

Geohydraulische Versuche in Fels

Essais géohydrauliques dans la roche

Geohydraulic Tests in Rock

B+S Ingenieur AG, Bern

Dr. Walter Steiner, dipl. Ing. ETH

Solexperts AG, Mönchaltorf

Dr. Arno Thut, dipl. Ing. ETH

Hansruedi Fisch, dipl. Natw. ETH

Gysi Leoni Mader AG, Zürich

Hans-Jürg Gysi, dipl. Ing. ETH

**Forschungsauftrag VSS 2001/505 auf Antrag der Fachkommission 5
des Schweizerischen Verbandes der Strassen- und Verkehrsfachleute**

Datum: Februar 2006

1159

I. Zusammenfassung

Zwischen gewöhnlichen Wasserabpressversuchen (Lugeon-Versuch) in der Baupraxis und geohydraulischen Versuchen bestehen wesentliche Unterschiede. Wasserabpressversuche, meist auch Lugeon-Versuche genannt, gehen von einer einfachen Versuchsanordnung aus, wo bei einem vorgegebenen Druck während einer begrenzten Zeit Wasser eingepumpt wird. Aus der Wassereinpressrate, dem Druck und der Geometrie wird mit einem stationären Ansatz ein empirisch abgestützter Durchlässigkeitskennwert ermittelt.

Die Anwendung neuerer Techniken mit kontinuierlicher Erfassung von Druck und Fördermenge zeigen, dass zeitabhängige Vorgänge auftreten und entsprechende Interpretationsmethoden erforderlich sind. Weiter beeinflussen Speichervorgänge im Untergrund und Bedingungen an der Bohrlochwand (sogenannte Skineffekte) die Versuche. Ein zu hoher Druck kann zur Aufweitung von Klüften oder zur Aufsprengung von Fels und damit zur Erhöhung der Durchlässigkeit führen.

Diese Auswirkungen im und vom Gebirge zeigen sich in zeitabhängigen Veränderungen von Druck oder Fördermenge, woraus mit entsprechenden transienten Interpretationsmethoden die hydraulischen Eigenschaften und insbesondere die Durchlässigkeit des Gebirges ermittelt werden können. Durchlässigkeiten, die mit stationären Methoden (Lugeon) ermittelt wurden, können um mehrere Größenordnungen von Durchlässigkeiten abweichen, die mit zeitabhängigen Methoden eruiert worden sind.

Die Versuchsanordnung muss ermöglichen, den Druckverlauf im Versuchsabschnitt direkt im Bohrloch zu messen und zusammen mit der gepumpten Menge kontinuierlich aufzuzeichnen. Bei der Interpretation ist abzuklären, welche Faktoren den Versuch beeinflussten. Es ist wichtig, den Versuch unter der Betrachtung der sich zeitlich verändernden Messgrößen auszuwerten (transiente Auswertung). Dadurch können einzelne Testphasen bezüglich ihrer räumlichen Auswirkung unterschieden werden. Für die Berechnung des Durchlässigkeitskennwerts sollen nur diejenigen Testdaten verwendet werden, die das eigentliche Formationsverhalten reflektieren. Das Resultat kann mit der Auswertung unter der Annahme der Konstanz der Messgrößen verglichen werden (zeitunabhängige Methode).

II. Résumé

Les méthodes de tests hydrauliques utilisées selon la pratique en génie civil (essais Lugeon) et les méthodes que l'on définit comme essais géo-hydraulique sont très différentes. L'essai Lugeon utilise des installations simples, le test s'effectue en pompant de l'eau à pression constante pendant une période prédéterminée. À partir de la pression et la quantité total injectée, une perméabilité de l'aquifère peut être déterminée.

Les essais basés sur une nouvelle technique avec enregistrement automatique continu de la pression et du débit d'injection montrent que les phénomènes liés au régime d'écoulement transitoire sont très importants. Les effets comme l'emménagement de la nappe et la forme des parois du forage (effet de « skin ») influencent les résultats et l'interprétation des tests.

Une pression d'injection trop élevée par exemple peut conduire à l'ouverture de fissures préexistantes ou à la formation de nouvelles fissures dans la roche encaissante, ce qui se traduit par une perméabilité plus élevée.

La méthode d'interprétation géo-hydraulique d'un régime transitoire permet d'évaluer l'effet de « skin » et déterminer d'autres paramètres comme le coefficient d'emménagement et donc d'obtenir une estimation plus réaliste de la conductivité hydraulique alors que les perméabilités déterminées par les tests de Lugeon, qui prennent en compte un régime permanent, sont sur ou sous-estimées.

Les instruments de l'essai doivent permettre la mesure en continu de la pression et du débit. Pour l'interprétation de l'essai à l'eau, il est important de définir et déterminer les facteurs externes influençant les résultats ainsi que le choix de la méthode d'analyse selon le régime d'écoulement.

III. Sommario

Tra le normali prove di permeabilità in roccia per genio civile (Prove Lugeon) e quelle di geoidraulica, applicate nella prospezione del petrolio e dei depositi di scorie, vi sono notevoli differenze. Le prove di pressione d'acqua (Prove Lugeon) impiegano attrezzature semplici. Con una pressione predeterminata è iniettata dell'acqua in una zona di un foro durante un periodo limitato. Dalla quantità totale d'acqua iniettata, dalla pressione applicata nonché dalla geometria è calcolata un coefficiente di permeabilità usando un approccio empirico.

L'applicazione di tecniche più elaborate con misurazione e registrazione continua di pressione e di flusso dimostra che i fenomeni sono transienti e che l'interpretazione richiede dei metodi adatti. I processi di immagazzinamento nell'ammasso roccioso e le condizioni al contorno del foro (cosiddetti "effetti skin") influenzano le prove. Inoltre una pressione d'iniezione troppo elevata può condurre ad aprire delle fessure (Hydro-Jacking) o creare delle nuove fessure (Hydrofracturing). In tutti e due casi la permeabilità aumenterebbe.

Questi fenomeni idraulici particolari nell'ammasso roccioso si evidenziano con una registrazione continua di pressione e flusso nel tempo. Sulla base d'interpretazioni non stazionarie si può valutare le caratteristiche idrauliche e particolarmente la permeabilità della roccia. I risultati di permeabilità determinati con metodi stazionari (Lugeon) possono scostarsi anche di alcune ordini di grandezza da quelle reali, determinati con metodi transienti.

L'attrezzatura deve poter misurare in parallelo e in tempo reale la pressione applicata direttamente nella zona di prova nel foro e registrarla insieme con la quantità d'acqua (portata) in maniera continuativa. Nella valutazione complessiva è importante distinguere il peso dei fattori che influenzano la prova stessa. La valutazione deve tener conto dell'andamento temporale dei dati (valutazione transiente). Così le singole fasi di test possono essere differenziati rispetto all'influenza spaziale. La valutazione del coefficiente di permeabilità deve tener conto soltanto dei dati riflettendo il comportamento proprio della formazione. Il risultato può essere confrontato colla valutazione che presuppone la costanza dei dati.

IV. Summary

Water pressure tests carried out in civil engineering (Lugeon tests) are different from hydrologic tests used in the petroleum industry or in environmental impact investigation (e.g. site characterization for waste disposal). Simple testing equipment is used for Lugeon water pressure tests. Water is pumped into the ground in steps of predetermined constant pressures and specified times. The rock permeability is estimated using an empirical approach based on the applied water pressure and the measured injection rate at the end of the injection step.

More recent techniques including continuous monitoring of pressure and flow rates have shown that transient phenomena are important and that Lugeon interpretation methods need to be modified. Water pressure tests are influenced by storage phenomena in the rock as well as the conditions of the borehole wall (skin effects). In case where excessive pressure is applied, rock discontinuities may be activated (the opening of existing joints, referred to as hydro-jacking) or the rock may be fractured (referred to as hydro-fracturing). Both effects result in an increase in permeability.

The above mentioned storage phenomena in the rock mass influence the test pressure and flow rate with time. The hydraulic properties and especially the permeability of the rock can be much better estimated using analysis methods that consider the transient behavior of the test measurements. The permeability determined with the static Lugeon method and with transient hydraulic testing methods may differ by several orders of magnitudes.

For test results to be representative of the rock conditions, testing equipment must monitor both the test's pressure and flow rates with time. The change with time of the measurements must be considered during the evaluation of the test (transient evaluation).

As the test progresses, the investigation zone around the borehole becomes larger. Initially, only conditions in the borehole and the rock conditions immediately around the borehole are observed. As the test continues the rock conditions further away from the borehole, including possible ground water boundaries can be observed. Knowledge of these transient test behaviors are required to evaluate the hydraulic rock properties.

INHALTSVERZEICHNIS

1.	Einleitung und Zielsetzungen	7
1.1	Anwendungsbereiche hydraulischer in-situ Versuche im Fels	7
1.2	Notwendigkeit technischer Normen	8
1.3	Historische Entwicklungen und Erfahrungen	8
1.3.1	Allgemeines	8
1.3.2	Wasserabpressversuche (Lugeon-Tests) im Bauwesen	8
1.3.3	Durchlässigkeitsversuche in der Erdölexploration	11
1.3.4	Neue Verfahren zur Beschreibung gekoppelter hydraulisch-mechanischer Effekte	11
1.3.5	Hydraulische Felscharakterisierung bei potentiellen Deponiestandorten	11
1.3.6	Erfahrungen aus dem Bereich der Felsinjektionen	12
1.3.7	Die Rolle der angewandten Versuchsausrüstung (Testequipment)	12
1.3.8	Grenzen bisheriger Versuche	12
1.3.9	Unterschiedliche Entwicklung	13
1.4	Zielsetzungen	13
2.	Begriffe und Definitionen	15
2.1	Durchlässigkeitsbeiwert und Transmissivität	15
2.2	Skin-Effekt, Effekte im Gebirge um die Bohrung und auf der Bohrlochwand	15
2.2.1	Positiver Skin ("Well damage"): Verminderung der Durchlässigkeit	16
2.3	Negativer Skin ("Well stimulation"): Verbesserung der Ergiebigkeit des Brunnen	17
2.3.1	Pseudoskin: Scheinbare Bohrloch Effekte	18
2.4	Brunnenspeicherung (Wellbore storage)	20
2.4.1	Ursachen der Brunnenspeicherung	20
2.4.2	Definition	20
2.4.3	Bestimmung des C-Parameters	20
2.4.4	System Compressibility (C_{sc})	22
2.4.5	Wellbore-Storage-Effekte in Nebenbohrungen	22
2.5	Unvollkommener Brunnen ("Partial Penetration")	23
2.6	Speicherkoefizient	24
2.6.1	Definition, im gespannten Aquifer	24
2.6.2	Definition, im ungespannten Aquifer	25
2.6.3	In-situ Bestimmung des Speicherkoefizienten	25
2.7	Stationäre, instationäre und pseudostationäre Fliessverhältnisse	26
2.7.1	Stationäre Fliessverhältnisse ("steady-state flow")	26
2.7.2	Instationäre Fliessverhältnisse ("transient" or "infinite acting")	26
2.7.3	Pseudo-stationäre Fliessverhältnisse	26
2.7.4	Quasi-stationäre Fliessverhältnisse	26
2.8	Bohrloch-Druckgeschichte ("Borehole pressure history")	27
2.9	Räumliche und zeitliche Zuordnung der einzelnen Begriffe	29
2.10	Gegenüberstellung deutscher, englischer und französischer Fachbegriffe	29
3.	Packer-Testsysteme	30
3.1	Allgemeines	30
3.2	Das Doppelpacker-System	30
3.3	Das Wire-line System	31

4.	Beschreibung der Packertestmethoden und Auswerteverfahren	33
4.1	Übersicht der bei Packertests angewandten hydraulischen Testverfahren	33
4.2	Annahmen bezüglich der beschriebenen Standard-Auswerteverfahren	35
4.3	Slug-Test	36
4.4	Puls-Test ("Pressurized slug test")	37
4.5	Auswertung von Slug- und Pulstests	39
4.5.1	Verwendung eines äquivalenten Testrohr-Radius bei der Puls-Test-Auswertung	40
4.5.2	Reichweite von Slug/Puls-Tests:	41
4.5.3	Anwendung von Slug Tests im geklüfteten Felsgestein	42
4.5.4	Alternative Auswertemethoden für Slug-Tests	42
4.6	Tests mit konstanter Druckdifferenz (Constant Head Tests)	43
4.7	Auswertung von Constant-Head-Tsts	44
4.8	Tests mit konstanter Flussrate (Constant-Rate-Test)	45
4.9	Auswertung von Constant Rate Tests	46
4.9.1	Einfluss des Brunnenspeicher- und Skineffektes:	47
4.10	Geradensteigungsverfahren in Kombination mit diagnostischer Testanalyse	50
4.11	Weitere diagnostische Verfahren für 'Constant Rate' -Tests	52
4.12	Typkurvenverfahren nach Gringarten-Bourdet	52
4.13	Auswertung von Tests mit variabler Flussrate	53
4.14	Approximation unter Annahme stationärer Fließverhältnisse	55
4.15	Auswertung der Druckerholungsphase (Theis, Horner)	56
4.16	Auswertung der Druckerholungsphase nach Agarwal	61
4.17	Drill-Stem Test (DST)	63
4.17.1	Anwendung des DST-Verfahrens bei "konventionellen" Doppelpackertests	64
4.18	Auswertung der initialen Druckerholungsphase (PSR)	64
4.19	Injektionstests oder Entnahmetests ?	66
4.20	Vergleich Lugeon Versuche mit neuen geohydraulischen Versuchen	67
4.20.1	Allgemeines	67
4.20.2	Lugeon-Test mit genauer Messung und nicht erkannte Einflüsse	67
4.20.3	Modifizierter Lugeon-Versuch	69
5.	Versuchsabläufe und Programme	72
6.	Folgerungen	75
6.1	Aussagekraft moderner geohydraulischer Versuche	75
6.2	Aussagekraft konventioneller Wasserabpressversuche (Lugeon Versuche)	75
6.3	Generelle Anforderungen an geohydraulische Versuche	75
6.3.1	Generelle Anforderungen an die Versuchsausrüstung	76
6.3.2	Generelle Anforderung an die Versuchsdurchführung	76
6.3.3	Generelle Anforderung an die Versuchsauswertung	77
6.4	Minimale Anforderungen an die Durchführung geohydraulischer Versuche	77
6.4.1	Minimale Anforderungen an Versuchsausrüstung	77
6.4.2	Minimale Anforderungen an Versuchsdurchführung	78
6.4.3	Minimale Anforderung an Versuchsauswertung	78
7.	Literatur	79

1. EINLEITUNG UND ZIELSETZUNGEN

Die Ermittlung hydrogeologischer Verhältnisse im Fels ist für den Grundwasserhaushalt, den Schutz der natürlichen Lebensgrundlagen und die Planung und Ausführung von Bauwerken, Talsperren und Tunnels wichtig. Während es für die hydraulische Charakterisierung von Lockergesteinsgrundwasserleitern eine weitgehend übereinstimmende Praxis über das angewandte Testverfahren gibt, sind die im Fels und insbesondere im Kluffgrundwasserleiter angewandten Methoden sehr unterschiedlich und ohne vertiefte Fachkenntnisse nicht verständlich.

1.1 Anwendungsbereiche hydraulischer in-situ Versuche im Fels

Hydraulische Tests zur Bestimmung der Durchlässigkeit des geologischen Untergrunds werden in der Schweiz für unterschiedlichste Anwendungen durchgeführt:

- Talsperren
- Tunnelprojekte
- Kraftwerk-Druckstollen
- Unter- /Umströmung
- potentielle Deponiestandorte
- Altstandorte
- Geothermie-Bohrungen
- Trinkwasser / Mineralwasserprospektion in tiefen Grundwasserleitern
- Endlagerforschung und Endlagerevaluation für radioaktive Abfälle.

Bei Tunnelprojekten sind Abklärungen über den Wasseranfall während des Vortriebs und der Bauwerksplanung (Drainagemengen) notwendig. In manchen Fällen dienen hydraulische Untersuchungen, um die hydrogeologischen und felsmechanischen Grundlagen für die Ausschreibung des Bauprojekts auszuarbeiten. Dabei stehen Fragen über die Felsqualität, die zu erwartenden Wasserdrücke und der Durchlässigkeiten im Vordergrund.

Bei grösseren Projekten sind auch umweltrechtliche Aspekte zu berücksichtigen, was einen grösseren Untersuchungsperimeter erfordert. Da es in der Praxis nicht möglich ist, die betroffenen Grundwasserleiter bis ins Detail zu untersuchen (die Anzahl der Erkundungsbohrungen ist begrenzt), ist in den meisten Fällen die Typisierung des angetroffenen Grundwassersystems mit Hilfe eines konzeptionellen hydrogeologischen Modells das Ziel. Dazu ist eine bestimmte Anzahl von hydraulischen in-situ Versuchen notwendig, die von der Komplexität des Grundwassersystems und der Heterogenität der einzelnen GW-Leiter abhängt. Der Untersuchungsperimeter umfasst je nach zu erwartender Beeinflussung unter Umständen das gesamte Grundwassereinzugsgebiet. Die mögliche Beeinträchtigung von Quellen und Grundwasserfassungen ist abzuklären. Es steht das Grundwasser-Monitoring im Vordergrund, um für die Beweissicherung die notwendige Datenbasis zu schaffen. Hydraulische in-situ Versuche im erweiterten Untersuchungsperimeter (Gmünder & Arn, 1993) sind darauf ausgelegt, mögliche hydraulische Verbindungen und Beeinflussungen zwischen (geplantem) Bauwerk und den Schutzgütern zu erfassen.

Bei Altlasten, Deponien und potentiellen Deponiestandorten interessieren die Durchlässigkeiten und die piezometrischen Druckhöhen sowohl in den durchlässigen als auch in den stauenden geologischen Einheiten. Vor allem im geklüfteten Fels sind auch die effektiven Fliessporositäten von Interesse, da diese die Transportgeschwindigkeiten von potentiellen Schadstoffen wesentlich mitbestimmen.

1.2 Notwendigkeit technischer Normen

Im deutschsprachigen Raum bestehen keine allgemein anerkannten Vorschriften über die Durchführung von hydraulischen Tests im Fels. Die Qualität der im Rahmen von Bauprojekten durchgeführten Wasserabpressversuche ist daher sehr unterschiedlich.

Zuverlässige Kenntnisse über hydrogeologische Verhältnisse sind auch zum Schutz der Umwelt nötig. Gemäss dem Gewässerschutzgesetz bleiben die Beeinflussungen durch Untertagebauten im allgemeinen gering oder unterbleiben ganz. Das BUWAL hat einen Bericht zum Grundwasserschutz bei Tunnelbauten veröffentlicht (Moser & Steiger, 1994), der sich nur wenig mit den Grenzen und Möglichkeiten der hydraulischen Untersuchungsmethoden befasst.

Die Expertenkommission EK 5.07 „In-Situ Versuche“ hat sich zum Ziel gesetzt, eine entsprechende Norm auszuarbeiten, und dabei auch neuere Verfahren einzubeziehen. Diese Arbeit ist eine Fortsetzung der kürzlich veröffentlichten Norm SN 670 390 „Wasserdurchlässigkeitsversuch nach Lefranc“ für die Durchführung von Durchlässigkeitsversuchen im Lockergestein unterhalb des Grundwasserspiegels. Vor Aufnahme der Normierungsarbeit hat die Expertenkommission EK 5.07 festgestellt, dass wesentliche Grundlagen zur Bearbeitung der Norm fehlen, und in der Literatur sehr unterschiedliche Ansätze veröffentlicht wurden. Sie hat deshalb beschlossen, im Rahmen einer Literaturstudie die notwendigen Grundlagen zu erarbeiten. Die vorliegende Arbeit wurde durch das Bundesamt für Strassen, Geschäftsstelle Forschung Strassenwesen, ermöglicht.

Im Rahmen des CEN TC-341 „In-Situ Versuche“ erarbeitet die Arbeitsgruppe CEN TC-341 WG1 *Bohrungen und Wasserdruckversuche* gegenwärtig europäische Normen aus, die auch für die Schweiz gültig sein werden.

1.3 Historische Entwicklungen und Erfahrungen

1.3.1 Allgemeines

Die Durchlässigkeit von Fels wird in den meisten Fällen von den Klüften und Schwachstellen, dem Trennflächengefüge bestimmt. Bekannte Ausnahmen bilden in der Schweiz die wenig zementierten grobkörnigen Sandsteine der Molasse, insbesondere der Unteren Süsswassermolasse (Rinnensandsteine). Poröse Sedimentgesteine mit Erdölspeicherung sind in der Schweiz nicht verbreitet.

Die Durchlässigkeit hängt von der Kluftweite, dem Durchtrennungsgrad und von weiteren Parametern ab. Die Durchlässigkeit von geklüftetem Fels war das Thema an verschiedenen Symposien (Stuttgart, 1972); europäisches Felsmechanik Symposia (Eurock) und an der internationalen Konferenz über Felsmechanik, die alle vier Jahre stattfindet (Stephansson und Steiner, 1999). Für die Beurteilung verlässt man sich meist auf Feldversuche. Der IAH-Verband (International Association of Hydrogeologists) führte zwei Kongresse zum Thema Kluftgrundwasserfliessen durch (Oslo 1993 und Prag 2003).

Eine Voraussage der Durchlässigkeit aufgrund der Beschreibung des Trennflächengefüges ist schwierig, wenn nicht fast unmöglich. Die theoretischen Überlegungen tragen aber wesentlich zum Verständnis der Strömungsvorgänge (Snow, 1972, 1966, 1968a, 1968b, 1969) bei.

1.3.2 Wasserabpressversuche (Lugeon-Tests) im Bauwesen

Mit dem Bau der Talsperren in den Alpen zu Beginn des 20. Jahrhunderts wurde in der Schweiz, Frankreich und Italien ein Kontrollverfahren eingeführt, das zu Ehren des aus dem Waadtland stammenden Geologen Maurice Lugeon „Lugeon-Test“ genannt wurde. In Deutschland und Österreich ist diese Methode auch unter der Bezeichnung "Wasserabpressversuche" und Wasserdruckversuche (WD-Tests) bekannt. Das Verfahren wurde entwickelt, um abzuklären, ob unter einem Damm Injektionen nötig sind.

Wasserabpressversuche wurden während der ersten Jahrzehnte des 20. Jahrhunderts beim Bau der ersten Talsperren (Schwergewichtsmauer, Bogenmauern) entwickelt (Abb. 1.1) und angewandt. Dabei wurde ein Kriterium gesucht, wann eine Abdichtungsinjektion erforderlich sein würde. Ein wesentlicher Teil der Arbeit wurde von M. Lugeon selbst geleistet, der seine Erkenntnisse im Buch „Barrages et Géologie“ zusammenfasste (Lugeon, 1932).

Als Grenzkriterium wurde ein Wasserverlust pro Meter Bohrloch bei 10 bar Überdruck in Liter/min. während 10 Minuten gemessen. Die Masseinheit des Wasserverlustes wurde als Lugeon bezeichnet. Dieser Wert ist empirisch und stellt keinen Durchlässigkeitsbeiwert dar.

Betrachtet man den Originaltext von Lugeon (1932) genauer, so waren seine Vorschläge weit offener und beschränkten sich nicht auf die heute meist zitierte Formel.

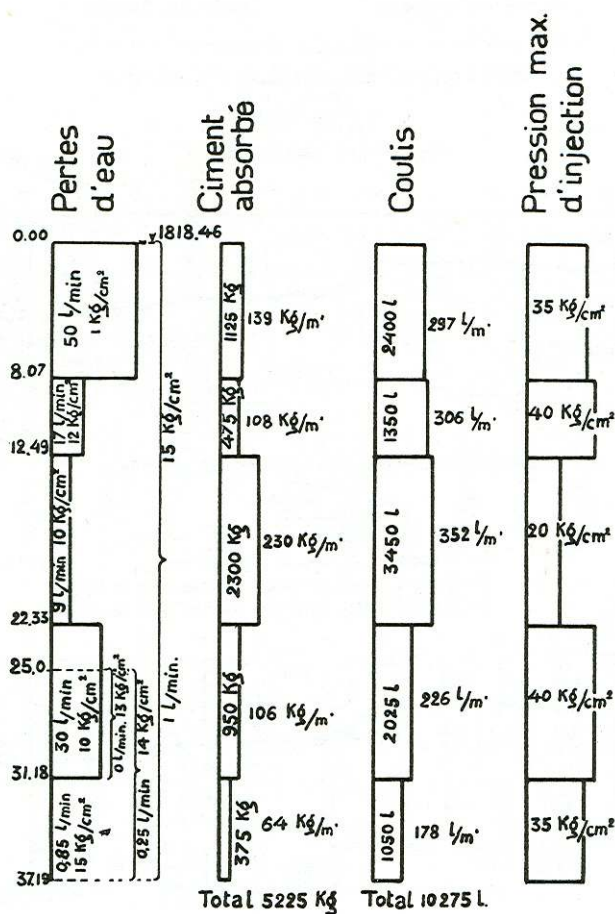


Fig. 34. — Barrage de la Spitallamm (Oberhasli, Suisse). Graphique d'injection d'un forage d'après un dessin original de la Kraftwerke Oberhasli A. G.).

Abbildung 1.1 : Auswertediagramm von Wasserabpressversuchen, Zement- und Injektionsmengen, sowie Injektionsdrücke für eine Bohrung der Spitallamm Sperre des Grimselsees der Kraftwerke Oberhasli AG (Lugeon, 1932)

Die Methode wurde beim Dammbau weltweit angewandt und weiter entwickelt. Hously (1976) schlug in Australien eine Interpretationsmethode mit drei Druckstufen vor. Erfahrungen und Weiterentwicklungen der Methode wurden von Hously (1985, 1990) in Veröffentlichungen dargestellt. Im deutschsprachigen Raum hatte vor allem Ewerts (2004) darüber berichtet.

Dieser modifizierte Versuch wird bei drei verschiedenen Druckstufen ansteigend von p_1 zu p_2 zu p_3 und dann absteigend über p_2 nach p_1 zurück gefahren.

Bei jeder Stufe wird der Wasserverlust während 10 Minuten bestimmt. Zur Auswertung wird der Verlauf der Wassermenge bei den Druckstufen verglichen und einem Verhalten der Strömung aufgrund der fünf Messungen (laminar, turbulent, Auswaschungen, Verstopfungen) zugeordnet. Das Verfahren wird international bei Dammbauten und Untertagbauten (Weltbank-Projekte oder ähnliche) sehr häufig angewandt. Ein Mitautor (Steiner, W.) dieses Berichts hat für einen Damm in Südamerika auf schwierigen Baugrundverhältnissen (geklüfteter, tropisch angewitterter Sandstein teils mit Sand gefüllten Klüften) einige Hundert mehrstufige Wasserabpressversuche ausgewertet. Für die Interpretation wurden noch vier kombinierte Verhaltensmuster ausgewertet, die somit neue verschiedene Verhaltensmuster wie in Abb.1.2 dargestellt ergeben.

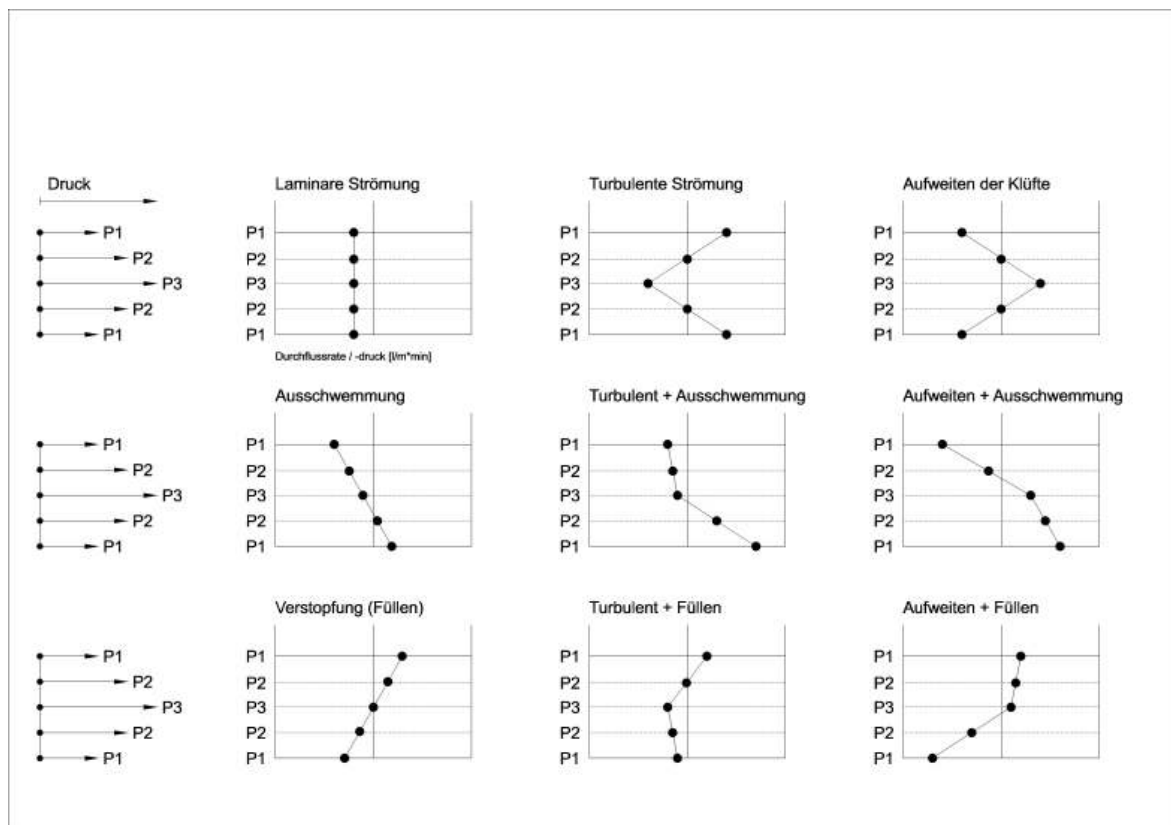


Abbildung 1.2: Bestimmung des Verhaltens mehrstufiger Wasserabpressversuche

Für das unterschiedliche Verhalten hat Hously (1976, 1985) angegeben, welche Durchlässigkeit bei den mehrstufigen Versuchen verwendet werden soll.

Bei der Festlegung der zulässigen Wasserdrücke der einzelnen Druckstufen, meist linear in Abhängigkeit der Tiefe, ergeben sich sehr oft Meinungsverschiedenheiten.

Unabhängig davon schlug Louis (1967, 1974) die Anwendung von Doppelpackern und mehrstufigem Druckaufbau vor.

1.3.3 Durchlässigkeitsversuche in der Erdölexploration

Die Durchführung von Durchlässigkeitsversuchen mit Packersystemen gehört bei der Erdölprospektion auch bei sehr tiefen Bohrungen zum Stand der Technik. Die Druckniveaus sind meist wesentlich höher als im Bauwesen, die Matrixdurchlässigkeit spielt oft eine wesentliche Rolle, wie auch die Temperatur und die Viskosität der Flüssigkeit. Über diese Methoden wird an Tagungen der Internationalen Gesellschaft für Felsmechanik (ISRM) und in den Fachzeitschriften der Petroleumgeologen viel veröffentlicht. Die Entwicklung der hydraulischen Testmethoden und Auswerteverfahren sind in der Erdölprospektion bis anhin stark gefördert worden, da es gilt, aus tiefen und sehr teuren Bohrungen das Maximum an Information zu gewinnen. Die Fortschritte der Erdöl-Reservoircharakterisierung haben auch die Methoden der Grundwassererkundung stark beeinflusst.

1.3.4 Neue Verfahren zur Beschreibung gekoppelter hydraulisch-mechanischer Effekte

Wird ein genügend hoher Druck aufgebracht, so ist es möglich, intakten Fels aufzusprengen, man spricht von „Hydraulic Fracturing“. Ebenso können im geklüfteten Fels Klüfte erweitert werden (Hydraulic Jacking).

In der Felsmechanik entwickelte sich parallel die Technik des hydraulischen Aufspaltens (Hydraulic Fracturing), um die Spannungen im intakten Fels zu messen (Amadei und Stephansson, 1997). Dabei ist eine Zunahme der Durchflussmenge und der zugehörige Druck ein Kriterium für den Spannungszustand. Durchflussmenge und Spannungszustand sind voneinander abhängig. Ähnliche Verfahren können im geklüfteten Fels (Hydraulic Jacking) angewandt werden.

Die Änderung der Durchflussmenge (Durchlässigkeit), die sprungweise erfolgt, wird verwendet, um den Spannungszustand zu ermitteln. Dieser Effekt muss bei hydraulischen Injektionsversuchen berücksichtigt werden: wird der Spannungszustand bei Wasserabpressversuchen zu stark verändert, so trifft eine starke Veränderung der Durchlässigkeit auf. Dieser „Grenzdruck“ sollte bei der Versuchsdurchführung nicht unerkannt überschritten werden. Fairhurst und Roegiers (1972) haben in ihrem Beitrag auf diese Problematik hingewiesen.

Für die Festlegung des zu wählenden Injektionsdrucks bei Injektionen kann die Kenntnis dieses Grenzdruckes entscheidend sein.

Auch bei starker Grundwasserabsenkung kann die damit verbundene Umlagerung im Spannungsfeld zu einer Veränderung der Durchlässigkeitsverhältnisse führen.

1.3.5 Hydraulische Felscharakterisierung bei potentiellen Deponiestandorten

Für die Untersuchung von Lagerstätten radioaktiver Abfälle müssen sehr undurchlässige Formationen untersucht werden. Dabei wurden moderne Einbohrlochtestverfahren aus der Erdölexploration (vgl. Earlougher 1977) für das Testmedium Wasser angepasst (vgl. Almen et al. 1986 und Adam & Wyss, 1994). Die Anwendung mehrphasiger Versuche mit Abfolgen von Pulse-, Slug und Constant Head/Rate-Tests hatte zum Ziel, verlässliche Werte für die Parameter Transmissivität (T) und statisches Druckpotential (h) zu ermitteln. Zur Optimierung der Testzeiten werden auch gezielt die in der Erdölprospektion entwickelten Methoden zur Auswertung von Druckerholungsphasen angewandt (Agarwal, 1980, Ehlig-Economides & Ramey, 1981). Die Auswertemethodik wurde mit diagnostischen Verfahren hinsichtlich des Erkennens von Fließmodellen sowie von Brunnen- und Begrenzungseffekten weiter entwickelt (Bourdet et al. 1989). Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen werden bei der hydrogeologischen Charakterisierung von belasteten Standorten, Deponien und für die Ermittlung der geohydraulischen Parameter bei Tunnelprojekten angewandt.

1.3.6 Erfahrungen aus dem Bereich der Felsinjektionen

Die Kommission der Internationalen Gesellschaften für Felsmechanik über Injektionstechnik (ISRM Commission on Grouting, 1996) hat wenig über die Ermittlung der Durchlässigkeit als Grundlage der Injektionen ausgesagt. Die Voraussage der Injizierbarkeit mittels Wasserabpressversuch ist meist nicht sehr zuverlässig. Ob der Grund nur beim unterschiedlichen Injektionsmittel (Wasser gegenüber Zementsuspension) liegt, ist nicht klar, die Art der Versuche könnte auch eine Rolle spielen.

Bei der Durchführung von Injektionen werden elektronische Aufzeichnungsgeräte angewandt, die sowohl Pumpmenge als auch den aufgebrauchten Druck mit grosser Genauigkeit messen. Der Druck kann in der Bohrung beim Packer gemessen werden.

Bei Injektionen werden die modifizierten Lugeon-Versuche (Druck) mehrstufig nach Houlsby durchgeführt und mit elektronischen Aufzeichnungsgeräten durchgeführt. Bei der Durchführung der Versuche auf der Baustelle werden aber die Möglichkeiten genauer Messgeräte, neuer Datenaufzeichnungen und darauf aufbauender Interpretationsmethoden nicht genutzt. Die zeitabhängige Veränderung von Druck und Durchfluss werden nicht verwendet.

Lugeon Versuche mit zu hohem Druck können zu Aufsprengungen führen und eine falsche Durchlässigkeit vortäuschen. Für die Durchführung von Injektionen kann es jedoch wichtig sein, diesen Druck zu kennen. Wird während den Injektionen dieser Druck überschritten, so kann Injektionsgut in die Trennfläche eindringen und diese ausfüllen. Die Kluft schliesst sich nach der Injektion wieder und blockiert das Injektionsgut.

1.3.7 Die Rolle der angewandten Versuchsausrüstung (Testequipment)

Die ursprünglichen Geräte haben den angewandten Druck an der Oberfläche mit Manometer und die Menge des abgepumpten Wassers gemessen. Heute werden im Bauwesen sehr oft elektronische Steuergeräte eingesetzt, die nur die alten Prozeduren automatisch ausführen, grundlegende Fehler aber nicht eliminieren.

Für die NAGRA hat Amiguet (1984) die Kenntnisse zusammengefasst. Seither haben sich die Ausrüstungen mit elektronischen Sensoren (Druck- und Durchflussmesser), Datenregistriergeräte und dazu passender Auswertesoftware weiter entwickelt.

Für die tiefspezifische Ermittlung der hydraulischen Parameter im Fels hat sich der Einsatz von Packersystemen durchgesetzt. Packer ermöglichen die hydraulische Isolation von definierten Bohrloch-Testabschnitten. Die Testdaten werden immer häufiger automatisch aufgezeichnet und online dargestellt. Für eine optimierte Durchführung von hydraulischen Tests und den Bohrfortschritt bei Tief- und Horizontalbohrungen zu messen, stehen seit wenigen Jahren neuentwickelte Testgeräte zur Verfügung (Bühler C. & Thut A., 1999), die sich analog wie ein Kernfänger in die gewünschte Tiefenposition pumpen lassen.

1.3.8 Grenzen bisheriger Versuche

Die Resultate aus modernen Packertests und aus Lugeon-Versuchen sind oft nicht vergleichbar. Dies hat im wesentlichen zwei Ursachen: Einerseits werden Lugeon-Tests meist nach empirischen Verfahren ausgewertet, andererseits sind die Resultate von Lugeon-Tests stark durch Bohrlocheffekte und bohrlochnahe Strömungseffekte beeinflusst. Bei sehr weit geklüftetem Fels mit hohen Lugeon-Werten (> 20) ist das Strömungsverhalten um eine Bohrung nicht mehr laminar (Rissler, 1982; Kutzner, 1991). Für Ewert (2004) ist die Umrechnung von WD-Werten (Lugeon) in K_f -Werte unzulässig. Er hält die WD-Methode für den Nachweis von dichtem Gebirge bzw. einer Abdichtung dennoch als nützlich. Ewert (2004) schlägt vor, anstelle der Lugeon-Werte Adsorptionskennwerte zu verwenden.

Trotzdem werden Lugeon-Tests von Tunnel- und Dammbau-Ingenieuren gegenüber den modernen Packer-Testverfahren bevorzugt, da deren Interpretation einfach erscheint und bei Lugeon-Tests das Gebirgsverhalten bei variablen Injektionsdrücken beobachtet werden kann. Dies ist insbesondere für geplante Gebirgsvergütungen für die Beurteilung der Injizierbarkeit von Interesse. Ein modifiziertes Lugeon-Testverfahren wird von Fisch & Ziegler (2001) vorgeschlagen. Dieses erlaubt die Beobachtung des Gebirgsverhaltens bei unterschiedlichen Drücken weiterhin, ermöglicht aber zusätzlich eine zuverlässigere Abschätzung der Transmissivität und der statischen piezometrischen Druckhöhe.

