunächst nach dem einfachen Verfahren von COOPER et al. (1967) bzw. RAMEY et al. (1975) vorgenommen werden. Hierbei ist streng auf die richtige Wahl der Anfangshöhe h_0 zu achten. Verläuft die Datenkurve steiler als die Typkurven zum vorgenannten homogenen Modellansatz, deutet dies auf die Reaktion eines doppelt porösen Mediums hin. Demzufolge muß die Auswertung mit einem entsprechenden Modellansatz vorgenommen werden.

Obwohl in den meisten Fällen ein eindeutiger Typkurvenmatch nicht zu erzielen ist, wird die Berechnung der Transmissivität dadurch nur geringfügig beeinflusst. Die Bestimmung des Speicherkoeffizienten ist damit nur sehr grob möglich.

Die Bewertung der Reaktion auf einen Slug-Test in einem Beobachtungsbrunnen erweist sich als extrem aufwendig, da zur Erzeugung entsprechender Typkurven zu viele Parameter variiert werden können. Die Identifizierung eines heterogenen Aquiferaufbaues allein aus dem Datenverlauf ist kritisch zu bewerten, da solche Effekte erst zum Testende, bei dimensionslosen Wasserständen $<0,001$ bemerkbar sind (vgl. Bild 36).

Drillstem-Tests können nach der Wiederanstiegsmethode von Theis-Horner ausgewertet werden. Dies setzt einen konstanten Zufluß während der Fließphase voraus. Im allgemeinen reicht es aus, die Fließrate aus der Zuflußmenge und Dauer der Fließphase zu bestimmen.

In extrem gering durchlässigen Schichten kann der Fall eintreten, daß in der zur Verfügung stehenden Meßzeit kein Zufluß meßbar ist. Dann kann die Druckaufbauphase entsprechend den Slug-Tests ausgewertet werden. Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis der Systemkompressibilität.

7.3. Ausblick

Mit den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Meßsystemen können zuverlässig die Transmissivität und andere hydraulische Parameter bestimmt werden. Dennoch ist es wünschenswert, die Meßtechnik und Auswertemethodik weiter zu entwickeln.

Bei der Durchführung von Pumpversuchen könnten zusätzliche Informationen durch die simultane Registrierung von hydrochemischen Parametern wie z.B. Leitfähigkeit, pH-Wert, Redox-Potential etc. im Hinblick auf eine Standortbeurteilung gewonnen werden.

Das 2"-Slug- und DST-Gerät könnte ebenfalls unter diesem Aspekt erweitert werden. Durch den Ausbau zu einer Doppelpackergarnitur wäre es möglich, gezielt die Rohrverbindungen der Vollrohrstrecken eines Pegels auf ihre Dichtigkeit zu überprüfen.

Die für unverrohrte Bohrlöcher konzipierte Doppelpackereinrichtung sollte durch den Einbau eines pneumatisch zu steuernden Zylinders zwischen den Packern erweitert werden. Dadurch könnte in einem Testintervall durch das Ausfahren der Kolbenstange ein kurzer Druckimpuls aufgebracht werden. Damit ließe sich die Kompressibilität des Systems vor Ort bestimmen. Ferner könnte eine Einrichtung installiert werden, die eventuell auftretende Bohrlochkonvergenzen während der Testphase erfaßt. Insbesondere bei Druckaufbaumessungen sollte der Einfluß von Volumenänderungen im Testintervall näher untersucht werden.

Bei der Auswertung der Tests sollten die manuellen und fehlerbehafteten Verfahren durch numerische Verfahren ersetzt werden. Eine Möglichkeit besteht in der Anwendung von nicht linearen Regressionsverfahren in Verbindung mit einer systematischen Variation der Modellparameter. Dabei wäre anzustreben, eine solche Auswertung bereits während eines laufenden Tests vor Ort vorzunehmen. Damit ist eine sichere Kontrolle des Testverlaufes zu erzielen.

8. Zusammenfassung

Die Wirksamkeit eines natürlichen Deponieuntergrundes als geologische Barriere besitzt eine zentrale Bedeutung bei der Beurteilung eines Deponiestandortes. Die wichtigste Kenngröße hierfür ist die Durchlässigkeit (hydraulische Leitfähigkeit) des anstehenden Gesteins.

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Grundlagen von Slug-, Drillstem-Tests und eingeschränkt von Pumpversuchen nach dem gegenwärtigen Stand der Forschung erläutert. Zur Durchführung dieser hydraulischen Testverfahren wurden zwei Meßeinrichtungen entwickelt: ein Slug- und Drillstem-Testgerät für flachgründige 2"-Pegel sowie eine Doppelpackergarnitur für den Einsatz in unverrohrten Bohrlöchern bis 100 m Tiefe.

Im Brunnenfeld Lange Bramke wurden mit der 2"-Anlage Slug- und Drillstem-Tests sowie zusätzlich Pumpversuche durchgeführt. An einem Deponiestandort (Unterkreide) konnten Slug- und Drillstem-Tests sowohl in offenen Bohrlöchern als auch in den darin später errichteten Grundwassermeßstellen durchgeführt werden.

