

Fluidströmung und Stofftransport in geklüftet porösem Festgestein

Experimente und Modellierung an einem Aquiferanalog-Testfeld

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Naturwissenschaften
an der
Fakultät für Bau-, Geo- und Umweltwissenschaften
der
Universität Karlsruhe (TH) genehmigte

DISSERTATION

von
Dipl.-Geol. Matthias Weede
aus Berlin

Karlsruhe 2006

Tag der mündlichen Prüfung: 16.12.2005
Referent: Prof. Dr. H. Hötzl, Universität Karlsruhe (TH)
Korreferent: PD Dr. T. Himmelsbach, BGR Hannover

Kurzfassung

Das Verständnis von Strömungsvorgängen und der Ausbreitung von Schadstoffen in porösen Kluftaquiferen ist von großer wasserwirtschaftlicher, ökologischer und industrieller Bedeutung.

Im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Verbundprojektes Festgesteins-Aquiferanalog werden solche Prozesse modelltechnisch und experimentell mit Hilfe des *insitu*-Testfeldes "Pliezhausen" untersucht. An einem frei präparierten und künstlich eingekapselten Ausschnitt eines natürlichen Sandsteinaquifers werden Strömungs- und Tracerversuche durchgeführt. Dabei können sowohl pneumatische Versuche im luftgesättigten Versuchsblock als auch hydraulische Strömungs- und Transportprozesse im wassergesättigten Sandstein ausgewertet werden.

Mit Hilfe eines radialsymmetrischen Bohrlochkranzes kann dabei die tensorielle Gebirgsdurchlässigkeit des geklüftet porösen Sandsteins dargestellt und mit dem statistischen Trennflächensystem verglichen werden. Neben einer analytischen Beschreibung der vorherrschenden Strömungszustände und einer Ermittlung der Strömungsparameter wird auch die Darstellung der mathematischen Beziehung zwischen pneumatisch und hydraulisch bestimmten Durchlässigkeiten im Aquiferanalog-Maßstab erreicht. Um die Prognosemöglichkeit von Stoffausbreitung und Transportparametern in geklüftet porösen Gesteinen beurteilen zu können, werden die gemessenen Gebirgsdurchlässigkeiten mit den jeweils dominierenden Transportmechanismen und Verweilzeiten korreliert und vor dem Hintergrund der statistischen Trennflächenorientierung bewertet.

Begleitende Laboruntersuchungen dienen zum einen der Ermittlung relevanter, gesteinspezifischer Kennwerte. Auf der anderen Seite können Channelingeffekte und die Rolle der Matrixdiffusion beim Transport durch eine natürliche Einzelkluft in poröser Sandsteinmatrix im Labormaßstab quantifiziert werden. Ihre Auswirkungen auf die am Kluftausgang registrierten Tracerdurchgangskurven werden durch Verwendung unterschiedlicher numerischer Modellkonzepte dargestellt.

Die Experimente begleitend, werden analytische und numerische Modellierungen der am Versuchsblock gemessenen Strömungs- und Transportprozesse durchgeführt. Dabei können Vor- und Nachteile von diskreten deterministischen und diskreten stochastischen numerischen Modellansätzen für die Prognose von Strömung und Schadstoffausbreitung in geklüftet porösen Gesteinen im Maßstab des Testfeldes Pliezhausen aufgezeigt werden.

Abstract

Understanding flow and contaminant transport processes is of significant relevance for questions of water management, contaminated sites and industrial facilities. In the framework of the research initiative "Fractured-Rock Aquifer-Analog Approach", funded by the German Research Foundation (DFG), those processes can be investigated experimentally at the *insitu* test site "Pliezhausen". Flow and tracer tests are applied at a completely sealed cutout of a natural sandstone aquifer. At this site, both pneumatic and hydraulic flow and transport processes can be analyzed.

By choosing a radial symmetrical borehole arrangement, the tensorial rock permeability of the fractured porous sandstone can be measured and compared to the statistical fracture system. Besides an analytical interpretation of the dominating flow condition and an evaluation of the flow parameters, also the mathematical relation of pneumatically and hydraulically determined permeabilities is made possible on aquifer-analog scale. In order to be able to judge the possibility to predict contaminant transport in fractured porous media, the measured test site permeabilities are correlated to the dominating transport mechanisms and resident times, and are analyzed against the background of the statistical fracture orientation.

By accompanying laboratory investigations, intrinsic rock parameters can be determined on the one hand. On the other hand, the influence of preferential flow paths and matrix diffusion can be quantified by scrutinizing flow and transport along a single fracture in porous sandstone matrix in laboratory scale. Its effect on the tracer breakthrough curve, recorded at the end of the single fracture, is investigated by the application of different numerical model concepts.

Advantages and disadvantages of discrete deterministic and discrete stochastic concepts of numerical flow and transport modeling are compared on the test site scale.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand am Lehrstuhl für Angewandte Geologie, Arbeitsgruppe Hydrogeologie der Universität (TH) Karlsruhe im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Verbundprojektes *Festgesteins-Aquiferanalog*.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Heinz Hötzl für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die mir gewährten Freiheiten bei der Durchführung dieses Projektes. Seine kompetenten Ratschläge waren mir stets eine große Hilfe.

Darüber hinaus gilt mein Dank den Kollegen des FGAA-Verbundprojektes für die freundliche und konstruktive Zusammenarbeit, sowie meinem Korreferenten Herrn PD Dr. Thomas Himmelsbach für zahlreiche gute Ratschläge.

Ohne die fachkundige und tatkräftige Unterstützung von Michel D. Lambert wären die Baumaßnahmen am Testfeld nicht möglich gewesen. Vielen Dank auch an Dipl.-Geol. Markus Reck für die Unterstützung.

Mein Dank gilt darüber hinaus der Gemeinde Pliezhausen für die allzeit freundliche Betreuung, sowie den Firmen Fauser und Lauster für die gute Kooperation.

Besonderen Dank auch an meinen Zimmerkollegen Dipl.-Geol. Roland Toussaint für die immer gute Stimmung, hilfreiche Tipps und konstruktive Kritik; Danke auch an alle Kollegen der AGK für die nette Atmosphäre und gute Zusammenarbeit.

Meinen Eltern möchte ich für die jahrelange Unterstützung danken, da sie so diese Arbeit erst möglich gemacht haben und meiner Freundin Steffi für ihre Geduld und guten Ratschläge.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	I
Abstract	II
Vorwort	III
Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XII
Notation	XIV
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Einleitung	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung	3
2 Theoretische Grundlagen	6
2.1 Der Fluidbegriff	6
2.2 Fluidströmung in geklüftet porösen Medien	6
2.2.1 Grundlagen und Strömungsgesetze	6
2.2.2 Dynamische und kinematische Viskosität	10
2.2.3 Kompressibilität	12
2.2.4 Gleitströmung (Klinkenberg-Effekt)	13
2.2.5 Turbulenz	15
2.3 Stofftransport in geklüftet porösen Medien	17
2.3.1 Advektion	19
2.3.2 Hydrodynamische Dispersion	19
2.3.3 Diffusion	21
2.3.4 Sorption	24
3 Das Testfeld Pliezhausen	25
3.1 Lage und geologische Besonderheiten	25
3.2 Baumaßnahmen und Installationen am Testfeld	28
3.3 Variation und Überwachung des Sättigungsgrades	31
4 Experimentelle Ansätze	34
4.1 Pneumatische Versuche am Versuchsblock	34
4.1.1 Frühere Untersuchungen	35
4.1.2 Bohrlochinjektionsversuche	35
4.1.3 Orientierte Strömungsversuche	37
4.1.4 Tracerversuche in Dipolanordnung	38
4.2 Hydraulische Versuche am Versuchsblock	40
4.2.1 Ungerichtete WD-Bohrlochtests	40
4.2.2 Orientierte Strömungsversuche	41

4.2.3	Tracerversuche in Dipolanordnung	42
4.3	Hydraulische Tracerversuche im Labormaßstab	44
4.4	Begleitende Laboruntersuchungen	46
4.4.1	Bestimmung der kapillaren Steighöhe	46
4.4.2	Permeabilitätstests	47
4.4.3	Ermittlung von Porosität und Porenradienverteilung	49
4.4.4	Pyknometrie	50
5	Modellkonzepte zur Beschreibung von Strömung und Transport	52
5.1	Analytische Ansätze	52
5.2	Numerische Modelle	53
5.2.1	Allgemeine Grundlagen	54
5.2.2	Deterministisches Kluftmodell des Versuchsblockes	56
5.2.3	Stochastisches Kluftmodell des Versuchsblockes	57
5.2.4	Kluftflächen- und Stromröhrenmodell im Labormaßstab	59
6	Ergebnisse hydraulischer und gesteinspezifischer Laboruntersuchungen	62
6.1	Kapillare Steighöhe	62
6.2	Permeabilität ungeklüfteter Zylinderproben	66
6.3	Porosität und Porenradienverteilung	67
6.4	Trockenrohddichte und Korndichte	68
7	Fluidströmung in geklüftet porösem Sandstein	69
7.1	Bohrlochinjektionsversuche am Versuchsblock	69
7.1.1	Hydraulische k_f -Werte und Permeabilitäten	69
7.1.2	Pneumatische k_f -Werte und Permeabilitäten	70
7.1.3	Vergleich hydraulischer und pneumatischer Permeabilitäten	72
7.2	Orientierte Strömungsversuche in der 7-spot-Anordnung	73
7.2.1	Hydraulische und pneumatische k_f -Werte	74
7.2.2	Der Permeabilitätstensor	76
7.2.3	Die Gültigkeit analytischer Strömungsgesetze	79
8	Stofftransport in geklüftet porösem Sandstein	81
8.1	Tracerversuche an einer Einzelkluft im Labormaßstab	81
8.1.1	Anwendung analytischer Modelle	85
8.1.2	Numerisches Kluftflächenmodell und Channelingeffekte	89
8.1.3	Numerisches Stromröhrenmodell	92
8.2	Tracerversuche am Versuchsblock	95
8.2.1	Analytische Beschreibung der Transportprozesse	95
8.2.2	Vergleich von pneumatischen und hydraulischen Transportprozessen	101

8.2.3	Transportmechanismen und Verweilzeiten	104
8.2.4	Trennflächensystem und Stofftransport	105
9	Strömungs- und Transportmodellierung im Testfeldmaßstab	113
9.1	Numerische Modellierung mit deterministischer Kluftverteilung	113
9.1.1	Stationäres dreidimensionales Strömungsmodell	113
9.1.2	Instationäres dreidimensionales Transportmodell	116
9.2	Numerische Modellierung mit stochastischer Kluftverteilung	118
10	Zusammenfassung und Ausblick	124
10.1	Zusammenfassung	124
10.2	Ausblick	128
	Literatur	129
	Anhang	141

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schematische Darstellung der weltweiten und deutschlandweiten Verbreitung bedeutender Festgesteinsaquifere (interpretiert nach PLUMMER et al. 1992).	1
1.2	Schematische Darstellung der bei Strömungsvorgängen nicht-reaktiver Stoffe in geklüftet porösen Gesteinen vorherrschenden Transportmechanismen.	4
2.1	Skalenabhängigkeit der hydraulischen Eigenschaften eines geklüftet porösen Systems und die Bedeutung des REV's (nach BEAR 1972).	7
2.2	Deformation eines vertikalen Fluidelements in einer laminaren Schichtströmung (nach TRUCKENBRODT 1989).	10
2.3	Ausbildung eines parabolischen Geschwindigkeitsprofils (links) und Auswirkung der Gleitströmung (rechts) (nach JIRKA 2001).	14
2.4	Geschwindigkeiten und advektiv-dispersiver Stofftransport in laminarer (oben) und turbulenter Rohrströmung (unten) im Experiment nach REYNOLDS (1883) (nach JIRKA, 2001).	16
2.5	Dispersive Aufweitung einer Kontaminationsfahne auf unterschiedlichen Skalenbereichen geklüftet poröser Medien.	21
3.1	Geographische Lage des Testfeldes Pliezhausen an der B27, nördlich des Neckartales (DIETRICH et al. 2005).	26
3.2	Stratigraphische Position des Testfeldhorizontes (km4,4) in der Schichtsäule des Mittleren Keupers im Bereich des Schönbuchs (EINSELE & AGSTER 1986).	26
3.3	Cluster der Trennflächennormalen der drei statistischen Hauptkluftrichtungen (linker Teil: BÄUMLE et al. 1998) und Flächendarstellung.	27
3.4	Übersicht über die wichtigsten Bauphasen während der Errichtung des Testfeldes (A = Freilegung des Rohblockes, B = Formgebung und Einfassung der Blockbasis, C = Errichtung der Stützmauer, D = fertiggestelltes Testfeld).	29
3.5	Bohrlochkranz ("7-spot-Anordnung") im Zentrum des Versuchsblockes.	30
3.6	Bohrungen der ersten Projektphase (schwarz), Raster oberflächlich angebrachter Messpunkte, sowie Bohrungen der 7-spot-Anordnung (grau).	31
3.7	Ausschnitt aus dem Bauplan des Testfeldes mit den Positionen der Be- und Entwässerungsleitungen, sowie der Wassertanks.	32
4.1	Zeitliche Abfolge des durchgeführten Untersuchungsprogrammes.	34
4.2	Versuchsaufbau der ungerichteten pneumatischen Injektionsversuche: Injektionsbohrung mit Druckregulierung.	36
4.3	Schematischer Versuchsaufbau der Gasströmungsversuche von Bohrloch zu Bohrloch mit Absaugvorrichtung.	38

4.4	24 Versuchsstrecken der Gastracerversuche in Dipolanordnung am Versuchsblock.	39
4.5	Schematischer Versuchsaufbau der Gastracerversuche in Dipolanordnung.	40
4.6	Schematischer Versuchsaufbau der hydraulischen Tracerversuche in Dipolanordnung.	43
4.7	Beziehung zwischen elektrischer Leitfähigkeit (LF) und NaCl-Konzentration im für die Versuche verwendeten Grundwasser des Stubensandsteins.	44
4.8	Schematischer Versuchsaufbau der hydraulischen Tracerversuche in einer natürlichen Einzelkluft im Labormaßstab.	45
4.9	Schematischer Versuchsaufbau der Aufsättigungsversuche an Zylinderproben im Labor.	47
4.10	Zylinderförmige Stubensandsteinprobe ($\varnothing = 10$ cm) in der Druckzelle. . .	48
4.11	Versuchsaufbau für die Bestimmung der Gesteinsdurchlässigkeit an ungeklüfteten Stubensandstein-Zylinderproben.	49
5.1	Die Entstehung des numerischen Versuchsblockmodells mit deterministischer Kluffverteilung (rechts) aus den Aufnahmen der stereophotogrammetrischen Untersuchungen (Mitte).	56
5.2	Stochastisch generiertes, dreidimensionales Kluffnetzwerk (links) und Verschneidungslinien der Klüfte mit der Fläche $z=0$ (rechts).	59
5.3	Verschneidungslinien der Bohrlochverbindungsebenen mit den Elementen des stochastisch generierten Kluffnetzwerkes.	60
5.4	Skizze des Einzelkluffmodells im Labormaßstab. Das FE-Netz ist zur waagrecht orientierten Klufffläche hin zunehmend feiner diskretisiert.	60
6.1	Kapillare Aufsättigung im Laufe von 24 h bei unterschiedlichen Höhen der Zylinderproben.	63
6.2	Aus den Laborversuchen erwartete Sättigung durch kapillaren Aufstieg (schwarze Linie) in einem statistischen Kluffkörper (grau eingefasster Bereich) des Versuchsblocksandsteins.	64
6.3	Mit Hilfe von Quecksilberporosimetrie bestimmte Porenradienverteilung des Stubensandsteins.	67
7.1	Ergebnisse der Wasserdruckversuche (WD-Tests) in den sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes.	70
7.2	Pneumatische Injektionsraten an den Bohrungen des Bohrlochkranzes in Abhängigkeit des angelegten Überdruckes.	72
7.3	Verhältnis von hydraulisch zu pneumatisch ermittelten Permeabilitäten am Versuchsblock.	73
7.4	Ergebnisse der pneumatischen Strömungsversuche von Bohrloch zu Bohrloch (links) und daraus abgeleitete horizontale Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte (rechts).	76

7.5	Verteilung der Nachströmraten wie sie auf Basis der Strömungsversuche mit einer Wahrscheinlichkeit von 80 % an einer zufällig ausgewählten Stelle innerhalb des Bohrlochkranzes anzutreffen ist.	78
7.6	Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte auf den sechs Versuchsstrecken der hydraulischen Strömungsversuche.	78
7.7	Bei Entnahme in Z3 registrierte Durchströmungsraten der pneumatischen Strömungsversuche in Abhängigkeit der angelegten Druckdifferenz. . . .	79
7.8	Anwendung des Strömungsgesetzes von LOMIZE für turbulente Spaltströmungen auf den Gasströmungsversuch zwischen Z0 und Z3.	80
8.1	Gemessene Tracerkonzentration (schwarze Rauten = $C(t)$, schwarze Dreiecke = RR) und analytische Anpassung mit Hilfe des Single-Fissure-Dispersion-Modells (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) unter besonderer Berücksichtigung des Tailingbereichs (hellgraue Linien: $Pe = 10$, $a = 0,00067 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 8,0 \text{ h}$), unter besonderer Berücksichtigung des Peakbereichs (dunkelgraue Linien: $Pe = 35$, $a = 0,00025 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 5,8 \text{ h}$), sowie der Versuch einer Anpassung der gesamten Durchgangskurve (schwarze Linien: $Pe = 11$, $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 6,5 \text{ h}$).	82
8.2	Gemessene Durchgangskurve (schwarze Rauten) und eine Gerade der Steigung -1,5 in doppeltlogarithmischer Darstellung; Untersuchung des $t^{-3/2}$ -Kriteriums nach TSANG (1995).	83
8.3	Vergleich zweier in Laborversuchen gemessener Tracerdurchgangskurven mit Q (grau) = 14,6 ml/min und Q (schwarz) = 26,44 ml/min bei $M = 2,05 \mu\text{g}$	83
8.4	Bei einem Volumenstrom Q von 26,44 ml/min kann die Durchgangskurve nur als Tangente an eine Gerade der Steigung -1,5 in doppeltlogarithmischer Darstellung angelegt werden (Untersuchung des $t^{-3/2}$ -Kriteriums nach TSANG 1995).	84
8.5	Variation der Pecletzahl von $Pe = 11$ (schwarze Linie) bis $Pe = 35$ (hellgraue Linie) mit $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$ und $t_0 = 6,5 \text{ h}$	87
8.6	Variation der mittleren Verweilzeit von $t_0 = 5,0 \text{ h}$ (schwarze Linie) bis $t_0 = 9,0 \text{ h}$ (hellgraue Linie) mit $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$ und $Pe = 11$	89
8.7	Willkürlich festgelegtes Netz aus sich verzweigenden, präferentiellen Fließwegen in Form eindimensionaler Stabelemente zwischen Eingabe- und Auslassknoten.	92
8.8	Simulierter Transport entlang präferentieller Fließwege. Dargestellt ist die Konzentrationsverteilung nach 157 Minuten.	93
8.9	Im Laborversuch gemessene Tracerkonzentrationen (Punkte) und numerische Simulationen: Klufflächenmodell nach ∇h und Q geeicht (Kurve 1), Klufflächenmodell nach t_{dom} angepasst (Kurve 3) und Stromröhrenansatz nach ∇h und Q geeicht (Kurve 2).	94

8.10	Anpassung des zwischen Z0 und Z3 gemessenen pneumatischen Tracerdurchbruchs (schwarze Punkte) mit Hilfe des Single-Fissure-Dispersion-Models (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) in einem Multipeakansatz.	98
8.11	Zwischen Z0 und Z3 gemessener Tracerdurchbruch eines hydraulischen Tracerversuchs (schwarze Punkte), sowie eine Anpassung mit Hilfe von SFDM (hellgraue Linie, links) und ADM (rechts) unter Verwendung der gleichen Fitparameter $Pe = 8$ und $t_0 = 0,33$ h. Im linken Bild außerdem eine weitere ADM-Anpassung mit $Pe = 9,6$ und $t_0 = 0,38$ h (schwarze Linie). . .	101
8.12	Exemplarischer Vergleich von hydraulisch und pneumatisch bestimmter Durchgangskurve zwischen Bohrung Z0 und Z1.	102
8.13	Vergleich von hydraulisch und pneumatisch bestimmter, auf t_{max} und C_{max} normierter Durchgangskurve zwischen Bohrung Z0 und Z1.	102
8.14	Vergleich von pneumatisch bestimmten Permeabilitäten (links) und den in Gastracerversuchen bestimmten Transportgeschwindigkeiten (rechts) auf unterschiedlichen Strecken im Bohrlochkranz.	104
8.15	Einfluss der Umkehrung der Transportrichtung auf die Ergebnisse der Gastracerversuche mit Eingabe, bzw. Entnahme im mittleren Bohrloch. . .	107
8.16	Durchgangskurven pneumatischer Tracerversuche zwischen Z1 und Z0 mit gleicher Eingabemasse M und variablem Volumenstrom Q (hellgrau: 171/m, dunkelgrau: 111/min).	109
8.17	Registrierte Durchgangskurven in Abhängigkeit der jeweiligen Transportrichtung.	111
9.1	Ergebnisse der WD-Versuche in Z0 und simulierte Injektionsrate in Abhängigkeit des angelegten Überdruckes.	114
9.2	Zweidimensionale (links) und dreidimensionale Darstellung des simulierten Fließfeldes bei Eingabe in Z0 (Schicht 5) und Entnahme in den Bohrungen des Bohrlochkranzes. Die Isochronen geben die Positionen einer fiktiven advektiven Stoffausbreitung, ausgehend von Z0 wieder ($t = 0,1$ d - links schwarz, rechts dunkelviolett und $t = 1,0$ d - links rot, rechts rosa).	114
9.3	Horizontale Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte [m/s] des Modellblockes (links) und des Versuchsblockes, wie sie mit Hilfe der pneumatischen (Mitte) und hydraulischen (rechts) Strömungsversuche ermittelt wurde. Zu beachten sind die unterschiedlichen Maßstäbe in den Darstellungen.	116
9.4	Vergleich simulierter (rechts) und gemessener Durchgangskurven (links) von hydraulischen Markierungsversuchen bei Tracereingabe in Z0 und Entnahme in den äußeren Löchern des Bohrlochkranzes.	117

9.5	Simulierte Tracerausbreitung in der obersten Schicht des Blockmodells bei $t = 2,0$ d mit Eingabe in Z0 und Entnahme in den äußeren Bohrungen des Bohrlochkranzes.	119
9.6	Dreidimensionale Darstellung der berechneten Verteilung der Standrohrspiegelhöhen bei Entnahme im mittleren Bohrloch ($h = 1,0$ m) und Eingabe in den äußeren Löchern ($h = 2,0$ m) anhand von drei Vertikal- und einem Horizontalschnitt.	120
9.7	Berechnete Verteilung der Piezometerhöhen bei Eingabe in den äußeren Bohrungen und Entnahme in Z0.	121
9.8	Simulierte Nachströmrat \ddot{u} n [ml/min], die sich bei Entnahme in Z0 ($\nabla h = 0,5$) in den Löchern des Bohrlochkranzes einstellen.	122

Tabellenverzeichnis

2.1	Viskositäten von Luft und Wasser (BRUSSEAU, 1991).	11
2.2	Mittlere freie Weglängen unterschiedlicher Gase bei 20 °C in Abhängigkeit der Druckverhältnisse (ASNT 1987).	14
2.3	Das Verhältnis von pneumatisch und hydraulisch bestimmter Permeabilität bei verschiedenen Autoren und im Vergleich zu den Arbeiten in Pliezhausen (nach DIETRICH et al. 2005).	15
2.4	Molekulare Diffusionskoeffizienten von pneumatischen und hydraulischen Tracern bei 25 °C (ETIOPE & MARTINELLI 2002, REEVES 1979, WITTHÜSER 2002).	22
5.1	Modellparameter des deterministischen diskreten Kluftmodells.	58
6.1	Wassergehalt und Sättigungsgrad von Zylinderproben gleichen Durchmessers und unterschiedlicher Höhe nach 24 h und nach Erreichen des kapillaren Sättigungsgleichgewichts.	63
6.2	Überblick über die gemessenen Durchflussraten und die daraus berechneten Durchlässigkeitsbeiwerte k_f für Zylinderproben unterschiedlicher Abmessungen.	66
7.1	Hydraulisch bestimmte Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten im Bereich der einzelnen Bohrlöcher der 7-spot-Anordnung.	70
7.2	Pneumatisch bestimmte Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten im Bereich der einzelnen Bohrlöcher des Bohrlochkranzes.	71
7.3	Vergleich der am Versuchsblock in ungerichteten Injektionsversuchen gemessenen hydraulischen und pneumatischen Durchlässigkeitsbeiwerte k_f und Permeabilitäten k_0	72
7.4	Pneumatische k_f -Werte und pneumatisch bestimmte Permeabilitäten in Abhängigkeit der Strömungsrichtung.	75
7.5	Hydraulische k_f -Werte und hydraulisch bestimmte Permeabilitäten in Abhängigkeit der Strömungsrichtung.	75
7.6	Pneumatische Volumenströme, die sich bei einem Druckgradienten von 1 Pa/2 m in den Einzelversuchen der Strömungsrichtung 184° einstellen.	77
8.1	Analytische Fitparameter und daraus abgeleitete Transportparameter einer möglichen Anpassung mit dem SFDM.	86
8.2	Analytische Fitparameter und daraus abgeleitete Transportparameter für Tailing- und Peakanpassung.	88
8.3	Eingangsparameter des numerischen Bohrkernmodells.	90
8.4	Randbedingungen des numerischen Modells.	91
8.5	Analytische Fit- und Transportparameter nach SFDM-Anpassung des Gastracerversuchs zwischen Z0 und Z3.	98

8.6	Analytische Fitparameter der pneumatischen Tracerversuche auf den inneren Strecken des Bohrlochkranzes.	99
8.7	Analytische Fit- und daraus abgeleitete Aquiferparameter für die Teststrecke Z0Z3 und einen hydraulischen Tracerversuch unter Verwendung von SFDM (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990 und ADM (LENDA & ZUBER 1970).	101
9.1	Volumenströme der hydraulischen Strömungsversuche (links) und im Modell (rechts).	115
9.2	Ergebnisse des simulierten Strömungsversuches im Modellblock mit stochastischer Kluftverteilung.	122

Notation

Große Buchstaben

A	Fläche	$[L^2]$
C	mittlere Konzentration im mobilen Wasser	$[ML^{-3}]$
C^*	Konzentration im Porenwasser der Matrix	$[ML^{-3}]$
Cr	Courantzahl	$[-]$
D	hydraulischer Durchmesser	$[L]$
$D_{d,ij}$	Dispersionstensor	$[L^2T^{-1}]$
D_e	effektiver Diffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_{hij}	hydrodynamischer Dispersionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_{ij}	hydrodynamischer Dispersionstensor	$[L^2T^{-1}]$
D_l	longitudinaler Dispersionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_m	molekularer Diffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_p	Porendiffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_t	transversaler Dispersionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
G	Geometriefaktor	$[-]$
H	in Teststrecke wirksame Wassersäule	$[L]$
I	hydraulischer Gradient	$[-]$
$J_{d,i}$	dispersiver Massenstrom	$[ML^{-2}T^{-1}]$
J_i	Massenfluss	$[ML^{-2}T^{-1}]$
K	Makrorauhigkeit	$[L]$
L	freie Bohrlochstrecke	$[L]$
M	Tracermasse	$[M]$
M_m	molare Masse	$[M]$
P	Massenkraft	$[F]$
Pe	Pecletzahl	$[-]$
Q	Volumenstrom	$[L^3T^{-1}]$
Re	Reynoldszahl	$[-]$
R_f	Retardationskoeffizient der Kluftoberfläche	$[-]$
R_i	Gaskonstante	$[FM^{-1}T^{-1}]$
T	Temperatur	$[^{\circ}C]$
V	Volumen	$[L^3]$
V_m	molares Volumen	$[L^3]$
V_k	Volumen der festen Bestandteile	$[L^3]$

Kleine Buchstaben

a	Diffusionsparameter	$[T^{-0,5}]$
-----	---------------------	--------------

b	hydraulische Öffnungsweite	[L]
b_k	Klinkenbergfaktor	[-]
d	Kapillardurchmesser	[L]
g	Erdbeschleunigung	[LT ⁻²]
h	Standrohrspiegelhöhe	[L]
h_k	kapillare Steighöhe	[L]
i, j	Laufindizes	[-]
k	absolute Rauigkeit	[L]
k_0	Permeabilität	[L ²]
k_{0g}	pneumatische Permeabilität	[L ²]
k_{0w}	hydraulische Permeabilität	[L ²]
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	[LT ⁻¹]
k_{ij}	Permeabilitätstensor	[L ²]
\dot{m}	diffusiver Massenstrom	[L ⁻² T ⁻¹]
m_d	Trockenmasse	[M]
p	Druck	[FL ⁻²]
p_m	mittlerer Gasdruck	[FL ⁻²]
q_i	Darcy-Geschwindigkeit	[LT ⁻¹]
q_m	Quell-/Senkenterm der Tracermasse	[ML ⁻² T ⁻¹]
q_s	Quell-/Senkenterm	[L ³ T ⁻¹]
r	wirksamer Bohrlochradius	[L]
r_k	Radius der Kapillaren	[L]
s	Sättigungsgrad	[-]
t_0	mittlere Verweilzeit	[T]
u	Integrationsvariable	[-]
v	Fließgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
$v_{1,2,3}$	Transportgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
\bar{v}_a	mittlere Fließgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
v_b	Bahngeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
v_i	Abstandsgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
w	Wassergehalt	[-]
x	Abstand	[L]

Griechische Buchstaben

α	Korrekturbeiwert	[-]
α_l	longitudinale Dispersivität	[L]
α_t	transversale Dispersivität	[L]
β'	Kompressibilitätskoeffizient	[F ⁻¹ L ²]

γ	Oberflächenspannung	$[\text{FL}^{-1}]$
δ	Konstriktivität	$[-]$
ε	Gesamtporosität	$[-]$
ε_t	transportwirksame Porosität	$[-]$
θ_c	Benetzungswinkel der Flüssigkeit	$[\text{°}]$
λ	Zerfallskonstante oder Abbaurate	$[-]$
λ_h	Fitparameter Erlang-2-Vert. Kluftabst. horizontal	$[-]$
λ_v	Fitparameter Erlang-2-Vert. Kluftabst. vertikal	$[-]$
λ_w	Widerstandsbeiwert	$[-]$
μ	dynamische Viskosität	$[\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}]$
ν	kinematische Viskosität	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
ρ	Fluiddichte	$[\text{ML}^{-3}]$
ρ_g	Gasdichte	$[\text{ML}^{-3}]$
ρ_s	Korndichte	$[\text{ML}^{-3}]$
ρ_T	Rohdichte	$[\text{ML}^{-3}]$
$\sigma_{1,2}$	Grenzflächenspannung flüssig-fest	$[\text{FL}^{-1}]$
$\sigma_{1,3}$	Grenzflächenspannung gasförmig-fest	$[\text{FL}^{-1}]$
$\sigma_{2,3}$	Grenzflächenspannung flüssig-gasförmig	$[\text{FL}^{-1}]$
τ	Schubspannung	$[\text{MLT}^{-2}]$
τ_t	Tortuosität	$[-]$
ϕ	Injektionswinkel	$[\text{°}]$

Mathematische Abkürzungen

∇	Nabla-Operator	$[-]$
$\underline{\underline{1}}$	Einheitsmatrix	$[-]$

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einleitung

Etwa 53 % der Fläche Deutschlands und 75 % der Erdoberfläche (PLUMMER et al. 1992) werden, stellenweise abgesehen von geringmächtigen Lockergesteinsüberdeckungen, von Kluftaquiferen gebildet (Abb. 1.1). Dieser Anteil erhöht sich darüber hinaus mit zunehmender Tiefe rapide.

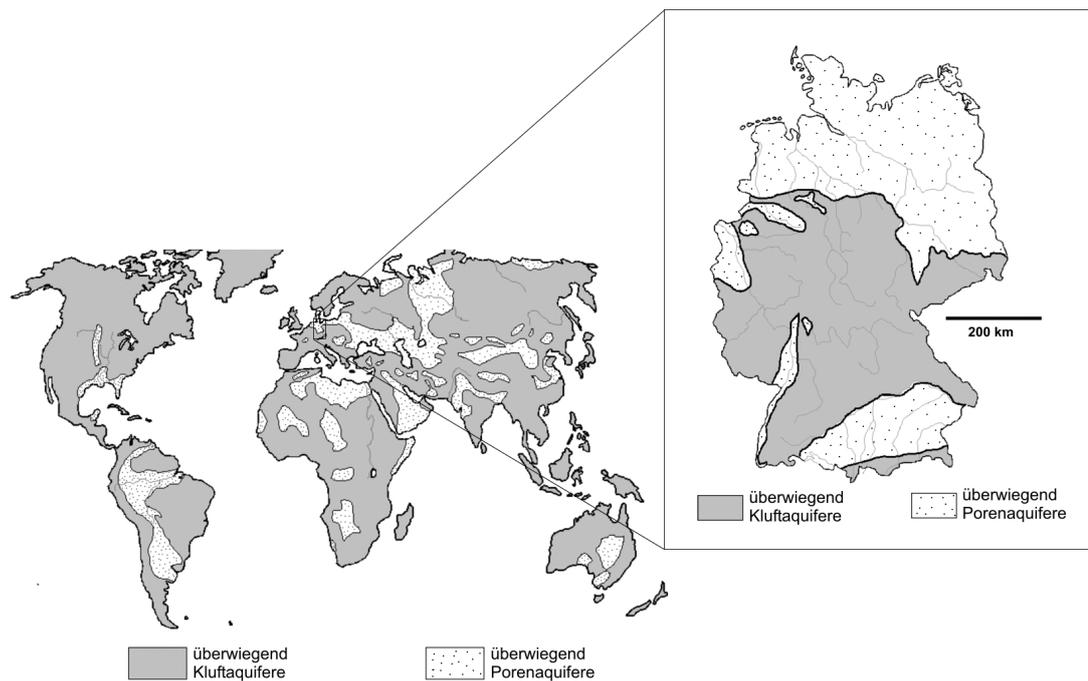


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung der weltweiten und deutschlandweiten Verbreitung bedeutender Festgesteinsaquifere (interpretiert nach PLUMMER et al. 1992).

Nicht nur aufgrund ihrer weiten Verbreitung ist diese Art von Aquiferen von großer wirtschaftlicher Bedeutung im Hinblick auf die Erschließung neuer Grundwasserressourcen und sanierungstechnische Fragestellungen. Auch besteht nach wie vor großes Interesse an Festgesteinen als natürliche Barriere bei der Einlagerung radioaktiver, chemischer und biologischer Abfallstoffe. In den letzten Jahren haben insbesondere die Einlagerungsmöglichkeiten in besonders geringdurchlässigen Festgesteinen, wie pelitischen Gesteinen (z.B. Mont-Terri-Projekt/Schweiz; HEITZMANN & BOSSART 2001) und in Salzlagerstätten (z.B. Salzstock Gorleben; VOGEL & SCHELKES 1996) an Bedeutung gewonnen.

Neben einer genauen Kenntnis der Klufthydraulik ist in diesem Zusammenhang eine Beurteilung der Rolle der Porenräume in der Gesteinsmatrix bei der Ausbreitung in Wasser gelöster Schadstoffe von großer Wichtigkeit für die Erstellung von Langzeitprognosen. Auf diesem Gebiet werden schon seit den 80er Jahren zahlreiche Untersuchungen, sowohl in geringporösen (z.B. ABELIN et al. 1987, BIRGERSSON & NERETNIEKS 1990, LEVER & BRADBURY 1985 oder NERETNIEKS 1980), als auch in hochporösen Festgesteinen (HEITZMANN & BOSSART 2001, GOODY et al. 1996, YOUNGER & ELLIOT 1995 oder HILL 1984) durchgeführt.

Insbesondere in geklüfteten Gesteinen hoher Matrixporosität ist die Prognose von Strömungsvorgängen und Stoffausbreitung mit Hilfe analytischer oder numerischer Modelle nach wie vor mit einer großen Zahl von Unsicherheiten behaftet. Hierfür sind insbesondere zwei Ursachen ausschlaggebend. Auf der einen Seite fehlt wegen des großen Aufwands von experimentellen Kampagnen im Feldmaßstab und den dabei kaum zu kontrollierenden Randbedingungen eine verlässliche und umfangreiche Datengrundlage. Zum anderen werden Strömungsmechanik und Ausbreitung von Schadstoffen in solchen Gesteinen vom komplexen, z.T. chaotischen Zusammenspiel zahlreicher Mechanismen und Faktoren auf unterschiedlichen Skalenbereichen beeinflusst (BERKOWITZ 2002), die die Erstellung verlässlicher, maßstabsübergreifender Prognosen verhindern.

Die Methodik von *in situ*-Testfeldern ist ein Mittel um kontrollierte Randbedingungen zu erzeugen. Beispiele hierfür finden sich unter anderem bei THÜRINGER 2001 (Testfeld Pliezhausen), HIMMELSBACH 1993 (Felslabor Lindau), OLSSON & GALE 1995 (Stripa-Mine), LAAKSOHARJU et al. 1999 (Aspö Hard Rock Laboratory), HADERMANN & HEER 1996 (Test Site Grimsel), BODVARSSON et al. 2003 (Yucca Mountain) oder D'ALESSANDRO et al. 1997 (El Berrocal). Das gemeinsame Prinzip dieser Testfelder beruht auf der Durchführung von experimentellen Kampagnen im natürlich anstehenden Gesteinsverband. Dabei wird eine Kontrolle der strömungsmechanischen Randbedingungen über ein dichtes Netz von Bohrungen oder technische Abdichtungsmaßnahmen erreicht.

Daneben verbessert eine enge Zusammenarbeit von experimentellen Untersuchungen auf unterschiedlichen Skalenbereichen und analytischen/numerischen Ansätzen die Prognosefähigkeit von Modellen in Gesteinen dieser Art. Im Zuge einer solchen Kooperation entstand die vorliegende Arbeit vor dem Hintergrund des Festgesteins-Aquiferanalog-Projektes (FGAA-Projekt). Gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) arbeiteten experimentell orientierte Arbeitsgruppen (Universität Karlsruhe - Testfeld Pliezhausen, Universität Tübingen - Laborversuche) und modellierenden Arbeitsgruppen (RWTH Aachen - Multikontinuum, Universität Stuttgart - diskretes Kluffmodell) eng zusammen.

In der vorliegenden Arbeit sollen Ergebnisse unterschiedlicher experimenteller Ansätze am Testfeld Pliezhausen und im Labormaßstab zur Charakterisierung von

hydraulischen und pneumatischen Strömungs- und Transportvorgängen in geklüftet porösen Festgesteinen vorgestellt werden. Darüber hinaus erfolgt der Versuch einer Evaluierung analytischer und einfacher numerischer Modellansätze vor dem Hintergrund der experimentellen Ergebnisse.

Um die Position des FGAA-Projektes in den Rahmen des aktuellen Forschungsstandes von Strömung und Stofftransport in geklüfteten Medien einordnen zu können, empfehlen sich u.a. die Beschreibungen von BODVARSSON et al. (2003), EVANS et al. (2001) und FAYBISHENKO et al. (2000).

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Um Informationen über die in realen Aquiferen ablaufenden Strömungsvorgänge und die Ausbreitung von Schadstoffen erhalten zu können, stellt die Kenntnis der jeweils herrschenden Rahmenbedingungen eine Grundvoraussetzung dar. Der hierfür notwendige technische Aufwand ist in einem realen Aquifer jedoch in der Regel zu groß, falls kontrollierte Randbedingungen überhaupt erreicht werden können.

Das *in situ*-Testfeld Pliezhausen bietet einen Kompromiss zwischen den exakt zu ermittelnden Versuchsparametern des Labormaßstabs und dem natürlichen Umfeld von Feldversuchen. Durch die Realisierung unterschiedlicher experimenteller Ansätze sollen Strömungsvorgänge und Stofftransport, wie sie für geklüftet poröse Gesteine charakteristisch sind, untersucht werden. Abbildung 1.2 bietet skizzenhaft einen Überblick über die vier Hauptfragestellungen, die im Rahmen dieser Arbeit behandelt werden.

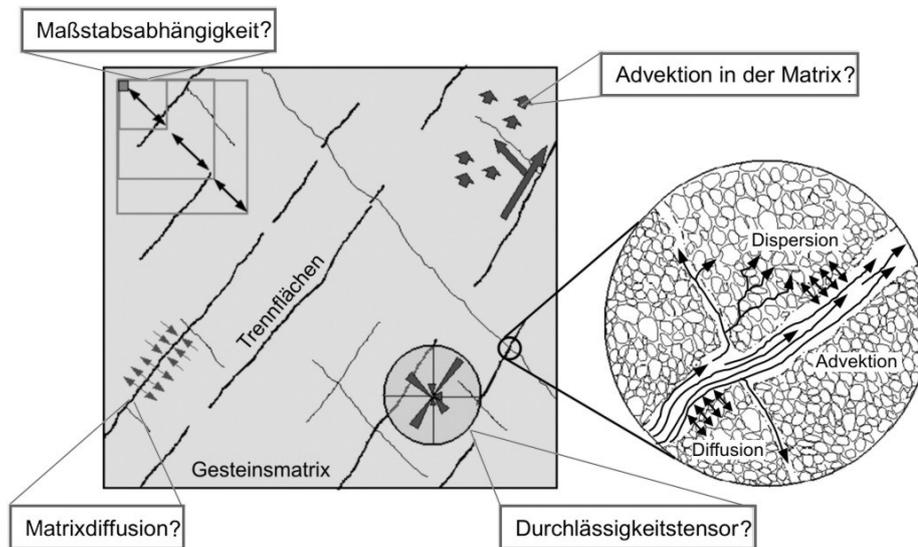


Abbildung 1.2: Schematische Darstellung der bei Strömungsvorgängen nicht-reaktiver Stoffe in geklüftet porösen Gesteinen vorherrschenden Transportmechanismen.

Als Hauptfragestellungen sind folgende vier Punkte zu nennen:

- Beurteilung der Maßstabsabhängigkeit von Strömungs- und Transportparametern:

Durch skalenübergreifende Tracerversuche soll geklärt werden, in wie weit im Labormaßstab ermittelte analytische und gesteinspezifische Parameter auf den Versuchsblock angewendet werden können. Außerdem ist zu untersuchen, ob einzelne am Block gemessene Transportprozesse innerhalb des Testfeldes reproduzierbar und übertragbar sind. In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, wie groß ein Ausschnitt des Versuchsblockes gewählt werden muss, um ein Repräsentatives Elementarvolumen nach BEAR (1972) (Kap. 2.2.1) darzustellen.

- Erfassung der Anisotropie eines porösen Kluftaquifers und Beurteilung vor dem Hintergrund eines bekannten Trennflächensystems:

Aufbauend auf die Ergebnisse einer statistischen Kluftsystemanalyse (BÄUMLE et al. 1998) sollen die Auswirkungen struktureller Inhomogenitäten auf Strömungs- und Transportvorgänge gemessen werden. Hierbei ist der Durchlässigkeitstensor des Versuchsblockes experimentell zu bestimmen und zu untersuchen, in welchem Ausmaß dieser mit den statistischen Hauptklufttrichtungen des Sandsteins in Deckung gebracht werden kann.

- Beurteilung der Rolle poröser Gesteinsmatrix für Strömungsvorgänge und den advektiven Stofftransport:

Mit Hilfe unterschiedlicher Interpretationen der Tracerdurchgangskurven von Markierungsversuchen soll versucht werden, die Beteiligung der Gesteinsmatrix an pneumatischen und an hydraulischen Strömungen zu beurteilen. Durch Strömungsversuche mit veränderlichem Druckgradienten sollen darüber hinaus Informationen über die strömungsmechanischen Bedingungen innerhalb des Versuchsblockes gewonnen werden.

- Die Rolle der Diffusion:

Um den diffusiven Massentransport zwischen Kluftraum und Poren der Gesteinsmatrix quantifizieren zu können, werden die experimentellen Transportvorgänge analytisch beschrieben und die so gewonnenen Diffusionsparameter in numerischen Modellen validiert.

Darüber hinaus soll es zu einem Vergleich von pneumatischer und hydraulischer Strömungsmechanik und einer Beurteilung der Übertragbarkeit pneumatisch bestimmter Parameter auf ein hydraulisches System kommen. Unterschiedliche Modellkonzepte (analytisch und numerisch) für die Transportsimulation in geklüftet porösen Gesteinen können durch begleitende und vergleichende Simulationen beurteilt werden.

Daneben dienen Laboruntersuchungen dazu, hydrologisch relevante Eigenschaften des Stubensandsteins zu charakterisieren, sowie Strömung und Transport in einer natürlichen Einzelkluft zu untersuchen.

Der Aufbau der vorliegenden Arbeit gliedert sich in drei übergeordnete Abschnitte. Zu Beginn wird ein Überblick über die bei Strömungsvorgängen und Stofftransport in geklüftet porösen Gesteinen relevanten physikalischen Grundlagen vermittelt (Kap. 2) und das Testfeld Pliezhausen vorgestellt (Kap. 3).

Der Mittelteil der Arbeit beschreibt die durchgeführten experimentellen Ansätze (Kap. 4) und verwendeten analytischen und numerischen Modellkonzepte (Kap. 5).

Die gewonnenen Ergebnisse sind schließlich in den Kapiteln 6 (Laboruntersuchungen), 7 (Strömungsversuche), 8 (Tracerversuche) und 9 (numerische Modellierung) zusammengefasst.

2 Theoretische Grundlagen

Bei Strömungsvorgängen und Stofftransportprozessen in geklüftet porösen Gesteinen spielt eine Vielzahl unterschiedlicher Mechanismen und Effekte eine Rolle. Der folgende Abschnitt liefert einen Überblick über die wichtigsten theoretischen Grundlagen, die in diesem Zusammenhang zu nennen sind.

2.1 Der Fluidbegriff

Unter dem Begriff des *Fluids* werden Flüssigkeiten und Gase zusammengefasst. Physikalisch betrachtet, handelt es sich um deformierbare Massensysteme, also Körper, die sich unter Einwirkung von Schubspannung kontinuierlich verformen (TRUCKENBRODT 1989). Im Gegensatz dazu stehen die Festkörper, die sich unter Krafteinwirkung nur bis zum Erreichen eines statischen Gleichgewichts verformen. Diese Verformbarkeit der Fluide wird Fluidität oder Fließbarkeit genannt.

Die Verformungsrate eines Fluidelements hängt dabei direkt proportional von der Größe der angelegten Schubspannung ab (ZIEGLER 1998). Die Proportionalitätskonstante dieser Beziehung wird als dynamische Viskosität (Zähigkeit) bezeichnet und ist eine stoffspezifische Eigenschaft. Das Massensystem Fluid kann Gestalt und Form verändern und wird dabei durch extensive (globale) und intensive (lokale) Eigenschaften definiert. Dabei sind z.B. Volumen, Masse, Gewicht und Energie als globale Eigenschaften und Temperatur, Dichte und Druck als lokale Eigenschaften zu nennen (BÖCKH 2004).

2.2 Fluidströmung in geklüftet porösen Medien

Bei der Beschreibung von Fluidströmungen in geklüftet porösen Medien sind nicht nur fluidmechanische Effekte zu berücksichtigen. Auch das strukturelle Nebeneinander von Klüften und Gesteinsmatrix verursacht eine Reihe strömungsmechanischer Besonderheiten, die im Folgenden genauer beschrieben werden.

2.2.1 Grundlagen und Strömungsgesetze

Geklüftet poröse Medien können als die Kombination zweier strukturell sehr unterschiedlicher Systeme angesehen werden. Auf der einen Seite steht die ungeklüftete Sandsteinmatrix mit ihrer in natürlichen Systemen unregelmäßigen Korngrößen- und Porenradienverteilung. In diese Matrix sind auf der anderen Seite diskrete, im Raum statistisch angeordnete und im Detail signifikant unterschiedlich ausgeprägte Trennflächen eingebettet.

Diese strukturelle Ambivalenz führt zu einer deutlichen Maßstabsabhängigkeit der strömungs- und transportmechanischen Parameter geklüftet poröser Gesteine. Ob die

i.d.R. hydraulisch gut durchlässigen Klüfte oder die meist nur gering durchlässige Matrix mit ihrer Speicherfunktion das System dominieren, hängt von den struktureologischen Gegebenheiten und der Größe des betrachteten Ausschnitts ab. Innerhalb der porösen Gesteinsmatrix sind die advektiven Strömungsgeschwindigkeiten so gering, dass diffusiven Transportvorgängen eine entscheidende Rolle zukommen kann (SKAGIUS & NERETNIEKS 1986, BIRGERSSON & NERETNIEKS 1990, WITTHÜSER 2002). Natürliche Schwankungen in den Öffnungsweiten führen innerhalb der im Verhältnis dazu schnell advektiv durchströmten Klüfte zur Ausbildung von präferentiellen Fließwegen oder *channels*. Untersuchungen zu diesem Effekt finden sich u.a. bei WEEDE & HÖTZL (2005), DIJK & BERKOWITZ (1999), ABELIN et al. (1994), TSANG & TSANG (1989), BROWN (1987) und NERETNIEKS (1985).

Im Hinblick auf diese Maßstabsabhängigkeit führt BEAR (1972) den Begriff des Repräsentativen Elementarvolumens (REV) ein. Das REV gibt die Größe an, die ein gewählter Aquiferausschnitt mindestens aufweisen muss, um mit seinen hydraulischen Eigenschaften die Charakteristika des gesamten Systems wiedergeben zu können. In anderen Worten muss ein als REV dienender Aquiferausschnitt so groß sein, dass die lokalen Schwankungen der hydraulischen Eigenschaften des strukturell heterogenen Systems ausgeglichen werden. Auf der anderen Seite darf der Ausschnitt jedoch nicht so groß gewählt werden, dass die statistische räumliche Verteilung der hydraulischen Eigenschaften nicht mehr zufriedenstellend wiedergegeben werden kann (Abb. 2.1).

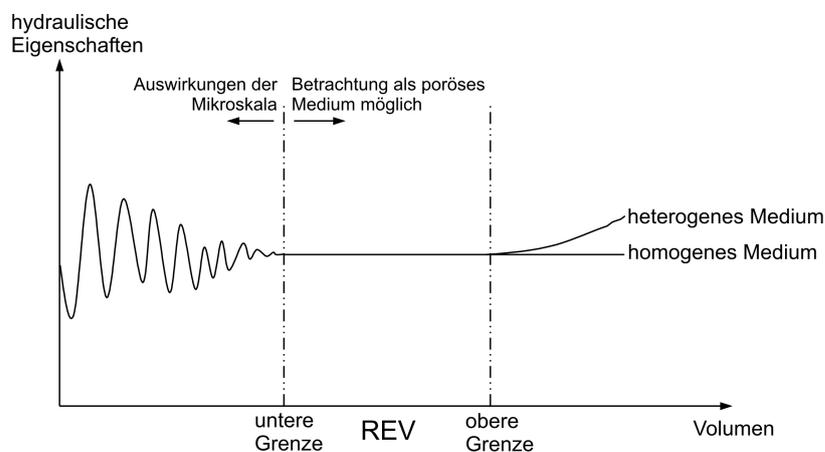


Abbildung 2.1: Skalenabhängigkeit der hydraulischen Eigenschaften eines geklüftet porösen Systems und die Bedeutung des REV's (nach BEAR 1972).

In einem solchen System kann nach KRAPP et al. (1994) zwischen Gesteinsdurchlässigkeit, also der Durchlässigkeit des ungeklüfteten Festgesteins und Kluftdurchlässigkeit, also der Durchlässigkeit des reinen Kluftnetzes unterschieden werden. Die Kombinati-

on dieser beiden Parameter ergibt die Gebirgsdurchlässigkeit, worunter die integrative Durchlässigkeit des geklüftet porösen Systems zu verstehen ist. Klüfte dominieren dabei in erster Linie die Hydraulik (CHILES & DE MARSILY 1993), wogegen der Gesteinsmatrix nach BUSCH et al. (1993) eher eine Speicherbedeutung (Kap. 8) zukommt.

Eine umfassende Zusammenstellung der gängigen Strömungs- und Widerstandsgesetze, ausgehend von der NAVIER-STOKES-Gleichung als der allgemeinsten Form der analytischen Beschreibung von Flüssigkeitsbewegungen, findet sich bei HUBER 1992 oder LOUIS 1967. Um strenge analytische Lösungen für diese Gleichung zu finden, sind vereinfachende Annahmen erforderlich. Unter Vernachlässigung der Viskosität, der relativen Volumenänderung durch Temperaturänderung, der Oberflächenspannung und der Kompressibilität des Fluids gilt die EULERSche Gleichung der Hydrodynamik (HUBER 1992):

$$\frac{d\vec{V}}{dt} + (\vec{V} \cdot \nabla)\vec{V} = \vec{P} - \frac{1}{\rho} \cdot \nabla p \quad (2.1)$$

ρ	Fluidsdichte	$[ML^{-3}]$
V	Kontrollvolumen	$[L^3]$
P	Massenkraft	$[F]$

Bei Betrachtung eines Kontrollvolumens muss darüber hinaus die Summe der in das Kontrollvolumen einströmenden Dichte der bewegten Masse stets gleich dem ausströmenden Anteil und eventuell innerhalb des Kontrollvolumens aktiver Quell- oder Senkenprozesse, ausgedrückt durch den Quell-/Senkenterm q_s sein. Dies wird durch die Kontinuitätsgleichung ausgedrückt (DIETRICH et al. 2005).

$$\epsilon \cdot \frac{d\rho}{dt} = \frac{d(\rho q_i)}{dx_i} + q_s \quad (2.2)$$

ϵ	Gesamtporosität	$[-]$
q_i	DARCY-Geschwindigkeit	$[LT^{-1}]$
q_s	Quell-/Senkenterm	$[L^3T^{-1}]$

Drückt man die DARCY-Geschwindigkeit q_i mit Hilfe der Standrohrspiegelhöhe h aus, ergibt sich für Gl. 2.2:

$$\epsilon \cdot \frac{d\rho}{dt} = \frac{d}{dx_i} \cdot \left(\rho^2 g \cdot \frac{k_{ij}}{\mu} \cdot \frac{dh}{dx_i} \right) \quad (2.3)$$

g	Erdbeschleunigung	$[LT^{-2}]$
k_{ij}	Permeabilitätstensor	$[L^2]$

μ	dynamische Viskosität	$[ML^{-1}T^{-1}]$
h	Standrohrspiegelhöhe	$[L]$

Für die hydraulische Beschreibung geklüftet poröser Systeme haben sich unterschiedliche Annäherungsansätze bewährt. Aufgrund der deutlichen Maßstabsabhängigkeit der Parameter kann es für Betrachtungen auf bestimmten Skalenbereichen möglich sein, von einem homogenen System auszugehen, in dem die Strömungsverhältnisse mit dem Gesetz von DARCY beschrieben werden können:

$$Q = k_f \cdot A \cdot I \quad (2.4)$$

Q	Volumenstrom	$[L^3T^{-1}]$
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	$[LT^{-1}]$
A	durchströmte Fläche	$[L^2]$
I	hydraulischer Gradient	$[-]$

Der Durchlässigkeitsbeiwert entspricht bei einer solchen Betrachtung der integrativen Gebirgsdurchlässigkeit.

Auf der anderen Seite kann es auch sinnvoll sein, das geklüftet poröse System als eine einzelne oder eine Kombination von Spaltströmungen darzustellen. Die Strömung in einem solchen idealisierten Spalt der mittleren hydraulischen Öffnungsweite b kann mit Hilfe des *cubic-laws* von HAGEN-POISEUILLE (LOUIS 1967) berechnet werden:

$$Q = \frac{g}{12\nu} b^3 \nabla h \quad (2.5)$$

Q	Volumenstrom	$[L^3T^{-1}]$
g	Erdbeschleunigung	$[LT^{-2}]$
ν	Kinematische Viskosität	$[L^2T^{-1}]$
b	hydraulische Öffnungsweite	$[L]$
∇h	Gradient der Standrohrspiegelhöhe	$[-]$

Einige Eigenschaften natürlicher Klüfte können jedoch zu erheblichen Differenzen zwischen dem natürlichen System und dem Modell der planparallelen Platten führen. Hier sind unter anderem Wandungsrauigkeiten, schwankende Öffnungsweiten und eine insgesamt unregelmäßige Geometrie der Kluffläche zu nennen. Aber auch Inhomogenitäten in der realen Matrix, wie insbesondere der Unterschied zwischen totaler und effektiver Porosität, hervorgerufen durch Zementation und *dead-end* Poren, spielen bei der Anwendung idealisierter Strömungsgesetze eine Rolle.

Zusammenfassend kann zwischen Ansätzen unterschieden werden, die auf idealisierten Vorstellungen beruhen (z.B. Fließgesetze für poröse Medien oder Spaltströmungen) und empirischen Ansätzen, die sich auf experimentelle Untersuchungen stützen.

2.2.2 Dynamische und kinematische Viskosität

Bei der Betrachtung von Fluidströmungen ist die Viskosität des Fluids von größter Bedeutung. Unter der dynamischen Viskosität μ versteht man die Proportionalitätskonstante im Verhältnis von aufgebrachtener Schubspannung τ und Winkeldeformationsrate für Newtonsche Flüssigkeiten (BÖCKH 2004). Hierbei gilt:

$$\tau = \mu \frac{dv}{dy} \quad (2.6)$$

τ	Schubspannung	$[\text{MLT}^2]$
μ	dynamische Viskosität	$[\text{L}^{-1}\text{MT}^{-1}]$
$\frac{dv}{dy}$	Geschwindigkeitsgradient	$[\text{T}^{-1}]$

Dabei ist $\frac{dv}{dy}$ der Geschwindigkeitsgradient zwischen zwei Schichten einer laminaren Strömung, der der Winkeldeformationsrate $\frac{d\alpha}{dt}$ entspricht (Abb. 2.2). Die Viskosität wird durch Impulsaustauschvorgänge hervorgerufen, die auf molekularer Ebene zwischen Schichten unterschiedlicher Strömungsgeschwindigkeiten in einer laminaren Strömung auftreten (TRUCKENBRODT 1989).

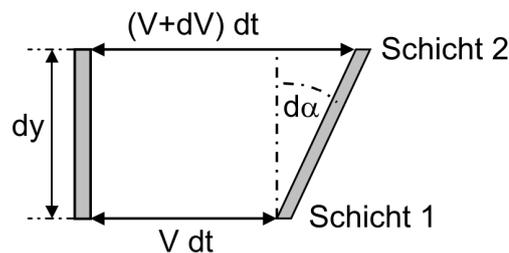


Abbildung 2.2: Deformation eines vertikalen Fluidelements in einer laminaren Schichtströmung (nach TRUCKENBRODT 1989).