1.3.9 Unterschiedliche Entwicklung

Die Entwicklung der Testverfahren für Fels und Lockergestein verlief unterschiedlich. In Lockergesteinsgrundwasserleiter werden weitgehend Verfahren angewandt, die auf der Durchlässigkeit des Grundwasserleiters und auf analytischen (theoretischen) Grundlagen beruhen. Kluftgrundwasserleiter werden oft mit empirischen Methoden (Lugeon Test) oder modifizierten, mehrstufigen Wasserabpressversuchen nach Houlsby charakterisiert. Vor allem für die Erkennung von Deponiestandorten für radioaktive und chemische Stoffe und in der Erdölprospektion und Erdölgewinnung werden Methoden mit analytischen Grundlagen angewandt. Die dabei verwendeten Ausdrücke stammen aus dem Fachenglischen und werden auch im deutschen Sprachraum angewandt. Die englischen Fachausdrücke sind aber nicht selbsterklärend.

Die Verbesserung der Untersuchungsmethoden in der Bautechnik setzt voraus, dass die Entwicklung und Grundlage der verschiedenen Versuche bekannt sind.

1.4 Zielsetzungen

Der vorliegende Bericht soll eine Übersicht der hydraulischen Testverfahren geben und deren Anwendungsbereiche aufzeigen. Die dargestellten Verfahren und Empfehlungen sollen die Grundlage für eine Norm über geohydraulische Versuche im Fels bilden. Dabei stehen folgende Fragen im Vordergrund:

- Welches sind die Vor- und Nachteile der heutigen Testverfahren und für welche geologische Randbedingung wurden sie entwickelt?
- Wo liegen die Anwendungsbereiche und Grenzen der Testverfahren?
- Welche Einschränkungen müssen für einzelne Testverfahren formuliert werden (z.B. bezüglich dem maximalen Injektionsdruck oder der maximalen Fließrate)?
- Wie lässt es sich feststellen, ob eine Versuchs- oder Auswertemethode den angetroffenen Fels- bzw. Aquifereigenschaften entspricht (Fließfeld-Diagnostik)?
- Lassen sich für Versuche im (heterogenen) Fels einfache, einheitliche Verfahren formulieren?

Da Methoden sowohl aus dem Bau-/Ingenieurwesen als auch aus der Hydrogeologie bewertet werden, ist eine klare Definition der verwendeten Begriffe notwendig. Die wichtigsten Begriffe der Grundwasserhydraulik sind deshalb in Kapitel 2 zusammengefasst.

Der Schwerpunkt der Studie liegt bei den Einbohrlochversuchen im Felsgestein. Da sich Felsgesteine unter gewissen Voraussetzungen auch wie poröse Grundwasserleiter verhalten können, und auch Kluftaquifere je nach Ausbildung des Kluftnetzes und der effektiven Testreichweite sich wie homogene Medien verhalten können, kann die Theorie der Lockergesteinshydraulik nicht ausgeklammert werden. Deshalb wird sich diese Studie mit den Grundlagen der Lockergesteinshydraulik befassen und theoretische Aspekte der wichtigsten Testverfahren behandeln.

Bei fast allen hydraulischen Versuchsmethoden muss sowohl in der zeitlichen als auch räumlichen Dimension differenziert werden. Der Wirkungsbereich eines durch einen hydraulischen Versuch propagierten Signals "wandert" mit zunehmender Testzeit von der Signalquelle (z.B. abgepackter Bohrlochabschnitt) tiefer in das Testmedium (= getesteter Formationsabschnitt) und erreicht unter Umständen eine Begrenzung, z.B. in Form einer undurchlässigen Barriere. Die Geschwindigkeit, mit der sich das hydraulische Signal ausbreitet, ist wiederum eine Funktion der Aquifereigenschaften (Transmissivität und Speicherkoefizient). Bei hydraulischen (Ein-)Bohrlochversuchen ist die Geometrie und Beschaffenheit des getesteten Formationsabschnitts in der Regel nicht bekannt. Die Wahl eines Auswertemodells wird aufgrund der Analyse von Testdaten getroffen. Es ist deshalb äusserst wichtig, dass ein Testingenieur während eines hydraulischen Tests die erhobenen Testdaten zeitlich und räumlich zuordnen kann (vgl. Abbildung 1.3): Repräsentieren die aktuellen Testdaten die physikalischen Bohrloch- bzw. Testequipment-Eigenschaften, die Formationseigenschaften (was angestrebt wird), oder sind die Testdaten bereits durch Begrenzungseffekte beeinflusst ?

Fliessmodelle		
Innere Randbedingungen	Grundmodell	Äussere Randbedingung
Frühe Testzeiten ("early-time")	----->	Späte Testzeiten ("late-time")
Beispiele: - Brunnenspeicherung - Skin - Unvollkommener Brunnen	Beispiele: - homogen - parallele Klüfte - doppel-porös - doppel-permeabel	Beispiele: - "no flow" - "constant head" - unendlich ausgedehnter Aquifer

Abbildung 1.3: Komponenten eines Fliessmodells. Bei den Fliessmodellen werden Grundmodell sowie innere und äussere Randbedingungen unterschieden. Das Grundmodell beschreibt die prinzipiellen Aquifereigenschaften (z.B. homogen, doppel-porös). Die inneren Randbedingungen betreffen die Brunnen- bzw. die Bohrlocheigenschaften (z.B. Brunnenspeicherung, Skin). Mit den äusseren Randbedingungen werden die Begrenzungen des Aquifers beschrieben.

Zu den inneren Randbedingungen gemäss Abbildung 1.3 sind auch das Testequipment und die Testkonfiguration zu zählen. Genau definierte und kontrollierte Versuchsbedingungen sind für die korrekte Testinterpretation sehr wichtig. Zum Beispiel führt ein unbemerkt leckendes Testrohr oder ein unbemerkter Packer-Bypass zwangsläufig zu irreführenden Interpretationen und falschen Resultaten. In diesem Bericht werden deshalb auch mögliche negative Einflüsse der Testvorrichtungen aufgeführt und Mindestanforderungen an das zu verwendete Testequipment vorgeschlagen.

2. BEGRIFFE UND DEFINITIONEN

2.1 Durchlässigkeitsbeiwert und Transmissivität

Der Begriff Durchlässigkeit oder Durchlässigkeitsbeiwert ist in Anhang A erklärt. Bei hydraulischen Packertests wird für die Berechnung der hydraulischen Durchlässigkeit K (in m/s) die zwischen Packern ermittelte Transmissivität T (in m^2/s) durch die Intervalllänge L (in m) dividiert. Damit wird angenommen, dass der Grundwasserleiter über den ganzen Testabschnitt homogen sei.

In geklüftetem Fels ist die Annahme der Homogenität nicht zutreffend. Der entsprechende K -Wert unterschätzt die Kluftdurchlässigkeit und überschätzt die Durchlässigkeit der Formationsmatrix. Der verwendete Begriff "äquivalente Durchlässigkeit" bzw. "äquivalenter Durchlässigkeitsbeiwert" trägt diesem Umstand Rechnung.

Wird durch das Packerintervall nur ein Teilbereich einer mächtigeren hydrogeologischen Einheit erschlossen (vgl. Kapitel 2.5), so muss aufgrund der Fließfelddiagnostik (Kapitel 4.10 und 4.11) beurteilt werden, ob die gemessene Transmissivität dem Packerabschnitt oder der gesamten hydrogeologischen Einheit zuzuordnen ist. Im letzteren Fall wäre bei der Umrechnung von T zu K ($K = T / L$) die Gesamtmächtigkeit einzusetzen. In Sandsteinen mit eingeregelter Korngefüge und bei Gesteinsschichten mit Wechsellagerung ist die ermittelte Transmissivität aufgrund der radialsymmetrischen Fließverhältnisse meist der durch die Packer begrenzten Zone zuzuordnen.

2.2 Skin-Effekt, Effekte im Gebirge um die Bohrung und auf der Bohrlochwand

Mit dem Bohren oder mit der Installation eines Brunnens kann sich das Gebirge um die Bohrung verändern, und damit die Durchlässigkeit der Formation in unmittelbarer Nähe zur Bohrung bzw. zum Brunnen beeinflussen. Die veränderte Zone um die Bohrung wird als Skinzone bezeichnet (Earlougher, 1977). Sie kann einerseits eine erniedrigte Durchlässigkeit (positiver Skin) oder erhöhte Durchlässigkeit (negativer Skin) aufweisen. Eine Abnahme der Durchlässigkeit kann zum Beispiel durch Feinanteile der Bohrspülung entstehen, die während des Bohrfortschritts die Poren der bereits durchbohrten Gesteinsschichten verstopfen.

Durch den Skineffekt weicht der Verlauf der Potentialfläche zum Brunnen hin vom theoretischen Verlauf ab. Bei positivem Skin (mit geringerem K -Wert in unmittelbarer Brunnennähe) muss der Gradient in unmittelbarer Brunnennähe erhöht sein, damit die radiale Anströmung konstant bleibt (siehe Abbildung 2.4). Umgekehrt führt ein negativer Skin zu einer Verflachung des Gradienten in Brunnennähe und wirkt sich wie eine Vergrößerung des Brunnen- bzw. Bohrlochradius aus. Die durch den Skin verursachte Druckdifferenz im Bohrloch bzw. im Brunnen wird als ΔP_{Skin} bezeichnet. Es gilt:

$\Delta P_{\text{Skin}} > 0 \Rightarrow$ Verminderung der Durchlässigkeit bei/nahe Bohrlochwandung

$\Delta P_{\text{Skin}} = 0 \Rightarrow$ Keine Veränderung der Formationseigenschaften nahe der Bohrung

$\Delta P_{\text{Skin}} < 0 \Rightarrow$ Erhöhung der Durchlässigkeit bei/nahe Bohrlochwandung

Für die radial-konvergente Strömung von/zu dem Brunnen ist der Skin wie folgt definiert:

$$s = \frac{2 \cdot \Pi \cdot K \cdot L}{q \cdot \rho \cdot g} \cdot \Delta P_{\text{Skin}} \quad [-] \quad \text{oder} \quad s = \frac{2 \cdot \Pi \cdot K \cdot L}{q} \cdot \Delta h_{\text{Skin}} \quad [-]$$

Der Störeffekt um die Bohrung (Skineffekt) wird meist als Skinfaktor ausgedrückt, der mehrere Teil-Kenngrößen des Skins zusammenfasst. Skin beeinflusst bei hydraulischen Einbohrlochversuchen den Testverlauf und muss bei der Testauswertung berücksichtigt werden. Ist der Speicherkoeffizient bekannt, kann der Skinfaktor während der Auswertung quantifiziert werden. Der Skinfaktor kann als radiale Zone um das Bohrloch mit bestimmter radialer Mächtigkeit und Durchlässigkeit ausgedrückt werden (Earlougher, 1977):

$$s = \left(\frac{K}{K_S} - 1 \right) \cdot \ln \left(\frac{r_w + t_s}{r_w} \right) \quad [-]$$

K_S = K-Wert der Skinzone

t_s = radiale Mächtigkeit der Skinzone ($t_s = r_w - r_s$)

r_s = Radius der Skinzone um Bohrlochachse

r_w = Bohrlochradius

Typische Werte für Skinfaktoren variieren zwischen -6 und +100.

Der Skinfaktor kann auch als äquivalenter oder wirksamer Bohrlochradius r_e beschrieben werden (im englischen Sprachgebrauch: "apparent radius", vgl. Earlougher, oder "effective wellbore radius") :

$$r_e = r_w e^{2 \cdot s} \quad [\text{m}]$$

Auch natürliche Heterogenität des Gesteins, wie zum Beispiel variierende Klufthmächtigkeit, kann sich wie ein Skin auswirken (vgl. Abbildung 2.4).

2.2.1 Positiver Skin ("Well damage"): Verminderung der Durchlässigkeit

Die möglichen Ursachen eines positiven Skins sind (vgl. Abbildung 2.2 und Abbildung 2.4):

- Verstopfung durch Migration der Bohrspülung in die Formation
- Verschmierung der Bohrlochwandung beim Bohrfortschritt, z.B. bei Mergel-/Sandstein-wechsellagerung
- Bohrlochwandung schneidet Kluffverengung
- Filterverstopfung beim Brunnen (z.B. durch Ausfällungen)

Skinfaktoren von 50 und mehr sind z.B. in Bohrungen mit Sandstein-/Mergel-Wechsellagerungen nicht ungewöhnlich. Beim Bohren durch Mergel- und Tonsteinschichten wird die Bohrspülung mit Feinpartikel aufgeladen, welche die poröse Matrix der Sandsteine infiltrieren und verstopfen können.

Der Effekt hoher Skinfaktoren auf den Testverlauf ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Die Grafik zeigt simulierte Versuche mit konstanter Fördermenge (Constant Rate Tests) mit Skinfaktoren von 0 (kein Skin), 10 und 50. Die durch den Injektionstest bewirkte Druckänderung ist im dargestellten Beispiel bei $s = 50$ um einen Faktor > 7 erhöht.

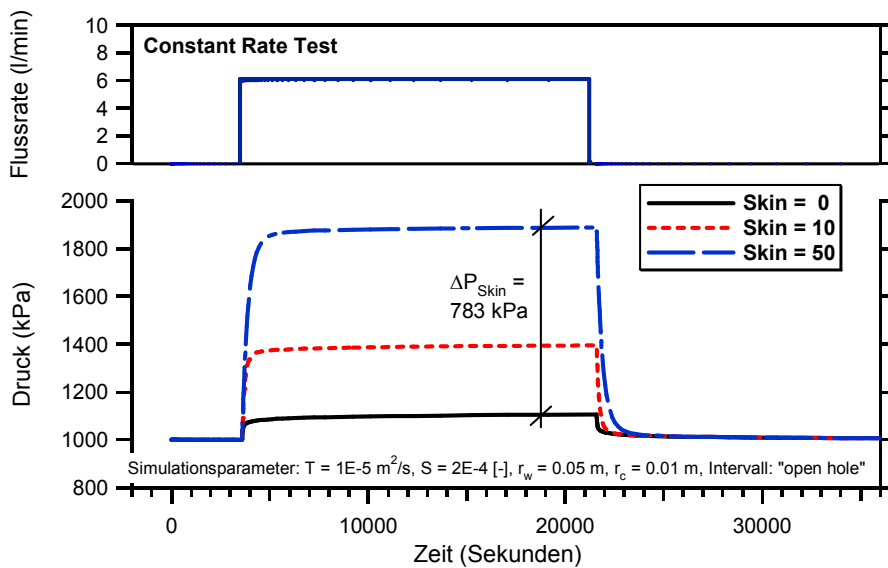


Abbildung 2.1: Simulierte Injektionstest mit konstanter Flussrate (Constant Rate) mit unterschiedlichen Skinfaktoren.

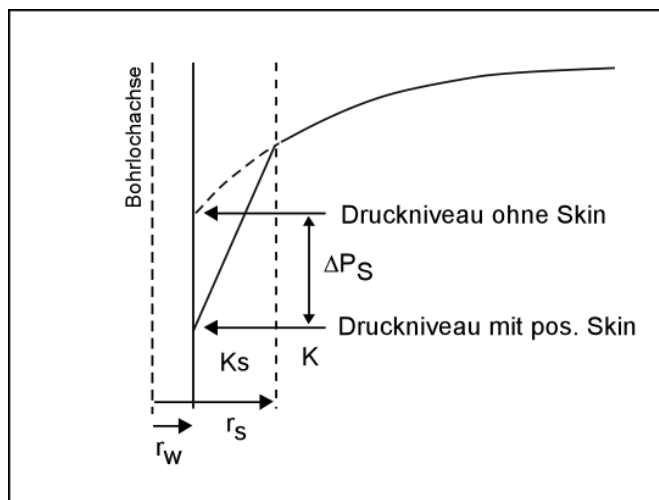


Abbildung 2.2: Potentiallinie zum Brunnen hin bei positivem Skin

2.3 Negativer Skin ("Well stimulation"): Verbesserung der Ergiebigkeit des Brunnen

Die möglichen Ursachen eines negativen Skins, wo die Ergiebigkeit gegenüber den theoretischen Abmessungen des Brunnen erhöht wird, sind (vgl. Abbildung 2.3 und Abbildung 2.4):

- Bohrlochnahe Auflockerung, z.B. bei hohen Gebirgsspannungen
- Bohrlochnahe Auswaschung von Feinanteil durch Grundwasserförderung im Lockergestein oder in Klüften mit Zerreibsel

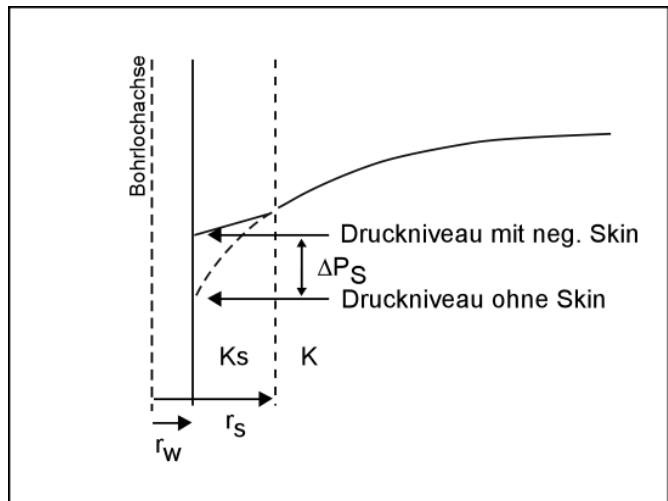


Abbildung 2.3: Potentiallinie zum Brunnen hin bei negativem Skin

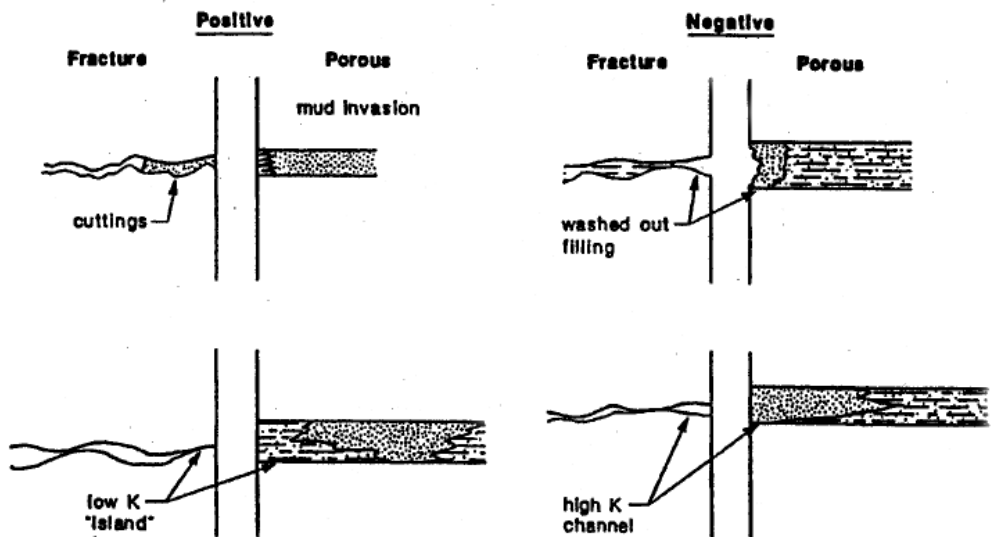


Abbildung 2.4: Beispiele für positiven und negativen Skin im Kluftaquifer und porösem Medium (aus Doe & Geier, 1990)

2.3.1 Pseudoskin: Scheinbare Bohrloch Effekte

Bei hohen Flussraten (Pumpmengen) kann sich nahe beim Brunnen/Bohrloch eine turbulente Strömung einstellen, die einen erhöhten Ausfluss- bzw. Eintrittswiderstand erzeugt, sich also wie ein positiver Skin zeigt. Dieses Phänomen wird als Pseudoskin bezeichnet und hängt von der Flussrate ab. Deshalb muss bei der Testauswertung berücksichtigt werden, dass der Skinfaktor entsprechend der Flussrate variieren kann. Ein flussrateabhängiger Skineneffekt kann mit moderner Auswertesoftware wie z.B. "Saphir" simuliert werden. Pseudoskin wird auch in Brunnen beobachtet, die nicht im gesamten Bereich der hydraulisch leitenden Formation verfiltert sind, bzw. bei Packertestintervallen, die sich nicht über die gesamte Formationsmächtigkeit erstrecken ("Unvollkommener Brunnen", siehe auch Kapitel 2.5). Bei mittel bis wenig durchlässigen Testzonen tritt Pseudoskin in der Regel nicht auf, da laminare Strömungen überwiegen.

In Abbildung 2.5 ist ein mehrstufiger Pumpversuch dargestellt, bei dem sich der Skineffekt von Stufe zu Stufe, das heisst mit zunehmender Flussrate, vergrössert.

Bei mehrstufigen Wasserabpressversuchen in stark durchlässigem Gebirge kann sich ein Pseudo-schein einstellen.

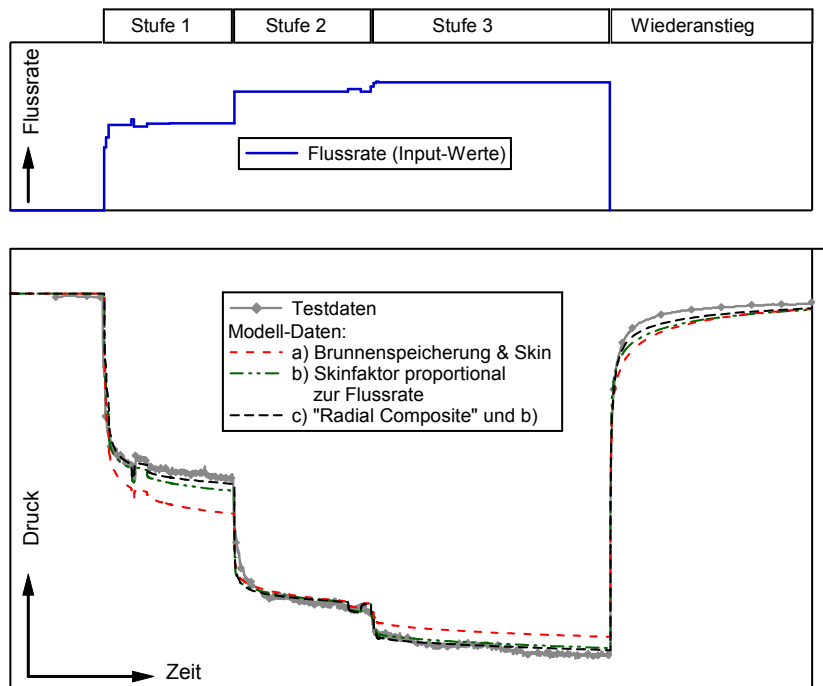


Abbildung 2.5: Beispiel für eine durch Pseudoskin-Effekt beeinflusste hydraulische Testsequenz. Bei höheren Flussraten (Pumpmengen) erhöhen sich mit einer turbulenten Strömung die Reibungsverluste und damit die Druckänderungen beim Brunneneintritt. Relative Änderungen der Flussrate führen deshalb zu erhöhten differentiellen Absenkbeträgen zwischen den einzelnen Pumpstufen. Dies ist in der Grafik durch die dargestellten Testdaten und die Simulationskurve "b" (flussabhängiger Skin) im Vergleich mit der Kurve "a" (konstanter Skin) verdeutlicht.

2.4 Brunnenspeicherung (Wellbore storage)

2.4.1 Ursachen der Brunnenspeicherung

Der Brunnenspeichereffekt spielt bei fast allen hydraulischen Testarten eine Rolle. Bei einem Pumpversuch entstammt ein bestimmter Anteil des geförderten Wassers nicht unmittelbar aus dem Aquifer, sondern aus dem Brunnen selbst. Bei hydraulischen Tests in Brunnen und bei offenen Bohrungen ist die Brunnenspeicherkonstante C eine Funktion des Brunnens- bzw. Bohrlochradius. Bei Packertestphasen mit offenem Bohrlochventil ist C durch den Radius des Testrohrs definiert. Bei Tests mit geschlossenem Bohrlochventil hängt C von der Kompressibilität (elastische Verformung) der Testzone und des Wassers ab.

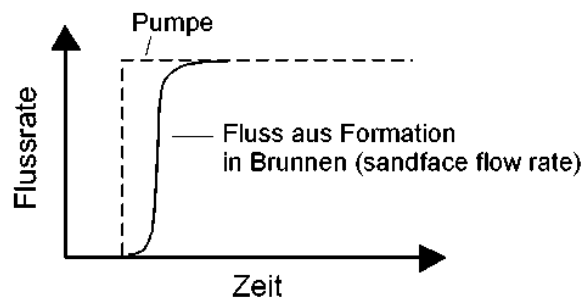


Abbildung 2.6: Vergleich Pumprate und effektive Formationsflussrate (von Formation in das Bohrloch) zu Beginn eines Pumpversuchs.

2.4.2 Definition

Die Brunnenspeicherung entspricht dem Volumen, das je nach Druckänderung dem Brunnen entnommen bzw. dem Brunnen zugeführt wird, um eine bestimmte Potentialänderung in der Formation anzuzeigen:

$$C = \Delta V / \Delta P \quad [\text{m}^3 / \text{Pa}]$$

$$\text{Dimensionslos: } C_D = \frac{\rho g C}{2\pi S r_w^2} \quad [-]$$

Beispiel: Damit der Anstieg des Druckpotentials in einer Siltschicht korrekt angezeigt wird, muss ein Piezometer eine Wassermenge aufnehmen, die der Druckhöhenänderung in der Siltschicht entspricht. Dieses Wasservolumen ist vom Pegeldurchmesser bzw. Bohrdurchmesser abhängig.

2.4.3 Bestimmung des C-Parameters

Die Brunnenspeicherkonstante lässt sich bei einem Constant-Rate-Test mit Hilfe der Log-Log-Darstellung der Absenkdaten bestimmen, vorausgesetzt dass die Flussrate bekannt ist.

Bei einem Constant-Rate-Test liegen die Testdaten und deren Ableitungsfunktionen (vgl. Bourdet et al., 1989) in der Log-log-Darstellung auf einer Geraden mit der Steigung 1 ("unit slope"). Für die Bestimmung von C liest man ausgehend von einem beliebigen Punkt auf der Gerade die entsprechenden X- (Zeit) und Y-(Druck) Werte, d.h. ein ΔP - Δt -Paar, heraus. Die Druckänderung ΔP auf der "unit slope" wird einzig durch die Volumenänderung $\Delta t \cdot q$ bestimmt (Zeit * Flussrate = ΔV). Die Brunnenspeicherkonstante C berechnet sich dann aus der Beziehung $C = \Delta V / \Delta P$ (siehe Beispiel in Abbildung 2.7).

Bei Tests mit geschlossener Druckmessskammer, z.B. bei Arteser, bei Packertest mit geschlossenem Ventil und bei hydraulischen Tests in Kavernen und Tunneln, ist der Brunnenspeichereffekt um mehrere Größenordnungen kleiner. Der Brunnenspeichereffekt ergibt sich aus dem elastischen Verhalten von Testequipmentkomponenten wie z.B. Packer und der (geringen) Kompressibilität des Wassers.

Bei einem Pulse-Test wird der C-Parameter für das geschlossene System (Testzone bei geschlossenem Ventil) durch Übertragung eines Druckpulses auf das Intervall bestimmt. Die durch die Elastizität der Testzone verursachte Volumenänderung wird als Wasserstandsänderung im Testrohr bzw. als Volumen- oder Gewichtsänderung im Injektionsgefäß gemessen.

Bei einem Constant-Rate-Test bewirkt die Brunnenspeicherung eine Abweichung von der idealen Theiskurve und einen verzögerten Übergang zu den IARF-Bedingungen. Tests, bei denen die "Wellbore storage"-Phase nicht überwunden wurde, können nicht mit dem Geradensteigungs-verfahren ausgewertet werden.

Der C-Parameter beeinflusst jeweils nur die Startphase eines hydraulischen Tests. Die Zeitdauer der C-beeinflussten Phase ist eine Funktion von $C / (S T)$. Die Daumenregel nach Earlougher (1977) besagt, dass ein Geradensteigungsverfahren erst 1 bis 1.5 Log-Zyklen nach Separation der Druck- und Bourdet-Ableitungsfunktion anwendbar ist. Diese Regel entspricht dem Kriterium der kritischen dimensionslosen Zeit, wonach IARF erst eintritt wenn $t_D/C_D > 60$.

Der Brunnenspeicherkoeffizient (wellbore storage constant C) wird in der Regel wie eine Konstante verwendet, obwohl der Parameter bei geschlossenen Druckmesskammern meist druckabhängig ist. Bei Pumpversuchen mit konstantem Pegel-/Bohrdurchmesser kann er als gleich bleibend bezeichnet werden. Bei geschlossenen Messanordnungen ist C oft nicht konstant, weil die Kompressibilität bzw. elastischen Eigenschaften der einzelnen Ausrüstungskomponenten druckabhängig sein können. Bei Anzeichen eines stark variierenden Brunnenspeicherkoeffizienten ist jedoch zu prüfen, ob der Testverlauf durch eine vorhandene Gasphase beeinflusst wurde.

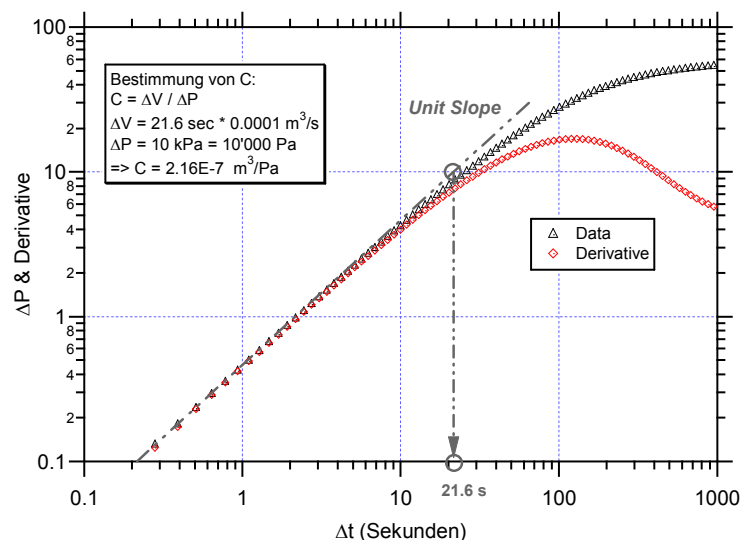


Abbildung 2.7: Berechnung des Brunnenspeicherungskoeffizienten (Wellbore storage C) bei einem Constant-Rate-Test mit Hilfe des Log-log-Plots (Flussrate = konstant = 6 l/min).

2.4.4 System Compressibility (C_{sc})

Die System-Kompressibilität wird bei geschlossenen Systemen aus der Brunnenspeicherkonstante und (nominalem) dem Intervallvolumen berechnet. Als nominales Intervallvolumen wird das Bohrlochvolumen zwischen den Packern ohne Abzug des darin enthaltenen Volumens der Geräte bezeichnet.

$$C_{SC} = \Delta V / (\Delta P V_{\text{Testzone}}) = C / V_i \quad [1 / \text{Pa}]$$

dabei ist V_i das Volumen der Testzone bzw. des Testintervalls.

C_{SC} -Werte für Solexperts-Packersysteme sind in Tabelle 2.1 angegeben. Die Variation der C_{SC} -Werte je Packertyp ergeben sich primär aus dem unterschiedlichen Inflationsdruck der Packer. Tendenziell nehmen die C_{SC} -Werte deshalb bei grösseren Testtiefen ab. Insbesondere bei wenig hartem Festgestein (z.B. tonige Mergel) ergeben sich grössere C_{SC} -Werte, und sie nehmen mit der Länge des Testintervalls ab. C_{SC} -Werte werden bei Packertests gemessen, um die Randbedingungen des Versuchs zu überprüfen (Zustand der Packer; Indiz für vorhandene Gasphase). Bei Pulse-Tests ist die Bestimmung des C-Parameters Teil des Testverfahrens und der Auswertung.

Tabelle 2.1 C_{SC} -Erfahrungswerte für Solexperts-Packerstysteme (für Intervalllängen von ca. 3 bis 20 m)

DP-System	Packertyp	$C_{SC} [\text{Pa}^{-1}]$	
		Minimal	Maximal
DPSS (DP-Standardsystem)	Bimbar	1E-9	5E-9
DPHD (DP- Heavy Duty)	TAM	6E-10	3E-9

2.4.5 Wellbore-Storage-Effekte in Nebenbohrungen

Der Brunnenspeichereffekt der Pumpbohrung ist im Aquifer bis zu einem bestimmten Abstand zum Brunnen feststellbar. In der Abbildung 2.8 sind für Constant-Rate-Tests dimensionslose Absenk- und Derivative-Daten des Beobachtungsbrunnens für unterschiedliche r_D -Werte angegeben ($r_D = r / r_w$). Die in der Abbildung dargestellten Kurven zeigen den Effekt der Brunnenspeicherung in der Pumpbohrung, beinhalten jedoch keine Brunnenspeichereffekte in den Beobachtungsbohrungen. Der Verlauf der Druckkurve mit $r_D = 100$ zeigt, dass Brunnenspeichereffekte auch bei radialen Distanzen von mehr als hundert Brunnenradien auftreten. Längs der Zeitachse verschwinden die Brunnenspeichereffekte bei t_D/C_D - Verhältnissen > 60 .

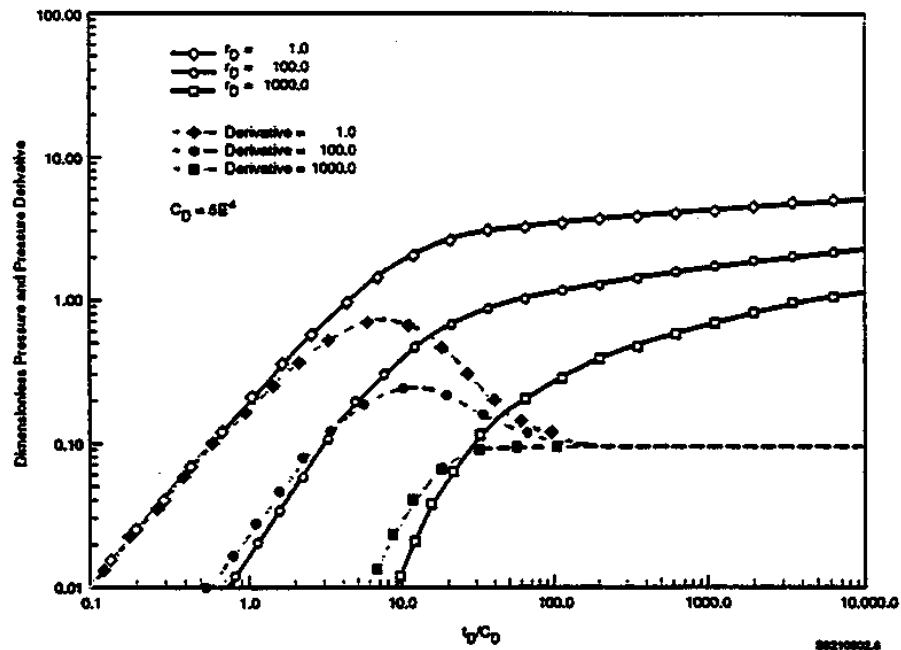


Abbildung 2.8: Brunnenspeichereffekte während Constant-Rate Tests für unterschiedliche Distanzen zum Brunnen (aus Spane 1993).

2.5 Unvollkommener Brunnen ("Partial Penetration")

"Unvollkommener Brunnen" umschreibt Fließverhältnisse, die sich bei unvollständiger Brunnenverfilterung des Aquifers ergeben können, beziehungsweise bei Packertests mit Testintervall kleiner als die Mächtigkeit des transmissiven Formationsabschnitts. Wie in Abbildung 2.9 dargestellt, erzwingt die unvollständige Verfilterung des Brunnens eine vertikale Fließkomponente der radial-konvergenten Grundwasserströmung in Brunnennähe. Der Effekt des unvollkommenen Brunnens beschränkt sich auf die frühen Testdaten und auf radiale Distanzen vom Brunnen, die kleiner sind als die 1.5-fache Aquifermächtigkeit. Bei der Anwendung von Geradensteigungsverfahren sind bei unvollkommenem Brunnen die späten Testdaten zu verwenden.

In der Praxis werden "partial penetration"-Effekte selten beobachtet, da sowohl Lockergesteins- als auch Festgesteins-Formationen meist ein relativ hohes Verhältnis von horizontaler zu vertikaler Durchlässigkeit aufweisen, was die vertikale Fließkomponente begrenzt.

"Partial Penetration"-Effekte werden in Weeks (1969) für gespannte Aquifere (Grundwasserträger) und in Neuman (mehrere Publikationen 1972-75) für ungespannte Aquifere diskutiert. Ein schnellerer Algorithmus für die Typkurvenberechnung für den ungespannten Aquifer wurde von Moench (1993) entwickelt.