Mit Hilfe eines neu entwickelten Rechnerprogrammes, in welches nahezu alle gängigen Modellansätze einbezogen sind, wurden die Tests mit jeweils unterschiedlichen Modellansätzen ausgewertet. Dabei wurde im wesentlichen nach dem klassischen Typkurvenverfahren vorgegangen. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse zeigt im allgemeinen eine gute Übereinstimmung der ermittelten Transmissivitäten. Vereinzelt können sich jedoch Abweichung bis zu dem Faktor 20 ergeben. Hauptursache ist die unterschiedliche Reichweite der Verfahren.

Auf der Grundlage der durchgeführten Feldversuche und der zugehörigen Auswertemodelle werden Empfehlungen für die Durchführung und Auswertung von hydraulischen Tests gegeben.

9. Schriftenverzeichnis

- AGARWAL, R.G. (1980):** A new method to account for producing time effects when drawdown type curves are used to analyse pressure buildup and other test data.
Paper SPE 9289,1-20.
- AGARWAL, R.G., AL-HUSSAINY, R. & RAMEY, H.J. (1970):** An investigation of wellbore storage and skin effect in unsteady liquid flow: I. Analytical treatment.
SPE Journal (10):3,279-290.
- BARENBLATT, G.I., ZHELTOV, I.P. & KOCHINA, I.N. (1960):** Basic concepts in the theory of seepage of homogeneous liquids in fissured rocks.
PPM (24):5,852-864.
- BARKER, J.A. & BLACK, J.H. (1983):** Slug tests in fissured aquifers. Water Resources Research (19):6,1558-1564.
- BENTALL, R. (1963):** Shortcuts and special problems in aquifer tests. U.S. Geological Survey Water-Supply Paper 1545-C.
- BOULTON, N.S. & STRELTSOVA, T.D. (1977):** Unsteady flow to a pumped well in a fissured water-bearing formation.
Journal Hydrology (35):257-269.
- BOURDET, D. et al. (1983 a):** Interpreting well tests in fractured reservoirs. World Oil 10,77-87.
- BOURDET, D. et al. (1983 b):** A new set of type curves simplifies well test analysis. World Oil 5,95-106.
- BOURDET, D., ALOGOA, A., AYOUB, J.A. & PIRARD, Y.M. (1984 a):** New type curves aid analysis of fissured zone well tests. World Oil 4,111-124.
- BOURDET, D., AYOUB, J.A. & PIRARD, Y.M. (1984 b):** Use of pressure derivative in well test interpretation.
SPE Paper (12777):431-441.
- BOURDET, D., AYOUB, J.A. & PIRARD, Y.M. (1989):** Use of pressure derivative in well-test interpretation.
SPE Formation Evaluation June,293-302.

- BOURDET, D. & GRINGARTEN, A.C. (1980):** Determination of fissure volume and block size in fractured reservoirs by type-curve analysis. Paper SPE 9293,1-15.
- BOUWER, H. (1989):** The Bouwer and Rice slug test- an update. Ground Water (27):3,304-309.
- BOUWER, H. & RICE, R.C. (1976):** A slug test for determining hydraulic conductivity of unconfined aquifers with completely or partially penetrating wells. Water Resources Research (12):3,423-428.
- BREDEHOEFT, J.D. (1965):** The drill-stem test: the petroleum industry's deep-well pumping test. Ground Water 31-36.
- BREDEHOEFT, J.D. & PAPADOPULOS, S.S. (1980):** A method for determining the hydraulic properties of tight formations. Water Resources Research (16):1,233-238.
- BUNDESMIN. UMWELT, NATURSCHUTZ UND REAKTORSICHERHEIT (1989):** Entwurf einer dritten Allgemeinen Verwaltungsvorschrift zum Abfallgesetz (TA Sonderabfall). 114 S., Anlagen.
- CLARK, D.G. & VAN GOLF-RACHT, T.D. (1985):** Pressure-derivative approach to transient test analysis: a high-permeability North Sea reservoir example. Journal of Petroleum Technology 11,2023-2039.
- COOPER, H.H. (1963):** Type curves for nonsteady radial flow in an infinite leaky artesian aquifer. In: Shortcuts and special problems in aquifer tests, R. BENTALL (HRSG.) U.S. Geological Survey Water-Supply Paper 1545-C:48-55.
- COOPER, H.H. & PAPADOPULOS, J.D. BREDEHOEFT. I. S. (1967):** Response of a finite-diameter well to an instantaneous charge of water. Water Resources Research (33):1,263-269.
- DA PRAT, G. (1981):** Well test analysis for naturally-fractured reservoirs. Diss. Univ. Stanford, 202 S.
- DA PRAT, G. (1990):** Well test analysis for fractured reservoir evaluation. In: Developments in petroleum science 27, CHILINGARIAN, G.V. (HRSG.), 1. Aufl., Elsevier, Amsterdam, 210 S.
- DAVIS, S.N. & DE WIEST, R.J.M. (1966):** Hydrogeology. 463 S. New York.