Für praxisbezogene Fragestellungen ist die dynamische Viskosität eines Fluids häufig in Beziehung zur jeweiligen Fluidichte zu sehen. Daher wird dieses Verhältnis als kinematische Viskosität ν definiert. Es gilt:

$$\nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (2.7)$$

ν	kinematische Viskosität	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
μ	dynamische Viskosität	$[\text{L}^{-1}\text{MT}^{-1}]$
ρ	Fluidichte	$[\text{ML}^{-3}]$

Die kinematische Viskosität ist u.a. von der Temperatur des Fluids abhängig. Bei Flüssigkeiten sinkt ν mit der Temperatur, wogegen sie bei Gasen mit der Temperatur ansteigt. Im Hinblick auf die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche ist anzumerken, dass die kinematische Viskosität von Wasser ca. $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ beträgt, was in etwa einem Zehntel der kinematischen Viskosität von Luft ($10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$) entspricht. Luft ist also, bezogen auf seine Dichte zäher als Wasser. Oder anders ausgedrückt: Luft ist verglichen mit Wasser in höherem Maße weniger dicht, als es weniger zäh ist.

Tab. 2.1 gibt einen Überblick über die temperaturabhängigen Viskositäten der beiden im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Fluide Luft und Wasser.

Tabelle 2.1: Viskositäten von Luft und Wasser (BRUSSEAU, 1991).

	Temperatur [°C]	Dichte [kg m ⁻³]	dynamische Viskosität [Pa s]	kinematische Viskosität [m ² s ⁻¹]
Wasser	10	999,70	$1,31 \cdot 10^{-3}$	$1,31 \cdot 10^{-6}$
$1,013 \cdot 10^5 \text{ Pa}$	20	995,21	$1,00 \cdot 10^{-3}$	$1,01 \cdot 10^{-6}$
Luft	10	1,25	$1,77 \cdot 10^{-5}$	$1,42 \cdot 10^{-5}$
$1,013 \cdot 10^5 \text{ Pa}$	20	1,20	$1,82 \cdot 10^{-5}$	$1,51 \cdot 10^{-5}$

Die um zwei Größenordnungen kleinere dynamische Viskosität von Luft im direkten Vergleich mit Wasser bewirkt dabei, dass ein wesentlich kleinerer Druckgradient notwendig ist, um eine messbare Gasströmung zu erzeugen (BRUSSEAU, 1991). Durch Umstellen des Gesetzes von DARCY ergibt sich für die durch einen bestimmten Druckgradienten verursachte Fließgeschwindigkeit eines Fluids in Abhängigkeit von Dichte und Viskosität (VOGEL 2005):

$$v = \frac{k_f}{\varepsilon} \frac{\Delta p}{\rho g \Delta l} = \frac{k}{\eta \varepsilon} \frac{\Delta p}{\Delta l} \quad (2.8)$$

v	Fließgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
ε	Porosität	[-]
η	dynamische Viskosität	[L ⁻¹ MT ⁻¹]
ρ	Fluiddichte	[ML ⁻³]
g	Erdbeschleunigung	[LT ⁻²]

Die geringere dynamische Viskosität von Luft bewirkt also im Vergleich zu Wasser eine höhere Fließgeschwindigkeit bei gleichem Druckgradienten.

2.2.3 Kompressibilität

Unter Kompressibilität versteht man die relative Volumenänderung eines Fluidelements pro Druckänderung.

$$\text{Kompressibilität} = \frac{-\frac{dV}{V}}{dp} \quad (2.9)$$

Dem negativen Vorzeichen nach bewirkt also eine Druckzunahme eine negative Volumenänderung des Fluids. Gase sind verglichen mit Flüssigkeiten stark kompressibel. So ist z.B. Luft ca. 10 000 mal kompressibler als Wasser, das in der Praxis in der Regel als inkompressibel betrachtet wird. Für die Durchführung von Gasströmungs- und Gastracerversuchen bedeutet dies, dass die gewählten Druckstufen stets relativ gering gewählt werden sollten, um eine zu starke Kompression des Gases zu verhindern. Nach JARITZ (1999) bewirkt z.B. eine Druckänderung von nur 3000 Pa bei Luft bereits eine deutliche Volumenänderung von ca. 3 %.

Ausgehend von der allgemeinen Gasgleichung für ideale Gase kann die Beziehung zwischen Druck und Gasdichte beschrieben werden. Es gilt

$$pV_m = R_i T \quad \text{und somit} \quad \rho_g = \frac{pM_m}{R_i T} \quad (2.10)$$

ρ_g	Gasdichte	[ML ⁻³]
p	Druck	[ML ⁻¹ T ⁻²]
M_m	molare Masse	[M]
V_m	molares Volumen	[L ³]
R_i	Gaskonstante	[FM ⁻¹ T ⁻¹]
T	Temperatur	[T]

Der Zusammenhang zwischen Dichte- und Druckänderung wird dabei vom Kompressibilitätskoeffizient β' über die Beziehung $d\rho = \rho \cdot \beta' \cdot dp$ beschrieben (VOGEL 2005). Für Gase weist dieser Kompressibilitätskoeffizient eine signifikante Druckabhängigkeit auf. So ist z.B. nach BARAKA-LOKMANE (1999) β' für Luft bei 10 °C und $1 \cdot 10^5$ Pa gleich 10^{-5} Pa^{-1} und bei $5 \cdot 10^5$ Pa nur noch $2 \cdot 10^{-6} \text{ Pa}^{-1}$. Daher ist es bei der Durchführung von Gasströmungsversuchen besonders wichtig, keine zu hohen Drücke, bzw. Druckdifferenzen zu verwenden. Nur so können Kompressionseffekte auf ein Maß unterhalb der Messgenauigkeit reduziert werden.

Aus diesen Überlegungen und der allgemeinen Kontinuitätsgleichung (Gl. 2.2) lässt sich die Kontinuitätsgleichung für Strömungsvorgänge kompressibler Fluide formulieren.

$$\epsilon \frac{dp}{dt} = \frac{d}{dx_i} \left(\frac{k_{ij}}{2\mu} \frac{dp^2}{dx_i} \right) \quad (2.11)$$

k_{ij}	Permeabilitätstensor	$[L^2]$
μ	dynamische Viskosität	$[ML^{-1}T^{-1}]$
ϵ	Gesamtporosität	$[-]$

Der Einfluss der Gravitation wird hierbei vernachlässigt, da ihr Einfluss wesentlich geringer als der des künstlich induzierten Druckgradienten ist (BEAR 1972).

2.2.4 Gleitströmung (Klinkenberg-Effekt)

In zahlreichen Durchströmungsversuchen, die an porösen Proben im Labormaßstab durchgeführt werden, treten Abweichungen zwischen den Permeabilitäten hydraulischer Durchströmungsversuche und denen aus pneumatischen Versuchen auf (z.B. BLOOMFIELD & WILLIAMS 1995). Auch die im Rahmen dieser Arbeit am Versuchsblock durchgeführten Experimente belegen solche Differenzen (Kap. 7.1.3). Dabei schwanken diese Abweichungen signifikant mit dem während der pneumatischen Versuche angelegten Gasdruck (MUSKAT 1937). Je höher der gewählte Druck ist, desto geringere Abweichungen sind zu verzeichnen. Dieser Effekt nennt sich Gleitströmung oder Klinkenberg-Effekt, da KLINKENBERG (1941) erstmals eine mathematische Beziehung zwischen experimentellen Permeabilitäten in hydraulischen und in pneumatischen Systemen untersuchte.

Unter der Annahme des porösen Mediums als ein Bündel von parallel zur Strömungsrichtung ausgerichteter Kapillaren gilt für die Beziehung zwischen spezifischer Permeabilität k_0 und Gaspermeabilität k_{0g}

$$k_{0g} = k_0 \left(1 + \frac{b_k}{p_m} \right) \quad (2.12)$$

b_k	Klinkenbergfaktor	$[-]$
p_m	mittlerer Gasdruck	$[FL^{-2}]$

Flüssigkeiten bilden beim Durchströmen von Rohrleitungen, Porenkanälen oder Klüften aufgrund der durch Wandungsrauigkeiten verursachten Reibung parabolische Geschwindigkeitsprofile aus. Dieser Reibungseffekt ist bei Strömungsvorgängen von Gasen zu vernachlässigen. Die Gasströmungsgeschwindigkeit an der Gas-Feststoff-Grenze kann nicht gleich null gesetzt werden sondern nähert sich einer bestimmten Gleitgeschwindigkeit an (BLOOMFIELD & WILLIAMS 1995). Daher ähnelt das Geschwindigkeitsprofil bei Gasströmungen eher einer quer zur Strömungsrichtung verlaufenden Geraden als einer Parabel (Abb. 2.3).

Die Ursache für Gleitströmung liegt auf molekularer Ebene. So ist für die Relevanz des Klinkenberg-Effektes die Relation zwischen mittlerer freier Weglänge der Gasmoleküle und Porengröße des durchströmten Mediums ausschlaggebend (DULLIEN 1979).

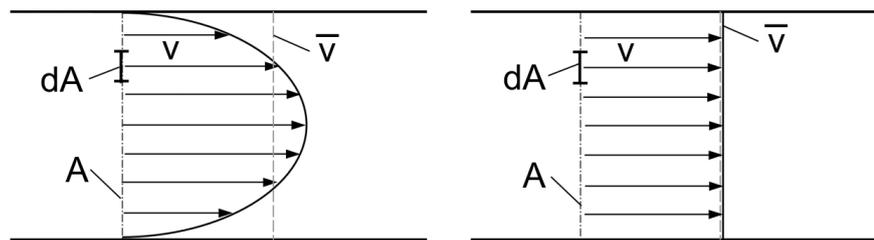


Abbildung 2.3: Ausbildung eines parabolischen Geschwindigkeitsprofils (links) und Auswirkung der Gleitströmung (rechts) (nach JIRKA 2001).

Unter dem Begriff der freien Weglänge eines Fluidteilchens ist die Distanz zu verstehen, die das Teilchen zwischen zwei Kollisionen mit anderen Teilchen, bzw. den Porenwänden zurücklegt. Nur bei einer mittleren freien Weglänge der Gasmoleküle, die im Bereich der Porengröße liegt, ist die Auswirkung der Gleitströmung auf die ermittelte Durchlässigkeit relevant (CARMAN 1956). Die Intensität des Effekts hängt somit von Temperatur, Druck und Zusammensetzung des Gases ab (CUNNINGHAM & WILLIAMS 1980). Eine physikalische, auf kinetischen Überlegungen beruhende Interpretation dieses Phänomens findet sich z.B. bei PRESENT (1958). Auch SCHEIDEGGER (1960) bietet eine Zusammenstellung unterschiedlicher theoretischer Modelle.

Bei Flüssigkeiten liegen die mittleren freien Weglängen der Moleküle immer im Bereich ihrer molekularen Durchmesser, weshalb bei flüssigen Strömungsvorgängen keine Gleitströmungseffekte beobachtet werden können und die Strömungsgeschwindigkeiten an den Seitenwänden gegen null gehen. Die Moleküle in Gasströmungen verfügen dagegen über größere freie Weglängen. So weist z.B. Luft bei 1000 hPa und 20 °C eine freie Weglänge der Gasteilchen von 0,07 μm auf (Tab. 2.2).

Tabelle 2.2: Mittlere freie Weglängen unterschiedlicher Gase bei 20 °C in Abhängigkeit der Druckverhältnisse (ASNT 1987).

Druck [Pa]	1	10^3	10^5
mittl. Länge	[mm]	[μm]	[nm]
Luft	6,8	6,8	68
Helium	19,6	19,6	196
Sauerstoff	7,2	7,2	72

Es wird deutlich, dass die mittlere freie Weglänge von Luft und insbesondere die des Tracergases Helium für Atmosphärendruckbedingungen und bei 20 °C von der Größenordnung durchaus in den Bereich der kleinsten Porenradien (Abschnitt 6.3) des Stubensandsteins am Versuchsblock geraten kann. Der Klinkenberg-Effekt dürfte dennoch bei

den Strömungsversuchen nur eine untergeordnete Rolle spielen. Sein Einfluss sollte in den unteren Druckstufen am größten sein.

Beim Vergleich von hydraulisch und pneumatisch bestimmten Permeabilitäten ergeben die pneumatischen Versuche demnach stets etwas höhere Durchlässigkeiten als die hydraulischen Versuche. Dies kann durch Injektionsversuche auch am Versuchsblock bestätigt werden. Nach JARITZ (1999) spielt hierbei jedoch auch die Dipolarität der Wassermoleküle eine wichtige Rolle. So verringern unter anderem adhesive Haftwässer oder die Mobilisierung und Umlagerung von Tonpartikeln durch das dipolare Wasser die Durchlässigkeit messbar. Tabelle 2.3 bietet eine Zusammenstellung der von unterschiedlichen Autoren und im Rahmen dieser Arbeit experimentell ermittelten Verhältnisse von pneumatisch und hydraulisch bestimmten Permeabilitäten k_{0g}/k_{0w} in unterschiedlichen Gesteinen.

Tabelle 2.3: Das Verhältnis von pneumatisch und hydraulisch bestimmter Permeabilität bei verschiedenen Autoren und im Vergleich zu den Arbeiten in Pliezhausen (nach DIETRICH et al. 2005).

Autoren	Gestein	Probenanzahl	k_{0g}/k_{0w}
LOVELOCK (1977)	Sandstein	1155	1-5
KEIGHIN & SAMPATH (1982)	Sandstein	10	1-10
RASMUSSEN et al. (1993)	Tuff geklüftet	105	2-4
BLOOMFIELD & WILLIAMS (1995)	Sandstein	55	1-30
JARITZ (1999)	Sandstein	15	1-3
BARAKA-LOKMANE (1999)	Sandstein geklüftet	8	1-5
<hr/>			
Versuchsblock			
Pliezhausen	Sandstein geklüftet	7 Bohrungen	2-7
Bohrkernproben			
Pliezhausen	Sandstein	10	20-40

2.2.5 Turbulenz

Je nach dem internen Strömungszustand wird bei Strömungsprozessen zwischen laminarer und turbulenter Strömung, sowie einem Transitionsbereich unterschieden. Abbildung 2.4 verdeutlicht die zeitunabhängige Geschwindigkeitsverteilung und die konstante Geschwindigkeit an einem Punkt x im Strömungsprofil einer laminaren Rohrströmung. Im Gegensatz dazu variiert die an einem bestimmten Punkt gemessene Strömungsgeschwindigkeit in einer turbulenten Strömung permanent. Dementsprechend verändert sich auch das gemessene Geschwindigkeitsprofil. Der Übergang zwischen laminarer und turbulenter Strömung ist keine scharfe Grenze. Man spricht im

Zusammenhang mit diesem Bereich zunehmender Turbulenz vom sogenannten Transitionsbereich.

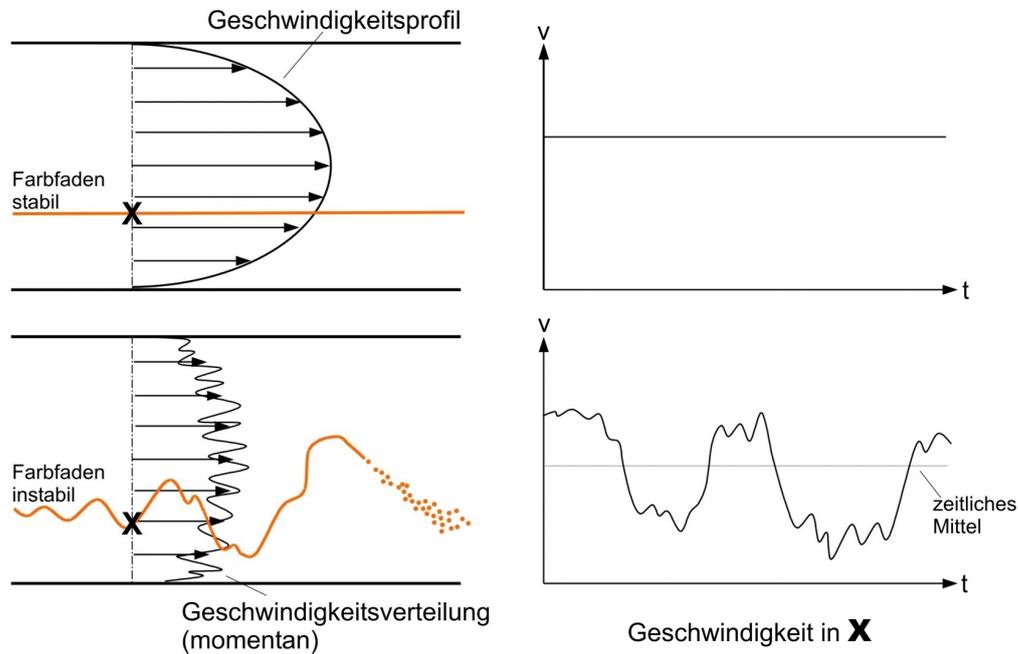


Abbildung 2.4: Geschwindigkeiten und advektiv-dispersiver Stofftransport in laminarer (oben) und turbulenter Rohrströmung (unten) im Experiment nach REYNOLDS (1883) (nach JIRKA, 2001).

Nach REYNOLDS (1883) hängt der Strömungszustand von den drei Faktoren mittlere Fließgeschwindigkeit v , durchströmter Durchmesser D und kinematische Viskosität ν des Fluids ab. Diese drei Größen ergeben eine dimensionslose Kennzahl, die auch als Reynoldszahl bezeichnet wird. Man definiert:

$$Re = \frac{vD}{\nu} \quad (2.13)$$

Re	Reynoldszahl	[-]
v	mittlere Fließgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
D	hydraulischer Durchmesser	[L]
ν	kinematische Viskosität	[L ² T ⁻¹]

Ab einer bestimmten Reynoldszahl (Re_{krit}) erfolgt der Übergang vom laminaren in den turbulenten Strömungszustand. Unterhalb von Re_{krit} liegt eine laminare, oberhalb von Re_{krit} eine turbulente Strömung vor. Unterschiedliche Autoren (z.B. LOUIS 1967) geben

für Rohrströmungen eine experimentell ermittelte kritische Reynoldszahl von $Re_{krit} \approx 2000$ an.

Fließ- und Widerstandsgesetze für vollständig turbulente Strömungen können nur experimentell ermittelt und näherungsweise angegeben werden. Beispiele für solche Gesetze finden sich u.a. bei SCHLICHTING 1965, PRANDTL 1965 und LOUIS 1967. Innerhalb turbulenter Strömungen kommt es zu irregulären Wirbelbewegungen, die zu einem Impulsaustausch zwischen wandnaher Zone und dem Inneren des durchströmten Querschnitts führen. Auf diese Weise wird eine dispersive Durchmischung eines eingebrachten Farbfadens (Abb. 2.4) und eine Erhöhung des Strömungswiderstandes verursacht.

Betrachtet man Strömungen in natürlichen Klüften so ist davon auszugehen, dass keine modellhaft glatten Wände vorliegen sondern erhebliche Schwankungen der hydraulischen Klüftöffnungsweite sowie Rauigkeiten der Sandsteinoberfläche die hydraulischen Verhältnisse dominieren. LOMIZE konnte in Laborversuchen eine Grenzrauhigkeit ermitteln, oberhalb derer es zu signifikanten Energieverlusten aufgrund von Wirbelbildung durch Krümmung und Verengung von Klüften kommt. Er gibt diese kritische relative Rauigkeit $(\frac{k}{D_h})_{krit}$ mit 0,032 an (LOMIZE 1951). Oberhalb dieser kritischen relativen Rauigkeit sei folgendes Widerstandsgesetz gültig:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_w}} = -2,55 \log \frac{k}{1,24 D} \quad (2.14)$$

Der Volumenstrom, der bei einem bestimmten hydraulischen Gradienten J_i durch eine hydraulisch rauhe Kluft strömt, errechnet sich als:

$$Q = \left(5,11 \sqrt{g} \log \frac{1,24}{\frac{k}{D}} \right) (2b)^{1,5} \sqrt{I} \quad (2.15)$$

λ_w	Widerstandsbeiwert	[-]
Q	Fließrate	[L ³ T ⁻¹]
g	Erdbeschleunigung	[LT ⁻²]
$\frac{k}{D}$	relative Rauigkeit	[-]
b	hydraulische Öffnungsweite	[L]
I	hydraulischer Gradient	[-]

Die Prognosefähigkeit solcher Gesetze im Hinblick auf Strömungsvorgänge im geklüftet porösen Versuchsblock wird in Abschnitt 7.2.3 genauer untersucht.

2.3 Stofftransport in geklüftet porösen Medien

Die mathematische Betrachtung von Transportvorgängen in geklüftet porösen Medien basiert, ähnlich der Betrachtung von Strömungsvorgängen auf dem Prinzip der Massenerhaltung. Demnach muss das Ausmaß der Änderung der Masse, die in einem be-

stimmten Kontrollvolumen enthalten ist, gleich der Summe aus den Massenströmen an den Grenzen des Kontrollvolumens und eventuell innerhalb des Kontrollvolumens vorhandener Quell- und Senkenterme sein. Aus dieser Überlegung ergibt sich die allgemeine Transportgleichung:

$$\frac{dC}{dt} + \frac{d}{dx_i}(v_i C) - \frac{d}{dx_i} \left(D_{ij} \frac{dC}{dx_j} \right) + q_m = 0 \quad (2.16)$$

In dieser Gleichung ist der vektorielle Massenfluss als

$$J_i = \frac{dC}{dt} + q_m \quad (2.17)$$

enthalten.

J_i	Massenfluss	$[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}]$
$\frac{dC}{dt}$	zeitliche Konzentrationsänderung	$[\text{ML}^{-3}\text{T}^{-1}]$
q_m	Quell- und Senkenterm der Tracermasse	$[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}]$
v_i	Abstandsgeschwindigkeit	$[\text{LT}^{-1}]$
D_{ij}	hydrodynamischer Dispersionstensor	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$

Der Transport innerhalb geklüftet poröser Medien wird durch die vier grundlegenden Mechanismen Advektion, Dispersion, Diffusion und Sorption bestimmt. Obige allgemeine Transportgleichung (Gl. 2.16) kann daher für den zweidimensionalen Transport gelöster Wasserinhaltsstoffe in einer Kluft nach TANG et al. (1981) und LEVER et al. (1985) auch folgendermaßen formuliert werden:

$$R_f \frac{dC}{dt} + \bar{v}_a \frac{dC}{dx_i} - \frac{d}{dx_i} \left(D_{hij} \frac{dC}{dx_j} \right) - \frac{2D_e}{b} \cdot \frac{dC^*}{dz} \Big|_{z=\pm b/2} + R_f \lambda C = 0 \quad (2.18)$$

i, j	Laufindizes	$[-]$
R_f	Retardationskoeffizient der Kluftoberfläche	$[-]$
C	mittlere Konzentration im mobilen Wasser	$[\text{ML}^{-3}]$
\bar{v}_a	mittlere Fließgeschwindigkeit	$[\text{LT}^{-1}]$
D_{hij}	hydrodynamischer Dispersionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
C^*	Konzentration im Porenwasser der Matrix	$[\text{ML}^{-3}]$
D_e	effektiver Diffusionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
λ	Zerfallskonstante oder Abbaurate	$[-]$

In den folgenden Abschnitten werden die einzelnen Transportmechanismen kurz im Einzelnen vorgestellt.

2.3.1 Advektion

Unter Advektion versteht man den Massentransport aufgrund hydrostatischer Differenzen im Potentialfeld des Fluids. Werden diese Differenzen durch Dichteunterschiede verursacht, so spricht man von Konvektion. Der advective Transport erfolgt stets zusammen mit dem strömenden Fluid von einem Punkt höheren zu einem Punkt niedrigeren Potentials. Ein Teilchen bewegt sich dabei mit der Bahngeschwindigkeit v_b entlang der Fließpfade des strömenden Fluids. In der Praxis ist diese Bahngeschwindigkeit nicht exakt zu bestimmen, weshalb im Zusammenhang mit advectiven Transportprozessen häufig mit der Abstandsgeschwindigkeit v_a gearbeitet wird. Sie gibt integrativ die Geschwindigkeit an, mit der sich ein advektiv strömendes Teilchen entlang einer gedachten Linie zwischen zwei Punkten bewegt. Dabei gilt:

$$v_a = \frac{x}{t_0} \quad (2.19)$$

v_a	Abstandsgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
x	Beobachtungsstrecke	[L]
t_0	mittlere Verweilzeit	[T]

2.3.2 Hydrodynamische Dispersion

Unter hydrodynamischer Dispersion versteht man die Vermischung und Aufweitung einer scharfen Konzentrationsfront durch hydromechanische Dispersion und molekulare Diffusion. Dispersiven Prozessen kommt beim Stofftransport in porösen Kluftaquiferen eine große Bedeutung zu. Nach KOLDITZ (1997) führen sie zu einem makroskopischen Konzentrationsausgleich durch Vermischungsvorgänge. Die Dispersion kann mit Hilfe eines FICKSchen Ansatzes beschrieben werden unter der hypothetischen Annahme eines dispersiven Konzentrationsausgleichs in Richtung des negativen Konzentrationsgradienten. Für den dabei auftretenden dispersiven Massenstrom gilt:

$$J_{d,i} = -D_{d,ij} \frac{\delta C}{\delta x_j} \quad (2.20)$$

$J_{d,i}$	dispersiver Massenstrom	[ML ⁻² T ⁻¹]
$D_{d,ij}$	Dispersionstensor	[L ² T ⁻¹]
$\frac{\delta C}{\delta x_j}$	Konzentrationsgradient	[-]

Es wird zwischen longitudinaler Dispersion, also einer Durchmischung in Richtung der vektoriellen Abstandsgeschwindigkeit \vec{v}_a und der quer dazu wirkenden, transversalen Dispersion unterschieden. Der Dispersionstensor ist darüber hinaus geschwindigkeitsabhängig und lässt sich formulieren als:

$$D_{d,ij} = \begin{bmatrix} D_l & 0 & 0 \\ 0 & D_t & 0 \\ 0 & 0 & D_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_l v_1 & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_t v_2 & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_t v_3 \end{bmatrix}. \quad (2.21)$$

D_l	longitudinaler Dispersionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_t	transversaler Dispersionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
α_l	longitudinale Dispersivität	$[L]$
α_t	transversale Dispersivität	$[L]$
$v_{1,2,3}$	Transportgeschwindigkeit	$[LT^{-1}]$

Hierbei liegt die vereinfachende Annahme zugrunde, dass sich die Orientierung des Koordinatensystems nach der Strömungsrichtung richtet. Die longitudinale Dispersivität ist in der Regel stets größer als die transversale Dispersivität. Darüber hinaus haben Untersuchungen gezeigt (NERETNIEKS 1993), dass mit zunehmender Transportstrecke eine Zunahme der longitudinalen Dispersivität zu verzeichnen ist.

Da auch die Diffusion (Kap. 2.3.3) einem FICKSchen Ansatz unterliegt, können Diffusion und Dispersion zum hydrodynamischen Dispersionstensor zusammengefasst werden. Nach SCHEIDEGGER (1961) gilt:

$$D_{ij} = \begin{bmatrix} D_{m,e} + \alpha_l v_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_{m,e} + \alpha_t v_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_{m,e} + \alpha_t v_3 \end{bmatrix}. \quad (2.22)$$

D_{ij}	hydrodynamischer Dispersionstensor	$[L^2T^{-1}]$
$D_{m,e}$	Diffusionskoeffizient (molekular oder effektiv)	$[L^2T^{-1}]$
$\alpha_{l,t}$	longitudinale, transversale Dispersivität	$[L]$
$v_{1,2,3}$	Transportgeschwindigkeit	$[LT^{-1}]$

Der Ansatz der hydrodynamischen Dispersion kann auf unterschiedlichen Skalenbereichen angewendet werden. Je nach Skalenbereich wird die Dispersion, also die Variation der Transportgeschwindigkeiten durch unterschiedliche Mechanismen hervorgerufen (Abb. 2.5). Von der Mikroskala ausgehend führt die sogenannten TAYLOR-Dispersion (TAYLOR 1953) in hydraulischen Strömungen zu einer Aufweitung der transportierten Konzentrationsfront durch parabolische Geschwindigkeitsprofile innerhalb einzelner Porenkanäle des Festgesteins (Abb. 2.3). Die Taylor-Dispersion spielt bei Gasströmungen in der Regel eine zu vernachlässigende Rolle (Kap. 2.2.4). Bei größerer Betrachtungsskala kommt es zu einer Durchmischung durch Inhomogenitäten in der porösen Struktur der Festgesteinsmatrix und bei weiterer Vergrößerung des Betrachtungsausschnitts zu einer Vermischung durch unregelmäßige Verschneidungen der Klüfte als bevorzugte Fließwege innerhalb des Kluftaquifers (CACAS et al. 1990). In diesem Zusammenhang wird

von Makrodispersion gesprochen (z.B. CIRPKA 1997 oder BEAR 1972). Je nach Eigenschaften des Kluftnetzwerkes kann auch die Makrodispersion ab einem bestimmten Betrachtungsmaßstab mit dem FICKSchen Ansatz beschrieben werden. NERETNIEKS (1993) zeigt, dass das gleiche auch für die Dispersion gilt, die durch Channeling-Effekte, also die Ausbildung präferentieller Fließwege innerhalb einer Kluft hervorgerufen wird (Kap. 8.1).

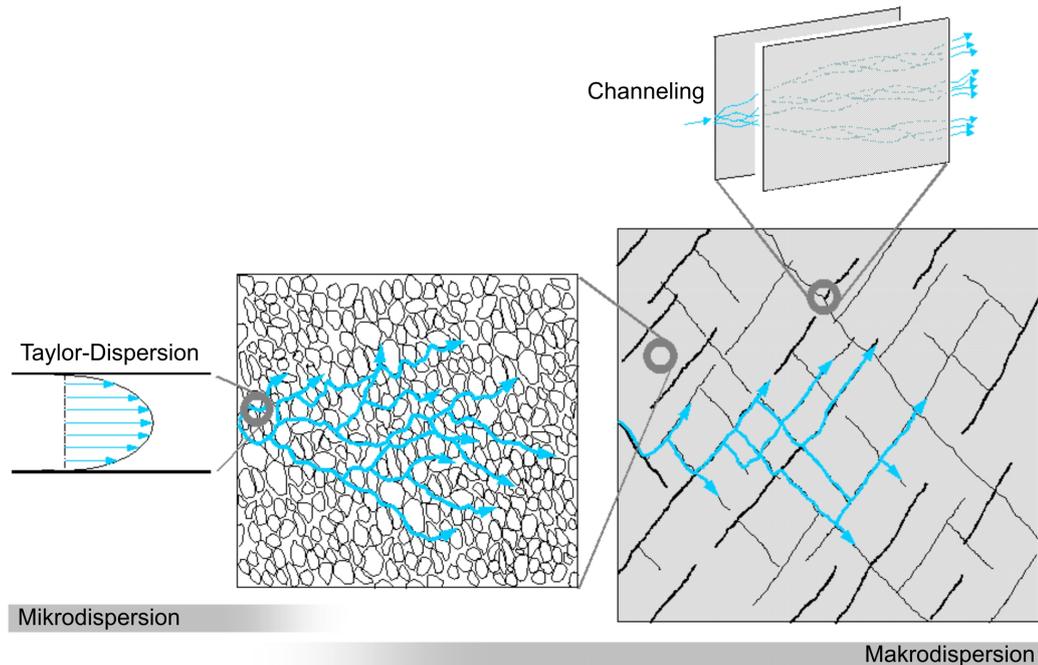


Abbildung 2.5: Dispersive Aufweitung einer Kontaminationsfahne auf unterschiedlichen Skalenbereichen geklüftet poröser Medien.

Auch sorptive Prozesse können zu einer Erhöhung der Dispersion beitragen. So zeigen WELS & SMITH (1994), dass durch dispersive Variationen der Transportgeschwindigkeit verursachte Unterschiede in den Kontaktzeiten zwischen sorptivem Kontaminant und Gestein zu einer Verstärkung der Dispersion führen.

2.3.3 Diffusion

Diffusiver Massentransport wird durch die molekulare Eigenbewegung (BROWNSche Molekularbewegung) der spezifischen Stoffkomponente verursacht. Daher ist sie unabhängig von advektiven Strömungsvorgängen (Kap. 2.3.1). Der diffusive Transport eines in einem Fluid gelösten Stoffes erfolgt stets in Richtung des negativen Konzentrationsgradienten bis zum vollständigen Ausgleich der Konzentration. Der durch die Diffu-

sion verursachte Massenstrom ist dabei direkt proportional zum Konzentrationsgradienten (Gl. 2.23), mit dem molekularen Diffusionskoeffizienten D_m als Proportionalitätskonstante. Nach dem 1. FICKSchen Gesetz gilt:

$$\dot{m} = -D_m \cdot \frac{dC}{dx} \quad (2.23)$$

\dot{m}	diffusiver Massenstrom	$[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}]$
D_m	molekularer Diffusionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
$\frac{dC}{dx}$	Konzentrationsgradient	$[\text{ML}^{-3}\text{L}^{-1}]$

Der molekulare Diffusionskoeffizient ist nach FRICK (1993) stofftypisch aber vom thermodynamischen Zustand des Systems abhängig. In Tab. 2.4 sind die molekularen Diffusionskoeffizienten der in dieser Arbeit verwendeten Tracer Helium (in Luft) und Uranin sowie NaCl (in Wasser) gegenübergestellt. Hier werden die wesentlich geringeren Diffusionskoeffizienten im hydraulischen Milieu deutlich, die auf die größere dynamische Viskosität, bzw. die dipolare Eigenschaft des Wassers zurückzuführen sind.

Tabelle 2.4: Molekulare Diffusionskoeffizienten von pneumatischen und hydraulischen Tracern bei 25 °C (ETIOPE & MARTINELLI 2002, REEVES 1979, WITTHÜSER 2002).

Tracer	D_m [m^2s^{-1}]
Helium	$5,00 \cdot 10^{-5}$
Uranin	$4,51 \cdot 10^{-10}$
Natrium	$1,33 \cdot 10^{-10}$
Chlorid	$2,03 \cdot 10^{-10}$

Das negative Vorzeichen von D_m im 1. FICKSchen Gesetz verdeutlicht den Transport in Richtung der abnehmenden Konzentration (LEGE et al. 1996). Verändert sich die Konzentrationsverteilung und damit auch der Konzentrationsgradient mit der Zeit, so gilt das 2. FICKSche Gesetz:

$$\frac{dC}{dt} = -D_m \cdot \frac{d^2C}{dx^2} \quad (2.24)$$

$\frac{dC}{dt}$	zeitliche Änderung des Konzentrationsgradienten	$[\text{ML}^{-3}\text{T}^{-1}]$
D_m	molekularer Diffusionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
$\frac{dC}{dx}$	Konzentrationsgradient	$[\text{ML}^{-3}\text{L}^{-1}]$

Im Rahmen der in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen wird häufig der diffusive Stofftransport innerhalb poröser Medien betrachtet. In solchen Fällen, wie er z.B. innerhalb einer porösen Gesteinsmatrix vorliegt, behindert das Korngerüst des Festgesteins

die Diffusion entlang des Konzentrationsgradienten je nach effektiver Matrixporosität in unterschiedlichem Ausmaß. So zeigen BEAR et al. (1993), dass im stationären Fall der diffusive Stofftransport auf die miteinander verbundenen und daher für den Transport wirksamen Poren beschränkt bleibt. Statt des molekularen Diffusionskoeffizienten D_m sind für die Diffusion durch poröse Medien der effektive Diffusionskoeffizient D_e und der Porendiffusionskoeffizient D_p maßgebend. Das 1. FICKSche Gesetz lautet somit für die Diffusion durch ein poröses Medium:

$$\dot{m} = -D_e \cdot \frac{dc^*}{dz} = -D_p \cdot \epsilon_t \cdot \frac{dc^*}{dz} \quad (2.25)$$

\dot{m}	diffusiver Massenstrom	$[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}]$
D_e	effektiver Diffusionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
D_p	Porendiffusionskoeffizient	$[\text{L}^2\text{T}^{-1}]$
ϵ_t	transportwirksame Porosität	$[-]$
$\frac{dc^*}{dz}$	Konzentrationsgradient	$[\text{ML}^{-3}\text{L}^{-1}]$

Der Porendiffusionskoeffizient berücksichtigt dabei die Wechselwirkungen, die zwischen Fluid und fester Phase ablaufen, sowie die Auswirkungen der Abmessung und Geometrie der Porenkanäle der Gesteinsmatrix.

Um die Geometrie des porösen Systems besser quantifizieren zu können, werden die Begriffe der Tortuosität und der Konstriktivität eingeführt (VAN BRAKEL & HERTJES 1974). Die Konstriktivität ist dabei eine Maßzahl für die Querschnittsvariationen, wie sie in natürlichen, unregelmäßigen Porenkanäle auftreten. Die Tortuosität gibt an, um welchen Faktor der diffusive Transportweg durch das natürliche Kluftsystem im Vergleich zur Richtung des Konzentrationsgradienten verlängert wird. Tortuosität und Konstriktivität werden zum sogenannten Geometriefaktor zusammengefasst, wobei gilt:

$$G = \frac{\delta}{\tau_t^2} \quad (2.26)$$

G	Geometriefaktor	$[-]$
δ	Konstriktivität	$[-]$
τ_t	Tortuosität	$[-]$

Nach FREEZE & CHERRY (1979) nimmt der Geometriefaktor in der Regel Werte zwischen 0,01 und 0,5 an. Dabei ist jedoch anzumerken, dass sich G bei Verwendung unterschiedlicher Fluide ebenfalls verändern kann, da mit unterschiedlichen strömungsmechanischen Fluideigenschaften unterschiedliche Wegsamkeiten genutzt werden können (NERETNIEKS 1993).

Effektive Diffusionskoeffizienten, die bestimmte Tracer in bestimmten Gesteinen aufweisen, können im Labor mittels Diffusionszellversuchen (z.B. FEENSTRA et al. 1984,

WITHÜSER 2002) bestimmt werden. Bei zusätzlicher Kenntnis des molekularen Diffusionskoeffizienten können Geometriefaktor und transportwirksame Porosität abgeschätzt werden. Es gilt die Beziehung:

$$D_e = D_p \cdot \epsilon_t = D_m \cdot G \cdot \epsilon_t = D_m \frac{\delta}{\tau^2} \cdot \epsilon_t \quad (2.27)$$

D_e	effektiver Diffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
D_p	Porendiffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
ϵ_t	transportwirksame Porosität	$[-]$
D_m	molekularer Diffusionskoeffizient	$[L^2T^{-1}]$
G	Geometriefaktor	$[-]$

Eine weiterführende Arbeit über unterschiedliche Arten der Diffusion liefert MORIDIS (1999).

2.3.4 Sorption

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der Beurteilung der Advektions-, Dispersions- und Diffusionseigenschaften nicht-reaktiver Tracer. Sorptive Prozesse, also die Festlegung (Adsorption) und Remobilisierung (Desorption) von Molekülen, Atomen oder Ionen (FETTER 1999) können durch die Wahl geeigneter Markierungsstoffe vernachlässigt werden.

So gibt das bei den Tracerversuchen im Labor (Kap. 4.3) verwendete Natriumfluoreszein (Uranin) als kaum sorptiv (KÄSS 2004). Auch bei der Ausbreitung von NaCl im Quarzsandstein des Versuchsblocks sind sorptive Vorgänge zu vernachlässigen.

Für die pneumatischen Tracerversuche wird das inerte Edelgas Helium verwendet. Hierbei ist bei entsprechender Gebirgsfeuchte im Vorfeld der Versuche lediglich die mögliche Lösung des reaktionsträgen Gases in Poren- und Haftwässern in der Sandsteinmatrix zu berücksichtigen.

3 Das Testfeld Pliezhausen

Der $10 \times 8 \times 2$ m große in situ Versuchsblock im Steinbruch Pliezhausen stellt ein in dieser Art von Gestein einzigartiges Testfeld dar.

Im folgenden Abschnitt wird unter anderem ein Überblick über die geologische Position und die lithologischen Eigenschaften des Testfeld-Sandsteins gegeben. Darüber hinaus werden, für die Versuchsdurchführung relevante Baumaßnahmen und Installationen am Versuchsblock vorgestellt. Eine detaillierte Beschreibung der zu Beginn des Projektes erfolgten und zeitlich sehr aufwendigen Standortsuche findet sich bei THÜRINGER (2002) oder bei DIETRICH et al. (2005). Auch werden dort die für die Freilegung und Herstellung des Testfeldes notwendigen technischen Arbeiten ausführlich beschrieben.

3.1 Lage und geologische Besonderheiten

Im Hinblick auf die beabsichtigten Untersuchungsschwerpunkte waren bei der Suche nach einem geeigneten Standort für das Testfeld sowohl geologische, als auch logistische Kriterien zu berücksichtigen (BÄUMLE et al. 1998, THÜRINGER 2002). Auf der einen Seite sollte das Gestein eine homogene und engständige Klüftung bei hoher Matrixporosität aufweisen. Dadurch kann der diffusive Stofftransport zwischen Matrixporen und Kluftraum verstärkt und dessen Einfluss auf den Gesamttransport besser untersucht werden. Auch wird auf diese Weise verhindert, dass eine einzige hydraulisch aktive Trennfläche die hydraulischen Verhältnisse des gesamten Blockes dominiert. Auf der anderen Seite ist eine ausreichende Infrastruktur in Form von Wasser- und Stromanschluss, sowie eine Zufahrtsmöglichkeit für die Durchführung von pneumatischen und hydraulischen Strömungs- und Markierungsversuchen notwendig.

Am Ostrand des Schönbuchs, einem Landschaftsschutzgebiet im Südwestdeutschen Keuperbergland, ca. 25 km südlich von Stuttgart und etwa 10 km nordöstlich von Tübingen wurde im stillgelegten Teil eines Steinbruchareals ein Standort gefunden, der diese Anforderungen erfüllt (Abb. 3.1).

Bei dem dort anstehenden Gestein handelt es sich um einen obertriassischen Sandstein aus dem Mittleren Keuper (km4,4) (EINSELE & AGSTER 1986). Dieser sogenannte Stubensandstein setzt sich aus vier Sandsteinkörpern zusammen, die durch pelliche Lagen ("Hangendletten") voneinander getrennt sind (BRENNER & VILLINGER 1981). Wie Abb. 3.2 darüber hinaus deutlich macht, wird der gesamte Stubensandstein von mergeligen, feinkörnigen Schichten sowohl überlagert ("Knollenmergel", km5), als auch unterlagert ("Bunte Mergel", km3). Der Horizont, in dem das Testfeld liegt, befindet sich im obersten Sandsteinkörper. Zum Liegenden hin wird der Versuchsblock auf natürliche Weise durch etwa 4 m mächtige tonig-schluffige Schichten abgedichtet. Erst dadurch wird die Errichtung kontrollierter Fließfelder innerhalb eines isolierten Sandsteinkörpers ermöglicht.



Abbildung 3.1: Geographische Lage des Testfeldes Pliezhausen an der B27, nördlich des Neckartales (DIETRICH et al. 2005).

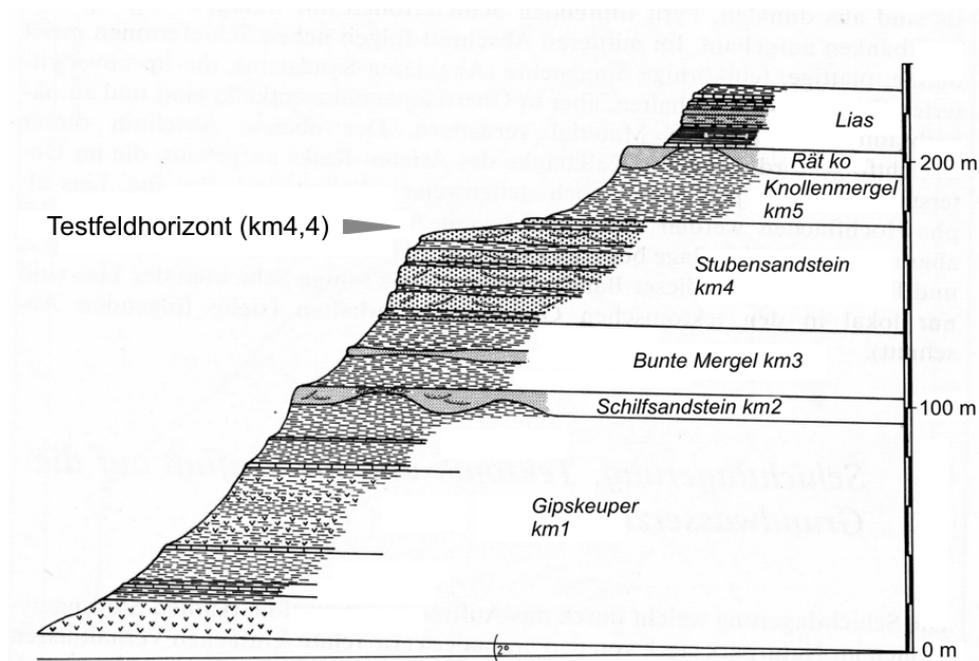


Abbildung 3.2: Stratigraphische Position des Testfeldhorizontes (km4,4) in der Schichtsäule des Mittleren Keupers im Bereich des Schönbuchs (EINSELE & AGSTER 1986).

Nach BENGELSDORF (1990) stellt der Stubensandstein ein fluviatiles Sediment mit engräumigen Faziesübergängen dar, die in den rasch wechselnden Sedimentationsbedingungen des Gesteins begründet liegen. Lithologisch handelt es sich um einen Quarzsandstein mit überwiegend dolomitischem Bindemittel (GRIMM 1990). Nach einer

röntgendiffraktometrischen Untersuchung des Geological Survey of the State of Israel (STEGER 1998) bilden Quarz (70 %), Karbonat (13 %), Plagioklas (5 %) und Tonminerale (5 %) die Hauptbestandteile.

Das Gestein weist auf der einen Seite eine außerordentlich hohe Porosität der Gesteinsmatrix auf. Untersuchungen mit dem Quecksilberporosimeter durch das British Geological Survey (BLOOMFIELD 1998) ergeben eine Porosität von 17,55 % bis 18,38 %. Eigene Messungen schwanken zwischen 14 % und 22 % (4.4.3 und 4.4.4). Auf der anderen Seite ist der Gesteinsverband homogen und engständig geklüftet (WITTHÜSER & HIMMELSBACH 1998, BÄUMLE et al. 1998) mit einem durchschnittlichen Trennflächenabstand von ca. 0,23 m.

Hierbei spiegelt sich das regionaltektonische Spannungsfeld der Umgebung Pliezhausens in den statistischen Klufthaupttrichtungen des Versuchsblockes wider. Unter dem Begriff der "Kluft" seien hier nach der Definition von MÜLLER (1963) alle Arten von Diskontinuitätsflächen im Gesteinsverband zusammengefasst. Wie in Abb. 3.3 zu erkennen ist, weist eine statistische Analyse im Bereich des Testfeldes zwei steil stehende NW-SE (049/82) und NE-SW (326/83) streichende Kluftscharen und eine schichtungsparallele flach einfallende Klufttrichtung (021/5) aus (MÜLLER 1996, RICHTER 2000). Die Trennflächenanalyse, die mit Hilfe von Stereofotogrammetrie und der Scanline-Methode durchgeführt wurde (BÄUMLE et al. 1998) deutet darüber hinaus eine vierte, statistisch unterrepräsentierte und in N-S-Richtung streichende Kluftschar an (THÜRINGER 2002).

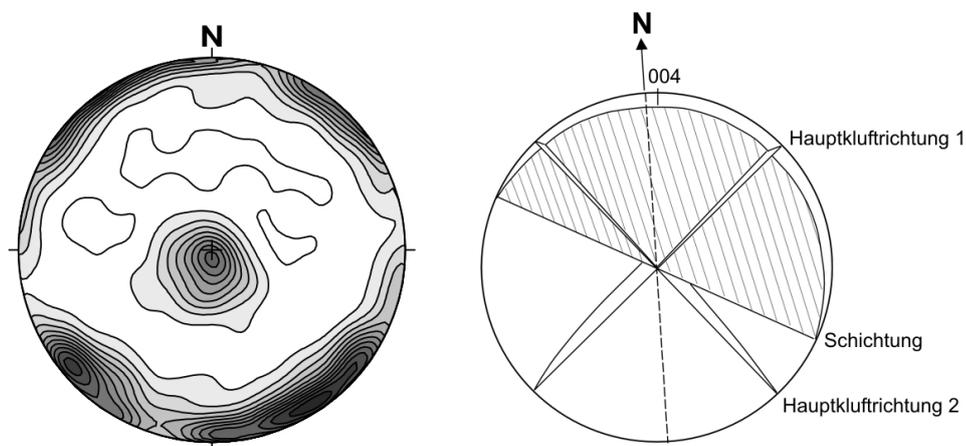


Abbildung 3.3: Cluster der Trennflächennormalen der drei statistischen Hauptklufttrichtungen (linker Teil: BÄUMLE et al. 1998) und Flächendarstellung.

In der Orientierung der Trennflächen zeigt sich die Lage des Testfeldes im tektonischen Einflussbereich von Bebenhäuser (SW-NE-streichend) und Hohenzollern-, bzw. Fildergraben (NW-SE-streichend). Diese zerrungstektonischen Grabenstrukturen wer-

den aufgrund des sich aus Lagerungsverhältnissen und Bewegungsrichtungen ergebenden Kräfteansatzes mit der Bildung des Oberrheingrabens in Verbindung gebracht (STRÖBEL & WURM 1977). Unterschiedliche Charakteristika der zu den regionalen tektonischen Lineamenten korrelierbaren Klüfte lassen sich am Versuchsblock nicht feststellen. Der Bebenhäuser Graben scheint mit seinen Auswirkungen auf das regionale Spannungsfeld der Umgebung Pliezhausens jedoch zu dominieren. Die SW-NE orientierten Klüfte überwiegen im Vergleich zu den NW-SE streichenden Trennflächen leicht nach Klüftlängen und -anzahl. Diese Dominanz zeichnet sich auch in der tensoriellen Gebirgsdurchlässigkeit des Versuchsblockes (Kap. 7.2) ab.

3.2 Baumaßnahmen und Installationen am Testfeld

Für die Durchführung von Strömungs- und Markierungsversuchen unter kontrollierten Randbedingungen ist es notwendig, den Versuchsblock nach außen hin möglichst vollständig abzudichten. Nur auf diese Weise kann ein unkontrolliertes Nachströmen von Umgebungsluft bei pneumatischen Versuchen oder ein Austreten von Wasser bei hydraulischen Versuchen gewährleistet werden. Im Rahmen der ersten Projektphasen wurde hierfür eine mehrlagige Überdeckung von Trasszement und Epoxydharz verwendet (THÜRINGER 2002). Es zeigte sich jedoch, dass Temperaturschwankungen und eindringende Feuchtigkeit im Laufe einiger Monate zu Rissen und somit zu signifikanten Undichtigkeiten in dieser Harzversiegelung führen. Dadurch wurde vor einer zweiten Versuchsphase ein komplettes Entfernen der schadhaften Harzschicht und die Durchführung von einigen Umbaumaßnahmen notwendig, die in diesem Abschnitt beschrieben werden und in Abb. 3.4 in ihrem zeitlichen Verlauf dargestellt sind.

In einem ersten Schritt wurde nach Entfernen der undichten Harzversiegelung zunächst ein Betonsockel um die Basis des Testfeldes gegossen (Abb. 3.4B). Dieser Sockel erfüllt zwei Funktionen. Zum einen verlaufen in seinem Inneren Be- und Entwässerungsleitungen, die für die Abführung des Sickerwassers, das im Rückraum des Versuchsblockes aus den Aufschlussböschungen tritt und für die Bewässerung der Blockbasis (Kap. 3.3) zuständig sind. So ist in unmittelbarem Kontakt zur Basis des Sandsteinkörpers ein Drainagerohr verlegt, mit dessen Hilfe die gesamte Blockbasis bewässert werden kann. Zum anderen bildet der Betonsockel das Fundament für die seitliche Abdichtung des Sandsteins.

In einem nächsten Arbeitsschritt wurde auf dem Sockel eine Mauer aus Kalksandsteinen errichtet, die die Blockoberkante um etwa einen halben Meter überragt und den gesamten Block in einem Abstand von etwa 30-40 cm umschließt. In den so entstandenen Ringraum wurde im folgenden ein Käfig aus Stahlmatten eingebracht, der auch die Blockoberfläche bedeckt und Problemen durch Frostsprengung vorbeugen soll (Abb. 3.4C). In einem letzten Arbeitsschritt wurde schließlich der Spalt zwischen Mauer

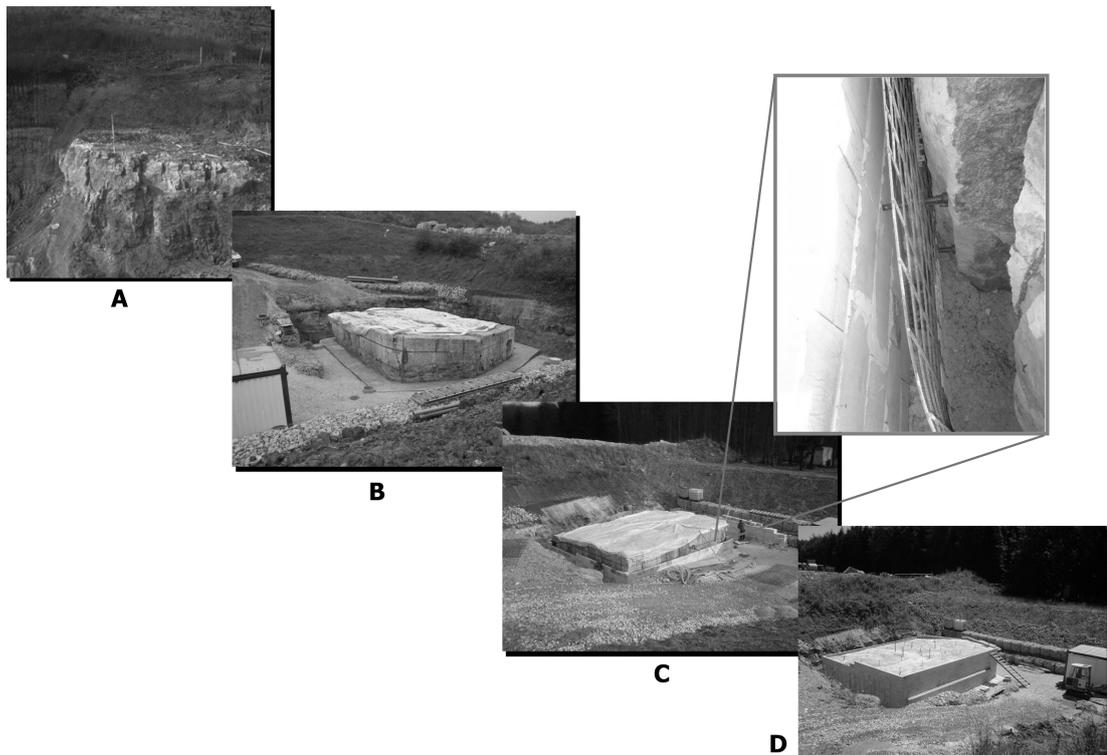


Abbildung 3.4: Übersicht über die wichtigsten Bauphasen während der Errichtung des Testfeldes (A = Freilegung des Rohblockes, B = Formgebung und Einfassung der Blockbasis, C = Errichtung der Stützmauer, D = fertiggestelltes Testfeld).

und Block mit wasser- und gasdichtem Spezialbeton aufgefüllt und auch die Oberfläche des Versuchsblockes mit mehreren Betonschichten bedeckt (Abb. 3.4D).

Bei sämtlichen, in dieser Arbeit beschriebenen Testfeldversuchen wird über Bohrungen auf den Sandsteinblock zugegriffen. In einer frühen Projektphase wurden hierfür zunächst nahe der Ecken des Versuchsblockes Bohrungen bis in die unterlagernde Ton-schicht abgeteuft (Abb. 3.6). Auf diese Weise sollten die für Strömungs- und Markierungsversuche zur Verfügung stehenden Versuchsstrecken durch den unveränderten Kluftaquiferausschnitt möglichst lang gehalten werden. Es zeigte sich jedoch, dass der störende Einfluss der Versuchsblockseitenwände durch die randnahe Lage von Eingabe- und Entnahmebohrung nicht vernachlässigt werden kann (BACHMANN et al. 2005, SÜSS 2005).

Ein nächster Schritt führte daher in den zentralen Teil des Versuchsblockes. Hier wurde ein radialsymmetrischer Bohrlochkranz abgeteuft. Der Kranz besteht aus 6 Bohrungen, die auf einem Kreis mit 4 m Durchmesser angeordnet sind und einer zusätzlichen zen-

tralen Bohrung im Kreismittelpunkt. Jede der Bohrungen auf dem Kreis hat demnach sowohl zu ihren benachbarten Bohrungen auf der Kreislinie, als auch zum zentralen Loch einen Abstand von 2 m (Abb. 3.5). Die Bohrungen enden in einer Tiefe zwischen 1,90 m und 2,10 m in den unterlagernden tonigen Schichten, um eine vollständige Erfassung der Sandsteinmächtigkeit zu gewährleisten. Die im Zuge der Bohrarbeiten aufgenommenen Bohrkerns werden im Anhang beschrieben. Aufgrund ihres geringen Durchmessers und dem verwendeten Bohrgerät ist es jedoch nicht möglich, genaue Aussagen über die Orientierung der angebohrten Klüfte zu treffen.

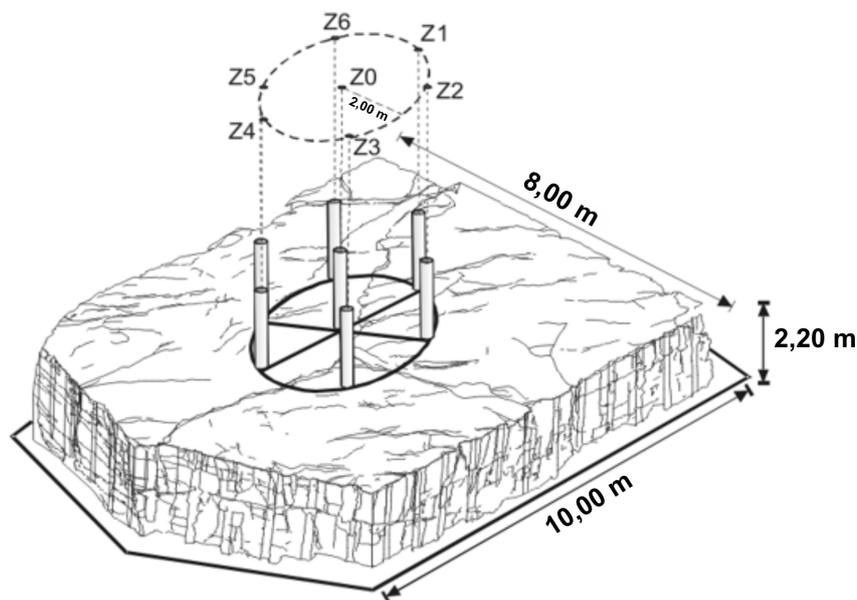


Abbildung 3.5: Bohrlochkranz ("7-spot-Anordnung") im Zentrum des Versuchsblockes.