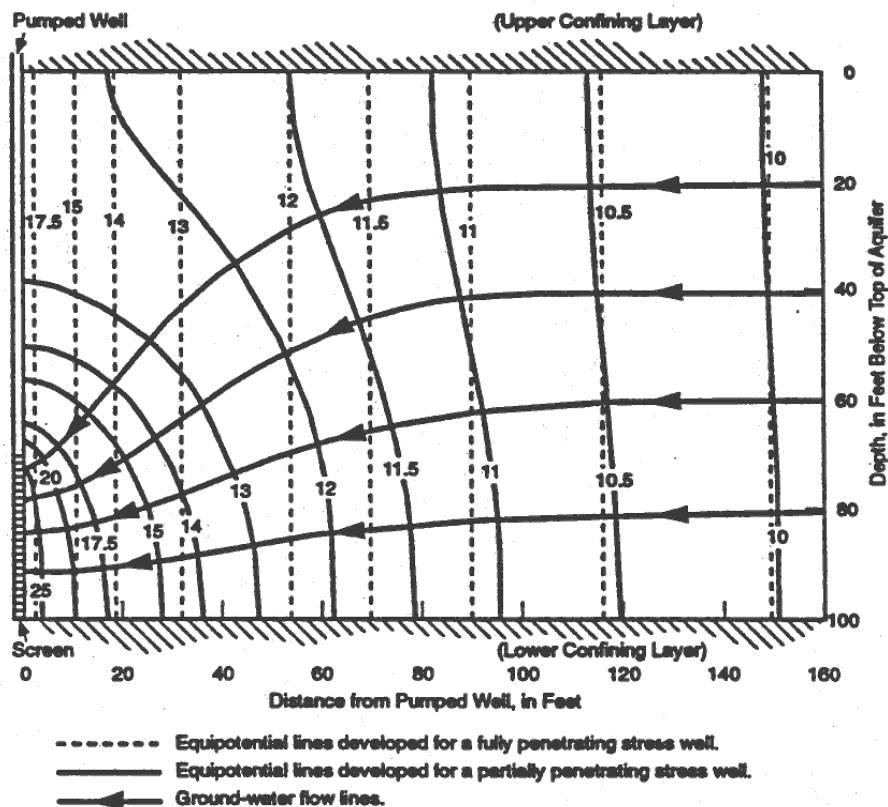


Abbildung 2.9: Verteilung der Potentiallinien und Flusslinien bei radialer Anströmung eines unvollkommenen Brunnens

2.6 Speicherkoeffizient

2.6.1 Definition, im gespannten Aquifer

Der spezifische Speicherkoeffizient (S_s) bezeichnet das Wasservolumen, das ein Einheitsvolumen des Aquifers freigibt (bzw. aufnimmt), wenn das hydraulische Potential (piezometrische Druckhöhe) um eine Einheit erniedrigt wird. Bei gespannten Grundwasserleitern ist der druckabhängige Speichereffekt auf die Kompressibilität der Aquifermatrix und des Grundwassers zurückzuführen. Der Speicherkoeffizient eines Aquifers (bzw. einer Testzone) ist das Produkt aus spezifischem Speicherkoeffizienten und der Aquifermächtigkeit (bzw. Mächtigkeit der Testzone): $S = S_s L$

Der Speicherkoeffizient (S) bzw. der spezifische Speicherkoeffizient (S_s) für eine Formation mit gespannten Verhältnissen kann theoretisch mit Hilfe der folgenden Formel abgeschätzt werden (JACOB, 1940):

$$S_s = \rho g (\alpha + \theta \beta)$$

$$S = S_s L$$

wobei:

S = Speicherkoeffizient (dimensionslos)

S_s = spezifischer Speicherkoeffizient (m^{-1})

ρg = spez. Gewicht von Wasser ($Pa\ m^{-1}$)

α = Gesteinskompressibilität (Pa^{-1})

β = Kompressibilität von Wasser; ca. $4E-10\ Pa^{-1}$

θ = Porosität (-)

L = Mächtigkeit des Aquifers, bzw. Intervalls (m)

Für den Kluftaquifer bei nicht-kompressiblem Fels und vernachlässigbarem Matrixfluss gilt:

$$S_s = \rho g \beta b n$$

Dabei ist b die Kluftöffnungsweite (m) und n die Anzahl Klüfte je Längeneinheit (m^{-1})

2.6.2 Definition, im ungespannten Aquifer

Bei Grundwasserleitern mit freier Spiegelfläche entspricht der Speicherkoeffizient (S) der hydraulisch wirksamen Porosität ($S = \theta$). Die Kompressibilität des Wassers und des Korngerüsts ist vernachlässigbar. Der Speicherkoeffizient im ungespannten Aquifer ist um mehrere Größenordnungen höher als im gespannten Aquifer. Im englischen Sprachgebrauch wird der Ausdruck "Specific yield" (S_y) verwendet. Beim ungespannten Aquifer ist S unabhängig von der Mächtigkeit des Aquifers, solange sich die Porosität nicht ändert (Das Produkt $S = S_s L$ macht im ungespannten Aquifer keinen Sinn, da der dominierende Speichereffekt nur im Bereich der GW-Spiegelfläche auftritt)

2.6.3 In-situ Bestimmung des Speicherkoeffizienten

Der Speicherkoeffizient wird im Feld mit Hilfe einer Mehrbohrlochanordnung bestimmt (z.B. Pumpversuch mit Druckbeobachtung in Nebenbohrung).

Bei Einbohrlochversuchen wird eine Abschätzung des Speicherkoeffizienten u.a. durch mögliche Anomalien der Bohrlochwandung (Skin) erschwert. Verlässliche Speicherkoeffizienten lassen sich nur in Mehrbohrlochkonfiguration durch Auswertung der Druckreaktionen in Nebenbohrungen ermitteln. Die bei Einbohrlochversuchen theoretisch abgeschätzten Speicherkoeffizienten sind jedoch ein Hilfsmittel der Testinterpretation, da sie bei Abweichung vom Bereich plausibler Werte einen Hinweis auf vorhandenen Brunneneffekt (Skin) geben.

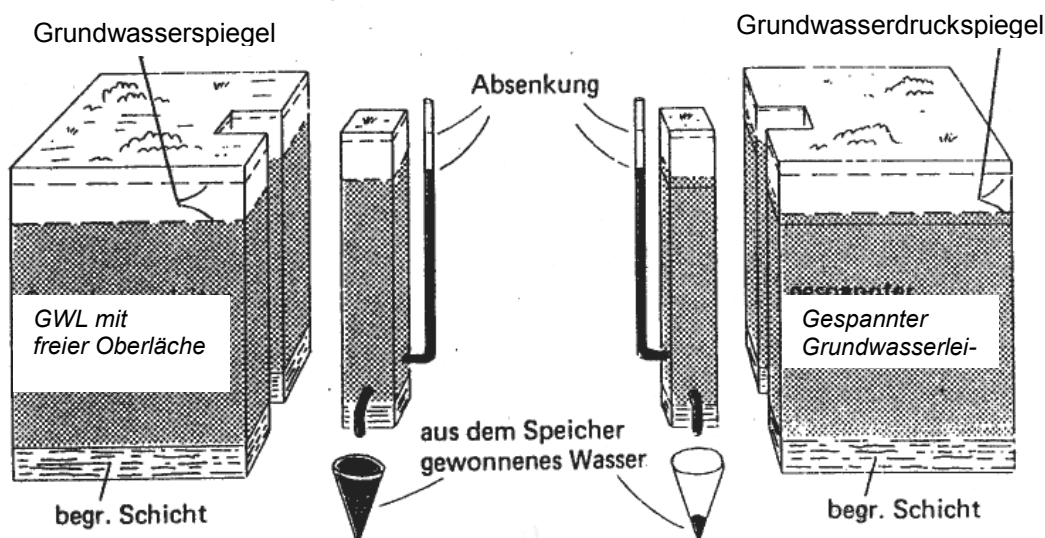


Abbildung 2.10: Bildliche Darstellung des Speicherkoeffizienten für ungespannten (Bild links) und gespannten Grundwasserleiter (Bild rechts)

2.7 Stationäre, instationäre und pseudostationäre Fliessverhältnisse

2.7.1 Stationäre Fliessverhältnisse ("steady-state flow")

Eine Grundwasserströmung wird als stationär bezeichnet, wenn die Potentialverhältnisse und die Fliessvektoren über die Zeit konstant bleiben. Während eines Pump- oder Wasserdruckversuches können stationäre Verhältnisse nach einer bestimmten Testzeit erreicht werden, wenn der Absenktichter eine konstante Druckbegrenzung, z.B. in Form eines nahen Gewässers oder eines transmissiveren Aquifers erreicht. Stationäre Fliessverhältnisse werden auch bei Pumpversuchen in Grundwasserleitern mit starker Strömung relativ früh erreicht.

2.7.2 Instationäre Fliessverhältnisse ("transient" or "infinite acting")

Eine Grundwasserströmung wird als instationär oder transient bezeichnet, wenn die Potentialverhältnisse und die Fliessvektoren über die Zeit variieren. Im englischen Sprachgebrauch ist der Ausdruck "infinite acting" weit verbreitet. Sind keine nahen Begrenzungen vorhanden, verhalten sich alle hydraulischen Tests in einer bestimmten Phase transient ("infinite acting"), als würden sie in einem unendlich ausgedehnten Aquifer stattfinden.

2.7.3 Pseudo-stationäre Fliessverhältnisse

Pseudo-stationär bedeutet, dass sich der Druck bei konstantem Fluss linear mit der Zeit verändert. Dies trifft für ein geschlossenes Reservoir zu, das mit konstanter Flussrate entleert oder alimentiert wird.

2.7.4 Quasi-stationäre Fliessverhältnisse

Mit dem Begriff quasi-stationär ist die Einschätzung verbunden, dass die Flussrate und die Druckänderung beinahe konstant sind und eine wesentliche Änderung dieser Parameter (z.B. um mehr als 5%) in absehbarem zeitlichen Rahmen nicht erwartet wird.

2.8 Bohrloch-Druckgeschichte ("Borehole pressure history")

Bevor eine hydraulische Testsequenz begonnen wird, hat die Testzone durch die Bohrtätigkeit und durch bestehende hydraulische Gradienten im Bohrloch bereits (mehrere) Phasen von Wasseraustausch, sei es als Entnahme von Formationswasser oder als Injektion von Bohrlochwasser erfahren. Bohr(loch)-bedingte Druck- und Flussänderungen der Testzone werden unter dem Begriff Bohrlochdruckgeschichte zusammengefasst ("borehole pressure history").

Die Bohrlochdruckgeschichte kann als unkontrollierter hydraulischer Versuchsablauf betrachtet werden, den die Testzone aufgrund bestehender hydraulischer Gradienten im offenen Bohrloch erfahren hat, bevor mit dem eigentlichen hydraulischen Versuch begonnen wird. Über die Bohrlochdruckgeschichte sind in den meisten Fällen keine Druck- und Flussdaten verfügbar.

Die Effekte der Bohrlochdruckgeschichte können vor allem in gebirgigen Regionen bedeutend sein, wo hydraulische Potentiale auch in vertikaler Richtung innerhalb kurzer Distanzen stark variieren können. Ein fiktives Beispiel einer Potentialverteilung im Gebirge ist in Abbildung 2.11 dargestellt.

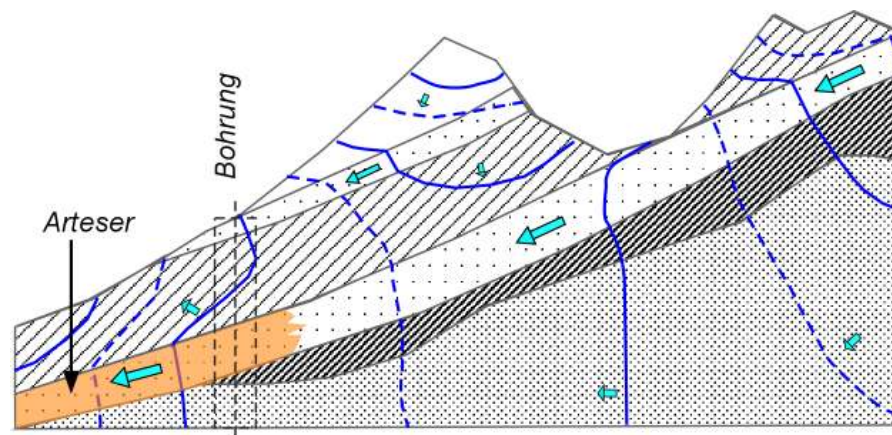


Abbildung 2.11: Beispiel für Potentialverteilung im Gebirge. Entlang einer Linie (blau) ist das hydraulische Potential konstant. Die Fließrichtung ist im isotropen Fall senkrecht zur Potentiallinie. Bei der eingezeichneten Bohrung ist im Bereich der unteren Sandsteinschicht das Druckpotential höher als beim Bohrlochsansatzpunkt. Dies bedeutet, dass das Grundwasser artesisch gespannt ist (schattierter Bereich der Sandsteinschicht).

Aus Abbildung 2.11 wird deutlich, wie bei einer Bohrung Grundwasserleiter mit unterschiedlichem Potential kurzgeschlossen werden können. Der Bohrlochwasser-Ruhepegel entspricht dann einem Mischpotential der erbohrten Grundwasserhorizonte. Die hydraulischen Gradienten zwischen Bohrloch und Formation führen zu einem Austausch von Bohrloch- und Formationswasser, der erst beim Setzen der Packer unterbunden wird. Eine hydraulische Testsequenz wird deshalb meist mit einer Druckerholungsphase begonnen, um die Effekte der Bohrlochdruckgeschichte zu minimieren. Wie die Bohrlochgeschichte im Fall einer Bohrung im Gebirge aussehen könnte, ist in Abbildung 2.12 anhand eines fiktiven Beispiels dargestellt.

2.9 Räumliche und zeitliche Zuordnung der einzelnen Begriffe

Die verschiedenen hydraulischen Test- und Aquifer-Parameter wirken sich während eines Versuchs zu unterschiedlichen Zeiten aus, wie in Tabelle 2.2 dargestellt (siehe auch Kapitel 1.4). Die "räumliche Achse" von Bohrloch bis zu den äusseren Randbedingungen entspricht auch der zeitlichen Abfolge, in der sich die aufgelisteten Parameter während eines in-situ Versuchs manifestieren. Die Bohrloch-/Brunnenparameter C und s (Brunnenspeicherung und Skin) wirken sich vor allem bei Einbohrlochversuchen aus und weniger bei Nebenbohrlochversuchen. Brunnenspeicherungseffekte beeinflussen hydraulische Tests in geringdurchlässigen Zonen, während sie bei transmissiven Testzonen kaum nachgewiesen werden können.

Idealerweise werden während eines hydraulischen Feldversuches die in Tabelle 2.2 aufgelisteten Testphasen diagnostiziert, um qualitativ und quantitativ genügend Daten für die Testanalyse zu gewinnen.

Tabelle 2.2: Zeitliche und räumliche Zuordnung verschiedener hydraulischer Testparameter und Testeffekte

	Bohrloch / Brunnen	Formation	äussere Randbedingungen
Zeit-Domäne	"early-time" Frühphase	"middle-time" Mittelpphase	"late-time" Spätphase
Parameter	C (r_w, r_c) s (Skin)	K bzw. T S h	Distanz, Geometrie und Art der Begrenzung (Constant Head, No Flow)

2.10 Gegenüberstellung deutscher, englischer und französischer Fachbegriffe

Tabelle 2.3: Gegenüberstellung von geohydraulischen Begriffen in D, E und F

Deutsch	Englisch	Französisch
Speicherkoeffizient	Storativity	Coeff. d'émagasinement
Speicherkoeffizient (unge-spannter Aquifer)	Specific yield	Coeff. d'émagasinement
Bohrlochdruckgeschichte	Borehole pressure history	Historique de pression
Brunnenspeicherkonstante Bohrlocheigenkapazität	Wellbore storage coefficient	Coeff. de capacité du puits
Bohrlochwandungseffekt, Absenkungsverlust/gewinn	Skin effect	Effet pariétal
piezometrische Druckhöhe	Head	Niveau piézométrique

3. PACKER-TESTSYSTEME

3.1 Allgemeines

Hydraulische Versuche in Felsbohrungen sind meist Einbohrlochversuche (single hole tests). Der Begriff Einbohrlochversuche umfasst unterschiedliche hydraulische Testverfahren, bei welchen jedoch nur die Druckreaktionen des aktiv getesteten Bohrlochs aufgezeichnet und ausgewertet wird. Da keine Nebenbohrungen zur Verfügung stehen, kann die Testreichweite nur theoretisch abgeschätzt werden. Nebenbohrlochversuche sind vor allem bei tiefen Testzonen sehr teuer, da zusätzliche Bohrungen abgeteuft werden müssen. Bei relativ undurchlässigen Formationen sind oft nur Einbohrlochversuche anwendbar, da sich die hydraulischen Druckreaktionen nur sehr langsam ausbreiten, und deshalb sehr lange Testzeiten für die Aufzeichnung von Nebenbohrlochreaktionen notwendig wären.

Bei Einbohrlochversuchen wirken sich die Bohrlocheigenschaften auf den Testverlauf aus. Der Einfluss von Bohrlocheffekten (vgl. Kap. 2.4) und der Bohrlochdruckgeschichte (Kap. 2.8) muss durch entsprechende Planung der Versuche und durch die Anwendung geeigneter Auswerteverfahren minimiert werden.

3.2 Das Doppelpacker-System

Das Doppelpackersystem, DP-System, wird für die Durchführung hydrogeologischer Bohrlochversuche zur Bestimmung der hydraulischen Parameter eingesetzt. Es besteht im Wesentlichen aus drei Einheiten (Abbildung 3.1):

- Bohrlochinstrumentierung
- "Flowboard" mit Mess- und Regelkreisen für Fluss und Druck
- Online Datenerfassung

Die Bohrlochinstrumentierung des Doppelpackersystems besteht aus zwei pneumatisch oder hydraulisch expandierbaren, 1 m langen Packern zur Isolierung des zu testenden Bohrlochabschnitts. Die Länge des Testintervalls ist beliebig wählbar (Minimallänge ca. 1 bis 1.3 m). Bei einer Einfachpacker-Konfiguration wird der untere Packer weggelassen. Oberhalb der beiden Packer befindet sich die Messsonde, mit der drei Drücke (P1: unterhalb des unteren Packers, P2: im Testintervall, P3: oberhalb des oberen Packers) und die Temperatur im Bohrloch gemessen werden. Mit dem Bohrlochventil (Shut-In-Valve) kann die Verbindung zwischen Gestänge und Testintervall schlagartig geschlossen oder geöffnet werden. Bei genügend grossem Testrohrdurchmesser kann eine Tauchpumpe installiert werden.

Über die Fluss-Steuereinheit ("Flowboard") wird der Versuchsablauf gesteuert und kontrolliert sowie die Flussraten gemessen. Auch die Packerdrücke sollten regelmässig kontrolliert werden. Die Durchflussmessgeräte sollten einen Messbereich von ca. 0.1 bis 80 l/min abdecken. Je nach Anwendung müssen jedoch auch höhere oder tiefere Flussraten aufgezeichnet werden.

Sämtliche Messgrössen (Druck, Temperatur, Flussraten) werden heute mit einem zentralen Datenerfassungssystem, bestehend aus Datalogger (Analog-Digital Wandler) und einem PC (mit entsprechender Software) laufend aufgezeichnet und am Bildschirm online dargestellt. Das Aufzeichnungsintervall variiert entsprechend dem Versuchsablauf. Eine höhere Datendichte wird jeweils bei Beginn einer neuen Testphase aufgezeichnet.

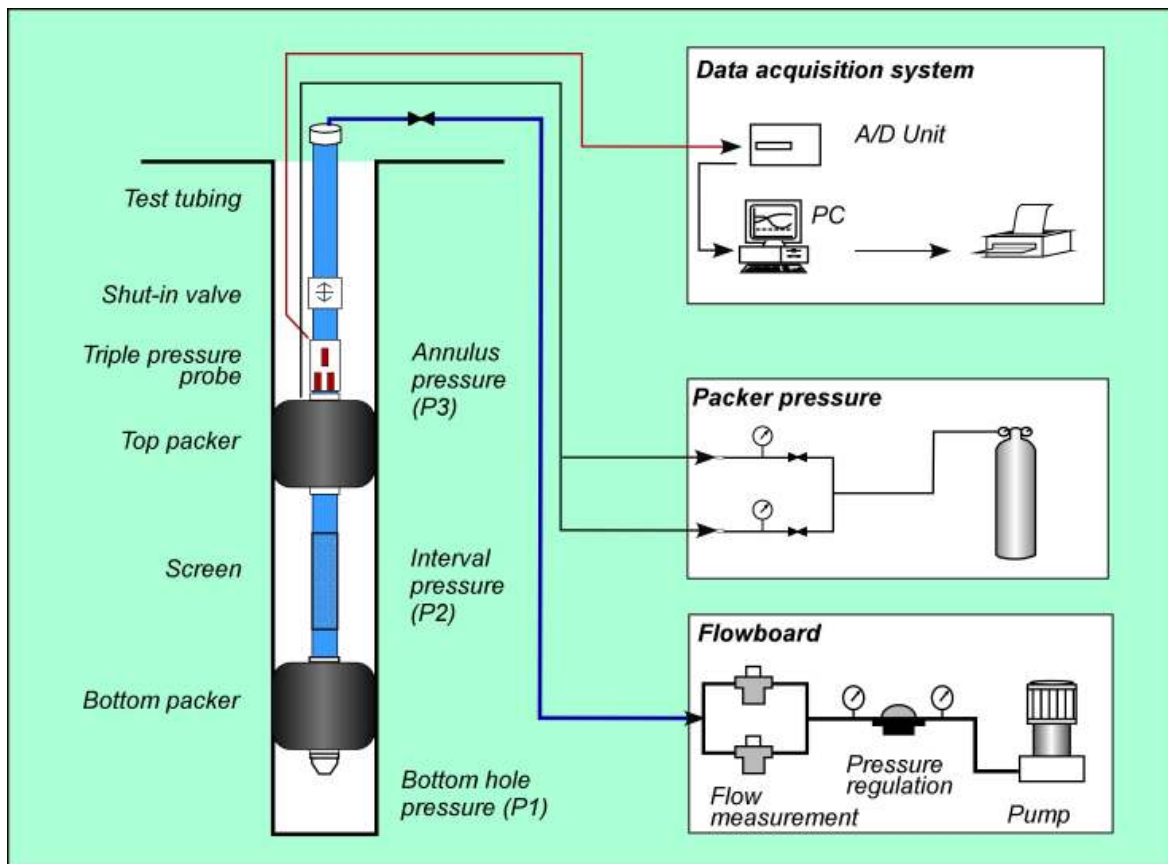


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung des Doppelpackersystems

3.3 Das Wire-line System

Bei tiefen Bohrungen kann der Einbau eines Doppelpackersystems mit verschraubbarem Gestänge wesentlich mehr Zeit beanspruchen als der eigentliche Versuch. Für eine 1000 m tiefe Testzone müssen insgesamt 16 - 24 Stunden nur für den Ein- und Ausbau des Testsystems eingerechnet werden. Das Wireline-Packersystem (Abbildung 3.2) wird mit Hilfe eines drallfreien Stahlseils eingebaut, was eine erheblich höhere Einbaugeschwindigkeit ermöglicht. Die Tiefenlage des Wireline-Systems wird durch die Position der Bohrkronen bestimmt. Nachdem der untere Doppelpacker des Systems die Bohrkronen passiert hat, steht das System auf dem Landungsring des Kernrohres auf. Der Verrohrungspacker wird unmittelbar über der Bohrkronen innerhalb des Bohrgestänges expandiert, damit dieses die Funktion des Testrohrs übernehmen kann (vgl. Abbildung 3.2). Zwei gelochte Rohrabschnitte des Teststrangs ermöglichen den Wasseraustausch zwischen Testintervall und Bohrgestänge. Um die Testanordnung als geschlossene Messkammer zu benutzen, steht ein weiterer sogenannter 'Shut-in'-Packer zur Verfügung. Der 'Shut-in'-Packer entspricht dem Bohrlochventil ('shut-in valve') des konventionellen Doppelpackersystems, mit dem Unterschied, dass der Ventilpacker beim "Öffnen" und "Schliessen" wesentlich mehr Volumen verdrängt. Bei expandiertem Ventilpacker (= geschlossenem "Ventil") kann aufgrund des reduzierten Testzonenvolumens (und der damit reduzierten Brunnenspeicherkonstante) der aktuelle Formationswasserdruck wesentlich rascher gemessen werden. Die Bohrlochsonde befindet sich im zentralen Rohr unterhalb des Ventilpackers. Sie misst Temperatur und Druck des Formations- bzw. des Testwassers. Das Wireline-System eignet sich primär für Injektionstests. Das Bohrgestänge wird oben mit Hilfe einer Stopfbuchse, welche die Durchführung der Packerleitungen, des Sondenkabels und des Drahtseils erlaubt, abgedichtet.

In der Praxis erweisen sich die Verschraubungen des Bohrgestänges selten als völlig dicht. Es ist deshalb wichtig, vor und nach dem eigentlichen hydraulischen Versuch, die Leckraten bei geschlossenem Ventilpacker und bei unterschiedlichen Druckstufen zu messen. Dadurch kann der Fehlerbereich des hydraulischen Tests abgeschätzt werden. Mit dem Wireline-System kann nicht dieselbe Genauigkeit der Transmissivitätsbestimmung wie mit dem konventionellen Doppelpackersystem erreicht werden. Für die Bestimmung von Transmissivitäten $< 1E-7 \text{ m}^2/\text{s}$ ist es weniger geeignet. Durch den rascheren Ein- und Ausbau werden jedoch wesentliche Kostenersparnisse erzielt.

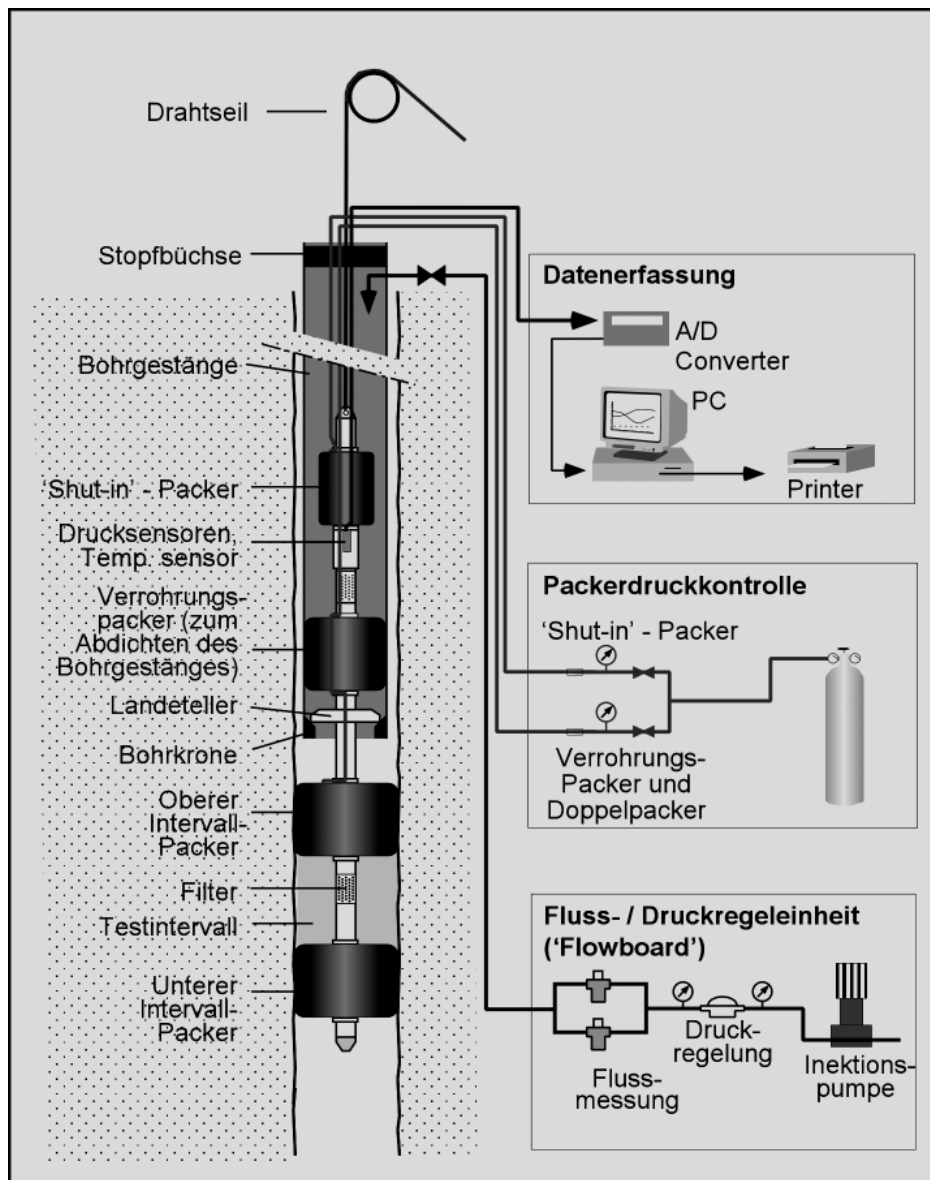


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung des Wireline-Packersystems

4. BESCHREIBUNG DER PACKERTESTMETHODEN UND AUSWERTEVERFAHREN

4.1 Übersicht der bei Packertests angewandten hydraulischen Testverfahren

Für die Bestimmung der hydraulischen Parameter mit Doppelpacker kommen in der Regel die folgenden hydraulischen Testverfahren zur Anwendung:

- "Constant Head" Test (Injektions- /Pumpversuch mit konstanter Druckdifferenz)
- "Constant Rate" Test (Injektions-/Pumpversuch mit konstanter Flussrate)
- Druckerholung nach Constant Head/Rate –Test
- Slug Test (Aufstiegs- oder Absenkversuch)
- Pulse Test (Positiver oder negativer Druckpuls)
- Lugeon Test, auch Wasserdruckversuch (WD-Test) genannt

Die einzelnen Verfahren werden nachfolgend kurz vorgestellt. Eine detailliertere Beschreibung ist in den nachfolgenden Kapiteln 4.3 bis enthalten.

Der Constant Head Test kann je nach aktueller Höhe des Formationswasserdruckes als Injektions-(HI) oder als Auslaufversuch (HW) durchgeführt werden. Beim "Constant Head" Injektionstest wird Wasser unter konstantem Überdruck in das Intervall injiziert und die Abnahme der Flussrate in Abhängigkeit der Zeit aufgezeichnet. Beim HW-Test wird der Formation bei konstanter Druckdifferenz Grundwasser entnommen.

Beim Constant Rate Test wird die Injektions- (RI-Test) bzw. Pumprate (RW-Test) während der gesamten Versuchsdauer konstant gehalten. Gemessen wird der zeitliche Verlauf des Druckanstiegs bzw. Druckabfalls im Intervall.

Constant Head Tests haben gegenüber den Constant Rate Tests den Vorteil, dass keine Brunnen-speicherungeffekte (Wellbore Storage) auftreten. Die Testdauer ist deshalb bei vergleichbarer Reichweite (Untersuchungsradius) kürzer. Die HW, HI, RI und RW-Tests werden unter der Bezeichnung "Flusstests" zusammengefasst.

Die Auswertung der Flusstests ergeben die Transmissivität (T) bzw. der Durchlässigkeit (K) und eine Abschätzung der statischen piezometrischen Druckhöhe (h). Werden zudem die Druckreaktionen in Nebenbohrungen aufgezeichnet, ist zudem eine Abschätzung der Speicherkoeffizienten (S) möglich (Mehrbohrlochversuche oder Interferenztests).

Druckerholung (HIS, HWS, RIS, RWS): Im Anschluss an einen Flusstest wird das Testintervall mit dem Bohrlochventil eingeschlossen. Die natürlichen hydraulischen Druckverhältnisse im Umfeld der Teststrecke sind durch die vorangegangene Fließphase gestört. Der Formationswasserdruck strebt während der Druckerholung wieder seinem hydraulischen Gleichgewicht zu. Der Einsatz eines Bohrlochventils begrenzt das Testvolumen und beschleunigt somit die Stabilisierung der Druckverhältnisse. Die Aufzeichnung der Druckerholungsphase ermöglicht die Berechnung der Transmissivität (T) bzw. der Durchlässigkeit (K) und eine Ermittlung bzw. Abschätzung der statischen piezometrischen Druckhöhe (hs). Die HIS, HWS, RIS, RWS -Tests und die Druckerholung nach Setzen der Packer werden unter der Bezeichnung "Shut-in Test" zusammengefasst.

In undurchlässigen Zonen sind Flusstests mit konstanter Flussrate schwierig durchzuführen. Neben dem oben erwähnten Constant Head Injektionstest kommen in geringdurchlässigen Formationen Slug- und Pulse Tests zur Anwendung.

Der Lugeon-Test oder Wasserdruck (WD)-Versuch ist ein in der Ingenieurgeologie verbreiteter Versuch, bei dem Injektionstests bei unterschiedlichen Differenzdrücken durchgeführt werden, wobei die Dauer der aufeinanderfolgenden Druckstufen auf jeweils 10 Minuten begrenzt ist.

Beim Slug Test wird das mit Packern isolierte Testintervall einem plötzlichen Überdruck (SI-Test, Absenkversuch) oder Unterdruck (SW-Test, Aufstiegsversuch) ausgesetzt. Der Über- bzw. Unterdruck wird durch Auffüllen oder Entleeren des Testgestänges erzeugt und durch Öffnen des Bohrlochventils auf das Testintervall übertragen. Nach Öffnen des Ventils strebt der Wasserspiegel im Testgestänge kontinuierlich dem Niveau des statischen Formationswasserdruckes zu. Die Absenkung, bzw. der Aufstieg der Wassersäule im Testgestänge wird kontinuierlich gemessen und aufgezeichnet.

Der Pulse Test läuft wie der Slug Test ab, mit dem einzigen Unterschied, dass das Bohrlochventil unmittelbar nach Übertragung des Druckpulses wieder geschlossen wird. Es findet praktisch kein Wasseraustausch zwischen Testzone und Formation statt. Ist eine positive Druckdifferenz übertragen worden, wird der Versuch als PI-(Pulse Injection) Test bezeichnet. Bei negativer Druckdifferenz lautet die Kurzbezeichnung PW (Pulse Withdrawal). Der Pulse Test ermöglicht bei sehr kleinen Durchlässigkeiten und bei begrenzten Zeitverhältnissen eine Abschätzung der Transmissivität. Mit dem Pulse Test wird auch die Testzonenkompressibilität (C_{SC}) ermittelt.

Die Durchführung mehrerer Tests je Intervall erhöht die Zuverlässigkeit der abgeschätzten Formationsparameter (vgl. Kapitel 5).

Tabelle 4.1: Übersicht der hydraulischen Testverfahren

Flusstests	Slug / Pulse Tests	'Shut-in' - Tests
<p>Tests, bei denen mit variablem oder konstantem Fluss "aktiv" in die Testzone injiziert oder aus der Testzone gepumpt wird</p> <p>'Constant Rate' - Tests:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Pumpversuch mit Packern • Injektionstest mit konstanter Flussrate <p>'Constant Head' - Tests:</p> <ul style="list-style-type: none"> • 'Constant Head' - Injektionstest • 'Constant Head' - Entnahmetest (Tests mit konst. Druckdifferenz) • Tests mit variabler Flussrate (z.T. Stufenpumpversuch) • Lugeon-Test (Injektionstest mit variablen Druckstufen: 	<p>Passive Tests, bei denen zu Testbeginn eine Druckdifferenz zum Ruhewasserdruck eingebracht wird. Die nachfolgende Druckerholung erfolgt passiv</p> <ul style="list-style-type: none"> • Slug Injektionstest • Slug Entnahmetest • Puls Injektionstest • Puls Entnahmetest 	<p>Testphasen, die bei geschlossenem Bohrlochventil aufgezeichnet werden. Ihre Auswertung setzt Kenntnis über Druck-/Flussdaten der vorangegangenen Fließphase voraus</p> <p>Druckerholungsphasen nach Flusstests:</p> <ul style="list-style-type: none"> • nach 'Constant Head' • nach 'Constant Rate' <p>(Theis-Wiederanstiegs, Horner-Verfahren und Agarwal-Verfahren)</p> <p>Druckerholung nach verkürztem Slug-Test:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Drill-Stem-Test <p>Druckerholung nach Setzen der Packer:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Auswertung der initialen Druckerholung (PSR)

Tabelle 4.2: Verwendete Abkürzungen für verschiedene hydraulische Testphasen

Kurzbezeichnung	Testphase
PSR	Initiale Druckerholung* (initial pressure recovery using shut-in tool)
PI	Puls-Injektionsversuch (puls injection)
PW	Puls-Entnahmetest (pulse withdrawal)
SW	Slug-Entnahmetest (slug withdrawal)
SI	Slug-Injektionsversuch (slug injection)
SIS, SWS	Druckerholung* nach SI, SW (shut-in)
HI	Injektionstest mit konstanter Druckdifferenz (constant head injection)
HW	Entnahmetest mit konstanter Druckdifferenz (constant head withdrawal)
RI	Injektionstest mit konstanter Flussrate (constant rate injection)
RW	Entnahmetest mit konstanter Flussrate (constant rate withdrawal)
HIS, HWS, RIS, RWS	Druckerholung* nach HI, HI, RI, RW

* bei geschlossenem Bohrlochventil

4.2 Annahmen bezüglich der beschriebenen Standard-Auswerteverfahren

Wenn nicht anders erwähnt, gelten die nachfolgend beschriebenen Auswerteverfahren für radialen konzentrischen Fluss zum Brunnen hin (bzw. vom Brunnen weg) gemäss dem Theis-Modell:

- homogen-poröser Grundwasserleiter (GWL)
- unendliche Ausdehnung des GWL
- gespannte Verhältnisse, d.h. die piezometrische Druckhöhe liegt jederzeit über der Deckschicht des GWL
- horizontal-radiale Fliessverhältnisse
- konstante Mächtigkeit des GWL
- die Testzone erfasst den gesamten Aquifer.

Diese Bedingungen werden bei den Feldversuchen selten in annähernder Vollkommenheit angetroffen. Abweichungen vom Auswertemodell können jedoch mit geeigneten Verfahren (z.B. diagnostische Verfahren, siehe Kap. 4.10 und 4.11) erkannt und bei der Auswertung berücksichtigt werden. Horizontale Fliessverhältnisse setzen voraus, dass keine vertikalen Zu-/Wegflüsse in den GWL stattfinden. Ist das Testintervall kürzer als die Mächtigkeit des Aquifers, so wirkt sich zumindest zu Testbeginn eine sphärische Fliesskomponente auf den Testverlauf aus (vgl Kapitel 2.5). Ist der K-Wert in horizontaler Richtung um eine Grössenordnung oder mehr höher als in vertikaler Richtung (z.B. bei entsprechender Schichtung und/oder eingeregelter Korngefüge), so dominieren jedoch auch bei kurzen Packerintervallen, die nicht den gesamten Aquifer umfassen, radial-konvergente Fliessbedingungen.

4.3 Slug-Test

Testvorbereitung und Durchführung:

Bei geschlossenem Bohrlochventil wird im Testrohr durch Entnahme (Slug-Entnahmetest oder "Bail"-Test) oder Zugabe (Slug-Injektionstest) von Wasser ein Differenzdruck zum statischen Formationswasserdruck eingestellt (Abbildung 4.1). Danach wird durch Öffnen des Bohrlochventils das Druckpotential im Testrohr auf das Testintervall übertragen. Ohne weitere aktive Massnahmen strebt nun der Wasserspiegel im Testrohr dem statischen Ruhepotential der Testzone zu (Abbildung 4.2).

Equipment-Voraussetzungen:

- Testrohr mit dichten Gestängeverbindungen
- Konstanter Innendurchmesser des Testrohrs
- Einsatz von Bohrlochventil ist vorteilhaft, aber nicht Bedingung.

Durchführungs-Varianten:

Bei fehlendem Bohrlochventil wird in möglichst kurzer Zeit eine bestimmte Menge Wasser in das Testrohr eingegeben. Es kann auch mit einem Verdrängungskörper im Testrohr gearbeitet werden, der plötzlich in das Testrohr eingeführt (Slug-Injektionstest) oder plötzlich aus dem Testrohr entfernt wird (Slug-Entnahmetest).

