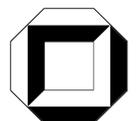


Dissertationsreihe am Institut für Hydromechanik
der Universität Karlsruhe (TH)
Heft 2006/2

Hydraulische Steuerung einer
Wasser-Alkohol-Zirkulation mittels
Grundwasser-Zirkulations-Brunnen

Klaas E. Heinrich



Klaas E. Heinrich

**Hydraulische Steuerung einer Wasser-Alkohol-Zirkulation mittels
Grundwasser-Zirkulations-Brunnen**

Dissertationsreihe am Institut für Hydromechanik
der Universität Karlsruhe (TH)

Heft 2006/2

Hydraulische Steuerung einer Wasser-Alkohol-Zirkulation mittels Grundwasser-Zirkulations-Brunnen

von
Klaas E. Heinrich



universitätsverlag karlsruhe

Dissertation, genehmigt von der
Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), 2006
Referenten: Prof. Gerhard H. Jirka, Ph. D., Prof. Dr.-Ing. Rainer Helmig

Impressum

Universitätsverlag Karlsruhe
c/o Universitätsbibliothek
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe
www.uvka.de



Dieses Werk ist unter folgender Creative Commons-Lizenz
lizenziert: <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/2.0/de/>

Universitätsverlag Karlsruhe 2006
Print on Demand

ISSN: 1439-4111
ISBN-13: 978-3-86644-055-5
ISBN-10: 3-86644-055-3

HYDRAULISCHE STEUERUNG EINER
WASSER-ALKOHOL-ZIRKULATION MITTELS
GRUNDWASSER-ZIRKULATIONS-BRUNNEN

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS

von der Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Klaas E. Heinrich

aus Leverkusen

Tag der mündlichen Prüfung: 19. Juli 2006

Hauptreferent: Prof. Gerhard H. Jirka, Ph. D.

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Rainer Helmig

Karlsruhe 2006

Zusammenfassung

Bei einer Sanierung mit chlorierten Kohlenwasserstoffen (CKW) kontaminierten Böden besteht aufgrund ihrer höheren Dichte als Wasser immer die Gefahr, dass diese unkontrolliert in tiefere Aquiferbereiche absinken und damit den Schaden vergrößern. Herkömmliche Sanierungsverfahren wie z.B. „pump-and-treat“ sind wegen der langen Sanierungsdauer aufgrund der schlechten Löslichkeit der CKW ungeeignet.

In der vorliegenden Arbeit wurde eine neuartige in-situ Sanierungstechnologie zur gezielten und hydraulisch kontrollierten Abreinigung von chlorierten Kohlenwasserstoffen (CKW) aus dem gesättigten Bodenbereich untersucht. In dieser Technologie wurde das Verfahren der Alkoholspülung mit der Sanierungstechnik des Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) kombiniert. Die Kombination dieser beiden Technologien ist hinsichtlich der kontrollierten Mobilisierung und gezielten Sanierung der CKW-belasteten Böden besonders Erfolg versprechend. Die Zirkulationsströmung des GZB lässt die hydraulische Kontrolle des Strömungsfeldes und damit eine effektive und zielgerichtete Steuerung des Stofftransports zu. Die Technologie der Alkoholspülung nutzt gleichzeitig die guten chemisch-physikalischen Lösungseigenschaften des Schadstoffs im Alkohol aus.

Ziel der Arbeit war es, hydraulische Randbedingungen zu ermitteln, welche eine hydraulisch kontrollierte Steuerung einer auf zwei Dimensionen beschränkten Wasser-Alkohol-Zirkulation (WAZ) für eine gezielte in-situ CKW-Sanierung mittels GZB ermöglichen. Dazu wurde für den GZB eine geeignete Zugabe- und Entnahmeeinheit entwickelt, die ihrerseits jeweils aus mehreren Kammern bestanden.