Darüber hinaus befindet sich auf der Oberfläche des Sandsteinkörpers ein gleichmäßiges Raster aus Messports. Diese Ports bestehen aus zylinderförmigen PVC-Elementen, die auf der Sandsteinoberfläche befestigt sind. Über Verlängerungsrohre können die an der Versuchsblockoberfläche herrschenden Druckverhältnisse und Tracerkonzentrationen durch die Betonversiegelung hindurch gemessen werden (Abb. 3.6).

Im Rahmen der hier beschriebenen Arbeiten wurde mit Hilfe dieser Ports die Abdichtung des Versuchsblockes gesteuert. So wurden sämtliche Ports während der Tracer- und Strömungsversuche geschlossen und für die Durchführung von Gasinjektions- und WD-Versuchen geöffnet. Darüber hinaus kann während der Gastracerversuche überprüft werden, ob Helium durch die Messports auf der Blockoberseite unkontrolliert entweicht (Kap. 4.1.4).

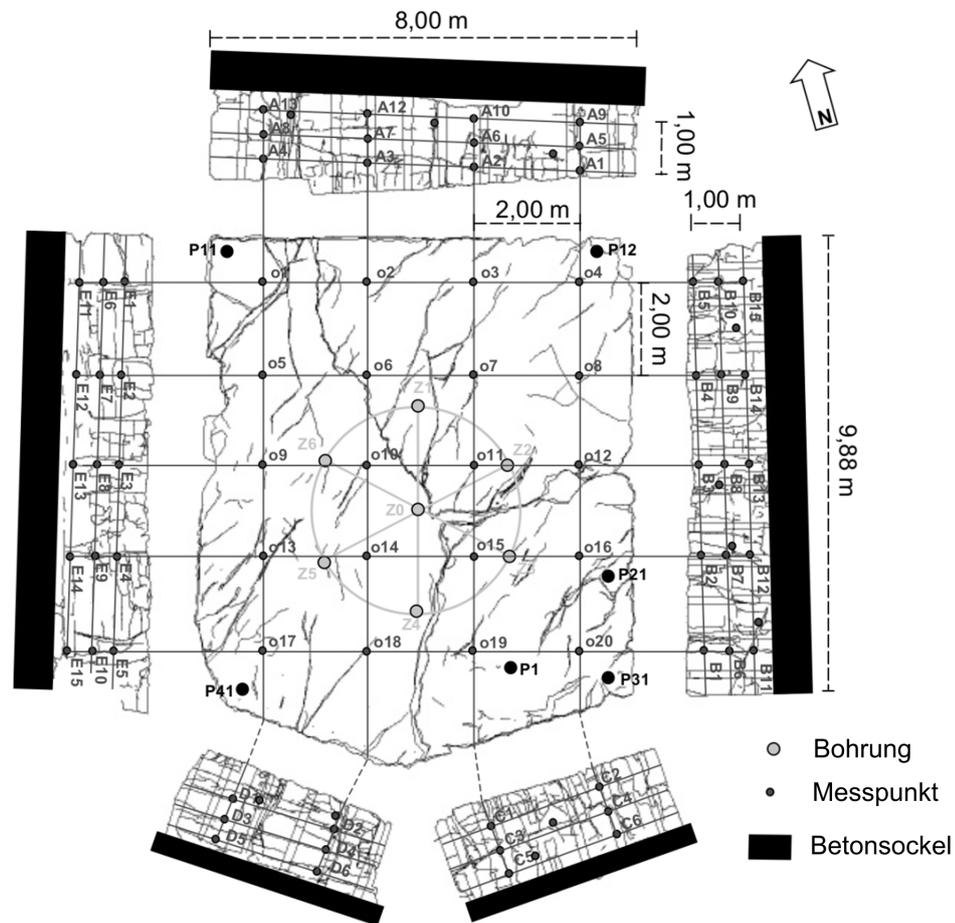


Abbildung 3.6: Bohrungen der ersten Projektphase (schwarz), Raster oberflächlich angebrachter Messpunkte, sowie Bohrungen der 7-spot-Anordnung (grau).

3.3 Variation und Überwachung des Sättigungsgrades

Eine der im Rahmen der Projektarbeit gestellten Zielsetzungen ist es, die am Versuchsblock vorgesehenen Versuche sowohl in der Gasphase als auch in der flüssigen Phase ablaufen lassen zu können. Hierfür ist es notwendig, den Sättigungsgrad des versiegelten Sandsteinblockes zu variieren.

Um dieses Ziel technisch zu ermöglichen, wurde während der Umbaumaßnahmen eine Bewässerungsleitung im direkten Kontakt zur Blockbasis in den Betonsockel eingebaut (Abb. 3.7). Über diese Leitung ist es möglich, den Block von der Basis her zu bewässern und die von außen angelegte hydraulische Standrohrspiegelhöhe stufenweise zu erhöhen. Zusätzlich kann dabei das entsprechende Wasserniveau im Block durch

Zugabe über die Bohrlöcher kontrolliert und eventuell korrigiert werden. Die Anhebung des freien Wasserspiegels im versiegelten Block darf nicht zu schnell erfolgen, um den Einschluss von Luft in den Poren der Sandsteinmatrix möglichst gering zu halten. Als treibende Kraft der Aufsättigung sollen in erster Linie die Kapillarkräfte der Sandsteinmatrix dienen. Die auf diese Weise aufsteigende Feuchtefront verdrängt die in den Matrixporen befindliche Luft nach oben. Durch ein Öffnen der auf der Oberfläche des Blockes befindlichen Messports (Abb. 3.6), sowie der Bohrungen kann das Entweichen der Luft unterstützt werden.

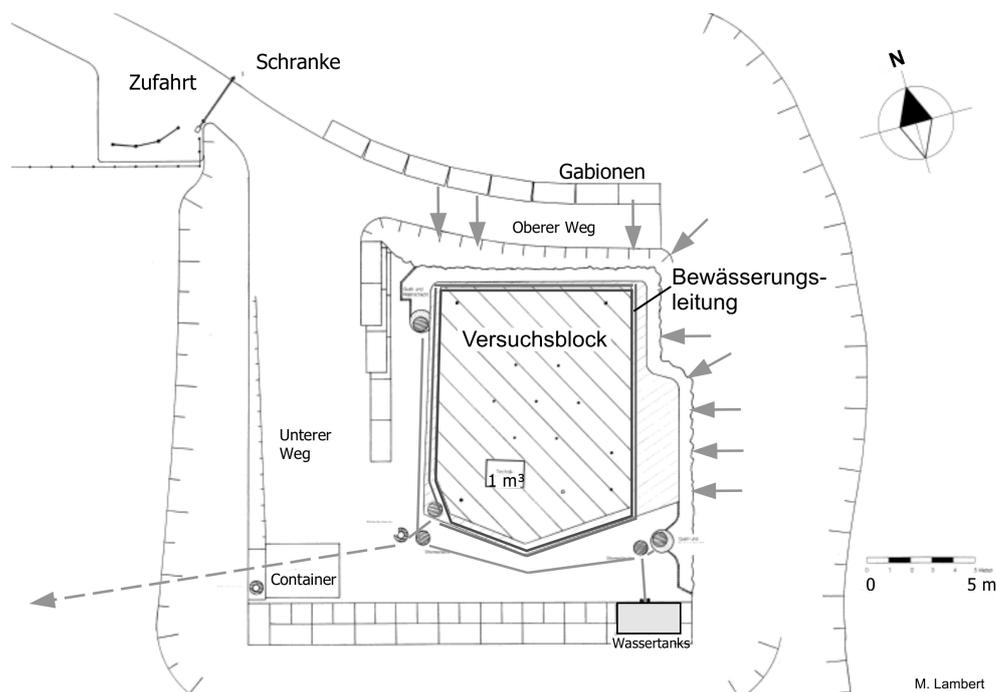


Abbildung 3.7: Ausschnitt aus dem Bauplan des Testfeldes mit den Positionen der Be- und Entwässerungsleitungen, sowie der Wassertanks.

Wie in begleitenden Laborversuchen gezeigt werden konnte, neigt der Sandstein zu einer raschen kapillaren Aufsättigung (6.1), die bei basaler Zuführung von Wasser ein Verdrängen von in der Matrix eingeschlossener Luft nach oben hin gewährleistet. Als Schrittweite für die Anhebungen der Standrohrspiegelhöhe im Versuchsblock wird die statistisch ermittelte Höhe eines durchschnittlichen Klufftkörpers von 0,23 m gewählt (BÄUMLE et al. 1998). Die Laborversuche (4.4.1) lassen darauf schließen, dass innerhalb eines Zeitraumes von etwas mehr als 100 Tagen innerhalb des Testfeldes eine für die Durchführung der hydraulischen Versuche ausreichende Sättigung erreicht werden kann. Detaillierte Informationen zu den erwarteten Zeitschritten der Aufsättigung und

dem zu erwartenden durchschnittlichen Sättigungsgrad sind in Kap. 6.1 zusammengestellt.

Die Überwachung der variierenden Feuchtegehalte im Testfeld wird mit TDR-Bohrlochsonden durchgeführt. Hierbei wird über Streifenelektroden, die in eine Packer-manschette eingearbeitet sind und sich nach dem Aufblasen des Packers im Bohrloch an den Sandstein anpressen, ein elektromagnetischer Impuls (ca. 300-500 MHz) an den Sandstein abgegeben. Die Laufzeit des reflektierten Impulses wird gemessen und stellt ein direktes Maß für die Dielektrizitätskonstante des untersuchten Mediums dar. Diese Konstante hängt im besonderen Maße vom Wassergehalt ab und bewegt sich zwischen ca. 5 für trockenen Boden und ca. 80 für Wasser. Die Dielektrizitätskonstante von Luft beträgt 1. Die Funktion dieser Sonden wurde dabei vorab in Laborversuchen anhand von unterschiedlich gesättigten Stubensandsteinproben überprüft. Die Wassergehalte der Proben konnten im Labor sowohl gravimetrisch, als auch mit den TDR-Sonden bestimmt und deren Funktionsweise in dieser Art von Gestein somit getestet werden.

Beim Einsatz der Bohrlochsonden im Versuchsblock muss in den obersten Bereichen des Sandsteins der störende Einfluss der Stahlarmerung im überdeckenden Beton beachtet werden. An Stellen geringer Betonüberdeckung können wegen der hohen elektrischen Leitfähigkeit des Stahlgitters deutlich zu hohe Feuchtegehalte gemessen werden. Die verfälschten Messwerte erscheinen jedoch nur lokal isoliert und können daher gut als Messfehler identifiziert werden.

4 Experimentelle Ansätze

Um möglichst viele Informationen über Strömungsvorgänge und Stofftransport in geklüftet porösen Festgesteinen zu erreichen, wurden im Rahmen dieser Arbeit mehrere aufeinander aufbauende Versuchskonzepte z.T. skalenübergreifend und mit unterschiedlichen Fluiden realisiert. Der zeitliche Ablauf der Untersuchungen ist in Abb. 4.1 dargestellt.

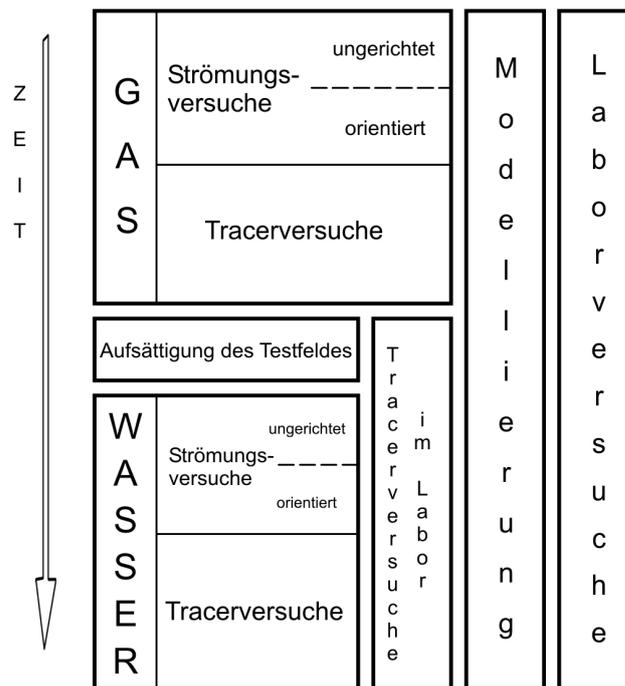


Abbildung 4.1: Zeitliche Abfolge des durchgeführten Untersuchungsprogrammes.

Sowohl pneumatisch, als auch hydraulisch wurden hierbei zunächst ausschließlich Strömungsversuche und anschließend Tracerversuche durchgeführt. Zeitlich parallel dazu liefen Modellierungsarbeiten, Tracerversuche im Labormaßstab, sowie die Bestimmung gesteinspezifischer Kennwerte im Labor.

4.1 Pneumatische Versuche am Versuchsblock

Der ungesättigte Versuchsblock bietet die Möglichkeit, pneumatische Versuche im luftgesättigten Sandsteinblock durchzuführen. Ein bedeutender Vorteil gegenüber hydraulischen Versuchen liegt dabei in den wesentlich kürzeren Versuchslaufzeiten. In Kap. 2

werden die physikalischen Unterschiede und Gemeinsamkeiten von Gasen und Flüssigkeiten detailliert erläutert. Möglichkeiten und Grenzen der gegenseitigen Übertragbarkeit von pneumatischen auf hydraulische Strömungs- und Transportparameter werden in den Abschnitten 7.1.3 und 8.2.2 dargestellt.

4.1.1 Frühere Untersuchungen

Im Rahmen früherer Gastracerversuche konnte THÜRINGER (2002) bereits die Transportparameter unterschiedlicher Gastracer, sowie die Rolle diffusiver Prozesse bei pneumatischen Transportvorgängen innerhalb des geklüftet porösen Testfeldsandsteins ermitteln. Hierfür wurden auf verschiedenen Versuchsstrecken Tracerversuche mit He und SF₆ durchgeführt.

Die in der vorliegenden Studie beschriebenen pneumatischen Tracerversuche bauen auf diese Untersuchungen auf. Konzentriert sich die Arbeit von THÜRINGER jedoch auf tracerspezifische Besonderheiten der Transportprozesse und den Einfluss der Gasdiffusion, so handelt es sich hier um Bohrlochkranzversuche. Auf diese Weise kann insbesondere die Auswirkung einer Variation der Strömungs- und Transportrichtung im anisotropen Sandsteinkörper beurteilt werden.

4.1.2 Bohrlochinjektionsversuche

Mit Hilfe ungerichteter pneumatischer Bohrlochinjektionsversuche im zentralen Teil des Versuchsblockes können die im Bereich der 7-spot-Anordnung auftretenden integrativen k_f -Werte und Permeabilitäten im Umfeld der Bohrlöcher bestimmt werden. Eine spätere analoge Versuchsdurchführung im hydraulischen Milieu am wassergesättigten Versuchsblock (Kap. 4.2.1) eröffnet die Möglichkeit, die Ergebnisse zu vergleichen. Das experimentelle Setup wird in Anlehnung an die Beschreibungen von HEITFELD (1979) und SCHETELIG et al. (1978) gewählt. Es kommen jedoch geringere Druckstufen wegen der Kompressibilität der Gase und kürzere Versuchslaufzeiten wegen rascherer Stationarität des Fließfeldes zum Einsatz.

Die rechnerische Auswertung der in Kap. 7.1 vorgestellten Ergebnisse erfolgt gemäß KOLLBRUNNER (1947) unter der Annahme eines homogenen Kontinuums und eines radialsymmetrischen stationären Strömungsregimes integrativ über die gesamte Bohrlochlänge. Bei diesem Ansatz gilt:

$$k_f = \frac{Q}{2\pi \cdot L \cdot H} \cdot \ln \frac{L}{r} \quad (4.1)$$

k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	[LT ⁻¹]
Q	Fließrate	[L ³ T ⁻¹]
L	freie Bohrlochstrecke	[L]

H	in Teststrecke wirksame Wassersäule	[L]
r	wirksamer Bohrlochradius	[L]

Während der Versuchsdurchführung wird jeweils eines der Bohrlöcher mit einem aufblasbaren Einfachpacker nach oben hin abgedichtet. Der abgepackerte Bereich sollte dabei die Sandstein-Betongrenze etwa 10 cm überlappen, um eventuell auftretende Undichtigkeiten im Kontaktbereich zwischen Betonhülle und Sandsteinoberfläche zu verhindern (Abb. 4.2).

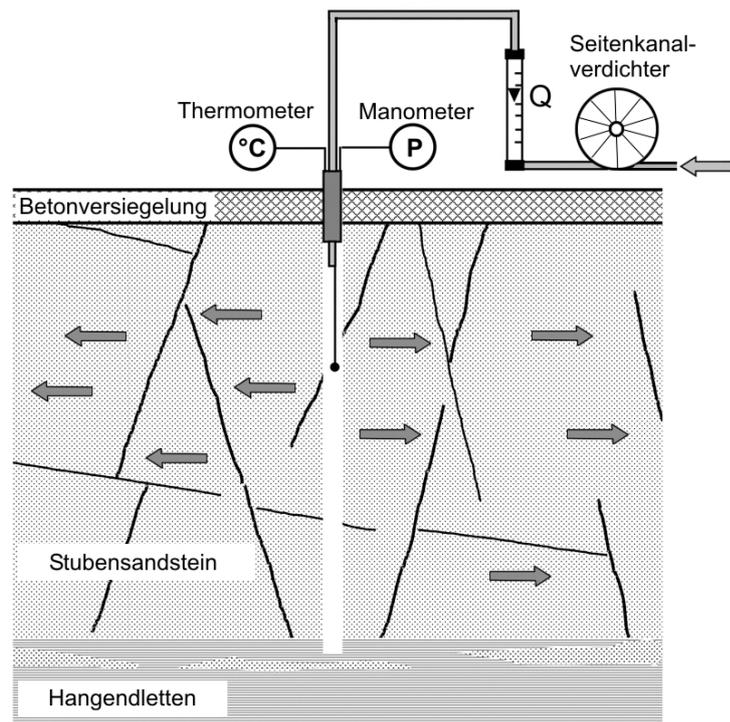


Abbildung 4.2: Versuchsaufbau der ungerichteten pneumatischen Injektionsversuche: Injektionsbohrung mit Druckregulierung.

Nach dem Öffnen der übrigen Bohrungen und der Messports am Versuchsblock wird nun ein stufenweise ansteigender Überdruck innerhalb des abgepackerten Bohrlochs angelegt. Bei jeder Druckstufe wird nach Erreichen der Stationarität der Volumenstrom gemessen, der bei dem aktuell angelegten Druck in das Loch einströmt. Druckverhältnisse und Temperatur im Bohrloch müssen im Hinblick auf die spätere Versuchsauswertung (Kap. 7.1) für jede Druckstufe notiert werden. Nach der Messung wird der angelegte Überdruck je nach Durchlässigkeit in der Umgebung des jeweiligen Bohrlochs um ca. 5-20 mbar erhöht und wiederum das Erreichen eines stationären Strömungszustandes abgewartet. Dabei zeigt sich, dass bei den pneumatischen Injektionsversuchen bereits

wenige Minuten nach Anlegen einer neuen Druckstufe keine wesentlichen Veränderungen des Volumenstromes oder der Druckverhältnisse mehr messbar sind.

Das Ende der Belastungsphase wird durch messtechnische Beschränkungen sowie durch das Streben nach einer möglichst geringen Kompression des Gases, bei entweder 250 mbar Injektionsdruck oder einem Volumenstrom von $2,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ erreicht. Die Reduzierung des Injektionsdruckes erfolgt in analogen Druckstufen. Auch hierbei werden Volumenstrom, Druck und Temperatur aufgezeichnet.

4.1.3 Orientierte Strömungsversuche

Anhand orientierter Strömungsversuche kann zwischen je zwei Bohrlöchern der 7-spot-Anordnung die integrative Durchlässigkeit (Gebirgsdurchlässigkeit nach KRAPP et al. 1994) des Versuchsblockes bestimmt werden. Gemessen werden hierfür die Gasvolumenströme, die bei bestimmten Druckgradienten durch das Gestein strömen. Eine mathematische Auswertung der gemessenen Werte (Kap. 7.2) erfolgt dabei unter der Annahme eines stationären Strömungszustandes und der Absenkung einer freien Grundwasser Oberfläche (in diesem Fall die Fläche gleichen Gasdruckes) nach DUPUIT/THIEM (DÜRBAUM 1969).

Innerhalb der sieben Bohrlöcher können insgesamt 42 unterschiedliche Versuchsstrecken zwischen je zwei Löchern untersucht werden. Auf jeder Versuchsstrecke werden zunehmende Druckgradienten angelegt und der sich einstellende Volumenstrom gemessen. Hierfür werden zunächst sämtliche Öffnungen des Versuchsblockes bis auf zwei Bohrungen geschlossen. An einem dieser Bohrungen wird ein zunehmender Unterdruck angelegt und der passiv über die zweite geöffnete Bohrung in den Block nachströmende Luftstrom mittels eines Schwebekörper-Gasstrommessgerätes gemessen (Abb. 4.3). Hierfür müssen darüber hinaus Druck und Temperatur in beiden Bohrungen kontinuierlich überwacht werden.

Insgesamt sind auf diese Weise 274 Volumenströme mit zugehörigen Druckgradienten ermittelt worden. Es ist zu beachten, dass sich bei Kombination aller möglicher Bohrlochpaare drei unterschiedliche Längen der Versuchsstrecken (2 m, 4 m und $2 \cdot \sqrt{3}$ m) ergeben. Die verwendeten Druckstufen alleine sind also wenig aussagefähig und müssen daher durch Bezug auf die jeweilige Länge der Versuchsstrecke in Druckgradienten umgerechnet werden.

Nach Erreichen eines maximalen Unterdrucks von ca. 3000 Pa, wird der angelegte Unterdruck schrittweise verringert und somit die Reproduzierbarkeit der Messungen untersucht. Auf gut durchlässigen Versuchsstrecken liegt die technische Beschränkung am Testfeld Pliezhausen bei einem maximalen Volumenstrom von ca. 350 ml/min.

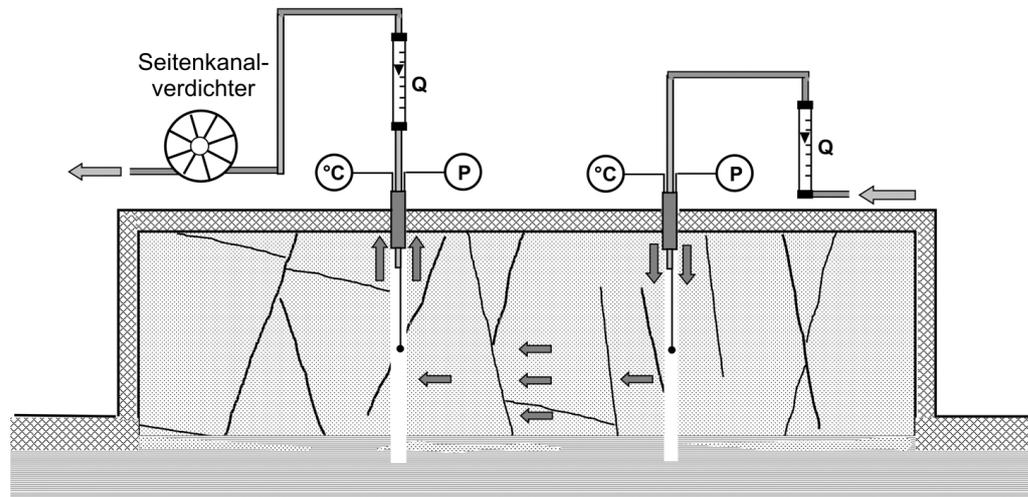


Abbildung 4.3: Schematischer Versuchsaufbau der Gasströmungsversuche von Bohrloch zu Bohrloch mit Absaugvorrichtung.

4.1.4 Tracerversuche in Dipolanordnung

Innerhalb des Bohrlochkranzes werden pneumatische Tracerversuche im ungesättigten Versuchsblock durchgeführt. Das Versuchskonzept basiert dabei auf der Durchführung mehrerer Markierungsversuche unter konstanten Randbedingungen, um einen direkten Vergleich der gemessenen Ergebnisse anstreben zu können. Die Versuche laufen in künstlich induzierten Dipolfeldern zwischen je zwei Bohrungen ab. Bei Verwendung sämtlicher Versuchsstrecken, die eine Länge von 2 m aufweisen, sind insgesamt 24 Tracerversuche in sechs verschiedene Transportrichtungen möglich (Abb. 4.4).

Zunächst wird auf der zu untersuchenden Versuchsstrecke ein Fließfeld aufgebaut. Hierzu wird mit Hilfe des Seitenkanalverdichters ein Luftstrom aus der Entnahmebohrung entnommen und zeitgleich mit Hilfe eines Kompressors ein konstanter Luftstrom in die Eingabebohrung eingegeben. Das Fließfeld wird über den Volumenstrom Q kontrolliert, der wiederum mit Hilfe von Schwebekörperdurchflussmessern überwacht wird. Aufgrund der Gaseigenschaften wird die Messung des Volumenstroms erst durch gleichzeitige Druck- und Temperaturüberwachung in den am Versuch beteiligten Bohrungen aussagekräftig. Hierbei kommen U-Rohr-Manometer zum Einsatz, mit denen eine Genauigkeit von 5-10 Pa erreicht wird.

Bei den hier beschriebenen Dipolversuchen wird unter Einbeziehung der jeweiligen Druck- und Temperaturbedingungen ein Volumenstrom von 171/min eingestellt. Für das Dipolfeld gilt also $Q_{in} = Q_{out} = 171/\text{min}$. Diese Fließrate hat sich in zahlreichen

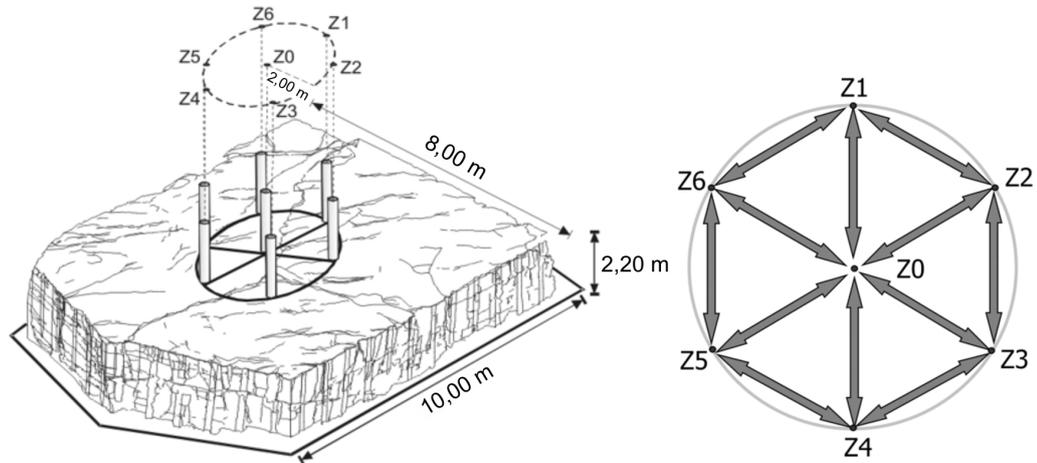


Abbildung 4.4: 24 Versuchsstrecken der Gastracerversuche in Dipolanordnung am Versuchsblock.

Vorversuchen als am vorteilhaftesten im Hinblick auf die Versuchslaufzeiten, den relativen Rückerhalt und die verwendete Messtechnik erwiesen.

Nach Inbetriebnahme der Pumpen wird vor der Zugabe des Tracers zunächst die Stationarität des Fließfeldes abgewartet. Bereits nach ca. 1 h ist auf den meisten Teststrecken keine Änderung der Druckverhältnisse innerhalb der Bohrlöcher oder des Volumenstroms mehr messbar. Als gasförmiger Tracer wird das inerte Edelgas Helium verwendet, das sich bereits in Untersuchungen von THÜRINGER (2002) bewährt hat. Der Tracer wird über eine Schlauchweiche als Impuls mit geringem Überdruck direkt in den Zuleitungsschlauch zum Eingabeböhrloch eingegeben. Auf diese Weise kommt es zwar zu einer kurzzeitigen Störung des Fließfeldes, die jedoch in Anbetracht des geringen Überdrucks und der verglichen mit der Impulsdauer langen Versuchslaufzeit zu vernachlässigen ist. Der große Vorteil dieser Eingabetechnik liegt in der exakt zu bestimmenden Tracermasse und in der dadurch erreichten, guten Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse. Abbildung 4.5 zeigt skizzenhaft den gewählten Versuchsaufbau der Gastracerversuche in Dipolanordnung.

Der Tracer wird impulsartig innerhalb von 30 s mit $Q_{He} = 444,60 \text{ ml/min}$ in die Zuleitung eingegeben. Der hier verwendete Gasdurchflussmesser wird zunächst unter Laborbedingungen mit Hilfe eines Massendurchflussmessgerätes geeicht. Für die Messung einer Kalibriergeraden wird hierzu im Labor die im Feld verwendete Tracereingabeanordnung nachgebaut. Somit ist eine recht genaue Bestimmung der eingegebenen He-Masse möglich. Geht man für die unter ähnlichen Temperaturbedingungen durchgeführten Tracerversuche von einer Dichte des Heliums von $\rho_{He} = 178,47 \text{ mg/l}$ aus, werden mit

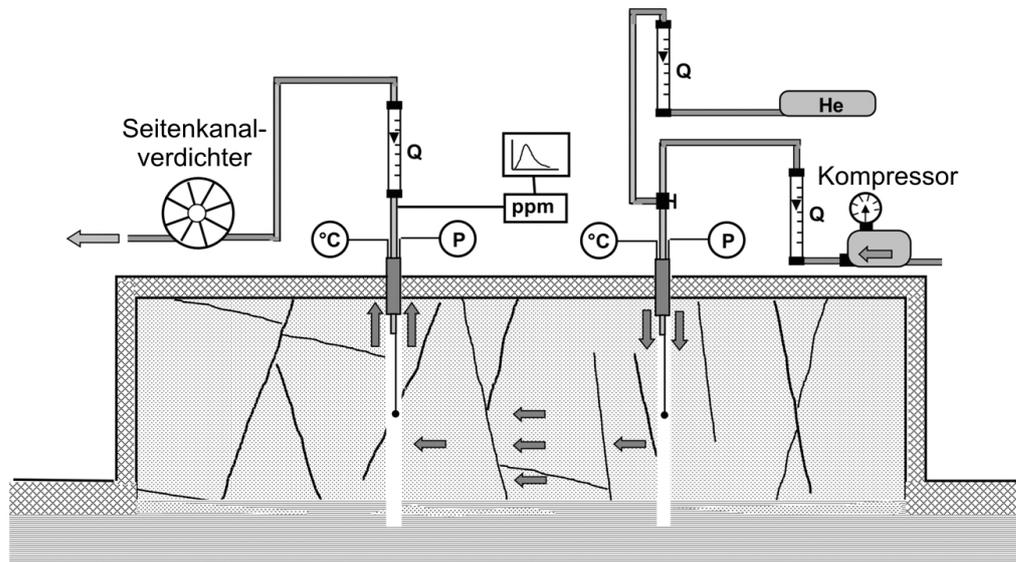


Abbildung 4.5: Schematischer Versuchsaufbau der Gastracerversuche in Dipolanordnung.

dem Eingabevolumen von 222,30 ml jeweils 39,67 mg Helium in den Versuchsblock injiziert.

Die Registrierung des Tracers in der Entnahmebohrung erfolgt direkt aus dem abgesaugten Luftstrom. Hierbei kommt ein tragbares Gasmesssystem zum Einsatz, das im Abstand von 1-2 s die Heliumkonzentration in der untersuchten Luft mit einer Genauigkeit von 2 ppm bestimmt. Die Ergebnisse sind in Kap. 8.2 zusammengestellt.

4.2 Hydraulische Versuche am Versuchsblock

Nach der Durchführung der oben beschriebenen pneumatischen Versuche und der Aufsättigung des Versuchsblockes, werden unterschiedliche hydraulische Versuche angesetzt. Der experimentelle Aufbau soll dabei möglichst analog zu den Versuchsanordnungen der pneumatischen Versuche gewählt werden.

4.2.1 Ungerichtete WD-Bohrlochttests

Nach der Sättigung des Versuchsblockes werden in den Löchern des Bohrlochkranzes Wasserdruckversuche (WD-Versuche) durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung dieser Versuche findet sich bereits in Kap. 4.1.2, da Versuchsaufbau und Versuchsablauf prinzipiell analog zu den beschriebenen Gasinjektionsversuchen gewählt werden. Hierdurch kann nicht nur die Bandbreite der Gebirgsdurchlässigkeiten am Versuchsblock

gemessen werden, auch ein direkter Vergleich mit den pneumatisch bestimmten Permeabilitäten wird ermöglicht (Kap. 7.1 und 8.2.2).

Für die Durchführung der ungerichteten WD-Bohrlochtests am jetzt mit Wasser gesättigten Versuchsblock werden zunächst sämtliche Bohrungen geöffnet. Aus einem 1000l fassenden Tank wird Wasser mit Hilfe einer Tauchpumpe injiziert und das über die Zeit in den Block einströmende Volumen in Abhängigkeit des gewählten Injektionsdruckes notiert. Der hydraulische Injektionsdruck muss dabei höher gewählt werden als bei den Gasversuchen. Die Druckstufen bewegen sich zwischen 100 mbar und 600 mbar. Als "Injektionsdruck" wird hier der im mittleren Teil des Bohrloches (1 m unter der Blockoberkante) herrschende Druck verstanden. Die Erhöhung des Druckes erfolgt wiederum in Stufen von jeweils 50 mbar. Verglichen mit den Gasversuchen verlängert sich die Wartezeit nach Anlegen einer neuen Druckstufe bis zum Erreichen eines konstanten Volumenstromes (stationäre Bedingungen).

Die Auswertung der WD-Versuche erfolgt erneut nach Gl. 4.1 (KOLLBRUNNER 1947). Die Bestimmung der Durchlässigkeit geschieht an jedem Bohrloch durch Bildung des Mittelwertes aus den Ergebnissen der einzelnen Druckstufen. Die Ergebnisse der WD-Versuche sind in Kap. 7.1.1 zusammengefasst.

4.2.2 Orientierte Strömungsversuche

Orientierte hydraulische Strömungsversuche zwischen jeweils zwei Bohrlöchern, wie sie zuvor bereits mit Gas zur Anwendung gekommen sind (Kap. 4.1.3), können im wassergesättigten Versuchsblock nicht analog durchgeführt werden. Auch hier werden die Versuche in geschlossenen Dipolfeldern angesetzt. Es ist jedoch nicht möglich, wie bei den Gasversuchen, im Bohrloch der Entnahme einen beliebigen Unterdruck zu generieren, um den erzeugten Volumenstrom zu erhöhen oder zu verringern. Bei zu starker Entnahmerate kommt es zu einer zunehmenden Absenkung des freien Wasserspiegels im Entnahmeloch. Hierdurch können in Teilen des Versuchsblockes teilgesättigte Verhältnisse geschaffen werden, wodurch die Möglichkeit eines Vergleichs mit den pneumatischen Strömungsversuchen nicht mehr gegeben ist.

Dieses Problem kann bei der Durchführung der hydraulischen Strömungsversuche in Pliezhausen nicht vollständig vermieden werden. Wird der Wasserspiegel in der Entnahmebohrung auf Höhe der Blockoberkante gehalten, ist der sich einstellende Volumenstrom für einen hydraulischen Gradienten von 0,5 zwischen den Bohrlöchern sehr gering. Trotz Überdruckzugabe in die übrigen Bohrlöcher lässt sich das Druckpotential des Wassers im Block kaum über die Blockoberfläche anheben. Hier wird der Einfluss der Undichtigkeiten in der Blockummantelung deutlich. Durch eine Verringerung des Überdrucks im Block kann der durch sie verursachte Fehler verringert werden.

Kontrollierte Fließfelder im wassergesättigten Block werden am besten mit Hilfe eines Kompromisses eingestellt. Durch eine geringe Absenkung (max. 0,5-1,0 m unter

der Blockoberkante) im Entnahmeloch bei gleichzeitiger kontinuierlicher Eingabe in die übrigen Bohrungen (gleiche Piezometerhöhen in jedem Eingabeloch, max. 1 m über der Blockoberkante) können variable Fließfelder erzeugt werden. Über die in jeder Eingabebohrung eingegebenen Volumenströme werden diese Fließfelder überwacht.

Während der hier beschriebenen orientierten hydraulischen Strömungsversuche wird im zentralen Bohrloch kontinuierlich Wasser entnommen und die Standrohrspiegelhöhe im Bohrloch auf diese Weise 1 m unter der Blockoberkante gehalten. In den übrigen Bohrlöchern wird während des gesamten Versuchs die Standrohrspiegelhöhe auf das Niveau der Blockoberkante eingestellt. Somit besteht zwischen den 2 m entfernten Bohrlöchern jeweils eine Differenz der Standrohrspiegelhöhen von 1,0 m ($\nabla h = 0,5$).

Der zugeführte Volumenstrom wird dabei für jedes Loch überwacht und aufgezeichnet. Auf diese Weise lässt sich ein in den Bohrungen des Bohrlochkranzes radialsymmetrisches Fließfeld im inhomogenen Gestein erzeugen und über die zugeführten Volumenströme Q kontrollieren.

Die mathematische Auswertung erfolgt unter der Annahme eines stationären Strömungszustandes und einer freien Grundwasseroberfläche für einen hydraulischen Gradienten $\nabla h = 0,5$ nach DUPUIT/THIEM (DÜRBAUM 1969).

4.2.3 Tracerversuche in Dipolanordnung

Am gesättigten Versuchsblock werden hydraulische Tracerversuche von Bohrloch zu Bohrloch durchgeführt. Ähnlich wie bei den pneumatischen Versuchen werden auch bei den hydraulischen Tracerversuchen die notwendigen Fließfelder ausschließlich durch künstliche Dipole erzeugt. Zur Aufrechterhaltung der kontrollierten Fließfelder wird auf dem Block zunächst ein 1000 l fassender Wassertank installiert. Aus diesem Tank kann mit Hilfe einer Tauchpumpe und einer Wasseruhr eine definierte Menge Wasser in das nach oben abgepackte Eingabebohrloch gepumpt werden (Abb. 4.6). Eine weitere Pumpe wird für eine kontinuierliche Wasserentnahme aus dem Entnahmebohrloch eingesetzt.

Die Entnahmemenge muss so gewählt werden, dass sich der freie Wasserspiegel im Entnahmebohrloch dem vorher für den Versuch gewählten hydraulischen Gradienten auf der Versuchsstrecke entsprechend einstellt (Abb. 4.6). Idealerweise liegt der freie Wasserspiegel mindestens auf Höhe der Versuchsblockoberkante, damit der komplette Sandstein gesättigt bleibt. Während der Durchführung der Versuche zeigt sich jedoch, dass in diesem Fall der künstliche Gradient zu klein ist und die Versuchslaufzeiten zu lang werden. Senkt man dagegen den Wasserspiegel im Entnahmeloch bis zur Basis des Versuchsblockes ab, lassen sich die Versuche in sehr viel kürzerer Zeit durchführen. Der Einfluss des in diesem Fall entstehenden, aufgrund der geringen Gebirgsdurchlässigkeit sehr schmalen Absenktrichters im Umfeld der Entnahmebohrung wird in diesem Ansatz vernachlässigt. In einem solchen Fall lässt sich bei einem Eingabedruck von 100 hPa z.B.

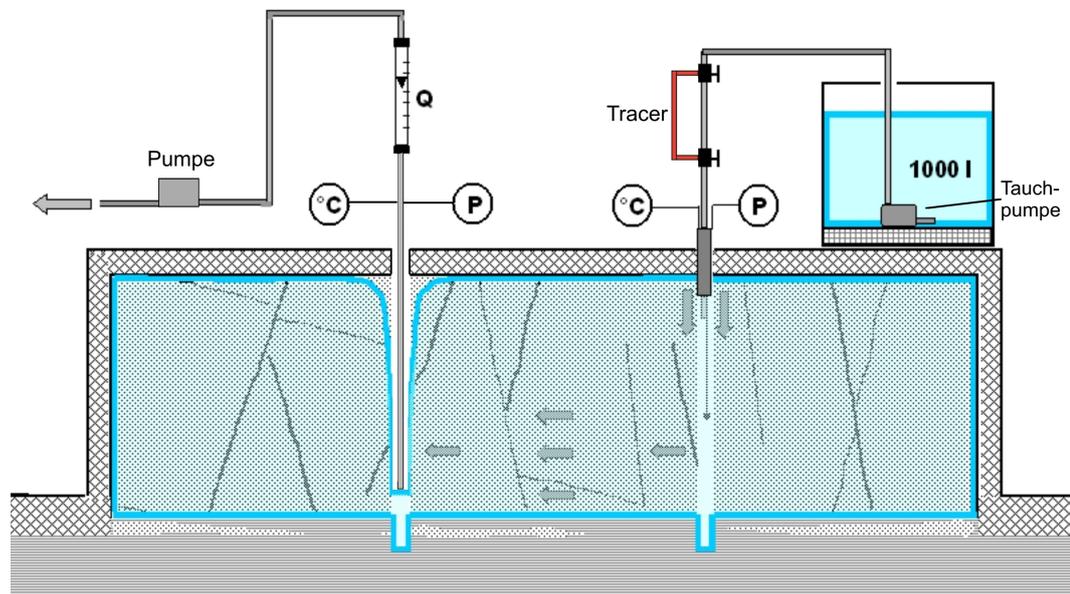


Abbildung 4.6: Schematischer Versuchsaufbau der hydraulischen Tracerversuche in Dipolanordnung.

in die mittlere Bohrung Z0 auf der 2 m messenden Versuchsstrecke nach Z4 ein Druckgradient von 1,5 erzeugen und dadurch 3,17 l/min injizieren. Die dafür notwendige Entnahmerate in Z4 ist stets etwas kleiner als die Injektionsrate, was auf geringe Undichtigkeiten der unterlagernden tonig-schluffigen Schichten schließen lässt.

Als Tracer kommt NaCl zum Einsatz. Nach Erstellung einer Kalibriergeraden im Labor (Abb. 4.7) kann der NaCl-Gehalt der entnommenen Wässer durch permanente Messung der elektrischen Leitfähigkeit mit ausreichender Genauigkeit bestimmt und aufgezeichnet werden

In zahlreichen Vorversuchen hat sich eine NaCl-Menge von 10 g pro Tracerversuch als ausreichend herausgestellt, um eine signifikante Erhöhung der im Entnahmeloch registrierten elektrischen Leitfähigkeit zu bewirken. Die 10 g NaCl werden im Vorfeld der Versuche in 70 ml Wasser gelöst und die Salzlösung mit Hilfe einer Bypass-Schaltung in den Zuleitungsschlauch zur Injektionsbohrung eingegeben. Dadurch ist eine impulsartige Tracerzugabe innerhalb weniger Sekunden gewährleistet, die in Anbetracht der Versuchslaufzeiten von bis zu mehr als 5 h als Dirac-Impuls betrachtet werden kann.

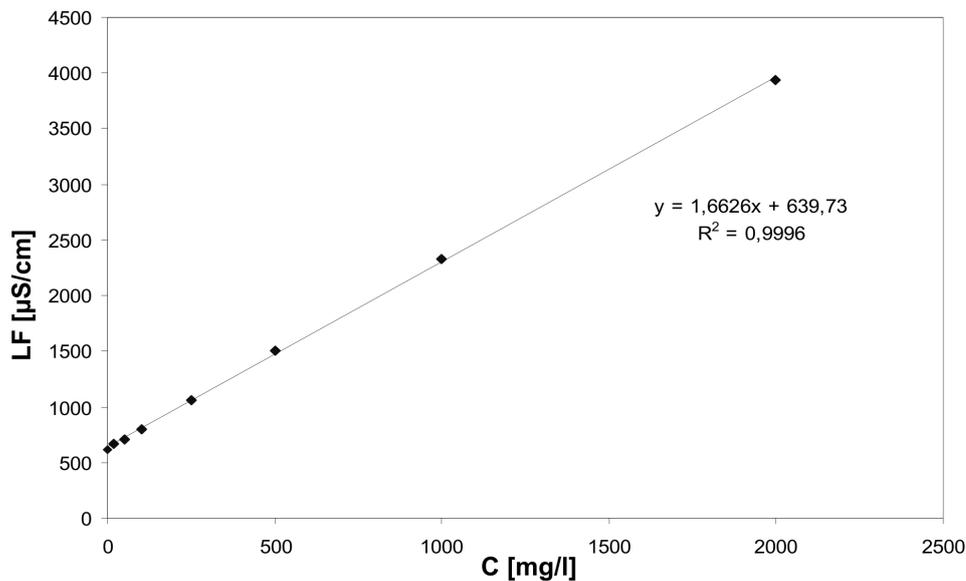


Abbildung 4.7: Beziehung zwischen elektrischer Leitfähigkeit (LF) und NaCl-Konzentration im für die Versuche verwendeten Grundwasser des Stubensandsteins.

4.3 Hydraulische Tracerversuche im Labormaßstab

Um skalenübergreifende Vergleiche anstellen zu können, werden in einer natürlichen, unbehandelten Einzelkluft in einem gesättigten Bohrkern des hochporösen Stubensandsteins Tracerversuche in einer Einzelkluft durchgeführt (WEEDE & HÖTZL 2005). Nach dem Transport ins Labor muss der Kern, der eine Länge von 0,43 m aufweist und mittig von einer Längskluft durchtrennt wird, zunächst wasserdicht eingekapselt werden. Dies geschieht unter Verwendung von Glasfasermatten, Polyesterharz und Silikon. Nach Anbringung einer Zu- und einer Ableitung, die an beiden Enden des Bohrkerns ca. 1 cm weit mittig in die Kluft eingeführt und befestigt werden, kann die Aufsättigung des Bohrkerns beginnen.

Hierbei kommt das in der Vergangenheit bereits häufiger verwendete Verfahren zum Einsatz (HIMMELSBACH 1993, HIMMELSBACH & WENDLAND 1999), den Kern von der Basis her kapillar aufsättigen zu lassen und diesen Vorgang durch oberflächliches Anlegen eines Unterdrucks zu forcieren. In der Ummantelung des Bohrkerns sind hierfür ein bis zwei weitere Öffnungen notwendig, über die es möglich ist, einen Unterdruck in der Harzhülle zu erzeugen. Eine zusätzliche Beschleunigung des Aufsättigungsprozesses wird schließlich durch ein Netz ca. 3 mm tiefer Rillen in der Sandsteinoberfläche erreicht, da sich auf diese Weise der angelegte Unterdruck effektiver zwischen Ummantelung und der Oberfläche des Bohrkerns ausbreiten kann. Nach mehrwöchiger kapillarer Aufsättigung wird der freie Wasserspiegel von außen langsam stufenweise erhöht

und somit innerhalb von vier Monaten eine Sättigung des Sandsteins von ca. 90 % (in diesem Fall ca. 16 % des gesamten Probenvolumens) erreicht.

In Abb. 4.8 ist der Versuchsaufbau skizzenhaft dargestellt. Das Fließfeld wird mit Hilfe einer Peristaltikpumpe und mittig in der horizontal ausgerichteten Kluft angebrachter Zu-, bzw. Ableitungsschläuche auf zunächst 14,6 ml/h eingestellt. Dadurch ergibt sich zwischen Einlass- und Auslassöffnung eine Differenz der freien Standrohrspiegelhöhen h_1 und h_2 von 6,5 mm, was einem Druckgradienten ∇h von 0,015 entspricht. Das aus der Kluft austretende Wasser wird in einem gesonderten Behälter aufgefangen und kann über einen Dreiwegehahn beprobt werden. Es ist darauf zu achten, dass bei der Verlegung der Leitungen und der Anordnung der Behälter kein künstliches hydraulisches Gefälle erzeugt wird, das das Fließfeld der Peristaltikpumpe überlagern würde. Außerdem sollten die von außen angelegten Standrohrspiegelhöhen nicht unterhalb der Bohrkernoberkante liegen, um eine Abnahme der Sättigung in der Sandsteinmatrix oberhalb der Kluft zu verhindern.

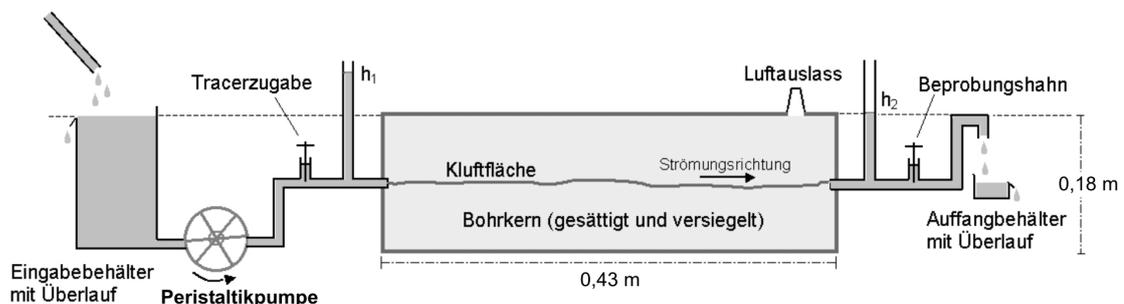


Abbildung 4.8: Schematischer Versuchsaufbau der hydraulischen Tracerversuche in einer natürlichen Einzelkluft im Labormaßstab.

Die Eingabe des Tracers erfolgt als Impulseingabe über einen Dreiwegehahn direkt in die Zuleitung der Kluft. Durch Verwendung sehr geringer Tracervolumina (1 ml) kann hierbei die Störung des Fließfeldes während der Eingabe minimiert werden. Als idealer Tracer wird für die Markierungsversuche Natriumfluoreszein (Uranin) verwendet. Die Eingabekonzentration beträgt 2,05 mg/l, was bei einem zugeführten Volumen von 1 ml eine Eingabemasse von $2,05 \cdot 10^{-3}$ mg ergibt. Die Analyse erfolgt mit Hilfe eines Fluoreszenzspektrometers bei einem Beprobungsintervall von zunächst 0,5 und später 4,0 h über einen Beprobungszeitraum von etwa vier Tagen.

Für einen zweiten Tracerversuch wird der Volumenstrom Q um ca. 80 % auf 26,4 ml/h erhöht. Art und Menge des eingegebenen Tracers bleiben dabei unverändert. Durch die Erhöhung der Transportgeschwindigkeit soll der Einfluss des diffusiven Stofftransports zwischen Einzelkluft und Sandsteinmatrix verringert und auf diese Weise Informationen über die Rolle der Diffusion gewonnen werden.

4.4 Begleitende Laboruntersuchungen

Mit Hilfe einiger begleitender Laboruntersuchungen kann die Anzahl unbekannter Parameter reduziert werden. Im folgenden Abschnitt werden die durchgeführten Untersuchungen zum Aufsättigungsverhalten des Stubensandsteins, sowie der Permeabilität und Porosität der Gesteinsmatrix vorgestellt.

4.4.1 Bestimmung der kapillaren Steighöhe

Um Aussagen über den für die Aufsättigung des Versuchsblockes notwendigen Zeitrahmen, sowie den zu erwartenden Sättigungsgrad treffen zu können, sollen Informationen über die kapillare Steighöhe im Stubensandstein gewonnen werden. Der Methode der Aufsättigung liegt der modellhafte Gedanke zu Grunde, die Klüfte des Blockes schrittweise zu füllen, wobei die Erhöhungen der Füllhöhe jeweils dem statistischen Kluftabstand von 23 cm entsprechen sollen (Kap. 3.3). Nach jeder Erhöhung des freien Wasserspiegels in den Klüften sollen sich die Matrixblöcke kapillar aufsättigen, um eingeschlossene Luft möglichst nach oben zu verdrängen. Nach dieser kapillaren Aufsättigung wird der Wasserspiegel in den Klüften erneut um den statistischen Trennflächenabstand angehoben und die kapillare Aufsättigung der Matrixblöcke abgewartet.

Die Theorie des Flüssigkeitsaufstiegs in einer Kapillaren beruht auf dem Kräftegleichgewicht zwischen Gewichtskraft der Wassersäule F_G und der Kraft, die die Wände der Kapillaren auf die Flüssigkeit ausüben F_W . Für die Steighöhe in einer Kapillaren gilt (CASTANY 1967, ZUNKER 1930):

$$h_k = \frac{2 \cdot \sigma_{2,3} \cos \theta_c}{r_k \cdot \rho \cdot g} = \frac{2(\sigma_{1,3} - \sigma_{1,2})}{r_k \cdot \rho \cdot g} \quad (4.2)$$

h_k	kapillare Steighöhe	[L]
$\sigma_{2,3}$	Grenzflächenspannung Flüssigkeit - Gas	[FL ⁻¹]
$\sigma_{1,2}$	Grenzflächenspannung Flüssigkeit - Feststoff	[FL ⁻¹]
$\sigma_{1,3}$	Grenzflächenspannung Gas - Feststoff	[FL ⁻¹]
θ_c	Benetzungswinkel	[°]
r_k	Radius der Kapillaren	[L]
ρ	Dichte der Flüssigkeit	[ML ⁻³]
g	Erdbeschleunigung	[LT ⁻²]

Ist der durchschnittliche Porenradius der Gesteinsmatrix bekannt, kann die kapillare Steighöhe demnach abgeschätzt werden. Mit der modellhaften Vorstellung der Sandsteinmatrix als ein Bündel paralleler Kapillaren und unter Annahme der in Kap. 6.3 bestimmten durchschnittlichen Porenöffnungsweite von 0,008 bis 0,001 mm ergibt sich eine

theoretische kapillare Steighöhe von 3,7 bis 29,8 m (Oberflächenspannung $\sigma_{\text{Wasser}, 20^\circ\text{C}} = 0,073 \text{ N/m}$, Benetzungswinkel $\theta = 0^\circ$).

Mit Hilfe von Aufsättigungsversuchen im Labor soll dies experimentell überprüft werden. Dafür werden zylinderförmige Stubensandsteinproben ($\varnothing = 9,8 \text{ cm}$) mit Hilfe einer groben Filterplatte auf eine freie Wasseroberfläche gesetzt (Abb. 4.9) und der zeitliche Verlauf des Aufsättigungsvorgangs gravimetrisch aufgezeichnet. Um Verdunstung zu verhindern ist darauf zu achten, den gesamten Versuch unter einer möglichst vollständigen Abdeckung ablaufen zu lassen.

Die Zylinderproben haben alle den gleichen Durchmesser bei unterschiedlichen Zylinderlängen (16 mm, 51 mm, 71 mm, 102 mm, 117 mm und 210 mm). Die für den kapillaren Anstieg zur Verfügung stehende Strecke ist also unterschiedlich lang. Nach anfänglich rascher Aufsättigung wird für jede Zylinderhöhe der sich einstellende Gleichgewichtszustand der Sättigungsverteilung abgewartet. In diesem Zustand halten sich die nach oben wirkenden Kapillarkräfte mit der nach unten wirkenden Gewichtskraft der von der Probe aufgenommenen Wassersäule die Waage. Unter der Voraussetzung, dass keine Verdunstung aus der teilgesättigten Gesteinsmatrix heraus möglich ist, wird ab diesem Moment kein weiteres Wasser kapillar von der Probe aufgenommen.

Setzt man den beobachteten Sättigungsgrad in Beziehung zur Zylinderhöhe, kann die kapillare Steighöhe und der sich in einer bestimmten Höhe über dem freien Wasserspiegel einstellende Sättigungsgrad beurteilt werden (Kap. 6.1).

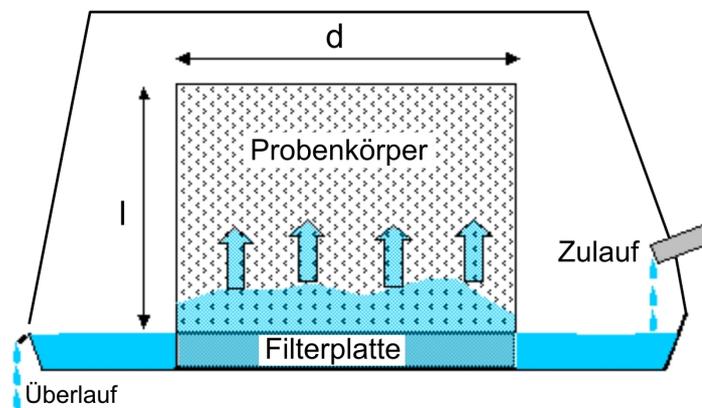


Abbildung 4.9: Schematischer Versuchsaufbau der Aufsättigungsversuche an Zylinderproben im Labor.

4.4.2 Permeabilitätstests

Das Ziel von Permeabilitätsuntersuchungen im Labor liegt in der Abschätzung des advektiven Transportanteils bei Strömungsvorgängen in der Gesteinsmatrix poröser Klufta-

quifere. Hierfür wird der Durchlässigkeitsbeiwert k_f von ungeklüfteten Zylinderproben des Stubensandsteins ermittelt. Für die rechnerische Auswertung der Messwerte wird dabei die durchströmte Matrix als homogenes Medium angesehen (Kap. 6.2). Die Einflüsse von *dead end*-Poren durch Festgesteinszementation oder von unterschiedlichen Korngrößen im Sandstein werden nicht speziell berücksichtigt, ihre Auswirkungen jedoch integrativ gemessen.

Die Versuche werden an möglichst vollständig gesättigten Zylinderproben ($\varnothing = 10$ cm) durchgeführt, wobei das in Kap. 4.4.1 beschriebene Sättigungsverfahren angewandt wird. Hierfür wird der trockenen Probe die Möglichkeit gegeben, Wasser kapillar von der Probenbasis her aufzunehmen, wodurch Lufteinschlüsse nach oben verdrängt werden können. Der Wassergehalt ist während der Aufsättigung von Zeit zu Zeit gravimetrisch zu kontrollieren. Mit diesem Verfahren wird in der Regel innerhalb von 3 bis 4 Tagen eine Sättigung von ca. 90 % in den 5 bis 10 cm langen Sandsteinproben erreicht. Anschließend erfolgt der Einbau in die Druckzelle (Abb. 4.10).



Abbildung 4.10: Zylinderförmige Stubensandsteinprobe ($\varnothing = 10$ cm) in der Druckzelle.

Die in die Druckzelle eingesetzte Probe wird in Anlehnung an DIN 18 130 T1 mit einem konstanten hydraulischen Gradienten durchströmt und der Durchlässigkeitsbei-

wert durch Messung der Durchströmung in Abhängigkeit des angelegten Gradienten und der Probekörperabmessungen nach DARCY (Gl. 2.4) berechnet.

Analog zu den Untersuchungen von SCHUBART (1996) werden zylinderförmige Prüfkörper des Stubensandsteins zwischen zwei Filterplatten ($h = 0,5 \text{ cm}$) gesetzt, von einem Gummistrumpf der Wandstärke $0,1 \text{ mm}$ überzogen und in eine Triaxialzelle eingebaut. Um Randumläufigkeiten zwischen Gummi und Sandstein zu verhindern, wird in der Zelle stets ein höherer Druck p_2 als der Durchströmungsdruck p_1 gewählt (Abb. 4.11).