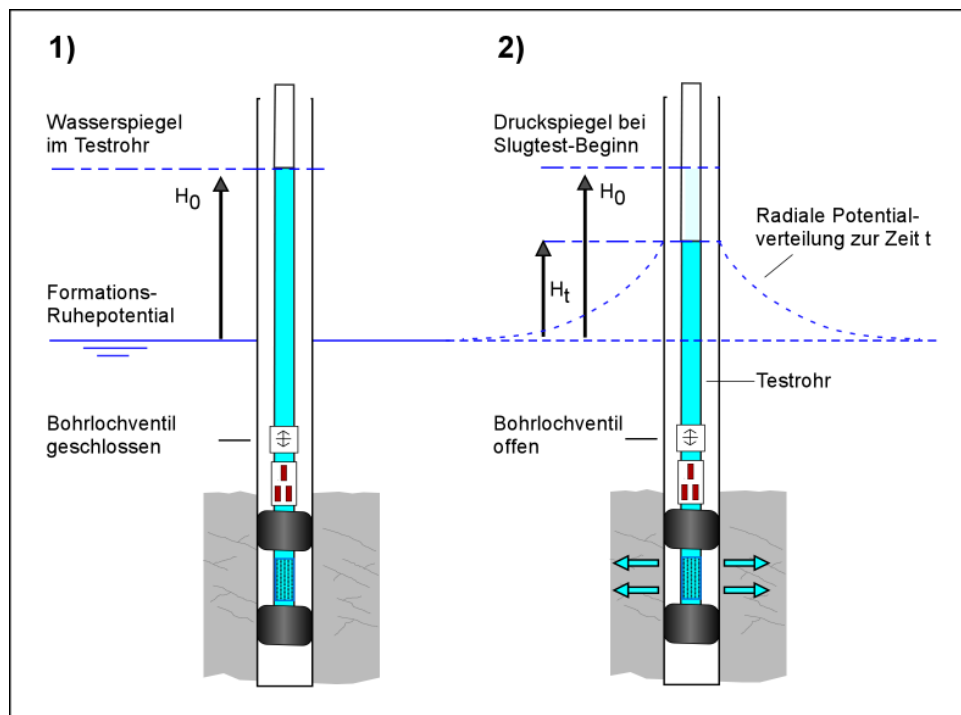


Abbildung 4.1: Testprozedur für Slug-Injektionstest

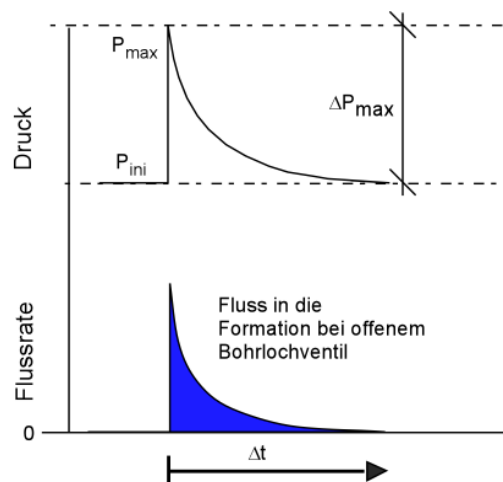


Abbildung 4.2: Druckverlauf und Flussrate während eines Slug-Injektionstests

4.4 Puls-Test ("Pressurized slug test")

Testvorbereitung und Durchführung:

Bei geschlossenem Bohrlochventil wird im Testrohr durch Entnahme (Puls-Entnahmetest oder "Bail"-Test) oder Zugabe (Puls-Injektionstest) von Wasser ein Differenzdruck zum statischen Formationswasserdruck eingestellt. Danach wird durch Öffnen des Bohrlochventils das Druckpotential des Testrohrs plötzlich auf die Testzone übertragen (Abbildung 4.3). Das Ventil wird nach ca. 3 - 5 Sekunden wieder geschlossen. Bei dichten Testzonen kann davon ausgegangen werden, dass während der kurzen Ventil-Öffnungsphase kein signifikanter Wasseraustausch von/zur Formation stattgefunden hat. Der übertragene Druckpuls führt beim Puls-Injektionstest zu einer Kompression des Testequipments (Packer), je nach Gesteinskompressibilität zu einer Aufweitung der Testzone und in geringerem Ausmass zur Kompression des Bohrlochwassers der Testzone. Beim Puls-Entnahmetest wird die Testzone dekomprimiert. In beiden Fällen kann die mit der Druckänderung einhergehende Volumenänderung als Wasserstandsänderung im Testrohr beobachtet werden. Aus der Volumenänderung und dem differentiellen Druckpuls berechnet sich die Kompressibilität der Testzone (siehe auch Kapitel 2.4). Nach Schliessen des Ventils strebt der Druck der Testzone wieder dem Ruhewasserpotential zu. Für die Auswertung des Puls-Tests ist der zeitliche Druckverlauf nach Schliessen des Ventils massgebend (vgl. Abbildung 4.4). Die Reichweite eines Pulstests beträgt meist nur wenige Dezimeter.

Equipment-Voraussetzungen:

- Testrohr mit dichten Gestängeverbindungen
- Konstanter Innendurchmesser des Testrohrs
- Einsatz von Bohrlochventil.

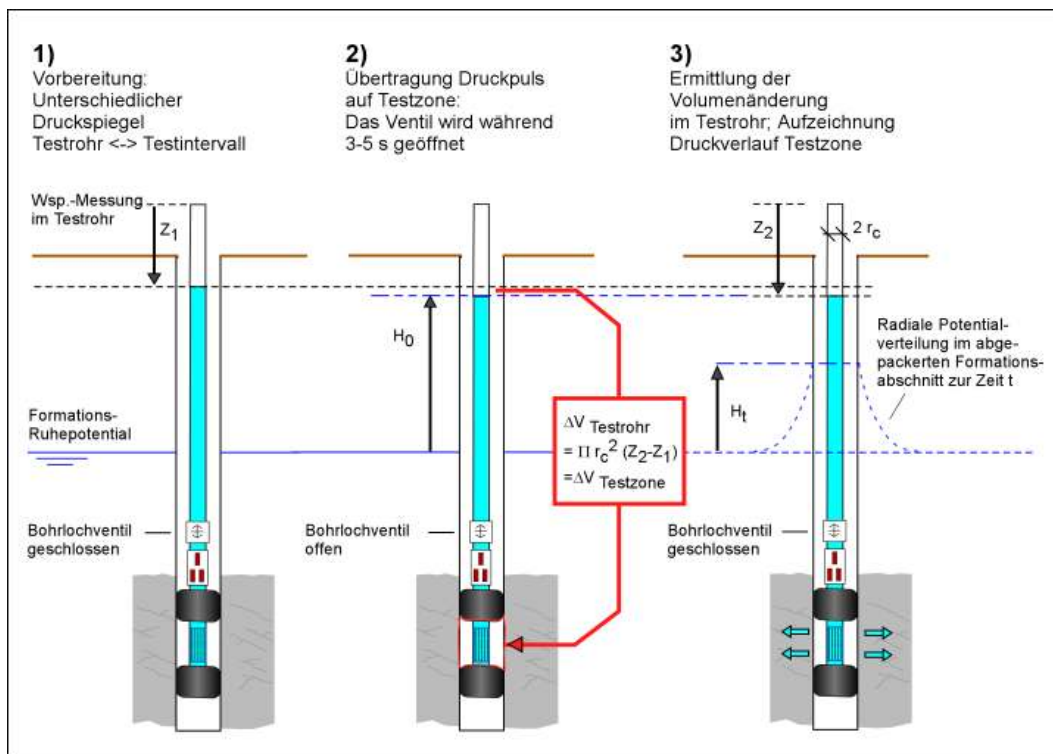


Abbildung 4.3: Testprozedur für Puls-Injektionstest

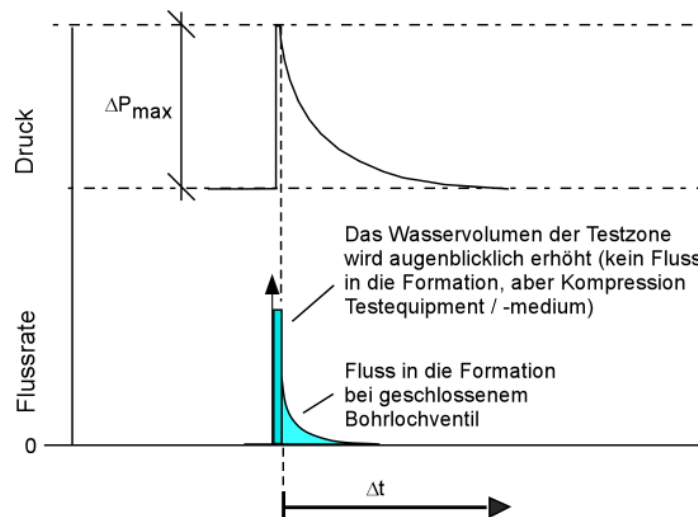


Abbildung 4.4: Druckverlauf und Flussrate während eines Puls-Injektionstests

Durchführungs-Variante: Squeeze Test:

Eine weniger exaktes Verfahren, einen Druckpuls auf die Testzone zu übertragen, besteht in der Packerexpansion bei geschlossenem Ventil. Sobald die Packer an die Bohrlochwandung ansetzen, steigt der Druck in der Testzone mit zunehmendem Packer-Expansionsdruck. Die Druckpulsübertragung erfolgt also während der Zeit vom Ansetzen der Packer an der Bohrlochwandung bis zum Erreichen des Packerenddrucks. Die damit zusammenhängende Volumenänderung kann nicht gemessen werden. Deshalb werden Packer-Squeeze-Tests mit angenommenen Testzonen-Kompressibilitäten (Erfahrungswerten) ausgewertet.

Beim Squeeze-Test dauert die Übertragung des Druckpulses relativ lange. Aus diesen Gründen liefert die Methode nur semi-quantitative Werte. Squeeze-Tests eignen sich bei geringer Gesteinsdurchlässigkeit jedoch für ein qualitatives aber zeitlich wenig aufwendiges "K-Profilings", um das nachfolgende hydraulische Testprogramm besser planen zu können (Verwendung von K-Indizes, vgl. Hekel, 1992). Dabei wird das gesamte Bohrloch mit einer Serie von Squeeze-Tests bei konstantem Packerintervall untersucht. Der qualitative K-Index je Intervall berechnet sich aus der Steigung der frühen Druckabfallphase, dividiert durch die initiale Druckdifferenz des Squeeze-Effekts.

4.5 Auswertung von Slug- und Pulstests

Die Auswertung von Slug- und Pulstests erfolgt häufig nach dem Typkurvenverfahren von COOPER et al. (1967) bzw. BREDEHOEFT & PAPADOPOULOUS (1980), nachfolgend CBP-Methode genannt. Dabei werden die Testdaten als dimensionslose Druckdaten H/H_0 durch Verschiebung auf der Zeitachse mit der passenden Typkurve in Übereinstimmung gebracht. H ist die aktuelle Druckdifferenz (Ruhepotential - aktueller Druck) und H_0 die initiale (maximale) Druckdifferenz zu Beginn des Slug- bzw. Pulstests. Von einem beliebigen Datenpunkt mit Zeit t wird der entsprechende Zeitwert der Typkurve (β -Wert) abgelesen. Aus dem Zeitwert der Typkurvenanpassung wird die Transmissivität berechnet. Der α -Wert der Typkurve ist massgebend für den Speicherkoeffizienten bzw. den Skinfaktor. Dimensionslose Typkurven für eine Reihe unterschiedlicher α -Werte sind in Abbildung 4.5 dargestellt. Weitere α -Typkurven bis 10^{-20} finden sich in Black (1985). Die Umrechnungsformeln zur Berechnung der Transmissivität und der Storativität sind in Tabelle 4.3 angegeben. Die Berechnung des Speicherkoeffizienten ist bei Slugtests wegen des wahrscheinlichen Einflusses von Bohrlocheffekten sehr ungenau. Zudem ist die Form der Typkurven für stark unterschiedliche α -Werte sehr ähnlich. Dies erschwert die Abschätzung des Speicherkoeffizienten deshalb auch aus verfahrenstechnischen Gründen. Die Auswahl der α -Typkurve wirkt sich auch auf die berechnete Transmissivität aus.

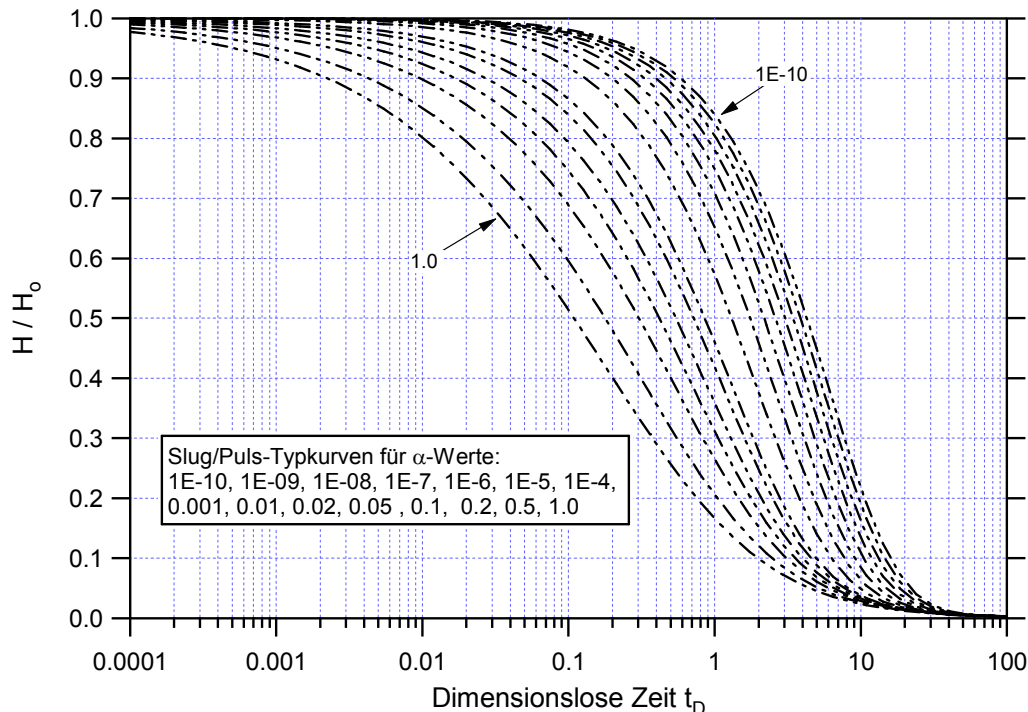


Abbildung 4.5: Typkurven für die Auswertung von Slug- und Pulstest nach CBP (Cooper et al., 1967 und Bredehoeft & Papadopulos, 1980)

Tabelle 4.3: Dimensionslose Variablen der Slug-Test-Typkurvenauswertung

Dimensionslose Zeitvariable	$\beta = \frac{T \cdot t}{r_c^2}$ ¹⁾	[-]
Dimensionsloser Speicherkoeffizient	$\alpha = \frac{r_w^2 \cdot S}{r_c^2}$ ¹⁾	[-]
Dimensionsloser Druck	$\frac{H}{H_0} = \frac{P - P_{ini}}{P_{max} - P_{ini}}$	[-]

¹⁾ Für die Puls-Test-Auswertung wird statt dem Testrohr-Radius r_c ein äquivalenter Radius r_e verwendet (siehe Kapitel 4.5.1).

Die Druckreaktion während eines Slug-Tests wird in starkem Ausmass durch die Testrohr-Speicherkapazität (Brunnenspeicherkonstante) gesteuert. Je grösser der Testrohrradius, umso länger dauert es, bis in der Testzone das Ruhepotential wieder erreicht wird. Beim Puls-Test wird der Druckverlauf durch das elastische Verhalten der Testzone bestimmt. Dabei wird angenommen, dass die Testzone zwischen Packern vor und nach dem Puls-Test das gleiche Volumen aufweisen. Analog zum Slug-Test gilt: Je grösser die Testzonen-Kompressibilität, umso länger dauert es, bis im Testintervall das Ruhepotential wieder erreicht wird.

4.5.1 Verwendung eines äquivalenten Testrohr-Radius bei der Puls-Test-Auswertung

Bei der Puls-Test-Auswertung wird anstelle von r_c ein äquivalenter Radius r_e anstelle des Testrohr-Radius verwendet. Der äquivalente Testrohr-Radius wird aus der gemessenen Testzonen-Kompressibilität (C) ermittelt:

$$C = \frac{\Delta V}{\Delta P} = \frac{\pi \cdot r_c^2}{\rho \cdot g} \quad [m^3/Pa] \quad = \text{Brunnenspeicherkonstante beim Slug-Test}$$

$$C = \frac{\Delta V}{\Delta P} = \frac{\pi \cdot r_e^2}{\rho \cdot g} \quad [m^3/Pa] \quad = \text{Brunnenspeicherkonstante (Testzonen-Kompressibilität) beim Puls-Test}$$

$$r_e = \sqrt{\frac{C \cdot \rho \cdot g}{\pi}} \quad [m] \quad = \text{äquivalenter Radius (Puls-Test)}$$

Das Konzept, den Puls-Test-Druckverlauf wie einen Slug-Test mit einem imaginären (äquivalenten) Testrohrradius zu betrachten, ist in Abbildung 4.6 veranschaulicht.

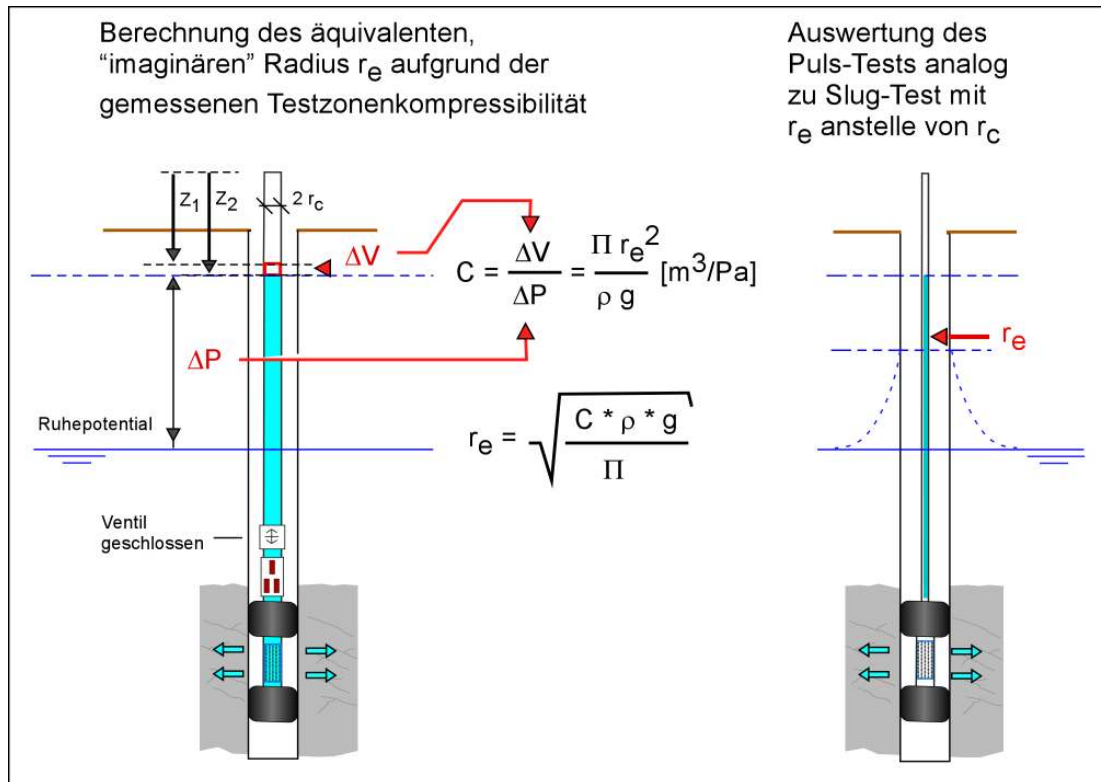


Abbildung 4.6: Auswertekonzept des Puls-Tests: Aufgrund der gemessenen Testzonen-Kompressibilität C (Brunnenspeicherkonstante der hydraulisch isolierten Testzone) wird ein äquivalenter Testrohrradius r_e berechnet. Imaginär läuft der Puls-Test wie ein Slug-Test mit sehr kleinem Testrohrradius ab.

4.5.2 Reichweite von Slug/Puls-Tests:

Die Größenordnung der Testreichweite eines Slug-/Puls-Tests kann mit folgender Formel abgeschätzt werden:

$$R_i = \frac{r_c}{\sqrt{S}} \quad [\text{m}] \quad \text{bzw. Verwendung von } r_e \text{ statt } r_c \text{ für Puls-Test}$$

Andere Berechnungsverfahren für die Reichweite von Slug-Tests finden sich in Barker & Black (1983), Bower & Rice (1976) und Sagev (1986).

Theoretisch wirkt sich die aufgebrachte Druckdifferenz im Testrohr nicht auf die Testreichweite aus. In der praktischen Anwendung ist beim Slug-/Puls-Test jedoch eine genügende Druckdifferenz erforderlich, um Störeinflüssen wie Drucktrendüberlagerung, beschränkte Auflösung des aufgezeichneten Drucksignals usw. entgegenzuwirken.

4.5.3 Anwendung von Slug Tests im geklüfteten Felsgestein

Bei vorhandenem Kluffliessen lassen sich die Datenkurven von Slug-Tests nur mit sehr tiefen α -Typkurven in Übereinstimmung bringen. Dies führt zu einem unrealistisch tiefen Speicherkoeffizienten (bis zu einem Faktor $1E+6$ zu klein) und einer Überschätzung der Transmissivität (Black, 1985). Der Anwendungsfehler des CBP-Aquifermodells (entwickelt für den homogenen, porösen Aquifer) auf den Kluftaquifer führt zu umso grösseren Fehlern, je kleiner die Häufigkeit der Klüfte im Testintervall ist. Laut Black (1985) wird die Transmissivität jedoch meist "nur" um einen Faktor kleiner als 3 überschätzt.

4.5.4 Alternative Auswertemethoden für Slug-Tests

Aquifer mit konstanter Spiegelfläche / relativ kurze Filterzone in grösserem Abstand zur Spiegelfläche:

Slug-Tests in Piezometern mit kurzen Filterzonen oder bei Packertests mit kurzen Testzonen können auch mit dem Geradenlinienverfahren nach HVORSLEV (1951; beschrieben auch in FREEZE & CHERRY, 1979) ausgewertet werden. Das Hvorslev-Verfahren wird auf die frühen Slug-Testdaten angewandt und für die Auswertung genügen meist nur wenige Prozent der Druckerholung. Bei der Hvorslev-Methode werden die Testdaten in der Form $\ln(H/H_0)$ gegen die nicht logarithmische Zeitachse aufgetragen. In die Auswertung fliesst ein Formfaktor F ein, den Hvorslev für verschiedene Piezometerformen (z.B. sphärisches und zylindrisches Piezometer) und Fließgeometrien angibt. Die Formfaktoren sind meist eine Funktion des Piezometerradius (bzw. Radius der Filterpackung) und der Länge der Filterzone. Zu beachten ist, dass sich die meisten Formfaktoren von Hvorslev auf Piezometer mit durchlässiger Bodenfläche beziehen. Die unterschiedlichen Formfaktoren sind oft Näherungslösungen und beruhen meist auf einer unendlich grossen Mächtigkeit des Aquifers. Das Aquifermodell berücksichtigt keine druckabhängige Speicherung im Aquifer (Wasser und Formation sind nicht kompressibel) und es sieht auch keine wahrnehmbare Wasserspiegeländerung während der Slug-Druckerholung vor.

Aquifer mit unterer und oberer Begrenzung:

Hvorslev gibt auch einen Formfaktor für einen vollständigen Brunnen in einem Aquifer an, der gegen oben und unten undurchlässige Begrenzungen aufweist (radialer Fluss). Für diesen Fall hängt der Formfaktor vom Brunnenradius und einer geschätzten Testreichweite ab. Thompson* (1987; zitiert in Hekel 1992) schlägt für das r_w/R_f -Verhältnis einen Faktor 200 vor. Mit dem Konzept der angenommenen Testreichweite wird die Notwendigkeit eines Speicherkoeffizienten umgangen. Formfaktoren mit unterschiedlichem K_h/K_v -Verhältnis werden in Dawson & Istok (1991) aufgeführt, wo das Hvorslev-Verfahren als Methode für gespannte Aquifere behandelt wird. Eine Übersicht und Bewertung von Formfaktoren findet sich in Chapuis (1989). Chapuis stellte den Hvorslev-Formfaktoren neueren, numerisch ermittelten Lösungen gegenüber und liefert differenzierte Erklärungen für die bestehenden Abweichungen zwischen den Lösungen.

Das Geradenlinienverfahren nach HVORSLEV liefert laut Hekel (1992) bei Testintervallen mit starkem Skineffekt und/oder mit nahen Aquiferbegrenzungen bessere Ergebnisse (bei positivem Skin ergeben sich beim CBP-Verfahren unplausible niedrige Speicherkoeffizienten). Hekel bewertet deshalb die Hvorslev-Methode für tonige Festgesteinsaquifere unter Verwendung des Formfaktors für radialen Fluss als das zuverlässigere Auswerteverfahren. Diese Aussage ist jedoch nur empirisch abgestützt.

Ungespannter Aquifer / Unvollkommener Brunnen

Bower & Rice (1976) entwickelten eine Slug-Test-Auswertemethode für den ungespannten Fall und für verschiedene geometrische Anordnungen der Filterzone (Packerintervall) relativ zu unter-/überliegenden Aquifergrenzen.

Nicht-lineare Effekte:

Bei hohen Durchlässigkeiten können bei Slug-Tests nicht-lineare Effekte auftreten wie: Beschleunigung der Wassersäule im Testrohr zu Testbeginn, nicht-lineare Reibungsverluste im Testrohr und "Nicht-Darcy"-Fluss (McElwee, 2003). Nicht lineare Effekte werden im Hvorslev-Diagramm durch eine konkave Form der Daten angezeigt.

Gespannter Aquifer / Skin

Positiver Skin führt zu einer "Versteilung" der Testdaten im CPB-Plot, also zur Wahl kleinerer α -Typkurven. Ramey et al. (1975) entwickelten Typkurven, welche die Parameter Brunnenspeicherung und Skin beinhalten. Voraussetzung ist jedoch, dass der Speicherkoeffizient des Aquifers bekannt ist. Ein Speichereffekt der Skinzone wird nicht berücksichtigt. Eine umfassende Abhandlung der Skinproblematik bei Slug-Tests findet sich in Sagev (1986). Da die späten Slug-Daten weniger vom positiven Skin beeinflusst werden, sollte bei Anwendung des CPB-Typkurvenverfahrens und bei begründetem Verdacht auf positiven Skin das Fitten im Bereich der späten Testdaten erfolgen.

Diverse Aquifer-Geometrien / Begrenzungen

Karasaki et al. (1988) erarbeiteten analytische Lösungen für verschiedene Aquifer- und Fließmodelle wie: konzentrische zusammengesetzte Aquifere, Zwei-Schichten-Aquifer, lineare Aquiferbegrenzung für radialen Fluss und sphärisches Fließen.

4.6 Tests mit konstanter Druckdifferenz (Constant Head Tests)

Injektions- und Entnahmetests mit konstantem Differenzdruck werden bei Packer-Einbohrlochversuchen häufig angewandt. Ein Constant-Head-Injektionstest entspricht im Wesentlichen der ersten Druckstufe eines Lugeontests, obwohl bei letzterem die Fragestellungen oft anders gelagert sind (Kapitel). Im Vergleich zu Constant-Rate-Tests sind bei Constant-Head-Tests der Zeitaufwand geringer, da der Brunnenspeichereffekt zu Testbeginn innerhalb von Sekunden oder Bruchteilen von Sekunden überwunden wird und sich danach der Druck im Testintervall nicht mehr ändert. Im Fall des Theis-Aquifers stellen sich unmittelbar radiale Fließbedingungen ein. Constant-Head-Tests eignen sich speziell auch für wenig durchlässige Gesteine. Vor Testbeginn müssen bei geschlossenem Bohrlochventil das Testrohr, die Injektionsleitungen und die Durchflusseinheit mit Frischwasser aufgesättigt und die eventuell vorhandene Luft verdrängt werden. Der Differenzdruck zum statischen Formationswasserdruck ist so zu wählen, dass ein Aufweiten von eventuell vorhandenen Klüften vermieden wird. In der Praxis erweist sich das sofortige Einregeln eines konstanten Differenzdruckes oft als schwierig, was zu Testbeginn oft zu einem variablen Injektionsdruck führt. Beschränken sich die Unregelmäßigkeiten auf die ersten 10 - 30 Sekunden nach Testbeginn, so ist in der Regel keine Beeinträchtigung in der Testauswertung zu erwarten. Voraussetzung ist, dass die Messbereiche der Durchflussmesser entsprechend der Variation der Injektions- bzw. Entnahmeraten eingestellt sind. Zu beachten ist, dass beim Constant-Head-Test die Flussrate mit zunehmender Testzeit abnimmt, falls keine verstopften Luftflächen ausgewaschen werden und keine Aquiferheterogenitäten vom Typ konstante Druckbegrenzung angetroffen werden. Da beim Constant-Head-Test bei abnehmender Flussrate die Reibungsverluste durch das Testrohr variieren, ist für die Aufrechterhaltung eines konstanten Differenzdruckes die Druckmessung unmittelbar im Intervall notwendig.

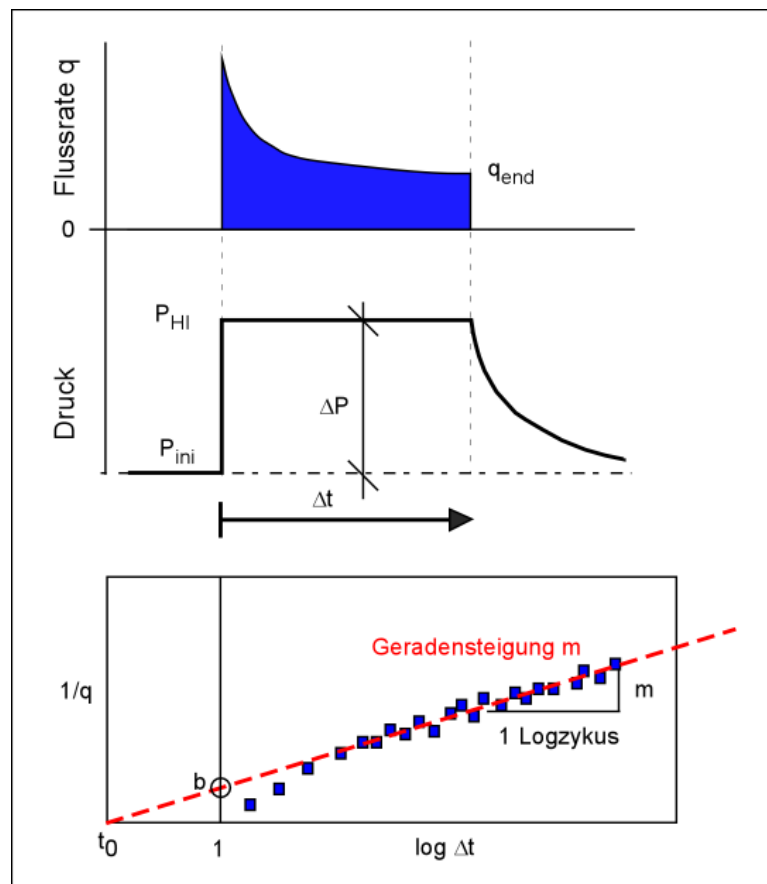


Abbildung 4.7: Zeitlicher Verlauf von Druck- und Flussrate während eines Constant-Head-Tests (oben). In der semilogarithmischen Auswertegrafik (unten) bilden die Testdaten $1/q$ gegen $\log \Delta t$ eine Gerade.

Spezielle Constant-Head-Tests: Bei artesischen Bedingungen kann ein Constant-Head-Test ohne den Einsatz einer Pumpe als Auslaufversuch ausgeführt werden, indem an der Oberfläche das bei konstantem Auslaufniveau die variierenden Flussraten aufgezeichnet werden. Der Intervalldruck kann während des Tests jedoch aufgrund der mit der Flussrate abnehmenden Reibungsverlusten in der Steigleitung abnehmen.

4.7 Auswertung von Constant-Head-Tests

Nach dem Jacob-Lohman (1952) Geradensteigungsverfahren werden die reziproken Flussraten gegen den Logarithmus der Zeit aufgetragen (Zeit ab Start Constant-Head-Test). Im Theis-Aquifer reihen sich die Testdaten nach kurzer Zeit entlang einer Geraden auf. Eine Regression über die Testdaten liefert die Steigung m . Die Transmissivität wird aus der Steigung m und der Differenzdruckhöhe ΔH berechnet.

Das Geradensteigungsverfahren von Jacob & Lohman (1952?) stellt eine Näherungslösung dar. Ab $t_D > 100$ ist der Fehler jedoch vernachlässigbar klein (Doe & Geier, 1990).

Tabelle 4.4: Geradensteigungsverfahren nach Jacob-Lohman: Wichtigste Auswertformeln.

$T = \frac{0.183}{\Delta H \cdot m}$	[m ² /s]	Transmissivität
$S = \frac{2.25 \cdot T \cdot t_0}{r_w^2}$	[-]	Speicherkoeffizient
$t_0 = 10^{-b/m}$	[s]	Schnittpunkt mit Zeitachse für 1/q = 0
$t_D = \frac{T \cdot \Delta t}{r_w^2 \cdot S}$	[-]	Dimensionslose Zeit

Auswertvarianten:

Semilog-Geradensteigungsverfahren mit Kompensation für Druckvariation

Bei unregelmäßigem Injektionsdruck kann anstelle von 1/q auch $\Delta H/q$ gegen $\log(t)$ aufgetragen werden. Die Transmissivität T berechnet sich dann zu $T = 0.183 / m$.

Typkurvenverfahren:

Typkurven für Constant-Head-Tests sind von verschiedenen Autoren bekannt. Doe & Geier (1990) entwickelten einen Algorithmus für die Generierung von Flussrate-Typkurven für Constant-Head-Tests, die auch die Eingabe eines Skinfaktors erlauben. Das Typkurvenverfahren hat speziell bei Einbohrlochversuchen gegenüber dem Geradensteigungsverfahren jedoch den Nachteil, dass Fehleinschätzungen des eingegebenen Skins und des Speicherkoeffizienten die ermittelte Transmissivität stark beeinflussen.

4.8 Tests mit konstanter Flussrate (Constant-Rate-Test)

Der Constant Rate Entnahmetest entspricht einem Pumpversuch zwischen Packern. Constant-Rate-Tests werden oft als Pumpversuche ausgeführt. Das Durchführen von Constant-Rate-Injektionstests erfordert spezielle Voraussetzungen (siehe Kapitel 4.19). Pumpversuche zwischen Packern eignen sich vor allem für Formationsabschnitte mit relativ geringer bis mittlerer Durchlässigkeit ($K \sim 5E-7$ m/s bis $\sim 5E-5$ m/s; bei Packerintervallen > 2 m), da die Platzverhältnisse im Bohrloch gering und das Testequipment in der Regel keine hohe Pumpraten erlauben.

Bei Einbohrlochtests mit Doppelpackern wird der Flusstest vorzugsweise mit dem Schliessen des Bohrlochventils beendet (Shut-in), um für die nachfolgende Druckerholungsphase die Brunnenspeichereffekte zu limitieren.

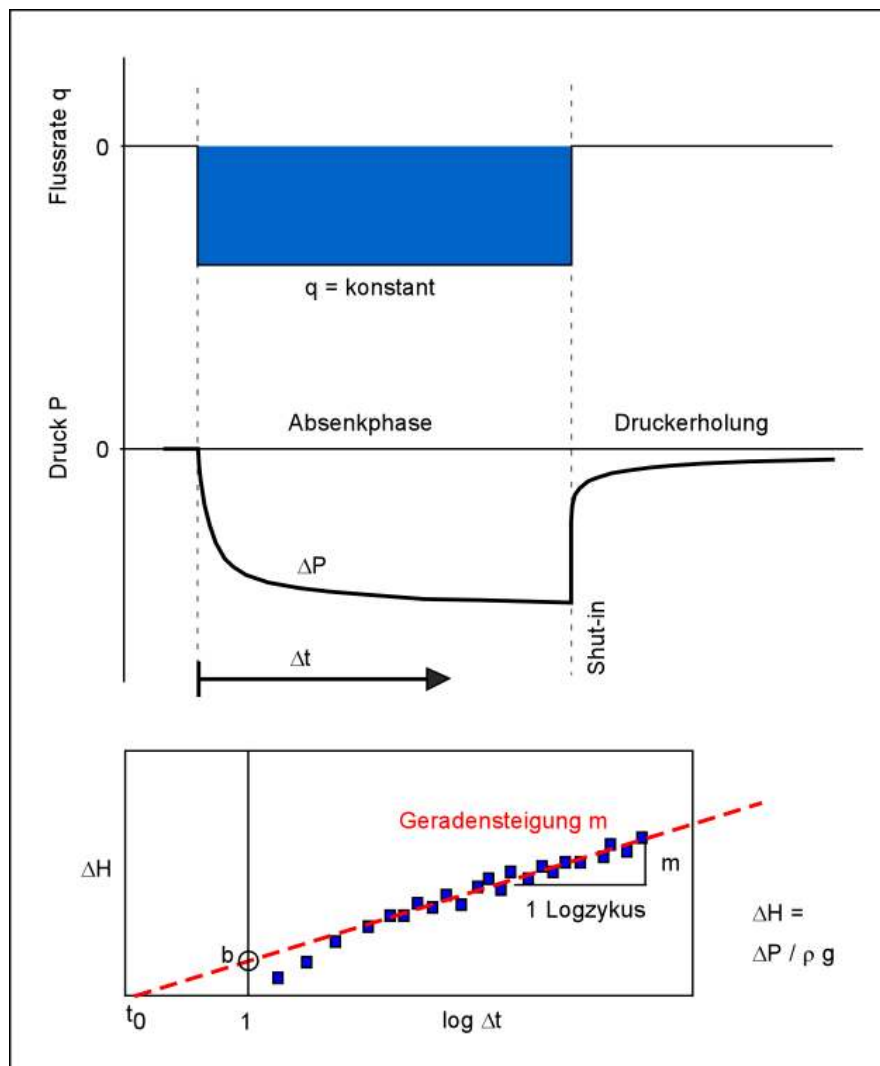


Abbildung 4.8: Zeitlicher Verlauf von Druck- und Flussrate während eines Constant-Rate-Tests (Pumpversuch, oben). In der semilogarithmischen Auswertegrafik (unten) bilden die Testdaten ΔP gegen $\log \Delta t$ eine Gerade.

4.9 Auswertung von Constant Rate Tests

Die Auswertung von Tests mit konstanter Flussrate kann mit Anwendung des Typkurvenverfahrens oder mit dem Geradensteigungsverfahren nach Cooper-Jacob erfolgen. Das Cooper-Jacob-Verfahren (vgl. auch Anhang A) ist auch auf das Einbohrlochverfahren anwendbar, indem der nicht vorhandene Beobachtungspiegel in radialem Abstand r als theoretischer Beobachtungspunkt an den Brunnenrand mit Abstand r_w "verlegt" wird. Der Fehler der Cooper-Jacob-Approximation ist im Anhang A beschrieben. Da die kritische Zeit t_c bei Einbohrlochversuchen aufgrund des kleinen Radius (r_w) relativ rasch erreicht wird, sind die Testdaten meist nach relativ kurzer Zeit auswertbar, falls Brunnenspeichereffekte überwunden werden.

Nach dem Cooper-Jacob Geradensteigungsverfahren werden die ΔH -Daten gegen den Logarithmus der Zeit aufgetragen (Zeit ab Start Constant-Rate-Test). Im Theis-Aquifer reihen sich die Testdaten bei mittlerer Durchlässigkeit nach kurzer Zeit entlang einer Geraden auf. Eine Regression über die Testdaten liefert die Steigung m (Abbildung 4.8 unten). Die Transmissivität wird aus der Steigung m und der Flussrate berechnet.

Tabelle 4.5: Geradensteigungsverfahren nach Cooper-Jacob: Wichtigste Auswerteformeln.