- DE SWAAN, A. (1976):** Analytic solutions for determining naturally fractured reservoir properties by well testing. SPE Journal (16):3,117-122.
- DE SWAAN, A. (1986):** Influence of shape and skin of matrix-rocks blocks on pressure transients in fractured reservoirs. Paper SPE 15637,1-10.
- DERUYCK, B.G., BOURDET, D.P., DAPRAT, G.& RAMEY, H.J.(1982):** Interpretation of interference tests in reservoirs with double porosity behavior - theory and field examples. Paper SPE 11025,1-14.
- DIN 18130 (1989):** Bestimmung des Wasserdurchlässigkeitsbeiwertes, Teil 1.
- DOUGHERTY, D.E. (1989):** Computing well hydraulics solutions. Ground Water (27):4,564-569.
- DOUGHERTY, D.E.& BABU, D.K. (1984):** Flow to a partially penetrating well in a double-porosity reservoir. Water Resources Research (20):8,1116-1122.
- DUONG, A.N. (1989):** A new set of type curves for well-test interpretation with the pressure/pressure-derivative ratio. SPE Formation Evaluation June,264-272.
- EARLOUGHER, R.C. (1977):** Advances in well test analysis AIME, SPE OF (HRSG.), 2. Aufl.,New York Dallas,259 S.
- EARLOUGHER, R.C.& KERSCH, K.M. (1974):** Analysis of short-time transient test data by type-curve matching. Journal of Petroleum Technology 7,793-800.
- EHLIG-ECONOMIDES, C.A. (1988):** Use of the pressure derivative for diagnosing pressure-transient behavior. Journal of Petroleum Technology 10,1280-1282.
- EHLIG-ECONOMIDES, C.A. et al. (1989):** A modern approach to reservoir test interpretation. Paper SPE 19814,1-15.
- FAUST, CH.R.& MERCER, J.W. (1984):** Evaluating of slug tests in wells containing a finite-thickness skin. Water Resources Research (20):4,504-506.
- FERRIS, J.G.& D.B. KNOWLES (1954):** The slug test for estimating transmissivity. U.S. Geol. Surv. Groundwater Note 26.

- FLOPETROL (1983):** Well test interpretation for monophasic oil by analysis of pressure behavior. In: Systems analysis part 1, SCHLUMBERGER, FLOPETROL (HRSG.), Melun, Frankreich.
- GOSDA, D. (1989):** Erhebung hydrologisch-hydraulischer Parameter eines inhomogenen Festgesteinsaquifers auf Grundlage von Porositätsmessungen. Unveröff. Dipl.-Arbeit, Inst.f.Geogr. TU Braunschweig, 106 S.
- GRADER, A.S. & RAMEY, H.J. (1988):** Slug-test analysis in double-porosity reservoirs. SPE Formation Evaluation, June, 329-339.
- GRINGARTEN, A.C. (1980):** Well test interpretation. Flopetrol Schlumberger 1.1-7.3.
- GRINGARTEN, A.C. (1982):** Flow-test evaluation of fractured reservoirs. In: Recent trends in hydrogeology, NARASIMHAN, T.N. (HRSG.), Special Paper 189, GSA: Boulder, 237-263.
- GRINGARTEN, A.C. (1984):** Interpretation of tests in fissured and multilayered reservoirs with double-porosity behavior: theory and practice. Journal of Petroleum Technology, April, 549-564.
- GRINGARTEN, A.C., BOURDET, D.P., LANDEL, P.A. & KNIAZEFF, V.J. (1979):** A comparison between different skin and wellbore storage type-curves for early-time transient analysis. SPE-Paper (8205):11 pp.
- HACKBARTH, D.A. (1978):** Application of the drill-stem test to hydrogeology. Ground Water (16):1,5-11.
- HANAUER, B. (1988):** Zur Interpretation und Auswertung der zeitlichen Grundwasserstandsänderungen im Entnahmehauptbrunnen bei Pumpversuchen im Festgestein. Fachbeiträge Hydrogeologie, Ing.-Geol. Inst. Niedermeyer 8,1-28.
- HAINZL, J (1974):** Mathematik für Naturwissenschaftler. Teubner Studienbücher Mathematik, Stuttgart, 403 S.
- HANTUSH, M.S. (1964):** Hydraulics of wells. In: Advances of hydrosciences, Bd.1, Academic Press:New York,281-432

- HANTUSH, M.S. & JACOB, C.E. (1954):** Plane potential flow of ground water with linear leakage. Trans. Am. Geophys. Union (35):6,917-936.
- HAWKINS, M.F. (1956):** A note on the skin effect. Petroleum Transactions (AIME) (207):356-357.
- HORNER, D.R. (1951):** Pressure buildup in wells. In: Proceedings Third World Oil Congress, Bd.2, The Hague, 503-521.
- HOUSTON, W.N. & KASIM, A.G. (1982):** Physical properties of porous geologic material. Geological Society America, Special Paper 189:143-162.
- HURST, W. (1953):** Establishment of the skin effect and its impediment to fluid flow into a well bore. The Petroleum Engineer 10, B6-B16.
- HVORSLEV, M.J. (1951):** Time lag and soil permeability in groundwater observations. U.S. Corps of Engineers, Waterways Experimental Station, Bull. 36.
- JACOB, C.E. (1940):** On the flow of water in an elastic artesian aquifer. Trans. Am. Geo. Union (21):574-586.
- JACOB, C.E. (1950):** Flow of groundwater. In: Engineering hydraulic, HOUSE, R (HRSG.):321-386, New York.
- KABALA, Z.J., PINDER, G.F. & MILLY, P.C.D. (1985):** Analysis of well-aquifer response to a slug test. Water Resources Research (21):9,1433-1436.
- KAHL, M et al. (1987):** Abschlußbericht über bodenmechanische und ingenieurgeologische Untersuchungen im Erweiterungsbereich West der Sonderdeponie Hoheneggelsen. 57 S. IGB TU BS (unveröffentlicht).
- KARASAKI, K. (1986):** Well test analysis in fractured media. Diss. Univ. California, Berkeley, 239 S.
- KARASAKI, K., LONG, J.C.S. & WITHERSPOON, P.A. (1988):** Analytical models of slug tests. Water Resources Research (24):1,115-126.
- KIPP, K.L. (1985):** Type curve analysis of inertial effects in the response of a well to a slug test. Water Resources Research (21):9,1397-1408.
- KOLL, J. (1989):** mündliche Mitteilung