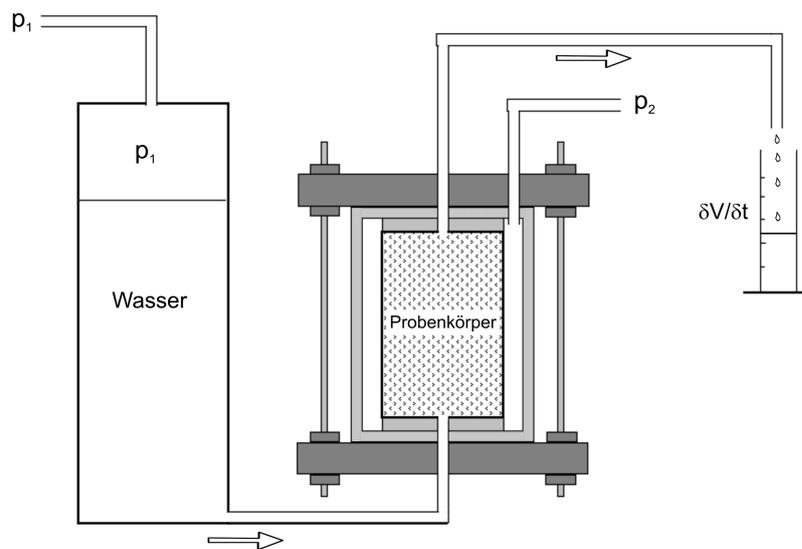


Abbildung 4.11: Versuchsaufbau für die Bestimmung der Gesteinsdurchlässigkeit an ungeklüfteten Stubensandstein-Zylinderproben.

Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Kap. 6.2 zusammengestellt.

4.4.3 Ermittlung von Porosität und Porenradienverteilung

Im Rahmen einer weiteren Parametererhebung durch begleitende Laboruntersuchungen wird ein repräsentativer Querschnitt an Stubensandsteinproben im Quecksilberporosimeter untersucht. Neben der Porosität der Probe können auf diese Weise auch der mittlere Porenradius und die Porenradien-Verteilung gemessen werden. International anerkannte Standardmethoden für diese Untersuchung sind in DIN 66133 festgehalten.

Die Methode basiert auf der hohen Oberflächenspannung und dem großen Kontaktwinkel des Quecksilbers. SILLS et al. (1973) geben in Abhängigkeit der benetzten Materialien einen durchschnittlichen Kontaktwinkel von ca. 140° an. Als eine nicht-benetzende Flüssigkeit dringt Quecksilber nach WASHBURN (1941) nur dann in Po-

renräume ein, wenn es durch eine von außen einwirkende Kraft dazu bewegt wird. Unter der modellhaften Vorstellung der Gesteinsmatrix als ein Bündel kapillarer Röhren bestimmten Durchmessers, erkannte WASHBURN, dass sich der zum Eindringen notwendige Druck indirekt proportional zum Porendurchmesser verhält. Diese Abhängigkeit wird in der WASHBURN-Gleichung beschrieben:

$$d = - \frac{4\gamma \cdot \cos \theta_C}{p} \quad (4.3)$$

d	Kapillardurchmesser	[L]
γ	Oberflächenspannung	[FL ⁻¹]
θ_C	Benetzungswinkel der Flüssigkeit	[°]
p	angelegter Überdruck	[FL ⁻²]

Während des Messvorgangs wird die Probe in einer Probenkammer von einem gravimetrisch bestimmten Volumen an Quecksilber umgeben und die mit Quecksilber und Probe gefüllte Kammer unter einen Überdruck von etwa $413,7 \cdot 10^6$ Pa (ca. 4130 bar) gesetzt. Während der Drucksteigerung wird das in die Probe eintretende Quecksilbervolumen dabei kontinuierlich aufgezeichnet. Nach der WASHBURN-Gleichung (Gl. 4.3) kann im Folgenden jeder Druckstufe ein Porenradius zugeordnet werden und über die Aufzeichnung des in die Probe eingedrungenen Quecksilbers die Porosität und Porenradienverteilung bestimmt werden. Dabei muss bei höheren Drücken die Kompressibilität des flüssigen Quecksilbers nach BAIKER & RICHARZ (1977) berücksichtigt werden. Neben Porenvolumen und Porenradienverteilung lassen sich nach theoretischen Überlegungen von ROOTARE & PRENZLOW (1967) die Rohdichte und die Skelettdichte des untersuchten Materials bestimmen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen am Quecksilberporosimeter sind in Kap. 6.3 zusammengefasst.

4.4.4 Pyknometrie

Zur Abschätzung des Porenanteils im Stubensandstein und um die Ergebnisse der Quecksilberporosimetrie (Kap. 6.3) überprüfen zu können, wird die Korndichte mit dem Kapillarpyknometer nach DIN 18 124 bestimmt. Dabei errechnet sich die Korndichte ρ_s als das Verhältnis der Trockenmasse m_d der einzelnen Sandsteinkörner (Mineralkörner und Gesteinsbruchstücke) zu dem Volumen der Körner ausschließlich der Porenräume V_k . Es gilt:

$$\rho_s = \frac{m_d}{V_k} \quad (4.4)$$

Nach Berechnung der Rohdichte durch Wiegen eines ofentrockenen Probenkörpers bekannten Volumens kann die Gesamtporosität der Probe ε abgeschätzt werden:

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho_t}{\rho_s} \quad (4.5)$$

Die Ergebnisse der Pyknometeruntersuchungen sind in Kap. 6.4 zusammengestellt.

5 Modellkonzepte zur Beschreibung von Strömung und Transport

Für die Prognose von Strömungs- und Transportvorgängen werden in der vorliegenden Arbeit unterschiedliche Modellkonzepte verwendet, die auf den folgenden Seiten beschrieben werden. Grundsätzlich kann man zwischen analytischen Ansätzen und numerischen Modellen unterscheiden.

5.1 Analytische Ansätze

Das Advektions-Dispensions-Modell (ADM) beschreibt nach LENDA & ZUBER (1970) den eindimensionalen Transport in einem radialkonvergenten Fließfeld. Die Voraussetzung für die Verwendung dieses Ansatzes ist die vereinfachende Annahme, das geklüftete Festgestein könne für den beobachteten Maßstab als homogenes poröses Medium angesehen werden. Auch finden diffusive oder sorptive Vorgänge im ADM keine Berücksichtigung.

Die Eingabe des Tracers erfolgt bei dieser Lösung der allgemeinen Transportgleichung als Impuls, wie er mathematisch mit Hilfe einer Dirac- δ -Distribution beschrieben wird. Für die Eingabekonzentration gilt demnach:

$$C_{(t=0)}|_{x=0} = \frac{M}{Q} \delta(t) \quad (5.1)$$

Unter diesen Annahmen kann die in einem bestimmten Punkt x gemessene Konzentration berechnet werden als:

$$C_{(t)} = \frac{M}{Qt_0} \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{4\pi}{Pe} \left(\frac{t}{t_0}\right)^3}} \cdot \exp\left(-\frac{\left(1 - \frac{t}{t_0}\right)^2}{\frac{4t}{Pe \cdot t_0}}\right) \quad \text{mit : } Pe = \frac{v_a x}{D_l} \quad (5.2)$$

M	Tracermasse	[M]
Q	Fließrate durch das System	[L ³ T ⁻¹]
t_0	mittlere Verweilzeit	[T]
Pe	Pecletzahl	[-]
v_a	mittlere Fließgeschwindigkeit	[LT ⁻¹]
D_l	longitudinaler Dispersionskoeffizient	[L ² T ⁻¹]

Mit der Verwendung eines rein advektiv-dispersiven Ansatzes gelingt in Festgesteinen mit hoher Matrixporosität kaum eine zufriedenstellende Anpassung. Zu groß ist dafür der Einfluss diffusiver Transportprozesse zwischen Kluft und Matrixporen. In Kap. 8.2 ist exemplarisch die analytische Anpassung eines hydraulischen Tracerversuchs ohne Berücksichtigung der Matrixdiffusion dargestellt.

Das Single-Fissure-Dispersion-Modell (SFDM) stellt eine Lösung der Differentialgleichung für den zweidimensionalen Transport gelöster Wasserinhaltsstoffe in einer Kluft dar (TANG et al. 1981, LEVER et al. 1985). Es beschreibt eine Dirac-Eingabe in eine Einzelkluft, eingebettet in eine quasi unendliche Matrix unter Berücksichtigung von Advektion, Dispersion, Diffusion und Sorption. Die zeitabhängige Konzentration eines idealen Tracers berechnet sich nach (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990):

$$C_f(t) = \frac{aM}{2\pi Q} \sqrt{(Pe \cdot t_0)} \int_0^t \exp\left(-\frac{Pe(t_0 - u)^2}{4ut_0} - \frac{a^2 u^2}{t - u}\right) \frac{du}{\sqrt{u(t - u)^3}} \quad (5.3)$$

Neben der injizierten Tracermasse M , dem Volumenstrom Q und der Integrationsvariablen u treten hier die drei Fitparameter Pe (Pecletzahl), a (Diffusionsparameter) und t_0 (mittlere Verweilzeit) auf, mit deren Hilfe der errechnete Konzentrationsverlauf der gemessenen Kurve angepasst wird. Anschließend können aus den Fitparametern Aquiferinformationen abgeleitet werden, da gilt:

$$Pe = \frac{v_a x}{D_l} \quad (5.4)$$

$$t_0 = \frac{x}{v_a} \quad (5.5)$$

$$a = \frac{\epsilon \sqrt{D_p}}{b} \quad (5.6)$$

Hierbei ist v die mittlere Fließgeschwindigkeit, x die Transportstrecke, D_{hl} die longitudinale Dispersion, ϵ die transportwirksame Porosität, D_p der Porendiffusionskoeffizient und b die hydraulische Öffnungsweite der Kluft.

Diese Ansätze bieten nur für den geradlinigen Transport in einem radialkonvergenten Fließfeld eine mathematisch exakte Lösung. Für die Interpretation der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Dipolversuche muss das Fließfeld daher auf eine bestimmte Anzahl hypothetischer Fließwege beschränkt werden. Über die Anpassung eines jeden Fließweges ergibt sich eine Verteilung der analytischen Parameter, über deren Mittelung eine angenäherte analytische Lösung des Stofftransports im Dipolfließfeld erreicht wird (WEBSTER et al. 1970, GROVE & BEETEM 1971).

5.2 Numerische Modelle

Im Rahmen des FGAA-Projektes (DIETRICH et al. 2005) und anderer Untersuchungen (z.B. HELMIG 1993, KRÖHN 1991, BEAR & BACHMAT 1990) sind bereits verschiedenste numerische Modellkonzepte zur Beschreibung von Strömung und Transport in geklüftet porösen Gesteinen ausführlich untersucht worden.

Im Rahmen dieser Arbeit soll beantwortet werden, in wieweit die durchgeführten Experimente mit Hilfe einfacher numerischer Modelle simuliert werden können. Hierfür kommt die kommerzielle FE-Software FEFLOW5.1 zum Einsatz. Um die Aussagefähigkeit solcher Modelle in dieser Art von Gesteinen und für den Versuchsblockmaßstab zu testen, wird ein deterministischer diskreter Ansatz mit einem stochastischen diskreten Ansatz verglichen.

Nach SAHIMI (1994) können für die Beschreibung von geklüfteten Gesteinen fünf Modellkonzepte unterschieden werden. Auf der einen Seite stehen die besonders in größeren Maßstäben angewendeten Kontinuumsansätze (z.B. BIRKHÖLZER 1994, BERKOWITZ et al. 1988), die die unterschiedlichen Wegsamkeiten des heterogenen Systems als einzelne, durch mathematische Austauschsterme verknüpfte Kontinua beschreiben. Auf der anderen Seite stehen diskrete Modellkonzepte, die mit diskreten Inhomogenitäten im Modell arbeiten. Eines dieser Konzepte ist der Ansatz der sogenannten Netzwerkmodelle, die wiederum in Kluftmodelle und Kluft-Matrix-Modelle unterteilt werden können. Im Gegensatz zu den Kluftmodellen, die nur die Trennflächen berücksichtigen, werden in den Kluft-Matrix Modellen die diskreten Trennflächen zusätzlich in die als homogenes Kontinuum betrachtete Gesteinsmatrix eingebettet (WENDLAND 1996). Dieser auch als Hybridmodell bezeichnete Ansatz (KOLDITZ 1997) wurde für die numerischen Modellierungen der am Testfeld durchgeführten Versuche gewählt.

5.2.1 Allgemeine Grundlagen

Mit den kontinuierlich steigenden Rechenkapazitäten der modernen Computertechnologie haben in den letzten Jahren numerische Modelle sprunghaft an Bedeutung gewonnen. Die Methodik der numerischen Modelle beruht auf einer zeitlichen und räumlichen Diskretisierung des geologischen Systems und der beobachteten Strömungs- und Transportprozesse. Dadurch werden Differentialgleichungen (z.B. für den Transport gelöster Wasserinhaltsstoffe) durch ein System algebraischer Gleichungen ersetzt, die jeweils einzeln gelöst werden können. Die räumliche Diskretisierung erfolgt mit Hilfe eines fiktiven Gitters, auf welches das zu untersuchende Problem strukturell reduziert wird. Hierbei wird zwischen der Methode der Finiten Differenzen und der Methode der Finiten Elemente unterschieden.

Beim Differenzen-Verfahren wird das Modellgebiet in rechteckige Zellen eingeteilt und für jede dieser Zellen eine Bilanz der Schadstoffmasse über jeweils einen Zeitschritt $[t, t + \Delta t]$ aufgestellt (KINZELBACH & RAUSCH 1995). Um eine ausgeglichene Massenbilanz zu erreichen muss hierbei die Summe aus advektivem und dispersivem Zufluss (vermindert um Verluste durch Abbauprozesse) und dem Zufluss aus Quellen und Senken gleich der Speicherung sein. Zur Berechnung werden die Differentialgleichungen unter Verwendung der TAYLOR-Formel in Differenzenquotienten überführt (z.B. MAR-SAL 1989, HELMIG 1996).

Mit Hilfe des Finite-Elemente-Verfahrens (FE-Verfahren) können dagegen auch komplizierte geometrische Verhältnisse nachgebildet werden, da die Formen der Elemente unregelmäßig sein dürfen. Meist werden dreieckige oder viereckige Elemente gewählt. Zwischen den Knoten des FE-Netzes, an denen Konzentration und Strömung berechnet werden, kann linear interpoliert werden. Unter Verwendung des sogenannten GALERKIN-Verfahrens werden die Systemgleichungen für die an den Knoten zu einem bestimmten Zeitpunkt herrschenden Konzentrationen aus der Massenbilanz aller an den Knoten angrenzender Elemente gewonnen.

Die Wahl eines geeigneten Netzes ist für die Erstellung eines möglichst genauen numerischen Modells von großer Bedeutung. Je nach räumlicher und zeitlicher Diskretisierung und der Geschwindigkeit der simulierten Prozesse kann es zu numerischer Dispersion und Oszillationsvorgängen kommen. Die numerische Dispersion ist eine scheinbare Durchmischung, die durch eine zu grobe Diskretisierung verursacht wird. Sie kommt zum tragen wenn die Gitterabstände deutlich größer werden als die Dispersivität (KINZELBACH & RAUSCH 1995). Aus diesem Grund ist es notwendig, einige Kriterien bei der Diskretisierung zu beachten, um eine numerisch stabile und möglichst genaue Lösung zu erreichen.

$$Cr = \left| \frac{v\Delta t}{\Delta x} \right| \leq 1 \quad (5.7)$$

Das COURANT-Kriterium bestimmt das Verhältnis von räumlicher zu zeitlicher Diskretisierung in Abhängigkeit der simulierten Strömungsgeschwindigkeit. Die Strecke, die ein Teilchen der Geschwindigkeit v innerhalb eines Zeitschrittes Δt zurücklegt, darf demnach nicht größer sein, als die jeweilige Zelle der räumlichen Diskretisierung lang ist. Nur auf diese Weise ist ein Einhalten der Massenbilanz für jeden Knoten des FE-Netzes gewährleistet.

Darüber hinaus sollte eine Gitter-PECLET-Zahl kleiner als zwei eingehalten werden.

$$Pe = \frac{\Delta x u}{D_L} = \frac{\Delta x}{\alpha_l} < 2 \quad (5.8)$$

Auch darf der dispersive Massentransport nicht zu einer Umkehr des Konzentrationsgradienten zwischen zwei benachbarten Zellen führen. Dies wird durch Beachten des NEUMANN-Kriteriums gewährleistet.

$$\frac{D}{\Delta x^2} \Delta t \leq \frac{1}{2} \quad (5.9)$$

Das Problem der numerischen Dispersion muss insbesondere bei der Erstellung von numerischen Modellen geklüftet poröser Systeme beachtet werden. Dem Kontrast zwischen schnellem advektivem Fluss innerhalb der Klüfte und dem langsamen advektiven,

bzw. diffusiven Transport innerhalb der porösen Matrix muss durch eine feinere Diskretisierung im Bereich der Klüfte Rechnung getragen werden. Nur auf diese Weise werden numerische Instabilitäten vermieden.

5.2.2 Deterministisches Kluftmodell des Versuchsblockes

In einem ersten numerischen Ansatz wird der Versuchsblock als zehnschichtiges Hybridmodell (KOLDITZ 1997) aus ca. 340 000 triangulären Finiten Elementen in layer-und-slice-Technik aufgebaut. Bei dieser Technik weist jede der zehn Schichten das gleiche FE-Netz auf, weshalb nur senkrecht oder waagrecht stehende Trennflächen dargestellt werden können. Diese softwarebedingte Ungenauigkeit sollte aufgrund der gegebenen geologischen Bedingungen als ausreichend genaue Näherung angesehen werden können. Die am realen Testfeld sehr steil oder fast waagrecht gelagerten Klüfte (Kap. 3.1) rechtfertigen einen solchen Modellaufbau. In die als homogen angenommene Matrix werden insgesamt 62 791 rechteckige diskrete Kluftelemente eingefügt, wobei deren Ausbisslinien auf den Modelloberflächen entsprechend der stereophotogrammetrischen Aufnahmen der realen Blockoberflächen (Abb. 5.1) gewählt werden.

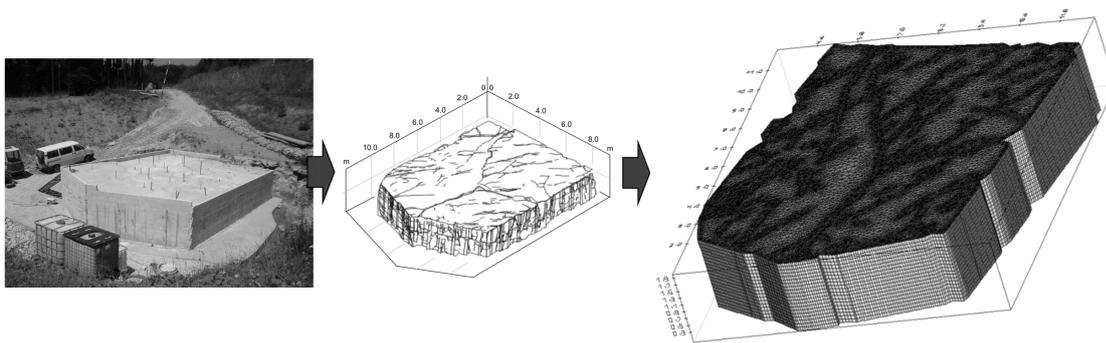


Abbildung 5.1: Die Entstehung des numerischen Versuchsblockmodells mit deterministischer Kluftverteilung (rechts) aus den Aufnahmen der stereophotogrammetrischen Untersuchungen (Mitte).

Das Modell wird als stationäres Strömungs- und instationäres Transportmodell realisiert. Die Trennflächen werden schon vor der Generierung des Netzes in das Modell eingebunden und bei der Generierung durch eine feinere Diskretisierung im Bereich der Klüfte berücksichtigt. Dies ist bei FEFLOW jedoch in vertikaler Richtung nur unzureichend möglich. Auf eine Netzverfeinerung im Umfeld der horizontalen Schichtungs-fugen muss daher verzichtet werden. Der nur geringe hydraulische Einfluss der meist verfüllten horizontalen Trennflächen lässt ein solches Modell aber dennoch sinnvoll erscheinen, zumal auf diese Weise die Anzahl der Modellelemente und damit auch die Rechenzeit in einem vertretbaren Rahmen bleiben.

Das FE-Netz wird mit dem Netzgenerator von FEFLOW als T-Mesh nach dem DE-LAUNY-Kriterium generiert. Bildet man einen gedachten Kreis über einem beliebigen der triangulären Finiten Elemente, mit den Knotenpunkten des jeweiligen Elementes auf der Kreislinie, so darf sich kein Knoten von einem der benachbarten Elemente innerhalb dieses Kreises befinden. Auf diese Art werden relativ gleichmäßige Netze erzeugt, deren trianguläre Elemente nicht zu spitze Innenwinkel aufweisen. Bei einer zu großen Anzahl von diskret eingebundenen, sich zum teil spitzwinklig schneidenden Kluftelementen kann diese Art der Netzgenerierung jedoch fehlschlagen (Kap. 5.2.3). Bei dem hier beschriebenen deterministischen Kluftmodell ist wegen der überschaubaren Anzahl von diskreten Kluftelementen die Erzeugung eines solchen Netzes dennoch möglich.

Die Transportsimulation erfolgt ohne *Upwinding*, einer künstlich erzeugten numerischen Unschärfe zur Vermeidung von zu großen Gradienten, die wiederum numerische Dispersion nach sich ziehen könnten.

Die Zeit wird bei diesem Modell mit Hilfe von sich automatisch an den simulierten Strömungs-/Transportvorgang anpassenden Schritten diskretisiert. Hierbei wird, ausgehend von einem bestimmten Startwert, die Zeitschrittlänge erhöht. Wird dabei eine festgelegte maximale Änderung des hydraulischen oder des Konzentrationsgradienten pro Zeitschritt erreicht, wird die zeitliche Diskretisierung verfeinert bis die Änderung wieder innerhalb der vorher festgelegten Toleranzgrenzen liegt.

Das Strömungsfeld wird durch Dirichlet-Randbedingungen (Festpotential) in den Knoten der Bohrlöcher simuliert. Alle übrigen Knoten werden nach außen hin als undurchlässig angenommen. Auf diese Weise wird eine ausgeglichene Strömungsbilanz erreicht. Die simulierte Tracerinjektion erfolgt mit Hilfe einer zeitabhängigen Dirichlet-Randbedingungen in den Knoten des mittleren Bohrloches. Die über diese Eingabefunktion dem Modell zugeführte Tracermasse entspricht dabei der in den Feldversuchen verwendeten Eingabemasse. Um hierbei die Injektionszeit möglichst gering zu halten, muss kurzzeitig eine höhere Tracerkonzentration in den Bohrlochknoten angenommen werden, als bei den Feldversuchen zum Einsatz kam.

Als Eingangsparameter für das numerische Modell dienen die in Laborversuchen bestimmte Porosität (Kap. 6.3), die molekularen Diffusionskoeffizienten von Natrium, bzw. Chlorid (REEVES 1979), sowie die in WD-Versuchen bestimmte Gebirgsdurchlässigkeit (Kap. 7.1.1). Tabelle 5.1 bietet einen Überblick über die Modellparameter des deterministischen Modells. Die Kalibrierung des Modells erfolgt durch Variation der hydraulischen Kluftöffnungsweiten.

5.2.3 Stochastisches Kluftmodell des Versuchsblockes

Ein stochastisches Kluft-Matrix-Modell bietet im kleineren räumlichen Maßstab die Möglichkeit, bei bekannten statistischen Parametern des Untersuchungsgebietes (z.B. BAECHER et al. 1977) die Raumlage und Orientierung der natürlichen Trennflächen

Tabelle 5.1: Modellparameter des deterministischen diskreten Kluftmodells.

Fließgesetz Kluft	Darcy
Fließgesetz Matrix	Hagen-Poiseuille
Matrixporosität	0,18
Matrixdurchlässigkeit	$1,0 \cdot 10^{-7} \text{ m/s}$
D_m Natrium	$1,33 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}$
D_m Chlorid	$2,05 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}$

statistisch darzustellen. Neben zahlreichen Arbeiten in dieser Richtung (LONG 1983, LONG & BILLAUX 1987, WOLLRATH 1990, BILLAUX, D., CHILES, J., HESTIR, K. & LONG, J. 1989) ist auch das Teilprojekt Stuttgart des FGAA-Projektes auf diesem Gebiet tätig. Mit Hilfe dessen Kluftgenerators FRAC3D (SILBERHORN-HEMMINGER 2002) wird ein stochastisches Kluftmodell des Versuchsblockes erstellt und an einem simulierten Bohrlochkranz Strömungs- und Markierungsversuche in Analogie zu den tatsächlich durchgeführten Versuchen berechnet. Auch wenn dieses Modell nur eins von zahllosen Kluftmodellen darstellt, die mit den gegebenen statistischen Eingangsparametern generiert werden können, so zeigt ein Vergleich mit dem deterministischen Kluftmodell (Kap. 5.2.2) und mit den Versuchsergebnissen Grenzen und Möglichkeiten dieser Methode auf.

In Abb. 5.2 ist das Kluftnetzwerk, bestehend aus ca. 44 000 Elementen, dargestellt. Es ist unter Verwendung folgender Eingangsparameter (BÄUMLE et al. 1998) stochastisch generiert worden:

- Kluftdichte $11,3 \text{ m}^2/\text{m}^3$
- 3 Hauptkluftrichtungen der Gewichtung 40 %, 30 % und 30 % und gemäß der in Kap. 3.1 vorgestellten Orientierung
- Generierung der Ebenennormalenvektoren mit Hilfe einer Fisher-Verteilung, die eine sphärische Normalverteilung darstellt; der sphärische Öffnungsgrad der einzelnen Cluster bewegt sich zwischen $11,22^\circ$ und $12,05^\circ$.
- Die Kluftlängen, ausgedrückt durch die horizontale und vertikale Spurlängenverteilung, werden mit Hilfe von Erlang-2-Verteilungen mit den Anpassparametern $\lambda_h = 5,372$ und $\lambda_v = 3,933$ dargestellt.
- Der Mindestkluftabstand paralleler Klüfte soll 5 cm betragen.

Leider ist zum Zeitpunkt dieser Arbeit noch nicht die Möglichkeit gegeben, das ebenfalls von der Arbeitsgruppe Stuttgart (HELMIG et al. 1998, BREITING et al. 2000) entwickelte Programmpaket MUFTE für die Simulation dreidimensionaler Strömungs- und

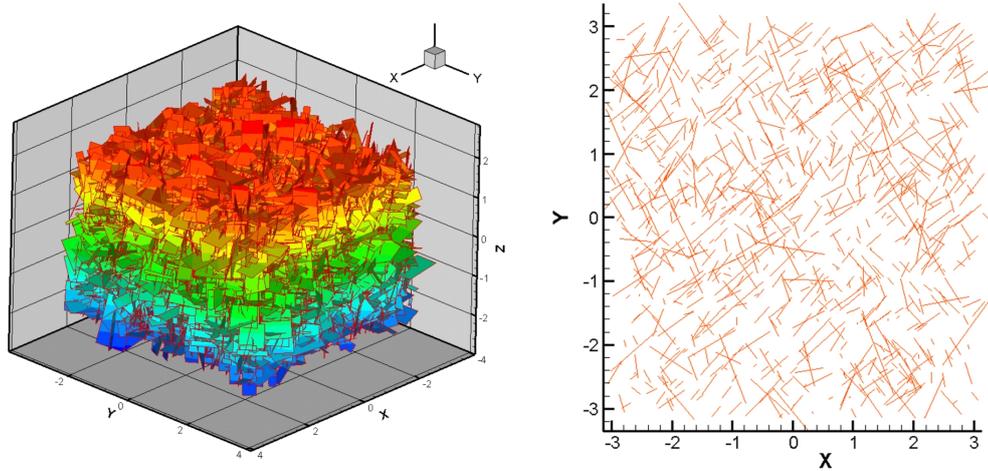


Abbildung 5.2: Stochastisch generiertes, dreidimensionales Kluftnetzwerk (links) und Verschnidungslinien der Klüfte mit der Fläche $z=0$ (rechts).

Transportvorgänge in einem unregelmäßigen FE-Netz zu verwenden. Daher bleiben die Simulationen im stochastischen Kluftmodell auf zweidimensionale Schnittflächen beschränkt. Durch die Wahl mehrerer, orthogonal zueinander ausgerichteter Flächen können aus diesem Ansatz dennoch zahlreiche Informationen gewonnen werden. Neben waagrecht orientierten Schnittflächen, bieten sich auch die senkrecht stehenden Verbindungsflächen der sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes als Berechnungsebenen an (Abb. 5.3).

Auch mit diesem Modell wird zunächst ausschließlich ein stationäres Fließfeld simuliert, in das in einem zweiten Schritt zusätzlich instationärer Transport implementiert wird. Die numerischen Randbedingungen werden in Anlehnung an die durchgeführten Strömungs- und Tracerversuche gewählt. Die simulierten Kurven werden an die gemessenen Werte durch Variation der Matrixdurchlässigkeit, Kluftöffnungsweite, Dispersion und der effektiven Porosität angepasst.

5.2.4 Kluftflächen- und Stromröhrenmodell im Labormaßstab

Auch die im Labormaßstab durchgeführten Tracerversuche (Kap. 4.3) sollen mit unterschiedlichen numerischen Modellansätzen simuliert werden. Hierfür wird der Bohrkern als dreidimensionales Netz aus 41 796 orthorhombischen Finiten Elementen in Layer- und Slice-Technik dargestellt. Numerische Probleme können bei diesem Modell aus den deutlichen Geschwindigkeitsunterschieden zwischen dem schnellen advektiven Transport entlang der Kluft und dem langsamen advektiven, bzw. diffusiven Stofftransport innerhalb der Matrix sowie zwischen Kluft und Matrix entstehen. Daher wird das Netz

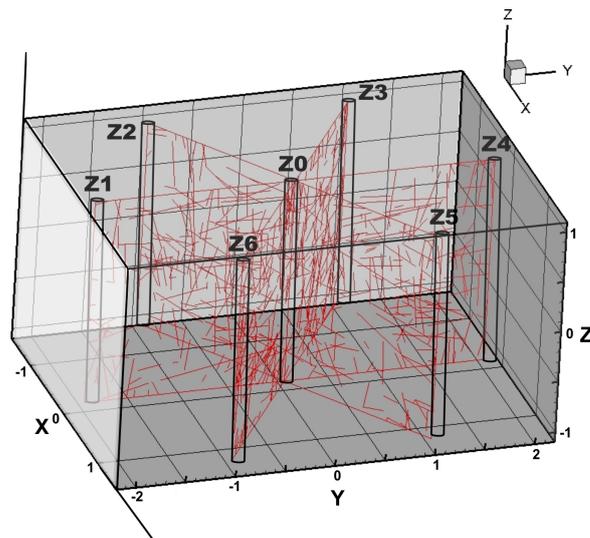


Abbildung 5.3: Verschneidungslinien der Bohrlochverbindungsebenen mit den Elementen des stochastisch generierten Kluftnetzwerkes.

mit einer Maschenweite von 2,8 cm am Rand des Bohrkerns und 0,5 mm im Zentrum des Kerns zur Kluft hin zunehmend feiner generiert (Abb. 5.4).

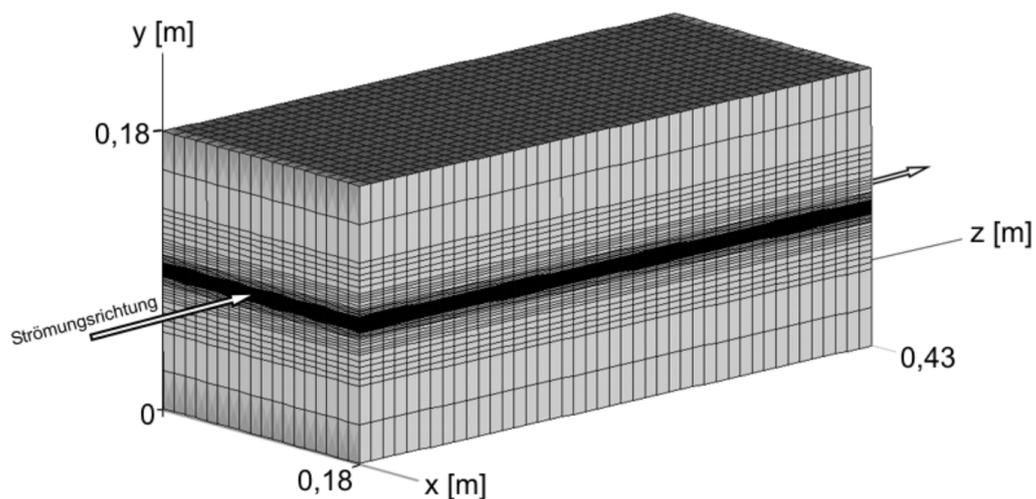


Abbildung 5.4: Skizze des Einzelkluftmodells im Labormaßstab. Das FE-Netz ist zur waagrecht orientierten Kluftfläche hin zunehmend feiner diskretisiert.

Dass der zylindrische Bohrkern durch einen quaderförmigen Modellkörper dargestellt wird, kann aufgrund der Versuchsanordnung als ausreichend genaue Näherung angesehen werden. Die relativ kurzen Versuchslaufzeiten lassen zusammen mit den äußerst geringen Strömungsgeschwindigkeiten in der Matrix den dadurch verursachten Fehler in den Rahmen der Messungenauigkeiten fallen. In erster Linie ist es von Bedeutung, die Geometrie der Kluftfläche, sowie die unmittelbar an die Kluft angrenzenden Matrixelemente im Modell möglichst laborgetreu wiederzugeben.

Die Strömung durch Kluft und Matrix wird als stationär angenommen. Die die Sandsteinmatrix repräsentierenden Elemente werden wie ein homogenes poröses Medium behandelt, in dem das Gesetz von DARCY Gültigkeit besitzt (Gl. 2.4).

Als Eingangsdaten werden jedem Matrixelement die in Laborversuchen bestimmten Stoffparameter (Porosität $\varepsilon = 0,18$; $k_f = 1 \cdot 10^{-8}$ m/s und der aus Diffusionszellversuchen bekannte effektive Diffusionskoeffizient von Uranin in Stubensandstein $D_e = 8,601 \cdot 10^{-8}$ cm²/s (STEGGER 1998) zugeordnet.

Die Darstellung der unebenen natürlichen Kluftfläche ist im Modell auf zwei grundlegend unterschiedliche Arten realisiert. In einem ersten Ansatz wird ein zweidimensionales Flächenelement verwendet, um die natürliche Kluftfläche zu simulieren (Kap. 8.1.2). Durch die Verwendung eindimensionaler Stabelemente soll in einem zweiten numerischen Ansatz die Ausbildung präferentieller Fließwege und ihr Einfluss auf den gemessenen Tracerdurchbruch dargestellt werden (Kap. 8.1.3).

6 Ergebnisse hydraulischer und gesteinspezifischer Laboruntersuchungen

Begleitende Laboruntersuchungen dienen dazu, Informationen über das Sättigungsverhalten, die Durchlässigkeit, die Porosität und die Dichte des Stubensandsteins zu erhalten. Auf diese Weise kann die Anzahl unbekannter Parameter im Hinblick auf die Erstellung numerischer Modelle reduziert werden.

6.1 Kapillare Steighöhe

Mit Hilfe von Aufsättigungsversuchen (Kap. 4.4.1) wird der zeitliche Verlauf des Sättigungsgrades durch kapillare Wasseraufnahme in sechs ofentrockenen Zylinderproben des Stubensandsteins mit gleichem Durchmesser und Längen von 16 mm bis 210 mm gemessen. Die unterschiedlichen Zylinderlängen ermöglichen dem kapillar aufsteigenden Wasser von Zylinder zu Zylinder unterschiedliche Steighöhen. Durch Überwachung und Aufzeichnung der Wasseraufnahme einer jeden Probe kann so die kapillare Steighöhe im Stubensandstein abgeschätzt werden.

Der Sättigungsgrad s einer Sandsteinprobe wird bezogen auf eine durchschnittliche Porosität von 16,5 Vol.-% (repräsentative Untersuchung mit dem Kapillarpyknometer) angegeben. Er errechnet sich als das Verhältnis von aufgenommenem Wasservolumen V_w zum Gesamtporenvolumen des Zylinders, also dem Produkt aus Probenvolumen V und Porosität ϵ .

$$s = \frac{V_w}{V \cdot \epsilon} \quad (6.1)$$

Der Wassergehalt w gibt dagegen nach DIN 18 121 das Verhältnis der Masse des aufgenommenen Wassers m_w zur Trockenmasse m_d der Probe an.

$$w = \frac{m_w}{m_d} \quad (6.2)$$

Um einen aussagekräftigen Vergleich zu ermöglichen, werden Wassergehalt und Sättigungsgrad nach 24 h und im Gleichgewichtszustand, also wenn keine Wasseraufnahme mehr messbar ist, registriert. Diese Ergebnisse sind in Tab. 6.1 zusammengestellt.

Der Zeitpunkt, zu dem sich der Gleichgewichtssättigungsgrad einstellt, liegt zwischen etwa 150 h für den 210 mm hohen Zylinder und weniger als 2 h für eine Zylinderhöhe von 16 mm. Der nach 24 h erreichte Sättigungsgrad ist in Abb. 6.1 für die unterschiedlichen Probenhöhen graphisch dargestellt.

Im Gleichgewichtszustand liegt der Sättigungsgrad zwischen 71,6 % beim größten und 97,7 % beim kleinsten Zylinder. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass bereits kleine Messungenauigkeiten bei der Bestimmung der Porosität große Auswirkungen auf die Sättigungsergebnisse, insbesondere der 16 mm-Zylinderprobe, haben können. Dieser Um-

Tabelle 6.1: Wassergehalt und Sättigungsgrad von Zylinderproben gleichen Durchmessers und unterschiedlicher Höhe nach 24 h und nach Erreichen des kapillaren Sättigungsgleichgewichts.

Zylinderhöhe	s [%]	w [%]	s [%]	w [%]
	24 h	24 h	Gleichgewicht	Gleichgewicht
16 mm	97,7	7,22	97,7	7,22
51 mm	78,5	6,30	85,9	6,32
71 mm	63,9	4,95	76,5	5,50
102 mm	53,5	4,24	75,5	5,48
117 mm	41,0	3,21	74,3	5,44
210 mm	34,1	2,59	71,6	5,02

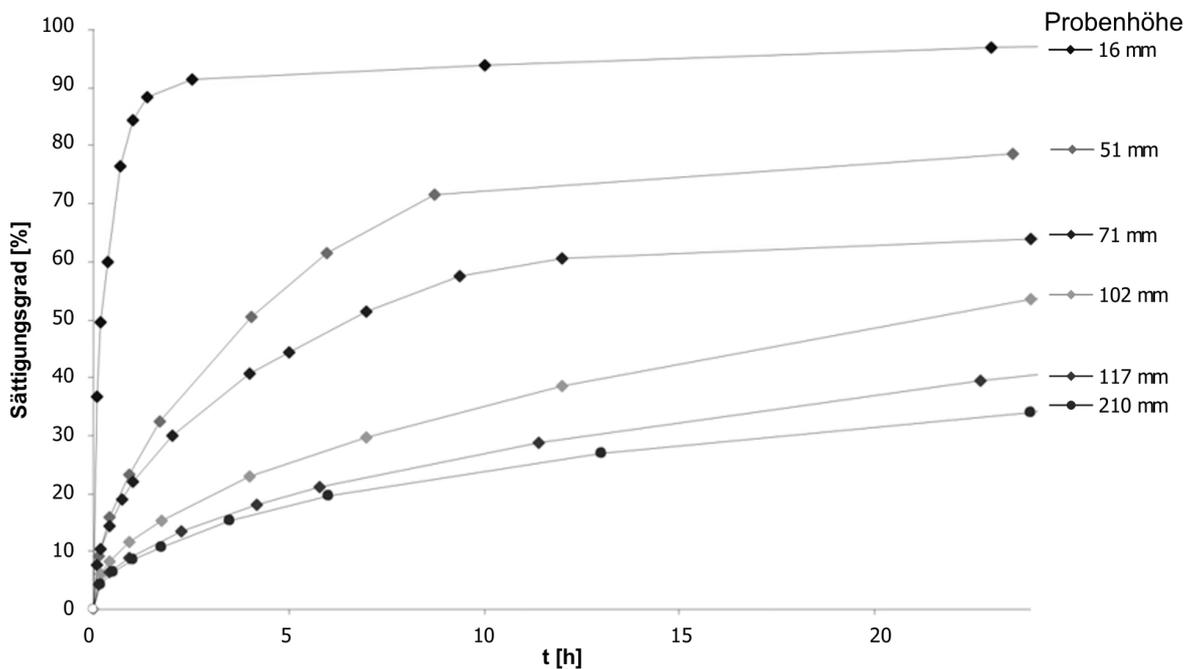


Abbildung 6.1: Kapillare Aufsättigung im Laufe von 24 h bei unterschiedlichen Höhen der Zylinderproben.

stand muss bei der Beurteilung dieses Messwertes berücksichtigt werden. Die auf diese Weise bestimmten Wassergehalte bewegen sich zwischen 5,02 % und 7,22 %.

Stellt man die gemessenen Gleichgewichtssättigungsgrade in Beziehung zur jeweiligen Zylinderhöhe graphisch dar, ergibt sich Abb. 6.2. Implementiert man in dieses Diagramm die Größe eines statistischen Kluftrumpfes von ca. 22-23 cm (Kap. 3.1) und eine lineare Ausgleichsgerade durch die Messwerte der Sättigung, so ergibt sich der in einem

statistischen Kluftkörper erwartete Sättigungsgrad in Abhängigkeit der Steighöhe, wie er im Gleichgewichtszustand nach etwa 150-170 h zu erwarten ist (schwarze Linie).

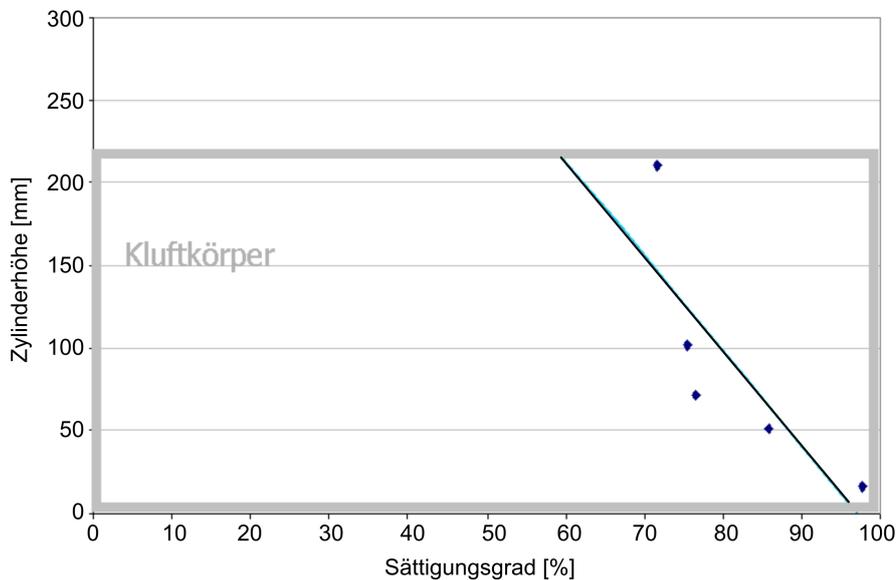


Abbildung 6.2: Aus den Laborversuchen erwartete Sättigung durch kapillaren Aufstieg (schwarze Linie) in einem statistischen Kluftkörper (grau eingefasster Bereich) des Versuchsblocksandsteins.

Der Zeitraum, der zum Erreichen des Sättigungsgleichgewichts in einem statistischen Kluftkörper (23 cm Höhe) nötig ist (ab dem Moment, in dem die Basisfläche unter Wasser gesetzt wird), dürfte unwesentlich länger sein, als zum Erreichen der Gleichgewichtssättigung in der 21 cm hohen Zylinderprobe. Eine wichtige Voraussetzung ist dabei, dass innerhalb des Testfeldes eingeschlossene Luft frei nach oben hin entweichen kann.

Mit dieser modellhaften Überlegung kann der für die Aufsättigung des gesamten Testfeldes notwendige Zeitraum abgeschätzt werden, unter der Voraussetzung, dass sich der Versuchsblock aus würfelförmigen statistischen Kluftkörpern mit einer Kantenlänge von 23 cm (Kap. 3.1) zusammensetzt. Um innerhalb der untersten Schicht dieser statistischen Kluftkörper ein kapillares Sättigungsgleichgewicht zu erreichen, werden nach obigen Ausführungen 200 h als ausreichend angesehen. Der gesamte Versuchsblock ist an der höchsten Stelle ca. 2,2 m hoch, wird also statistisch betrachtet aus zehn Kluftkörperschichten übereinander aufgebaut. Somit sind 2000 h für die Sättigung und nochmal etwa 500 h für das zehnfache Anheben der Standrohrspiegelhöhe um jeweils einen statistischen Kluftabstand notwendig, um das Sättigungsgleichgewicht im statistischen Versuchsblock zu erreichen. Das ergibt einen Zeitraum von insgesamt 2500 h oder etwa 104 d. Angenommen, diese Modellvorstellung trifft in etwa zu, so sind ca. 104 d not-

wendig, um innerhalb der statistischen Matrixblöcke im schlechtesten Fall eine durchschnittliche Sättigung von knapp 80 % zu erreichen.

Diese Überlegungen wurden in der Praxis bestätigt. Die Feuchtemessungen mit Hilfe von TDR-Bohrlochsonden ergaben bereits wenige Stunden nach Beginn des Sättigungsprozesses Sättigungsgrade von 80-90 % in den untersten Schichten des Sandsteinkörpers. In diesem Bereich beginnt der Übergang zu den tonig-schluffigen Schichten im Liegenden und die Porosität erreicht mit bis zu 20-22 % die höchsten Werte.

Durch Beobachten des Wasserspiegels im Bewässerungsrohr und mit Hilfe einer Wasseruhr kann die vom Versuchsblock aufgenommene Wassermenge abgeschätzt werden. Insgesamt wird bei einem Testfeldvolumen von ca. 194 m^3 , einer durchschnittlichen hydraulisch wirksamen Porosität von 14 % und einem erhofften Sättigungsgrad von etwa 90 % eine Wasseraufnahme von ca. $24,4 \text{ m}^3$ erwartet. In jedem Bohrloch wird der Wassergehalt des Sandsteins im vertikalen Abstand von 40 cm gemessen. Zu Beginn der Aufsättigung wird hierbei ein zeitliches Messintervall von wenigen Stunden eingehalten. Später werden die Wassergehaltsmessungen im Abstand mehrerer Tage durchgeführt und konzentrieren sich auf die Zeitpunkte der Anhebung des von außen angelegten Wasserspiegels.

Ab einer Wasserzuführung von ca. $3,5 \text{ m}^3$ sind in den untersten Bereichen der Bohrlöcher zum ersten Mal Wasserzutritte zu erkennen. Trotz fortlaufender geringer Wasseraufnahme ist ab diesem Zeitpunkt (ca. eine Woche nach Beginn der Aufsättigung) keine weitere Erhöhung des Wassergehalts des Versuchsblocksandsteins feststellbar. Eine kontinuierliche geringe Wasseraufnahme des Testfeldes ist auf Undichtigkeiten in den unterlagernden Schichten zurückzuführen. Diese auch schon bei THÜRINGER (2002) beschriebenen Undichtigkeiten erreichen jedoch auch zusammen mit einigen Sickerwasseraustritten an Leckagen innerhalb der Blockeinkapselung zu keiner Zeit ein für die Versuchsdurchführung oder -auswertung relevantes Niveau.

Im Folgenden wird der von außen angelegte Wasserspiegel um 25 cm angehoben und auch innerhalb der Bohrlöcher durch Wasserzugabe ein freier Wasserspiegel 25 cm über der Blockunterkante eingestellt. Diese Anhebung des Wasserspiegels äußert sich, genau wie die folgenden Anhebungen, in einer raschen Zunahme des Sättigungsgrades im entsprechenden Blockniveau von etwa 2-5 % auf ca. 50-60 %. Nach dieser in wenigen Stunden ablaufenden Phase erfolgt ein weiterer Anstieg des durchschnittlichen Sättigungsgrades auf etwa 80 % innerhalb einer Woche. Dabei treten auch innerhalb eines Blockniveaus Schwankungen im Sättigungsgrad um bis zu 10-20 % auf. Diese Abweichungen dürften auf Variationen in der lokalen Korngröße und der Porosität des Sandsteins zurückzuführen sein.

Mit der beschriebenen Vorgehensweise wird der gesamte Versuchsblock innerhalb von drei bis vier Monaten aufgesättigt. Dabei liegen die erreichten Sättigungswerte bei einer angenommenen Porosität von 14 % bei 80-95 % im Bereich der Blockbasis. Nach oben hin nehmen diese Werte auf etwa 75-85 % ab. In den obersten Schichten des Sandsteins sind

die Messungen aufgrund des eingebauten Bewehrungsstahls in der Blockummantelung allerdings mit Unsicherheiten behaftet.

Die oben erwähnten Undichtigkeiten in den unterlagernden tonig-schluffigen Schichten machen sich während der hydraulischen Versuche nicht bemerkbar. Kommt es zwischen den Versuchen zu mehrtägigen Unterbrechungen ist jedoch ein Absinken in den einzelnen Bohrlöchern und somit auch in den hydraulisch aktiven Hauptklüften des Versuchsblockes zu beobachten. Aber TDR-Messungen zeigen, dass sich auch in diesem Fall die integrativ gemessene Gebirgsfeuchte nur um 2-3 % verringert. Eine erneute Anhebung des Wasserspiegels durch Zugabe von Wasser über die Bewässerungsleitung und die einzelnen Bohrlöcher stellt innerhalb kürzester Zeit die für die Versuche brauchbaren Sättigungsverhältnisse wieder her.

6.2 Permeabilität ungeklüfteter Zylinderproben

Tabelle 6.2 bietet einen Überblick über die Ergebnisse der Durchlässigkeitsmessungen an ungeklüfteten Stubensandsteinproben aus unterschiedlichen Bereichen des Testfeldes. Die gemessenen Werte zeigen dabei eine recht gute Übereinstimmung mit den von SCHUBART (1996) an vergleichbaren Proben gemessenen Durchlässigkeiten.

Tabelle 6.2: Überblick über die gemessenen Durchflussraten und die daraus berechneten Durchlässigkeitsbeiwerte k_f für Zylinderproben unterschiedlicher Abmessungen.

	A [m ²]	l [m]	∇h [-]	Q [m ³ /s]	k_f -Wert [m/s]
Zylinder 1	$7,54 \cdot 10^{-3}$	0,101	14,265	$6,99 \cdot 10^{-9}$	$6,5 \cdot 10^{-8}$
Zylinder 2	$7,54 \cdot 10^{-3}$	0,103	13,235	$4,98 \cdot 10^{-10}$	$4,9 \cdot 10^{-9}$
Zylinder 3	$7,54 \cdot 10^{-3}$	0,051	19,608	$3,15 \cdot 10^{-8}$	$2,13 \cdot 10^{-7}$
Zylinder 4	$7,54 \cdot 10^{-3}$	0,052	18,854	$6,00 \cdot 10^{-9}$	$4,22 \cdot 10^{-8}$

Die Messwerte bewegen sich zwischen $2 \cdot 10^{-7}$ m/s und $5 \cdot 10^{-9}$ m/s für den k_f -Wert bei 20 °C, was eine erhebliche Bandbreite für die Durchlässigkeiten der als homogen angesehenen Sandsteinproben darstellt (Faktor 40 : 1).

Ausgehend von den Messwerten für 20 °C erfolgt eine Umrechnung nach DIN 18 130 auf 10 °C, was näherungsweise der Temperatur des Wassers im Versuchsblock entspricht. Hierbei gilt:

$$k_{f10^\circ\text{C}} = \alpha \cdot k_{f20^\circ\text{C}} \quad (6.3)$$

α ist dabei ein Korrekturbeiwert, der für 20 °C mit 0,771 angegeben wird (DIN 19 130). Für die auf Versuchsblocktemperatur umgerechneten Durchlässigkeitsbeiwerte $k_{f10^\circ\text{C}}$

ergeben sich nach obiger Formel Werte von $3,8 \cdot 10^{-9}$ m/s bis $1,6 \cdot 10^{-7}$ m/s als Gesteinsdurchlässigkeit der ungeklüfteten Sandsteinmatrix.

6.3 Porosität und Porenradienverteilung

Die Ergebnisse der Porositätsuntersuchungen mit dem Quecksilberporosimeter bewegen sich zwischen ca. 18-19 Vol.-% in den oberen Teilen des Versuchsblockes und bis zu 23 Vol.-% im Bereich der feinkörnigeren Blockbasis. Diese Werte stellen jedoch die Gesamtporosität dar und liegen sehr wahrscheinlich deutlich über der effektiven Porosität, die hydraulischen Strömungsvorgängen zugänglich ist. Nach BUSCH et al. (1993) ist der untere Schwellendurchmesser von für gravitativ bewegtes Wasser zugänglichen Poren ca. 0,008 mm. Hydrostatische Kräfte verhindern durch die Bildung von Haftwasserfilmen ein Durchströmen von Poren, deren Durchmesser geringer als dieser Grenzwert ist. Die in Abb. 6.3 dargestellte Porenradienverteilung einer repräsentativen Stubensandsteinprobe des Versuchsblockes zeigt, dass der größte Teil der Porenradien zwischen 0,001 und 0,005 mm liegt und somit nicht der für advektiven hydraulischen Strom effektiven Porosität zugerechnet werden darf.

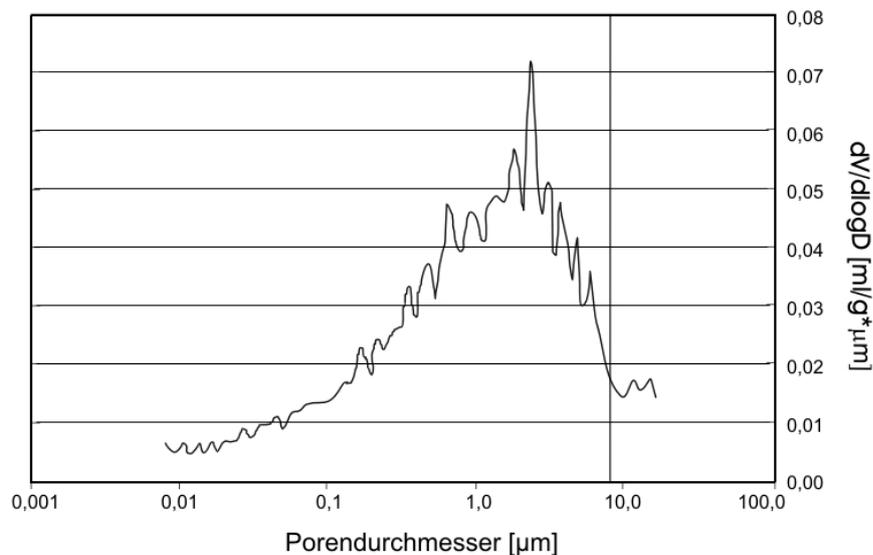


Abbildung 6.3: Mit Hilfe von Quecksilberporosimetrie bestimmte Porenradienverteilung des Stubensandsteins.

Wie groß an diesem Ergebnis darüber hinaus der Anteil von blind endenden *dead-end*-Poren, die ebenfalls von der Gesamtporosität abgezogen werden müssen, ist, kann mit Hilfe des Hg-Porosimeters nicht ermittelt werden.

Zusammenfassend ist die auf diese Weise bestimmte Porosität als ein Richtwert anzusehen. Auch wenn die Ergebnisse auf der einen Seite zur Abschätzung diffusiver Transportvorgänge zwischen Klufttraum und Matrixporen dienen, so sollten sie auf der anderen Seite keinesfalls als die für den advektiven Strom effektive Porosität angesehen werden.

Die Werte liegen deutlich über den Ergebnissen der Pyknometermessungen (Kap. 6.4). Dieser Fehler ist auf die hohe Oberflächenspannung des Quecksilbers als nicht benetzende Flüssigkeit zurückzuführen. So muss bei Beginn der Messung zunächst ein Anfangsüberdruck in der Messkammer aufgebaut werden, um das Quecksilber die Rauigkeiten der Probenkörperoberflächen ausfüllen zu lassen. Diese Rauigkeiten werden dadurch bereits zur gemessenen Porosität addiert und verfälschen die Messwerte. Ein weiteres Indiz hierfür ist die wesentlich zu geringe Korndichte von $2,2 - 2,4 \text{ g/cm}^3$, die das Hg-Porosimeter für den Stubensandstein angibt. Die mit Hg-Porosimetrie ermittelten Porositäten sollten daher stets kritisch hinterfragt und durch Pyknometermessungen überprüft werden. Trotz der bei Sandsteinproben auftretenden Ungenauigkeiten bei Messung der Porosität ist diese Methode dazu geeignet, die Porenradienverteilung poröser Materialien näherungsweise zu bestimmen.

6.4 Trockenrohichte und Korndichte

Die Pyknometermessungen lassen auf eine Korndichte des Stubensandsteins im Testfeldbereich zwischen $2,60 \text{ g/cm}^3$ und $2,61 \text{ g/cm}^3$ schließen.

Diese Ergebnisse liegen innerhalb des von PRINZ (1997) für Sandsteine angegebenen Korndichtebereichs von $2,60-2,75 \text{ g/cm}^3$. Eine Bestimmung der Trockenrohichte über die Massenermittlung von Probekörpern bekannten Volumens ergibt dagegen Werte zwischen $2,24$ und $2,25 \text{ g/cm}^3$. Aus diesem Verhältnis kann für die Matrix des Stubensandsteins eine Gesamtporosität ϵ von $13,8\%$ errechnet werden.

Dieser Wert liegt signifikant unter den Ergebnissen der Hg-Porosimetrie (Kap. 6.3) von $18-23\%$. Angesichts der zahlreichen Fehlerquellen, die bei der Methode der Quecksilberporosimetrie zu beachten sind (s.o.), ist den Ergebnissen der Pyknometermessungen in diesem Fall jedoch eine größere Aussagekraft beizumessen.

7 Fluidströmung in geklüftet porösem Sandstein

Im Rahmen von Strömungsversuchen werden mit Hilfe künstlich induzierter Gradienten innerhalb des Testfeldes Volumenströme erzeugt und ausgewertet. Hierbei werden zunächst integrativ über die gesamte Bohrlochlänge ungerichtete Fließfelder, später orientierte Strömungen zwischen jeweils zwei Bohrlöchern eingestellt und in Abhängigkeit des angelegten Druckes gemessen. Neben der Bewertung der Durchlässigkeitsverhältnisse im heterogenen Versuchsblock kommt es zu einem Vergleich von Gas- und Wasserströmungen. Schließlich lassen sich empirische Strömungsgesetze für turbulente Spaltströmungen anwenden und überprüfen.