$T = \frac{2.30 \cdot q}{4 \cdot \Pi \cdot m} = \frac{0.183 \cdot q}{m}$	[m ² /s]	Transmissivität
$S = \frac{2.25 \cdot T \cdot t_0}{r_w^2}$	[-]	Speicherkoeffizient
$t_0 = 10^{-b/m}$	[s]	Schnittpunkt mit Zeitachse für $\Delta H = 0$
$t_D = \frac{T \cdot \Delta t}{r_w^2 \cdot S}$	[-]	Dimensionslose Zeit

dabei ist

- q = die Flussrate [m³/s]
- m = die Steigung der Fitgeraden [m Druckhöhe / Log-Zyklus]
- r_w = der Brunnen- bzw. Bohrlochradius
- t₀ = Zeitwert des Schnittpunkts der Abszisse ($\Delta h = 0$) mit der Fitgeraden
- b = Δh - Wert des Schnittpunkts der Ordinate ($t = 1, \log \Delta t = 0$) mit der Fitgeraden

4.9.1 Einfluss des Brunnenspeicher- und Skineffektes:

Brunnenspeicher- (Bohrlocheigenkapazitäts-) und Skineffekte führen dazu, dass sich die Druckdaten eines 'Constant Rate' - Tests erst verzögern und mit dem Logarithmus der Zeit linear verhalten (siehe auch Kap. 4.10). Die kritische Zeit, bis Brunnenspeichereffekte überwunden sind, lässt sich wie folgt berechnen Earlougher (1977):

$$\Delta t_D = 60 \cdot C_D \quad \text{wobei} \quad t_D = \frac{T \cdot \Delta t}{r_w^2 \cdot S} \quad \text{und} \quad C_D = \frac{\rho \cdot g \cdot C}{2 \cdot \Pi \cdot r_w^2 \cdot S}$$

In nicht dimensionslosen Einheiten ausgedrückt: $\Delta t = \frac{30 \cdot \rho \cdot g \cdot C}{\Pi \cdot T}$

Für einen Pumpetest im offenen Bohrloch oder zwischen Packern wird die Brunnenspeicherung durch den Brunnendurchmesser r_w bzw. den Testrohrdurchmesser r_c definiert ($C = \Pi r^2 / \rho g$) und die obige Beziehung kann wie folgt vereinfacht werden:

$$\Delta t = \frac{30 \cdot r_{w,c}^2}{T}$$

wobei r_{w,c} je nach Testkonfiguration der Brunnen-/Bohrlochradius r_w (bei Test im offenen Bohrung) oder der Testrohrradius r_c (Test mit Packersystem und Testrohr) bedeutet.

Unter Einbezug eines Skinfaktors wird die kritische Zeit, bis sich lineares Druckverhalten im Semi-log-Plot ausbildet, wie folgt berechnet (Earlougher, 1977):

$$\Delta t_D = 60 \cdot (C_D + 3.5 \cdot s), \text{ und in nicht-dimensionlosen Einheiten:}$$

$$\Delta t = \frac{C \cdot \rho \cdot g}{\Pi \cdot T} \cdot (30 + 1.75 \cdot s)$$

Nach Chen & Brigham, zitiert in Earlougher (1977):

$$\Delta t_D = 50 \cdot C_D \cdot e^{0.14 \cdot s}, \text{ und in nicht-dimensionlosen Einheiten:}$$

$$\Delta t = 25 \cdot \rho \cdot g \cdot C \cdot e^{0.14 \cdot s} / \Pi \cdot T$$

Das Diagramm der Abbildung 4.9 zeigt die kritischen Zeiten für die Überwindung der Brunnenspeichereffekte für verschiedene Brunnen-/Testrohradien bzw. C-Werte und für eine Packertestkonfiguration mit sehr geringem C-Wert auf (Berechnung der kritischen Zeit nach Earlougher, 1977; Skinfaktor = 0). Aus der Grafik ist ersichtlich, dass bei geschlossenem Druckmesssystem oder bei artesischen Verhältnissen bei vergleichbarem zeitlichem Aufwand zwei bis drei Größenordnungen kleinere Transmissivitäten (bzw. Durchlässigkeiten) gemessen werden können als bei den offenen Testkonfigurationen (freier Wasserspiegel im Testrohr bzw. Brunnen). Zudem wird deutlich, dass bei niedrigen Transmissivitäten und grösseren Brunnenradien sehr lange Testzeiten resultieren. Die Brunnenspeichereffekte markieren den frühen (bohrlochnahen) Formationsresponse. 'Constant Rate' - Tests lassen sich bei sehr niedrigen Transmissivitäten nur bei artesischen Bedingungen innerhalb von wirtschaftlichen Zeitspannen durchführen.

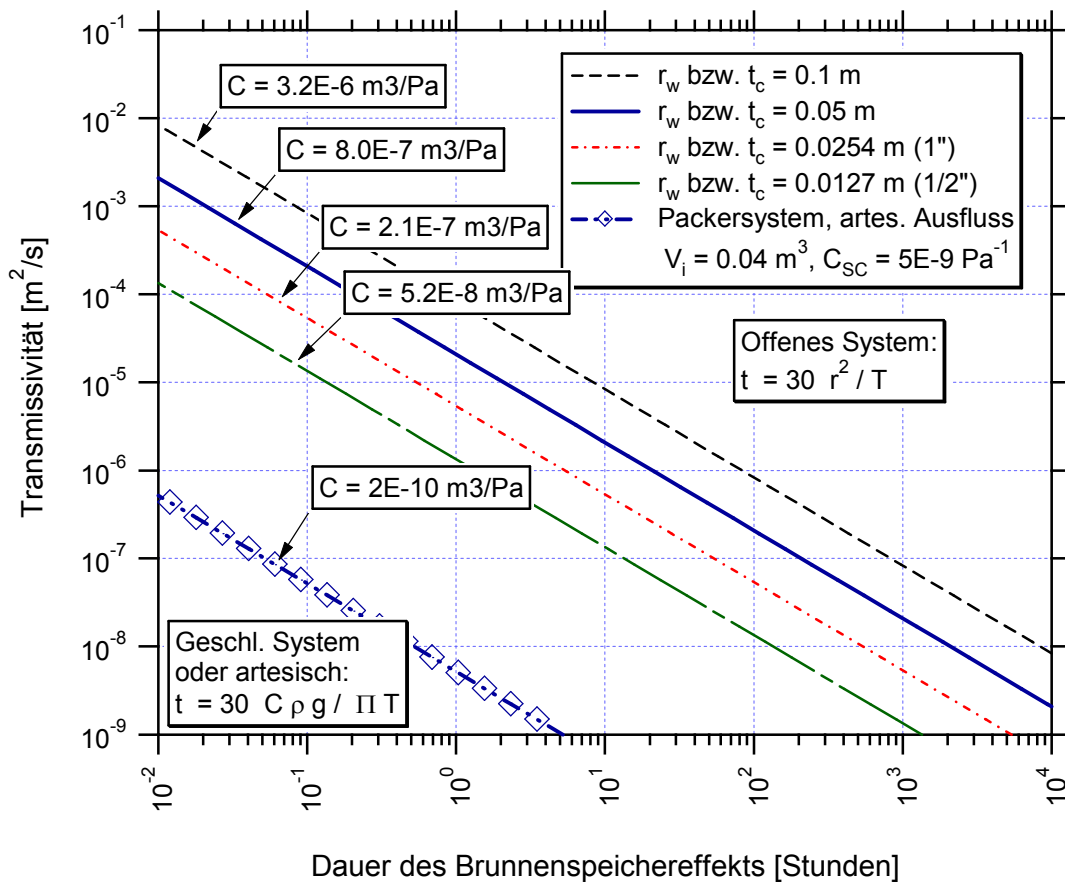


Abbildung 4.9: Zeitdauer des Einflusses der Brunnenspeicherung während eines 'Constant Rate' - Tests für verschiedenen Brunnenradien (r_w) beziehungsweise Testrohrradien (r_c) und für eine Packerkonfiguration bei artesischem Auslauf resp. Injektion. Annahme für Packerkonfiguration: $L = 5 \text{ m} \Rightarrow C_{SC} = C / V_{\text{Intervall}} = 5\text{E-}9 \text{ Pa}^{-1}$.

Die Grafik zeigt, dass bei grösseren Brunnen- bzw. Testrohradien und bei kleinen Transmissivitäten die kritische Zeiten für die Testauswertung stark zunehmen. Beispiel: Bei einer Transmissivität von $1\text{E-}7 \text{ m}^2/\text{s}$ und einem Brunnenradius von 0.05 m dauert es ca. 200 Stunden (> 8 Tage !) bis die Brunnenspeichereffekte überwunden sind.

4.10 Geradensteigungsverfahren in Kombination mit diagnostischer Testanalyse

Für die Interpretation bestimmter Testereignisse sind sogenannte diagnostische Plots massgebend (Bourdet et al., 1989). Dabei werden die zeitliche Druckänderung und die entsprechende Ableitung (als "Derivative" bezeichnet) gegen die Zeit oder eine geeignete Zeitfunktion (Agarwal, 1980) doppelt-logarithmisch dargestellt. Ein solcher diagnostischer Plot erlaubt wertvolle Rückschlüsse auf die herrschenden Fliessverhältnisse (Abbildung 4.10). Es können Perioden erkannt werden, die geprägt sind durch:

- Bohrlocheffekte (Bohrlocheigenkapazität, Skin-Effekte)
- Formations-Fliesseigenschaften
- Aquiferbegrenzungen.

Dadurch können "Zeitfenster" evaluiert werden, innerhalb derer ein bestimmtes Auswertemodell und entsprechende Auswerteverfahren Gültigkeit haben. Bei einem Flusstest mit konstanter Flussrate wie in Abbildung 4.8 dargestellt, wird die erste Testphase durch die Bohrlocheigenkapazität (auch Brunnenspeicherung oder *engl. wellbore storage* genannt) bestimmt und ist durch den linearen Anstieg im Log-log-Diagramm erkennbar (Abbildung 4.10, oben). Die Steigung $\log \Delta P / \log \Delta t$ beträgt während dieser Phase 1. Die Ableitungsfunktion ist in dieser Phase deckungsgleich mit der Druckänderung. Nach Überwindung der Bohrlocheigenkapazität und einer Übergangsphase manifestiert sich die Ableitungsfunktion beim Theis-Aquifer als horizontale Gerade. Die Testphase mit horizontalem Verlauf der Ableitungsfunktion widerspiegelt die radial-konzentrische Anströmung im isotropen, homogenen Aquifer und wird mit dem Kürzel "IARF" bezeichnet (*engl. "Infinite Acting Radial Flow period"*). Der Y-Wert der Ableitungsfunktion ist direkt proportional zur Transmissivität. In der semilogarithmischen Auftragung zeigt sich die IARF-Phase durch einen geraden Verlauf der Testdaten. Begrenzungseffekte äussern sich im diagnostischen Plot durch einen Anstieg (impermeabler Rand) oder durch ein Abtauchen (Begrenzung mit konstantem Druck) der Ableitungskurve.

Die Anwendung des Geradensteigungsverfahrens erfolgt über jenen Teil der Testdaten, die innerhalb des IARF-"Fensters" liegen. Ein Vergleich zwischen simulierten Testdaten mit und ohne Skin in Abbildung 4.10 zeigt, dass auch Flusstests mit Bohrlochskin IARF-Charakteristik erreichen (Theis-Aquifer vorausgesetzt). Je nach Grösse des Skinfaktors treten die IARF-Bedingungen verzögert ein. Die Ableitungsfunktion hat im IARF-Fenster den gleichen Wert wie ein Test ohne Skinbeeinflussung. Dies bedeutet eine identische Steigung der Daten im Semilog-Plot: In der Semilog-Darstellung reißen sich die späteren, skinbeeinflussten Testdaten entlang einer parallelen Gerade auf, die gegenüber der Datenkurve ohne Skin um einen Offset ΔP_{skin} versetzt ist (Abbildung 4.10, unten). Bei Erreichen von IARF-Bedingungen wirken sich Skineffekte deshalb nicht auf die ermittelte Transmissivität aus.

Das beschriebene diagnostische Verfahren ist auch auf Druckerholungsphasen, z.B. bei einem Wiederanstieg nach einem Pumpstest, anwendbar. Dabei tritt im Log-log- und im Semilog-Plot anstelle der Zeit Δt (Zeit nach Start der Druckerholungsphase) die sogenannte äquivalente Absenkzeit (equivalent drawdown time, t_e ; nach Agarwal, 1980, siehe Kapitel 4.16) auf. Für Druckerholungsphasen nach Flusstests mit konstanter Druckdifferenz (Constant Head Tests) wird anstelle der "Produktionszeit" t_p (Dauer der vorangegangenen Entnahme- bzw. Injektionsphase) eine korrigierte Zeit t_p^* eingesetzt, die sich aus dem gesamten Flussvolumen und der letzten aufgezeichneten Flussrate vor Beginn der Druckerholung errechnet:

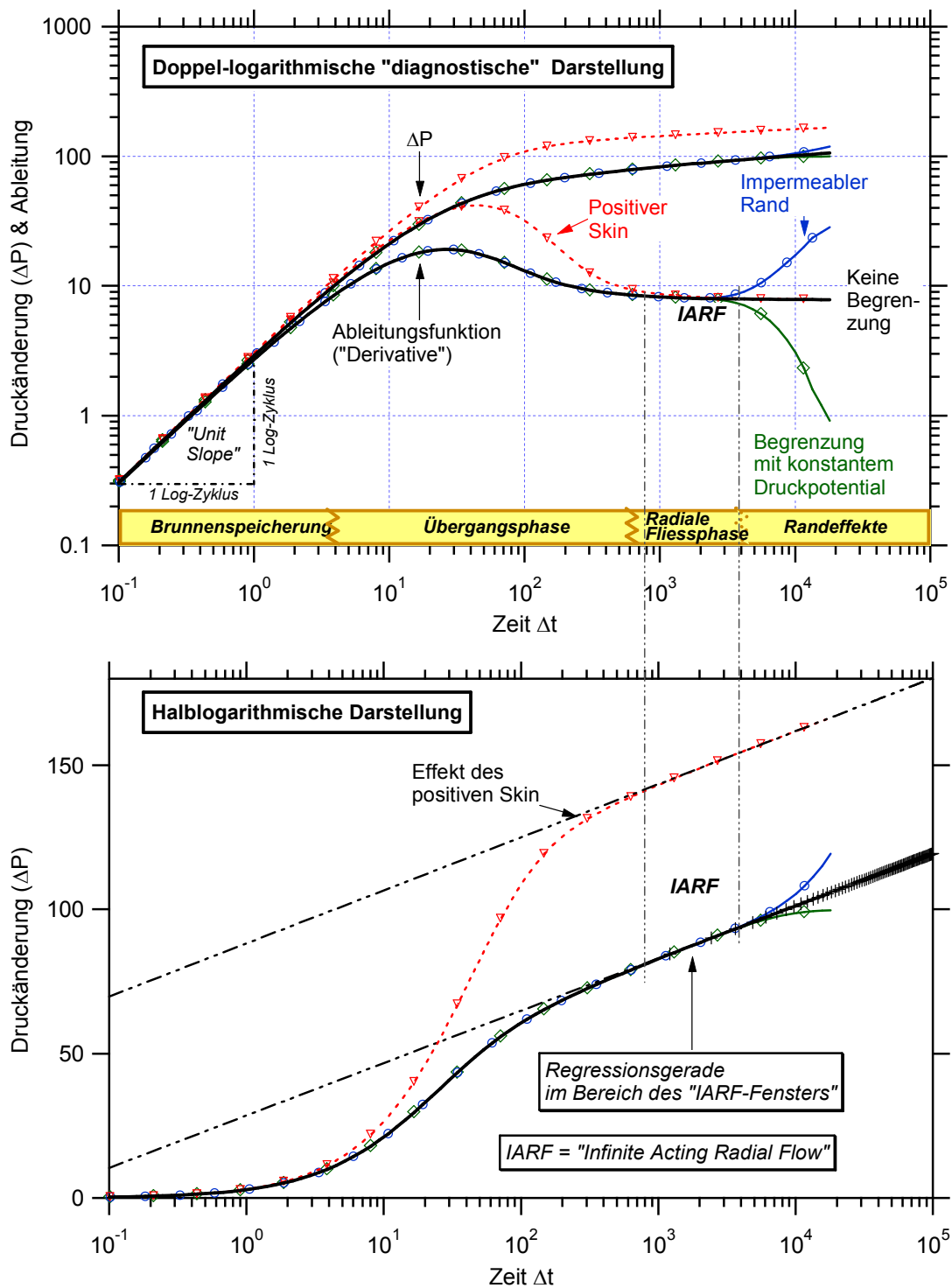


Abbildung 4.10: Diagnostische Analyse und Auswertegrafik eines hydraulischen Tests mit konstanter Flussrate (RI oder RW).

4.11 Weitere diagnostische Verfahren für 'Constant Rate' -Tests

Spezielle Fließverhältnisse, wie sphärische Anströmung des Brunnens, können auch durch spezielle Auftragungen erkannt werden. Werden die Druckdaten gegen die modifizierte Zeitachse aufgetragen, so formen diese beim zutreffenden Fließmodell eine Gerade:

ΔP vs. $1/\sqrt{\Delta t}$	sphärisches Fließen (beispielsweise bei unvollkommenem Brunnen)
ΔP vs. $\sqrt{\Delta t}$	lineares Fließen (bsp. bei ∞ -durchlässiger Kluft, engl. 'high-conductivity fracture' oder 'infinite conductivity fracture')
ΔP vs. $\sqrt[4]{\Delta t}$	bi-lineares Fließen (bsp. bei Kluft mit endlicher Durchlässigkeit, engl. 'low-conductivity fracture' oder 'finite conductivity fracture')
ΔP vs. $\log(\Delta t)$	radiales Fließen (siehe auch Abbildung 4.10 oben)
ΔP vs. Δt	pseudostationärer Fluss (bei geschlossenem Reservoir)

In diesem Kapitel wird nur die Auswertung für den Theis-Aquifer (radiales Fließen) besprochen.

4.12 Typkurvenverfahren nach Gringarten-Bourdet

Da Einbohrlochversuche in unterschiedlichem Ausmass von Brunnenspeicher- und Skineffekten geprägt sind, ist in den meisten Fällen die Auswertung nach dem Geradensteigungsverfahren in Kombination mit der Fließfelddiagnostik nach Bourdet genauer als die Anwendung des Typkurvenverfahrens. Die Anpassung von Testdaten an Typkurven ist nur bei "idealen" Testdaten eindeutig. Bei Brunneneneffekten, wie z.B. einer Verschmierung der Bohrlochwandung und bei Brunneneintrittsverlusten, führt eine Skin-bedingte Verschiebung der Testdaten gegenüber der Typkurve zu einer Unterschätzung der Transmissivität, falls die Typkurven den Skin-Parameter nicht berücksichtigen. Beim Geradensteigungsverfahren hingegen wird bei richtiger Interpretation der Ableitungsfunktion die Transmissivität unabhängig von Brunnenspeicherungs- und Skineffekten korrekt ermittelt (vgl. Abbildung 4.10).

Bei zu kurzer Testdauer, d.h. bei Abbruch des Versuches vor Erreichen von IARF-Bedingungen, ist die Anwendung von Typkurven, die Skin- und Brunnenspeicherung berücksichtigen, sinnvoll. Für das Modell des gespannten, homogenen Aquifers mit konzentrisch-radialer Anströmung zum Brunnen sind entsprechende Typkurven in Abbildung 4.11 doppellogarithmisch dargestellt. Die dimensionslosen Typkurven unterscheiden sich bezüglich ihrer $C_D e^{2s}$ -Werte (Gringarten, 1979, Bourdet et al., 1989).

Dabei ist :

$$C_D = \frac{\rho g C}{2\pi S r_w^2} \quad \text{die dimensionslose Brunnenspeicherkonstante}$$

$$P_D = \frac{2\pi T \Delta h}{q} \quad \text{der dimensionslose Druck (Ordinate)}$$

$$\frac{t_D}{C_D} = \frac{2\pi T t}{\rho g C} \quad \text{die dimensionslose Zeitachse}$$

$$s \quad \text{der Skinfaktor}$$

Die Werte für Transmissivität (T), Brunnenspeicherung (C) und $C_D e^{2s}$ sind direkte Resultate der Anpassung der Testdaten an die Typkurve. Aus dem $C_D e^{2s}$ -Wert wird bei angenommenem Speicherkoeffizienten (S) der Skinfaktor (s) berechnet (S ist in CD enthalten) oder umgekehrt und aus dem angenommenem Skinfaktor der Speicherkoeffizient errechnet. Die Berechnung des Skinfaktors steht in direkter Wechselbeziehung zum (angenommenen) Speicherkoeffizienten S (S kann nur aus Mehrbohrlochversuchen zuverlässig ermittelt werden, vgl. Kapitel 3.4.3). Da bei diesem Verfahren die frühen Testdaten mit der Typkurve in Übereinstimmung gebracht werden, hängt die Qualität der Typkurvenanpassung wesentlich vom Umstand ab, ob bereits zu Beginn des Tests eine konstante Flussrate aufrechterhalten werden konnte.

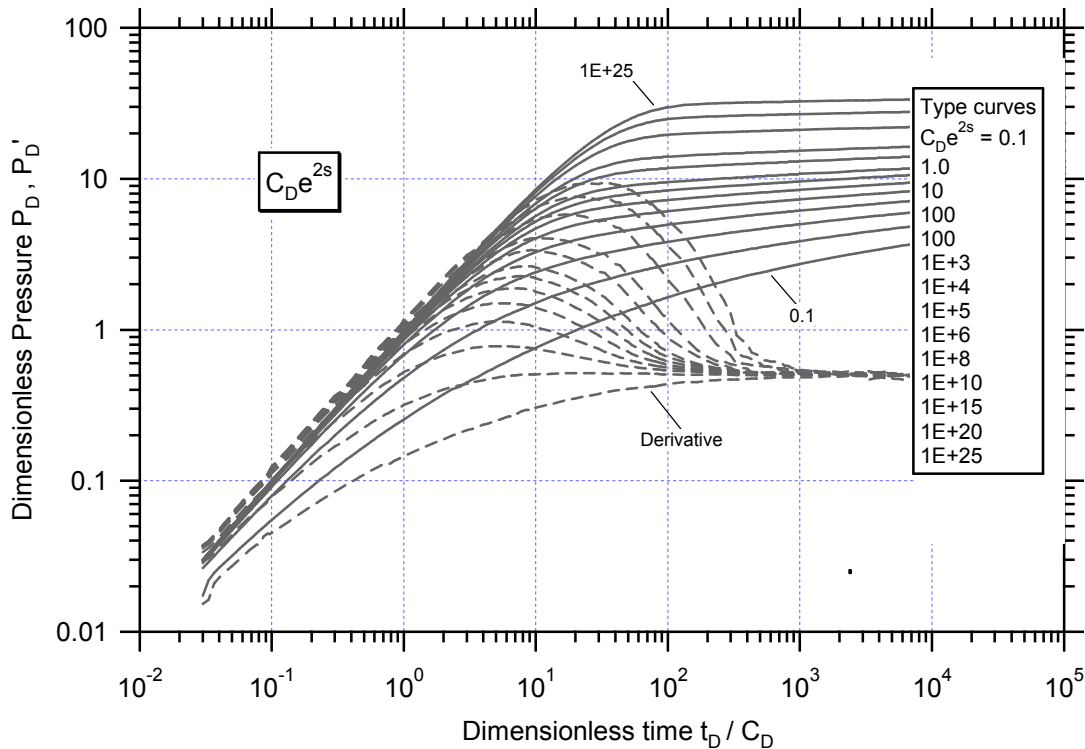


Abbildung 4.11: Gringarten-Bourdet-Typkurven für Flusstests mit konstanter Fließrate unter Berücksichtigung der Bohrlochparameter Eigenkapazität und Skin.

4.13 Auswertung von Tests mit variabler Flussrate

Für ununterbrochenen Pumpbetrieb im gespannten Aquifer gilt bei Anwendung des Superpositionsprinzips auf die Jacobs' Approximation der Theis-Funktion die folgende Beziehung (Birsoy & Summers, 1980*; zitiert in Kruseman & de Ridder, 1992):

$$\Delta h = \frac{2.30 q_n}{4\pi T} \log \left\{ \left(\frac{2.25 T}{r^2 S} \right) \beta_{t(n)}(t - t_n) \right\} \quad \beta_{t(n)}(t - t_n) = \prod_{i=1}^n (t - t_i)^{\Delta q_i / q_n}$$

$$\Delta q_i = q_i - q_{i-1}$$

Diese Lösung berücksichtigt keine Skin- und Brunnenspeichereffekte.

Für die Druckerholung h' (Wiederanstieg) nach einem Test mit variabler Flussrate gilt für intermittierenden und ununterbrochenen Pumpbetrieb:

$$\Delta h' = \frac{2.30q_n}{4\pi T} \log \left\{ \beta_{t(n)} \frac{(t - t_n)}{(t - t'_n)} \right\} \quad \beta_{t(n)} = \prod_{i=1}^{n-1} \left(\frac{t - t_n}{t - t'_i} \right)^{q_i/q_n}$$

- q_n = letzte stabilisierte Flussrate vor Beginn Druckerholung
- t = Zeit seit Beginn Flusstest
- t' = Zeit seit Beginn Druckerholung
- t_n, t'_n = Zeit bei Beginn, Ende der n -ten Fließrate
- $t-t_n, t-t'_n$ = Zeit seit Beginn, Ende der n -ten Fließrate

Bei der Auswertung werden die q_n -normalisierten Druckdaten in der semilogarithmischen Auftragung gegen die entsprechende Zeitfunktion aufgetragen. Die Transmissivität verläuft proportional zur Steigung der Regressionsgeraden im Bereich der linear angeordneten Testdaten. Die Zeitfunktion der Druckerholung entspricht der Horner-Zeit in einem Horner-Plot (vgl. Kapitel 4.15), d.h., die Anordnung der Testdaten in der semilogarithmischen Darstellung beginnt auf der rechten Seite und formt mit zunehmendem t' eine Datenkurve bzw. -gerade in Richtung der rechten Ordinate mit $\beta_t = 1$. Der Schnittpunkt der Regressionsgeraden mit der Ordinate entspricht dem Ruhepotential des untersuchten Formationsabschnitts. Für die Darstellung der Druckerholungsdaten in einem diagnostischen Plot (mit Berechnung der Ableitungsfunktion) kann die angepasste Zeitfunktion in eine modifizierte Agarwal-Zeit transformiert werden.

Die Verfahren nach Birsoy-Summers sind sowohl auf die Testdaten einer Nebenbohrung als auch auf Einbohrlochtests anwendbar.

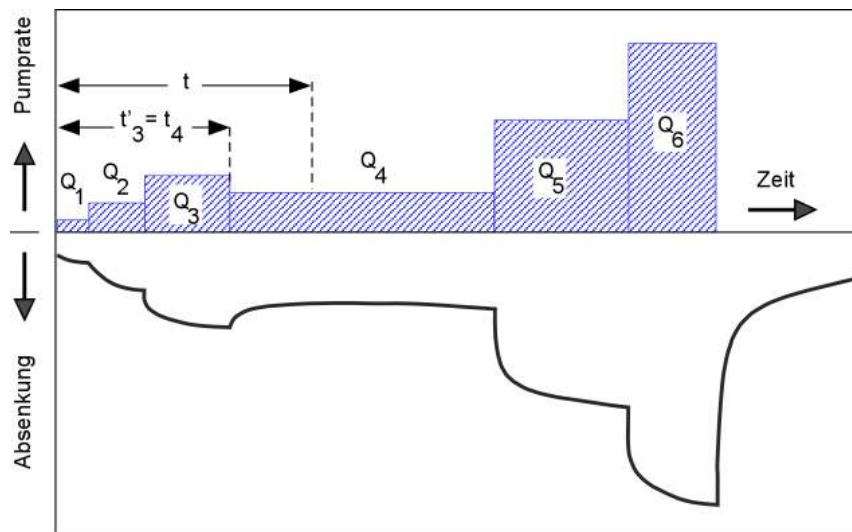


Abbildung 4.12: Pumpversuch mit variabler Pumprate (aus. Krusemann & de Ridder, 1990)

4.14 Approximation unter Annahme stationärer Fließverhältnisse

Die Transmissivität kann bei Flusstests auch durch die Anwendung einer sogenannten "steady-state" Approximation abgeschätzt werden. Diese beruht auf der Annahme oder Beobachtung, dass sich konstante Fließverhältnisse eingestellt haben (Druck und Flussrate konstant). Wird die steady-state Approximation auf die transiente Testphase angewendet, kann wegen der noch nicht stabilisierten Flussrate eine Überschätzung der Transmissivität resultieren.

Die stationäre Lösung für einen Injektions- oder Pumpetest in einem gespannten Bohrlochabschnitt kann wie folgt geschrieben werden (vgl. THIEM, 1906; Hvorslev, 1951 und Zeigler, 1976. Skin-Term siehe z.B. EARLOUGHER, 1977):

$$T = 0.159 \frac{q}{\Delta H} \left(\ln \frac{R_i}{r_w} + s \right)$$

Dabei ist:

T	=	Transmissivität	[m ² /s]
q	=	stationäre Flussrate	[m ³ /s]
Δh	=	Druckdifferenz	[m]
r _w	=	Bohrlochradius	[m]
R _i	=	Reichweite	[m]
s	=	Skinfaktor	[-]

Die Reichweite R_i kann je nach Situation taxiert oder mit nachfolgender Formel theoretisch abgeschätzt werden:

$$R_i = 1.5 \sqrt{\frac{\Delta t \cdot T}{S}}$$

S	=	Speicherkoeffizient	[-]
t	=	Testdauer bis zum Erreichen stationärer Bedingungen	[s]

T und R_i können iterativ berechnet werden. Bei einem R_i/r_w - Verhältnis > 20 und s = 0, beeinflusst ein Fehler in der Reichweite um einen Faktor 10 (z.B. R_i = 200 statt 20) die berechnete Transmissivität um einen Faktor kleiner als 1.8.

Im Gegensatz zur Testreichweite hat der Skin einen sehr grossen Einfluss auf die abgeschätzte Transmissivität. Es ist sehr schwierig, bezüglich Skin eine einigermaßen zutreffende Annahme zu treffen. Wird der Skin unterschätzt, ergibt sich durch die stationäre Abschätzung tendenziell eine zu niedrige Transmissivität.

Ist beim Versuch eine transiente Fließphase ausgebildet, so ist der mit Hilfe des Geradensteigungsverfahrens berechnete T- bzw. K-Wert wesentlich zuverlässiger als die "Steady-state Approximation" (vgl. Kapitel 4.10).

4.15 Auswertung der Druckerholungsphase (Theis, Horner)

Die Druckerholung nach einem Flusstest mit konstanter Flussrate (z.B. Pumpversuch) kann wie eine Überlagerung von zwei Versuchen dargestellt werden: Die Druckdaten der (theoretischen) Fortsetzung des abgebrochenen Tests werden von einem analogen Flusstest mit entgegengesetzter Flussrate überlagert (Abbildung 4.13). Der resultierende Fluss ab Zeitpunkt Start Druckerholung ist gleich Null. Die Druckerholungskurve liegt gegenüber der vertikal gespiegelten Absenkkurve tiefer; der Differenzbetrag entspricht der zusätzlichen Absenkung, die zum gegebenen Zeitpunkt die theoretisch verlängerte Absenkkurve seit Beginn Druckerholung erreicht hätte (schraffierter Bereich in Abbildung 4.13). Anders ausgedrückt: Die Druckerholungskurve ist die Addition der extrapolierten Absenkkurve mit der Druckkurve des Flusstests mit entgegengesetztem Vorzeichen.

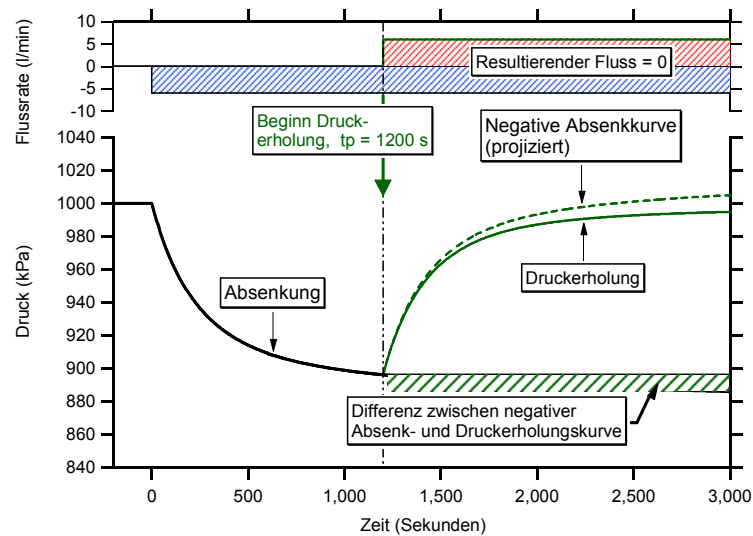


Abbildung 4.13: Darstellung der Druckerholung als Überlagerung des extrapolierten Pumptests mit einem Injektionstest entgegengesetzter Flussrate. Die simulierte Absenkkurve basiert auf folgenden Parametern: $T = 1E-5 \text{ m}^2/\text{s}$, $q = 6 \text{ l/min}$, $S = 1E-5 [-]$, $r_w = 0.05 \text{ m}$, $r_c = 0.026 \text{ m}$

Die Druckerholung nach einem Pumpstest wird auch als residuelle oder verbleibende Absenkung s_r bezeichnet, die nach Theis (1935) wie folgt berechnet wird (siehe auch Anhang A):

$$s_r(r,t) = \left[\frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} W(u) + \frac{-Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} W(u') \right]$$

Dabei ist $u = \frac{r^2 \cdot S}{4 \cdot T \cdot t}$ und $u' = \frac{r^2 \cdot S}{4 \cdot T \cdot t'}$ und

t = die gesamte, seit Pumpbeginn vergangene Zeit (= Δt , im Horner- und Agarwal-Plot)

t' = die seit Pumpenstopp vergangene Zeit (= $\Delta t + t_p$, im Horner- und Agarwal-Plot)

Die $W(u)$ -Glieder in obiger Formel lassen sich analog zur Theis-Gleichung als Reihenentwicklungen beschreiben, wobei die Reihen bei zunehmender Zeit t' im Sinne einer Approximation abgebrochen werden können (Anhang A) Dadurch wird:

$$s(r,t) = \frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \ln \frac{u'}{u} = \frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \ln \frac{t}{t'} = \frac{2.30 \cdot Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \log \frac{t}{t'}$$

Die Lösung gilt für unendlich kleine Brunnendurchmesser. Der Fehler bei grösseren Brunnendurchmessern nimmt mit zunehmender Zeit jedoch ab. Für die Auswertung werden die Absenken gegen die dimensionslose Zeit (t / t') auf logarithmischer Zeitachse aufgetragen. Der Wiederanstieg nach Theis entspricht dem in der Erdölexploration verbreiteten Horner-Plot. Horner (1951) beschreibt die angenäherte Funktion der Druckerholung im Brunnen wie folgt:

$$P = P_0 - \frac{2.303 \cdot Q \cdot \rho \cdot g}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \log \left(\frac{t_P + \Delta t}{\Delta t} \right)$$

dabei ist

t_P	= die Dauer der vorangegangenen aktiven Flussphase [s] und
Δt	= die Zeit seit Beginn der Druckerholung [s]
P_0	= der statische Formationswasserdruck vor Beginn der Pump- bzw. der Injektionsphase
ρ	= Dichte des Wassers [kg/m ³]
g	= Erdbeschleunigung = 9.81 [m /s ²]

Für die Auswertung werden analog zum Theis-Wiederanstieg-Verfahren die Druckdaten gegen die dimensionslose Zeit ($\Delta t + t_P / \Delta t$) auf logarithmischer Zeitachse aufgetragen. Die Testdaten reihen sich dabei von rechts nach links entlang einer Geraden auf. Durch der Extrapolation kann auf der Ordinate [mit $\log(\Delta t + t_P / \Delta t) = 0$ [$(\Delta t + t_P / \Delta t) = 1$] direkt der statische Formationswasserdruck P_S abgelesen werden (Abbildung 4.14). Weichen die späten Testdaten, das heisst die Daten die sich der Ordinate $t_H = 1$ annähern, von der Gerade ab, so sollte für die Bestimmung von P_S der Fit über die späteren Testdaten gelegt werden (Abbildung 4.14: Werden nicht die späten Testdaten berücksichtigt, da der Fit für die Bestimmung der Transmissivität T verwendet wird).

Ehlig-Economides & Ramey (1981) entwickelten eine generelle analytische Lösung für den Wiederanstieg nach einem Test mit variabler Flussrate, die auch Skin und Brunnenspeicherung beinhaltet. Zudem beschrieben sie den Effekt einer während der Flussphase angetroffenen geschlossenen Begrenzung auf die Druckerholung. Eine Druckerholungsphase, die einer Flussphase mit Erreichen einer geschlossenen Begrenzung folgt, kann laut Ehlig-Economides & Ramey auch nach dem Horner-Verfahren ausgewertet werden (bezüglich T , aber nicht P_S), falls der Fit über die frühen Testdaten gelegt wird.

Mindestdauer der vorangegangenen Absenk-/Injektionsphase:

Damit eine Druckerholung nach einem Flusstest ausgewertet werden kann, muss bezüglich der aktiven Flussphase folgende Bedingung erfüllt sein:

$$\frac{t_{pD}}{C_D} = \frac{2 \cdot \Pi \cdot T \cdot t_P}{C \cdot \rho \cdot g} \geq 200 \quad \text{für } C_D e^{2s} > 100$$

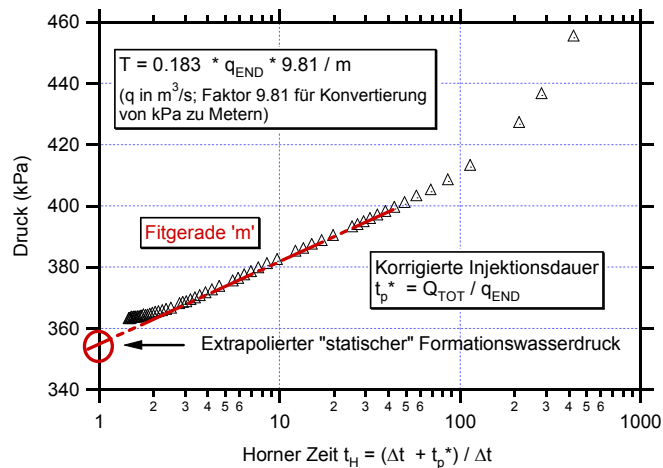


Abbildung 4.14: Auswertung der Druckerholung eines 'Constant Head'-Injektionstests nach Horner (1951). Die modifizierte Injektionsdauer t_p^* berücksichtigt die variable Flussrate in der vorangegangenen Injektionsperiode. Gesamter Testverlauf siehe Abbildung 4.18 oben.

Die Theis-Wiederanstiegs-Methode für die Auswertung der Druckerholung basiert auf der Annahme, dass während der vorangegangenen Pumphase (bzw. Injektionsphase) die Flussrate konstant war. Im Sinne einer Korrektur für den Fall einer variierenden Flussrate vor Pump- bzw. Injektionsstopps, schlägt Horner (1951) eine modifizierte Zeit t_p^* ('corrected production time') anstelle von t_p vor, die sich aus dem integrierten Fluss während des Flusstests dividiert und durch die End-Flussrate berechnet wird:

$$t_p^* = \frac{Q_{TOT}}{q_{END}} = \frac{\int_{t=0}^{t_p} q \cdot dt}{q_{END}}$$

Die Transmissivität wird im Horner-Plot aus der Fitgerade m und der Flussrate q (bzw. End-Flussrate q_{END}) berechnet:

$$T = \frac{2.30 \cdot q}{4 \cdot \Pi \cdot m} = \frac{0.183 \cdot q}{m} \quad \text{bzw.} \quad T = \frac{2.30 \cdot q_{END}}{4 \cdot \Pi \cdot m} = \frac{0.183 \cdot q_{END}}{m}$$

Aus Abbildung 4.15 wird ersichtlich, dass die Druckerholung mit zunehmender Dauer t_p des vorangegangenen Pumpstests der gespiegelten Absenkkurve zu gleichen beginnt. Bei sehr langen vorangegangenen Pumpzeiten, und vor allem nachdem stationäre Bedingungen (Beharrung) erreicht wurde, kann die Druckerholung auch wie ein Test mit konstanter Flussrate ausgewertet werden.