- KRUSEMANN, G.P. & DE RIDDER, N.A. (1973):** Untersuchung und Anwendung von Pumpversuchsdaten. 191 S., Köln.
- KRUSEMANN, G.P. & DE RIDDER, N.A. (1991):** Analysis and evaluation of pumping test data. ILRI Publication (47):1-377.
- LAGA (1990):** LAGA-Merkblatt M3-Die geordnete Ablagerung von Abfällen. Entwurf.
- LANGUTH, H.-R. & VOIGT, R. (1980):** Hydrogeologische Methoden. 486 S. Berlin.
- MARINELLI, F. & ROWE, J.W. (1985):** Performance and analysis of drillstem tests in small-diameter boreholes. Ground Water (23):3,367-376.
- MATEEN, K. (1983):** Slug test data analysis in reservoirs with double porosity behavior. Stanford Geothermal Program SGP-TR-70,1-91.
- MATEEN, K. & RAMEY, H.J. (1984):** Slug test data analysis in reservoirs with double porosity behavior. Paper SPE 12779,459-468.
- MATTHEWS, C.S.; RUSSELL, D.G. (1967):** Pressure buildup and flow tests in wells, Monograph series 1, Society of Petroleum Engineers of AIME (HRSG.), Dallas,356 S.
- MATTHESS, G. & UBELL, K. (1983):** Allgemeine Hydrogeologie Grundwasserhaushalt. 438 S. Berlin.
- MAVOR, M.J. & CINCO LEY, H. (1979):** Transient pressure behavior of naturally fractured reservoirs. Paper SPE 7977,
- MOENCH, A.F. & OGATA, A. (1986):** Analysis of constant discharge wells by numerical inversion of Laplace transform solution In:Water Resources Monograph Series (9)Groundwater Hydraulics, ROSENSHEIN, J.S. & BENETT, G.D. (HRSG.), 2. Aufl.,S.146-170.
- MOENCH, A.F. (1984):** Double-porosity models for a fissured groundwater reservoir with fracture skin. Water Resources Research (20):7,831-846.
- MOENCH, A.F. & HSIEH, P.A. (1985 a):** Analysis of slug test data in a well with finite thickness skin. Memoires Int. Ass. Hydrogeologists (Hydrogeology of rocks of low permeability) (17):1,17-29.