7.1 Bohrlochinjektionsversuche am Versuchsblock

Mit Hilfe von ungerichteten Bohrlochinjektionsversuchen, die an den sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes durchgeführt werden, lässt sich die Gebirgsdurchlässigkeit des Versuchsblockes im direkten Umfeld der jeweiligen Bohrung bestimmen. Dadurch, dass die Versuche sowohl in der Gasphase im luftgesättigten Sandstein, als auch hydraulisch im wassergesättigten Block durchgeführt werden, können die Strömungsparameter unterschiedlicher Fluide direkt miteinander verglichen werden.

7.1.1 Hydraulische k_f -Werte und Permeabilitäten

Die im Umfeld der sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes mit Hilfe von WD-Versuchen ermittelten hydraulischen Durchlässigkeitsbeiwerte schwanken um den Faktor 1 : 87. Die geringste Durchlässigkeit (integrativ bestimmte Gebirgsdurchlässigkeit) tritt dabei im Bereich von Bohrloch Z2 mit im Mittel $1,56 \cdot 10^{-6}$ m/s auf. Als höchste Durchlässigkeit werden in Z4 $1,17 \cdot 10^{-4}$ m/s registriert. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick über die in den einzelnen Bohrlöchern gemessenen Durchlässigkeitsbeiwerte und die daraus berechneten hydraulischen Permeabilitäten. Die dargestellten Ergebnisse beruhen jeweils auf den Mittelwerten der an einem Loch bei unterschiedlichen Druckstufen gemessenen Injektionsraten.

Diese Injektionsraten, die während der Versuche in Abhängigkeit vom im Loch herrschenden, mittleren Überdruck aufgezeichnet werden, sind in Abb. 7.1 graphisch dargestellt. Insbesondere bei den Löchern Z0 und Z6 fällt eine Diskrepanz zwischen Belastungs- und Entlastungskurve auf.

Die Gründe hierfür können vielfältig sein. Aufgrund der insgesamt geringen Drücke von maximal 600 mbar ist eine strukturelle Veränderung des Versuchsblockes, wie z.B. eine überdruckbedingte Aufweitung feiner Klüfte auszuschließen. Auch ein Ausspülen von Feinmaterial erscheint als Ursache unwahrscheinlich, da der gemessene Effekt in den entsprechenden Bohrlöchern reproduzierbar ist und auch nach häufiger Versuchsdurchführung auftritt.

Tabelle 7.1: Hydraulisch bestimmte Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten im Bereich der einzelnen Bohrlöcher der 7-spot-Anordnung.

Bohrloch	k_f [m/s]	k_0 [m ²]
Z0	$1,78 \cdot 10^{-5}$	$1,82 \cdot 10^{-12}$
Z1	$9,69 \cdot 10^{-5}$	$9,88 \cdot 10^{-12}$
Z2	$1,56 \cdot 10^{-6}$	$1,59 \cdot 10^{-13}$
Z3	$4,69 \cdot 10^{-5}$	$4,78 \cdot 10^{-12}$
Z4	$1,17 \cdot 10^{-4}$	$1,19 \cdot 10^{-11}$
Z5	$6,76 \cdot 10^{-5}$	$6,90 \cdot 10^{-12}$
Z6	$3,43 \cdot 10^{-5}$	$3,50 \cdot 10^{-12}$

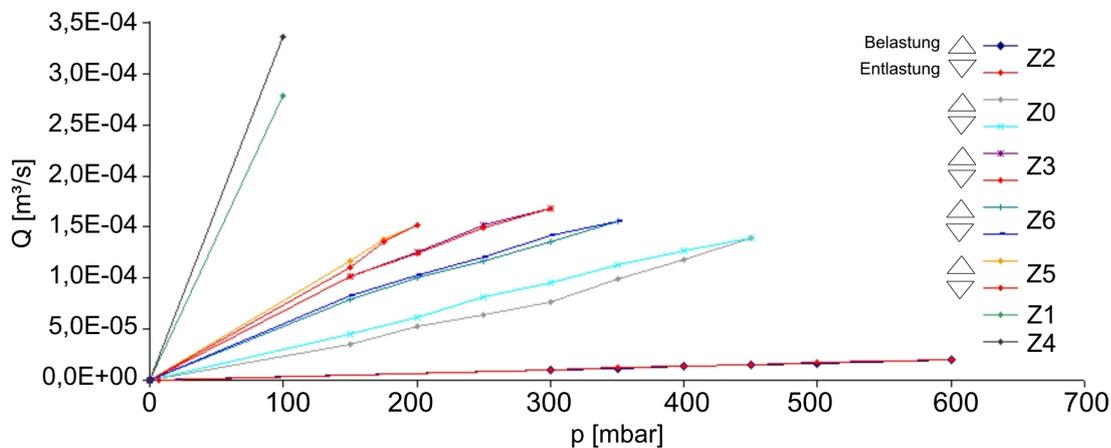


Abbildung 7.1: Ergebnisse der Wasserdruckversuche (WD-Tests) in den sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes.

Da diese Abweichungen nur punktuell am Versuchsblock zu beobachten sind, wird als wahrscheinlichster Auslöser eine nicht vollständige Sättigung des Sandsteinkörpers angesehen. Ansammlungen von Restluft, die in der Matrix oder in sehr feingeklüfteten Bereichen des Gesteins eingeschlossen sind, müssen zunächst verdrängt und damit einhergehende Kapillarkräfte überwunden werden. Bei Verringerung des Druckes scheinen diese Luftansammlungen wieder ihre ursprünglichen Positionen einzunehmen und so die Reproduzierbarkeit dieses Phänomens zu bewirken.

7.1.2 Pneumatische k_f -Werte und Permeabilitäten

Die Bestimmung der pneumatischen Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten erfolgt in Anlehnung an die hydraulischen WD-Versuche (Kap. 4.2.1). In die Löcher des

Bohrlochkranzes wird nacheinander unter Verwendung unterschiedlicher Druckstufen Umgebungsluft gepumpt und die Injektionsraten in Abhängigkeit des notwendigen Überdruckes aufgezeichnet. Die Ergebnisse der pneumatischen Injektionsversuche sind in Tab.7.2 zusammengestellt. Aus messtechnischen Gründen und der geringen Durchlässigkeit im Bereich von Z2 kann dort leider kein stabiles Gasströmungsfeld eingestellt werden.

Tabelle 7.2: Pneumatisch bestimmte Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten im Bereich der einzelnen Bohrlöcher des Bohrlochkranzes.

Bohrloch	k_f [m/s]	k_0 [m ²]
Z0	$3,43 \cdot 10^{-6}$	$5,25 \cdot 10^{-12}$
Z1	$6,76 \cdot 10^{-5}$	$1,03 \cdot 10^{-10}$
Z2	n.m.	n.m.
Z3	$1,21 \cdot 10^{-5}$	$1,85 \cdot 10^{-11}$
Z4	$1,55 \cdot 10^{-4}$	$2,37 \cdot 10^{-10}$
Z5	$1,62 \cdot 10^{-5}$	$2,48 \cdot 10^{-11}$
Z6	$7,99 \cdot 10^{-6}$	$1,22 \cdot 10^{-11}$

Die pneumatischen Durchlässigkeitsbeiwerte schwanken demnach um einen Faktor von 1 : 45, mit Z0 als dem geringstdurchlässigen, noch messbaren Loch und Z4 mit der größten Durchlässigkeit. Die Bandbreite der pneumatischen Durchlässigkeitsbeiwerte, zwischen Z0 und Z4 ist also größer als die Streuung der hydraulischen Durchlässigkeiten. Die hydraulischen Versuche ergeben zwischen diesen beiden Bohrlöchern eine Diskrepanz der k_f -Werte von 1 : 6,6.

Eine grafische Darstellung der Gasinjektionsraten in Abhängigkeit vom angelegten Überdruck (Abb.7.2) ergibt auf den ersten Blick ein ähnliches Bild wie die Ergebnisse der hydraulischen Messungen (Abb.7.1).

Im Gegensatz zu den hydraulischen Versuchen können jedoch bei den Gasströmungen keine Abweichungen in den Injektionsraten zwischen Druckerhöhung und Druckreduzierung festgestellt werden. Auch eine Reproduzierbarkeit der Kurven ist gegeben. Mit zunehmendem Druck ist in den meisten Kurven eine leichte Verflachung zu beobachten. Neben der Kompressibilität der Gase dürfte hier der mit ansteigender Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz zunehmende Strömungswiderstand ausschlaggebend sein. Ein ähnliches Phänomen kann auch bei der Auswertung der orientierten Gasströmungsversuche beobachtet und mit Hilfe eines analytischen Ansatzes bewertet werden (Kap. 7.2.3).

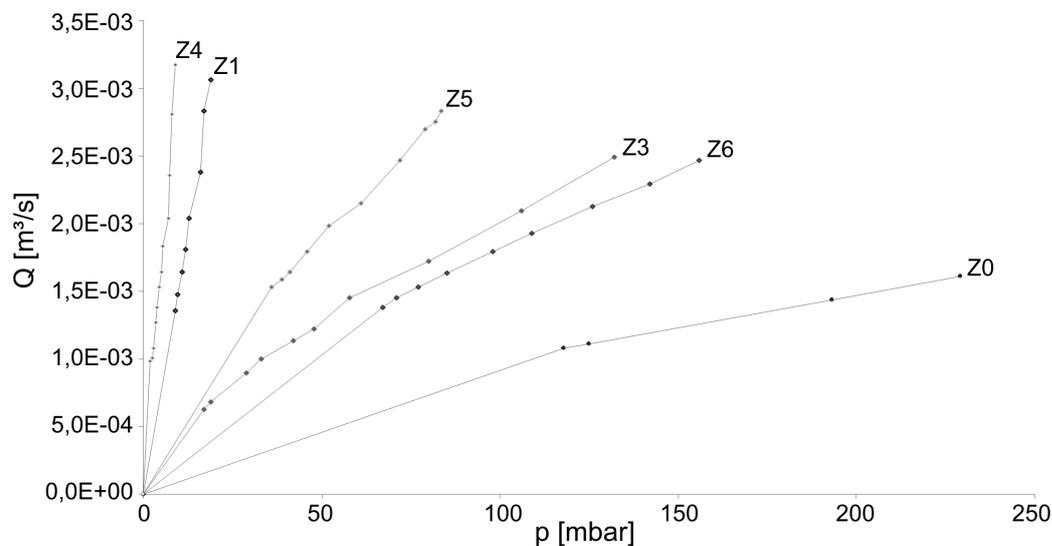


Abbildung 7.2: Pneumatische Injektionsraten an den Bohrungen des Bohrlochkranzes in Abhängigkeit des angelegten Überdruckes.

7.1.3 Vergleich hydraulischer und pneumatischer Permeabilitäten

Durch den vergleichbaren Versuchsaufbau von pneumatischen und hydraulischen Injektionsversuchen können die auf diese Weise bestimmten Durchlässigkeitsbeiwerte und Permeabilitäten direkt miteinander verglichen werden. Tabelle 7.3 enthält eine Gegenüberstellung der pneumatisch und hydraulisch bestimmten Parameter.

Tabelle 7.3: Vergleich der am Versuchsblock in ungerichteten Injektionsversuchen gemessenen hydraulischen und pneumatischen Durchlässigkeitsbeiwerte k_f und Permeabilitäten k_0 .

k_f [m/s] hydraulisch	k_{0w} [m ²] hydraulisch	k_f [m/s] pneumatisch	k_{0g} [m ²] pneumatisch
$1,3 \cdot 10^{-6}$ – $8,1 \cdot 10^{-5}$	$1,3 \cdot 10^{-13}$ – $8,1 \cdot 10^{-12}$	$7,0 \cdot 10^{-6}$ – $2,0 \cdot 10^{-4}$	$4,9 \cdot 10^{-12}$ – $3,2 \cdot 10^{-10}$

Im Gegensatz zum fluidspezifischen k_f -Wert sollten sich dabei für die Permeabilitäten k_0 in beiden Versuchstypen fluidunabhängige konstante Werte für das jeweilige Bohrloch ergeben. Wie bereits von zahlreichen Autoren beschrieben (Kap. 2.2) ist dies jedoch auch am Versuchsblock Pliezhausen nicht der Fall. Die pneumatisch bestimmten Permeabilitäten sind stets größer als die hydraulischen Permeabilitäten. Die Verhältnisse der Mittelwerte der maximalen und minimalen Durchlässigkeiten $k_{0g\ max}/k_{0w\ max}$ und $k_{0g\ min}/k_{0w\ min}$ bewegen sich zwischen 39,5 : 1 und 37,7 : 1. Die Diskrepanz liegt somit

noch über dem von BLOOMFIELD & WILLIAMS (1995) an homogenen Sandsteinproben gemessenen Verhältnis (Tab. 2.3).

Die Beziehung von pneumatischer zu hydraulischer Durchlässigkeit im Bereich der einzelnen Bohrlöcher scheint auch hier im doppelt-logarithmischen Diagramm linear zu sein (Abb. 7.3). Das empirisch von Bloomfield in homogenen triassischen Sandsteinproben ermittelte Verhältnis ($\log k_{0w} = 1,17 \cdot \log k_{0g} + 1,51$) trifft jedoch nicht zu.

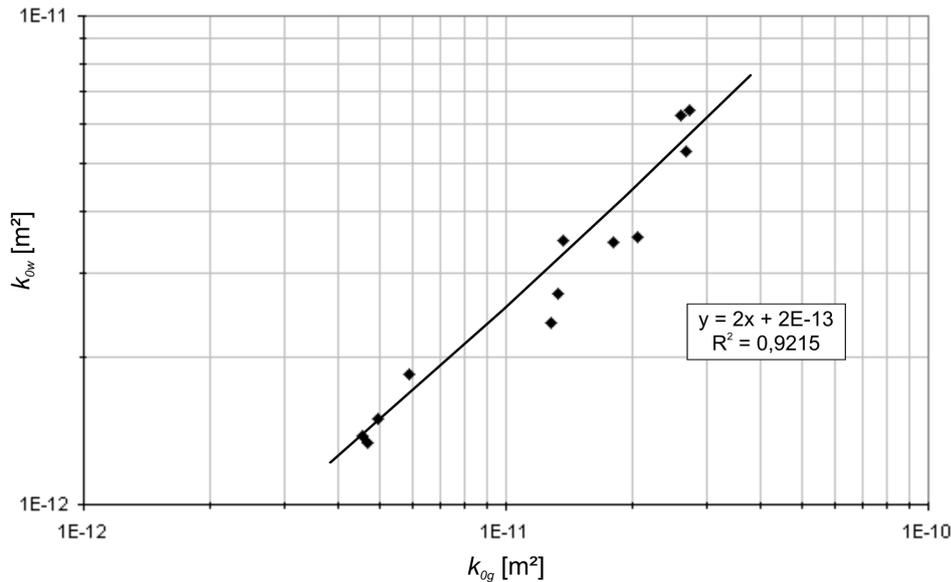


Abbildung 7.3: Verhältnis von hydraulisch zu pneumatisch ermittelten Permeabilitäten am Versuchsblock.

Die beste Anpassung für die am Versuchsblock gemessenen Permeabilitätsverhältnisse lässt sich mit der Beziehung

$$\log k_{0w} = 0,2 \log k_{0g} + 3 \cdot 10^{-13} \quad (7.1)$$

erreichen. Ein Bestimmtheitsmaß (Determinationskoeffizient) von nur 0,92 stellt dabei ein Maß für den großen Einfluss der strukturellen Heterogenität des geklüftet porösen Sandsteins auf die Bestimmung der Gebirgsdurchlässigkeit in diesem Maßstab dar.

7.2 Orientierte Strömungsversuche in der 7-spot-Anordnung

Die Versuchsauswertung der im Bohrlochkranz (7-spot-Anordnung) durchgeführten Strömungsversuche beruht auf der Messung von Volumen-Durchflussraten, die durch bestimmte Druckgradienten zwischen zwei Bohrungen erzeugt werden können. Unter der Annahme eines homogenen, radialsymmetrischen Strömungsfeldes, eines sta-

tionären Strömungszustandes und einer freien Grundwasseroberfläche gilt nach DUPUIT/THIEM (BUSCH et al. 1993):

$$Q = \frac{\pi \cdot k_f}{\ln r_2/r_1} \cdot (h_2^2 - h_1^2) \quad (7.2)$$

Q	Volumenstrom	$[L^3T^{-1}]$
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	$[LT^{-1}]$
h_1, h_2	Standrohrspiegelhöhen in den Messstellen	$[L]$
r_1, r_2	Entfernungen der Messstellen vom Beobachtungsbrunnen	$[L]$

Durch Umformen dieser Gleichung kann der integrative Durchlässigkeitsbeiwert k_f des geklüftet porösen Sandsteins auf der jeweiligen Bohrloch-Bohrloch-Strecke ermittelt werden. Die orientierten Strömungsversuche werden sowohl pneumatisch als auch hydraulisch durchgeführt. Um fluidunabhängige Aussagen treffen zu können, werden daher unter Einbeziehung der kinematischen Viskosität auf den jeweiligen Versuchsstrecken auch die Permeabilitäten angegeben.

7.2.1 Hydraulische und pneumatische k_f -Werte

In Tab. 7.4 sind die Ergebnisse der pneumatischen Strömungsversuche für jede gemessene Strömungsrichtung im Bohrlochkranz zusammengefasst. Insgesamt ist es bei den pneumatischen Versuchen im luftgesättigten Versuchsblock möglich, kontrollierte Gasströmungen in 12 verschiedene Richtungen aufzubauen. Vergleicht man die durchschnittlichen Permeabilitäten der einzelnen Strömungsrichtungen miteinander, so wird deutlich, dass zwischen der minimalen (Richtung 094°) und der maximalen mittleren Durchlässigkeit (Richtung 244°) ein Verhältnis von ca. 1:23 besteht.

Der Versuchsaufbau der orientierten hydraulischen Strömungsversuche am wasser-gesättigten Versuchsblock weicht von den pneumatischen Versuchen ab (Kap. 4.2.2). Hierbei gelingt es nicht, zwischen zwei Bohrlöchern, die weiter als 2 m voneinander entfernt sind, eine kontrollierte hydraulische Strömung aufzubauen. Der Versuch bleibt daher auf die sechs Richtungen zwischen den äußeren Bohrlöchern und Z0 beschränkt (Tab. 7.5).

Summiert man die in den äußeren Bohrlöchern eingegebenen Volumenströme, so sollten unter der Annahme eines vollständig geschlossenen Systems $8,82 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ im mittleren Bohrloch entnommen werden können, um einen hydraulischen Gradienten von 0,5 auf den sechs Bohrloch-Bohrloch Strecken zu halten. Aufgrund von Systemundichtigkeiten können jedoch nur $8,47 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ (= 5,08 l/min) aus Z0 entnommen werden, ohne dass der dort registrierte Wasserspiegel unter eine Höhe von 1,0 m über der Blockunterkante absinkt. Das entspricht einem Fehler von etwa 4 %.

Tabelle 7.4: Pneumatische k_f -Werte und pneumatisch bestimmte Permeabilitäten in Abhängigkeit der Strömungsrichtung.

Richtung [°]	Q [m ³ · s ⁻¹]	Δp [Pa]	k_f [m · s ⁻¹]	k_{0g} [m ²]
004	$2,78 \cdot 10^{-9}$	1,0	$8,16 \cdot 10^{-6}$	$1,25 \cdot 10^{-11}$
034	$2,22 \cdot 10^{-9}$	1,0	$6,52 \cdot 10^{-6}$	$9,97 \cdot 10^{-12}$
064	$2,90 \cdot 10^{-9}$	1,0	$8,52 \cdot 10^{-6}$	$1,30 \cdot 10^{-11}$
094	$2,84 \cdot 10^{-10}$	1,0	$8,34 \cdot 10^{-7}$	$1,28 \cdot 10^{-12}$
124	$3,72 \cdot 10^{-9}$	1,0	$1,09 \cdot 10^{-5}$	$1,67 \cdot 10^{-11}$
154	$3,17 \cdot 10^{-9}$	1,0	$9,31 \cdot 10^{-6}$	$1,42 \cdot 10^{-11}$
184	$5,07 \cdot 10^{-9}$	1,0	$1,49 \cdot 10^{-5}$	$2,28 \cdot 10^{-11}$
214	$4,29 \cdot 10^{-9}$	1,0	$1,26 \cdot 10^{-5}$	$1,93 \cdot 10^{-11}$
244	$6,50 \cdot 10^{-9}$	1,0	$1,91 \cdot 10^{-5}$	$2,92 \cdot 10^{-11}$
274	$7,55 \cdot 10^{-10}$	1,0	$2,23 \cdot 10^{-6}$	$2,90 \cdot 10^{-13}$
304	$1,08 \cdot 10^{-9}$	1,0	$3,17 \cdot 10^{-6}$	$4,85 \cdot 10^{-12}$
334	$2,15 \cdot 10^{-9}$	1,0	$6,31 \cdot 10^{-6}$	$9,65 \cdot 10^{-12}$

Tabelle 7.5: Hydraulische k_f -Werte und hydraulisch bestimmte Permeabilitäten in Abhängigkeit der Strömungsrichtung.

Richtung [°]	Q [m ³ · s ⁻¹]	Δh [m]	k_f [m · s ⁻¹]	k_0 [m ²]
004	$1,21 \cdot 10^{-5}$	1,0	$4,74 \cdot 10^{-6}$	$4,83 \cdot 10^{-13}$
064	$8,56 \cdot 10^{-6}$	1,0	$3,36 \cdot 10^{-6}$	$3,43 \cdot 10^{-13}$
124	$9,42 \cdot 10^{-6}$	1,0	$3,69 \cdot 10^{-6}$	$3,76 \cdot 10^{-13}$
184	$2,15 \cdot 10^{-5}$	1,0	$8,48 \cdot 10^{-6}$	$8,65 \cdot 10^{-13}$
244	$2,41 \cdot 10^{-5}$	1,0	$9,45 \cdot 10^{-6}$	$9,64 \cdot 10^{-13}$
304	$3,10 \cdot 10^{-6}$	1,0	$1,22 \cdot 10^{-6}$	$1,24 \cdot 10^{-13}$

Die auf den sechs Versuchsstrecken berechneten hydraulischen Permeabilitäten bewegen sich zwischen $1,24 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$ und $9,64 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$ und sind somit erneut wiederum etwas geringer als die pneumatischen Permeabilitäten ($4,85 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ bis $2,92 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$). Das Verhältnis k_{0g}/k_0w liegt im Mittelwert bei 31,25 : 1. Die Differenz fällt also etwas geringer als bei den ungerichteten Bohrlochinjektionsversuchen (Kap. 7.1) aus.

7.2.2 Der Permeabilitätstensor

Stellt man die richtungsabhängigen Permeabilitäten graphisch dar, ergibt sich ein zwei-dimensionaler statistischer Durchlässigkeitstensor, wie er in Abb. 7.4 zu sehen ist.

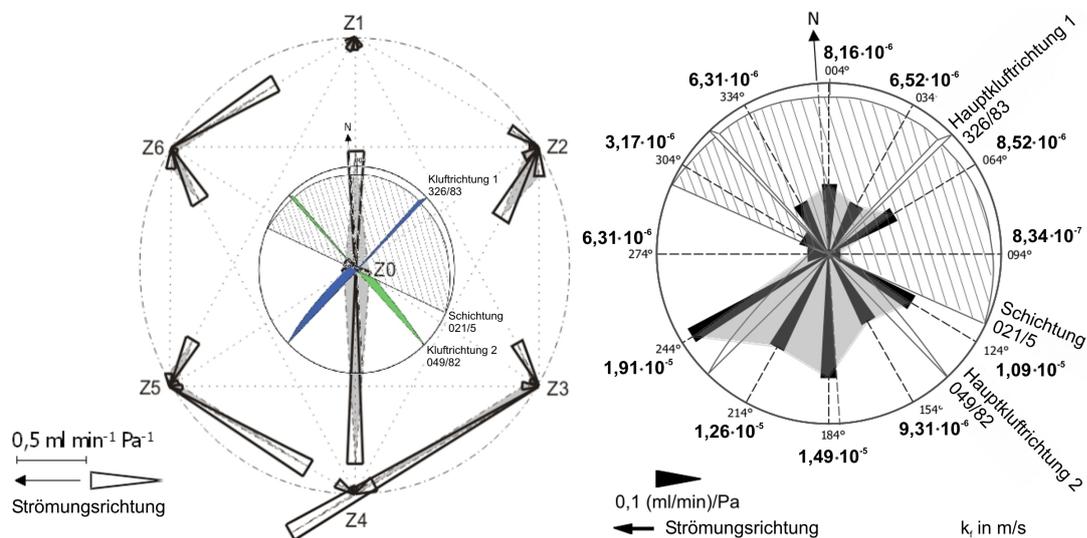


Abbildung 7.4: Ergebnisse der pneumatischen Strömungsversuche von Bohrloch zu Bohrloch (links) und daraus abgeleitete horizontale Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte (rechts).

Zu Grunde liegen hierbei die Mittelwerte der Nachströmraten, die sich durch bestimmte Druckgradienten zwischen zwei Bohrlöchern während der pneumatischen Strömungsversuche einstellen. Was jedoch in dieser Durchlässigkeitsverteilung nicht berücksichtigt wird, ist zum einen die jeweils unterschiedliche Anzahl von Messungen in jeder Strömungsrichtung, die den für die jeweilige Richtung angegebenen Mittelwert ergeben, zum anderen weisen die Versuchsstrecken unterschiedliche Längen auf (Kap. 4.1.3). Dem wird zwar durch Verwendung des Druckgradienten und nicht des absoluten Druckes Rechnung getragen, etwaige Verlustfaktoren, wie z.B. Druckverluste durch Undichtigkeiten auf den längeren Versuchsstrecken gehen in dieser Darstellung jedoch verloren.

Bei einem Vergleich des Durchlässigkeitstensors mit der Orientierung der Haupttrennflächen des Versuchsblockes, fällt eine weitere Problematik dieser Darstellungsweise auf. Die durchschnittliche Durchlässigkeit entlang der 004° - 184° -Achse ist sehr hoch angesichts der Tatsache, dass diese Richtung in etwa die Winkelhalbierende der zwei orthogonal verlaufenden Hauptkluftfrüchtungen darstellt und daher zusammen mit der W-E-Richtung die geringste Durchlässigkeit erwarten lässt. Dieses Problem ist stochastischer Natur und wird durch die sehr geringe Anzahl von Einzelversuchen in der jeweiligen Strömungsrichtung hervorgerufen (z.B. 5 Versuche in Richtung 184°). In südlicher Rich-

tung zeigen die einzelnen Strömungsversuche die Ergebnisse, die in Tab. 7.6 zusammengefasst sind.

Tabelle 7.6: Pneumatische Volumenströme, die sich bei einem Druckgradienten von 1 Pa/2 m in den Einzelversuchen der Strömungsrichtung 184° einstellen.

Versuch	Q [ml/(min · Pa)]
Z1-Z0	0,007
Z0-Z4	1,180
Z1-Z4	0,039
Z6-Z5	0,100
Z2-Z3	0,161

Hierbei bestätigt sich die Existenz einer in N-S-Richtung verlaufenden Einzelkluft, die in der Trennflächenstatistik nicht auftaucht, für das hydraulische Umfeld der Bohrungen Z0 und Z4 jedoch maßgeblich ist (Kap. 3.1). Der Messwert von 1,18 ml/(min·Pa) auf der Strecke von Z0 nach Z4 hebt den Mittelwert der fünf Messungen deutlich an und verlängert dadurch das zugehörige Dreieck im Tensordiagramm. Diese große Varianz der Messwerte, die auch in Richtung 004° zu beobachten ist, wird von einer solchen Durchlässigkeitsverteilung nicht berücksichtigt. Tabelle 7.6 zeigt, dass trotz des Mittelwerts von 0,3 ml/(min·Pa) bei Betrachtung einer zufällig ausgewählten Versuchsstrecke in Richtung 184° der gemessene Volumenstrom mit einer Wahrscheinlichkeit von 80 % gleich oder geringer als 0,161 ml/(min·Pa) ist. Mit einer Wahrscheinlichkeit von 60 % stellt sich sogar nur ein Strom von 0,1 ml/(min·Pa) oder weniger ein. In Richtung 004° verhält es sich mit einem Mittelwert von 0,17 ml/(min·Pa) bei einer 80 %-igen Wahrscheinlichkeit auf höchstens 0,04 ml/(min·Pa) ähnlich. Da auf keiner der anderen Strömungsrichtungen eine derart große Varianz der Messwerte zu beobachten ist, kann der pneumatische Durchlässigkeitstensor unter Berücksichtigung dieses stochastischen Effekts abgeändert werden.

Abbildung 7.5 zeigt demnach die Durchlässigkeitsverteilung, die bei bloßer Zugrundelegung der im Bohrlochkranz durchgeführten Strömungsversuche und unter der Annahme, der Bohrlochkranz stelle ein REV für das gesamte Testfeld dar, an einem zufällig ausgewählten Punkt des Versuchsblocks mit einer Wahrscheinlichkeit von 80 % getroffen wird.

Für die Darstellung der hydraulischen horizontalen Durchlässigkeitsverteilung steht leider aus versuchstechnischen Gründen nur eine sehr geringe Anzahl von Versuchen in sechs verschiedenen Strömungsrichtungen zur Verfügung. Stellt man die in Tab. 7.5 zusammengefassten Durchlässigkeitsbeiwerte grafisch dar, ergibt sich Abb. 7.6.

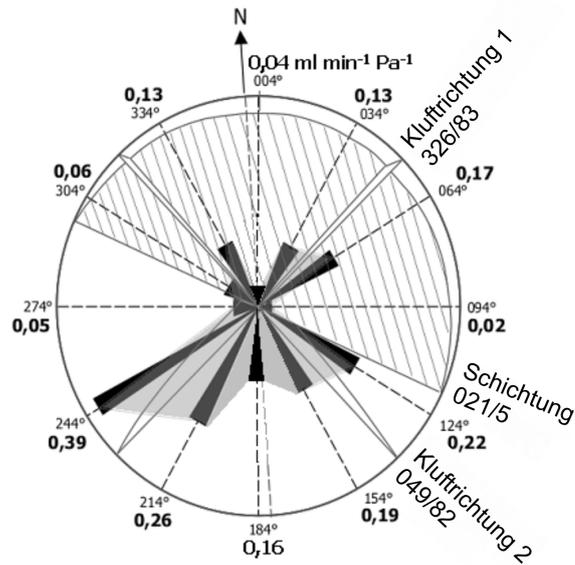


Abbildung 7.5: Verteilung der Nachströmraten wie sie auf Basis der Strömungsversuche mit einer Wahrscheinlichkeit von 80 % an einer zufällig ausgewählten Stelle innerhalb des Bohrlochkranzes anzutreffen ist.

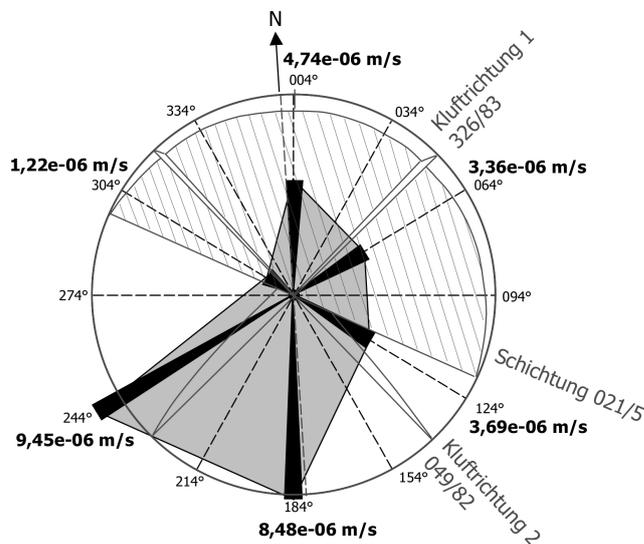


Abbildung 7.6: Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte auf den sechs Versuchsstrecken der hydraulischen Strömungsversuche.

Auch bei den hydraulischen Versuchen sind die höchsten Durchlässigkeiten in südwestlicher Strömungsrichtung, sowie auf der N-S-Achse zu verzeichnen.

7.2.3 Die Gültigkeit analytischer Strömungsgesetze

Während der orientierten pneumatischen Strömungsversuche werden die Durchströmungsraten in Abhängigkeit der angelegten Druckgradienten aufgezeichnet. Dabei ergeben sich interessante, nichtlineare Beziehungen, die nach einem nicht zu erkennenden Verteilungsmuster beim größten Teil der Messungen auftreten (Abb. 7.7).

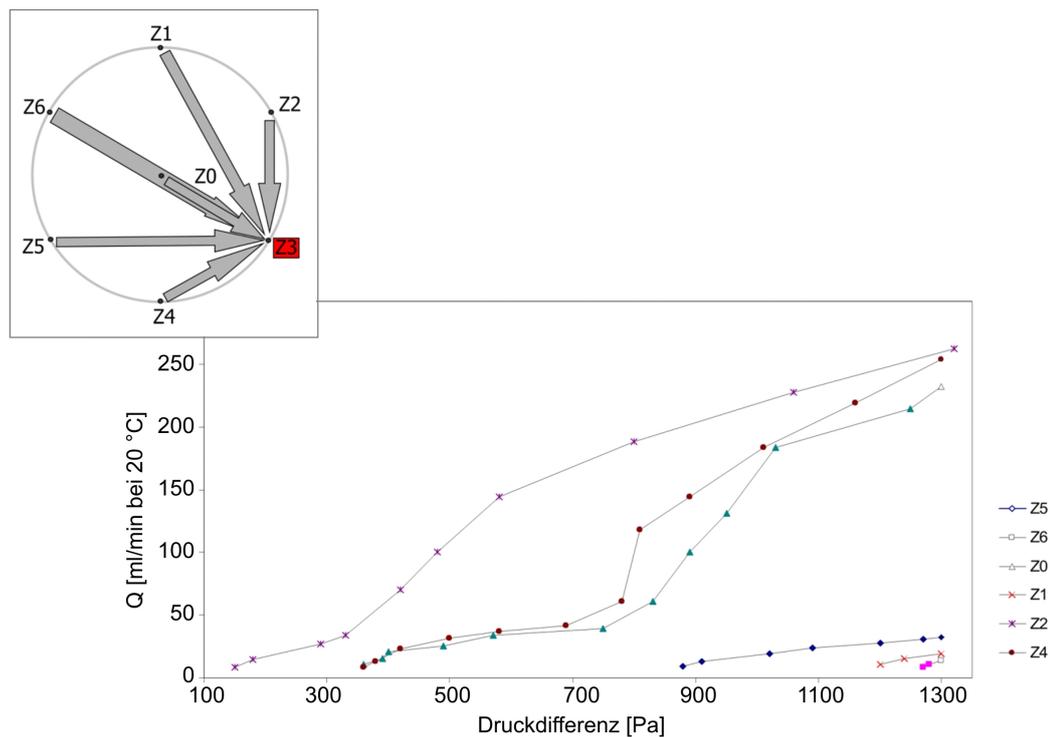


Abbildung 7.7: Bei Entnahme in Z3 registrierte Durchströmungsraten der pneumatischen Strömungsversuche in Abhängigkeit der angelegten Druckdifferenz.

Hierbei ist ein charakteristischer Verlauf der Kurven zu erkennen. Bei zunehmendem Druckgradienten kommt es zunächst zu einem steilen dann zunehmend verflachenden Anstieg der Durchflussraten bis ab einem bestimmten Punkt erneut ein plötzlicher Anstieg des gemessenen Durchflusses zu beobachten ist. Dieser typische Kurvenverlauf ist dabei sowohl bei Zunahme, als auch bei Abnahme der Druckgradienten zu beobachten und gut reproduzierbar.

Ein solches Strömungsverhalten lässt sich analytisch nicht mit laminaren Strömungsgesetzen erklären. Eine gute Anpassung der einzelnen Kurvenabschnitte ist dagegen

mit Hilfe turbulenter Strömungsgesetze möglich. Abbildung 7.8 zeigt exemplarisch die Anwendung des empirischen Strömungsgesetzes von LOMIZE für den turbulenten hydraulischen Fluss durch einen Spalt (Gl. 2.15) auf die zwischen Z0 und Z3 gemessene Strömung.

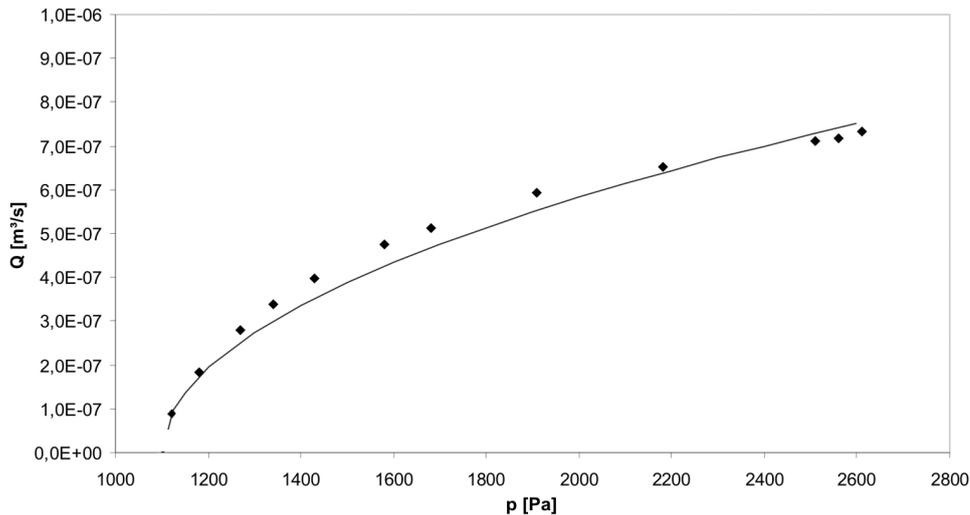


Abbildung 7.8: Anwendung des Strömungsgesetzes von LOMIZE für turbulente Spaltströmungen auf den Gasströmungsversuch zwischen Z0 und Z3.

Aus der dargestellten Anpassung ergibt sich hier z.B. eine durchschnittliche hydraulische Kluftöffnungsweite von $7,5 \cdot 10^{-4}$ m und eine Rauigkeit der Kluftwänden von $1,87 \cdot 10^{-3}$ m.

Der sprunghafte Verlauf der Kurvensteigungen lässt sich jedoch auch mit solchen Gesetzen nicht erklären. Vermutlich werden sie dadurch ausgelöst, dass sich das Potentialfeld im Versuchsblock mit zunehmender Durchflussrate und somit zunehmendem Strömungswiderstand bei Erhöhung des Druckgradienten verschiebt. Je nach Anordnung der für die Strömungsvorgänge relevanten Trennflächen werden dadurch unterschiedliche Klüfte für den Strömungsvorgang aktiviert was den diskontinuierlichen Verlauf der Durchflussraten erklärt.

Möglicherweise handelt es sich auch um Schwellengradienten, die notwendig sind, um die poröse Gesteinsmatrix oder Bereiche feiner Klüftung am Durchströmungsprozess zu beteiligen. In diesem Fall muss zunächst Haftwasser, das sich in Porenkanälen oder in sehr feinen Klüften hält, verdrängt werden, um eine Durchströmung dieses Bereiches zu ermöglichen.

8 Stofftransport in geklüftet porösem Sandstein

Im folgenden Abschnitt sind die Ergebnisse skalenübergreifender Untersuchungen zum Stofftransport zusammengestellt. Zunächst wird im Labormaßstab die Tracerausbreitung innerhalb einer natürlichen Einzelkluft im Stubensandstein untersucht und modelliert. Hierbei können Informationen über den Einfluss des Channelings, also der Bündelung der Strömungsvorgänge entlang präferentieller Fließwege (TSANG & TSANG 1987, 1989, TSANG et al. 1988, BOURKE 1987) und die Auswirkungen von diffusivem Transport zwischen Kluftraum und hochporöser Sandsteinmatrix gewonnen werden.

Ausgehend von diesem kleinskaligen Fall werden daran anschließend die Ergebnisse sowohl pneumatischer als auch hydraulischer Tracerversuche im Bohrlochkranz des Testfeldes vorgestellt. Hierbei wird die Rolle der einzelnen Transportmechanismen in Abhängigkeit des Trennflächengefüges, der Transportgeschwindigkeit, sowie des verwendeten Fluids dargestellt. Außerdem werden auf diese Weise Gemeinsamkeiten und Unterschiede zwischen den beiden betrachteten Skalenbereichen deutlich.

8.1 Tracerversuche an einer Einzelkluft im Labormaßstab

Um die bei der Ausbreitung von im Wasser gelösten Substanzen innerhalb des Testfeldes ablaufenden Vorgänge in ihrer Gesamtheit besser einschätzen zu können, werden an einer Einzelkluft im Stubensandstein im Labormaßstab Tracerversuche durchgeführt.

Abbildung 8.1 zeigt die Durchgangskurve, die während des ersten Versuches bei einem Volumenstrom Q von 14,6 ml/min gemessene wurde. Deutlich ist hier der schnelle, advektiv dominierte Konzentrationsanstieg, ein Übergangsbereich rasch abnehmender Konzentration und das dispersiv-diffusiv dominierte Tailing im Konzentrationsverlauf zu erkennen. Die maximale Transportgeschwindigkeit beträgt 2,53 m/d bei einer dominierenden Geschwindigkeit von 1,88 m/d. Der innerhalb der ersten 60 h gemessene relative Rückerhalt liegt bei diesem Versuch bei ca. 68 %.

Wie bereits mehrfach in der Vergangenheit beschrieben (z.B. TSANG 1995), kann in doppeltlogarithmischer Darstellung der Durchgangskurve der diffusive Einfluss während der Konzentrationsabnahme beurteilt werden. Ein rein diffusiv gesteuerter Konzentrationsverlauf sollte demnach einer Geraden mit der Steigung -1,5 folgen.

In Abb. 8.2 ist der steile, advektiv dominierte Konzentrationsabfall nach Erreichen der Maximalkonzentration zu erkennen und nach etwa 24 h die Annäherung an die Gerade der Steigung -1,5. Etwa 24 h nach Tracereingabe ist die am Klufteende registrierte Tracerkonzentration demnach nur noch auf das diffusive Austreten von Tracer aus der Gesteinsmatrix in die Klufft zurückzuführen. Bis zu diesem Zeitpunkt haben bereits ca. 94 % der insgesamt registrierten Tracermasse die Auslassöffnung passiert. Ein Anteil von etwa 6 % des am Auslass registrierten Tracers scheint also während des Transports durch den Bohrkern in die Poren der Gesteinsmatrix eingetreten zu sein, aus denen er jetzt,

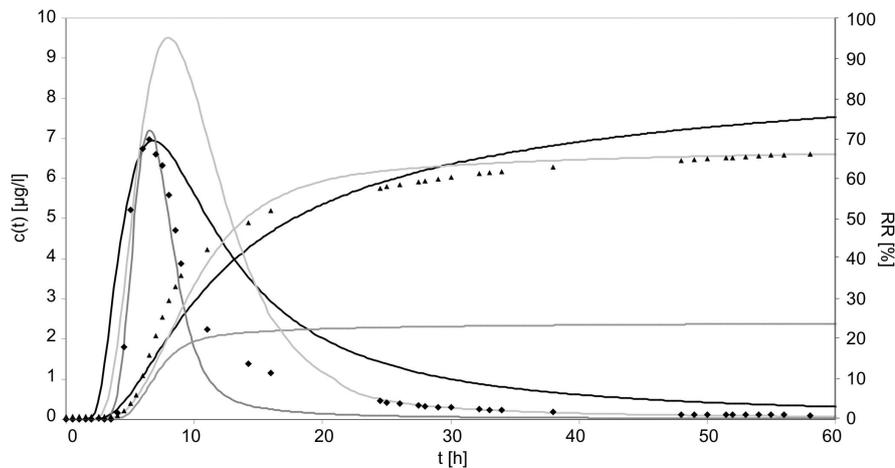


Abbildung 8.1: Gemessene Tracerkonzentration (schwarze Rauten = $C(t)$, schwarze Dreiecke = RR) und analytische Anpassung mit Hilfe des Single-Fissure-Dispersion-Modells (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) unter besonderer Berücksichtigung des Tailingbereichs (hellgraue Linien: $Pe = 10$, $a = 0,00067 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 8,0 \text{ h}$), unter besonderer Berücksichtigung des Peakbereichs (dunkelgraue Linien: $Pe = 35$, $a = 0,00025 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 5,8 \text{ h}$), sowie der Versuch einer Anpassung der gesamten Durchgangskurve (schwarze Linien: $Pe = 11$, $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$, $t_0 = 6,5 \text{ h}$).

nach Umkehrung des Konzentrationsgradienten, in die Kluft zurück diffundiert. Der gesamte Tracerversuch kann demnach in zwei Abschnitte unterteilt werden, die sich hinsichtlich der jeweils vorherrschenden Transportprozesse voneinander unterscheiden. Bis etwa 24 h nach Versuchsbeginn dominiert ein rein advektiver, hydromechanisch dispersiver Stofftransport entlang der Kluft, sowie in geringem Umfang von der Kluft in die Matrixporen. Nach dem relativ raschen Austreten der Haupttracer Masse durch die Auslassöffnung am Kluftende bestimmt im weiteren Verlauf des Versuches der diffusive Stofftransport zwischen Porenraum und Kluft, bzw. zwischen nicht durchströmten und durchströmten Bereichen der Kluft den Konzentrationsverlauf an der Auslassöffnung. Diese zeitlich aufeinander folgende Dominanz unterschiedlicher Haupttransportprozesse stellt, zusammen mit der Ausbildung präferentieller Fließwege, eine Hauptschwierigkeit bei der Modellierung von Transportprozessen in solchen Gesteinen dar.

In einem zweiten Tracerversuch wird bei unveränderter Tracereingabe der durch die Kluft strömende Volumenstrom Q auf 26,44 ml/h erhöht. Dadurch soll das Verhältnis von advektivem und dispersiv-diffusivem Transport hin zur Advektion verschoben werden. In Abb. 8.3 sind die bei den beiden Tracerversuchen gemessenen Durchgangskurven zusammen mit dem jeweiligen relativen Rückerhalt gegenübergestellt.

Die bei diesem Versuch gemessene maximale Konzentration C_{max} steigt auf 8,8 µg/l. Auch ein höherer relativer Rückerhalt wird registriert. So haben nach 60 h 76 % und bei

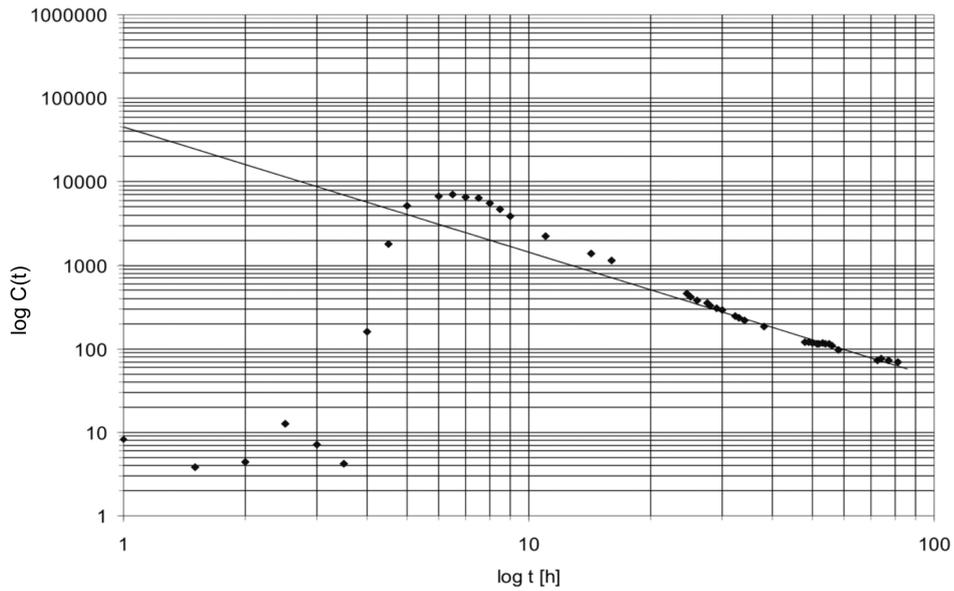


Abbildung 8.2: Gemessene Durchgangskurve (schwarze Rauten) und eine Gerade der Steigung -1,5 in doppeltlogarithmischer Darstellung; Untersuchung des $t^{-3/2}$ -Kriteriums nach TSANG (1995).

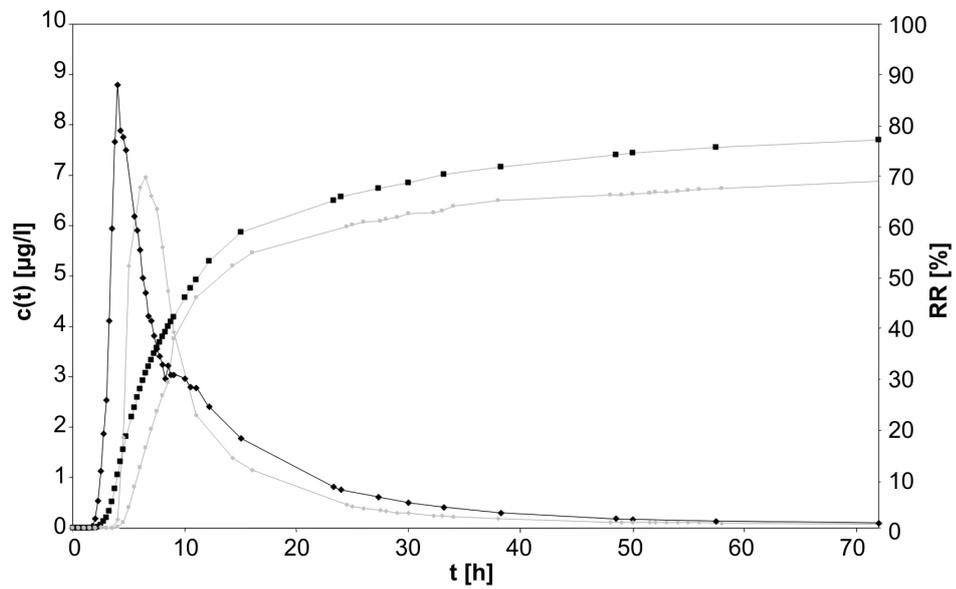


Abbildung 8.3: Vergleich zweier in Laborversuchen gemessener Tracerdurchgangskurven mit Q (grau) = 14,6 ml/min und Q (schwarz) = 26,44 ml/min bei $M = 2,05 \mu\text{g}$.

Abbruch des Versuchs, nach etwa 80 h 78 % des Tracers die Auslassöffnung passiert. Die Erhöhung der Transportgeschwindigkeit führt somit zu einer Erhöhung des relativen Rückerhalts um ca. 10 %. Darüber hinaus ändert sich auch die Form der nach der Einzelkluft registrierten Durchgangskurve. Die Durchgangskurve des zweiten Tracerversuchs weist offensichtlich einen Doppelpeak auf. Es scheinen also andere Fließwege an diesem Transportvorgang beteiligt gewesen zu sein als im Zuge des langsameren Tracerversuchs.

Untersucht man auch diese Kurve hinsichtlich des $t^{-3/2}$ -Kriteriums so zeigt sich keine gute Übereinstimmung (Abb. 8.4). Der Tailingbereich fällt ab etwa 20 h deutlich zu steil ab. Die Konzentrationsabnahme scheint hier im Gegensatz zum ersten Tracerversuch nicht in erster Linie diffusiv gesteuert zu sein. Dennoch verläuft aufgrund des zweiten Konzentrationspeaks die Durchgangskurve im Tailingbereich oberhalb der Kurve des ersten, langsamer durchströmten Tracerversuchs, auch wenn dessen Peak eigentlich breiter und sein Tailing einen größeren Anteil an der gesamten Durchgangskurve besitzt.

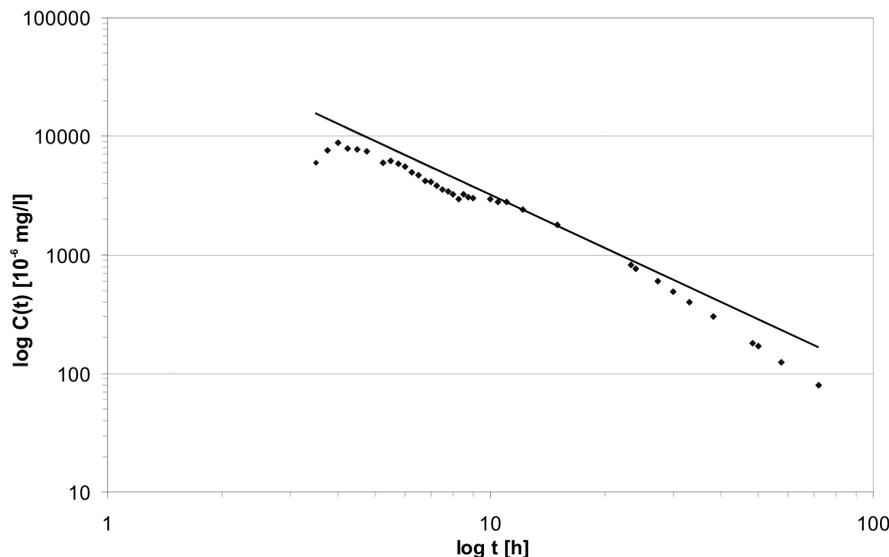


Abbildung 8.4: Bei einem Volumenstrom Q von 26,44 ml/min kann die Durchgangskurve nur als Tangente an eine Gerade der Steigung $-1,5$ in doppeltlogarithmischer Darstellung angelegt werden (Untersuchung des $t^{-3/2}$ -Kriteriums nach TSANG 1995).

Die maximale Transportgeschwindigkeit v_{max} erhöht sich auf 5,90 m/d und die dominierende Transportgeschwindigkeit v_{dom} beträgt nun 2,58 m/d. Somit hat sich durch die Erhöhung der Transportgeschwindigkeit auch das Verhältnis von maximaler zu dominierender Transportgeschwindigkeit v_{max}/v_{dom} verschoben. Es beträgt nun 2,28, statt 1,35 im langsameren ersten Tracerversuch. Das bedeutet, dass hier die maximal auftretende Transportgeschwindigkeit im Verhältnis zur dominierenden Transportgeschwin-

digkeit bei höherer Durchflussrate deutlich größer ist als bei geringeren Durchflussraten. Die Diskrepanz zwischen maximaler und dominierender Transportgeschwindigkeit wächst also mit dem ansteigenden Volumenstrom, der durch die Einzelkluft strömt.

Die Ursache hierfür liegt vermutlich in der Ausbildung präferentieller Fließwege. Dass dieses Channeling, welches offensichtlich von dem durch die Kluft strömenden Volumenstrom abhängig ist, jedoch auch schon bei dem langsameren der beiden Tracerversuche eine entscheidende Rolle spielt, zeigen die folgenden Modelle.

8.1.1 Anwendung analytischer Modelle

Unter Verwendung eines analytischen Ansatzes sollen zunächst die für den Transport relevanten Parameter des ersten im Labor durchgeführten Tracerversuchs abgeschätzt werden. Aufgrund der hohen Porosität des verwendeten Sandsteins und den geringen Strömungsgeschwindigkeiten kann davon ausgegangen werden, dass diffusiven Transportprozessen zwischen Kluft und Porenraum eine bedeutende Rolle zukommt. Daher wird die gemessene Durchgangskurve mit Hilfe des Single-Fissure-Dispersion-Modells (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) angepasst. Das SFDM stellt eine Lösung der Differentialgleichung für den zweidimensionalen Transport gelöster Wasserinhaltsstoffe in einer Kluft dar (TANG et al. 1981, LEVER et al. 1985). Es beschreibt eine Dirac-Eingabe in eine Einzelkluft, eingebettet in eine quasi unendliche Matrix unter Berücksichtigung von Advektion, Dispersion, Diffusion und Sorption. Die zeitabhängige Konzentration eines idealen Tracers berechnet sich nach Gl. 5.3.

Für den Anpassungsprozess wird zunächst Traci95 verwendet, eine kommerzielle Software zur analytischen Auswertung von Tracerversuchen. Die Fitparameter werden dabei, ausgehend von manuell vorgegebenen Startwerten, mit Hilfe des Gauß-Legendre Algorithmus in einzelnen Iterationsschritten verändert, bis die geringste mittlere Abweichung der Modellkurve von den gemessenen Werten erreicht wird. Während der Anpassung zeigt sich dabei, dass eine genaue Übereinstimmung zwischen analytischem Modell und den experimentellen Ergebnissen für Tracerdurchgang und relativen Rückerhalt für die gesamte Versuchsdauer (Zeitpunkt der Erstankunft, Maximalkonzentration, Tailingverhalten) unter Berücksichtigung der im Labor eingesetzten Tracereingabemasse M und der Fließrate Q nicht zu erreichen ist. So gibt die exemplarisch in Abb. 8.1 (schwarze Linie) dargestellte Anpassung den Zeitpunkt und den Betrag der Maximalkonzentration recht genau wieder, im abfallenden Ast, bzw. dem Tailingbereich liegt der berechnete Kurvenverlauf jedoch deutlich über den gemessenen Werten. Die experimentelle Kurve zeigt im Vergleich zur Modellkurve einen relativ stark gegliederten Verlauf mit scharf begrenztem Peak und einem ausgeprägten Tailing. Dieser deutliche Kontrast kann von dem verwendeten analytischen Modell nicht dargestellt werden. Die Kurve des relativen Rückerhalts wird zwar gekreuzt, ihre deutliche Krümmung im Übergangs-

bereich von Peak zu Tailing aber nicht erreicht. Die analytischen Parameter aus dieser Anpassung, die eine Kompromisslösung darstellt, sind in Tab. 8.1 zusammengefasst.

Tabelle 8.1: Analytische Fitparameter und daraus abgeleitete Transportparameter einer möglichen Anpassung mit dem SFDM.

Transportparameter	
Pe (Pecletzahl)	11
t_0 (mittl. Verweilzeit)	6,5 h
a Diffusionsparameter	$0,0042 \text{ s}^{-0,5}$
b hyd. Kluftöffnungsweite	0,30 mm
v mittl. Fließgeschwindigkeit	6,62 cm/h
D_{hl} long. Dispersion	$7,19 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{s}$
α_l long. Dispersionslänge	3,91 cm

Um aus dieser analytischen Lösung die hydraulische Kluftöffnungsweite zu bestimmen, wird Gl. 5.6 umgeformt und der aus Laborversuchen bekannte effektive Diffusionskoeffizient von Uranin in Stubensandstein, $D_e = 8,601 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$ (STEGGER 1998) einbezogen. Der Porendiffusionskoeffizient D_p kann im Folgenden abgeschätzt werden, da gilt:

$$D_p = \frac{D_e}{\varepsilon} \quad (8.1)$$

Die vereinfachende Annahme, dass die komplette Porosität des Sandsteins von 18 % (Vol.) für den diffusiven Transport zur Verfügung steht, ergibt einen Porendiffusionskoeffizienten von $4,78 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$.