Unter einer potenzialtheoretischen Betrachtungsweise des vorliegenden Strömungsproblems, welches durch die gleichzeitige Strömung der zwei Fluide Wasser und Alkohol mit unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften auftriebsbehaftet war, wurde die Theorie für die hydraulisch kontrollierte WAZ entwickelt. Zentrale Resultate dieser Theorie sind:

- Ein Stabilitäts-Diagramm, auf dessen Achsen Verhältnisse von dimensionslosen *Gravitations*-Zahlen aufgetragen sind. Die *Gravitations*-Zahl stellt physikalisch das Verhältnis von Reibungs- zu Gravitationskraft und unter Berücksichtigung eines Dichteunterschieds das Verhältnis von Reibungs- zu Auftriebskraft dar.
- Die Ableitung erforderlicher Druckdifferenzen, welche an den Trennplatten zwischen den Kammern der Zugabeeinheit des GZB bestimmt werden müssen und eine hydraulische Kontrolle der WAZ zeigen.

In dem Stabilitäts-Diagramm konnten vorab stabile und instabile Bereiche einer unter Auftrieb stehenden Schicht, die durch eine bestimmte Art der Alkoholinjektion erzeugt wurde, identifiziert werden. In mehreren zweidimensionalen Rinnenexperimenten, welche unter gespannten, homogenen Aquiferverhältnissen durchgeführt wurden, konnte das Stabilitäts-Diagramm, als auch die hydraulische Kontrolle der WAZ anhand der relevanten Druckdifferenzen, bestätigt werden.

Den direkten Beweis der hydraulisch kontrollierten WAZ lieferten zwei Sanierungsexperimente, in denen eine mit dem CKW Perchloroethylen (PCE) künstlich kontaminierte Sandlinse sicher und in kurzer Zeit abgereinigt wurde.

Abstract

The remediation of a chlorinated hydrocarbons (CHC) contaminated aquifer always contains a risk, because of the possibility of uncontrolled downwards mobilization of the CHC into deeper parts of the aquifer. This scenario would be even more harmful to the environment. The application of well known remediation techniques for CHC as e.g. pump-and-treat is not useful because of its extremely long duration caused by the low solubility of CHC.

The topic of the present study was the investigation of a new hydraulically controlled and site-directed in-situ remediation technique for CHC. This new technology is a combination of the techniques of alcohol flushing and the groundwater circulation well (GCW). The combination of these two is highly promising concerning the controlled mobilisation and the site-directed remediation. The circulation flow field of the GCW is used for the hydraulic control of the flow regime and for the effective and site-directed regulation of the mass transport. The alcohol flushing uses the favourable chemical and physical properties of the alcohol to make the organic contaminant more soluble.

The work presented aims at determining the hydraulic boundaries, which allow the hydraulically controlled regulated water-alcohol-circulation (WAC), limited to two dimensions for the selective CHC-remediation, with the help of a GCW. For this purpose for the GCW an injection and extraction unit was developed, each of which consisted of different chambers.

For the hydraulically controlled WAC a theory was evolved based mathematically on a potential approximation of the flow problem with buoyancy effects caused by the simultaneous flow of water and alcohol. As the central results of this theory:

- a stability-diagram specified over ratios of dimensionless *Gravitational*-Numbers was established. The *Gravitational*-Number physically describes the ratio of friction to gravitational force and in consideration of density differences the ratio of friction to buoyancy force.
- the derivation of required pressure differences, which occur at the dividing plates between the different sections of the GCW injection filter control of the WAC.

In the stability-diagram, stable and instable regions could be identified for a buoyancy pressure influenced layer caused by a special injection of the alcohol. In several two dimensional experiments with confined homogenous aquifer conditions the stability-diagram as well as the hydraulically controlled WAC on the basis of the relevant pressure differences could be established.

Two remediation experiments with the CHC Perchloroethylene (PCE) as artificial contaminant demonstrated conclusively the complete remediation of a sand lens.

Vorwort

Diese Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Grundwasser am Institut für Hydromechanik (IfH) der Universität Karlsruhe. Die vorliegende Forschungsarbeit entstand im Projektverbund von IfH und Institut für Wasserbau (IWS) der Universität Stuttgart aus dem vom BMBF geförderten Forschungsprojekt „Entwicklung einer weitergehenden Grundwassersanierungstechnologie zur Abreinigung von anthropogenen chlorierten Kohlenwasserstoffen hoher Dichte (CKW) durch Alkoholinjektion“ (Förderkennzeichen: 02 WT0064/0065). Als industrieller Partner in das Projekt mit eingebunden war die Firma IEG mbH, Reutlingen, ohne die über diese Arbeit hinausgehende Projektteile nicht zu realisieren gewesen wären.