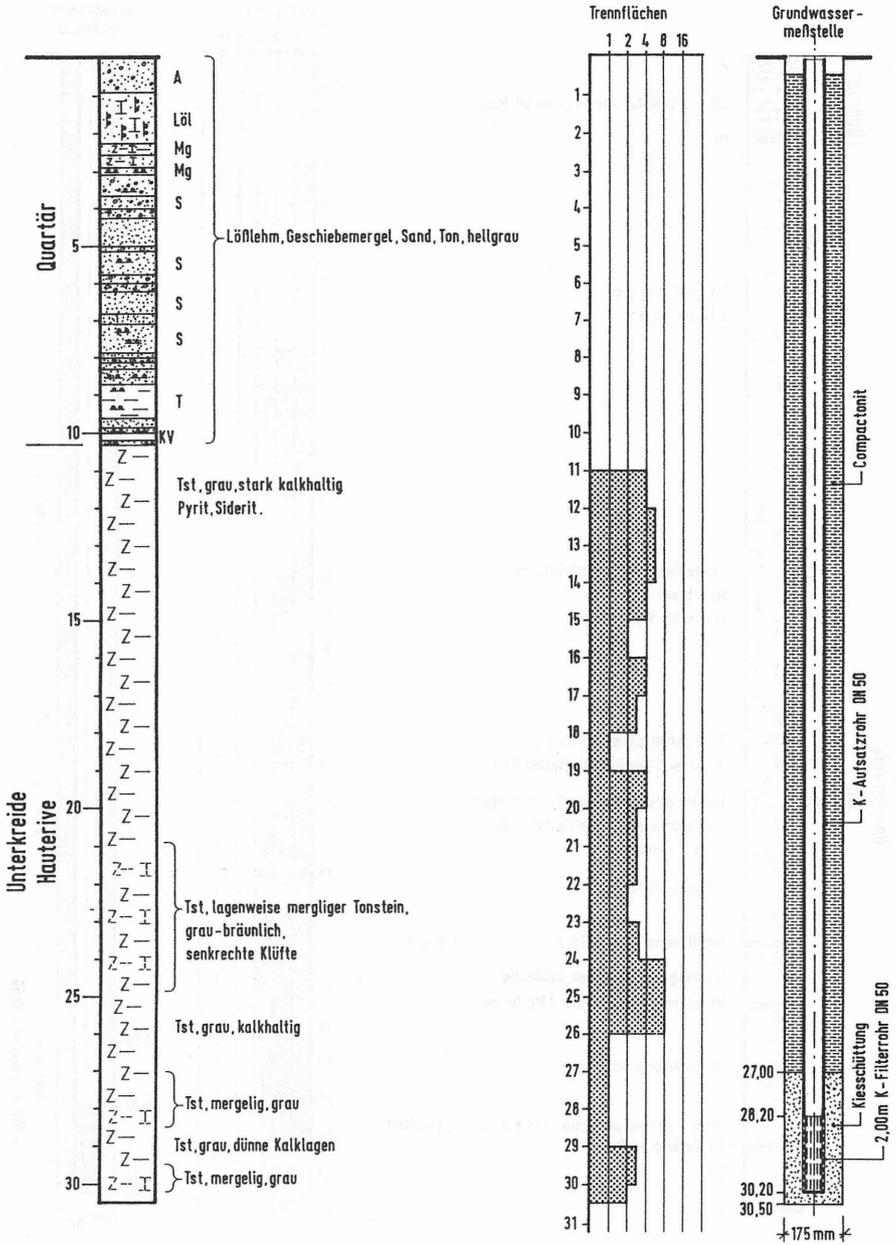
- MOENCH, A.F. & HSIEH, P.A. (1985 b):** Comment on "Evaluation of slug tests in wells containing a finite thickness skin" by C.R. Faust and J.W. Mercer.
Water Resources Research (21):9,1459-1461.
- NEUZIL, C.E. (1982):** On conducting the modified 'slug' test in tight formations.
Water Resources Research (18):2,439-441.
- NOVAKOWSKI, K.S. (1989 a):** Analysis of pulse interference tests. Water Resources Research (25):11,2377-2387.
- NOVAKOWSKI, K.S. (1989 b):** A composite analytical model for analysis of pumping tests affected by well bore storage and finite thickness skin.
Water Resources Research (25):9,1937-1946.
- NOVAKOWSKI, K.S. (1990):** Analysis of aquifer tests conducted in fractured rock: a review of the physical background and the design of a computer program for generating type curves. Ground Water (28):1,99-107.
- OGBE, D. & BRIGHAM, W.E. (1987):** Pulse testing with wellbore storage and skin effects.
SPE Formation Evaluation March,29-42.
- OGBE, D.O. (1984):** Pulse testing in the presence of wellbore storage and skin effects. Diss. Univ. Stanford, 442 S.
- OGBE, D.O. & BRIGHAM, W.E. (1984):** A model for interference testing with wellbore storage and skin effects at both wells. Paper SPE 13253,1-5.
- ONUR, M. (1989):** New well testing applications of the pressure derivative. Diss. Univ. Tulsa, 245 S.
- ONUR, M. & REYNOLDS, A.C. (1988):** A new approach for constructing derivative type curves for well test analysis. SPE Formation Evaluation March,197-206.
- PAPADOPULOS, I.S. & COOPER, H.H. (1967):** Drawdown in a well of large diameter.
Water Resources Research (3):1,241-244
- PAPADOPULOS, S.S., BREDEHOEFT, J.D. & COOPER, H.H. (1973):** On the analysis of slug test data.
Water Resources Research (9):4,1087-1089.
- PERES, A.M.M. (1989):** Analysis of slug and drillstem tests. Diss. Univ. Tulsa, 235 S.

- PERES, A.M.M., ONUR, M. & REYNOLDS, A.C. (1989 a):** A new analysis procedure for determining aquifer properties from slug test data.
Water Resources Research (25):7,1591-1602.
- PERES, A.M.M., ONUR, M. & REYNOLDS, A.C. (1989 b):** A new general pressure analysis procedure for slug-tests.
Paper SPE 18801,553-565.
- PRESS, W.H.; AL (1986):** Numerical recipes: the art of scientific computing. Cambridge University Press,818 S.
- RAMEY, H.J., AGARWAL, R.G. & MARTIN, I. (1975):** Analysis of slug test or DST flow period data.
Journal of Canadian Petroleum Technology 3,37-47.
- RÖSCH, A. (1990):** Bohrlochtests zur Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit. In: Erfassung und Bewertung von Altablagerungen, Braunschweig, Zentrum für Abfallforschung TU (HRSG.),115-130.
- RÖSCH, A. & SCHAAF, TH. (1989):** Die Auswertung von Slug-Tests zur Bestimmung der Gebirgsdurchlässigkeit.
Mitt. Inst. f. Grundbau und Bodenmechanik TU Braunschweig 30, 221-242.
- ROSS, B. (1985):** Theory of the oscillating slug test in deep wells. IAH Memoires Hydrogeology of Rocks of Low Permeability, 44-51.
- SAGEEV, A. (1986):** Slug test analysis.
Water Resources Research (22):8,1323-1333.
- SCHÖNIGER, M. (1990):** Beitrag zur Abflußbildung und Grundwasserneubildung im paläozoischen Festgestein (Lange Bramke/Oberharz). Diss. TU Braunschweig,203 S.
- SHINOHARA, K. & RAMEY, H.J. (1979 a):** Analysis of "slug test" DST flow period data with critical flow.
SPE Paper 7981,1-5.
- SHINOHARA, K. & RAMEY, H.J. (1979 b):** Slug test data analysis, including the inertia effect of the fluid in the wellbore. Paper SPE 8208,1-7.
- STEHFEST, H. (1970 a):** Algorithm 368 - Numerical inversion of Laplace transforms.
Communications of the ACM (13):1,47-49.