Die longitudinale Dispersionslänge α_l errechnet sich aus der longitudinalen Dispersion nach Gl. 5.4 und der Formel (BEAR 1972):

$$D_{hl} = \alpha_l \cdot v + D_m \cdot \underline{1} \quad (8.2)$$

Hierbei ist v die mittlere Fließgeschwindigkeit durch das System, I die Einheitsmatrix und D_m die molekulare Diffusion. Für die obige Anpassung des Markierungsversuches über 0,43 m beträgt die longitudinale Dispersionslänge 3,9 cm, was ca. 9% der gesamten Transportstrecke darstellt. Die transversale Dispersion wird in diesem Ansatz vernachlässigt.

Der Versuch, die Qualität der in Abb. 8.1 (schwarze Linie) dargestellten Anpassung zu erhöhen, bleibt unter Beachtung des relativen Rückerhalts erfolglos. Im Folgenden, wird nun der advektive ($t = 0-24 \text{ h}$) und der diffusiv dominierte Teil der Durchgangskurve ($t > 24 \text{ h}$) getrennt voneinander angepasst und die Ergebnisse miteinander verglichen.

Um die Aussagekraft der einzelnen Parameter besser bewerten zu können, ist es außerdem von Vorteil, im Anschluss an die automatische Anpassung, die Fitparameter im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse manuell zu variieren und die Auswirkung auf die errechnete Durchgangskurve zu beobachten.

Erhöht man ausgehend von den oben verwendeten Parametern ($a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$, $Pe = 11$, $t_0 = 6,5 \text{ h}$) die Pecletzahl, um die schmalere Form des im Labor gemessenen Peaks wiedergeben zu können, ergibt sich die in Abb. 8.5 dargestellte Situation. Die übrigen Fitparameter werden dabei zunächst nicht verändert.

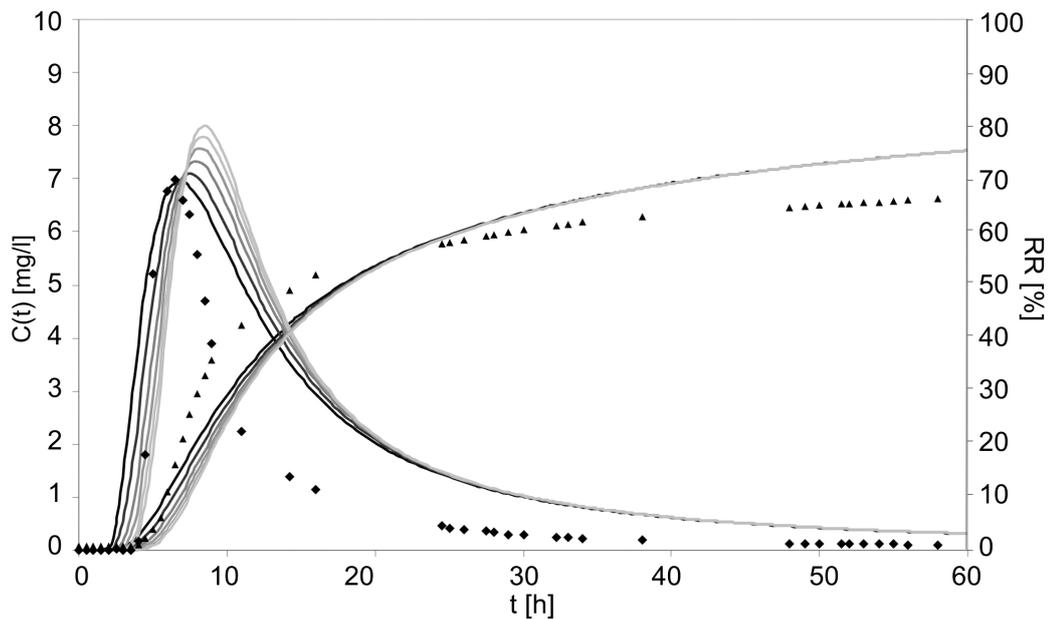


Abbildung 8.5: Variation der Pecletzahl von $Pe = 11$ (schwarze Linie) bis $Pe = 35$ (hellgraue Linie) mit $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$ und $t_0 = 6,5 \text{ h}$.

Eine Erhöhung der Pecletzahl bedeutet eine Verschiebung des Verhältnisses von advektivem Fluss und Dispersion zu Gunsten der Advektion (Gl. 5.4). In Abb. 8.5 ist zu erkennen, wie sich dies in einer Verschmälerung des Peaks sowie einem, im Verhältnis zur Maximalkonzentration, weniger ausgeprägten Tailing in der Durchgangskurve und in einer Erhöhung der Maximalkonzentration äußert.

Eine genaue Anpassung an den Peakverlauf (Abb. 8.1, dunkelgraue Linie) liefert erwartungsgemäß Anpassparameter einer stark advektiv dominierten Kurve mit sehr kleinem Diffusionsparameter a und größerer Pecletzahl Pe . Im Bereich des Tailings fällt eine solche Anpassung jedoch erheblich unter die gemessenen Konzentrationen ab und liefert einen berechneten Rückhalt von nur 24 %. Die Fitparameter, die der dargestellten Peak-Anpassung entsprechen, sind in Tab. 8.2 zusammengestellt.

Tabelle 8.2: Analytische Fitparameter und daraus abgeleitete Transportparameter für Tailing- und Peakanpassung.

Transportparameter	Peakanpassung	Tailinganpassung	%-Diff.
Pe (Pecletzahl)	35	10	350
t_0 (mittl. Verweilzeit)	5,8 h	8,0 h	138
a (Diffusionsparameter)	$0,00025 \text{ s}^{-0,5}$	$0,00067 \text{ s}^{-0,5}$	267
b (hyd. Kluftöffnungsweite)	4,98 mm	1,87 mm	267
v_a (mittl. Fließgeschw.)	7,41 cm/h	5,38 cm/h	138
D_{hl} (long. Dispersion)	$2,53 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{s}$	$6,42 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{s}$	254
α_l (long. Dispersionslänge)	1,23 cm	4,30 cm	350

Um mit dem SFDM eine Anpassung des Peakbereichs zu erreichen, muss von einer unrealistisch hohen hydraulischen Kluftöffnungsweite von fast 5 mm ausgegangen werden und der berechnete relative Rückerhalt ist deutlich zu gering. Eine analog durchgeführte Anpassung des Tailingbereichs durch Erhöhung von a und t_0 , sowie eine Verringerung von Pe (Abb. 8.1, hellgraue Linie) führt ebenfalls zu einem unrealistisch kleinen Anpassparameter a (Tab. 8.2). Darüber hinaus weist der Peakbereich der so berechneten Kurve deutlich zu hohe Konzentrationen auf. Die Auswirkungen der Veränderung von t_0 sind für eine konstant gehaltene Pecletzahl und einen konstanten Diffusionsparameter a in Abb. 8.6 zur besseren Veranschaulichung dargestellt.

Weder die eine noch die andere Kurve scheint die tatsächlich im Bohrkern ablaufenden Transportprozesse in vollem Umfang wiedergeben zu können. So variiert die hydraulische Kluftöffnungsweite zwischen Peak- und Tailinganpassung um 267%. Auch die berechneten Dispersionslängen zeigen recht deutliche Schwankungen. Eine solche analytische Interpretation bietet die Möglichkeit, mit relativ geringem Aufwand erste Informationen über die wichtigsten Parameter des Tracertransports in einer natürlichen Einzelkluft zu sammeln. Eine zufriedenstellende Anpassung ist hier jedoch unter Beachtung des relativen Rückerhalts, der Eingabemasse M , sowie dem Volumenstrom Q nicht möglich. Die ermittelten Parameter schwanken demnach zwischen den in Tab. 8.1 und Tab. 8.2 aufgeführten Werten. So sind z.B. die oben errechnete hydraulische Kluftöffnungsweiten stets vor dem Hintergrund der nicht im Modell berücksichtigten Wandungsrauigkeiten der realen Kluft oder der Ausbildung präferentieller Fließwege zu sehen.

Aufgrund der relativ großen Ungenauigkeiten der Anpassung sind die gewonnenen Ergebnisse zunächst mit einem Fragezeichen zu versehen. In erster Linie sollen sie als Anhaltspunkte für die Eingabeparameter einer weiterführenden numerischen Simulation der Transportvorgänge in einer Einzelkluft des Testfeldes dienen.

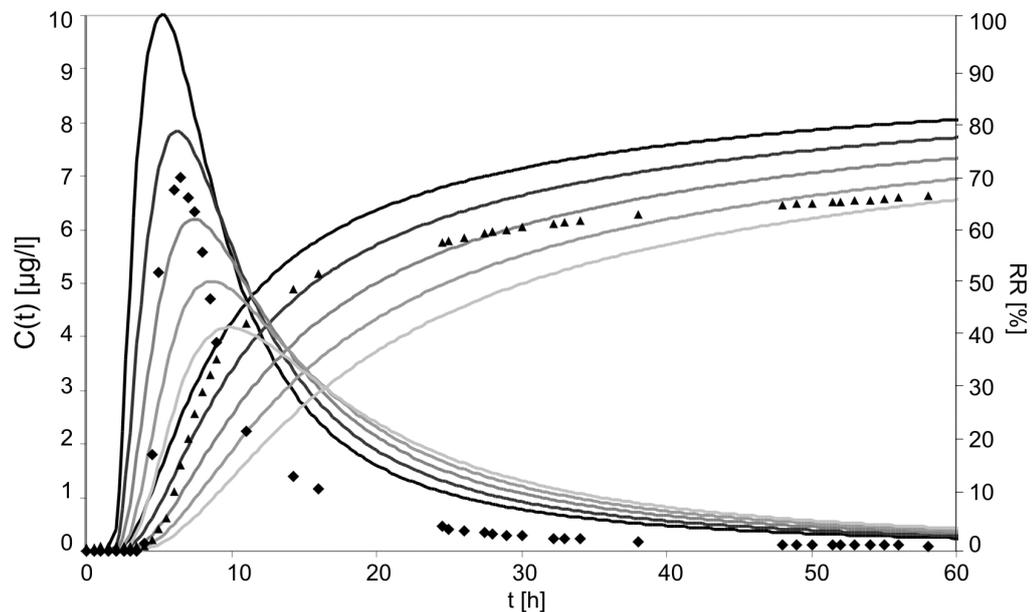


Abbildung 8.6: Variation der mittleren Verweilzeit von $t_0 = 5,0$ h (schwarze Linie) bis $t_0 = 9,0$ h (hellgraue Linie) mit $a = 0,0042 \text{ s}^{-0,5}$ und $Pe = 11$.

8.1.2 Numerisches Kluftflächenmodell und Channelingeffekte

In einem ersten numerischen Ansatz wird die natürliche Kluft durch ein diskretes zweidimensionales Element, aufgebaut aus 774 zweidimensionalen Einzelfächenelementen, wiedergegeben. Dieses Kluftelement durchtrennt den Bohrkern mittig und auf ganzer Breite. In den Knoten der Kluftelemente gilt dabei das *cubic-law* von Hagen-Poiseuille (LOUIS 1967), das den Volumenstrom Q einer Flüssigkeit der kinematischen Viskosität μ durch einen planparallelen Spalt der hydraulischen Öffnungsweite b , verursacht durch den Gradienten der Standrohrspiegelhöhe ∇h beschreibt (Gl. 2.5).

Das Modell wird mit stationärer Strömung und instationärem Transport realisiert. Als Eingabeparameter dienen neben oben erwähnten Stoffparametern (Porosität, effektiver Diffusionskoeffizient, kf-Wert) der Volumenstrom Q , der hydraulische Gradient ∇h und die eingegebene Tracermasse M (Tab. 8.3).

Das stationäre Strömungsfeld wird im Modell durch Dirichlet-Randbedingungen (Festpotential) an Einlass- und Auslassknoten eingestellt. Der aus den Laborversuchen bekannte Volumenstrom Q von 14,6 ml/h wird durch Variation der hydraulischen Kluftöffnungsweite der Modellkluft für einen hydraulischen Gradienten ∇h von 0,015 möglichst genau kalibriert. Hierbei ergibt sich für das Kluftflächenmodell eine Öff-

Tabelle 8.3: Eingangsparameter des numerischen Bohrkernmodells.

	Modellparameter	Eingabewert
<i>Strömung</i>	Durchlässigkeit der Matrix	$1 \cdot 10^{-8}$ m/s
	Matrixporosität	0,18
	Hydraulischer Gradient	0,015
	Volumenstrom	14,6 ml/h
	Dichte der Flüssigkeit	1000 kg/m^3
	Dynamische Viskosität der Flüssigkeit	$1,3 \cdot 10^{-3}$ kg/ms
<i>Transport</i>	Tracermasse	$2,05 \cdot 10^{-3}$ mg
	Effektive Diffusivität	$8,601 \cdot 10^{-8}$ cm ² /s
	Molekulare Diffusivität	$4,51 \cdot 10^{-6}$ cm ² /s
	Dispersivität (Matrix)	
	longitudinal = transversal	0 mm
	Dispersivität (Kluft)	
	longitudinal	5,0 mm
transversal	0,5 mm	

nungsweite von $1,65 \cdot 10^{-4}$ m. Die mittlere Fließgeschwindigkeit ist in diesem Modell im Mittel allerdings deutlich zu groß was sich in einer im Vergleich zum Laborversuch ($t_1 = 0,17$ d) erheblich verfrühten Erstankunft ($t_1 = 0,014$ d) äußert. Darüber hinaus ist die Maximalkonzentration verglichen mit den Messwerten um den Faktor 1,6 zu groß und wird ebenfalls zu früh erreicht (Abb. 11). Der durch die größere Fließgeschwindigkeit stärker advektiv dominierte Transport bewirkt eine sehr schmale Kurvenform und geringere Konzentrationen im Tailingbereich. Die mittlere Fließgeschwindigkeit lässt sich unter Beibehaltung der gemessenen Parameter Q und ∇h mit diesem Modellkonzept nicht besser anpassen. Der Versuch, die dominierende Transportgeschwindigkeit, also den Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Tracerkonzentration, von Modellkluft und Labor in Übereinstimmung zu bringen, wird erst durch eine deutliche Verringerung des hydraulischen Gradienten (um den Faktor 242 auf nur noch $6,2 \cdot 10^{-5}$) bei einer gleichzeitigen Vergrößerung der Kluftöffnungsweite (um den Faktor 6 auf 1,0 mm) erreicht. In der Modellkluft ist also ein relativ zur Öffnungsweite geringerer Gradient notwendig, um dem Laborversuch entsprechende Fließgeschwindigkeiten zu erzielen. Offensichtlich ist der tatsächlich in der Sandsteinkluft herrschende Strömungswiderstand durch Wandungsrauigkeiten und schwankende Kluftöffnungsweiten ein nicht zu vernachlässigender Faktor.

Erst über die zusätzliche Betrachtung des Stofftransportprozesses ist es möglich, genauere Informationen über die Kontaktfläche zwischen durchströmten Kluftbereichen

und Sandsteinmatrix zu erhalten. Die Berechnung des nichtreaktiven Transports erfolgt im numerischen Bohrkernmodell unter Berücksichtigung von Advektion und Dispersion nach der Gleichung (z.B. DIERSCH 2002):

$$\bar{\varepsilon} \frac{\delta C}{\delta t} + q \cdot \nabla C - \nabla \cdot (D \cdot \nabla C) = Q_C \quad (8.3)$$

$\bar{\varepsilon}$ steht für die effektive Porosität, die in den Kluftelementen gleich eins gesetzt wird und q für den spezifischen Fluss (Kluft), bzw. das Produkt aus Fluss und Porosität (Matrix). D ist der hydrodynamische Dispersionstensor, der definiert ist als:

$$D_{Matrix} = (\varepsilon D_m + \alpha_t \|q\|) \underline{\underline{1}} + (\alpha_l - \alpha_t) \frac{q \otimes q}{\|q\|} \quad (8.4)$$

$$D_{Kluft} = D_m \underline{\underline{1}} + \alpha_l \frac{q \otimes q}{\|q\|} \quad (8.5)$$

Dabei ist D_m die molekulare Diffusion, α_t und α_l die transversale und longitudinale Dispersivität, q der spezifische Fluss und I der Einheitsvektor. Die Stoffeingabe erfolgt über eine zeitabhängige Dirichlet-Randbedingung im Einlassbereich der Kluftfläche und wird mit der im Labor eingegebenen Tracermasse von $2,05 \cdot 10^{-3}$ mg abgeglichen (Tab. 8.4). Da der Volumenstrom im Bereich der Einlass- und Auslassknoten in den numerischen Betrachtungen konstant gehalten wird, ist auch die auf diese Weise zugeführte Tracermasse konstant.

Tabelle 8.4: Randbedingungen des numerischen Modells.

	Modellparameter	Eingabewert
<i>Strömung</i> (stationär)	Standrohrspiegelhöhe (Einlassknoten)	18,0065 cm
	Standrohrspiegelhöhe (Auslassknoten)	18,0000 cm
	Alle übrigen randlichen Knoten werden als undurchlässig angesehen.	
<i>Transport</i> (instationär)	Ausgangskonzentration	0,0 mg/l
	Impulseingabe	$2,05 \cdot 10^{-3}$ mg in 120 s
	Auslassknoten	freier Auslauf
	Alle übrigen randlichen Knoten werden als undurchlässig angesehen.	

In Abb. 8.9 ist die Durchgangskurve des nach Q und ∇h geeichten Kluftmodells (Kurve 1) im Vergleich zu dem Tracerdurchbruch eines auf die dominierende Transportgeschwindigkeit angepassten Modells mit kleinerem ∇h und größerer hydraulischer Kluftöffnungsweite b (Kurve 3) gegenübergestellt. Keine der beiden Modellkurven stellt

eine gute Anpassung der gemessenen Werte dar. So zeigt das nach der dominierenden Transportgeschwindigkeit angepasste Modell eine zu starke dispersive Spreizung. Auch liegt die berechnete maximale Tracerkonzentration für eine Eingabemasse von $2,05 \cdot 10^{-3}$ mg deutlich unter der tatsächlich gemessenen Konzentration. Offensichtlich liegt eine wesentliche Modellungenauigkeit in der zweidimensionalen Modellkluffläche. In diesem Ansatz wird von einer zu großen Austauschfläche ausgegangen, die für den diffusiven Stofftransport zwischen Kluft und Matrix zur Verfügung steht. Im Klufflächenmodell ist dies die komplette Grundfläche des Sandsteinkörpers, also 1548 cm^2 . Die in natürlichen rauhen Klüften, also auch der Laborkluft, auftretende Bündelung der Strömungsvorgänge auf einige bevorzugte Fließwege kann in einem solchen Modellansatz nicht berücksichtigt werden. Wie groß der Einfluss solcher Channels auf den gemessenen Tracerdurchgang ist, wird im folgenden Modellansatz deutlich.

8.1.3 Numerisches Stromröhrenmodell

In Folgenden soll das in der natürlichen Kluft auftretende Channeling simuliert werden. Hierfür wird die zweidimensionale Kluffläche aus dem numerischen Modell entfernt und durch ein hypothetisches Netz aus eindimensionalen, gut durchlässigen Röhrenelementen ersetzt. Eine vom Eingabeknoten ausgehende Stromröhre verzweigt sich dabei auf bis zu vier parallel verlaufende Röhren in der Mitte des Bohrkerns, die zum Auslassknoten hin wieder auf eine einzelne Röhre zurückgeführt werden (Abb. 8.7). Strömung und Transport werden analog zu dem oben beschriebenen Klufflächenmodell berechnet. Innerhalb der Stromröhren gilt das Fließgesetz von Hagen-Poiseuille (Gl. 2.5), wogegen in allen übrigen Elementen die Strömung nach Darcy (Gl. 2.4) mit der geringen Durchlässigkeit der Gesteinsmatrix von 10^{-8} m/s berechnet wird.

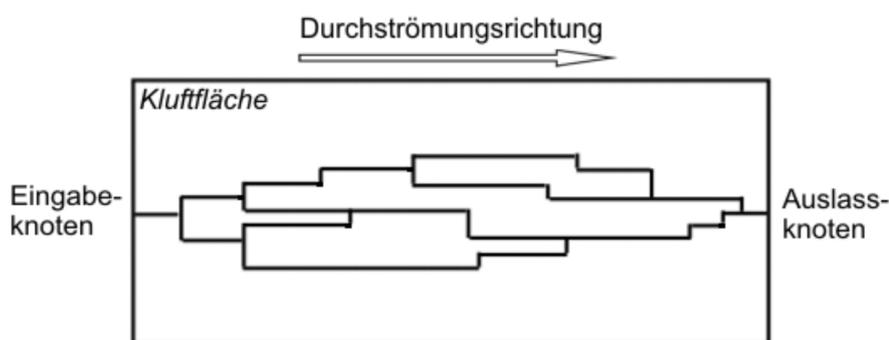


Abbildung 8.7: Willkürlich festgelegtes Netz aus sich verzweigenden, präferentiellen Fließwegen in Form eindimensionaler Stabelemente zwischen Eingabe- und Auslassknoten.

Auch in diesem Modell wird von stationärer Strömung und instationärem Transport ausgegangen. Randbedingungen und Modellparameter werden analog zum oben beschriebenen Klufflächenmodell gesetzt (Tab. 3 und 4). Auch hier geht also der im Labor gemessene hydraulische Gradient ∇h und der Volumenstrom Q als feste Eingangsparameter in das Modell ein. Der Volumenstrom wird über eine Variation der hydraulischen Öffnungsweite der Stromröhren eingestellt. Die Tracereingabe erfolgt ebenfalls unverändert in Form einer zeitabhängigen Dirichlet-Randbedingung im Einlassbereich der Modellstromröhre. Abbildung 8.8 zeigt eine dreidimensionale Ansicht des Bohrkernmodells mit freigelegter Kluffläche, 157 Minuten nach Tracereingabe. Deutlich zeichnen sich die gut durchlässigen, ins Modell eingesetzten Strompfade ab, die sich zwischen Eingabepunkt links und Entnahmepunkt rechts auf maximal vier parallel verlaufende Röhren aufteilen.

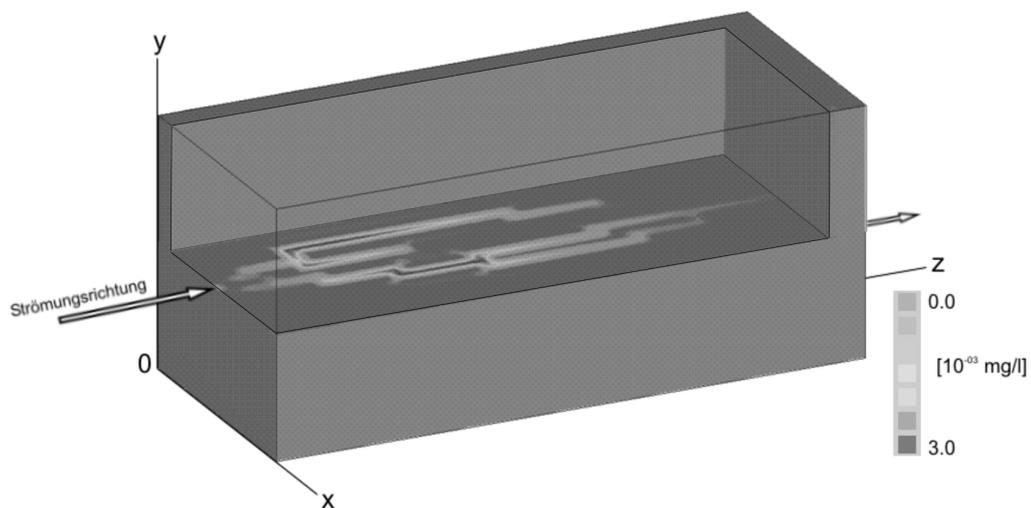


Abbildung 8.8: Simulierter Transport entlang präferentieller Fließwege. Dargestellt ist die Konzentrationsverteilung nach 157 Minuten.

In diesem Modellansatz wird für eine Öffnungsweite der Stromröhren von $60 \mu m$ eine Anpassung von Q für einen hydraulischen Gradienten von 0,0105 erreicht. Betrachtet man die auf diese Weise gemessene Durchgangskurve in Abb. 8.9 (Kurve 2), so wird trotz einer etwas zu frühen Erstankunft und eines etwas zu späten Erreichens der Maximalkonzentration eine wesentlich genauere Darstellung der Messwerte, als mit dem geeichten Klufflächenmodell erzielt.

Hierbei ist erneut anzumerken, dass die Lage der Stromröhren im Modell willkürlich gewählt ist. Das Modell erhebt also keinesfalls den Anspruch einer perfekten Anpassung. Die im Vergleich zum Klufflächenmodell wesentlich genauere Wiedergabe der

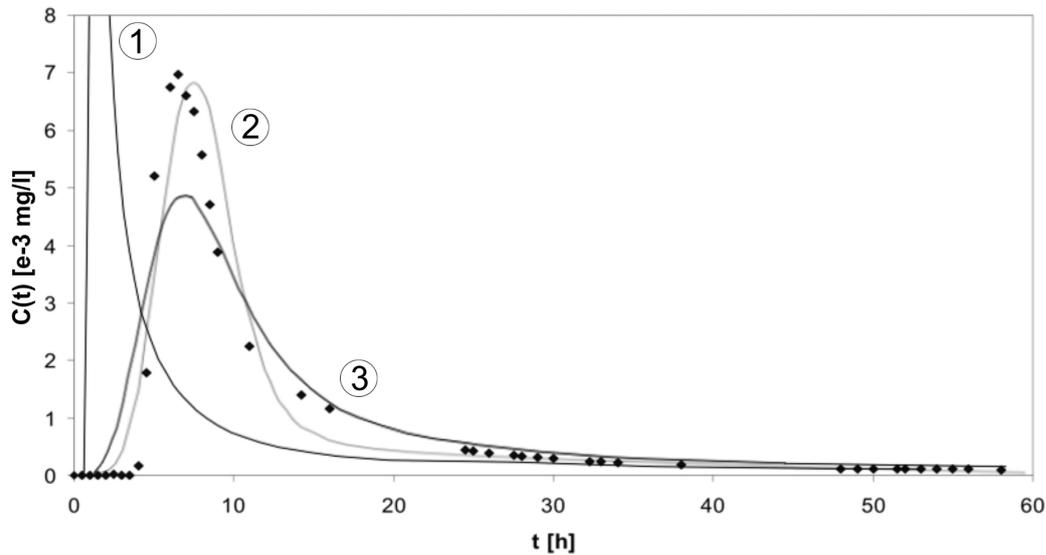


Abbildung 8.9: Im Laborversuch gemessene Tracerkonzentrationen (Punkte) und numerische Simulationen: Kluftflächenmodell nach ∇h und Q geeicht (Kurve 1), Kluftflächenmodell nach t_{dom} angepasst (Kurve 3) und Stromröhrenansatz nach ∇h und Q geeicht (Kurve 2).

gemessenen Werte ist jedoch offensichtlich. Sowohl die schlankere, weniger stark dispersiv gespreizte Grundform der Modellkurve, als auch die Maximalkonzentration und das diffusiv beeinflusste Tailing zeigen eine bessere Übereinstimmung mit den Messwerten. Hierfür ist in erster Linie die Reduktion der 2D-Kluftfläche auf 1D-Stebelemente verantwortlich, mit der eine Verringerung der für diffusiven Austausch relevanten Kontaktfläche zwischen Kontaminant und Matrix einhergeht. Das Kluftflächenmodell geht von einer Kontaktfläche aus, die zweimal der Grundfläche des Bohrkerns (obere und untere Kluftwandung), also ca. 1548 cm^2 entspricht. Durch Einbindung der Stromröhren mit einem Durchmesser von $60 \mu\text{m}$ vermindert sich die Kontaktfläche auf nur noch $2,85 \text{ cm}^2$, wodurch die Möglichkeit des Stofftransports zwischen Kluft und Matrix und somit die diffusiven Retardationsprozesse um den Faktor 543 reduziert werden. Auch im Röhrenmodell kommt es zu einer etwas zu frühen Erstkunft und der ansteigende Konzentrationsverlauf weist eine, verglichen mit den Messwerten, zu geringe Steigung auf. Eine mögliche Erklärung hierfür wäre, dass die tatsächlich in der Laborkluft auftretenden präferentiellen Fließwege größere hydraulische Durchmesser besitzen. Um den Volumenstrom nicht zu groß werden zu lassen müsste es sich in diesem Fall jedoch auch um eine geringere Anzahl unabhängiger Fließwege handeln. Im absteigenden Ast des Konzentrationsverlaufes wird dagegen die im Modell fehlende Retardation durch Wandungsrauigkeiten (BROWN 1987) deutlich, die die Konzentration relativ zu den Messwerten zu steil abfallen lässt.

Ein in einer Einzelkluft des Testfeldsandsteins im Labor durchgeführter Tracerversuch wird hier mit Hilfe einer analytischen Lösung sowie zweier unterschiedlicher numerischer Ansätze simuliert und somit die Eignung der einzelnen Modellkonzepte untersucht. Dabei zeigt sich, dass die Berücksichtigung der Kluftfläche als zweidimensionales Flächenelement im numerischen Modell im Labormaßstab zu keiner zufriedenstellenden Wiedergabe der Messwerte führt.

Es wird deutlich, welchen großen Einfluss die Ausbildung von präferentiellen Fließwegen bei Strömungsvorgängen in einer natürlichen Kluft auf die Strömungs- und Transportparameter ausüben. Eine detaillierte Erfassung aller beteiligter Prozesse ist in praktikablen Modellen daher kaum möglich. Der dispersiv-diffusive Transportanteil wird in einem Kluftflächenmodell deutlich überschätzt. Eine verlässliche und genaue numerische Simulation von Strömung und Transport in porösen geklüfteten Gesteinen im Labormaßstab kann nur nach aufwendiger Parametererhebung (Kluftflächenrauigkeit, hydraulische Kluftöffnungsweitenverteilung, Kluftfüllungen) möglich sein (BARAKA-LOKMANE et al. 2003, TSANG et al. 1988).

Ob eine Berücksichtigung dieser Channeling-Effekte auch für den Maßstab des Versuchsblocks sinnvoll ist, wird in den folgenden Abschnitten deutlich.

8.2 Tracerversuche am Versuchsblock

Tracerversuche lassen Rückschlüsse hinsichtlich verschiedener Fragestellungen zu. So werden in den folgenden Abschnitten die am Versuchsblock pneumatisch und hydraulisch gemessenen Ergebnisse in Bezug auf analytische Interpretationen, Transportmechanismen und Verweilzeiten, den Einfluss des Trennflächensystems, sowie fluidspezifische Besonderheiten und die Vergleichsmöglichkeiten von hydraulischen und pneumatischen Untersuchungen beurteilt.

8.2.1 Analytische Beschreibung der Transportprozesse

Die am Versuchsblock Pliezhausen durchgeführten Tracerversuche sollen zunächst mit Hilfe unterschiedlicher Ansätze analytisch interpretiert werden. Ähnlich wie im Labormaßstab (Kap. 8.1) können auf diese Weise Informationen über dominierende Transportmechanismen und die am Transport beteiligten Fließwege gewonnen werden. Auch ein analytischer Vergleich hydraulischer und pneumatischer Transportparameter ist möglich. Für die analytischen Interpretationen wird zunächst das Single-Fissure-Dispersion-Modell (SFDM, Gl. 5.3) von MALOSZEWSKI & ZUBER (1990) verwendet, da sich analytische Modelle ohne Berücksichtigung der Matrixdiffusion als wenig aussagekräftig in hochporösen Gesteinen erwiesen haben (THÜRINGER 2002, WITTHÜSER 2002).

Die Dipolsymmetrie des Fließfeldes

Wie bereits in Kap. 5.1 erwähnt, beschreibt das SFDM den Transport in einer Einzelkluft in quasi-unendlicher homogener Matrix in einem radialkonvergenten Strömungsfeld. Die Tracerversuche in Pliezhausen wurden jedoch in Dipolfließfeldern durchgeführt. Eine Berücksichtigung dieser Fließfeldsymmetrie wird mit Hilfe eines Stromröhrenansatzes erreicht (WEBSTER et al. 1970, HERZOG 1990, GROVE & BEETEM 1971). Hierbei wird das Dipolfeld durch eine bestimmte Anzahl von Stromröhren dargestellt und das SFDM auf jeder einzelnen dieser Röhren angewandt (HIMMELSBACH et al. 1992). Je mehr Stromröhren betrachtet werden, desto genauer wird die Form des Dipolfeldes wiedergegeben. Es ergibt sich eine Verteilung für jeden der analytischen Fitparameter t_0 , Pe und a . Das in der Entnahmebohrung zu erwartende Gesamtsignal $C(t)$ berechnet sich nach HERZOG (1990) als der Mittelwert der Konzentrationen in den einzelnen Stromröhren $C_i(t)$. Für n Stromröhren ergibt sich demnach:

$$C(t) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n C_i(t) \quad (8.6)$$

Nach NOVAKOWSKI et al. (1985) ist eine Aufteilung des halben Dipolfeldes in 24 Stromröhren für eine gute Anpassung ausreichend. Eine zu geringe Anzahl von Stromröhren führt nach HERZOG (1990) zu einer Oszillation im abfallenden Konzentrationsverlauf. Der Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem relativem Rückerhalt des eingegebenen Tracers ist ein sehr wichtiger Aspekt, denn so können die idealisierten Annahmen bzgl. der Symmetrie des Fließfeldes überprüft werden.

Der relative Wiedererhalt lässt sich dabei über die Summe der in den einzelnen Stromröhren berechneten Konzentrationen berechnen als (HIMMELSBACH 1993):

$$RR(t) = \frac{Q}{M} \sum_{i=0}^N \int_0^t C_i(t) dt \quad (8.7)$$

Eine wichtige Annahme ist dabei, dass der Tracer sich zu gleichen Anteilen auf die einzelnen Stromröhren verteilt. Die für den Gesamtrückerhalt relevanten Ankunftszeiten des Tracers in den einzelnen Stromröhren steigen mit dem Austrittswinkel sehr schnell an (HIMMELSBACH 1993). Anschaulich formuliert handelt es sich bei den Stromröhren, deren Injektionswinkel in Bezug auf die Entnahmebohrung $\phi > \pi/2$ ist, um den Anteil des Tracers, der "von der Entnahmebohrung weg" injiziert wird. Für die praktische Auswertung von Dipol-Experimenten bedeutet dies, dass ein Rückerhalt in realistisch zu verwirklichenden Versuchslaufzeiten nie größer als 60-75 % sein dürfte.

Auch bei der Beschreibung der am Versuchsblock Pliezhausen durchgeführten Versuche wurde die Symmetrie des Dipolfließfeldes zunächst berücksichtigt. Aus unterschiedlichen Gründen wurden die Transportvorgänge dann jedoch wieder als eindimensionale Transportstrecken von 2 m Länge betrachtet. Zum einen ergab eine Darstellung

der pneumatischen und der hydraulischen Tracerversuche mit Hilfe von 48 Stromröhren nur eine minimale Verschiebung der berechneten Durchgangskurven. Zum anderen sind diese Überlegungen in erster Linie in homogenen, isotropen Medien von Nutzen. Die strukturellen Inhomogenitäten des Versuchsblockes sind so groß und für die Strömungsvorgänge so entscheidend, dass bei keinem der Versuche von einem symmetrisch ausgebildeten Strömungsfeld ausgegangen werden kann.

In den gemessenen Durchgangskurven zeigen sich diese Inhomogenitäten in Form zahlreicher unterschiedlicher Peaks, besonders bei den pneumatischen Versuchen. Bei der Auswertung wird daher ein anderer Ansatz verfolgt. Es erscheint sinnvoller, den Gesamttransportprozess als die Summe mehrerer einzelner Strömungs- und Transportwege von jeweils 2 m Länge darzustellen. Die durch die Beachtung der Dipolsymmetrie erreichten Änderungen der analytischen Kurve sind, verglichen mit den Einflüssen der unterschiedlichen Fließwege verschwindend gering. Für eine sinnvolle analytische Interpretation der meisten der gemessenen Durchgangskurven ist es unumgänglich, mehrere unabhängige Fließwege zu berücksichtigen.

Das SFDM beschreibt jedoch nur den Konzentrationsverlauf innerhalb einer einzelnen Kluft, die sich in diesem Fall in kürzester Verbindung zwischen Eingabe- und Entnahmebohrung erstreckt. Die besten Übereinstimmungen werden daher erreicht wenn der gesamte Transportprozess, der während eines Tracerversuchs durch das geklüftete Gestein stattfindet, als die Summe einzelner, voneinander unabhängig durchströmter, paralleler Klüfte gleicher Länge betrachtet wird. In jeder dieser Einzelklüfte wird das SFDM unabhängig von den anderen Klüften angewandt, so dass für jede hypothetische Einzelkluft die analytischen Fitparameter und die daraus abzuleitenden Kluftparameter bestimmt werden können. Die Summe der einzeln angepassten Kurven ergibt schließlich die im Tracerversuch gemessene Durchgangskurve.

Pneumatische Tracerversuche

In Abb. 8.10 ist die Multipleanpassung exemplarisch für den zwischen Z0 und Z3 registrierten pneumatischen Tracerdurchbruch dargestellt. Aus dieser analytischen Modellierung lassen sich für die Strecke von Z0 nach Z3 die in Tab. 8.5 zusammengestellten Fitparameter und Aquiferparameter ermitteln.

Im direkten Vergleich der einzelnen Peaks wird deutlich, wie ausgehend von der auf dieser Strecke dominierenden Wegsamkeit ("Peak 1") die mittlere Fließgeschwindigkeit v und die hydraulische Kluftöffnungsweite b zu den weniger stark dominierenden Wegsamkeiten ("Peak 2" und "Peak 3") hin abnehmen. Die longitudinale Dispersivität α_l nimmt dagegen von 6,7 auf 11 cm zu. Dies entspricht 3,3 bis 5,5% der gesamten Transportstrecke von 2 m.

Ob es sich im Falle des dritten Peaks um Strömungsvorgänge in der porösen Gesteinsmatrix oder um relativ feine Nebenklüfte handelt, ist nicht mit letzter Sicherheit festzustellen. Die sehr starke dispersive Spreizung dieses Peaks und die im Ver-

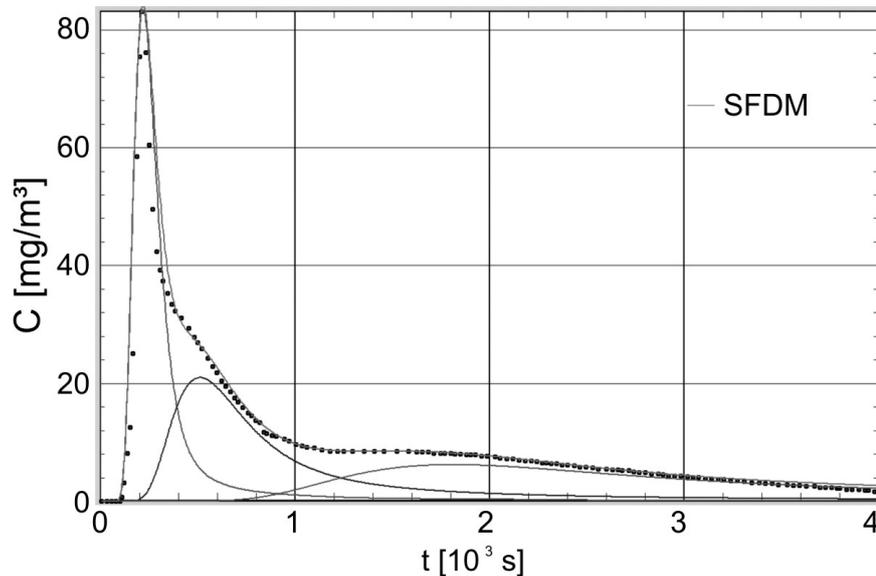


Abbildung 8.10: Anpassung des zwischen Z0 und Z3 gemessenen pneumatischen Tracerdurchbruchs (schwarze Punkte) mit Hilfe des Single-Fissure-Dispersion-Modells (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) in einem Multipeakansatz.

Tabelle 8.5: Analytische Fit- und Transportparameter nach SFDM-Anpassung des Gastracerversuchs zwischen Z0 und Z3.

	Peak1	Peak 2	Peak 3
t_0 [s]	230	510	1600
Pe [-]	30	20	18
a [$s^{-0,5}$]	0,0097	0,015	0,014
v [m/s]	0,009	0,004	0,001
D_{hl} [m^2/s]	0,0006	0,0004	0,0001
b [mm]	1,3	0,9	0,8
α_l [m]	0,067	0,10	0,11

gleich zu den übrigen Konzentrationsspitzen erheblich spätere Erstankunft ($t_1 = 10$ min, $v_{max} = 3,3$ mm/s) deutet jedoch darauf hin, dass es sich in diesem Fall um den durch die Gesteinsmatrix strömenden Anteil der Tracermasse handelt.

Mit der geringen dynamischen Viskosität des Transportmediums Luft erfordert ein Durchströmen der Porenkanäle wesentlich weniger Energie als dies im hydraulischen System der Fall ist. Hierfür spricht auch, dass im Zuge der hydraulischen Tracerversuche keine solch klaren Nebenpeaks in den Durchgangskurven identifiziert werden

können. Der durch Kapillarkräfte verursachte Strömungswiderstand scheint ein hydraulisches Durchströmen der Matrix bei dem um zwei Zehnerpotenzen höher viskosen Fluid Wasser in den meisten Fällen zu verhindern. Die analytisch berechnete hydraulische Kluftöffnungsweite von 0,8 mm für den dritten Peak darf nicht als Absolutwert betrachtet werden. Vielmehr stellt sie ein relatives Maß für die Durchlässigkeit dieser Wegsamkeit im Verhältnis zu der der übrigen Peaks dar.

Der eingegebene Tracer verteilt sich zu unterschiedlichen Anteilen auf die einzelnen Peaks. In der obigen Anpassung stellen der erste und zweite Peak (hypothetische Kluftwegsamkeit 1 und 2) jeweils 53,9 %, bzw. 30,9 % der insgesamt registrierten Tracermasse dar. Mit dem dritten Peak erreichen noch 15,2 % des Tracers die Entnahmebohrung. Unter der Annahme, es handle sich hierbei um die Sandsteinmatrix, bedeutet dies, dass 84,8 % des Tracers mit relativ hoher Geschwindigkeit entlang von Trennflächen transportiert werden und ein Anteil von 15,2 % sehr viel langsamer durch die Gesteinsmatrix strömt.

Die Summe der drei einzelnen Fließwege ergibt eine recht genaue Anpassung des gesamten registrierten Transportprozesses. Die hierbei errechneten effektiven Kluftöffnungsweiten b sind stets in Verbindung mit der angenommenen effektiven Porosität zu sehen und stark von diesem geschätzten Parameter abhängig. In Tab. 8.6 sind die analytischen Fitparameter der übrigen pneumatischen Tracerversuche im zentralen Bohrlochkranz zusammengestellt.

Tabelle 8.6: Analytische Fitparameter der pneumatischen Tracerversuche auf den inneren Strecken des Bohrlochkranzes.

	Peak1			Peak 2			Peak 3		
	t_0 [s]	Pe	a [$s^{-0,5}$]	t_0 [s]	Pe	a [$s^{-0,5}$]	t_0 [s]	Pe	a [$s^{-0,5}$]
Z0Z1	125	45	0,031	290	36	0,031			
Z0Z2					n.m.				
Z0Z3				siehe	Tab. 8.5				
Z0Z4	145	45	0,002	245	50	0,022	633	25	0,003
Z0Z5	240	15	0,005	2200	2	0,004			
Z0Z6	238	30	0,048						
Z1Z0	130	48	0,010	235	27	0,042			
Z2Z0	282	8	0,013	1470	11	0,002			
Z3Z0	230	30	0,010	510	20	0,015	1600	20	0,014
Z4Z0	150	35	0,025	335	40	0,003	1300	5	0,005
Z5Z0	170	25	0,050	680	20	0,007			
Z6Z0	280	35	0,009	570	15	0,020			

Auf den ersten Blick fällt eine große Variabilität der Parameter auf. So bewegen sich die mittleren Verweilzeiten zwischen ca. 100-200 s für den ersten Peak und über 2000 s für die Nebenpeaks. Bei angenommenen Transportstrecken von jeweils 2 m entsprechen diese Zeiten durchschnittlichen Transportgeschwindigkeiten von 0,016 bis $9,1 \cdot 10^{-4}$ m/s.

Berechnet man auf der Basis einer Porosität des Sandsteins von 18-23 % (Ergebnisse der Hg-Porosimetrie, Kap. 6.3) die Kluftöffnungsweite nach Gl. 5.6, so ergeben sich Öffnungsweiten bis zu 63 cm. Diese unrealistisch hohen Werte weisen darauf hin, dass in der Realität von einer wesentlich geringeren effektiven Porosität ausgegangen werden muss. Liegt z.B. die reale effektive Porosität bei ca. 5-6 % so ergeben sich Kluftöffnungsweiten von 0,16 m bis 0,8 mm. Aber auch diese Ergebnisse dürfen nur von ihrer Größenordnung her betrachtet werden und als relativ zu verstehende Anhaltspunkte vor dem Hintergrund der Kluftflächenrauigkeiten und Konnektivitäten des realen Kluftsystems dienen.

Hydraulische Tracerversuche

Auch die Durchgangskurven der hydraulischen Tracerversuche können mit dem SFDM analytisch ausgewertet werden (Abb. 8.11). Um einen direkten Vergleich zu den pneumatischen Ergebnissen zu ermöglichen sei diese Auswertung hier ebenfalls anhand der Ergebnisse der Versuchsstrecke Z0Z3 durchgeführt. In vielen Kurven zeigt sich, dass während pneumatischem und hydraulischem Tracerversuch offensichtlich fluidabhängig unterschiedliche Fließwege für den Transport aktiviert werden und ein Vergleich der Fitparameter im Hinblick auf eine fluidübergreifende Übertragbarkeit daher meist wenig sinnvoll erscheint. So ist es auch in diesem Fall. Die abgebildete hydraulische Durchgangskurve weist im Prinzip nur einen klaren Peak auf und unterscheidet sich somit deutlich von Abb. 8.10.

Die sehr viel stärker dispersiv gespreizte Durchgangskurve des hydraulischen Tracerversuchs von Z0 nach Z3 wird mit Hilfe der in Tab. 8.7 zusammengefassten Fitparameter berechnet. Es wird deutlich, dass die analytischen Auswertungen fluidunabhängig ähnliche effektive Kluftöffnungsweiten von ca. 1 mm für die Versuchsstrecke Z0Z3 ergeben. Die longitudinale Dispersivität ist dagegen mit 12,5 % der Versuchsstrecke im hydraulischen Versuch etwa doppelt so lang wie beim zwischen diesen Bohrlöchern ausgewerteten Gastransport. Eine entsprechend kleinere Pecletzahl von 8 bestätigt diesen größeren Einfluss der Dispersion.

Eine Anpassung ohne Berücksichtigung der Matrixdiffusion misslingt erwartungsgemäß. Die mit dem ADM berechnete Kurve ist zwar in der Lage, den Peakbereich wiederzugeben, fällt jedoch ab ca. 0,5 h deutlich unter den gemessenen Konzentrationsverlauf ab (Abb. 8.11, links). Werden dagegen Pe und t_0 aus der SFDM-Anpassung in das ADM übernommen, ergibt sich Abb. 8.11 (rechts). Wegen der Nichtbeachtung diffusiver Prozesse werden hier sowohl Erstankunft, als auch Maximalkonzentration zu früh wiedergegeben und die erreichte Maximalkonzentration deutlich überschätzt.

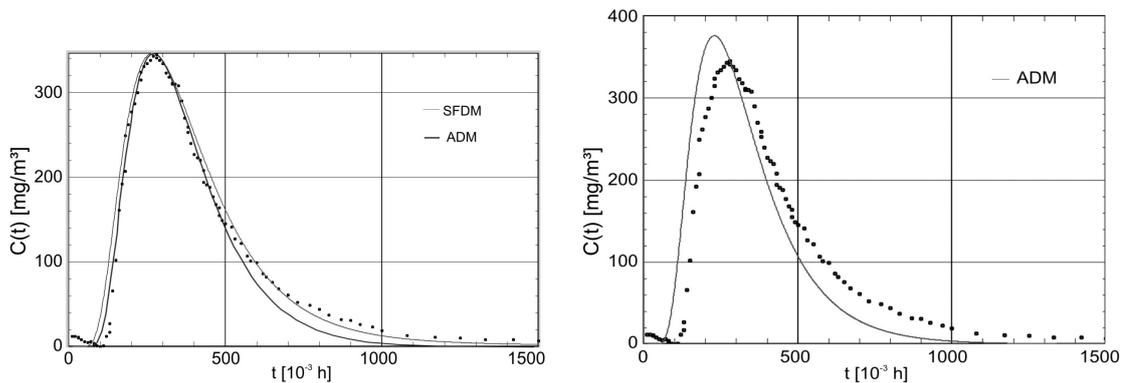


Abbildung 8.11: Zwischen Z0 und Z3 gemessener Tracerdurchbruch eines hydraulischen Tracerversuchs (schwarze Punkte), sowie eine Anpassung mit Hilfe von SFDM (hellgraue Linie, links) und ADM (rechts) unter Verwendung der gleichen Fitparameter $Pe = 8$ und $t_0 = 0,33$ h. Im linken Bild außerdem eine weitere ADM-Anpassung mit $Pe = 9,6$ und $t_0 = 0,38$ h (schwarze Linie).

Tabelle 8.7: Analytische Fit- und daraus abgeleitete Aquiferparameter für die Teststrecke Z0Z3 und einen hydraulischen Tracerversuch unter Verwendung von SFDM (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990 und ADM (LEDA & ZUBER 1970).

	SFDM	ADM
t_0 [h]	0,33	0,38
Pe [-]	8,0	9,6
a [$h^{-0,5}$]	0,0001	-
v [m/s]	$1,68 \cdot 10^{-3}$	$1,46 \cdot 10^{-3}$
D_{hl} [m^2/s]	$4,21 \cdot 10^{-4}$	$3,04 \cdot 10^{-4}$
mit $\varepsilon = 0,14$ und		
$D_m = 2,03 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^2/s$		
b [mm]	1,05	
α_l [m]	0,25	

8.2.2 Vergleich von pneumatischen und hydraulischen Transportprozessen

Um einen aussagekräftigeren Vergleich zwischen den Ergebnissen hydraulischer und pneumatischer Tracerversuche anstellen zu können, werden zunächst die auf einer Teststrecke gemessenen Durchgangskurven normiert auf die jeweilige Maximalkonzentration dargestellt. Als Beispiel dient hier die Versuchsstrecke Z0Z1 (Abb. 8.12).

Zwischen diesen Bohrlöchern wird in Gastracerversuchen eine maximale Konzentration von 859 ppm bei einem relativen Rückerhalt von 23 % gemessen. Hydraulische Tra-

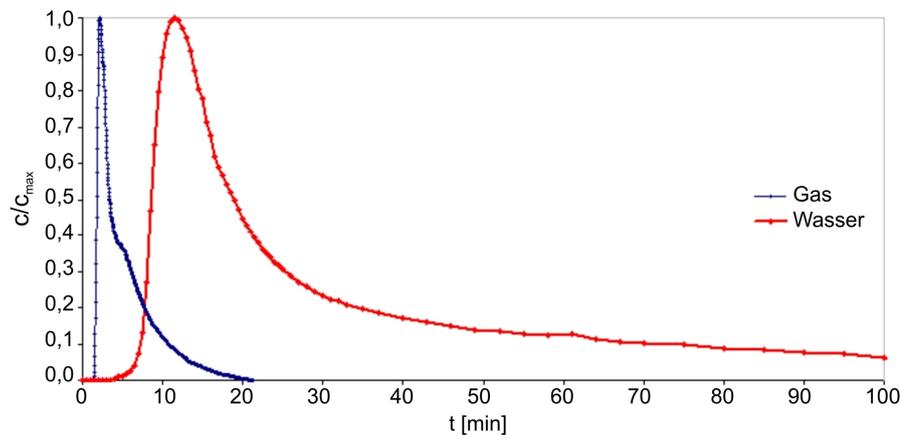


Abbildung 8.12: Exemplarischer Vergleich von hydraulisch und pneumatisch bestimmter Durchgangskurve zwischen Bohrung Z0 und Z1.

cerversuche mit NaCl als Tracer ergeben eine maximale Konzentration von ca. 580 mg/l bei einem Rückerhalt von 20 %.

Auf den ersten Blick fällt die sehr viel kürzere Versuchslaufzeit des Gastracer Versuches auf. Für den kompletten Gastracerdurchgang sind ca. 22 min notwendig, wogegen der hydraulische Versuch erst nach etwa 170 min abgeschlossen ist. Um diesen Effekt zu kompensieren wird nun auch die x-Achse normiert, bezogen auf den Zeitpunkt t_{max} , also den Augenblick, ab dem die in der Entnahmebohrung gemessene Tracerkonzentration unter die bei den verwendeten Messgeräten üblichen Nachweisgrenzen abfällt (Abb. 8.13).

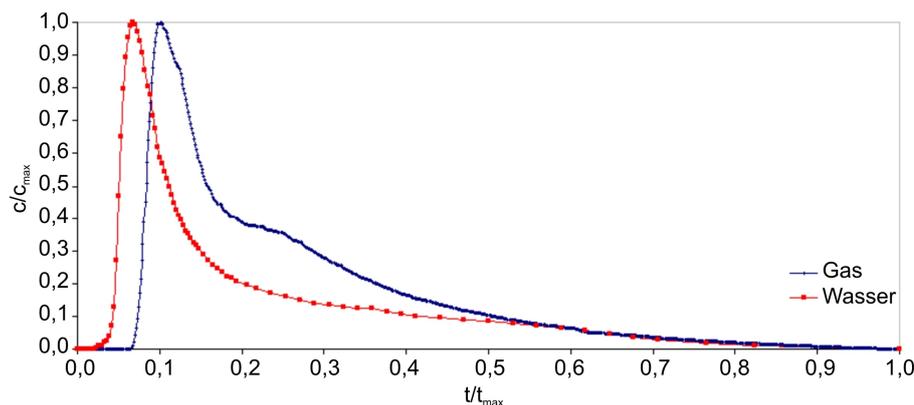


Abbildung 8.13: Vergleich von hydraulisch und pneumatisch bestimmter, auf t_{max} und C_{max} normierter Durchgangskurve zwischen Bohrung Z0 und Z1.

In der Gaskurve lässt sich deutlich der Einfluss von zwei, eventuell sogar drei verschiedenen Transportwegen ausmachen. So ist im abfallenden Ast des Hauptpeaks zwischen etwa $0,2$ und $0,3 t/t_{max}$ eine deutliche Schulter zu erkennen. Wenn auch weniger deutlich, so doch durch mehrere Versuche bestätigt, zeigen sich darüber hinaus nach etwa 14 % der Versuchslaufzeit Anzeichen für eine dritte Wegsamkeit.

Unter der Annahme, dass ohne Berücksichtigung der strömungsmechanisch relevanten Unterschiede der Fluideigenschaften für die Ausbildung des hydraulischen Fließfeldes die selben Wegsamkeiten zur Verfügung stehen, können die beiden Durchgangskurven diesbezüglich direkt verglichen werden. In der Durchbruchkurve des hydraulischen Tracerversuchs werden diese unterschiedlichen Peaks wesentlich weniger deutlich abgebildet. In der leicht gestreckten Darstellung in Abb. 8.12 kann zumindest eine leichte Schulter im abfallenden Ast des Hauptpeaks nach etwa 20 min bestätigt werden. Eine weitere Schulter nach etwa 16 min ist nur andeutungsweise zu erkennen. Der hydraulische Strömungsversuch scheint in diesem Fall durchaus auf die selben Wegsamkeiten zurückzugreifen wie der Gastracerversuch, aufgrund der höheren dynamischen Viskosität des Wassers können Nebenklüfte, bzw. die Gesteinsmatrix relativ zur Hauptwegsamkeit jedoch nur in wesentlich geringerem Umfang genutzt werden.

Darüber hinaus weist die hydraulische Durchgangskurve einen insgesamt rascher abfallenden Konzentrationsverlauf im Bereich der Peakkonzentrationen, bezogen auf die gesamte Versuchsdauer auf. Der dispersiv-diffusive Tailingbereich der Kurve ist also insgesamt stärker dominierend als in der Durchgangskurve der Gasversuche. Ein weiteres Indiz hierfür ist die relativ zur gesamten Versuchsdauer frühere Erstkonzentration. Dies überrascht auf den ersten Blick, da der molekulare Diffusionskoeffizient von Helium in Luft mit $5,8 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ (THÜRINGER, 2002) deutlich höher ist als der von Natrium ($1,33 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$), bzw. Chlorid ($2,03 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$) (REEVES, 1979), gelöst in Wasser. Die Durchgangskurven der Gasversuche sollten also eine stärkere diffusive Beeinflussung aufweisen als in den hydraulischen Versuchen nachweisbar ist, auch wenn die Laufzeit der einzelnen Gasversuche kürzer als die der hydraulischen Versuche ist. Untersucht man die Durchgangskurven hinsichtlich des $t^{-3/2}$ -Kriteriums von TSANG (1995) so wird deutlich, dass die Abnahme der Konzentrationen in den Tracerversuchen am Versuchsblock, im Gegensatz zu den Ergebnissen der Laborversuche (Abb. 8.2), nicht überwiegend diffusiv gesteuert ist. Die Durchgangskurven fallen in doppeltlogarithmischer Darstellung zu steil ab. Vermutlich spielen Kluftrauhigkeiten, Konnektivität und Konstriktivität bei der Retardation des Tracers im Rahmen dieser Versuche die entscheidendere Rolle im Vergleich zur Matrixdiffusion.

Die Versuchslaufzeiten der Tracerversuche am Versuchsblock sind trotz der längeren Transportstrecken kürzer als im Laborversuch (Kap. 4.3). Eine so geringe Strömungsgeschwindigkeit wie in der präparierten Einzelkluft kann mit den am Testfeld verwendeten experimentellen Methoden nicht exakt eingehalten werden.

Ein weiterer Unterschied zwischen den Ergebnissen der hydraulischen und der pneumatischen Tracerversuche liegt in den relativen Anteilen der einzelnen Fließwege am Gesamttransport. Während, wie oben gezeigt, bei den Gasversuchen auch die Nebenklüfte mit bedeutenden Anteilen am Gesamttransport beteiligt sein können, weisen die Nebenklüfte bei den hydraulischen Versuchen nur sehr geringe Beteiligungen am gesamten Tracertransport auf. Geht man im Falle der dargestellten Versuchsstrecke Z0Z1 von zwei relevanten Wegsamkeiten aus, so verteilt sich der Tracer im pneumatischen Versuch zu 47,5 % auf den ersten und 52,2 % auf den zweiten Peak. Im hydraulischen Versuch stellt der erste Peak ca. 78,3 % der registrierten Tracermasse, wogegen nur etwa 21,7 % durch Nebenklüfte und/oder die Matrix fließen. Dieser Trend hin zu einem einzelnen Hauptpeak und weg von zahlreichen einzeln identifizierbaren sekundären Wegsamkeiten ist charakteristisch für die in Pliezhausen ausgewerteten hydraulischen Tracerversuche.