Herrn Prof. G.H. Jirka, Ph.D., danke ich für die fachkundige Betreuung der vorliegenden Arbeit. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Helmig bedanke ich mich für die Übernahme des Korreferats.

Den beteiligten Kollegen vom Institut für Wasserbau danke ich für den stetigen wissenschaftlichen Austausch. Danken möchte ich den Kollegen der Firma IEG mbH in Reutlingen.

Meinen Kolleginnen und Kollegen am Institut für Hydromechanik danke ich für die sehr angenehme Arbeitsatmosphäre. Herrn Dr. Ulf Mohrlok gilt besonders mein Dank für die wertvollen Hinweise und für die vielen fachlichen Anregungen, als auch für die Unterstützung bei der Durchführung der Experimente bei personellen Engpässen. Für wertvolle fachliche Diskussionen und die freundschaftliche Zusammenarbeit bedanke ich mich bei Herrn Dipl.-Ing. Matthias Beyer und Frau Dipl.-Ing. Meike Bücken-Gittel.

Bei Herrn Patrick Pionneau und Jeanette Kramlich von der Analytikabteilung des Forschungszentrums Umwelt der Universität Karlsruhe bedanke ich mich für ihre Geduld bei den präzisen und umfangreichen Analysearbeiten im Labor.

Ohne die wissenschaftlichen Hilfskräfte, allen voran Stefan Vangelov, Verena Herrmann, Katrin Läkemäker, Susanne Huckele, Christian Zindler, Björn Butz und Dax Cahyadi, bei denen ich mich für die engagierte Mithilfe bei den umfangreichen Experimenten und Auswertungen der Messdaten bedanke, wäre die vorliegende Arbeit nicht entstanden. Dem Aufbaustudent Herrn Enrique Rosero danke ich für Vorbereitung und Koordination von Versuchen und deren Auswertung.

Bedanken möchte ich mich bei Herrn M. Schroeder sowie den Mitarbeitern der Werkstatt des IfH, die einen reibungslosen Ablauf des Versuchstands ermöglichten.

Ein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern, die mich in allen Lebenslagen mit ihrer Zuversicht unterstützt und mir meine Ausbildung ermöglicht haben. Mit der kritischen Durchsicht und Überarbeitung des Manuskriptes gebührt meinem Schwiegervater mein herzlicher Dank.

Ein besonders herzliches Dankeschön gilt meiner Frau Simone, die mir in vielen Dingen den Rücken freigehalten hat und so die Vollendung der Dissertation ermöglichte. Meinen beiden Kindern Till und Jonte danke ich, dass sie da sind und mir immer zeigen, wie wichtig sie sind.

Inhalt

1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Methodik	2
1.3 Gliederung der Arbeit	4
2 Innovative in-situ Sanierungstechniken	7
2.1 Übersicht.....	7
2.2 Thermische (innovative) Verfahren.....	8
2.2.1 Sanierung mittels Dampf- bzw. Dampf-Luft-Injektion	8
2.2.2 Wärmequellen	9
2.3 In-situ Oxidation (chemisches in-situ Verfahren).....	11
2.4 Hydraulische (innovative) in-situ Verfahren	11
2.4.1 Alkohol-Spülung.....	11
2.4.2 Tenside und Mikroemulsionen.....	13
2.4.3 Heber-Reaktor	15
2.4.4 Beschleunigter, biologischer Abbau (Natural-Enhanced-Attenuation)	16
2.4.5 Reaktive Wände – Funnel and Gate.....	17
3 Hydraulische Grundlagen	19
3.1 Eigenschaften des P. M. und Transport von Wasserinhaltsstoffen	19
3.1.1 Porosität	19
3.1.2 Kompressibilität	20
3.1.3 Wasserinhaltsstoffe und Art des Transports	20
3.2 Potenzialströmung.....	22
3.2.1 Definition eines Potentials und Konzept der Potenzialströmung.....	22
3.2.2 Rotationsfreie und rotationsbehaftete ideale Strömungen	22
3.2.3 Kontinuitätsgleichung	23
3.2.4 Darcy-Gesetz – Bewegungsgleichung der Grundwasserströmung.....	25
3.2.5 Laplace-Gleichung.....	27
3.3 Strömungsfeld um einen GZB als Beispiel einer Potenzialströmung.....	29
3.4 Dichteströmung im P. M.	32