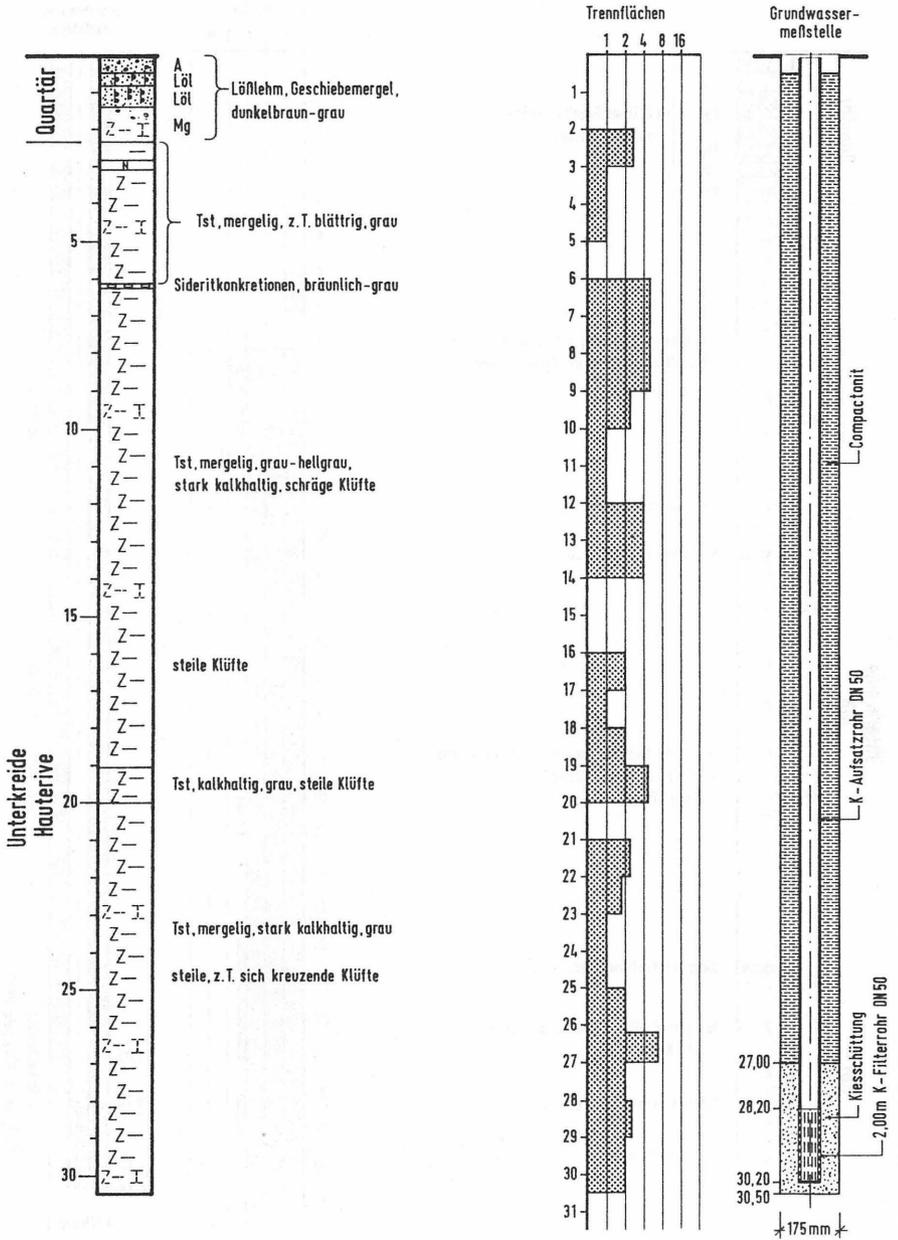
- STEHFEST, H. (1970 b):** Remark on algorithm 368, numerical inversion of Laplace transforms. Communications of the ACM (13):10,624.
- STRELTSOVA, T.D. (1988):** Well testing in heterogeneous formations. 1. Aufl., J. Wiley & Sons: New York, 413 S.
- THEIS, CH.V. (1935):** The relation between the lowering of the piezometric surface and the rate and duration of discharge of a well using ground-water storage. Trans. Am. Geophys. Union 2, 519-524.
- THIEM, G. (1906):** Hydrologische Methoden. 56 S., J.M. Gebhardt, Leipzig.
- VAN DER KAMP, G (1976):** Determining aquifer transmissivity by means of well response tests. Water Resources Research (12):71-77.
- VAN EVERDINGEN, A.F. (1953):** The skin effect and its influence on the productive capacity of a well. Petroleum Transactions, AIME (198):171-176.
- VAN EVERDINGEN, A.F. & HURST, W. (1949):** The application of the Laplace transformation to flow problems in reservoirs. Petroleum Transactions AIME Dec., 305-324.
- WAGNER, R. & VOIGT, H.D. (1985):** Gestängetest - Packertest. WTI des ZGI (26):1, 139-147.
- WALTON, W.C. (1986):** Practical aspects of groundwater modeling. NWWA (HRSG.), 2. Aufl. Worthington, 587 S.
- WARREN, J.E. & ROOT, P.J. (1963):** The behavior of naturally fractured reservoirs. Journal SPE 9, 245-255.
- WONG, D.W., HARRINGTON, A.G. & CINCO-LEY, H. (1986):** Application of the pressure-derivative function in the pressure-transient testing of fractured wells. SPE Formation Evaluation Oct., 470-480.