8.2.3 Transportmechanismen und Verweilzeiten

Im Folgenden werden die in den Strömungsversuchen gemessenen Durchlässigkeiten einzelner Versuchsstrecken mit den Ergebnissen der Tracerversuche verglichen. Hierbei kann unter anderem beurteilt werden, in wieweit sich eine hohe Gebirgsdurchlässigkeit auf einer Teststrecke bei einem bestimmten Druckgradienten auf die Verweilzeiten und Transportgeschwindigkeiten auswirkt. Um die Geschwindigkeit des Transportes aussagekräftig beurteilen zu können, werden hierfür maximale v_{max} , dominierende v_{dom} und mittlere Transportgeschwindigkeit v betrachtet.

Bei Eingabe in Z0 und Entnahme in den äußeren Bohrungen werden pneumatisch unterschiedliche Durchlässigkeiten aufgezeichnet, die in Abb. 8.14 (links) graphisch dargestellt sind.

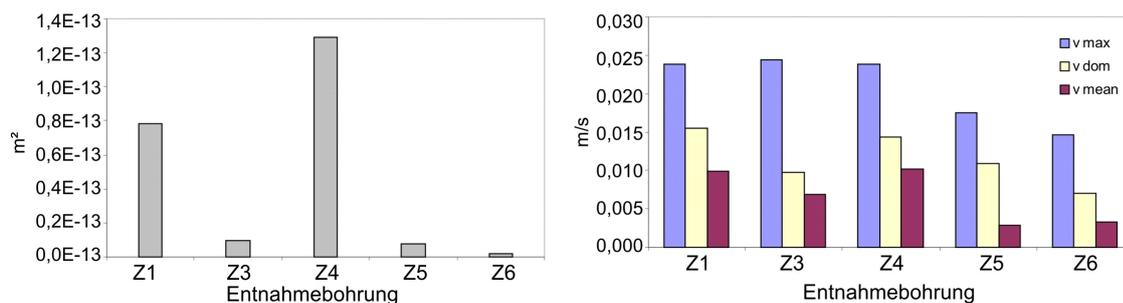


Abbildung 8.14: Vergleich von pneumatisch bestimmten Permeabilitäten (links) und den in Gastracerversuchen bestimmten Transportgeschwindigkeiten (rechts) auf unterschiedlichen Strecken im Bohrlochkranz.

Die für geklüftete Gesteine typischerweise große Bandbreite der gemessenen Durchlässigkeiten weist ein Maximum in Richtung Z4 und ein Minimum in Richtung

Z6 auf. Im rechten Diagramm der Abb. 8.14 sind dagegen die auf diesen Strecken aus Tracerversuchen bekannten Transportgeschwindigkeiten dargestellt. Es wird deutlich, wie wenig Einfluss die integrativ bestimmte Gebirgsdurchlässigkeit auf den Zeitpunkt der Erstankunft, also die maximale Transportgeschwindigkeit v_{max} in dieser Art von Gesteinen hat.

So ist in Richtung Z3 die größte maximale Transportgeschwindigkeit zu verzeichnen, obwohl die Gebirgsdurchlässigkeit dieser Strecke deutlich unter den in Richtung Z1 oder Z4 gemessenen Durchlässigkeiten liegt. Erst die dominierenden oder die mittleren Transportgeschwindigkeiten geben die Variationen in den Permeabilitäten der einzelnen Teststrecken wieder.

Diese Versuche zeigen, dass bei einem hypothetischen Schadensfall in geklüftet porösen Gesteinen eine Prognose der maximalen Ausbreitungsgeschwindigkeit der Schadstoffe äußerst schwierig ist. Auch in Richtung geringer Gebirgsdurchlässigkeit, also abweichend von den Richtungen dominierender Hauptklüfte, muss mit hohen maximalen Transportgeschwindigkeiten gerechnet werden. So kann eine einzelne, gut durchlässige Kluft für eine frühe Erstankunft des Markierungsstoffes oder der Schadstoffe sorgen, in der Summe jedoch dennoch nur eine geringe Gebirgsdurchlässigkeit verursachen.

8.2.4 Trennflächensystem und Stofftransport

Durch die Symmetrie der Bohrlochanordnung können mehrere Tracerversuche mit den gleichen Randbedingungen über eine Entfernung von jeweils 2 m durchgeführt und direkt miteinander verglichen werden. Bei Verwendung aller 2-m-Strecken sind im Bohrlochkranz sechs verschiedene Transportrichtungen auf insgesamt 24 verschiedenen Bohrloch-Bohrloch-Verbindungen möglich (Abb. 4.4).

Dominierende Transportmechanismen und Kluftorientierung

In diesem Abschnitt soll untersucht werden, in wie weit der Winkel zwischen Transportrichtung (direkte Verbindung zwischen Eingabe- und Entnahmeloch) und den Streichrichtungen der statistischen Haupttrennflächen als ein Maß dafür angesehen werden kann, wie stark advektiv der gesamte Transportprozess geprägt ist. Bei Betrachtung des Bohrlochkranzes liegt hierbei wiederum die Besonderheit zu Grunde, dass die flach einfallenden, schichtungsparellen Sedimentationsfugen aufgrund ihrer geringen Durchlässigkeit nur eine untergeordnete hydraulische Rolle spielen. Die Tracerversuche, die auf den Achsen Z6-Z0-Z3 und Z5-Z0-Z2 ablaufen, sollten also wegen ihrer angenäherten Parallelität zu den Hauptstreichrichtungen deutlich stärker advektiv dominiert sein, als die in N-S-Richtung gemessenen Durchgangskurven.

Dass dies innerhalb des Bohrlochkranzes nicht bestätigt werden kann, zeigen Abb. 8.15 und Abb. 8.17. Lediglich die in Richtung 004° und 184° gemessenen Durchgangskurven

weisen mit frühen Erstankunftszeiten, hohen Maximalkonzentrationen und schmalen Peakformen die typischen Merkmale eines schnellen, advektiv dominierten Transportes auf. Entlang der eigentlichen Hauptkluftrichtungen, wie z.B. zwischen Z5 und Z0 oder Z0 und Z3 sind die gemessenen Durchgangskurven dagegen deutlich breiter bei längerem Tailing und geringerer Maximalkonzentration.

Der Winkel zwischen Transportrichtung und den Streichrichtungen der statistischen Haupttrennflächen lässt also in diesem Fall keinen direkten Bezug zur Form der jeweils gemessenen Durchgangskurve und somit zur Art des dominierenden Transportmechanismus erkennen.

Offensichtlich ist für den verwendeten experimentellen Aufbau und den betrachteten Skalenbereich ein anderer Aspekt als die gemittelte Transportrichtung relevanter wenn es darum geht, welcher Transportmechanismus während eines Tracerversuchs dominiert. Während der Aufnahme der Bohrkerne (vgl. Anhang), sowie im Rahmen von EMR-Untersuchungen (THÜRINGER, 2002) zeigt sich eine im Umfeld von Z1, Z0 und Z4 dominierende Einzelkluft, die von ihrer Raumlage her in der Klufftstatistik keine Rolle spielt. Da sie die drei Bohrlöcher jedoch steil einfallend schneidet, ist sie für das strömungsmechanische Umfeld dieser Bohrungen offensichtlich ausschlaggebend.

Das direkte Umfeld von Eingabe- und Entnahmebohrung scheint also erheblichen Einfluss auf den gesamten Transportvorgang zu haben. Auch wenn sich die Transportrichtung entlang der Hauptkluftrichtungen orientiert, kann der gemessene Tracerdurchgang dispersiv-diffusiv dominiert sein. Hierfür genügt es, wenn Entnahme- oder Eingabebohrung nicht von einer der hydraulisch aktiven Klüfte angeschnitten werden sondern von dieser durch wenige Zentimeter ungeklüfteter Gesteinsmatrix getrennt sind.

Ein Vergleich der aufgenommenen Bohrkerne (vgl. Anhang) bestätigt dies. Auch wenn der Durchmesser der Bohrungen zu gering ist, um in dem teilweise mürben Gestein anhand der Bohrkerne Aussagen über die exakte Orientierung der angeschnittenen Klüfte treffen zu können, so dienen die Kernverluste als Anhaltspunkte. Die Bohrkerne der Bohrungen Z1, Z0 und Z4 weisen die größten Verluste auf (bis zu ca. 40 %), der Kern der Bohrung Z2 ist dagegen fast vollständig erhalten. Die Verluste werden vermutlich durch das spitzwinklige Anschneiden von geöffneten Klüften verursacht. Hierfür spricht auch der in manchen Bohrungen vollständige Verlust der Bohrspülung.

Dementsprechend zeigen die Bohrungen mit größerem Kernverlust hohe Durchlässigkeiten in den orientierten Strömungsversuchen und vermehrt Anzeichen advektiv dominierter Transportprozesse (Z0Z1, Z0Z4 oder auch Z0Z3). Auf der anderen Seite weist Z2 mit seinem beinahe vollständigen Kern eine schlechte Anbindung an die für Strömung und Transport aktiven Klüfte des Versuchsblockes auf. Die Durchgangskurven sind entsprechend diffusiv-dispersiv geprägt und in den Strömungsversuchen werden hier die geringsten Durchlässigkeiten gemessen. So ist der Durchlässigkeitsbeiwert aus den WD-Versuchen im Bereich von Z2 etwa um den Faktor 75 geringerer als in Bohrloch Z4.

Umkehrung der Transportrichtung

Die pneumatischen Tracerversuche zeigen, dass die Umkehrung der Transportrichtung auf einer Versuchsstrecke stets nur geringe Veränderungen in den gemessenen Durchgangskurven bewirkt (Abb. 8.15).

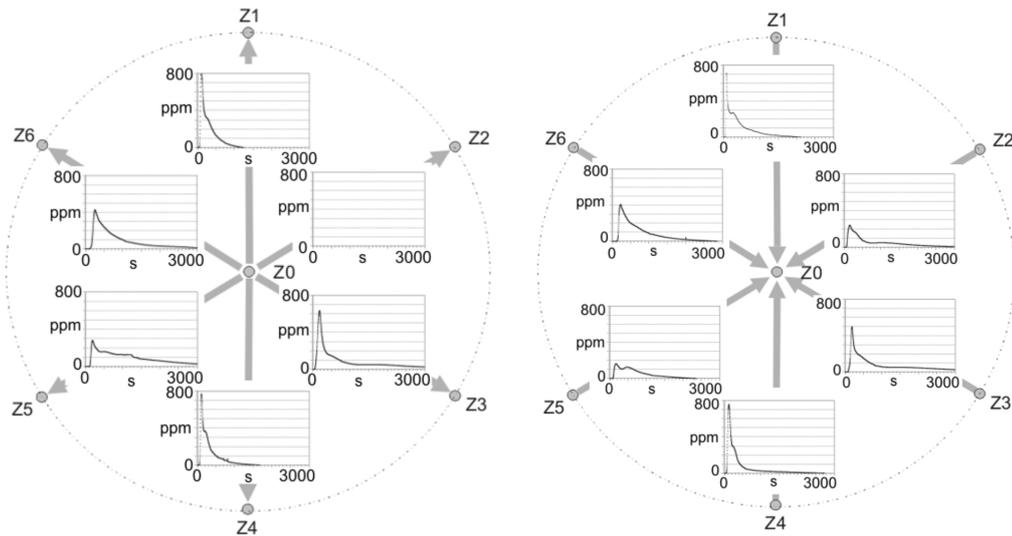


Abbildung 8.15: Einfluss der Umkehrung der Transportrichtung auf die Ergebnisse der Gastracerversuche mit Eingabe, bzw. Entnahme im mittleren Bohrloch.

Aufgrund des symmetrischen Dipolfießfeldes ($Q_{in} = Q_{out}$) scheinen also auch bei einer Umkehrung des Druckgradienten die gleichen Wegsamkeiten zu mehr oder weniger unveränderten Anteilen am Transportvorgang beteiligt zu sein. Aufgrund der Heterogenität des Sandsteinkörpers ist dies überraschend.

Als Grundvoraussetzung müssen hierfür zunächst die Rauigkeiten der Klufflächen im Verhältnis zum Maßstab der betrachteten Transportprozesse als über die Fläche des Testfeldes konstanter und nicht von der Anströmungsrichtung abhängiger Retardationsfaktor angesehen werden können. Dies kann als erfüllt betrachtet werden. Nach den Ergebnissen der Strömungsversuche ist innerhalb der Klufflächen des Testfeldes Pliezhäusen mit einer Mikrorauigkeit k (LOUIS 1967) im Millimeterbereich zu rechnen. Eine analytische Anpassung ergibt zwischen Z0 und Z3 beispielsweise $1,87 \cdot 10^{-3}$ m (Kap. 7.2.3). Die Makrorauigkeit K , also die Abweichungen der Spaltmittellachse von einer geraden Linie kann nur anhand der Ausbisslinien der Klüfte an den Blockseitenwänden oder der freigelegten Kluft im Labormaßstab (Kap. 4.3) abgeschätzt werden. Größtenteils handelt es sich um makroskopisch relativ ebene Klufflächen ($K \approx 10 - 30$ mm), die nur stellenweise größere Versatzbeträge und Richtungsänderungen aufweisen ($K_{max} \approx 10$ cm).

Die Unebenheiten treten außerdem augenscheinlich unregelmäßig auf, ohne z.B. einem bestimmten tektonischen Muster zu folgen.

Als weitere Voraussetzung muss die Gesteinsmatrix bezogen auf die betrachtete Transportstrecke als homogenes isotropes Medium angesehen werden können. Die mittlere Korngröße des Stubensandsteins bewegt sich in etwa zwischen 0,5 mm und 2,0 mm. Die Lithologie dieses Sandsteins kann nach BENGELSDORF (1990) innerhalb weniger Meter starke Schwankungen aufweisen und veränderliche Strömungsbedingungen während des Ablagerungsprozesses können sich innerhalb der sedimentären Struktur lokal abzeichnen. Dennoch wird innerhalb der einen untersuchten Sandsteinschicht aufgrund der feinen Korngröße und da makroskopisch sichtbare grobe Unregelmäßigkeiten nicht zu erkennen sind von isotropen Verhältnissen ausgegangen.

Um von Seiten des Kluftnetzes eine Umkehrbarkeit der Tracerversuche zu gewährleisten sind mehrere Möglichkeiten vorstellbar:

- Die für den Transport verwendeten Wegsamkeiten weisen eine so gute Vernetzung auf, dass von isotropen Verhältnissen ausgegangen werden kann.

Isotrope Verhältnisse können mit Hilfe der Strömungsversuche (Kap. 7.2.2) ausgeschlossen werden. Hierbei zeigen sich im Bereich der einzelnen Bohrlöcher signifikante Anisotropien, die auch zu einer anisotropen mittleren Durchlässigkeitsverteilung im Bereich des Bohrlochkranzes führen.

- Die für den Transport verwendeten Wegsamkeiten weisen eine so gute Vernetzung auf, dass homogene aber symmetrisch anisotrope Bedingungen vorliegen und sich die untersuchte Transportrichtung entlang einer der Achsen der Anisotropie erstreckt.

Nach der Form der Durchlässigkeitsverteilung in Abb. 7.5 dürfte dies bei den Versuchen auf den Achsen Z6-Z0-Z3 und Z5-Z0-Z2 der Fall sein. Diese Versuche bilden von allen betrachteten Transportprozessen die spitzesten Winkel mit den Streichrichtungen der statistischen Hauptkluftrichtungen. So schneidet die Z6-Z0-Z3-Achse Hauptkluftrichtung 2 im Winkel von 15° , die Z5-Z0-Z2-Achse bildet sogar einen Winkel von nur 8° mit Hauptkluftrichtung 1.

- Für den Transport ist in erster Linie eine einzelne dominierende Kluft wirksam.

Die Formen der Durchgangskurven zwischen Z1, Z0 und Z4 sprechen im Falle der in Richtung 004° - 184° verlaufenden Achse im Bohrlochkranz für diesen Fall. Hier dominiert jeweils ein schmaler Einzelpeak mit wenig ausgeprägtem Nebenpeak und unwesentlichem Tailing. Auch die Ausbisslinien auf der Blockoberfläche und Ergebnisse von früheren EMR-Messungen (THÜRINGER 2002) unterstützen diese Annahme.

Der Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit

Bei den pneumatischen Tracerversuchen wird das Strömungsfeld in Dipolanordnung mit Hilfe von Seitenkanalverdichter und Kompressor aufgebaut. Daher kann der Volumenstrom in einem gewissen Rahmen und unter Beachtung der Drücke und der Kompressibilität des Gases nach Belieben verändert werden. Auf diese Weise kann der Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die dominierenden Transportmechanismen und die Beteiligung unterschiedlicher Fließwege beurteilt werden.

Für die meisten der durchgeführten Gastracerversuche wird ein Volumenstrom von 171/min gewählt. Dieser Wert wird nun auf 111/min reduziert aber die gleiche Tracermasse als Impuls über einen Dreiwegehahn eingegeben. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden hier für die Versuchsstrecke Z1Z0 durchgeführt, da diese Kurven exemplarisch für viele der pneumatischen Durchgangskurven sind. In Abb. 8.16 sind die beiden in Z0 gemessenen Durchgangskurven im direkten Vergleich dargestellt.

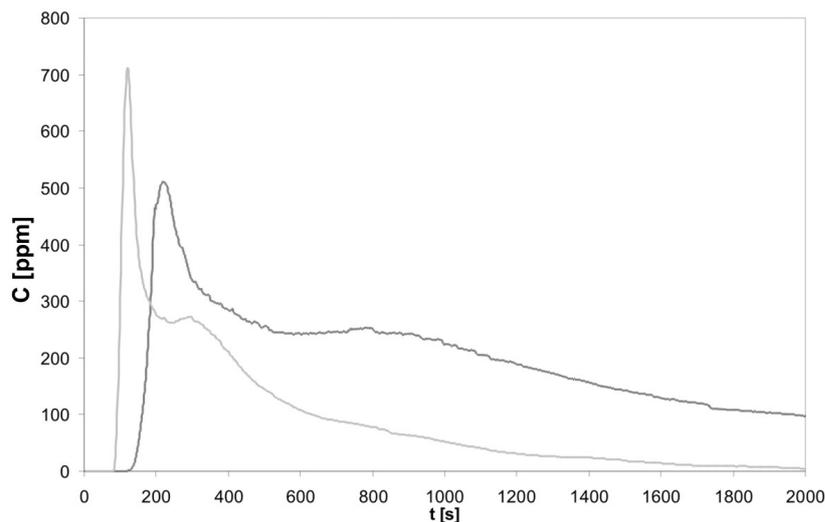


Abbildung 8.16: Durchgangskurven pneumatischer Tracerversuche zwischen Z1 und Z0 mit gleicher Eingabemasse M und variablem Volumenstrom Q (hellgrau: 171/m, dunkelgrau: 111/min).

Auf den ersten Blick weisen die beiden Kurven zahlreiche Übereinstimmungen auf. Es liegt jeweils ein relativ schmaler, advektiv dominierter Hauptpeak und ein breiter, flacher Nebenpeak vor, bevor die abfallende Konzentration in den Tailingbereich übergeht. Erwartungsgemäß weist die hellgraue Kurve ($Q = 171/\text{min}$) eine deutlich frühere Erstantunft ($t_1 = 83 \text{ s}$) als die dunkelgraue Kurve ($Q = 111/\text{min}$, $t_1 = 133 \text{ s}$) auf. Die maximale Transportgeschwindigkeit reduziert sich also in etwa um das Verhältnis der angelegten Volumenströme.

Der Hauptpeak des schnelleren Tracerversuchs wird entsprechend früher erreicht, ist schmaler und weist mit einer maximalen Konzentration von über 700 ppm deutlich höhere Konzentrationen als im langsameren Tracerversuch mit etwa 500 ppm auf. Die zeitliche Verschiebung zwischen den beiden Durchgangskurven nimmt mit voranschreitender Versuchsdauer aufgrund der unterschiedlichen Transportgeschwindigkeiten kontinuierlich zu. Während zwischen den Erstankunftszeiten nur 50 s vergehen, liegen zwischen den beiden Hauptpeaks schon 108 s. Sogar 530 s trennen die Nebenpeaks der beiden Versuche voneinander.

Der relative Rückerhalt der dunkelgrauen Kurve erscheint größer als der der hellgrauen Kurve. Unter Berücksichtigung des geringeren Volumenstroms zeigt sich jedoch, dass der Rückerhalt mit 27 % geringer als während des schnelleren Tracerversuchs ist. Der relative Rückerhalt der hellgrauen Kurve beträgt 33 %. Der langsamere Transport führt zu längeren Verweilzeiten im Sandstein. Daher zeigt sich ein stärkerer Einfluss der Lösung des Tracergases Helium in der im Gestein vorhandenen Restfeuchte. Auch der Einfluss der Diffusion in nicht durchströmte Bereiche und unkontrollierter Gasverlust an Undichtigkeiten der oberen Blockabdeckung spielen hier eine Rolle.

Auch wenn offensichtlich bei beiden Versuchen die selben Wegsamkeiten am Tracerttransport beteiligt sind, so verschieben sich die Anteile der einzelnen Peaks am jeweiligen Gesamttransport mit veränderlicher Strömungsgeschwindigkeit deutlich. Mit steigender Transportgeschwindigkeit nimmt der Anteil des dominierenden Hauptpeaks am Gesamttransport zu. Hier zeigt sich der stärkere Einfluss des schnellen advektiven Flusses entlang der dominierenden Wegsamkeit, wobei durch die höhere Fließgeschwindigkeit weniger Einfluss der Diffusion und somit ein weniger stark ausgeprägtes Tailing zu beobachten ist.

Auch wenn die hellgraue Kurve eine höhere Maximalkonzentration aufweist, so liegt in den Nebenpeaks geschwindigkeitsunabhängig die Konzentration bei etwa 280 ppm. Auch bei dem Tracerversuch mit geringerem Volumenstrom scheinen demnach die Nebenklüfte in Bezug auf das Verhältnis Volumenstrom/Strömungswiderstand und angelegtem Druckgradienten bereits an der oberen Grenze ihrer kapazitiven Aufnahmefähigkeit am Transport beteiligt zu sein. Die Aufnahme eines erhöhten Volumenstroms fällt daher fast ausschließlich auf die Hauptwegsamkeit zurück. Erst eine weitere Reduktion des Volumenstroms führt zu einem deutlichen Absinken der Konzentration innerhalb der Nebenklüfte. In diesem Fall kommt es jedoch zu versuchstechnischen Schwierigkeiten aufgrund des geringen Rückerhalts und zu messtechnischen Problemen bei der genauen Bestimmung des eingegebenen Volumenstroms.

Übertragbarkeit der Durchgangskurven

Wie aus Abb. 8.15 ersichtlich ist, weisen verschiedene Durchgangskurven jeweils gleicher Transportrichtungen innerhalb des Bohrlochkranzes erhebliche Unterschiede auf.

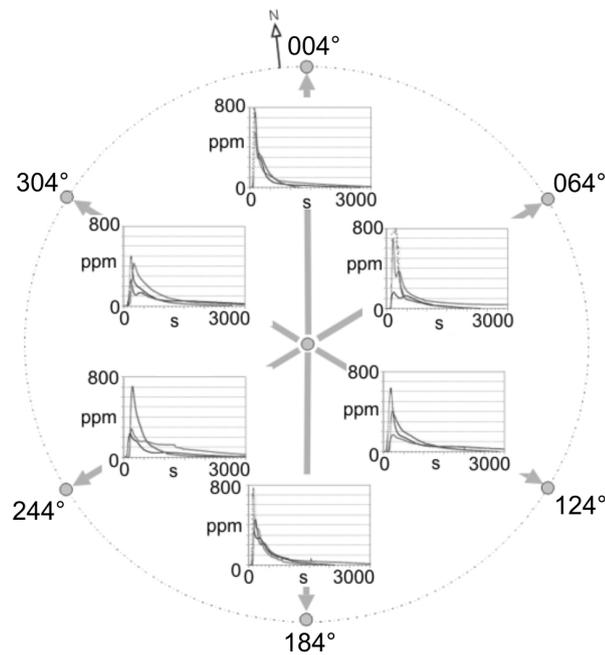


Abbildung 8.17: Registrierte Durchgangskurven in Abhängigkeit der jeweiligen Transportrichtung.

So können z.B. aus der im östlichen Teil des Bohrlochkranzes in Richtung 004° (Z3Z2) gemessenen Durchgangskurve keine Erkenntnisse über die im westlichen Teil des Bohrlochkranzes in der gleichen Richtung (Z5Z6) zu beobachtenden Transportprozesse gewonnen werden. Die Größe des Bohrlochkranzes mit seinen Versuchsstrecken von 2 m ist also trotz eines mittleren Kluftabstandes von ca. 23 cm nicht ausreichend, um die Dominanz einzelner Heterogenitäten auszugleichen. Bei einem Kluftsystem, das sich bei der Trennflächenanalyse als in weiten Teilen des Bohrlochkranzes homogen erwiesen hat, sind diese deutlichen Unterschiede überraschend.

Wie bereits weiter oben beschrieben (*Dominierende Transportmechanismen und Kluftorientierung*) zeigt sich, dass das unmittelbare Umfeld der Bohrungen eine wesentliche Rolle spielt. Ob eine Bohrung gut oder schlecht an die Wegsamkeiten des Sandsteins angebunden ist, kann durch einen um wenige cm verschobenen Bohransatzpunkt entschieden werden. Die Auswirkungen auf die gemessenen Transportvorgänge sind allerdings erheblich. Parallel orientierte Transportvorgänge können auf diese Weise sehr unterschiedliche Durchgangskurven ergeben. Um diesen Effekt statistisch auszugleichen wäre eine größere Anzahl von Stichproben, also eine größere Anzahl von Bohrlöchern notwendig.

Welches Ausmaß die Unterschiede in der Anbindung der einzelnen Bohrlöcher haben, zeigen die Ergebnisse der hydraulischen und pneumatischen Bohrlochinjektionsversu-

che (Kap. 7.1). Die hier gemessenen Durchlässigkeiten schwanken etwa um einen Faktor von 1 : 70.

Auf der anderen Seite lässt sich in den Tracerversuchen dennoch eine gewisse Übertragbarkeit der Ergebnisse erkennen. So weisen die Experimente, die jeweils auf einer Achse liegen (z.B. Z6Z0Z3) ähnliche Durchgangskurven auf. Dies ist unabhängig von der Transportrichtung zwischen den auf einer Achse liegenden Bohrungen (z.B. Z6Z0, Z0Z6, Z0Z3, Z3Z0) der Fall.

9 Strömungs- und Transportmodellierung im Testfeldmaßstab

Die oben beschriebenen Strömungs- und Tracerversuche sollen mit Hilfe von numerischen Modellansätzen im Testfeldmaßstab simuliert werden. Hierbei kommen Hybridmodelle (Kap. 5.2) mit homogener Matrix und diskreten Kluftelementen zum Einsatz, wobei die Trennflächen des Testfeldes einmal deterministisch und einmal stochastisch in das Modell eingebunden werden.

9.1 Numerische Modellierung mit deterministischer Kluftverteilung

Der folgende Abschnitt gibt einen Überblick über die Ergebnisse, die unter Verwendung der Modellierungssoftware FEFLOW5.1 mit einem numerischen dreidimensionalen Modell des Versuchsblockes mit deterministischer Verteilung diskreter Klüfte in einer homogenen Matrix erreicht worden sind.

9.1.1 Stationäres dreidimensionales Strömungsmodell

Nach Erstellung des FE-Netzes und der Zuweisung der Trennflächen analog zu den auf den Stereobildern erkennbaren Ausbisslinien (Kap. 5.2.2) erfolgt die Kalibrierung eines stationären Strömungsmodells. Unter Verwendung von Dirichlet Randbedingungen (Festpotential) in den Knoten der Bohrlöcher wird das bei den hydraulischen Tracerversuchen aufgebaute Fließfeld simuliert.

Die Kalibrierung des Strömungsmodells geschieht durch Variation von Kluftöffnungsweite und Gesteinsdurchlässigkeit. Hierbei werden die hydraulischen Eigenschaften des Modellblockes variiert bis die im zentralen Bohrloch simulierten hydraulischen Eigenschaften des Modells mit den Ergebnissen des am zentralen Bohrloch Z0 durchgeführten WD-Versuches übereinstimmen. Abbildung 9.1 zeigt die im zentralen Bohrloch gemessenen Injektionsraten in Abhängigkeit des angelegten Überdruckes verglichen mit dem vom Modell berechneten Q - p -Verhältnis.

Die dargestellte Anpassung wird für eine hydraulische Öffnungsweite der Modellklüfte von $b = 1,0 \cdot 10^{-3}$ m erreicht. Der hydraulische Durchlässigkeitsbeiwert der Gesteinsmatrix beträgt im Modell $1,0 \cdot 10^{-7}$ m/s. Mit diesen hydraulischen Eigenschaften ist es möglich, die im Bereich von Z0 gemessenen Gebirgsdurchlässigkeiten im Modell wiederzugeben. Der Einfluss der im Modell nicht erfassten Nebenklüfte und Sandsteininhomogenitäten auf die Hydraulik des realen Blocks wird also dadurch berücksichtigt, dass in etwa die in den WD-Versuchen gemessene Gebirgsdurchlässigkeit als Matrixdurchlässigkeit im Modell angenommen wird. Wird die in Laborversuchen bestimmte Gesteinsdurchlässigkeit als Durchlässigkeit der Modellmatrix gewählt, ist eine Kalibrierung des Modells nicht möglich.

An diesem deterministischen Blockmodell werden Strömungsversuche in Analogie zu den in Kap. 4.1.3 beschriebenen Strömungsversuchen durchgeführt. Dabei zeigt sich, in

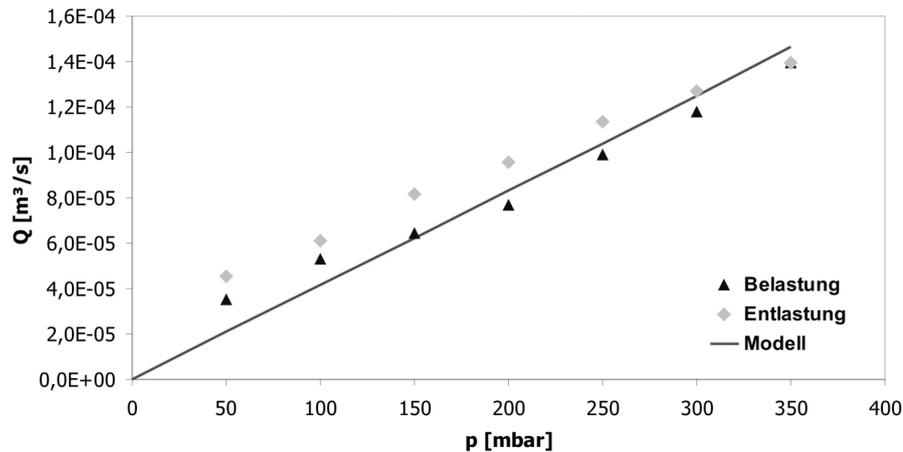


Abbildung 9.1: Ergebnisse der WD-Versuche in Z0 und simulierte Injektionsrate in Abhängigkeit des angelegten Überdruckes.

wie weit das in Z0 kalibrierte Strömungsmodell auch in den übrigen Bohrungen des Bohrlochkranzes die hydraulischen Verhältnisse korrekt wiedergibt. Zur Visualisierung der simulierten Strömungsverhältnisse ist in Abb. 9.2 das sich bei Injektion im mittleren Bohrloch einstellende Fließfeld dargestellt.

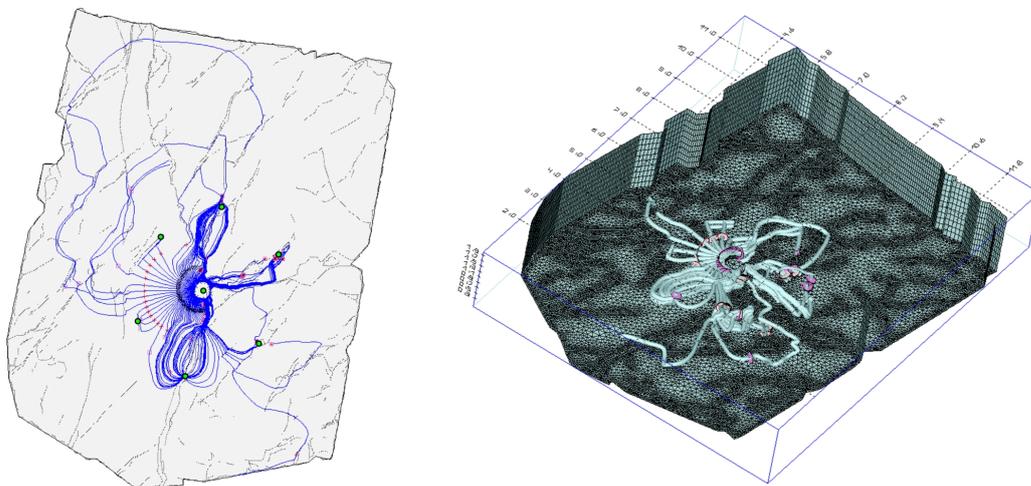


Abbildung 9.2: Zweidimensionale (links) und dreidimensionale Darstellung des simulierten Fließfeldes bei Eingabe in Z0 (Schicht 5) und Entnahme in den Bohrungen des Bohrlochkranzes. Die Isochronen geben die Positionen einer fiktiven advektiven Stoffausbreitung, ausgehend von Z0 wieder ($t = 0, 1$ d - links schwarz, rechts dunkelviolett und $t = 1, 0$ d - links rot, rechts rosa).

Der Ursprung der dargestellten Fließpfade befindet sich in der fünften, also der mittleren Schicht des Modellblockes. In dieser Darstellung ist der Einfluss der horizontalen und vertikalen Trennflächen als bevorzugte Fließwege deutlich zu erkennen. Die Isochronen sind für $t = 0,1$ d und $t = 1,0$ d dargestellt. Es zeigt sich der Kontrast zwischen einer langsamen, im Modell homogenen Strömung durch die Gesteinsmatrix (z.B. westlich der zentralen Bohrung) und einer schnellen Strömung durch die Klüfte. Hierbei liegen die Isochronen in der Darstellung zum Teil übereinander wenn bereits nach weniger als 0,1 Tagen die Entnahmebohrung erreicht wird.

Die Volumenströme, die sich in den simulierten Strömungsversuchen zwischen Z0 und den Bohrungen des Bohrlochkranzes bei einem hydraulischen Gradienten von 1/2 einstellen, sind in Tab. 9.1 aufgeführt und den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt.

Tabelle 9.1: Volumenströme der hydraulischen Strömungsversuche (links) und im Modell (rechts).

$\nabla h = 0,5$	<i>Versuch</i>	<i>Modell</i>
	Q [m^3/s]	Q [m^3/s]
Z1	$1,21 \cdot 10^{-5}$	$3,59 \cdot 10^{-5}$
Z2	$8,56 \cdot 10^{-6}$	$3,40 \cdot 10^{-5}$
Z3	$9,42 \cdot 10^{-6}$	$8,91 \cdot 10^{-6}$
Z4	$2,15 \cdot 10^{-5}$	$4,40 \cdot 10^{-5}$
Z5	$2,41 \cdot 10^{-5}$	$1,16 \cdot 10^{-6}$
Z6	$3,10 \cdot 10^{-6}$	$9,26 \cdot 10^{-7}$

Stellenweise guten Übereinstimmungen stehen grobe Abweichungen von Modell und realen Ergebnissen in den einzelnen Bohrlöchern gegenüber. Dementsprechend gering fallen auf den ersten Blick auch die Ähnlichkeiten von horizontaler gemessener (pneumatisch und hydraulisch) und modellierter Durchlässigkeitsverteilung im Bohrlochkranz aus (Abb. 9.3).

Auch im Modell findet sich jedoch eine sehr geringe Durchlässigkeit in W-E-Richtung, eine hohe Durchlässigkeit in N-S-Richtung und die größten Durchlässigkeit in SW-Richtung.

Der Hauptaspekt bei der Beurteilung des Modells liegt in der Reduzierung der im realen Block sehr viel zahlreicheren Klüfte auf einige wenige Hauptklüfte, die anhand ihrer Ausbisslinien in das Modell eingebaut werden können. Die Implementierung der nicht dargestellten Klüfte wird durch die Wahl entsprechender Modellparameter erreicht. So wird z.B. die in WD-Versuchen gemessene Gebirgsdurchlässigkeit als Durchlässigkeit der Modellmatrix gewählt und eine entsprechend größere hydraulische Kluftöffnungsweite zur Kompensation der nicht dargestellten Klüfte eingesetzt. Dadurch kommt es zu einer groben Rasterung der realen Verhältnisse und somit zu entsprechenden Ungenau-

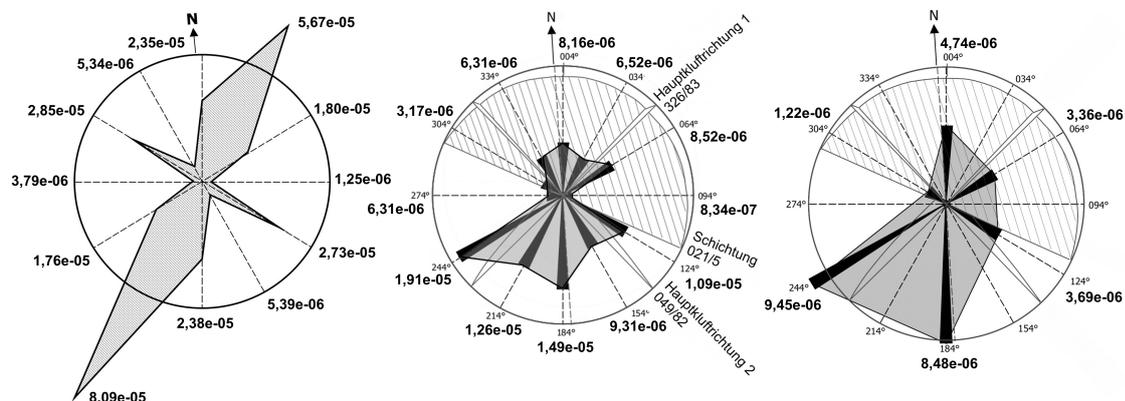


Abbildung 9.3: Horizontale Verteilung der Durchlässigkeitsbeiwerte [m/s] des Modellblockes (links) und des Versuchsblockes, wie sie mit Hilfe der pneumatischen (Mitte) und hydraulischen (rechts) Strömungsversuche ermittelt wurde. Zu beachten sind die unterschiedlichen Maßstäbe in den Darstellungen.

igkeiten bei auf Stichproben basierenden Versuchen, wie sie die sieben Ansatzpunkte des Bohrlochkranzes darstellen.

Das Problem dieser Rasterung wird besonders bei der Darstellung der Bohrlöcher im numerischen Modell deutlich. Ob die Knoten einer Modellkluft eine bestimmte Bohrung im Modell gerade noch anschneiden oder knapp neben dieser verlaufen hat erhebliche Auswirkungen auf die berechneten Ergebnisse. Auch wenn die hydraulischen Verhältnisse in ihrer Gesamtheit für diesen Teil des Blockes zufriedenstellend wiedergegeben werden können (Abb. 9.2), kann die Strömung innerhalb eines der Beobachtungsbrunnen deutlich von den Werten der Realität abweichen.

Um die Qualität des Strömungsmodells in seiner Gesamtheit besser beurteilen zu können, werden im Folgenden die durchgeführten hydraulischen Tracerversuche simuliert.

9.1.2 Instationäres dreidimensionales Transportmodell

Aufbauend auf das oben beschriebene Strömungsmodell wird in einem nächsten Schritt instationärer Stofftransport durch simulierte Tracereingabe über die Modellknoten des mittleren Bohrlochs (Z0) hinzugefügt. Dadurch können die in den Bohrlöchern des Bohrlochkranzes berechneten Durchgangskurven direkt mit den Ergebnissen der hydraulischen Tracerversuche verglichen werden (Abb. 9.4). In dieser Darstellung ist jedem der sieben Bohrlöcher eine Farbe zugeordnet und x- und y-Achse weisen jeweils die gleichen Skalierungen auf, um den Vergleich zu erleichtern.

Ähnlich wie bereits bei den Strömungsversuchen zeigen einige Bohrlöcher (Z1, Z3, Z5 und Z6) deutliche Übereinstimmungen zwischen simuliertem und gemessenem Kon-

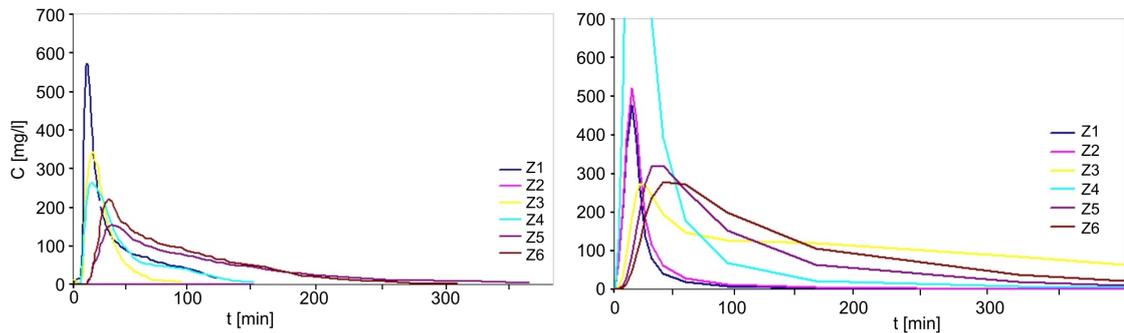


Abbildung 9.4: Vergleich simulierter (rechts) und gemessener Durchgangskurven (links) von hydraulischen Markierungsversuchen bei Tracereingabe in Z0 und Entnahme in den äußeren Löchern des Bohrlochkranzes.

zentrationenverlauf. Der Tracerdurchgang in Z4 wird dagegen vom Modell deutlich überschätzt. In Z2 konnte während der hydraulischen Tracerversuche am Versuchsblock kein stabiles Fließfeld aufgebaut werden. Die entsprechende Kurve fehlt daher im linken Diagramm.

Wie bereits im Strömungsmodell wird für die Sandsteinmatrix im Transportmodell ein Durchlässigkeitsbeiwert von $1,0 \cdot 10^{-7}$ m/s gewählt. Für die Modellklüfte wird eine konstante Öffnungsweite von 1,0 mm angenommen. Als Speicherkoeffizient für das unter gespannten Verhältnissen berechnete Strömungsmodell wird ein Wert von $1,0 \cdot 10^{-4}$ verwendet. Dieser Wert deckt sich mit Ergebnissen von Pumpversuchen, die im Rahmen der Sanierung der Rüstungsalblast Stadtallendorf in Mittelhessen gemessen wurden. Dort anstehende Schichten des Mittleren Buntsandsteins (Hardeggen und Detfurth Formation) weisen ähnliche lithologische Eigenschaften wie der Stubensandstein auf. Pumpversuche, die dort an Sicherungsbrunnen unter gespannten Verhältnissen durchgeführt wurden, ergeben Speicherkoeffizienten zwischen $1,0 \cdot 10^{-5}$ und $3,0 \cdot 10^{-4}$ (AHU 1995).

Das Transportmodell berücksichtigt auch den diffusiven Stofftransport. Hierfür muss der Porendiffusionskoeffizient D_p des verwendeten Tracers zusammen mit der für den Transport effektiven Porosität ϵ_t der Gesteinsmatrix angegeben werden. Als die für den diffusiven Transport effektive Porosität werden 18 % gewählt. Dieser Wert liegt deutlich über der für advektiven Fluss zugänglichen Porosität und stellt die untere Grenze des mit Hg-Porosimetrie ermittelten Porositätsbereichs dar. Der Porendiffusionskoeffizient errechnet sich durch Umstellen von Gl. 2.27.

STEGER (1998) konnte in Diffusionszellversuchen einen Geometriefaktor von 0,11 für Uranin in Stubensandstein bestimmen. Dieser Wert wird für NaCl übernommen. Unter der Annahme eines mittleren molekularen Diffusionskoeffizienten von Na^+

und Cl^- -Ionen von $1,69 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}$ wird somit ein Porendiffusionskoeffizient von $1,9 \cdot 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}$ im Modell berücksichtigt.

Die advektiven Transportgeschwindigkeiten innerhalb des Blockmodells variieren deutlich. Innerhalb der Kluftknoten werden Strömungsgeschwindigkeiten von etwa 10–60 m/d errechnet, im direkten Umfeld der Bohrlöcher sogar über 100 m/d. Innerhalb der Modellmatrix sind die berechneten Geschwindigkeiten um etwa vier Zehnerpotenzen geringer. Hier schwankt die Geschwindigkeit des advektiven Transports zwischen $3 \cdot 10^{-2} \text{ m/d}$ im Inneren des Bohrlochkranzes und nur noch 10^{-4} m/d in den äußeren Bereichen des Modellblockes. Es zeigt sich, welche bedeutende Rolle dem diffusiven Stofftransport innerhalb der Modellmatrix zukommt, da der diffusive Massenfluss in die Größenordnung der berechneten Advektion fällt.

Die anfänglich beschriebene Speicherfunktion der Sandsteinmatrix wird deutlich wenn man die simulierte Ausbreitung des Tracers bei Eingabe im mittleren Bohrloch und Entnahme in den Löchern des Bohrlochkranzes darstellt (Abb. 9.5). Abgebildet ist die Tracerkonzentration zwei Tage nach der Eingabe. Deutlich sind die gelblich und rötlich verfärbten Matrixbereiche von den zu diesem Zeitpunkt bereits wieder freigespülten, blauen Klüften zu unterscheiden. Die in der Matrix dargestellten Tracerkonzentrationen bewegen sich zwischen 0,0 und etwa 0,1 mg/l und stellen insgesamt 28 % der eingegebenen Tracermasse dar. Der modellierte relative Rückerhalt beträgt nach zwei Tagen also 72 %. Der berechnete Traceraustritt in den Entnahmebohrungen liegt zu diesem Zeitpunkt bereits unterhalb der mit den am Testfeld verwendeten Methoden zu erreichenden Messgenauigkeit.

Wird die Transportsimulation fortgesetzt, verbleiben auch ein Jahr nach Eingabe des Tracers noch 17 % der Eingabemasse innerhalb des Versuchsblockes. Hier wird die Rolle des Zeitfaktors bei der Sanierung von geklüftet porösen Gesteinen deutlich.

9.2 Numerische Modellierung mit stochastischer Kluftverteilung

Anhand einer numerischen Parameterstudie mit stochastischer Kluftverteilung wird im Folgenden die Eignung dieses Modellkonzeptes für den Testfeldmaßstab untersucht. Hierzu wird ein $6 \times 6 \times 4 \text{ m}$ großes Kluftsystem generiert, welches die in Kap. 5.2.3 genannten statistischen Parameter erfüllt.

In dieses Kluftsystem werden die sieben Bohrungen des Bohrlochkranzes eingesetzt und entlang von horizontalen und vertikalen 2D-Schnitten Strömungs- und Transportsimulationen durchgeführt. Mit den gewählten Abmessungen kann das generierte System den Bohrlochkranz aufnehmen, wobei ein Mindestabstand von einem Meter zu den Systemrändern nie unterschritten wird. Auf diese Weise werden auch die in den randlichen Bereichen des Bohrlochkranzes erzeugten Modellklüfte nicht von der Lage der Systemgrenzen beeinflusst.

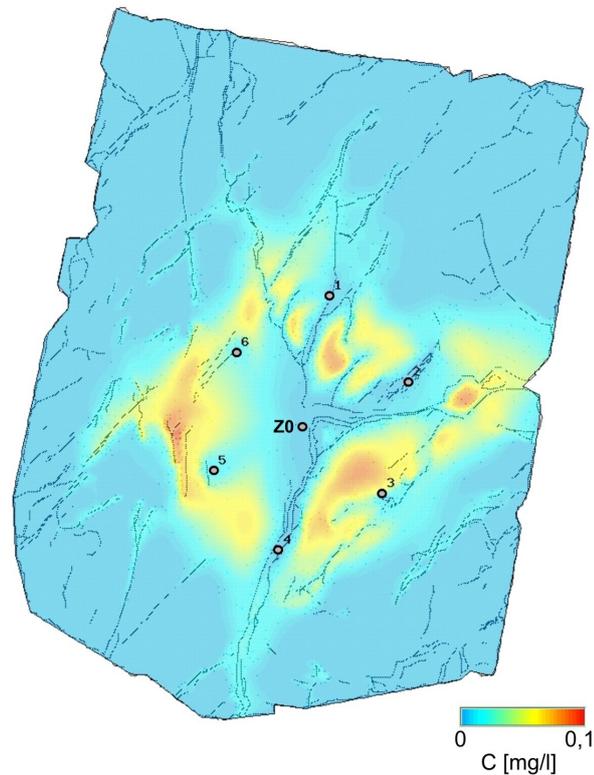


Abbildung 9.5: Simulierte Tracerausbreitung in der obersten Schicht des Blockmodells bei $t = 2,0$ d mit Eingabe in Z0 und Entnahme in den äußeren Bohrungen des Bohrlochkranzes.

Zunächst werden die orientierten hydraulischen Strömungsversuche aus Kap. 4.2.2 nachgebildet. Abbildung 9.6 zeigt die errechnete stationäre Verteilung der hydraulischen Standrohrspiegelhöhen, die sich bei Entnahme im mittleren Bohrloch (Z0) und Eingabe in den äußeren Löchern (Z1-Z6) im Versuchsblock ergibt. In Z0 wird hierbei eine Piezometerhöhe von $h = 1,0$ m und in den äußeren Bohrungen von $h = 2,0$ m, also auf Höhe der Blockoberkante, eingestellt und über die gesamte Versuchsdauer gehalten.

Im dargestellten Fall weist die Matrix einen Durchlässigkeitsbeiwert von $1,0 \cdot 10^{-7}$ m/s auf und die Klüfte verfügen über eine hydraulische Öffnungsweite von 1,0 mm. Ähnlich wie schon im deterministischen Kluftmodell lässt sich für diese Werte eine gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Durchflussraten erreichen. Der abgebildete Horizontalschnitt schneidet den Bohrlochkranz bei $z = 0$, stellt also die Verbindungsebene der Mittelpunkte der Bohrlöcher dar. Die in ihm sichtbaren Kluftspuren entsprechen demnach den Streichrichtungen der generierten Klüfte. Hier ist die Dominanz der beiden NW-SE und SW-NE streichenden, statistischen Hauptklufttrichtungen zu erkennen (die Achse Z4Z1 verläuft etwa in Richtung 004°).

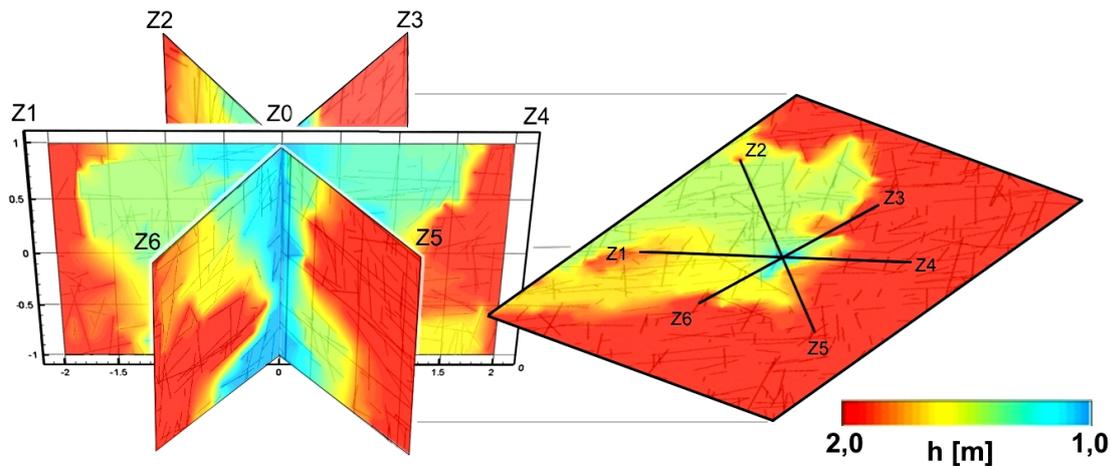


Abbildung 9.6: Dreidimensionale Darstellung der berechneten Verteilung der Standrohrspiegelhöhen bei Entnahme im mittleren Bohrloch ($h = 1,0$ m) und Eingabe in den äußeren Löchern ($h = 2,0$ m) anhand von drei Vertikal- und einem Horizontalschnitt.

In dieser Draufsicht zeigt sich außerdem der große hydraulische Einfluss der generierten Trennflächen. Eine lineare Abnahme der Standrohrspiegelhöhe von den äußeren Löchern hin zu Z0, wie sie sich in einem homogenen Medium einstellt, ist nicht zu beobachten. Die berechneten Standrohrspiegelhöhen folgen einer unregelmäßigen Verteilung, wobei sich der Bereich niedrigerer Piezometerhöhen vom mittleren Bohrloch aus in erster Linie in Richtung Z1 und Z2 erstreckt. Die Begrenzung dieses Bereiches deutlicher Absenkung orientiert sich dabei entlang der beiden steil einfallenden Hauptkluftrichtungen (SW-NE und NW-SE). Dadurch entsteht eine in etwa rechteckige, zackig umrandete Absenkungsform. Gemäß der flach in nordöstlicher Richtung einfallenden dritten Hauptkluftrichtung ist der Mittelpunkt dieser Absenkungsform im mittleren und oberen Bereich der Bohrlöcher in Richtung Z1 und Z2 verschoben.

Auch in den Vertikalschnitten zeigt sich der Einfluss der nur flach einfallenden, parallel zur Schichtung orientierten Trennflächen. So sind in vertikaler Richtung deutliche Schwankungen der hydraulischen Standrohrspiegelhöhen zu verzeichnen, die in einem homogenen Medium ebenfalls nicht zu erwarten sind. Je nach Konnektivität und Länge der Modellklüfte entstehen kleinräumig fingerartige Aus- oder Einbuchtungen von Bereichen mit höherer oder niedrigerer Absenkung (Abb. 9.7). Hier wird erneut das Problem der Maßstabsabhängigkeit deutlich. Im Vorfeld eine Prognose dieser lokalen Variationen der Piezometerhöhen abzugeben, ist auf Basis der üblicherweise vorhandenen Informationen nicht möglich. Kleinste Unterschiede in der Konnektivität der hydrau-

lich aktiven Trennflächen können bereits große Auswirkungen auf die berechneten hydraulischen Verhältnisse einzelner Bereiche des Modellblockes haben.

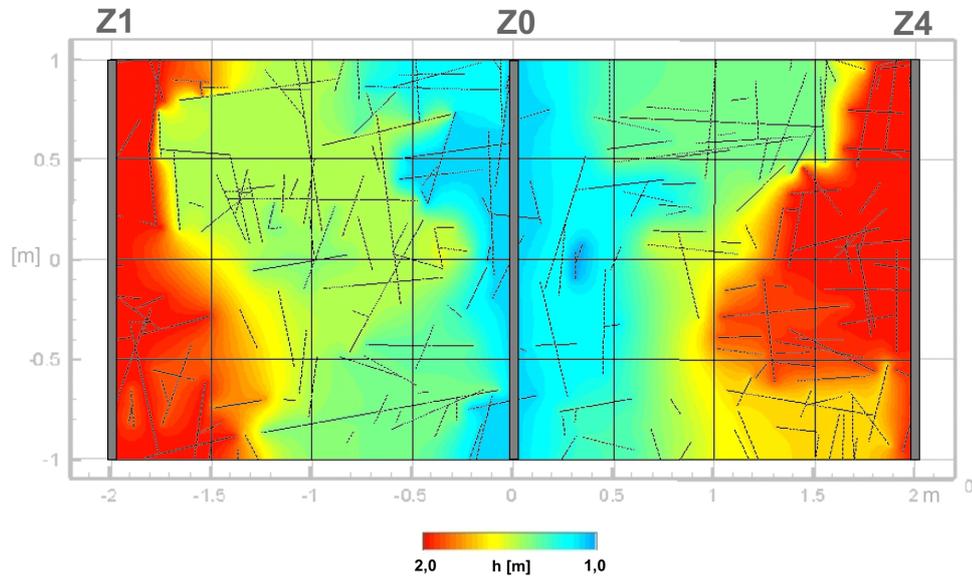


Abbildung 9.7: Berechnete Verteilung der Piezometerhöhen bei Eingabe in den äußeren Bohrungen und Entnahme in Z0.

Dennoch tauchen bei Vergrößerung der Betrachtungsskala einige Charakteristika in der Form der hydraulischen Potentialverteilung auf, wie sie im Vorfeld aufgrund der statistischen Kluftorientierung erwartet werden konnten.

Die bei der dargestellten Potentialverteilung auftretenden Volumenströme werden im Folgenden mit den experimentell ermittelten Werten verglichen. In Tab.9.2 sind zunächst die in den äußeren Bohrungen berechneten Nachströmraten für eine Entnahme von 1846 ml/min ($\Delta P = 100$ hPa) in Z0 zusammengefasst.

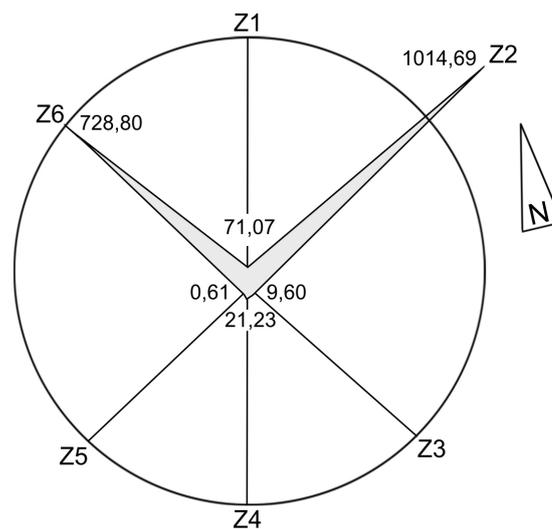
Bei der graphischen Darstellung dieser berechneten Werte wird die große Anisotropie des simulierten Systems deutlich (Abb. 9.8). Klar dominierend zeigen sich die Volumenströme in Richtung Z2 und Z6, wie es aufgrund des statistischen Trennflächensystems auch zu erwarten ist.

Einem Vergleich mit der am realen Versuchsblock gemessenen Verteilung der pneumatischen oder hydraulischen Durchlässigkeiten (Abb. 7.4 und Abb. 7.6) hält dieses Ergebnis jedoch nicht Stand. Auch wenn die Entnahmeraten für den in Z0 angelegten Unterdruck für eine Gebirgsdurchlässigkeit von $1,0 \cdot 10^{-7}$ m/s und eine Öffnungsweite der generierten Klüfte von $1,0 \cdot 10^{-3}$ m mit den Messwerten der durchgeführten hydraulischen Strömungsversuche übereinstimmen. Die Verteilung der in den Block über die

Tabelle 9.2: Ergebnisse des simulierten Strömungsversuches im Modellblock mit stochastischer Kluftrichtung.