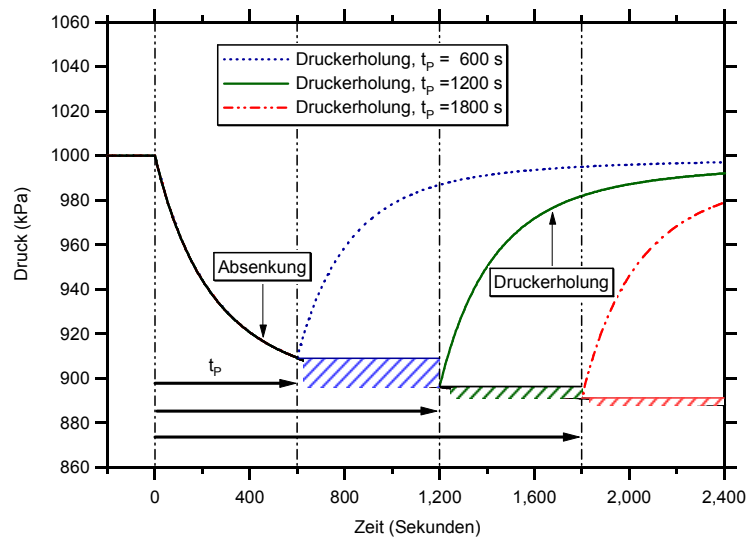


Abbildung 4.15: Auswirkung der Dauer des Pumptests auf die Form der Druckerholungskurve.

Bei Anwendung des Geradensteigungsverfahrens nach Horner (bzw. Theis) muss berücksichtigt werden, dass die frühen Testdaten der Druckerholung aufgrund der Brunnenspeicherung nicht mit dem Modell des unendlich kleinen Brunnenradius übereinstimmen. Je nach Grösse des Brunnen-/Bohrlochradius muss eine bestimmte Zeit abgewartet werden, bevor sich die Testdaten in der semi-logarithmischen Auswertegrafik auf einer Geraden anordnen. Für die Berechnung der zeitlichen Wirkungsdauer von Brunnenspeicher- und Skineffekten kommen die gleichen Formeln wie beim 'Constant Rate'-Fall zur Anwendung:

Berechnung der kritischen Zeitdauer, wenn kein Skin vorhanden ist ($s = 0$):

$$\Delta t_D = 60 \cdot C_D \quad \text{wobei} \quad t_D = \frac{T \cdot \Delta t}{r_w^2 \cdot S} \quad \text{und} \quad C_D = \frac{C \cdot \rho \cdot g}{2 \cdot \Pi \cdot r_w^2 \cdot S}$$

(siehe auch Uraiet & Rahavan, 1980; Agarwal, 1990)

In nicht dimensionslosen Einheiten ergibt dies:

$$\Delta t = \frac{30 \cdot C \cdot \rho \cdot g}{\Pi \cdot T} = \text{Einflussdauer des Brunnens bzw. des Testequipments}$$

Mit Bohrloch-Skin:

$\Delta t_D = 60 \cdot (C_D + 3.5 \cdot s)$, und in nicht-dimensionlosen Einheiten:

$$\Delta t = \frac{C \cdot \rho \cdot g}{\Pi \cdot T} \cdot (30 + 1.75 \cdot s) = \text{Einflussdauer des Brunnens bzw. des Testequipments}$$

Einfluss des Bohrlochventils während der Druckerholung

Durch den Einsatz eines Bohrlochventils (*engl. shut-in valve*) lassen sich die Testzeiten bei Packer-tests wesentlich optimieren. Bei geschlossenem Bohrlochventil ist die Brunnenspeicherkonstante in der Regel um mehrere Grössenordnungen reduziert. Während einer Druckerholungsphase bei geschlossenem Ventil strebt deshalb der gemessene Formationswasserdruck viel rascher dem Ruhepotential zu. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 4.16 mit zwei simulierten Datenkurven dargestellt. Der Wiederanstieg bei offenem (bzw. fehlendem) Bohrlochventil wird durch die ausgezogene Linie dargestellt, während die gestrichelte Linie den Wiederanstieg nach Schliessen des Bohrlochventils beschreibt.

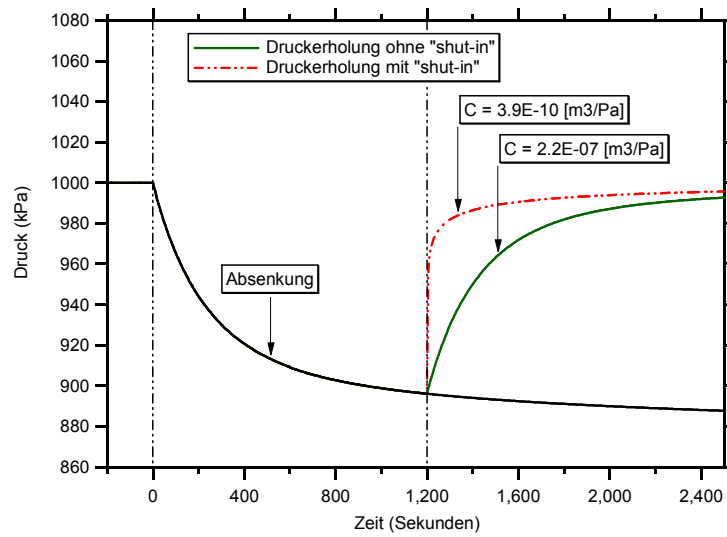


Abbildung 4.16: Auswirkung der Brunnen­speicherung auf die Form der Druckerholungskurve. Während der Absenkphase ist die Brunnen­speicherung durch den Radius des Testrohrs des Packersystems definiert ($r_w = 0.026 \text{ m} \Rightarrow C = 2.2\text{E-}7 \text{ m}^3/\text{Pa}$). Wird die Druckerholung bei geschlossenem Bohrlochventil aufgezeichnet (gestrichelte Linie), nähert sich der Intervalldruck aufgrund der stark reduzierten Brunnen­speicherkonstante schneller dem statischen Formationswasserdruck an. Die wichtigsten Simulationsparameter sind im Text zur Abbildung 4.13 angegeben.

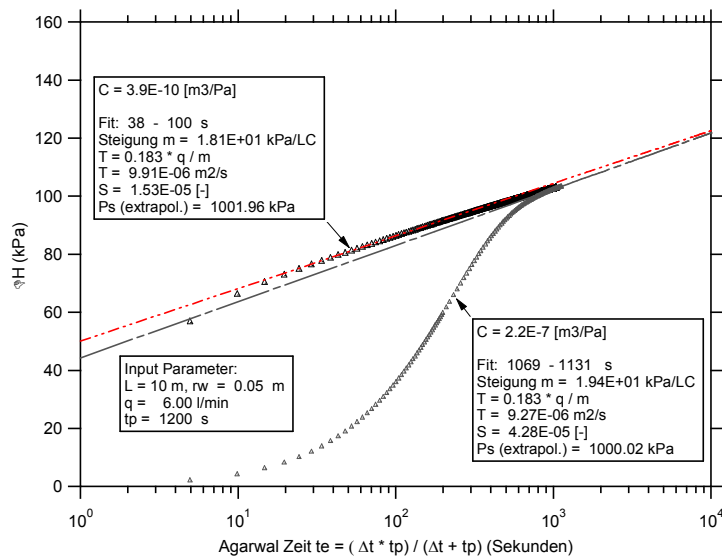


Abbildung 4.17: Vergleich der in Abbildung 4.16 dargestellten Druckerholungsdaten in der semilogarithmische Darstellung (Agarwal Plot).

Der Effekt auf die Auswertung wird in der semilogarithmischen Darstellung der Abbildung 4.17 deutlich. Im Falle des Versuchs mit "Shut-in"-Ventil ($C = 3.9\text{E-}10 \text{ m}^3/\text{Pa}$) reihen sich die Testdaten nach 1 - 2 Minuten entlang einer Geraden auf. Bei fehlendem Bohrlochventil ist C um ca. 2.5 Größenordnungen erhöht ($C = 2.2\text{E-}7 \text{ m}^3/\text{Pa}$), und das entsprechende Geradensteigungsverfahren (Kapitel 4.16) kann deshalb erst auf die späten Testdaten angewandt werden. Bei $t_e = 1100 \text{ s}$ (ca. Mitte Fitbereich) beträgt die effektive Dauer der Druckerholung Δt bereits 13'000 Sekunden (220 min).

4.16 Auswertung der Druckerholungsphase nach Agarwal

Das in Kapitel 4.10 beschriebene diagnostische Verfahren ist auch auf Druckerholungsphasen, z.B. bei einem Wiederanstieg nach einem Pumpetest, anwendbar. Dabei tritt im Log-log- und im Semilog-Plot anstelle der Zeit Δt (Zeit nach Start der Druckerholungsphase) die sogenannte äquivalente Absenkzeit (equivalent drawdown time t_e ; Agarwal, 1980) auf. Für Druckerholungsphasen nach Flusstests mit konstanter Druckdifferenz (Constant Head Tests) wird anstelle der "Produktionszeit" t_p (Dauer der vorangegangenen Entnahme- bzw. Injektionsphase) eine korrigierte Zeit t_{p^*} eingesetzt, die sich aus dem gesamten Flussvolumen und der letzten aufgezeichneten Flussrate vor Beginn der Druckerholung errechnet:

Äquivalente Zeit nach Flusstest mit konstanter Fließrate (nach AGARWAL, 1980):

$$t_e = \frac{(t_p \cdot \Delta t)}{(t_p + \Delta t)}$$

Äquivalente Zeit nach Flusstest mit konstantem Druck:

$$t_e = \frac{(t_{p^*} \cdot \Delta t)}{(t_{p^*} + \Delta t)}, \text{ wobei}$$

$$t_{p^*} = \frac{Q_{tot}}{q_{end}} = \frac{\int_{\Delta t=0}^{\Delta t=t_{END}} q \cdot dt}{q_{end}}$$

Nach Transformation der Zeitwerte in Agarwalzeit t_e kann die Auswertung nach dem Geradensteigungsverfahren von Cooper-Jacob erfolgen (Abbildung 4.18).

Das Agarwal-Verfahren hat gegenüber der Horner- bzw. Theis-Wiederanstiegsmethode den Vorteil, dass zur Evaluation des Auswertemodells eine diagnostische Analyse nach Bourdet et al. (1989) durchgeführt werden kann. Da sowohl für die diagnostische Analyse (Log-log-Plot) und die Auswertung (Semi-log-Plot) die gleiche Zeitachse verwendet werden kann, können die Diagramme übereinander angeordnet werden, was die Übersichtlichkeit der Testauswertung erhöht. Ein Beispiel einer Auswertung nach Agarwal ist in enthalten.

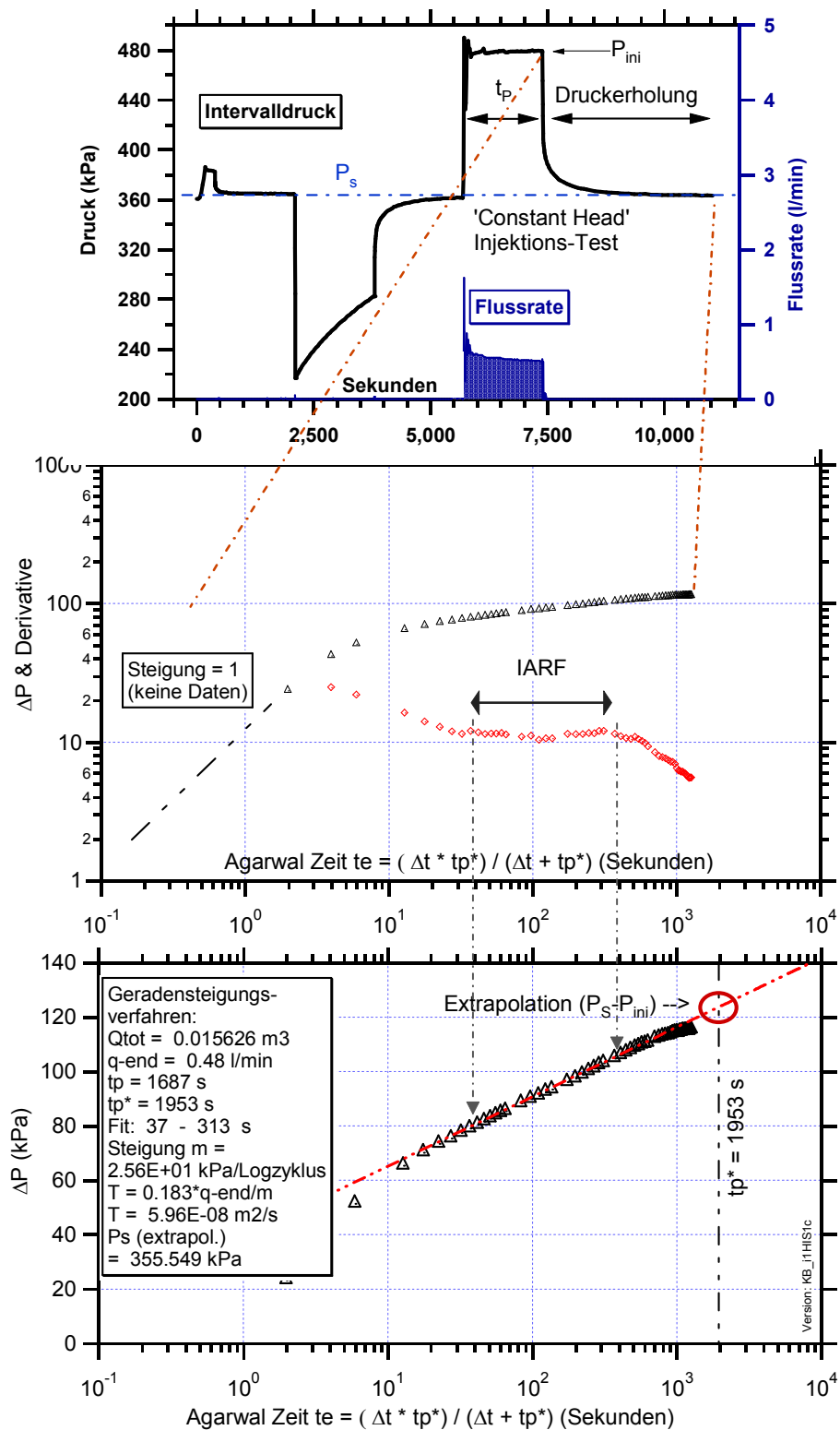


Abbildung 4.18: Auswertung der Druckerholung nach Agarwal (1980), gezeigt an einem Testbeispiel. Die Testdaten stammen aus einer Doppelpackertest, der in 38 - 44 m Tiefe im Molassefels (teilweise zementierter Sandstein) durchgeführt wurde.

4.17 Drill-Stem Test (DST)

Der Drill-Stem Test ist eine Entwicklung der Erdölexploration und besteht im Wesentlichen aus zwei (oder mehreren) aufeinanderfolgenden Slug-Entnahme-Tests, die jeweils nach bestimmter Zeit durch Schliessen des Bohrlochventils unterbrochen werden.

Der DST-Test ist besonders für tiefe Bohrungen eine sehr kostengünstige Versuchsmethode, da keine Pumpe und kein Fördergestänge eingebaut werden müssen. Für die eventuelle Wasserprobenahme, die oft mit einem DST verbunden ist, wird ein sogenannter Bailer verwendet, der am (Kern-) Seil eingebaut werden kann. DST -Tests werden in relativ dichten Formationen angewandt ($T \sim <5E-7$ und $> 1E-9 \text{ m}^2/\text{s}$). Das Testsystem wird in der Regel bei geschlossenem Ventil eingebaut. Auf Solltiefe des Einfach- bzw. Doppelpackers weist das Testrohr gegenüber dem Formationswasserspiegel ein Unterdruck auf. Durch Öffnen des Bohrlochventils wird die erste "Produktionsphase" eingeleitet. Diese entspricht einem Slug-Entnahme-Test und dient in erster Linie dazu, eventuell vorhandenen Bohrlochskin zu vermindern (durch Lösen von Verstopfungen der Bohrlochwandung). Das Ventil wird nach relativ kurzer Zeit geschlossen, und der Formationswasserdruck strebt bei geschlossener Druckmesskammer (d.h. reduzierter Brunnenspeicherkonstante) seinem Gleichgewicht zu. Nachdem der Formationswasserdruck sich seinem Ruhepotential angenähert hat, wird das Bohrlochventil wieder geöffnet, um die zweite Produktionsphase einzuleiten. Diese sollte idealerweise 30 Minuten andauern. Die anschließende zweite Druckerholungsphase sollte 2 - 3 mal solange andauern wie die vorangegangenen Produktionsphasen (Sabet, 1991).

Auswertung:

Die Auswertung fokussiert in der Regel auf den zweiten Produktions-/Druckerholungszyklus. Aus der Wasserspiegel-Differenz von Beginn einer Produktionsphase (Slug-Phase) bis zum Schliessen des Bohrlochventils ('Shut-in'- oder Druckerholungsphase) lässt sich für die Slug-Periode eine mittlere Flussrate ausrechnen. Diese wird dann für die Auswertung der auf den Slug anschließenden Druckerholungsphase verwendet. Die Druckerholungsdaten können als Horner- oder Agarwal-Plot aufgetragen und ausgewertet werden (vgl. Kapitel 4.15 und 4.16). Die Methode setzt voraus, dass während der Slug-Phase nur 10 bis 15 Prozent der aufgebrauchten Druckdifferenzen ausgeglichen werden, da sonst die Annahme einer mittleren Flussrate (während der Slug-Phase) zu grösseren Fehlern führt. Das DST-Verfahren liefert nur eine approximative Lösung bezüglich Transmissivität, da der zeitliche Verlauf der Flussraten während der Produktionsphasen nicht genau ermittelt werden kann. Auch die diagnostische Testanalyse (z.B. mit Verwendung der Agarwal-Zeit t_e) ist mit Unsicherheiten behaftet, da die Grösse tp^* nur abgeschätzt werden kann (korrigierte Produktionszeit, vgl. Kap. 4.15). Eine ausführliche Beschreibung und Bewertung des DST-Testverfahrens findet sich in Sabet (1991).

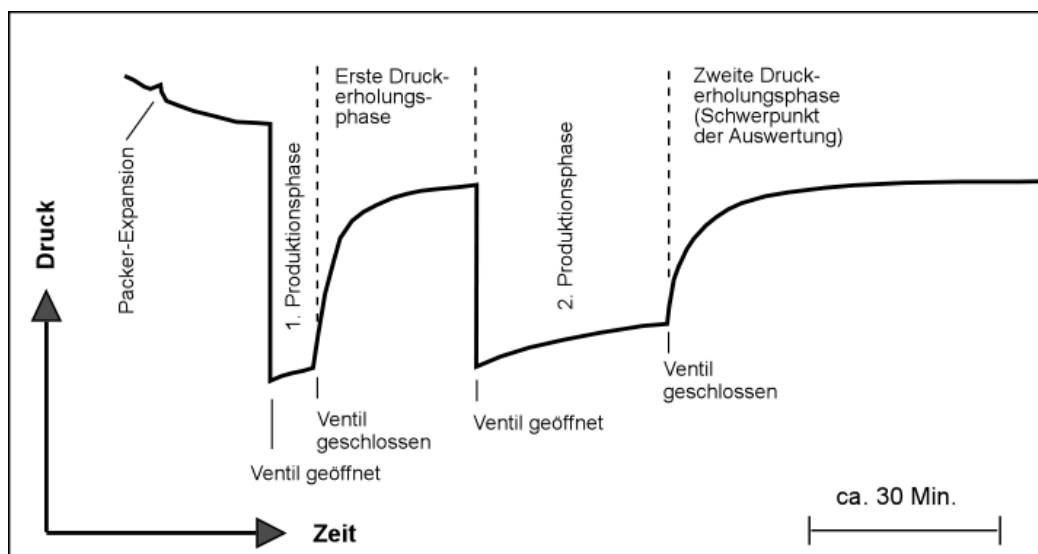


Abbildung 4.19: Idealisierter Druckverlauf eines Drill-Stem-Tests (DST).

4.17.1 Anwendung des DST-Verfahrens bei "konventionellen" Doppelpackertests

Der methodische Ansatz des DST-Verfahrens kann wie folgt zusammengefasst werden:

- Betrachtung eines Slug-Tests als Entnahmetest mit variabler Flussrate
- Anwendung des Horner- (bzw. Agarwal-) Verfahrens auf die dem Slug anschliessende Druckerholungsphase

Das DST-Verfahren lässt sich auch für Slug-Injektionstests anwenden. Auf die erste DST-Produktionsphase kann verzichtet werden, falls kein starker positiver Skin zu erwarten ist. Wenn während eines Slug-Tests beobachtet wird, dass sich der Druck mit der Zeit nur sehr langsam ändert, und die Druckerholung bei geöffnetem Ventil nach 20 - 30 Minuten Testdauer weniger als 10 - 15 % der zu Testbeginn aufgebrauchten Druckdifferenz beträgt, so ist die vollständige Aufzeichnung der Slugkurve innerhalb eines wirtschaftlichen Zeitrahmens nicht zu erwarten. Die Teststrategie kann dann auf die Aufzeichnung einer anschliessenden beschleunigten Druckerholungsphase bei geschlossenem Ventil ausgelegt werden.

4.18 Auswertung der initialen Druckerholungsphase (PSR)

In Bohrungen, die Formationsabschnitte mit unterschiedlichem hydraulischen Potential erschliessen, findet ein steter vertikaler Fluss in der Bohrung statt, der die vorhandenen Potentialunterschiede tendenziell ausgleicht. Eine transmissive Zone mit hoher statischer piezometrischen Druckhöhe speist das Bohrloch mit Grundwasser, während eine relativ durchlässige Zone mit geringem hydraulischem Potential Bohrlochwasser aufnimmt. Anders ausgedrückt: In hydraulisch leitenden Horizonten, die durch das Bohrloch hydraulisch kurzgeschlossen werden, findet Grundwasseranreicherung oder -Abreicherung statt (vgl. auch Kap. 2.8). Diese Vorgänge können auch als unbeobachtete Entnahme- und Injektionstests bezeichnet werden. Wird eine Formationswasser "produzierende" oder Bohrlochwasser aufnehmende Zone mit einem Doppelpacker hydraulisch isoliert, so entspricht dies dem Beginn eines Wiederanstiegsversuchs oder einer Druckerholung nach einem Injektionsversuch.

Die initiale Druckerholungsphase nach Setzen der Packer kann als 'Constant Rate' -Test ausgewertet werden, wenn folgenden Annahmen zutreffend erscheinen:

- Das Bohrloch steht während einer Zeitdauer offen, die 10 - 20 mal länger ist als die nachfolgende Beobachtungsphase mit Doppelpacker
- Es sind deutlich messbare Potentialunterschiede entlang der Bohrung vorhanden
- Vor dem Setzen des Doppelpackers haben sich im zu testenden Formationsabschnitt annähernd stationäre Fliessverhältnisse eingestellt (P , q = konstant)
- Beim Doppelpackertest: Die beiden Packer setzen etwa zeitgleich an die Bohrlochwandung an.
- Nach der Packerexpansion ist der Austausch des Formationsabschnitts mit dem Bohrloch gleich Null. Die damit eingeleitete Druckerholungsphase (PSR) kann als Flusstest beschrieben werden, der die vorangegangene Fliessphase (vor Setzen der Packer) mit entgegengesetztem Fluss-Vorzeichen überlagert (Superpositionsprinzip).
- Der zeitliche Verlauf des Druckanstiegs/-abfalls im Testrohr nach dem Setzen der Packer verläuft relativ langsam und kann deshalb genau gemessen werden. Die Messung erfolgt idealerweise bevor 5 - 10 % des gesamten Druckausgleichs in Richtung des statischen Formationswasserdrucks stattgefunden hat.

Die initiale Druckspiegeländerung im Testrohr nach dem Setzen der Packer kann in eine Volumenänderung je Zeiteinheit, d.h. in eine Flussrate umgerechnet werden (Abbildung 4.20). Diese entspricht nach dem Superpositionsprinzip annähernd der entgegengesetzten Flussrate des Bohrloch-/Formationsaustauschs vor dem Setzen der Packer (*engl. historic flow*). Ja nach Durchlässigkeitsverhältnissen und zur Verfügung stehender Testzeit können die restlichen 90 bis 95 % des Druckanstiegs mit unveränderter Testkonfiguration (d.h. offenem Bohrlochventil) oder bei geschlossenem Bohrlochventil aufgezeichnet werden.

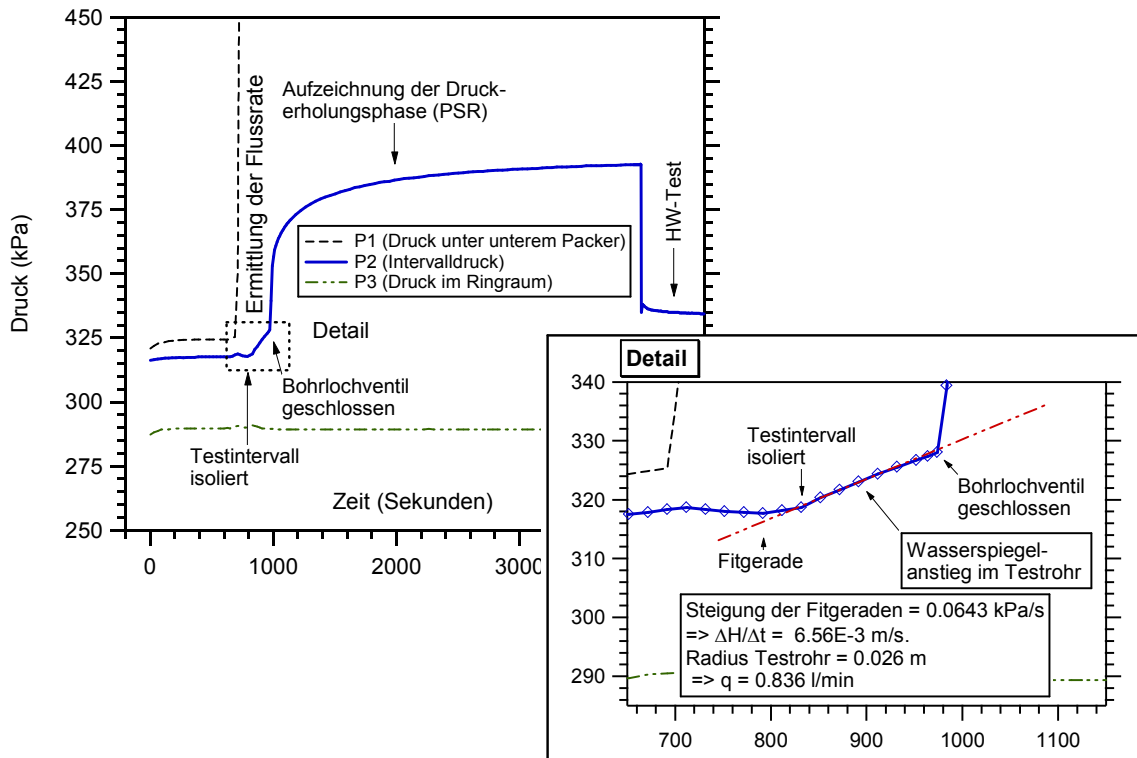


Abbildung 4.20: Beispiel eines Testintervalls, dessen Ruhepotential signifikant höher liegt als der Bohrlochwasserspiegel. Aufgrund des Anstiegs des Wasserspiegels im Testrohr unmittelbar nach Expansion der Packer kann die Flussrate des Wasseraustauschs Bohrloch \leftrightarrow Formation ermittelt werden (*'historic flow'*). Ist diese bekannt, kann die Druckerholungsphase (PSR) wie ein 'Constant Rate' - Test ausgewertet werden (vgl. Text).

4.19 Injektionstests oder Entnahmetests ?

Vor dem Hintergrund der Auswertetheorie ist es irrelevant, ob ein hydraulischer Test als Injektionsversuch oder als Entnahmeversuch durchgeführt wird. Injektionsversuche sind einfacher durchzuführen, da keine Tauchpumpe im Testrohr installiert werden muss. Ein wesentlicher Entscheidungsfaktor stellt das Ruhewasserpotential der Testzone dar. Liegt dieses zu tief, kann ein Entnahmetest wegen fehlendem Absenkpotential gar nicht durchgeführt werden. Bei artesischen Bedingungen ist es verfahrenstechnisch einfacher, den vorhandenen Gradienten für einen Entnahmetest zu nutzen, als mit einer Injektionspumpe zu arbeiten.

Constant Rate Tests werden meistens als Entnahmetests (Pumptests) durchgeführt. Dies aus mehreren Gründen: Eine konstante Injektionsrate lässt sich bei geschlossener Flussleitung nur ungenügend kontrollieren, da bei Testbeginn die "Wassersäule" zwischen dem Flussregelgerät und der Testzone aufgrund der Schwerkraft "abreißt" und zu einem unkontrollierten Druckanstieg in der Testzone führt. Alternativ kann ein "Constant Rate"-Injektionstest mit Wassereingabe in das oben offene Testrohr durchgeführt werden. Die Flussrate ist jedoch so zu wählen, dass der Wasserspiegel während des Versuchs nicht über die Oberkante des Testrohrs steigt. Zu beachten ist auch, dass bei tiefen Testzonen aufgrund der grossen Distanz zwischen Flussregelungseinheit und Testzone die Flussrate schlecht zu kontrollieren ist. Ideal wäre die Platzierung des Flussreglers im Bohrloch nahe zur Testzone, was zur Zeit technisch unter vertretbarem Aufwand nicht realisierbar ist.

Bei vorhandener Bohrspülung kann sich auch während eines Injektionstests ein positiver Bohrlochskin ausbilden oder verstärken. Die Feinanteile der Bohrspülung werden beim Eintritt in die Formation nahe der Bohrlochwandung filtriert und bilden eine radiale Schicht um die Bohrlochachse mit niedriger Durchlässigkeit (Verstopfung der Bohrlochwandung, siehe auch Kapitel 2.2).

Umgekehrt kann sich während eines hydraulischen Versuchs der Bohrlochskin auch vermindern. Dies gilt besonders für Entnahmetests. Nicht selten wird jedoch auch bei Injektionstests der Skineffekt herabgesetzt, z.B. wenn verlehnte Kluffflächen freigespült werden. Sowohl für Entnahmetests als auch Injektionstests gilt: Nicht konstante Bohrlocheigenschaften während des Versuches erschweren die korrekte Testauswertung. Bei vorhandener Bohrspülung bzw. Bohrlochskin ist es deshalb ratsam, das Bohrloch vor dem eigentlichen Test genügend lange klar zu pumpen.

Verändert sich ein vorhandener Bohrlochskin während des Tests nicht ($s = \text{konst.}$), so hat er bei der Anwendung von Geradensteigungsverfahren keinen Einfluss auf die berechnete Transmissivität (vorausgesetzt, dass bestimmte Verfahrensregel befolgt werden, vgl. Kap. 4.10).

Bei stark gasgesättigtem Grundwasser kann während eines Entnahmetests aufgrund der Druckabnahme Entgasung auftreten. Tritt dieser Effekt bereits in der Formation auf, ergeben sich 2-Phasen-Fliessbedingungen, welche die Auswertung erschweren.

Bei Injektionstests muss beachtet werden, dass die ermittelte Durchlässigkeit wesentlich von der dynamischen Viskosität des Wassers und somit von deren Temperatur abhängt. Das injizierte Frischwasser sollte nach Möglichkeit eine Temperatur aufweisen, die mit der Grundwassertemperatur übereinstimmt.

4.20 Vergleich Lugeon Versuche mit neuen geohydraulischen Versuchen

4.20.1 Allgemeines

Wasserabpressversuche oder Wasserdruck-(WD-) Versuche wurden zur Überprüfung der Dichtigkeit von Dammfundationen entwickelt (siehe auch Abschnitt 1.3.2) und haben sich bis heute im Tunnel- und Dammbau behauptet. Diese WD-Versuche, ihrem Erfinder wegen meist Lugeon-Versuche genannt, sind zwar einfach durchzuführen und gelten als preiswert. Die mit einem empirischen oder stationären Ansatz ermittelten Durchlässigkeiten weichen oft eine bis zwei Größenordnungen von den effektiven Durchlässigkeiten ab. Die Fehler der Methode sind besonders ausgeprägt bei der Anwendung in wenig durchlässigem Gestein, bei vorhandenem Bohrlochskin (z.B. Verstopfung/Verschmierung der Bohrlochwandung durch den Bohrvorgang) und generell bei nicht stabilisiertem Formationswasserdruck vor Testbeginn. Abgesehen von der ungenauen K-Wert-Abschätzung kann der WD-Test nützliche qualitative Informationen über das Formationsverhalten unter erhöhtem Injektions- bzw. Strömungsdruck liefern, was bei der Planung von Injektionen, bei Talsperren und im Tunnelbau von Interesse ist.

4.20.2 Lugeon-Test mit genauer Messung und nicht erkannte Einflüsse

Beim Lugeon-Test wird in einem mit Packer(n) isolierten Bohrlochabschnitt bei verschiedenen Druckstufen Wasser eingepresst. Typischerweise werden in auf- und absteigender Folge 3 - 5 Druckstufen gefahren (z.B. mit $\Delta P = 2 - 4 - 8 - 4 - 2$ bar). Eine Druckstufe sollte bis zur Stabilisierung der Flussrate andauern. In der Praxis ist die Länge einer einzelnen Testphase jedoch meist auf 10 Minuten begrenzt. Während des Versuchs werden die Injektionsflussrate und der Injektionsdruck kontinuierlich aufgezeichnet. Für die Testaufzeichnung empfiehlt sich der Einsatz von mehreren, entsprechend der aktuellen Wasseraufnahme zuschaltbaren Flussmessern und drei Drucksensoren, die die Drücke im, unter und über dem Testintervall registrieren (analog zu Packertests, vgl. Abbildung 3.1). Die Druckmessung ober- und unterhalb der Teststrecke erlaubt, eventuelle Packerrumläufigkeiten festzustellen. Von der Druckmessung am Bohrlochkopf ist abzusehen, da bei dieser Konfiguration Reibungsverluste im Teststrang unberücksichtigt bleiben. Die WD-Messungen werden häufig in Lugeons angegeben (1 Lugeon = 1 Liter/Minute/Bohrmeter bei 10 bar Injektionsdruck). Unter Injektionsdruck (ΔP) versteht man die Differenz zwischen dem Verpressdruck und dem Formationswasserdruck im Ruhezustand. Im Lugeon-Diagramm wird die aufgezeichnete Flussrate in Abhängigkeit des Injektionsdrucks aufgetragen (Q vs. P). In den unteren Druckstufen ist häufig ein linearer Trend zu verzeichnen. Bei höheren Injektionsdrücken ist ein "Aufreißen" von Klüftebenen möglich, was zu einer Erhöhung der Flussrate führt. Der spätere Verlauf der Testsequenz mit abnehmenden Druckstufen zeigt an, ob der beobachtete Effekt reversibel ist. Möglich ist auch eine innere Erosion des Gesteins, z.B. durch Ausschwemmen von Feinmaterial aus Klüften. Umgekehrt kann im Verlauf eines Lugeon-Tests Feinmaterial der Bohrspülung die Klüfte verstopfen, was zu einer Abnahme der Gebirgsdurchlässigkeit führt (Skin-Bildung 2.2). Im Klüftgrundwasserleiter kann sich bei höherem Injektionsfluss turbulentes Fließen einstellen, wodurch die Wasseraufnahme reduziert wird (Abbildung 4.21; Pseudoskin siehe auch Kapitel 0).

Ob sich bei einem Versuch stationäre Fließverhältnisse einstellen oder nicht, hängt davon ab, ob Aquiferbegrenzungen und Aquiferheterogenitäten vorhanden sind. Die generelle Formationsdurchlässigkeit spielt aber auch hier eine Rolle. Je kleiner die Durchlässigkeit, umso unwahrscheinlicher ist es, dass sich innerhalb einer Druckstufe stationäre Verhältnisse einstellen bzw. angenähert werden.

Ein vorhandener starker Bohrlochskin führt generell zu einem flachen Verlauf der Flusskurve, so dass transiente Fließverhältnisse versteckt werden. Dies kann dazu führen, dass die Flusskurven der einzelnen Druckstufen fälschlicherweise als stationär interpretiert werden.

Weiter ist auch zu beachten, dass sich eine schwankende Wassertemperatur wesentlich auf die Flussrate auswirken kann (vgl. Anhang A).

Für die Umrechnung von Lugeon-Größen in K-Werte existieren verschiedene Verfahren, die auf unterschiedlichen Annahmen beruhen. Neben der rechnerischen Abschätzung des K-Wertes unter der Annahme der Konstanz der Fließfelds (Fluss q und Druck $P = \text{konstant}$; Kollbrunner-Gleichung), existieren empirisch erarbeitete Diagramme, aus denen sich K-Werte aufgrund der gemessenen Wasseraufnahme bei entsprechendem Druck ableiten lassen.

Prinz (1991) vermerkt, dass die rechnerisch stationäre Auswertung gegenüber den empirischen Ansätzen (die z.T. auf Vergleichen mit Pumpversuchen basieren) meist höhere Werte ergibt. Dies liegt in den meisten Fällen daran, dass bei einer (zu kurzen) Lugeon-Druckstufe die Flussrate noch nicht auf ihr stationäres Niveau abgesunken ist, und dadurch als überhöhter Input-Parameter der Kollbrunner-Gleichung eine Überschätzung der Durchlässigkeit zur Folge hat. Andererseits kann ein positiver Skin, wie er bei Verwendung von tonigen Bohrspülungen und insbesondere bei Ton/Mergel-Sandsteinabfolgen häufig auftritt, die Flussrate stark reduzieren, was bei der Anwendung der stationären Berechnungsformel zur Unterschätzung der effektiven Formationsdurchlässigkeit führt.

Tabelle 4.6 Zielsetzung von Lugeon-Tests im Vergleich zu Packer-Hydotests

Zielsetzungen von Lugeon- (WD-) Tests	Zielsetzungen von Packer-Hydotests
<ul style="list-style-type: none"> - Abklärung des Gebirgsverhaltens in Funktion des Stauziels bei Talsperren - Beschreibung von Erosionsvorgängen in Abhängigkeit des Injektionsdruckes - Dimensionierung des Injektionsschleiers bei Talsperren und Dämmen - Bestimmung der kritischen Verpressdrücke im Hinblick auf Injektionen - Abschätzung der anfallenden Wassermenge bei Tunnelbauprognosen <p>Hauptsächliche Anwendungen:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Tunnelbauprojekte - Talsperrenprojekte 	<ul style="list-style-type: none"> - Ermittlung der hydraulische Parameter Transmissivität, Durchlässigkeit und Formationswasserdruck (bzw. piezometrische Druckhöhe). - Charakterisieren der Aquifer- und Stauer-eigenschaften - Erarbeiten eines Fließmodells (z.B. radial oder sphärisch, homogen oder doppel-porös) - Erkennen von Aquiferbegrenzungen - Testen geohydraulischer Barrieren - Abschätzung der anfallenden Wassermenge bei Tunnelbauprognosen <p>Hauptsächliche Anwendungen:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Erkundung der hydrogeologischen Randbedingungen bei Altlasten - Charakterisierung potentieller Deponie- und Endlagerstandorte - Geothermie - Tunnelbauprojekte

Der in Abbildung 4.21 dargestellte Versuch wurde in stark geklüftetem Kalkstein durchgeführt. Bei den Druckstufen wurden Druckdifferenzen von bloss einigen Metern Wassersäule angewandt.