Anlage

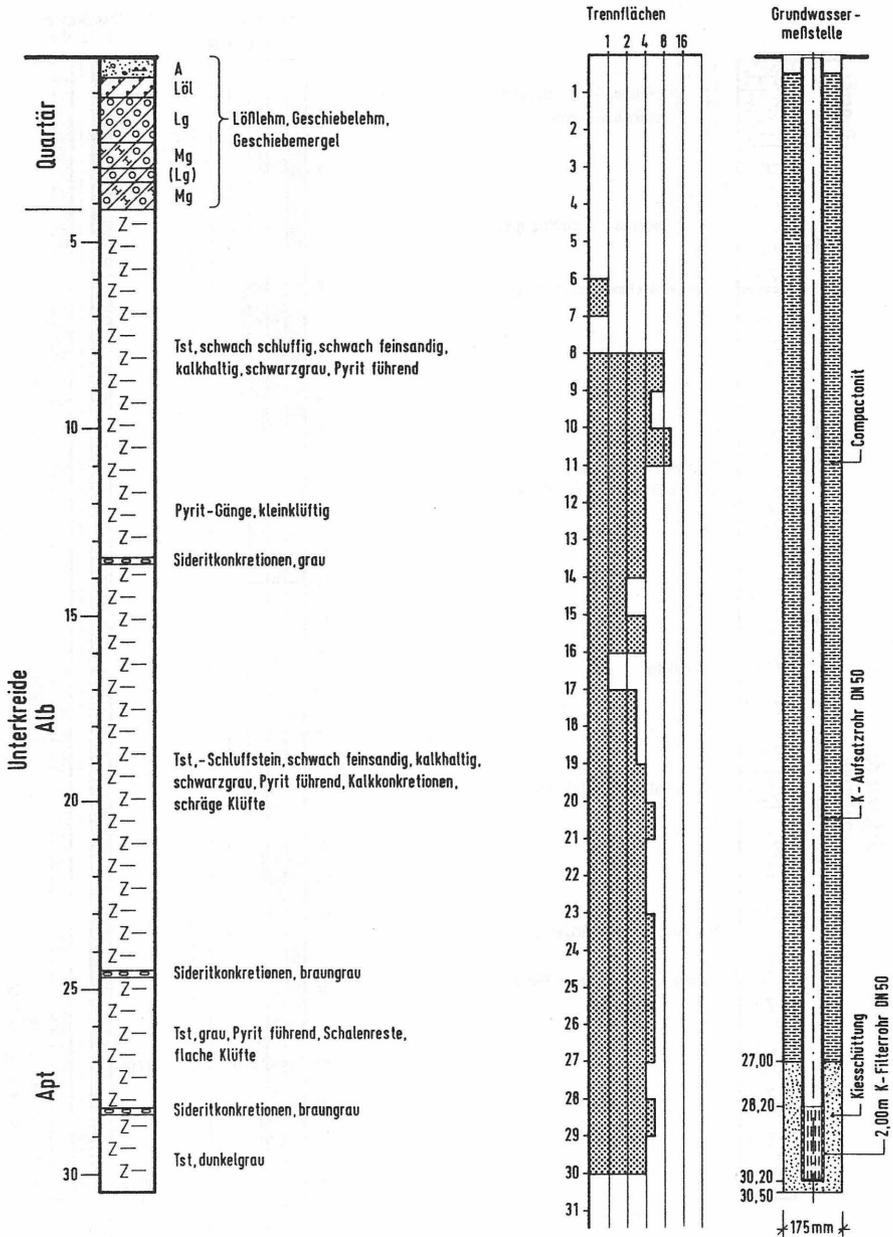
B2



B3



B4



Bisher erschienene Mitteilungshefte des Instituts
für Grundbau und Bodenmechanik

- Nr. 76-1 Scheffler, E. : Die abgesteifte Baugrube berechnet mit nichtlinearen Stoffgesetzen für Wand und Boden, 1976
- Nr. 78-2 Frank, H. : Formänderungsverhalten von Bewehrter Erde - untersucht mit Finiten Elementen, 1978 *
- Nr. 79-3 Schnell, W. : Spannungen und Verformungen bei Fangedämmen, 1979
- Nr. 80-4 Ruppert, F.-R. : Bodenmechanische Eigenschaften der Lauenburger Serie - Ein Beispiel für Statistik in der Bodenmechanik, 1980
- Nr. 81-1 Schuppener, B. : Porenwasserüberdrücke im Sand unter Wellenbelastung auf Offshore-Bauwerken, 1981 *
- Nr. 6 Wolff, F. : Spannungen und Verformungen bei Asphaltstraßen mit ungebundenen Tragschichten, 1981
- Nr. 7 Bätcke, W. : Tragfähigkeit gedrungener Körper im geneigten Halbraum, 1982
- Nr. 8 Meseck, H
 Schnell, W. : Dichtungswände und -sohlen, 1982 *
- Nr. 9 Simons, H.
 Ruppert, F.-R. : Entwicklung geeigneter Verfahren zum Messen der physikalischen Eigenschaften von Bentonitsuspensionen auf Baustellen, 1982 *