Bohrloch	Q [ml/min]
Z0	-1846,0
Z1	71,07
Z2	1014,69
Z3	9,60
Z4	21,23
Z5	0,61
Z6	728,80

einzelnen Bohrungen des Bohrlochkranzes zugeführten Volumenströme weist deutliche Abweichungen auf.

Abbildung 9.8: Simulierte Nachströmraten [ml/min], die sich bei Entnahme in Z0 ($\nabla h = 0,5$) in den Löchern des Bohrlochkranzes einstellen.

Die simulierten Maxima der Nachströmraten orientieren sich erwartungsgemäß deutlich entlang der statistischen Hauptkluftrichtungen. Insgesamt treten in nördliche Richtungen jedoch erheblich größere Durchlässigkeiten als in südliche Richtungen auf. Dieser Effekt kann mit Hilfe der zu Grunde liegenden Hauptkluftrichtungen nicht erklärt werden. Die mit nur 2° in nordöstliche Richtung einfallende dritte Hauptkluftrichtung sollte im Modell eine ausgeglichene Verteilung der Durchlässigkeiten erzeugen. Hier wird das Hauptproblem von zweidimensionalen Simulationen solch heterogener Sys-

teme deutlich. Durch die Berechnung entlang von 2D-Schnittflächen kommt jeder Verschneidungslinie zwischen Kluftelement und Berechnungsebene eine große Bedeutung zu. So hat die Frage, ob beispielsweise eine bestimmte Verschneidungslinie gerade noch die numerischen Knoten des Bohrloches oder der Modellgrenzen erreicht wesentlich größere Auswirkungen auf das Simulationsergebnis als in einem dreidimensionalen Modell.

Darüber hinaus hat die Orientierung der 2D-Schnitte relativ zu Streichrichtung und Fallwinkel der Trennflächen größten Einfluss auf die Simulationsergebnisse. Schneidet z.B. eine senkrecht stehende Berechnungsebene eine steil einfallende Kluft in spitzem Winkel, so werden nur geringe Durchlässigkeiten entlang der Berechnungsebene angegeben, obwohl die Streichrichtung der Kluft nur knapp verfehlt wird. Dieser Effekt kann durch eine, den Rechenaufwand deutlich erhöhende, größere Anzahl von zweidimensionalen Berechnungsebenen minimiert werden.

Nur durch die zusätzliche Berücksichtigung von statistisch unterrepräsentierten Klufttrichtungen ist eine bessere Anpassung an die experimentellen Ergebnisse zu erreichen. Der Ansatz, immer unbedeutendere Nebenklufttrichtungen bei der Kluftgenerierung zu berücksichtigen kann jedoch nicht der Sinn des stochastischen Modellkonzeptes sein.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Untersuchungen an einem insitu-Testfeld stellen eine Möglichkeit dar, Erkenntnisse über Strömungsvorgänge und die Ausbreitung von Schadstoffen im anstehenden, unveränderten Gestein zu gewinnen.

In der vorliegenden Arbeit werden zunächst die bautechnischen Aspekte bei der Herstellung des Testfeldes Pliezhausen und der geologische Rahmen erläutert. Anhand verschiedener Strömungs- und Tracerexperimente können Aussagen über fluidmechanische Aspekte und vorherrschende Transportmechanismen in geklüftet porösen Festgesteinen getroffen werden. Die Ergebnisse begleitender analytischer und numerischer Modellkonzepte werden anhand experimenteller Daten bewertet.

10.1 Zusammenfassung

Am Testfeld Pliezhausen ist es durch bauliche Maßnahmen möglich, den Sättigungsgrad des eingekapselten Sandsteinkörpers zu einem gewissen Grad zu variieren. Dadurch können sämtliche der hier vorgestellten Versuche pneumatisch, im gasgesättigten Block, und hydraulisch, im wassergesättigten Sandstein durchgeführt werden.

Um schon im Vorfeld das Sättigungsverhalten des porösen Festgesteins kennenzulernen, wurden zunächst Aufsättigungsversuche im Labormaßstab durchgeführt. Auf diese Weise konnte die zu erwartende kapillare Steighöhe und die Sättigungsverteilung in einem statistischen Klufkörper bestimmt werden. Außerdem wurde es dadurch möglich, den zeitlichen Aufwand des Aufsättigungsvorgangs des gesamten Testfeldes abzuschätzen. Es zeigte sich, dass sich nur durch kapillare Aufsättigung in einem statistischen Klufkörper von 23 cm Höhe innerhalb von 150-170 h ein Sättigungsgrad zwischen 98 % an der Basis und 57 % im oberen Bereich des Klufkörpers einstellt.

Durch eine stufenweise Anhebung des freien Wasserspiegels im Testfeld konnte innerhalb von etwa vier Monaten ein Sättigungsgrad von 70-95 % im gesamten Versuchsblock erreicht werden. Für die Bestimmung des Wassergehalts werden TDR-Bohrlochsonden verwendet.

Die Gebirgsdurchlässigkeit des Versuchsblockes kann punktuell im Umfeld der Bohrungen durch Bohrlochinjektionsversuche bestimmt werden. Die in Gasversuchen gemessenen k_f -Werte bewegen sich zwischen $3,43 \cdot 10^{-6}$ m/s und $1,55 \cdot 10^{-4}$ m/s und variieren somit um einen Faktor von 1 : 45. Die hydraulischen k_f -Werte sind etwas geringer und liegen zwischen $1,56 \cdot 10^{-6}$ m/s und $1,17 \cdot 10^{-4}$ m/s. Die Schwankungsbreite ist hier mit 1 : 87 noch größer.

Die Ergebnisse der Strömungsversuche sind näherungsweise fluidübergreifend übertragbar. Die dekadischen Logarithmen der hydraulisch und pneumatisch bestimmten Permeabilitäten scheinen im Mittelwert in einer linearen Beziehung zueinander zu stehen. Für den Versuchsblock konnte die Beziehung

$$\log k_{hydraulisch} = 0,2 \log k_{pneumatisch} + 3 \cdot 10^{-13}$$

ermittelt werden. Ein Bestimmtheitsmaß von 0,92, mit dem die Permeabilitäten dieser mathematischen Beziehung folgen, stellt dabei ein Maß für die strukturelle Heterogenität des untersuchten Stubensandsteins dar.

Mit Hilfe von orientierten Strömungsversuchen kann die Anisotropie der strömungsmechanischen Eigenschaften eines geklüftet porösen Aquifers experimentell bestimmt und in Beziehung zum bereits bekannten, statistischen Trennflächengefüge gesetzt werden.

Die Versuche werden in einem radialsymmetrischen Bohrlochkranz mit einer zentralen Bohrung durchgeführt. Somit können sie direkt miteinander verglichen werden, da sie unter den gleichen Randbedingungen und über die gleichen experimentellen Entfernungen durchgeführt werden. Nach 274 Strömungsversuchen auf 42 unterschiedlichen Versuchsstrecken zeigt sich, dass lokal dominierende, statistisch unterrepräsentierte aber pneumatisch und hydraulisch aktive Trennflächen die Durchlässigkeiten lokal bestimmen. Die horizontale statistische Durchlässigkeitsverteilung spiegelt die statistische Orientierung der Trennflächen nur indirekt wider. Im Zentrum des Bohrlochkranzes kommt es zur starken Dominanz einer in N-S-Richtung verlaufenden Kluft.

Unter Berücksichtigung der jeweiligen Anzahl der Messungen können Durchlässigkeitsverteilungen innerhalb des Bohrlochkranzes mit ihren Eintrittswahrscheinlichkeit an einer zufällig ausgewählten Stelle innerhalb des Kranzes verknüpft werden. So wird z.B. auf Basis der Bohrlochversuche mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit von 0,8 eine Durchlässigkeitsanisotropie von 1 : 23 gemessen, bei der sich die Richtungen größter Durchlässigkeit entlang der Hauptkluftrichtungen orientieren.

Die pneumatischen Volumenströme werden für variable Druckgradienten zwischen jeweils zwei Bohrungen gemessen und diese Beziehung mit dem Gesetz für turbulente Spaltströmungen von LOMIZE (LOUIS 1967) verglichen. Hierbei ergibt sich exemplarisch eine Öffnungsweite der durchströmten Klüfte von $7,5 \cdot 10^{-4}$ m und eine Rauigkeit der Kluftwandungen von $1,87 \cdot 10^{-3}$ m.

Innerhalb des Bohrlochkranzes werden Tracerversuche integrativ über die gesamten Bohrlochlängen im wasser- und im gasgesättigten Versuchsblock durchgeführt.

In der Dominanz bestimmter Transportmechanismen spiegelt sich die relative Orientierung zum Trennflächensystem nur sehr indirekt wider. Hier wird das Problem der punktuellen Beobachtung des heterogenen Systems über einzelne Bohrlöcher deutlich. Durch Korrelation der Bohrkerne des Bohrlochkranzes mit den experimentellen Ergebnissen zeigt sich, welchen großen Einfluss bei dieser Frage das unmittelbare Umfeld der einzelnen Bohrungen hat.

Tracerversuche zwischen Bohrlöchern, bei deren Erstellung große Kern- und Spülungsverluste aufgetreten sind, zeigen unabhängig von der Transportrichtung einen

stärker advektiven Transport. Bohrungen mit gutem Kerngewinn zeigen dagegen stets dispersiv-diffusiv geprägte Tracerdurchgangskurven, auch wenn die Transportrichtung entlang einer der Hauptkluftrichtungen verläuft.

In den Durchgangskurven insbesondere der Gasversuche zeichnet sich die Beteiligung mehrerer unabhängiger Fließwege ab. Hierbei zeigt sich der Einfluss einer Variation der Transportgeschwindigkeiten in erster Linie in den Hauptwegsamkeiten. Die Fluidströmung innerhalb der Nebenklüfte und der Matrix bleibt zunächst unverändert und reagiert erst nach deutlicher Veränderung des angelegten Druckgradienten.

Auch Tracerversuche werden sowohl pneumatisch mit Helium als Tracergas als auch hydraulisch mit NaCl durchgeführt. Die in Dipolanordnung gemessenen Durchgangskurven weisen fluidübergreifend nur wenige Gemeinsamkeiten auf. Die Gasversuche zeigen stets deutlich die Beteiligung mehrerer unterschiedlicher Fließwege am Gesamttransport. Exemplarisch kann hierbei mit Hilfe einer analytischen Anpassung mit dem Single-Fissure-Dispersion-Model (MALOSZEWSKI & ZUBER 1990) eine Aufteilung von 54 %, 31 % und 15 % auf Hauptklüfte, Nebenklüfte und Matrix festgestellt werden.

Die hydraulischen Kurven erscheinen weniger differenziert. Einzelne Fließwege werden hier nicht so deutlich abgebildet. Auch wenn teilweise offensichtlich die gleichen Wegsamkeiten wie in den pneumatischen Versuchen genutzt werden, so ist die relative Beteiligung der Nebenklüfte wesentlich geringer.

Eine direkte Übertragbarkeit z.B. analytischer Transportparameter von pneumatischen und hydraulischem Transport besteht nicht.

Eine Beurteilung der Beteiligung der Gesteinsmatrix an den Transportvorgängen ist mit Unsicherheiten behaftet. Besonders die pneumatischen Durchgangskurven zeigen bis zu drei verschiedene Fließwege. Aufgrund des vorliegenden Trennflächengefüges dürfte es sich bei dem am schlechtesten durchlässigen Fließweg um die Gesteinsmatrix handeln. Demnach wäre die Matrix an Gasströmung und Gastransport mit ca. 15-30 % beteiligt.

In den hydraulischen Versuchen ergeben sich weniger differenzierte Durchgangskurven. Eine Beteiligung der Gesteinsmatrix am advektiven Stofftransport lässt sich hier nicht mit Sicherheit feststellen, dürfte aber höchstens im Bereich weniger Prozent liegen. Die Speichereigenschaft der porösen Gesteinsmatrix wird dennoch deutlich und zeigt sich schon bei einem Tracerversuch im Labormaßstab. Trotz einer Transportstrecke von nur 48 cm entlang einer Einzelkluft liegt der relative Rückerhalt des eingegebenen Tracers in Abhängigkeit der gewählten Transportgeschwindigkeit bei nur 70-77 %. Mit Hilfe des $t^{-3/2}$ -Kriteriums (TSANG 1995) kann gezeigt werden, dass ca. 9 % des rückgewonnenen Tracers während des Transportvorgangs in nicht durchströmte Bereiche der Kluff oder die Gesteinsmatrix diffundiert, aus der sie nach Umkehrung des Konzentrationsgradienten wieder herausdiffundieren.

Auf den einzelnen experimentellen Strecken können die in Strömungsversuchen bestimmten Gebirgsdurchlässigkeiten mit den in Tracerversuchen gemessenen Transportgeschwindigkeiten korreliert werden. Hierbei zeigt sich, dass Unterschiede in den Gebirgsdurchlässigkeiten keine Prognose der zu erwartenden Transportgeschwindigkeiten ermöglichen. So werden auf einigen geringdurchlässigen Teststrecken deutlich höhere maximale und dominierende Transportgeschwindigkeiten registriert, als auf Strecken mit höherer Gebirgsdurchlässigkeit. Erst in den mittleren Transportgeschwindigkeiten machen sich diese unterschiedlichen Durchlässigkeiten bemerkbar.

Der Aquiferanalog-Maßstab (11×8×2,2 m) stellt für die numerische Modellierung unter den gegebenen geologischen Bedingungen eine besondere Herausforderung dar. Bei der vorliegenden Kluftdichte ist der Rechenaufwand für ein dreidimensionales Modell des gesamten Versuchsblockes mit stochastisch generierten Klüften sehr groß. Für eine Modellierung mittels Multikontinuum-Ansatz ist der Block jedoch zu klein (BACHMANN et al. 2005, VOGEL 2005).

Mit Hilfe eines Hybridmodells mit deterministisch eingebundenen diskreten Trennflächen in eine homogene Modellmatrix werden die am Versuchsblock durchgeführten Versuche am exaktesten wiedergegeben. Um feine Nebenklüfte zu berücksichtigen, muss als Durchlässigkeit der Modellmatrix die in Injektionsversuchen gemessene Gebirgsdurchlässigkeit verwendet werden. Mit einer Öffnungsweite der Modellklüfte von 1,0 mm kann das Strömungsmodell lokal kalibriert und die Tracerversuche z.T. recht genau simuliert werden. Lokal kommt es zu groben Abweichungen zwischen Modell und Natur.

Das Umfeld des Bohrlochkranzes wird mit einem Hybridmodell mit stochastischer Kluftverteilung in homogener Modellmatrix nachgebildet. Die Generierung der Klüfte erfolgt mit dem Kluftgenerator FRAC3D (SILBERHORN-HEMMINGER 2002). Entlang zweidimensionaler, orthogonal orientierter Modellschnitte wird eine Strömungsmodellierung durchgeführt. Die horizontale Durchlässigkeitsverteilung ist in diesem Modellansatz deutlich von den zwei steil stehenden statistischen Haupttrennflächen geprägt. Das auf diese Weise berechnete Strömungsmodell weist nur geringe Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen auf.

Bei der Modellierung eines Tracerversuchs entlang einer Einzelkluft zeigt sich, dass die Darstellung der natürlichen Kluftfläche als zweidimensionales Flächenelement im Labormaßstab zu keiner zufriedenstellenden Anpassung an die gemessenen Ergebnisse führt. Der dispersiv-diffusive Anteil des Transportvorgangs wird deutlich überbewertet. Hierfür ist die in der natürlichen Kluft auftretende Strömungskonzentration entlang präferentieller Fließwege verantwortlich. Erst durch Einbindung eindimensionaler, gut durchlässiger Stabelemente, an Stelle der Modellkluftfläche, kann die gemessene Durchgangskurve dargestellt werden.

10.2 Ausblick

Das insitu Testfeld Pliezhausen bietet zahlreiche Möglichkeiten für weiterführende Forschungsansätze. Insbesondere die Möglichkeit der variablen Sättigung des Versuchsblockes sollte genutzt werden. Auf diese Weise lassen sich interessante Fragestellungen aus dem Bereich der Mehrphasenströmung und der ungesättigten Zone aufgreifen und experimentell untersuchen. An dieser Stelle seien als Beispiele das Verhalten von Sickerfronten, die Dynamik von Grundwasseroberflächen bei schwankenden Pegelständen oder Tracerversuche in der ungesättigten Zone gelüftet poröser Aquifere genannt.

Des weiteren könnte durch die Verwendung von Dreifachpackersystemen eine tiefendifferenzierte Untersuchung von Strömungs- und Transportvorgängen innerhalb des Bohrlochkranzes durchgeführt werden. Auf diese Weise wäre z.B. eine dreidimensionale experimentelle Darstellung des Durchlässigkeitstensors bei bekanntem Kluftsystem möglich.

Literatur

- [1] ABELIN, H. BIRGERSSON, L., GIDLUND, J., NERETNIEKS, I. & TUNBRANDT, S. (1987): Results from some tracer experiments in crystalline rocks in Sweden. - Academic Press Inc., **28**: 363-379.
- [2] ABELIN, H., BIRGERSSON, L., WIDÉN, H., ÅGREN, T. MORENO, L. & NERETNIEKS, I. (1994): Channeling experiments in crystalline fractured rocks. - J. of Cont. Hydrol. **15**: 129-158.
- [3] AHU (1995): Hydrogeologische und hydrochemische Untersuchungen DAG-Gelände Stadtallendorf. - Gutachten im Auftrag der HIM-ASG (unveröffentl.); Aachen, Marburg.
- [4] ASNT (1987): Nondestructive Testing Handbook (Second Edition) Volume One: Leak Testing. - American Society for Nondestructive Testing. INC., Columbus, OH.
- [5] BACHMANN, D., VOGEL, T. & KÖNGETER, J. (2005): A Study Concerning Boundary Effects on the Field-Block Scale. - in: DIETRICH, P., HELMIG, R., HÖTZL, H., KÖNGETER, J. & TEUTSCH, G. (Hrsg.): Flow and Transport in Fractured Porous Media, 215-223; Springer Verlag.
- [6] BACHMANN, D. (2003): Untersuchungen zu Charakteristika und deren Sensitivitäten von Tracerdurchbruchskurven. - Dipl.-Arb. RWTH Aachen (unveröffentlicht).
- [7] BAECHER, G., LANNEY, N. & EINSTEIN, H. (1977): Statistical description of rock properties and sampling. - Proc. of the 18th U.S. Symposium on Rock Mechanics. 5C 1-8.
- [9] BÄUMLE, R., HÖTZL, H., THÜRINGER, C. & WITTHÜSER, K. (1998): Untersuchungen zur Einrichtungen eines Festgestein-Naturmeßfeldes. - in: CZURDA, K., EISWIRTH, M. & HÖTZL, H. (Hrsg.): Natürliche und anthropogene Umweltgefährdungen - Forschungsergebnisse aus dem Lehrstuhl für Angewandte Geologie; Schriftenreihe Angewandte Geologie Karlsruhe, **50**: 29-50; Karlsruhe.
- [9] BAIKER, A. & RICHAZ, W. (1977): Vergleich von Meßmethoden zur Bestimmung der Porenradienverteilung und spezifischen Oberfläche poröser Katalysatoren. - Chem.-Ing.-Tech., **49(5)**: 399-403.
- [10] BARAKA-LOKMANE, S. (1999): Determination of Hydraulic Conductivities from Discrete Geometrical Characterisation of Fractured Sandstone Cores. - Diss. Univ. Tübingen; Tübingen.

- [11] BARAKA-LOKMANE, S., LIEDL & TEUTSCH, G. (2003): Comparison of measured and modelled hydraulic conductivities of fractured sandstone cores. - *Pure & Applied Geophysics*, **160**: 909-927.
- [12] BEAR, J. (1972): *Dynamics of Fluids in Porous Media*. - Elsevier, 764 S.; New York, London.
- [13] BEAR, J. & BACHMAT, Y. (1990): *Introduction to Modeling of Transport Phenomena in porous Media*. - *Theory and Applications of Transport in Porous Media 4*; Kluwer Academic, Dordrecht.
- [14] BEAR, J., TSANG, C.-F. & DE MARSILY, G. (Eds.) (1993): *Flow and Contaminant Transport in Fractured Rock*. - 560 S., Academic Press Inc., New York.
- [15] BENGELSDORF, K. (1997): *Fazies- und Reservoirgeologie im Stubensandstein von Pliezhausen-Rübgarten*. - Dipl.-Arb. Universität Tübingen (TH), Tübingen [unveröff.].
- [16] BERKOWITZ, B. (2002): Characterizing flow and transport in fractured geological media: A review. - *Advances in Water Resources*, **25**: 861-884.
- [17] BERKOWITZ, B., BEAR, J. & BRAESTER, C. (1988): Continuum Models for Contaminant Transport in Fractured Porous Formations. - *Water Resources Research*, **24(8)**: 1225-1236.
- [18] BILLAUX, D., CHILES, J., HESTIR, K. & LONG, J. (1989): Three-dimensional statistical modeling of a fractured rock mass - an example from the Fanay-Augre mine. - *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics*, **26**: 281-299.
- [19] BIRGERSSON, L. & NERETNIEKS, I. (1990): Diffusion in the matrix of granitic rock: Field test in Stripa Mine. - *Water Resour. Res.* **26(11)**: 2833-2842.
- [20] BIRKHÖLZER, J. (1994): *Numerische Untersuchungen zur Mehrkontinuumsmodellierung von Stofftransportvorgängen in Kluftgrundwasserleitern*. - TH Aachen/Lehrstuhl und Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft; Mitteilungen 93, Eigenverlag; Aachen.
- [21] BLOOMFIELD, J. (1998): Mitteilung zu den Ergebnissen der Quecksilberporosimetrie. - *British Geological Survey*.
- [22] BLOOMFIELD, J.P. & WILLIAMS, A.T (1995): An empirical liquid permeability-gas permeability correlation for use in aquifer properties studies. - *Quarterly Journal of Engineering Geology*, **28**: 143-150, The Geological Society, London.

- [23] BODVARSSON, G., HO, C. & ROBINSON, B. (2003): Yucca mountain project. - Journal of Contaminant Hydrology, **62-63**, Special Issue.
- [24] BÖCKH, P.V. (2004): Fluidmechanik. - 353 S., 145 Abb.; Springer, Berlin.
- [25] BOLLRICH, G. (1996): Technische Hydromechanik, Band 1. - Verlag für Bauwesen; Berlin.
- [26] BOURKE, P. (1987): Channeling of flow through fractures in rock. - Proc. GEOVAL-87, Swe. Nuc. Power Insp.; Stockholm.
- [27] BREITING, T., HINKELMANN, R. & HELMIG, R. (2000): Modeling of Hydrosystems with MUFTE-UG: Multiphase Flow and Transport Processes in the Subsurface. - Proc. of the 4th International Conference on Hydroinformatics; Iowa, USA.
- [28] BRENNER, K. & VILLINGER, E. (1981): Stratigraphie und Nomenklatur des Südwestdeutschen Sandsteinkeupers. - Jh. Geol. Landesamt Bad.-Württ., **23**, Freiburg i.Br.
- [29] BROWN, S.R. (1987): Fluid flow through rock joints: The effect of surface roughness. - Journ. Geophys. Res., **92(B2)**: 1337-1347.
- [30] BRUSSEAU, M. (1991): Transport of Organic Chemicals by Gas Advection in Structured or Heterogeneous Porous Media: Development of a Model and Application to Column Experiments. - Water Resour. Res., **27(12)**: 3189-3199.
- [31] BUSCH, K.-F., LUCKNER, L. & TIEMER, K. (1993): Lehrbuch der Hydrogeologie **3**, Geohydraulik. - 3. Aufl., 497 S., Gebrüder Borntraeger, Berlin, Stuttgart.
- [32] CACAS, M.C., LEDOUX, E., DE MARSILY, G., BARBREAU, A., CALMELS, P., GAILLARD, B. & MARGRITTA, R. (1990): Modeling Fracture Flow With a Stochastic Discrete Fracture Network: Calibration and Validation. 2. The Transport Model. - Water Resour. Res. **26(3)**: 491-500.
- [33] CARMAN, P. (1956): Flow of Gases through Porous Media. - 182 S., Butterworths, London.
- [34] CASTANY, G. (1967): Traité Pratique des Eaux Souterraines. - 2. Aufl., 661 S., Dunod; Paris.
- [35] CHILES, J.-P. & DE MARSILY, G. (1993): Stochastic models of fracture systems and their use in flow and transport modeling. - in: Bear, J., Tsang, C.-F. & de Marsily, G. (Eds.) (1993): Flow and Contaminant Transport in Fractured Rock: 169-236, Academic Press Inc., New York.

- [36] CIRPKA, O. (1997): Numerische Methoden zur Simulation des reaktiven Mehrkomponententransports im Grundwasser. - Mitteilungen/Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart; **95**, Diss. Univ. Stuttgart; Stuttgart.
- [37] CUNNINGHAM, R. & WILLIAMS, R. (1980): Diffusion in Gases and Porous Media. - Plenum Press; New York, London.
- [38] D'ALESSANDRO, M., MOUSTY, F., BIDOGLIO, G., GUIMERA, J., BENET, I., SANCHEZ-VILA, X., GARCÍA GUTIÉRREZ, M. & YLLERA DE LLANO, A. (1997): Field tracer experiment in a low permeability fractured medium: Results from El Berrocal site. - J. of Cont. Hydrol. **26**: 189-201.
- [39] DIERSCH, H.-J.G. (2002): The Petrov-Galerkin least square method (PGLS). White Papers - Vol. I, Chapter 13, WASY Ltd., 219-262.
- [40] DIETRICH, P., HELMIG, R., SAUTER, M., HÖTZL, H., KÖNGETER, J. & TEUTSCH, G. (2005): Flow and Transport in Fractured Porous Media. - 450S., Springer Verlag, Berlin.
- [41] DIJK, P.E. & BERKOWITZ, B. (1999): Three-Dimensional Flow Measurements in Rock Fractures. - Water Resources Research, **35(12)**: 3955-3959.
- [42] DIN 66133 (1933): Bestimmung der Porenvolumenverteilung und der spezifischen Oberfläche von Feststoffen durch Quecksilberintrusion. Deutsches Institut für Normung, Berlin (Beuth).
- [43] DÜRBAUM, H.J. (1969): Der Durchlässigkeitsbeiwert von Lockergesteinen und seine Bestimmung. - Kap. 6.11. in: RICHTER, W & WAGER, R.: Hydrogeologie in: BENTZ & MARTINI: Lehrbuch der Angewandten Geologie, Bd. II/2; Enke, Stuttgart.
- [44] DULLIEN, F.A. (1979): Porous Media - Fluid Transport and Pore Structure. San Diego (Academic Press).
- [45] EINSELE, G. & AGSTER, G.(1986): Überblick zur Geologie und Morphologie des Schönbuchs. - in: EINSELE, G. (Hrsg.): Das landschaftsökologische Forschungsprojekt Naturpark Schönbuch: Wasser- und Stoffhaushalt, bio-, geo- und forstwirtschaftl. Studien in Südwestdeutschland. - Forschungsbericht Deutsche Forschungsgemeinschaft; Weinheim (VCH).
- [46] ETIOPE, G. & MARTINELLI, G. (2002): Migration of carrier and trace gases in the geosphere: an overview. - in: Physics of the earth and planetary interiors **129(3-4)**: 185.204.
- [47] EVANS, D., NICHOLSON, T. & RASMUSSEN, T. (2001): Flow and Transport through Unsaturated Fractured Rock. - Geophys. Monograph. **42**, AGU; Washington D.C.

- [48] FAYBISHENKO, B., WITHERSPOON, P. & BENSON, S. (2000): Dynamics of Fluids in Fractured Rocks. - Geophys. Monograph. **122**, AGU; Washington D.C.
- [49] FEENSTRA, S., CHERRY, E.A., SUDICKY, E.A. & HAQ, Z. (1984): Matrix diffusion effects on contaminant migration from an injection well in fractured sandstone. - Ground Water **22(3)**: 307-316.
- [50] FETTER, C.W. (1999): Contaminant Hydrogeology. - 2. Auflage, 500 S., Prentice Hall; New Jersey.
- [51] FREEZE, R. & CHERRY, J. (1979): Groundwater, Englewood Cliffs, NJ: Prentice Hall.
- [52] FRICK, U. (1993): Beurteilung der Diffusion im Grundwasser von Kristallingesteinen - Ein Beitrag zur Kristallinstudie 1993. - NAGRA; Wettingen.
- [53] GOODY, D.C., KINNIBURGH, D.G. & BARKER, J.A. (1996): Development of a rapid method for determining apparent diffusion coefficients for chloride in Chalk. - British Geological Survey Technical Report **WD/95/66**: 21 S.; Keyworth, Nottinghamshire.
- [54] GRIMM, W.-D. (1990): Bildatlas wichtiger Denkmalgesteine der Bundesrepublik Deutschland. - Arbeitsheft 50, Bayerisches Landesamt für Denkmalpflege.
- [55] GROVE, D.B. & BEETEM, W.A. (1971): Porosity and dispersion constant calculations for a fractured carbonate aquifer using two well tracer method. - Water Resour. Res., **7**: 128-134; Washington.
- [56] GÜNTHER, R. (1977): Großfotolineationen des mitteleuropäischen Raumes und ihre geologisch-tektonische Bedeutung. - Geotektonische Forschung, **53**: 42-67, Stuttgart.
- [57] HADERMANN, J. & HEER, W. (1996): The Grimsel (Switzerland) Migration Experiment: Integrating Field Experiments, Laboratory Investigations and Modelling. - J. of Contam. Hydrol. **21**: 87-100.
- [58] HEITFELD, K.-H. (1979): Durchlässigkeitsuntersuchungen im Festgestein mittels WD-Teste. - Mitt. Ing.- u. Hydrogeol., **5**: 175-218, 20 Abb., 1 Tab.; Aachen.
- [59] HEITZMANN, P. & BOSSART, P. (2001): Das Mont-Terri-Projekt - Untersuchungen über den Opalinuston im internationalen Felslabor. - Bull. angew. Geol. **6(2)**: 183-197.
- [60] HELMIG, R. (1993): Theorie und Numerik der Mehrphasenströmung in geklüftetporösen Medien. - Institut für Strömungsmechanik und Elektronisches Rechnen im Bauwesen Hannover, Bericht **34**; Hannover.
- [61] HELMIG, R. (1996): Einführung in die Numerische Methoden der Hydromechanik. - Institut für Wasserbau der Universität Stuttgart, Mitteilungen 86: 219 S.; Stuttgart.

- [62] HELMIG, R., BASTIAN, P., CLASS, H. EWING, J., HINKELMANN, R., HUBER, R., JAKOBS, H. & SHETA, H. (1998): Architecture of the modular program system MUFTE-UG for simulating multiphase flow and transport processes in heterogeneous porous media. - In: THIERGÄRTNER, H. (Hrsg.): Mathematische Grundwassermodellierung - unkonventionelle Lösungen und Randbedingungen, CPress Verlag; Dresden.
- [63] HEMMINGER, A., HÖTZL, H & WITTHÜSER, K. (1998): 3-D Kluftgenerierung unter Einbeziehung geostatistischer Optimierungsverfahren, Datenerhebung und erste Ansätze. - In: KÖNIG, C. (Hrsg.): 2. Workshop "Kluft-Aquifere" (Ruhr-Universität Bochum, 10. - 11. Sept. 1998) : 15-26; Aachen (Shaker).
- [64] HERZOG, F. (1990): Transport modelling for the Grimsel Migration Experiments: Streamtube approach, first results and predictions. - PSI (unveröff.), **TM-41-90-18**: 1-33; Paul Scherer Institut, Würenlingen (Schweiz).
- [65] HILL, D. (1984): Diffusion coefficients of nitrate, chloride, sulphate and water in cracked and uncracked Chalk. - J. of Soil Science **35**: 27-33.
- [66] HIMMELSBACH, T., HÖTZL, H., KÄSS, W., LEIBUNDGUT, CH., MALOSZEWSKI, P., MEYER, T., MOSER H., RAJNER, V., STICHLER, W., TRIMMBORN, P. & VEULLIET, E. (1992): Fractured Rock - Test Site Lindau Southern Black Forest (Germany). - in: ATH (Eds.): Transport Phenomena in Different Aquifers (Investigations 1987-1992). - 6th Intern. Symp. on Water Tracing, Karlsruhe 1992. - Steir. Beitr. z. Hydrogeol., **43**: 159-228; Graz.
- [67] HIMMELSBACH, T. (1993): Untersuchungen zum Wasser- und Stofftransportverhalten von Störungszonen im Grundgebirge (Albtalgranit, Südschwarzwald). - Schriftenreihe Angew. Geol. Karlsruhe **23**: 238 S.; Karlsruhe.
- [68] HIMMELSBACH, T. (1998): Stofftransportvorgänge in Kluftgrundwasserleitern: von der Datenerhebung zur Erstellung eines Modells. - Universität Karlsruhe (Habil.-Schr.), 220 S.; Karlsruhe.
- [69] HIMMELSBACH, T. & WENDLAND E. (1999): Schwermetalltransport in Sandsteinen unter Bedingungen einer hochsalinaren Porenwasserlösung - Laborversuch und Modellierung. - Grundwasser **4(3)**: 103-112.
- [70] HÖTZL, H., KASELOW, A., THÜRINGER, C. & WITTHÜSER, K. (1997): Evaluation of discontinuity parameters and fracture connectivity at a rock test site. - In: GOTTLIEB, J., HÖTZL, H., HUCK, K. & MIESSNER, R. (Eds.): Field screening Europe, 93-98; Dordrecht (Kluwer).
- [71] HÖTZL, H., THÜRINGER, C. & WITTHÜSER, K. (1997): Festgesteins-Aquiferanalog: Experimente und Modellierung, Teilprojekt 1: Feldexperimente zur Wasser- und

- Stoffausbreitung in Abhängigkeit von Kluft- und Gesteinsdurchlässigkeit. 1. Zwischenbericht, Lehrstuhl für Angewandte Geologie, Universität Karlsruhe. DFG-Projekt Nr. Ho 502/9-1.
- [72] HUBER, B. (1992): Der Einfluss des Trennflächengefüges auf die Grundwasserströmung in Kluftgrundwasserleitern. - 293 S., 78 Abb., 21 Tab., Forschungsergebnisse aus dem Bereich Hydrologie und Umwelt **5**; Würzburg.
- [73] JARITZ, R. (1999): Quantifizierung der Heterogenität einer Sandsteinmatrix (Mittlerer Keuper, Württemberg). - Diss. Univ. Tübingen; Tübingen.
- [74] JIRKA, G.H. (2001): Hydromechanik. - Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe; Karlsruhe.
- [75] KÄSS, W. (2004): Geohydrologische Markierungstechnik. - 557 S., Abb., 43 Tab, Gebrüder Borntraeger; Berlin, Stuttgart.
- [76] KEIGHIN, C. & SAMPATH, K. (1982): Evaluation of Pore Geometry of Some Low-Permeability Sandstones - Uinta Basin. - Journal of Petroleum Technology: 65-70.
- [77] KINZELBACH, W. & RAUSCH, R. (1995): Grundwassermodellierung. - 283 S., Gebrüder Borntraeger; Berlin, Stuttgart.
- [78] KLINKENBERG, L.J. (1941): The permeability of porous media to liquids and gases. - Drilling Production Practice: 200-213.
- [79] KNACKE-LOY, O. (1988): Verwitterungsdifferenzierungen von Stubensandstein-Bauteilen des Kölner Doms. - Dipl.-Arb. Universität Tübingen, Tübingen [unveröff.].
- [80] KOLDITZ, O. (1997): Strömung, Stoff- und Wärmetransport in Kluftgestein. - 262 S., Gebrüder Borntraeger; Berlin, Stuttgart.
- [81] KOLLBRUNNER, C.F. (1947): Fundation und Konsolidation, Bd. 2. - 534S., 397 Abb.; Schweizer Druck- u. Verlagshaus, Zürich.
- [82] KRAPP, L., MEYER, D. & DÜLLMANN, H. (1994): Durchlässigkeitsbestimmungen für geringdurchlässige Locker- und Festgesteine. - Z. dt. geol. Ges. **145**: 123-130.
- [83] KRÖHN, K. (1991): Simulation von Transportvorgängen im klüftigen Gestein mit der Methode der Finite Elemente. - Institut für Strömungsmechanik und Elektronisches Rechnen im Bauwesen Hannover, Bericht **29**; Hannover.
- [84] LAAKSOHARJU, M., TULLBORG, E.L., WIKBERG, P., WALLIN, B. & SMELLIE, J. (1999): Hydrogeochemical conditions and evolution at Aspö HRL, Sweden. - Applied Geochemistry **14(7)**: 835-860.

- [85] LEGE, T., KOLDITZ, O. & ZIELKE, W. (1996): Handbuch zur Erkundung des Untergrundes von Deponien und Altlasten, Band 2: Strömungs- und Transportmodellierung. - 418 S., Springer Verlag; Berlin, Heidelberg.
- [86] LEVER, D.A. & BRADBURY, M.H. (1985): Rock-matrix diffusion and its implications for radionuclide migration. - *Mineralogical magazine* **49**: 245-254.
- [87] LEVER, D.A., BRADBURY, M.H. & HEMINGWAY, S.J. (1985): The effect of dead-end porosity on rock-matrix diffusion. - *J. Hydrol.* **80**: 45-76.
- [88] LOMIZE, G.M. (1951): Strömung in klüftigen Gesteinen. - Gosenergoizdat.
- [89] LONG, J. (1983): Investigation of equivalent porous medium permeability in networks of discontinuous fractures. - Ph.D. thesis; Berkeley.
- [90] LONG, J. & BILLAUX, D. (1987): From field data to fracture network modeling: An example incorporating spatial structure. - *Water Resour. Res.*, **23(7)**: 1201-1216.
- [91] LOUIS, C. (1967): Strömungsvorgänge in klüftigen Medien und ihre Wirkung auf die Standsicherheit von Bauwerken und Böschungen im Fels. - Diss. Univ. Karlsruhe, 121 S., 66 Abb., Karlsruhe.
- [92] LOVELOCK, P. (1977): Aquifer Properties of Permo-Triassic Sandstones in the United Kingdom. - *Bulletin of the Geological Survey of Great Britain*, **56**: 1-40.
- [93] MALOSZEWSKI, P. & ZUBER, A. (1990): Mathematical modelling of tracer behavior in short-term experiments in fissured rocks. - *Water Resour. Res.* **26(7)**: 1517-1528.
- [94] MARSAL, D. (1989): Finite Differenzen und Elemente. - 300 S., Springer Verlag; Berlin, New York, London.
- [95] MARSILY, G. (1986): Quantitative Hydrogeology: Groundwater Hydrology for Engineers. - Academic Press; Orlando.
- [96] MORIDIS, G.J. (1999): Semianalytical Solutions for Parameter Estimation in Diffusion Cell Experiments. - *Water Resour. Res.* **35(6)**: 1729-1740.
- [97] MÜLLER, L. (1963): Der Felsbau, Bd. 1, Theoretischer Teil, Felsbau über Tage, 1. Teil. - 624 S., 307 Abb., 1 Tab., 1 Taf., Enke Verlag; Stuttgart.
- [98] MÜLLER, T. (1996): Bestimmung der Gesteins- und Kluftgeometrie eines Stubensandsteinhorizontes. - Dipl.-Arb. Universität Karlsruhe (TH), Karlsruhe [unveröff.].
- [99] NERETNIEKS, I. (1980): Diffusion in the Rock Matrix: An Important Factor in Radionuclide Retardation? - *J. of Geophysical Research* **85(B8)**: 4379-4397.

-
- [100] NERETNIEKS, I. (1985): Transport in Fractured Rocks. - Proceed. 17th IAH Congress: 301-318; Tucson, Arizona.
- [101] NERETNIEKS, I. (1993): Solute Transport in Fractured Rock - Applications to Radio-nuclide Waste Repositories. - in: BEAR, J., TSANG, C.-F. & DE MARSILY, G. (Hrsg.) (1993): Flow and Contaminant Transport in Fractured Rock: 39-127; Academic Press Inc.; New York.
- [102] NOVAKOWSKI, K.S., EVANS, G.V., LEVER, D.A. & RAVEN, K.G. (1985): A field example of measuring hydrodynamic dispersion in a single fracture. - Water Resour. Res., **21/8**: 1165-1174.
- [103] OLSSON, O. & GALE, J.E. (1995): Site assessment and characterization for high-level nuclear waste disposals: Results from the Stripa Project, Sweden. - Quart.J. of Eng. Geol. **28(1)**, Supplement: 1-17.
- [104] PLUMMER, C., MCGEARY, D. & CARLSON, D. (2002): Physical Geology. - McGraw-Hill Science/Engineering/Math; Sacramento.
- [105] PRANDTL, L. (1965): Führer durch die Strömungslehre. - 6. Aufl., 523 S., Vieweg, Braunschweig.
- [106] PRESENT, R.D. (1958): The Kinetic Theory of Gases. - McGraw-Hill, New York.
- [107] PRINZ, H. (1997): Abriß der Ingenieurgeologie. - 3. Aufl., 546 S., 415 Abb., 84 Tab., Ferdinand Enke Verlag; Stuttgart.
- [108] RASMUSSEN, T., EVANS, D. & SHEETS, P.E. (1993): Permeability of Apache Leap Tuff: Borehole and Core Measurements using water and air. - Water Resour. Res. **29(7)**: 1997-2006.
- [109] REEVES, M.J. (1979): Recharge and pollution of the English Chalk: Some possible mechanisms. - Engineering Geology **14**: 231-240.
- [110] REYNOLDS, O. (1883): An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water in parallel channels shall be direct or sinuous and of the law of resistance in parallel channels. - Owens College, Manchester.
- [111] RICHTER, J. (2000): Untersuchungen zu Klufkörper und Gastransport im Festgestein-Testfeld Pliezhausen - Stereophotogrammetrie, Wassergehalt und Gastracertests Helium. - Dipl.-Arb. Universität Karlsruhe (TH), Karlsruhe [unveröff.].
- [112] ROOTARE, H.M. & PRENZLOW, C.F. (1967): Surface Areas from Mercury Porosimeter Measurements. - J. Physical Chemistry, **71(8)**: 2733-2736.

- [113] SAHIMI, M. (1994): Flow and transport in porous media and fractured rock. - 482 S., 123 Abb., 8 Tab., VCH Verlagsgesellschaft mbH; Weinheim.
- [114] SCHEIDEGGER, A. (1961): General theory of dispersion in porous media. - Journal of Geophysical Research, **66(10)**: 3273-3278.
- [115] SCHETELIG, K., SCHENK, V. & HEYBERGER, W. (1978): Neues Meßverfahren für die Durchführung von Wasserabpressungen. - Ber. 3.Nat. Tag. üb. Felsmech., Aachen: 29-45, 5 Abb.; Essen (DEGEG).
- [116] SCHLICHTING, H. (1965): Grenzschicht - Theorie. - 736 S., Verlag Braun, Karlsruhe.
- [117] SILBERHORN-HEMMINGER, A. (2002): Modellierung von Kluftaquifersystemen: Geostatistische Analyse und deterministisch-stochastische Kluftgenerierung. - Mitteilungen Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, **114**, Eigenverlag; Stuttgart.
- [118] SILLS, I.D., AYLMOORE, L.A.G. & QUIRK, J.P. (1973): A comparison between mercury injection and nitrogen sorption as methods of determining pore size distributions. - Soil. Sci. Soc. Amer. Proc., **37**: 535-537.
- [119] SKAGIUS, K. & NERETNIEKS, I. (1986): Porosities and diffusivities of some non-sorbing species in crystalline rocks. - Water Resources Research, **22**: 389-398.
- [120] STEGER, H. (1998): Vergleichende Untersuchungen zum Diffusionsverhalten konservativer kationischer Tracer in unterschiedlichen Festgesteinen. - Dipl.-Arb. am Lehrstuhl für Angewandte Geologie, Universität Karlsruhe.
- [121] STRÖBEL, W. & WURM, F. (1977): Geologische Karte von Baden-Württemberg 1:25000, Erläuterungen zu Blatt 7220 Stuttgart-Südwest. - Landesamt für Geologie, Rohstoffe u. Bergbau Baden-Württemberg; Freiburg i. Br.
- [122] SÜSS, M. (2005): Analysis of the influence of structures and boundaries on flow and transport processes in fractured porous media. - Mitteilungsheft Nr. 135, (Promotionsschrift) Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart.
- [123] TANG, D.H., FRIND, E.O. & SUDICKY, E.A. (1981): Contaminant transport in fractured porous media: Analytical solution for a single fracture. - Water Resour. Res. **17(3)**: 555-564.
- [124] TAYLOR, G. F.R.S. (1953): Dispersion of Soluble Matter in Solvent Flowing Slowly Through a Tube. - Proc. Royal Society London, Series A **219**: 186-203.
- [125] THÜRINGER, C. (2002): Untersuchungen zum Gastransport im ungesättigten, geklüftet-porösen Festgestein. - Schriftenreihe Angewandte Geologie Karlsruhe, **70**; Karlsruhe.

-
- [126] THÜRINGER, C., WEEDE, M. & HÖTZL, H. (2005): Preparing a Test Site on the Field Block Scale. - in: DIETRICH, P., HELMIG, R., HÖTZL, H., KÖNGETER, J. & TEUTSCH, G. (Hrsg.): *Flow and Transport in Fractured Porous Media*, 215-223; Springer Verlag.
- [127] THÜRINGER, C., WEEDE, M. & HÖTZL, H. (2005): Choice of the Field Block Location. - in: DIETRICH, P., HELMIG, R., HÖTZL, H., KÖNGETER, J. & TEUTSCH, G. (Hrsg.): *Flow and Transport in Fractured Porous Media*, 215-223; Springer Verlag.
- [128] TRUCKENBRODT, E. (1989): *Fluidmechanik*. - Band 1, 3.Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- [129] TSANG, Y.W., TSANG C.F., NERETNIEKS, I. & MORENO L. (1988): Flow and Tracer Transport in Fractured Media: A Variable Aperture Channel Model and Its Properties. - *Water Resour. Res.* **24 (12)**: 2049-2060.
- [130] TSANG, Y.W. (1995): Study of alternative tracer tests in characterizing transport in fractured rocks. - *Geophysical Research Letters* **22 (11)**: 1421-1424.
- [131] TSANG, Y.W., TSANG, C.F. (1987): Channel model of flow through fractured media. - *Water Resources Research*, **23(3)**: 467-479.
- [132] TSANG, Y.W., TSANG, C.F. (1989): Flow channeling in a single fracture as a two-dimensional strongly heterogeneous permeable medium. - *Water Resources Research*, **25(9)**: 2077-2080.
- [133] VOGEL, T. (2005): *Characterization and Sensitivity Analysis of Tracer Breakthrough Curves with respect to Multi Continuum Modeling*. - Diss. Rheinisch-Westfälische TH Aachen; Aachen.
- [134] WASHBURN, E. W. (1921): Note on a method of determining the distribution of pore sizes in porous media. - *Nat. Acad. Sci. Proc.*, **7**: 115.
- [135] WITTHÜSER, K. (2002): *Untersuchungen zum Stofftransport in geklüfteten Festgesteinen unter besonderer Berücksichtigung der Matrixdiffusion*. - *Schr. Angew. Geol. Karlsruhe* **64**; Diss. Univ. Karlsruhe.
- [136] WITTHÜSER, K. & HIMMELSBACH, T. (1998): Erhebungsmethoden von Kluffparametern für eine stochastische Kluffnetzgenerierung. - *Grundwasser*, **3(3)**: 103-106, Springer Verlag, Berlin.
- [137] VAN BRAKEL, J. & HERTJES, P.M. (1974): Analysis of diffusion in macroporous media in terms of a porosity, a tortuosity and a constructivity factor. - *Heat Mass Transfer* **17**: 1093-1103.

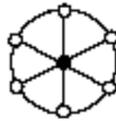
- [138] VOGEL, T. (2005): Characterization and Sensitivity Analysis of Tracer Breakthrough Curves with respect to Multi Continuum Modeling. - Diss. an der Fakultät für Bauingenieurwesen der RWTH-Aachen, online verfügbar; Aachen.
- [139] VOGEL, P. & SCHELKES, K. (1996): Influence of initial conditions and hydrogeological setting on variable density flow in an aquifer above a salt dome. - in: Calibration and Reliability in Groundwater Modelling, IAHS Publ. **237**: 373-381.
- [140] WEBSTER, D.S., PROCTOR, J.F. & MARINE, W. (1970): Two-Well Tracer Test in Fractured Crystalline Rock. - U.S. Geol. Survey - Water Supply Paper, **1544-I**: 1-19; Washington D.C.
- [141] WEEDE, M., HÖTZL, H. (2005): Strömung und Transport in einer natürlichen Einzelkluft in poröser Matrix - Experimente und Modellierung. - Grundwasser, **10(3)**: 137-145.
- [142] WEEDE, M., THÜRINGER, C. & HÖTZL, H. (2005): Flow and Transport at the Sealed Field Block. - in: DIETRICH, P., HELMIG, R., HÖTZL, H., KÖNGETER, J. & TEUTSCH, G. (Hrsg.): Flow and Transport in Fractured Porous Media, 215-223; Springer Verlag.
- [143] WITTHÜSER, K. (2002): Untersuchungen zum Stofftransport in geklüfteten Festgesteinen unter besonderer Berücksichtigung der Matrixdiffusion. - Schriftenreihe der Angewandten Geologie Karlsruhe, **64**; Karlsruhe.
- [144] WELS, C. & SMITH, L. (1994): Retardation of sorbing solutes in fractured media. - Water Resour. Res. **30(9)**: 2547-2563.
- [145] WENDLAND, E.C. (1996): Numerische Simulation von Strömung und hochadvektivem Stofftransport in geklüfteten, porösen Medien. - Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen Ruhr-Universität Bochum Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Mitteilung 96-6: 148 S., 87 Abb., 2 Tab.; Bochum.
- [146] WOLLRATH, J. (1990): Ein Strömungs- und Transportmodell für klüftiges Gestein und Untersuchungen zu homogenen Ersatzsystemen. - Technical Report, **28**, Institut für Strömungsmechanik und Elektronisches Rechnen im Bauwesen, Universität Hannover.
- [147] YOUNGER, P.L. & ELLIOT T. (1995): Chalk fracture system characteristics: implications for flow and solute transport. - Quart. J. Eng. Geol. **28**: 39-50.
- [148] ZIEGLER, F. (1998): Mechanics of Soilds and Fluids. - Springer, Berlin.
- [149] ZUNKER, F. (1930): Das Verhalten des Bodens zum Wasser. - In: BLANCK, E. (Hrsg.): Handbuch der Bodenlehre, Bd. 6, S. 66-220, 56 Abb., Springer; Berlin.

Anhang

A1 - Bohrprofile

Datum: 13.11.2002
 Name: Z0
 Tiefe: 0-1,90 m

Lage:



Kerndurchmesser: 3,7 cm

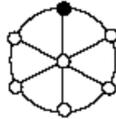
Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		ca. 10 cm sandige Verwitterungsschicht
-0,20		Kernverlust
-0,40		Kluft mit dunkelbraunem, tonig-schluffigem Belag (Einfallswinkel ca. 70°)
-0,60	20	Lage von gelblichem Grobsandstein (z.T. mit fG-Komponenten)
-0,80		rötlicher, stellenweise gelblicher Sandstein (Fein- bis Mittelsand; leicht absandend; z.T. bräunlich verfärbte Bereiche (Fe-Oxide); stellenweise schwach schluffig und tonige Partien
-1,00		
-1,20		
-1,40		Kernverlust
-1,60	35	- kompakt, kaum absandend - rötlich - nach unten hin zunehmend schluffig - ab ca. 1,75 m Übergang zum Lockergestein (S, u´ bis S, ū)
-1,80		Kernverlust
-2,00		Endteufe: -1,90 m
-2,20		
-2,40		
-2,60		

Spülverlust



Datum: 15.11.2002
 Name: Z1
 Tiefe: 0-1,82 m

Lage:



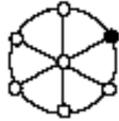
Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		
-0,20		Bohrung in großteils kompaktem Sandstein mit Anschnitt einer steil stehenden Kluft auf ca. 40 cm Länge; Spülverlust ab ca. 1,00 m
-0,40	50	
-0,60		gelblicher, bereichsweise rötlicher Sandstein (Mittelsand); kaum absandend, stellenweise bräunlich verfärbt (Fe-Oxide)
-0,80		
-1,00		geringer Spülverlust
-1,20		Anschnitt einer steil stehenden Kluft Belag: dunkelbraun, schluffig
-1,40	55	
-1,60		
-1,80		dunkelroter, sehr mürber Sandstein stark zunehmender Schluffgehalt Kernverlust
-2,00		Endteufe: -1,82 m
-2,20		
-2,40		
-2,60		

Anhang

Datum: 14.11.2002
 Name: Z2
 Tiefe: 0-1,82 m

Lage:

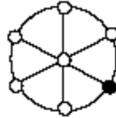


Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		Bohrung in kompaktem, wenig verwittertem Sandstein; kein Spülverlust; durchgehender Kerngewinn bis 1,82 m (Kernverlust etwa 1 %); hellbeiges, fast weißes Bohrklein (fS).
-0,20		
-0,40	90	hellgrauer, gelblicher, lagenweise rötlicher Sandstein (Fein- bis Mittelsand); kaum absandend und relativ kompakt; stellenweise bräunlich verfärbte Bereiche (evtl. Fe-Oxide)
-0,60		
-0,80	50	mit der Tiefe langsam Zunahme des Schluffgehalts und der Rotfärbung
-1,00		
-1,20		Endteufe: -1,82 m
-1,40		
-1,60		
-1,80		
-2,00		
-2,20		
-2,40		
-2,60		

Datum: 14.11.2002
 Name: Z3
 Tiefe: 0-1,97 m

Lage:



Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		
-0,20		rötlicher, stellenweise gelblicher Sandstein (überwiegend Mittelsand; kaum absandend; z.T. bräunlich verfärbte Bereiche (Fe-Oxide); stellenweise schwach schluffige und tonige Partien
-0,40		
-0,60	55	angeschnittene Kluft (Einfallwinkel ca. 80°) mit dunkelbraunem, schluffigem und stark sandigem Kluftbelag
-0,80		auf etwa 40 cm Länge Anschnitt einer steil stehenden und mit schluffigem - sandigem Belag (dunkelbraun, rötlich) verfüllte Kluft
-1,00		
-1,20	25	
-1,40		
-1,60		Kernverlust stark schluffiger Bereich (U, s, t') kaum noch Kerngewinn rötliche Färbung
-1,80		
-2,00		Kernverlust Endteufe: -1,97 m
-2,20		kompakter Sandstein bis etwa 1,45 m mit gutem Kerngewinn; in größerer Tiefe Spülverlust und starke Zunahme des Schluffgehalts mit einzelnen stärker sandigen Lagen
-2,40		
-2,60		

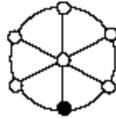
Spülverlust



Anhang

Datum: 14.11.2002
 Name: Z4
 Tiefe: 0-1,95 m

Lage:

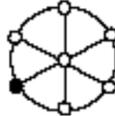


Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		ca. 10 cm sandige Verwitterungsschicht
-0,20		Kernverlust - mit ca. 80° einfallende Kluft - dunkelbrauner Kluftbelag (U, s, t)
-0,40		
-0,60	25	Kernverlust - gelblich-grauer Sandstein (Fein- bis Mittelsand) - stellenweise mürbe - z.T. bräunlich verfärbte Bereiche (Fe-Oxide) - stellenweise schwach schluffige und tonige Partien
-0,80		
-1,00		0,60-0,70 m: seitlicher Anschnitt einer verfüllten Kluft (Kluftbelag s.o.) Kernverlust
-1,20		
-1,40		Spülungsverlust - sehr mürbe und zw. 1,20 und 1,30 m stark schluffig - dunkelrot gefärbt - ab ca. 1,30 m erneut relativ kompakter Sandstein; vorübergehend abnehmender Schluffgehalt
-1,60	10	
-1,80		Kernverlust
-2,00		Kernverlust Endteufe: -1,95 m
-2,20		<div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> Insgesamt sehr großer Kernverlust; Spülung verschwindet ab ca. 1,20 m und tritt im Bereich der SE-Wand des Blocks zu Tage; Bohrklein hellbeige fs, ü. </div>  <p>Austrittsstelle der Spülung in der SE-Wand</p>
-2,40		
-2,60		

Datum: 14.11.2002
 Name: Z5
 Tiefe: 0-1,78 m

Lage:



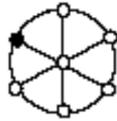
Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		Kernverlust
-0,20		aufgelockerter, schluffiger Sandstein (Mittelsand) mit gelblich-rötlicher Färbung; stellenweise Grobsandstein; bräunlich verwitterte Stellen (Fe-Oxide)
-0,40		
-0,60	20	ca. 80° steil einfallende Kluft mit dunkelbraunem, tonig-schluffigem Belag
-0,80		Kernverlust
-1,00		mit ca. 70° einfallende Kluft mit dunkelbraunem, schluffigem Kluftbelag (U, s) Spülungsverlust
-1,20		gelblicher bis rötlicher Mittelsandstein (stellenweise gröber); wenig absandend; bräunlich verfärbte Bereiche (Fe-Oxide); kompakt
-1,40	20	
-1,60		
-1,80		Kernverlust
		Endteufe: -1,78 m
-2,00		
-2,20		Insgesamt schlechter Bohrfortschritt; Spülungsverlust ab ca. 1,00 m; oberster Bereich(bis ca. 0,20 m) stark aufgelockert und entfestigt.
-2,40		
-2,60		

Anhang

Datum: 14.11.2002
 Name: Z6
 Tiefe: 0-1,87 m

Lage:



Kerndurchmesser: 3,7 cm

Tiefe [m]	RQD	Bemerkungen
GOK		
-0,20		ca. 1-2 cm sandige Verwitterungsschicht
-0,40		Über die gesamte Länge der Bohrung kaum Spülungsverlust und kein großer Kernverlust.
-0,60	40	
-0,80		Kluft mit dunkelbraunem, sandig-schluffigem Belag Einfallswinkel ca. 70°-80°
-1,00		rötlicher, stellenweise gelblich-grauer Sandstein (Fein- bis Mittelsand); ab ca. 10 cm Tiefe kaum absandend; Bereiche in der Nähe von Klüften (Abstand wenige cm) zeigen z.T. geringfügig stärkere Verwitterung (mürbe); z.T. bräunlich verfärbte Bereiche (Fe-Oxide)
-1,20		stellenweise schwach schluffige und tonige Partien
-1,40	0	
-1,60		mit der Tiefe starke Zunahme des Schluffgehalts; starke Rotfärbung; kaum noch kompakter Sandstein
-1,80		ab ca. 1,70 m Übergang zum Lockergestein (U, s, t')
-2,00		Endteufe: -1,87 m
-2,20		
-2,40		
-2,60		