Tabelle 4.7 Auswertung eines Wasserabpressversuchs in stark geklüftetem Kalk

Stufe	Δh (mWS)	Förderrate l/min	Berechnete Lugeon	Ermittelter K-Wert (m/s)
1	0.9	90	10'000	$1.5 \cdot 10^{-3}$
2	2.0	160	8'000	$1.1 \cdot 10^{-3}$
3	2.7	200	7'400	$1 \cdot 10^{-3}$

Die Pumprate von 200 l/min liegt an der Grenze der Pumpförderleistung. Während der Versuchsdurchführung stellte sich auf dem eingestellten Druck- und Förderniveau ein stationärer Zustand mit turbulenter Strömung ein. Diese turbulente Strömung wurde bei höherem Injektionsdruck immer stärker. Die Abnahme der Durchlässigkeit mit höherem Druck ist eine Folge der stärker werdenden

turbulenten Strömung im Bohrloch-nahen Fels, was als Pseudoskin bezeichnet wird. Die errechneten Lugeon-Werte betragen mehrere Tausend, die ermittelten Durchlässigkeiten über 10^{-3} m/s. Die direkte Umrechnung über den Erfahrungswert 1 Lugeon = 3×10^{-7} m/s stimmt überein.

Bei diesem mehrstufigen Versuch wurden Injektionsrate in Stufen erhöht und der sich einstellende Druck gemessen. Dabei entstand ein weit niedriger Druck als er etwa bei einem „normalen“ Lugeon Versuch vorgegeben würde. Bei Aufbringen eines höheren Drucks könnte die Fördermenge zu gering sein und sich ein höherer turbulenter Widerstand unbekannter Grösse einstellen. Aus der Praxis sind Lugeon-Werte grösser als 100 kaum bekannt. Bei einem Standard Versuch könnte man sich eine Abweichung gemessener Lugeon Werte um eine bis zwei Grössenordnungen vorstellen

Die Testbeispiele der Abbildung 4.23 und 4.24 verdeutlichen jedoch, dass Interpretationen anhand von Lugeon-Diagrammen fraglich sind, wenn sich am Ende der einzelnen Druckstufen keine stationären Fließverhältnisse eingestellt haben. Beide Testbeispiele zeigen auf dem absteigenden Ast der Druckstufenfolge kleinere Flussraten als auf dem aufsteigenden Ast. Dieser Effekt wird nicht durch einen zunehmenden Skineffekt verursacht (wie dies aus einem entsprechenden Q-P-Diagramm interpretiert würde), sondern ist auf ein transientes Fließregime zurückzuführen: Solange keine stationären Verhältnisse erreicht sind, wirken sich die früheren Druckstufen des Tests auf die späteren Testphasen aus (Überlagerung).

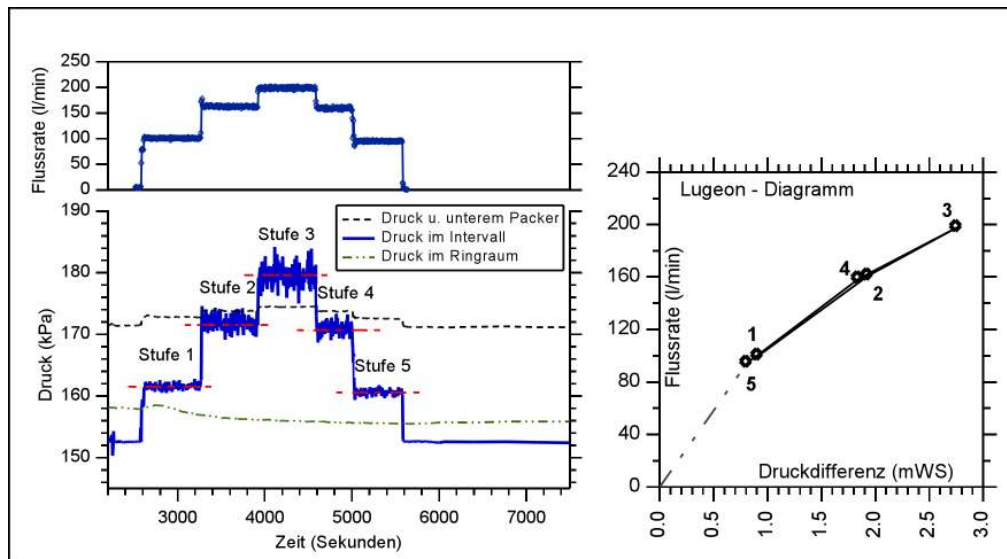


Abbildung 4.21: Beispiel eines Lugeon-Tests in geklüftetem, stark durchlässigem Kalkstein. Aufgrund der hohen Flussraten > 100 l/min stellt sich ein stark turbulenter Fluss ein. Dies ist aus den bei höheren Flussraten stärker streuenden Druckdaten ersichtlich. Auch das Lugeon-Diagramm zeigt mit zunehmenden Fluss zunehmende Reibungsverluste an (Pseudoskin).

4.20.3 Modifizierter Lugeon-Versuch

Eine Modifikation des Lugeon-Verfahrens empfiehlt sich, wenn neben den Lugeon-Test-typischen Zielvorgaben (vgl. Tabelle 4.6) auch eine genaue Bestimmung der natürlichen piezometrischen Druckhöhe und eine möglichst zuverlässige Abschätzung der Transmissivität bzw. Durchlässigkeit vorzunehmen ist.

Die vorgeschlagene Modifikation besteht aus drei Massnahmen (Fisch & Ziegler, 2001):

- Durchführung einer 15 - 30 Min langen initialen Druckerholungsphase bei geschlossenem Bohrlochventil zur Bestimmung des Gebirgswasserdruckes
- Verlängerung der 1. Lugeon-Druckstufe auf eine Gesamtdauer von 20 - 30 Min
- Abschluss der Testsequenz mit einer 10 - 30 Min langen finalen Druckerholungsphase bei geschlossenem Bohrlochventil

Die übrigen Testphasen entsprechen den Injektionsstufen des Lugeon-Verfahrens.

Die erste Massnahme führt zu einer Angleichung des Formationswasserdruckes an das statische (natürliche) Niveau. Damit werden nach dem Setzen der Packer die vorgängigen Effekte der Bohrlochdruckgeschichte (vgl. Kapitel 2.8) weitgehend ausgeglichen.

Die zweite Massnahme ermöglicht die Auswertung der ersten Lugeon-Druckstufe als Versuch mit konstantem Druck (Constant Head Test). Voraussetzung dafür ist die kontinuierliche Messung der Flussraten während der 20 - 30 minütigen Injektionsphase. Die Auswertung der transienten Testdaten liefert in der Regel ein zuverlässigeres Resultat als die Anwendung der Gleichung für stationären Fluss (vgl. Kap.4.14).

Mit der abschliessenden Druckerholungsphase wird überprüft, ob der während der initialen Druckerholung beobachtete Formationswasserdruck wieder angenähert wird, oder ob die durchgeführte Testsequenz von einem generellen Drucktrend überlagert wird. Die finale Druckerholungsphase kann nach dem Superpositionsprinzip bezüglich Transmissivität ausgewertet werden (vgl. Kapitel 4.13).

Das Q/P-Diagramm von einem Lugeon-Test und die daraus abgeleitete Interpretation und Transmissivität sind nur dann aussagekräftig, wenn der Versuch bei statischem Formationswasserdruck begonnen wurde, und der Test nicht von einem Drucktrend überlagert wird.

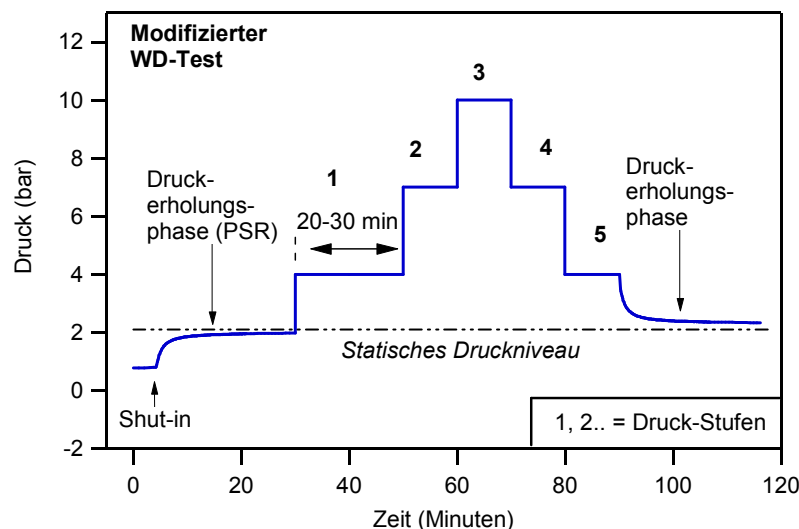


Abbildung 4.22: Modifizierter Lugeontest mit verlängerter erster Druckstufe sowie Druckerholungsphasen bei Versuchsbeginn und Versuchsende

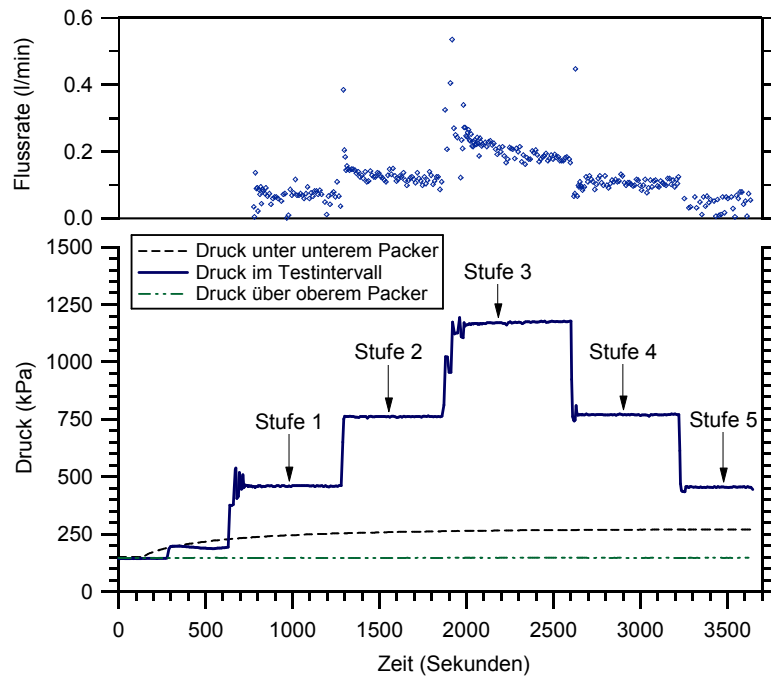


Abbildung 4.23: Beispiel eines Lugeon-Tests in einer dichten Formation ($T < 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$). Die einzelnen Druckstufen (3 - 6 - 10 - 6 und 3 bar) dauern je ca. 10 Minuten. Während der Druckstufen mit dem geringsten Differenzdruck (Stufen 1 und 5) liegt der gemessene Fluss an der unteren Grenze des Messbereichs des Durchflussmessers. Die Druckstufen 2 und 3 zeigen keine Stabilisierung der Flussraten an.

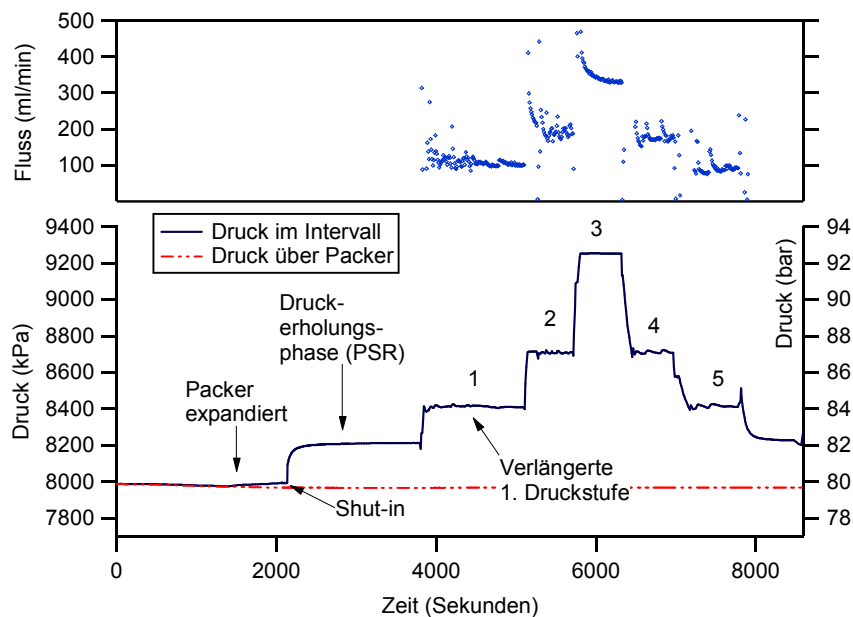


Abbildung 4.24: Beispiel für einen modifizierten Lugeon-Test. Die verlängerte erste Druckstufe erlaubt die Auswertung einer transienten Fließphase z.B. nach der Jacob-Lohman Methode. Das Testbeispiel verdeutlicht auch die Wichtigkeit der ersten PSR-Phase: ohne initiale Druckerholungsphase hätte die erste Druckstufe etwa dem Ruhepotential des Testintervalls entsprochen, wobei ein Injektionsfluss von Null resultiert hätte.

5. VERSUCHSABLÄUFE UND PROGRAMME

Die genaue Bestimmung der hydraulischen Parameter einer geologischen Formation setzt neben der erwähnten Messausrüstung einen mehrphasigen Testablauf voraus. Eine typische Testsequenz kann sich aus den folgenden Testphasen zusammensetzen:

1. Expandieren der Packer (INF)
2. Einschliessen des Intervalls (Start PSR); bei geschlossenem Ventil strebt der Formationswasserdruck seinem hydraulischen Gleichgewicht zu (PSR)
3. Pulse Test für rasche, grobe Abschätzung der Durchlässigkeit (PI, PW)
4. Slug Test (SI, SW)
5. "Flusstest" (HI, RI, HW, RW)
6. Druckerholungsphase bei geschlossenem Ventil (HIS, RIS, HWS, RWS)

Der eigentliche Test wird in der Regel erst dann begonnen, wenn sich im Testintervall der Formationswasserdruck stabilisiert hat. Die PSR-Phase verkürzt sich durch den Einsatz des Bohrlochventils ("Shut-in valve"; Kapitel 3.2).

In Abbildung 5.1 ist die Anwendbarkeit hydraulischer Testverfahren in Abhängigkeit der Transmissivität und der Testdauer dargestellt. Die in der Abbildung 5.1 dargestellten Anwendungsbereiche sind als ungefähre Angaben zu verstehen, da die Testzeiten je nach Testziel (z.B. angestrebte Genauigkeit oder Testreichweite), Brunnenspeicherkonstante, Aquifer-Speicherkoeffizient und zur Verfügung stehendes Testequipment stark variieren können.

Für Pumptests ist der Anwendungsbereich bezüglich der Transmissivität eingeschränkt, da mit konventionellem Testequipment Flussraten < 1 l/min schwierig aufrechtzuerhalten sind. Zudem kann meist nicht beliebig tief abgesenkt werden, was eine Limitierung der Flussrate erfordert.

Die Flusstests ('Constant Rate/Head'-Tests) lassen sich im gepunkteten Bereich der Grafik, d.h. bei Transmissivitäten $< \sim 5 \cdot 10^{-7}$ m²/s, nur mit Flussreglern durchführen, die geringe Flussraten < 0.1 l/min genau regeln und messen können.

'Constant-Head'-Tests lassen sich im allgemeinen innerhalb vergleichsweise kurzer Zeit durchführen, da keine Brunnenspeichereffekte überwunden werden müssen.

Bei artesischen Bedingungen können auch in sehr dichten Zonen "Constant Rate"-Tests durchgeführt werden. In den Felslabors Grimsel und Mt. Terri werden in abgepackerten Testzonen mit Transmissivitäten von $\sim 1 \cdot 10^{-8}$ bis $\sim 1 \cdot 10^{-11}$ m²/s seit mehreren Jahren "Constant Rate Injektionstests" mit Flussraten zwischen 2 und 16 ml/Stunde durchgeführt. Die Testzeiten betragen jedoch oft einige Tage bis Wochen.

Die Durchführung bestimmter Testphasen (z.B. RI, SI) sind bei niedrigen Transmissivitäten sehr zeitaufwendig. Deshalb werden bei undurchlässigen Verhältnissen andere Methoden wie Pulse- und Constant Head -Tests bevorzugt. Typische Testsequenzen für dichte und durchlässige Formationen sind in der Abbildung 5.2 dargestellt.

Da vor Durchführung der Versuche viele beeinflussende Parameter nicht bekannt sind, ist es oft nötig, das Versuchsprogramm den während der Versuchsdurchführung gewonnen Erkenntnissen anzupassen.

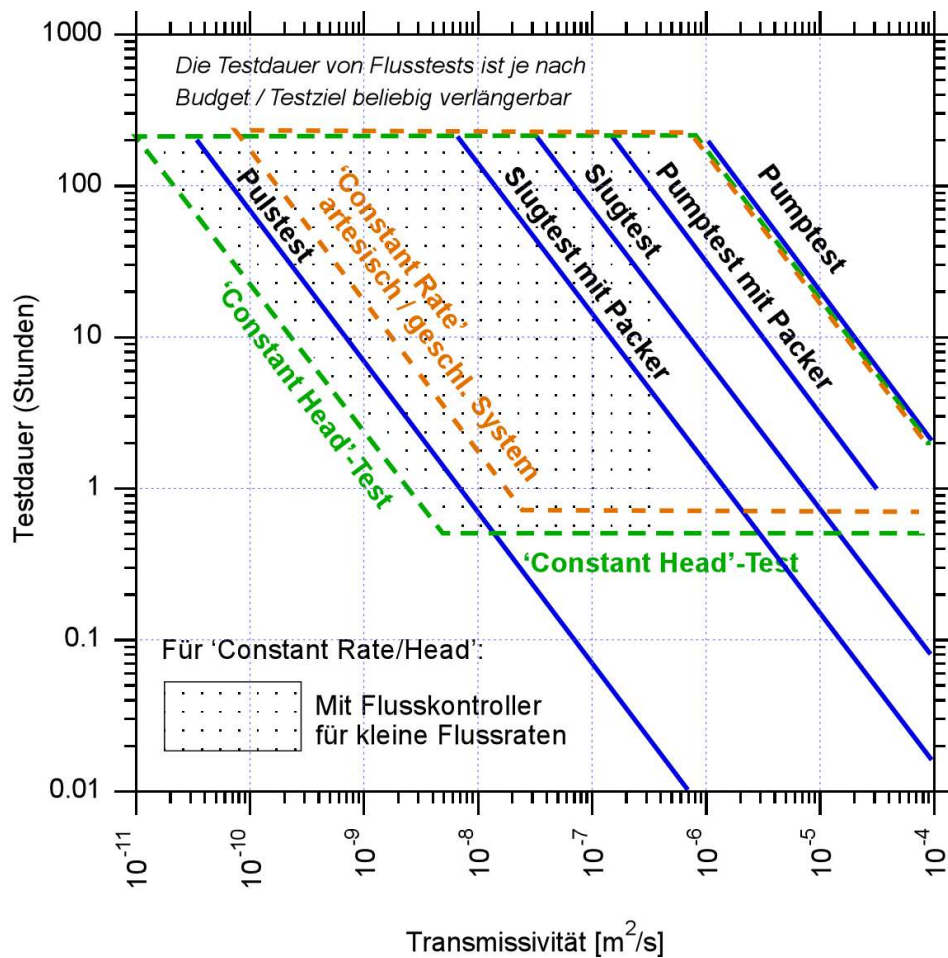


Abbildung 5.1: Beispiele zur Versuchsdauer verschiedener Testverfahren in Abhängigkeit der Transmissivität T . Die Testdauer beinhaltet keine Zeit für Ein-/Ausbau und Konfiguration der Testsysteme.

Unter "geschlossenem System" wird eine geschlossene Druckmesskammer bzw. eine vollständig wassergefüllte Injektionsleitung verstanden. Im Gegensatz dazu ist beim nicht geschlossenen System der Druck im Testintervall eine Funktion der Wasserspiegelhöhe im Testrohr.

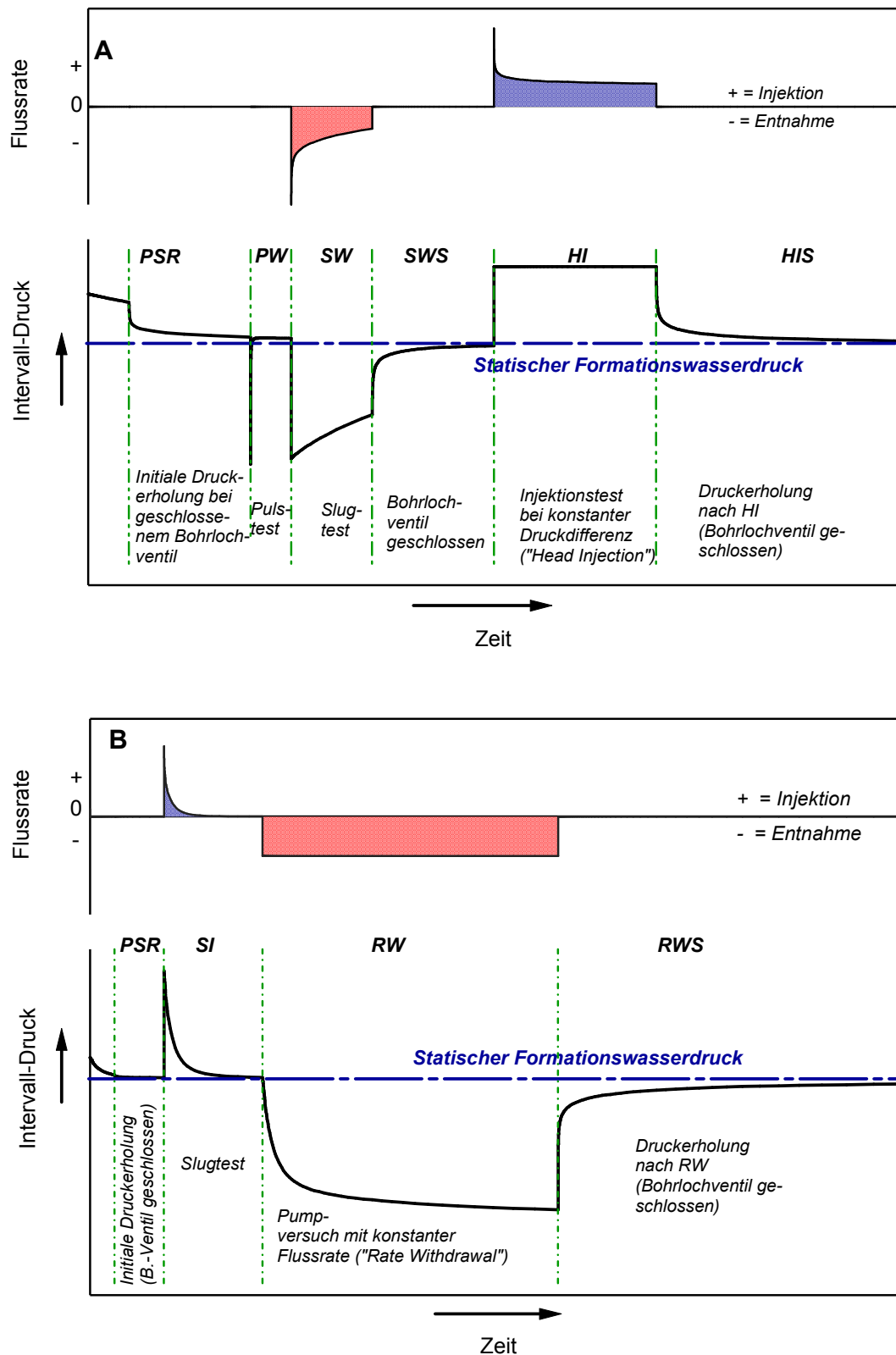


Abbildung 5.2: Typische Testabläufe bei (A) dichten und (B) durchlässigen Testintervallen (Abkürzungen siehe Text oder Tabelle 4.2).

6. FOLGERUNGEN

6.1 Aussagekraft moderner geohydraulischer Versuche

Im vorliegenden Bericht wird aufgezeigt, dass mit modernen geohydraulischen Versuchen, wie sie in der Erdölprospektion und bei Untersuchungen im Zusammenhang von (potentiellen) Deponien und Altstandorten angewendet werden, viel über die hydraulischen Eigenschaften der Formation um eine Bohrung ausgesagt werden kann.

Neben der Durchlässigkeit lassen sich mit geeigneten Messanordnungen bzw. -verfahren feststellen:

- Funktionstauglichkeit der eingebauten Messeinrichtung:
 - Umläufigkeiten der Packer
- Auswirkungen um die Bohrung/Bohrlochverhältnisse:
 - Abdichtung der Bohrlochwand: positiver Skin
 - Erhöhung der Durchlässigkeit um die Bohrung: negativer Skin (well stimulation).
 - Turbulente Strömung: Pseudoskin
 - Brunnenspeicherung (wellbore storage)
 - Unvollkommener Brunnen (partial penetration)
- Fliessverhältnisse:
 - Stationäre Strömung (steady-state)
 - Instationäre Strömung (transient)
 - Pseudo-stationäre Fliessverhältnisse
 - Quasistationäre Fliessverhältnisse.
- Fliessgeometrie:
 - radial
 - doppelt-porös
 - sphärisch
 - linear / bi-linear
- Begrenzungseffekte (äussere Randbedingungen)
 - Begrenzung mit konstantem Druck
 - dichte Begrenzung (no flow)
- Wasserdruck im Gebirge bzw. piezometrische Druckhöhe.

6.2 Aussagekraft konventioneller Wasserabpressversuche (Lugeon Versuche)

Aus der Analyse moderner geohydraulischer Versuche geht hervor, wie oben geschildert, dass die genaue Ermittlung der Gebirgsdurchlässigkeit von vielen Faktoren abhängt. Diese können mit der blossen Messung der Fördermenge während einer bestimmten Zeit bei einem vorgegebenen Druck nicht ermittelt werden.

Die Bestimmung der Durchlässigkeit mit klassischen stationären Ansätzen ist nicht zuverlässig, da Einzelfaktoren eine Verfälschung des Resultats bis Faktor 100 verursachen können.

6.3 Generelle Anforderungen an geohydraulische Versuche

Die Qualität und Zuverlässigkeit von geohydraulischen Versuchen hängt ab von:

- Ausrüstung
- Durchführung
- Auswertung

Zuerst werden die generellen Anforderungen und danach die minimalen Anforderungen beschrieben.

6.3.1 Generelle Anforderungen an die Versuchsausrüstung

Die Versuchsausrüstung muss die kontinuierliche Aufzeichnung von Druck und Fluss ermöglichen. Die Anzeige der Messdaten in Echtzeit ermöglicht, den laufenden Versuch zu überprüfen und deren weiteren Verlauf zu optimieren. Die Druckmessung sollte nicht durch Leitungs-Reibungsverluste beeinflusst sein. Deshalb ist der Druck im Versuchsabschnitt direkt zu messen. Bei Doppelpackern ist die zusätzliche Druckmessung ober- und dem unterhalb des Doppelpackers notwendig, um einen eventuellen Bypass (Umläufigkeit) der Packer feststellen zu können. Beim Einfachpackertest ist neben der Druckmessung im Testintervall die Überwachung des Wasserspiegels über dem Packer empfehlenswert.

Die Temperaturmessung im Bohrloch ist insbesondere bei Injektionsversuchen zu empfehlen, da der Formations-K-Wert auch von der Wassertemperatur abhängt. Gemäss aktuellem Stand der Technik wird die Flussrate ausserhalb der Bohrung (an der Oberfläche bzw. im Stollen) gemessen. Deshalb ist es wichtig, dass die Injektionsleitungen zwischen dem Flussmessgerät und dem Bohrloch und das Testrohr im Bohrloch keine Leckstellen aufweisen. Dies stellt besondere Anforderungen an die Schlauchkupplungen und an die Gestängeverbindungen.

Bei niedrigen Gesteinsdurchlässigkeiten ist eine grosse Steifigkeit des Testsystems von Vorteil. Ein Bohrlochventil (shut-in valve) ermöglicht bei schlecht durchlässigem Gestein die Anwendung von speziellen Testverfahren (z.B. Pulse Tests) und eine kürzere Dauer der Druckerholungsphasen (shut-in tests).

Beim Durchführen von Injektionsversuchen wird die stossfreie Pumpe ausserhalb des Bohrlochs betrieben, bei Entnahmeversuchen befindet sich diese im Bohrloch in genügendem Abstand zum Ruhewasserspiegel.

Da je nach Gesteinstyp die Durchlässigkeiten im Fels über mehrere Grössenordnungen variieren kann, müssen geeignete Durchflussmesser und Durchflussregeler projektspezifisch ausgewählt werden. In der Regel sind mindestens zwei Durchflussmesser mit unterschiedlichen, sich ergänzenden Messspannen notwendig.

Folgende Ausrüstungskomponenten sollten in bestimmten Zeitintervallen auf ihre Funktionstüchtigkeit überprüft werden:

- Drucksensoren (Messgenauigkeit)
- Flussmessgeräte (Messgenauigkeit)
- Testrohr (Dichtigkeit)
- Testventil (Dichtigkeit)
- Packer und der Packerleitungen (Dichtigkeit)

6.3.2 Generelle Anforderung an die Versuchsdurchführung

Die Ermittlung des Gebirgs-K-Werts hängt von der aufgebrachten Druckdifferenz ab, deshalb muss zu Beginn des Versuchs der Formationsruhwasserdruck ermittelt werden.

Der Versuch wird von unbekanntem Randbedingungen im Untergrund beeinflusst, deshalb ist der zeitliche Verlauf des Drucks und die Injektions- oder Entnahmeraten während ausreichend langer Zeit zu erfassen. Das Aufzeichnungsintervall sollte zu Beginn eines Versuches 2 bis 5 Sekunden betragen. Etwa 1 - 3 Minuten nach Versuchsbeginn kann das Aufzeichnungsintervall auf ca. 10 Sekunden, bei Slug/Puls-Tests auf 30 Sekunden, erhöht werden.

Mit Vorkenntnis der ungefähren Gesteinseigenschaften kann eine minimale Versuchsdauer vor Testbeginn prognostiziert werden (vgl. Abbildung 5.1). Die erforderliche Versuchsdauer kann während der Versuchsdurchführung anhand spezifischer Datenauftragungen optimiert werden (z.B. Log-log- oder semi-log Diagramme).

Bei vielen Anwendungen ist eine Veränderung der Formationseigenschaften durch die Versuche unerwünscht. Genaue Durchlässigkeitsbeiwerte lassen sich nur bei konstanten Randbedingungen ermitteln. In jedem Fall muss feststellbar sein, wenn während des Versuchs eine Aufweitung von Klüften (Hydrojacking) oder gar ein Aufbrechen von Fels (Hydrofracturing) stattfindet. Dazu ist wie erwähnt die kontinuierliche Messung von Fluss und Druck erforderlich.

Bei gering durchlässigen Formationen sind generell längere Versuchszeiten nötig.

Nach der aktiven Injektions-/Entnahmephase sollte nach Möglichkeit auch die anschließende Druckerholung aufgezeichnet werden.

6.3.3 Generelle Anforderung an die Versuchsauswertung

Die Durchlässigkeit hängt von vielen Einflüssen im Gebirge ab, die sich im zeitlichen Verlauf von Druck und Flussrate zeigen. Die Auswertung eines hydraulischen Tests sollte nach Möglichkeit die Analyse der transienten Testphase(n) beinhalten. Neben der Injektions-/Entnahmephase eines Tests sollte auch die anschließende Druckerholung ausgewertet werden. Die Auswertung mehrerer Testphasen erhöht die Zuverlässigkeit der Testinterpretation. Die zusätzliche Anwendung der (ungenauen) Methode für stationären Fluss kann im Sinne einer groben Kontrolle sinnvoll sein. Eine grosse Diskrepanz im Vergleich zum Resultat der transienten Auswertung kann auf vorhandene Skin- oder Begrenzungseffekte hinweisen.

6.4 Minimale Anforderungen an die Durchführung geohydraulischer Versuche

Einfache hydraulische Tests können während des Bohrfortschritts durch eine erfahrene Bohrequipe durchgeführt werden. Dabei können interessante Zonen identifiziert werden, wo (ev. nach Beendigung der Bohrarbeiten) durch eine spezialisierte Firma weiterführende Versuche mit umfassender Ausrüstung und Spezialgeräten durchgeführt werden können. Die hier erwähnten minimalen Anforderungen gelten für einfache geotechnische Fragestellungen wie z.B. bei Tunnel- und Dammpjekten. Bei Untersuchungen der geologischen Barriere im Zusammenhang von Deponiestandorten und bei hydrogeologischen Abklärungen von Altstandorten sind diese minimalen Anforderungen nicht ausreichend.

Um Standzeiten der Bohrequipe zu minimieren, sollte die mobile Versuchsausrüstung einfach zu installieren und leicht bedienbar sein. Unabhängig davon, ob die Versuche von einer Bohrequipe oder einer spezialisierten Firma durchgeführt werden, sind die relevanten Testumstände und die Bohrlochverhältnisse (verwendete Bohrspülung, Bohrdurchmesser, allfälliges Klarspülen vor Testbeginn, Bohrlochwasserspiegel) zu notieren und der Testverlauf genau zu dokumentieren (Zeitpunkte der verschiedenen Testphasen, Zeitpunkt der Packerexpansion, Öffnen/Schliessen des Bohrlochventils, Kalibrierung oder Kontrolle der Messgeräte, Dateinamen der elektronisch aufgezeichneten Daten). Die Konfiguration der verwendeten Messausrüstung sollte anhand einer Skizze dokumentiert werden.

Sind Bohrkernaufnahmen und bohrlochgeophysikalische Aufzeichnungen vorhanden, können die Positionen der Teststrecken auf die geologischen Verhältnisse abgestimmt werden. Eine Überschneidung von Testintervallen ist jedoch nach Möglichkeit zu vermeiden.

6.4.1 Minimale Anforderungen an Versuchsausrüstung

Zu einer minimalen Versuchsausrüstung gehören die Messung des Wasserdrucks im Versuchsabschnitt und die Messung der Injektions-/Entnahmerate am Bohrlochkopf.

6.4.2 Minimale Anforderungen an Versuchsdurchführung

Die Versuchsdauer muss ausreichend sein und ist von den Gebirgsverhältnissen abhängig. Die „normale“ Lugeon-Versuchsdauer ist meist zu kurz. Die erste Druckstufe sollte auf eine halbe Stunde verlängert werden.

Bei der Versuchsdurchführung eines Flusstests (Constant Head oder Constant Rate) ist darauf zu achten, dass je nach Versuchsart der Druck oder die Flussrate möglichst konstant gehalten werden.

Vordringliches Ziel ist die Gewinnung von möglichst kontinuierlichen, das heisst wenig schwankenden, Messwerten. Deshalb sollten nur Pumpen verwendet werden, mit denen sich eine regelmässige Flussrate erzeugen lässt.

6.4.3 Minimale Anforderung an Versuchsauswertung

Die stationäre Auswertung reicht in vielen Fällen nicht aus. Aufgrund des aufgenommenen zeitlichen Verlaufs von Druck und Flussrate kann ermittelt werden, ob eine stationäre Auswertung ausreichend ist oder ob eine transiente Auswertung durchgeführt werden sollte.

7. LITERATUR

- Adams, J. & Wyss, E. (1994): Hydraulic Packer Testing in the Wellenberg Boreholes SB1 and SB2 - Methods and Field Results. - Nagra Technical Report NTB 93-38, February 1994.
- Agarwal, R.G. (1980): A New Method to Account for Producing Time Effects When Drawdown Type Curves Are Used to Analyze Pressure Buildup and Other Test Data, Soc. of Petroleum Engineers, SPE Paper 9289, presented at SPE-AIME Meeting, Dallas, Texas, September 21-24
- Agarwal, R.G. (1980): A New Method to Account for Producing Time Effects When Drawdown Type Curves Are Used to Analyze Pressure Build-up and Other Test Data, Soc. of Petroleum Engineers, SPE Paper 9289, presented at SPE-AIME Meeting, Dallas, Texas, September 21-24
- Almen, K.E., Andersson, J., Carlsson, L., Hansson, K. & Larsson, N-A. (1986): Hydraulic Testing in Crystalline Rock. A Comparative Study of Single-Hole Test Methods. SKB Technical Report 86-27.
- Amadei, B., and Stephansson, O. (1997) "Rock Stress and its measurement", Chapman Hall, 490 S., insbesondere Hydraulic Fracturing, S. 121 – 199
- Amiguet, J.L. (1984): Felshydraulische Versuche und Messungen in Bohrungen. Bericht für NAGRA, mit Literaturangaben.
- Arn, Thomas (1989): Numerische Erfassung der Strömungsvorgänge im geklüfteten Fels, Mitteilung 1/89 IBETH, ETZ Zürich
- Barker, J.A. & Black, J.H. (1983): Slug Tests in Fissured Aquifers, Water Resour. Res. 19 (6), 1558 - 1564.
- Birsoy, Y.K. & Summers, W.K. (1980): Determination of aquifer parameters from step tests and intermittent pumping data. Ground Water (1980).
- Black, J.H. (1985): The Interpretation of Slug Tests in Fissured Rocks, Q. Jour. Eng. Geology, Vol. 18, pp. 161-171.
- Bourdet, D., Ayoub, J.A. & Pirard, Y.M. (1989): Use of Pressure Derivative in Well-Test Interpretation. - Soc. of Petroleum Engineers, SPE Formation Evaluation, pp. 293-302.
- Bourdet, D., Ayoub, J.A. & Pirard, Y.M. (1989): Use of Pressure Derivative in Well-Test Interpretation. SPE Formation Evaluation. Vol. 4, pp. 293-302.
- Bower (1989): The Bower and Rice Slug Test - An Update. Ground Water, Vol. 27, No. 3, May-June, 304 - 309.
- Bower, H. & Rice, R.C. (1976): A Slug Test for Determining Hydraulic Conductivity of Unconfined Aquifers With Completely or Partially Penetrating Wells.
- Bredehoeft J.D. , Papadopoulos, S.S. (1980): A Method for Determining the Hydraulic Properties of Tight Formations. Water Resour. Res. Vol. 16 (1). 233-238.
- Bühler, C. (2000) Description of pump down packer system, SolNews, Solexperts, Switzerland
- Bühler, C. and Thut, A. (1999) Hydraulische und felsmechanische Bohrlochversuche, In Proc. Symp. Erkundung und Voraussage für die Basistunnel Lötschberg und Gotthard, Löw and Wyss, Herausgeber Balkema
- Chapuis, Robert P. (1989). Shape factors for permeability tests in boreholes and piezometers. Groundwater, v.27, n.5.
- Cooper, H.H. JR., Bredehoeft, J.D. & Papadopoulos, S.S.(1967): Response of a Finite-Diameter Well to an Instantaneous Charge of Water, Water Resour. Res., First Quarter 1967, 263-269.
- Dawson, K.J. & Istok, J.D. (1991): Aquifer Testing. Design and Analysis of Pumping and Slug Tests. Lewis Publishers, Michigan.
- Doe, T.W. & Geier, J.E. (1990): Interpretation of Fracture System Geometry Using Well Test Data, Technical Report 91-03, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co. (STRIPA), Stockholm, Sweden.
- Earlougher, R.C. JR. (1977): Advances in Well Test Analysis, Soc. of Petroleum Engineers, Monograph Volume 5 of the Henry L. Doherty Series, 264 p.