IGB TUBS

- Nr. 10 Beckmann, U. : Einflußgrößen für den Einsatz von Tunnelbohrmaschinen, 1982
- Nr. 11 Papakyriakopoulos, P. : Verhalten von Erd- und Steinschütt-dämmen unter Erdbeben, 1983
- Nr. 12 Sondermann, W. : Spannungen und Verformungen bei Bewehrter Erde, 1983
- Nr. 13 Meseck, H. : Sonderheft zum 10-jährigen Bestehen des Instituts, 1984
- Nr. 14 Raabe, W. : Spannungs-Verformungsverhalten überkonsolidierter Tone und dessen Abhängigkeit von ingenieurgeologischen Merkmalen, 1984
- Nr. 15 Früchtenicht, H. : Zum Verhalten nichtbindigen Bodens bei Baugruben mit Schlitzwänden, 1984
- Nr. 16 Knüpfer, J. : Schildvortrieb bei flüssigkeitsgestützter Ortsbrust, 1984
Meseck, H.
- Nr. 17 N.N. : Ablagerung umweltbelastender Stoffe, Fachseminar 06. - 07. Februar 1985, Braunschweig *
- Nr. 18 Simons, H. : Entwicklung von Prüfverfahren und Regeln zur Herstellung von Deponieabdichtungen aus Ton zum Schutz des Grundwassers, 1985 *
Reuter, E.
- Nr. 19 Meseck, H. : Dynamische Pfahltests, Fachseminar 23. - 24. Oktober 1985
- Nr. 20 Meseck, H. : Abdichten von Deponien, Altlasten und kontaminierten Standorten, Fachseminar 06.-07. November 1986*

- Nr. 21 Balthaus, H. : Zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Pfählen mit dynamischen Pfahlprüfmethoden, 1986
- Nr. 22 Kayser, R. : Untersuchungen zur Deponierung von
Meseck, H. Braunkohlenaschen, 1986
Rösch, A.
Hermanns, R.
- Nr. 23 Meseck, H. : Dichtwände und Dichtsohlen, Fachseminar
02. - 03. Juni 1987
- Nr. 24 Krause, Th. : Schildvortrieb mit erd- und flüssigkeitsgestützter
Ortsbrust, 1987
- Nr. 25 Meseck, H. : Mechanische Eigenschaften mineralischer Dicht-
wandmassen, 1987
- Nr. 26 Reuter, E. : Durchlässigkeitsverhalten von Tonen gegenüber
anorganischen und organischen Säuren, 1988
- Nr. 27 Wichert, H.-W. : Der Einfluß der Alterung auf die Tragfähigkeit
historischer Spick-Pfahl-Gründungen, 1988
- Nr. 28 Geil, M. : Untersuchungen der physikalischen und
chemischen Eigenschaften von Bentonit-Zement-
Suspensionen im frischen und erhärteten
Zustand, 1989
- Nr. 29 Kruse, Th. : Standsicherheit von Kombinationsabdichtungen
auf Deponieböschungen, 1989
- Nr. 30 Rodatz, W. : Sonderheft zum 15jährigen Bestehendes
u.a. Instituts, 1989
- Nr. 31 Rodatz, W. : Standsicherheiten im Deponiebau / Schad-
Beckefeld, P. stoffeinbindung durch Verfestigung von
Sehrbrock, U. Abfällen, Fachseminar am 19./20. März 1990
in Braunschweig



IGB-TUBS

- Nr. 32 Knüpfer, J. : Schnellverfahren für die Güteüberwachung mineralischer Deponiebasisabdichtungen, 1990
- Nr. 33 Beckefeld, P. : Schadstoffaustrag aus abgebandenen Reststoffen der Rauchgasreinigung von Kraftwerken - Entwicklung eines Testverfahrens, 1991
- Nr. 34 He, G. : Standsicherheitsberechnungen von Böschungen, 1991
- Nr. 35 Rodatz, W. : Probenentnahme bei der Erkundung von
Sehrbrock, U. Verdachtsflächen (Altlasten), Fachseminar am 13. September 1991 in Braunschweig
- Nr. 36 Kahl, M. : Primär- und Sekundärspannungszustände in überkonsolidiertem Ton - Am Beispiel eines im Hamburger Glimmerton aufgefahrenen Tiefdükers, 1991
- Nr. 37 Rodatz, W. : Standsicherheiten im Deponiebau, Fachseminar
Hemker, O. am 30./31. März 1992 in Braunschweig
Voigt, Th.
- Nr. 38 Rodatz, W. : Dynamische Pfahltests, Fachseminar am
Meier, K. 21./22. Januar 1991 in Braunschweig
- Nr. 39 Rösch, A. : Die Bestimmung der hydraulischen Leitfähigkeit im Gelände - Entwicklung von Meßsystemen und Vergleich verschiedener Auswerteverfahren

* = vergriffen