- Ehlig-Economides, C.A. & Ramey, H.J.JR. (1981): Pressure Buildup for Wells Produced at a Constant Pressure, Society of Petroleum Engineers, SPE Journal, Feb. 1981, pp.105-114.
- Evans, K. & Meier, P. (1995): Hydrojacking and hydrofracturing tests in a fissile schist in South-west Switzerland: In-situ stress characterisation in difficult rock. 2nd Int. Conf. on the Mechanics of Jointed and Faulted Rock, April 1995, Vienna
- Ewert, F.-K. (1992) Evaluation and Interpretation of Water Pressure Tests. Paper 9.19 pages 9 Figure, Conference "Grouting in the Ground", The Institution of Civil Engineers.
- Ewert F-K. (2004): 70 Jahre Erfahrungen mit WD-Versuchen - wozu sind sie nützlich. Geotechnik 27, Nr. 1, S. 13-23.
- Fairhurst, C.; and Roegiers, J.C. (1972) „Estimation of rock mass permeability by hydraulic fracturing – A suggestion“. Diskussionsbeitrag zum Symposium "Durchströmung von klüftigem Fels", DGE, Stuttgart.
- Fisch, H.R. & Ziegler, H.J. (2001): Alternatives Verfahren für die Durchführung von WD (Lugeon)-Tests. Wasserwirtschaft 91 (2001) 7-8.
- Gmünder, Ch. and Arn, Th. (1993) Application of Seepage Flow Models to a Drainage Project in Fractured Rock, Rock Mechanics and Rock Engineering, Vol. 26, No. 2, pp. 113 – 135.
- Guyonnet D., Gourry, J.-Ch., Bertrand, L. & Amraoui, N. (2003): Heterogeneity detection in an experimental clay liner. Can. Geotech. J. 40, pp. 149-160.
- Hässler L., Hakansson U. (1993): The influence of flow geometry on the interpretation of Lugeon tests and the choice of grout material and grouting method. Grouting in Rock and Concrete, Widman (ed.), Balkema, Rotterdam
- Hekel, U. (1992): Forschungsprojekt 'Gebirgseigenschaften mächtiger Tonsteinserien' (FGmt), Geol. Landesamt Baden-Württemberg
- Horner, D.R. (1951): Pressure Build-Up in Wells, Third World Pet. Congress, E.J. Brill, Leiden II, pp. 503-521
- Houlsby, A.C. (1976): "Routine Interpretation of the Lugeon Water Test", Quarterly Journal of Engineering Geology, The Geol. Society, London, England, pp. 303-313.
- Houlsby, A.C. (1977): "Engineering of Grout Curtains to Standards" ASCE JGED Vol. 103, pp. 953-970.
- Houlsby, A.C. (1985) „Cement Grouting: Water Minimising Practices“ in „Issues in Dam Grouting“, Baker, W.H. ed.: Proceedings Special Session ASCE, New York, N.Y.; pp. 34 - 75
- Houlsby, A.C. (1990) "Construction and Design of Cement Grouting, A Guide to Grouting in Rock Foundations", Wiley Series of Practical Construction Guides, Wiley-Interscience, New York and Melbourne
- Hvorslev, M. J. (1951). Time lag and soil permeability in ground-water observations. U.S. Army Corps of Engineers, Waterways Experiment Station, Bulletin No. 36
- McElwee, C.D. (2001): Application of a Nonlinear Slug Test Model. Ground Water Vol. 39, No. 5, pp. 737-744.
- ISRM (1996) International Society for Rock Mechanics: Commission on Rock Grouting, Final Report, Widmann, Chairman, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 33, No. 8, pp. 833 – 847
- Kaiser, P.K., Diederichs, M.S., Martin, C.D. Sharp, J.C, and Steiner, W. (2000) "Underground Works in Hard Rock Tunnelling and Mining" Keynote Lecture to GEOENG 2000, Geoengineering Conference, Melbourne, Australia, 87 p.
- Kalkani E.C. , Lambropoulos D.CH. (1993): Water tests to identify the hydraulic characteristics of gneiss in the foundation of a rockfill dam in Greece. Grouting in Rock and Concrete, Widman (ed.), Balkema, Rotterdam
- Karasaki, K., Long, C.S. & Whitherspoon, P.A. (1988): Analytical Models of Slug Tests. Water Res. Res. 24 (1), 115 - 126.
- Kloppenber, W. (ohne Jahresangabe): Numerische und statistische Untersuchungen zur Durchlässigkeit geklüfteter geologischer Körper und ihrer Bestimmung durch Wasserdruckversuche. Dissertation RWT-Aachen. Privatdruck.

- Kovari, K., Arn, T.; Gmünder, Ch. (1989) Groundwater flow through fissured rock: Field investigation and interpretation in the Albigna Dam Area, Graubünden, Switzerland. Nagra Technical Report 90-10.
- Kruseman, G.P. & de Ridder, N.A. (1991): Analysis and Evaluation of Pumping Test Data. ILRI, Wageningen, The Netherlands.
- Kutzner, C. (1991) "Injektionen im Baugrund" Enke-Verlag, Stuttgart, 370 p. (English Translation published by Balkema, Rotterdam, 1997)
- Louis, C. (1967): Strömungsvorgänge in klüftigen Medien und ihre Auswirkung auf die Standsicherheit von Bauwerken und Böschungen im Fels. Diss. Universität Karlsruhe. Veröffentlichungen Institut Boden- und Felsmechanik. Band 30. Französische Übersetzung 1968 EDF, englische Übersetzung 1970, Imperial College.
- Louis, C. (1974): „Introduction à l'hydraulique des roches“, Bulletin BRGM, Section III, No. 4, pp. 283-356.
- Lugeon, M. (1932) "Barrages et Géologie" Reprint (1979) 4th International Congress on Rock mechanics, Montreux, Switzerland, Pedrazzini, Locarno
- Moench, A.F (1993): Computation of Type Curves for Flow to Partially Penetrating Wells in Water-Table Aquifers. Ground Water 30 /6, p. 966-971
- Moser, H.J.; Steiger, H. (1994): „Grundwasserschutz bei Tunnelbauten, Grundlagenbericht“. Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft. Schriftenreihe Umwelt No. 231, 60 Seiten.
- Neuman S.P. (1972): Theory of Flow in Unconfined Aquifers Considering Delayed Response of the Water Table. Water Resour. Res. 8(4):1031-1045.
- Neuman S.P. (1974): Effects of partial penetration on flow in unconfined aquifers considering delayed aquifer response. Water Resour. Research 10: 303-312
- Neuman S.P. (1975): Analysis of pumping test data from anisotropic unconfined aquifers considering delayed gravity response. Water Resour. Research 11: 329-342
- Papadopoulos, S.S., Bredehoeft J.D. & Cooper H.H. (1973): On the Analysis of 'Slug Test' Data. Water Resour. Res. Vol. 9 (4). 1087-1089.
- Ramey, H.J., Agarwal, R.G. & Martin, I. (1975): Analysis of 'SLUG Test' or DST Flow Period Data. Journal of Canadian Petroleum Technology, July-September, pp. 37-47. Montreal.
- Rissler, P. (1980) "Der Informationsgehalt des WD-Versuches"; 4. Nationale Felsmechanik-Tagung in Deutschland, Aachen, DGEG, Essen, pp. 279 – 307
- Sabet, M.A. (1991): Well Test Analysis. Contributions in Petroleum Geology and Engineering, Volume 8. Gulf Publishing Company. Houston
- Sagev A. (1986): Slug Test Analysis. Water Resour. Res. 22 (8), 1323-1333.
- Schneider H.-J. (1987): Durchlässigkeit von geklüftetem Fels - eine experimentelle Studie unter besonderer Berücksichtigung des Wasserabpressversuches. Mitt.Ing.-Hydrogeol. 26, 293 S., Aachen
- Snow, D.T. (1966): "Three-hole Pressure Test for Anisotropic Foundation Permeability" Felsmechanik und Ingenieur Geologie.
- Snow, D.T. (1968a): "Fracture, Deformation and Changes of Permeability and Storage upon Changes of Fluid Pressures", Quarterly Colorado School of Mines, Vol. 63/201, pp. 201/244.
- Snow, D.T. (1968b): "Hydraulic Characteristics of Fractured Metamorphic Rocks in Front Range and Implications to the Rocky Mountain Arsenal Wall" Quarterly Colorado School Mines, Vol. 63 (1).
- Snow, D.T. (1969): "Anisotropic Permeability of Fractured Media" Water Resources Research, Vol. 5, Nr. 6, pp. 1273-1289.
- Snow, D.T. (1972): "General Report, Fundamentals and in-situ determination of permeability" Symposium Durchströmung von klüftigem Fels. DGEG, Paper G1.
- Spane, F.A. (1993): Selected Hydraulic Test Analysis Techniques for Constant Rate Discharge Tests. Prepared for U.S. Department of Energy. PNL-8539 / UC-903

- Steidl, A.; Müller, H.; Sutterlütti R.; Frieg, B.; Leitner, R.; Kohl T. (2005): „Hydrogeologische Charakterisierung und Modellierung Koralmpe“. Vortrag Symposium Koralmtunnel, Technische Universität Graz.
- Stephansson, O., und Steiner, W. (1999) Generalbericht zum Thema 4: In-situ Versuche und Messungen, Überwachungen . 9. Internationaler Kongress über Felsmechanik, Paris, August 1999.
- Tavernier, M.; Chanez, R. (1965): „De Serre-Ponçon à Notre Dame-de Commiers : Les Coupures Etanches Injectées“ Travaux (separate print) Nr. 4, pp. 1-12.
- Terzaghi, K.; Lacroix, Y. (1964): “The Mission Dam” Geotechnique, Nr. 1, pp. 13-50.
- Theis, C.V. (1935): The Relationship Between the Lowering of the Piezometric Surface and the Rate and Duration of Discharge Using Ground-Water Storage, Trans., Amer. Geophys. Union, Vol. 16, pp. 519-524.
- Thompson, D.B. (1987): A Microcomputer Program for Interpreting Time-Lag Permeability Tests. Groundwater, Vol. 25, No. 2, pp. 212-218.
- U.S. Bureau of Reclamation (1974): “Earth Manual”, Second Edition, Reprinted 1980.
- Uraiet, A.A. & Raghavan, R. (1980): Pressure Buildup Analysis for a Well Produced at Constant Bottomhole Pressure. Journal of Petroleum Technology, October 1980, pp. 1813-1824.
- Weeks E.P. (1969): Determining the Ratio of Horizontal to Vertical Permeability by Aquifer-Test Analysis. Water Resour. Res. 15(5): 1167-1176
- Wiest, R.J.M. (d) (1969): “Flow Through Porous Media”, Academic Press, N.Y.
- Witherspoon, P.A.; Gale, J.E. (1977): “Mechanical and Hydraulic Properties of Rocks Related to Induced Seismicity” Engineering Geology Vol. 11, pp. 23-55.
- Wittke, W. (1972): Herausgeber “Durchströmung von klüftigem Fels”. Symposium Stuttgart gesponsert von ISRM und IAEG, Deutsche Gesellschaft für Erd- und Grundbau.

Anhang A: Kleines Repetitorium der Grundwasserhydraulik

- Gesetz von Darcy
- Darcy-Geschwindigkeit und Abstandsgeschwindigkeit
- Intrinsische Permeabilität (k) versus hydraulische Durchlässigkeit (K)
- Temperaturabhängigkeit
- Brunnenfunktion nach Theis
- Jacob's Approximation
- Geradensteigungsverfahren für instationäre Strömung
- Typkurvenverfahren nach Theis
- Stationäre Strömung (Thiem)

1. GESETZ VON DARCY FÜR DIE LAMINARE FLIESSBEWEGUNG (FILTERSTRÖMUNG)

1.1 Eindimensionaler Fluss im homogenen isotropen Medium

Es gilt:
$$Q = A \cdot K \cdot \frac{\Delta h}{L} \quad [1]$$

Q = Flussrate (m³/s)

A = Flussquerschnitt senkrecht zu L (m²)

K = Hydraulische Leitfähigkeit bzw. Durchlässigkeitsbeiwert (m/s)

L = Distanz (m)

h = hydraulische (piezometrische) Druckhöhe (m)

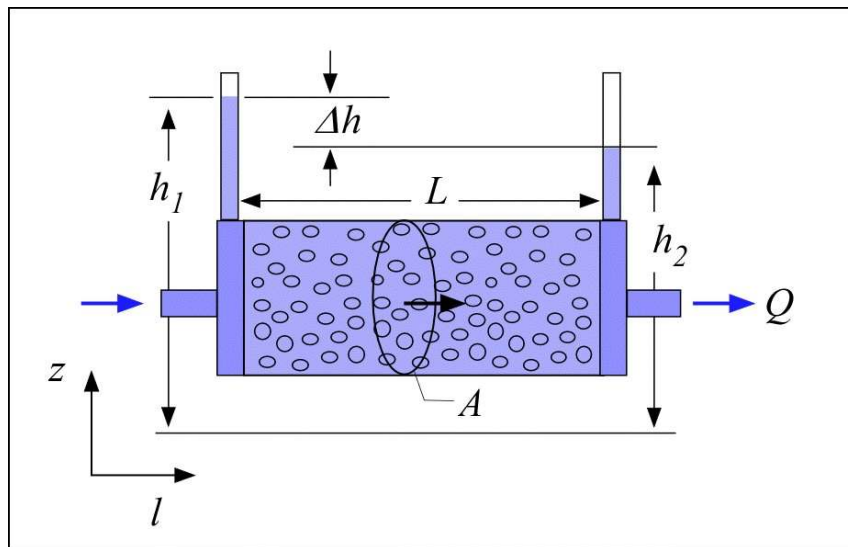


Abbildung 1.1: Eindimensionaler Fluss im isotropen Medium

Die hydraulische Druckhöhe h an einem bestimmten Punkt berechnet sich aus der Höhenlage z und dem Druck

$$h = (z + p / \rho g) \quad [2] \quad \text{oder } h = (z + p / \gamma)$$

p = Wasserdruck (Pa, N/m²)

ρ = Dichte von Wasser (kg/m³)

γ = Spezifische Dichte von Wasser (N/m³),

g = Erdbeschleunigung (m/s²)

z = Höhenlage (m)

$$\rho g = 9810 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^2) = 9.81 \text{ kN}/\text{m}^3 = 9.81 \text{ kPa}/\text{m} \approx 10 \text{ kPa}/\text{m}$$

Das Produkt $\rho \cdot g$ mit Einheit Pa/m ist ein Mass für die Druckintensität und bedeutet für Wasser die Druckzunahme um rund 10 kPa je Meter Wassertiefe. Die hydraulische Druckhöhe h entspricht der Höhe, zu der Wasser in einem Piezometer aufsteigt. Durch Einsetzen von [2] in [1] erhält man:

$$Q = A \cdot K \cdot \frac{\Delta[(p / \rho g) + z]}{L} \quad ; \text{ oder mit Gradient } i = \frac{\Delta h}{L} \Rightarrow Q = A \cdot K \cdot i$$

Weiter gilt:

$$V_D = K \cdot \frac{\Delta h}{L} = K \cdot i \quad \text{Darcy-Geschwindigkeit}$$

$$V_a = \frac{V_D}{n_e}$$

Abstandsgeschwindigkeit,

n_e = hydraulisch wirksame Porosität

1.2 Intrinsische Permeabilität (k) vs. hydraulische Durchlässigkeit (K)

Die intrinsische Durchlässigkeit ist nur vom Festkörper-Medium abhängig und nicht vom Fluid, das es durchströmt. Es hat die Einheit [Länge im Quadrat]. Gewöhnlich wird die instrinsische Permeabilität in Darcy oder Millidarcy angegeben. Sie steht zur Darcy-Durchlässigkeit (K) wie folgt in Beziehung:

$$K = \frac{k \cdot \rho \cdot g}{\mu} \quad [\text{m/s}]$$

μ ist die dynamische Viskosität in [Pa s] bzw. [kg / (m s)]

1 Darcy beträgt $0.987 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$.

Für Wasser bei 20°C errechnet sich der K-Wert bei einer intrinsischen Durchlässigkeit von 1 Millidarcy zu:

$$\frac{0.987 \cdot 10^{-15} \cdot 1000 \cdot 9.81}{1.002 \cdot 10^{-3}} = 0.966 \cdot 10^{-8} \quad \text{Einheiten:} \quad \frac{\text{m}^2 \cdot \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot \frac{\text{m}}{\text{s}^2}}{\frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}}} = \text{m/s}$$

1.3 Temperaturabhängigkeit:

Zwischen 5 und 30 Grad verringert sich die Viskosität um einen Faktor 1.9, d.h. bei identischem hydraulischen Gefälle verdoppelt sich der Durchfluss beinahe.

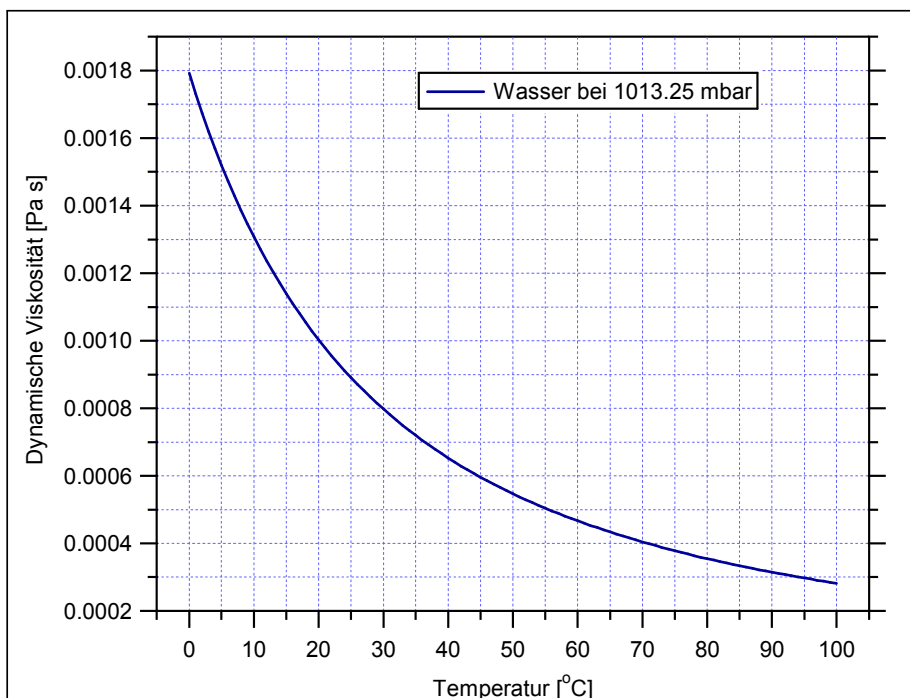


Abbildung 1.2: Darstellung der Abhängigkeit der dynamischen Viskosität μ des reinen Wassers von der Temperatur

2. RADIALE INSTATIONÄRE STRÖMUNG ZUM BRUNNEN

2.1 Theis Funktion

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

Diff.gleichung instationäre radiale Strömung zu einem Brunnen im gespannten Aquifer

$$s(r,t) = \frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} W(u)$$

Absenkung $s(r,t)$ als Funktion der Distanz (r) vom Brunnen und zur Zeit t nach Start der Pumphase.
Theis-Lösung für den Fall eines "fully penetrating" Brunnens mit unendlich kleinem Durchmesser, konstanter Pumprate, isotropem und homogenem Aquifer von unendlicher Ausdehnung

$$u = \frac{r^2 \cdot S}{4 \cdot T \cdot t}$$

" u "-Parameter der Brunnenfunktion, Input Parameter der Theisfunktion

$$W(u) = \int_u^\infty \frac{e^{-u}}{u} du$$

Brunnenfunktion nach Theis

Die Brunnenfunktion nach Theis kann mit Hilfe einer Reihenentwicklung berechnet werden:

$$W(u) = -0.5772 - \ln(u) + u - \frac{u^2}{2 \cdot 2!} + \frac{u^3}{3 \cdot 3!} + \frac{u^4}{4 \cdot 4!} + \dots$$

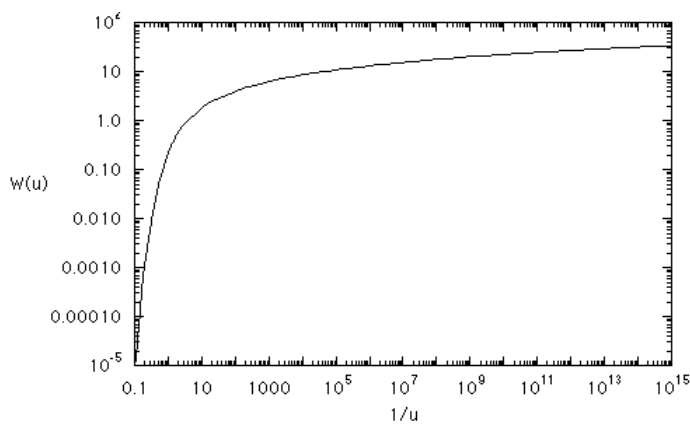


Abbildung 1.3: Brunnenfunktion $W(u)$

Bedingungen:

- konstante Flussrate
- Brunnen mit ∞ -kleinem Radius
- homogenes Medium (T, S konstant)
- isotropes Medium
- inkompressible Flüssigkeit
- isothermale Bedingungen
- gespanntes Grundwasser

Stellt man die $W(u)$ -Funktion halb-logarithmisch dar, so erhält man mit zunehmenden $1/u$ -Werten eine Gerade (s. Abbildung 2.2).

2.2 Jacob's Approximation

Falls: $u = \frac{r^2 \cdot S}{4 \cdot T \cdot t} < 0.1$

t oder/und T gross
r oder/und S klein

dann: $W(u) = -0.5772 - \ln(u)$

Approximation der Theis-Funktion

=> $s(r, t) = \frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} (-0.5772 - \ln(u))$ Eingesetzt, s.o.

=> $s = h_0 - h = \frac{Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \ln\left(\frac{2.25 \cdot T \cdot t}{r^2 \cdot S}\right)$ Modifizierte Gleichung für in-stationäre Strömung

2.3 Geradensteigungsverfahren nach Cooper-Jacob (s vs. log t)

Bei semilogarithmischer Darstellung der Absenkung s gegen die Zeit ergeben die Abstich- bzw. die Druckdaten eine Gerade. Die Steigung ist proportional zur Transmissivität. Dies wird ersichtlich aus der \log_{10} -Form der Jacob's Approximation:

$$s = \frac{2.3 \cdot Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \log\left(\frac{2.25 \cdot T \cdot t}{r^2 \cdot S}\right) \quad \text{mit } s = \text{Absenkung}$$

Betrachtet man 2 Punkte auf der Fit-Geraden und setzt $\Delta s = s_2 - s_1$, so erhält man durch Umformen:

$$\Delta s = \frac{2.3 \cdot Q}{4 \cdot \Pi \cdot T} \cdot \log\left(\frac{t_2}{t_1}\right)$$

oder:

$$\frac{\Delta s}{\log(t_2 / t_1)} = \frac{2.3 \cdot Q}{4 \cdot \Pi \cdot T}$$

oder:

$$\frac{\Delta s}{\log t_2 - \log t_1} = 0.183 \cdot \frac{Q}{T}$$

oder:

$$m = 0.183 \cdot \frac{Q}{T} \quad \text{und} \quad T = 0.183 \cdot \frac{Q}{m}$$

Wenn $s = \Delta h = 0$ (zur Zeit $t = t_0$) gilt $\log t = \log \frac{r^2}{2.25 \cdot T} \Rightarrow S = 2.25 \cdot T \cdot t_0 / r^2$

Setzt man $r = r_w$, so ist ein Pumpversuch bzw. "Constant Rate" Test auch als Einbohrlochversuch auswertbar

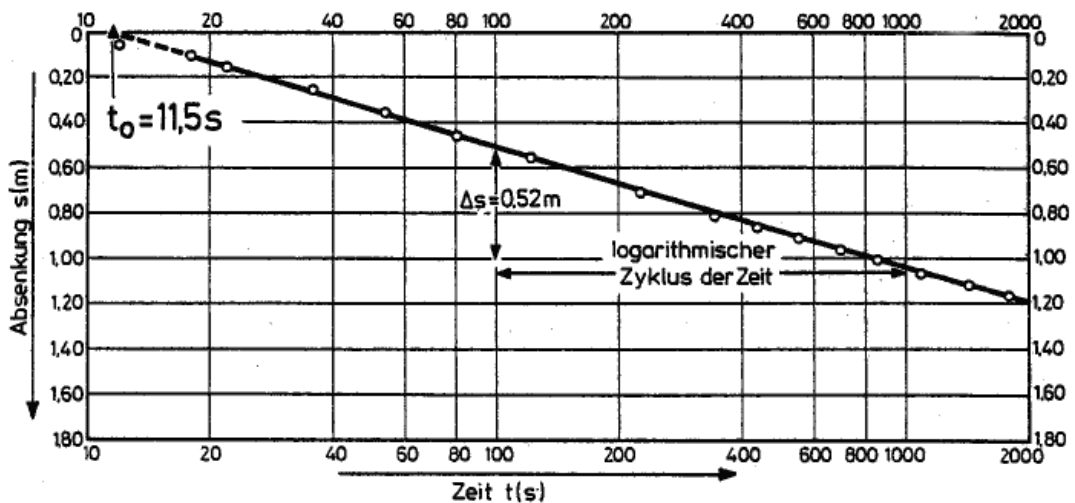


Abbildung 2.1: Testauswertung nach dem Cooper-Jacob-Geradensteigungsverfahren

Einschränkungen zur Anwendung des Geradensteigungs-Verfahrens nach Jacob:

- $1/u$ sollte grösser als 10 sein. Dies ist bei Einbohrlochversuchen meist kein Problem ($r = r_w$, r erscheint bei der u -Funktion im Quadrat $\Rightarrow 1/u$ ist in der Regel schon nach kurzer Testzeit genügend gross).
- Ist die Testzeit sehr kurz und/oder S gross und/oder r gross (dass heisst $1/u$ klein), dann muss anstelle des Geradensteigungsverfahrens ein Typkurvenverfahren angewandt werden (bei Einbohrlochversuchen z.B. Gringarten-Bourdet-Typkurven).
- Bei Crosshole-Versuchen ist $1/u$ ein kritischer Wert, der im Auge behalten werden muss.

2.4 Fehler der Jacob's Approximation

- Das theoretische Modell der Theis-Funktion, auf dem die Jacob's-Approximation basiert, ist ein homogener, gespannter und unendlich ausgedehnter Aquifer mit radial-konzentrischer Anströmung zum Brunnen hin. Der Brunnen hat einen unendlich kleinen Durchmesser.
- Die Jacob's Funktion bildet im Semilog-Plot eine Gerade. Die Theis-Funktion nähert sich dieser Gerade mit zunehmendem $1/u$ (bzw. mit zunehmender Testzeit) asymptotisch an.
- Die Testdaten ergeben nur für genügend kleine r^2/t - Werte eine Gerade (u ist klein). Im gespannten Aquifer (S ist klein) wird u nach relativ kurzer Zeit < 0.1 . Der Fehler der Jacobs-Approximation wird bei $1/u > 100$ vernachlässigbar klein. Bei $1/u$ - Werten grösser als 10 ergibt sich ein theoretischer Fehler von weniger als 5% (siehe Abbildung 2.2).

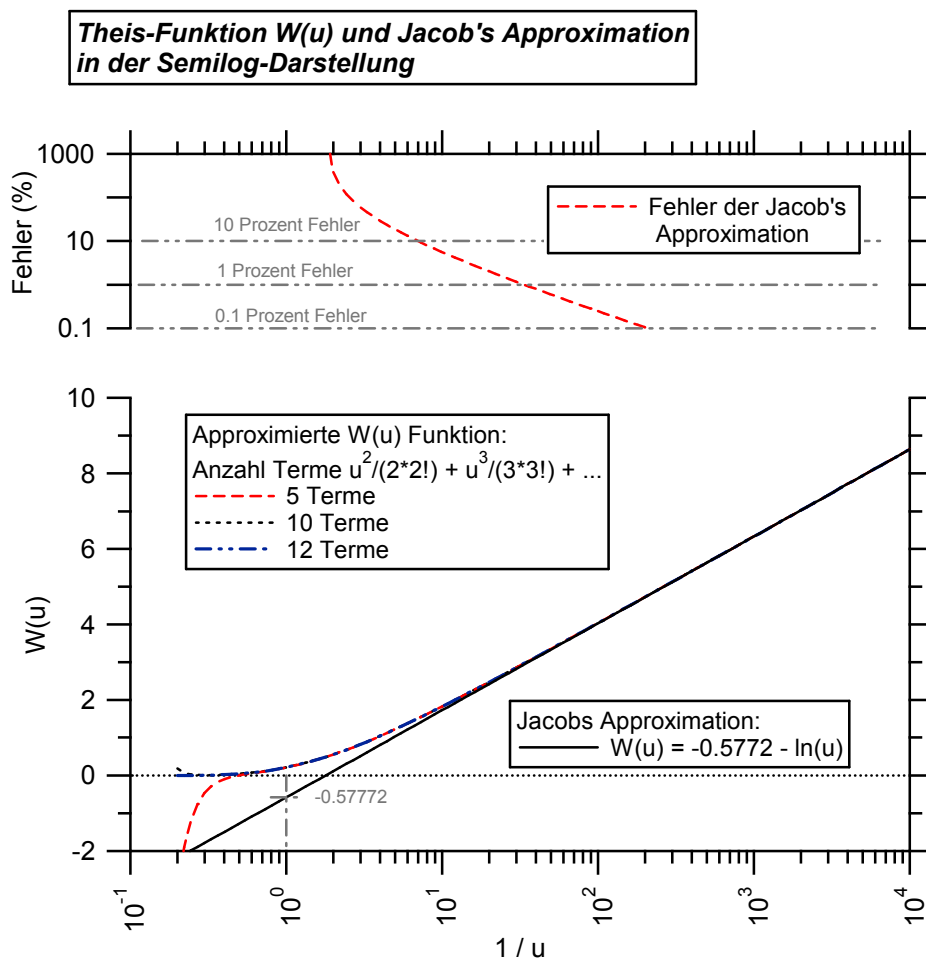


Abbildung 2.2: Darstellung der Brunnenfunktion nach Theis, der Jacob's-Approximation und deren Fehler in Abhängigkeit des Zeitparameters $1/u$.

2.5 Anwendung des Theis-Typkurvenverfahrens

Bei der "klassischen" Methode werden zwei doppelt-logarithmische Diagramme (Diagramm mit $W(u)$ -Funktion, Diagramm mit Datenauftragung) übereinander gelegt. Die Verschiebungsfaktoren der Y- und X-Skalen (im logarithmischen Massstab entspricht der Offset einem Faktor) werden für die Berechnung der Resultate verwendet (vgl. z.B. de Marsily). Die Verschiebung der dimensionslosen Datenkurve gegenüber der Typkurve erfolgt in entsprechenden Softwareprogrammen durch Veränderung der Parameter T , S , (r und q).

Die Verschiebung entlang der Y-Achse ($W(u)$) verändert die berechnete Transmissivität und den Speicherkoeffizienten. Die Verschiebung parallel zur X-Achse ($1/u$) verändert nur den Speicherkoeffizienten!

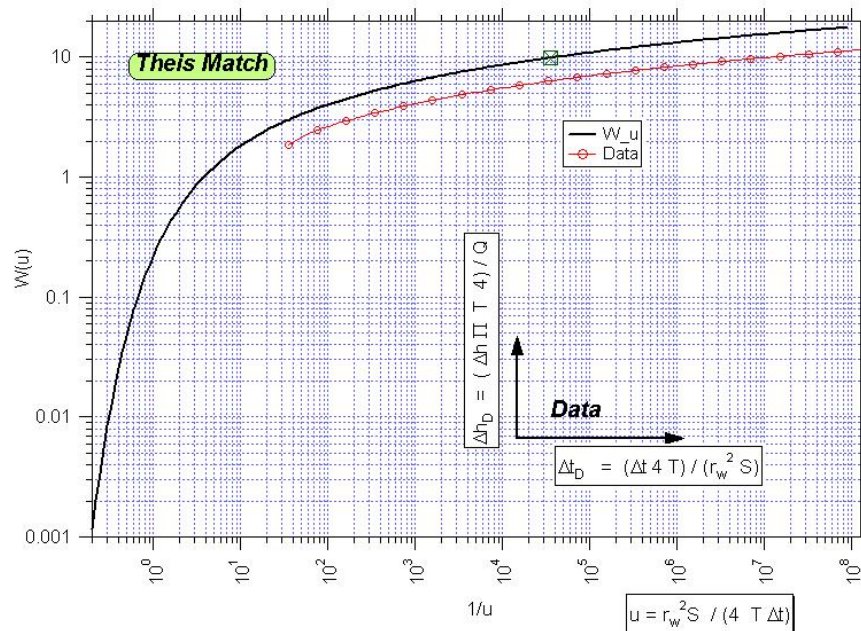


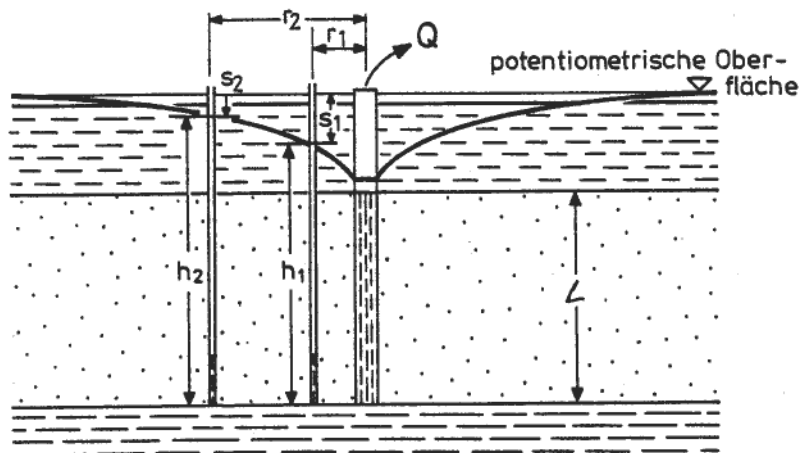
Abbildung 2.3: $W(u)$ Funktion (schwarz) und dimensionslose Testdaten eines Pumpversuches.

Einschränkungen zur Anwendung der Theis-Funktion

- Die Theis-Funktion beschreibt die Druckreaktion in einer Nebenbohrung und berücksichtigt keine Brunnenspeicherung (wellbore storage). Sie stellt eine exakte Lösung für eine beliebige dimensionslose Zeit dar, falls das Verhältnis der Parameter Distanz zum Brunnen und Brunnenradius genügend hoch ist ($r_o / r_w > 20$). Umgekehrt ist bei genügend hoher dimensionsloser Zeit die Theis-Lösung auch bei kleineren r_o / r_w -Verhältnissen korrekt.
- Das Theis-Typkurvenverfahren wird deshalb nur für die Auswertung von Druckreaktionen der Nebenbohrungen verwendet, obwohl mit $r = r_w$ und unter Vernachlässigung des Brunnenspeicher-Effektes das Verfahren theoretisch auch auf den Brunnen anwendbar wäre. In diesem Fall sollte nicht versucht werden, "early-time" Daten zu fiten.
- Die Anwendung der Theis-Typkurvenanpassung bei Einbohrlochversuchen führt bereits bei geringem Bohrlochskin oder bei Strömungseffekten (z.B. Eintrittsverluste bei hohen Flussraten) zu hohen Fehlern bezüglich Transmissivität ("Verschiebung" der Druckkurve in vertikaler Richtung); der S-Parameter ist aufgrund des meist signifikanten Brunnenspeichereffekts nicht ermittelbar.
- Sinngemäß gilt die genannte Einschränkung für alle Typkurvenverfahren, die bei Einbohrlochversuchen angewandt werden, auch wenn sie die Parameter Skin (s) und Brunnenspeicherung (C) berücksichtigen. Dies, weil s und S meist unbekannte Größen sind und sich bei der Auswertung quantitativ nicht unterscheiden lassen.

3 STATIONÄRE STRÖMUNG

3.1 Radiale stationäre Strömung zum Brunnen im gespannten Aquifer (Thiem)



$$Q = \frac{2 \cdot \Pi \cdot T \cdot (h_2 - h_1)}{\ln(r_2 / r_1)}$$

$$T = \frac{Q \cdot \ln(r_2 / r_1)}{2 \cdot \Pi \cdot (h_2 - h_1)}$$

Falls $r_1 = r_w$ (Brunnenradius)
 $r_2 = R_i$ (Testtreichweite)
 $\Delta h = H - h_w$ (Ruhewasserspiegel h_0 minus h beim Brunnen)

Dann ergibt sich die Dupuit-Brunnenformel ("Steady-state Approximation"):

$$T = \frac{Q \cdot \ln(R_i / r_w)}{2 \cdot \Pi \cdot \Delta h}$$

Abschätzung der Reichweite R_i :

$$R_i = 1.5 \frac{\sqrt{T \cdot t}}{S}, \quad t = \text{Zeitpunkt bei Erreichen stationärer Bedingungen}$$

Bemerkungen:

- Bei einer halblogarithmischen Profildarstellung der piezometrischen Druckhöhe gegen den Radius (h vs. $\log(r)$) ergibt sich eine Gerade
- Bei der stationären Betrachtung ist die Bestimmung des Speicherkoeffizienten nicht möglich.
- Falls möglich, sollten die Daten von zwei oder mehreren Piezometern und nicht die Absenken-
daten des Brunnens verwendet werden.
- Auch in der Praxis des Thiem-Verfahrens werden nur annähernd stationäre Verhältnisse
abgewartet. Man stellt dazu die Absenkenkurven der verschiedenen Pegel in einem Semilog-
Plot dar (Δh vs. $\log t$). Sobald die Absenkenkurven parallel verlaufen, begnügt man sich mit
den Daten des sogenannten "transient steady state flow". Stationarität (steady state) ist im
unendlich ausgedehnten Theis-Aquifer theoretisch nicht möglich.

3.2 Radiale stationäre Strömung zum Brunnen im ungespannten Aquifer (Dupuit-Forchheimer-Gleichung)

$$h_w^2 - H^2 = \frac{Q \cdot}{\Pi \cdot K} \cdot \ln(r_w / R_i)$$

H = gesättigte Aquifermächtigkeit bei Ruhewasserspiegel

hw = Spiegelhöhe über unterer Aquiferbegrenzung beim Brunnen bei Absenkung

$$h_w^2 = H^2 \cdot \frac{Q \cdot}{\Pi \cdot K} \cdot \ln(r_w / R_i)$$

Brunneneintrittsverluste und Skineffekte sind bei dieser Gleichung nicht berücksichtigt.

4. EMPFOHLENE WEITERFÜHRENDE LITERATUR

BOLLRICH, G. (2000): Technische Hydromechanik Band 1, Grundlagen, 5. Auflage, Verlag Bauwesen Berlin

DE MARSILY, G. (1986): Quantitative Hydrogeology. Groundwater Hydrology for Engineers. - Academic Press, Inc. (London) LTD.

KRUSEMAN, G.P. & DE RIDDER, N.A. (1991): Analysis and Evaluation of Pumping Test Data. ILRI, Wageningen, The Netherlands.

LANGGUTH, H.-R. & VOIGT (1980): Hydrogeologische Methoden. Springer Verlag