3.4.1	Definition und Annahmen.....	32
3.4.2	Stabilität einer Grenzschicht.....	33
3.4.3	Dimensionslose Kennzahlen.....	35
3.4.4	Auftrieb.....	37
3.5	Alkoholcocktail- und Wasser-Alkoholcocktailströmung.....	39
3.5.1	Annahmen.....	39
3.5.2	Eigenschaften des Alkoholcocktails.....	39
3.5.3	Vergleich von Wasser- und Alkoholcocktailströmung.....	41
3.5.4	Grenzflächenspannung.....	42
4	Kontrollierte Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ).....	45
4.1	Allgemeines.....	45
4.1.1	Definition der Zirkulationsbereiche.....	45
4.1.2	Definition eines Referenzzustands.....	46
4.1.3	Eigenschaften der Verdrängung und Kontrollierbarkeit des Strömungsfelds....	47
4.1.4	Anmerkungen zur Positionierung des GZB bzgl. der Lage des Schadstoffherds....	47
4.2	Charakterisierung von Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulationen (WAZ).....	48
4.2.1	Grundkonfigurationen.....	48
4.2.2	Zeitliche Entwicklung der Alkoholcocktail-Zirkulation.....	50
4.2.3	Einfluss des Auftriebs.....	50
4.3	Beschreibung einer dichtegeschiedeten 2D-Strömung mittels <i>Gravitations</i> -Zahlen ..	52
4.4	Druckverteilungen der kontrollierten WAZ (2D).....	56
4.4.1	Hydrostatische Betrachtungen.....	56
4.4.2	Druckverteilungen der unvollständigen WAZ (U-WAZ).....	58
4.4.3	Druckverteilung der vollständigen WAZ (V-WAZ).....	61
4.4.4	Zeitliche Entwicklung der Druckhöhen bzw. Drücke am Zugabefilter.....	63
4.4.5	Differenzierte Betrachtung des resultierenden Auftriebs bei der V-WAZ (2D).....	65
4.5	Regelung der Volumenströme.....	66
4.5.1	Regelung der Volumenströme bei unvollständiger WAZ.....	67
4.5.2	Regelung der Volumenströme bei vollständiger WAZ.....	68
4.5.3	Regelung der Volumenströme nach erfolgter Sanierung.....	69
4.6	Übertragung von 2D- auf 3D-Verhältnisse.....	70
4.6.1	Vergleich von 2D- und 3D-Zirkulation.....	70

4.6.2	Anordnung des GZB hinsichtlich des Schadstoffherds (3D).....	70
4.6.3	Drücke und Durchflüsse (3D).....	71
5	Rinnenexperimente	73
5.1	Beschreibung des Versuchsstands	73
5.2	Versuchskonzept.....	76
5.2.1	Zielsetzung der Experimente.....	76
5.2.2	Durchflussverhältnisse bei Wasser- und Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation..	79
5.3	Experimente mit Wasser-Zirkulation (Tracereexperimente).....	80
5.3.1	Potenzialverteilung innerhalb der Versuchsrinne	80
5.3.2	Visualisierung der Zirkulationsbereiche	81
5.3.3	Vertikale Filtergeschwindigkeit im Bereich der Sandlinse (Schadensherd).....	82
5.3.4	Massenausstrag	82
5.4	Experimente mit Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ).....	84
5.4.1	Vorbemerkungen.....	84
5.4.2	Strömungs- und Druckverhältnisse in der Versuchsrinne.....	84
5.4.3	Visualisierungen.....	85
5.4.4	Vertikale Filtergeschwindigkeit im Bereich der Sandlinse.....	86
5.4.5	Massenausstrag	88
5.5	Sanierungsexperimente (in-situ Sanierung einer PCE-Schadstoffquelle)	89
5.5.1	Schadstoffeinbau	89
5.5.2	Schadstofftransport und -ausstrag	90
5.6	Vergleich der Experimente	94
5.6.1	Gegenüberstellung der Visualisierungsexperimente von W- und A-Zirkulation	94
5.6.2	Vergleich von Konzentrationen und Validierung der Visualisierungen.....	96
5.6.3	Druckverhältnisse innerhalb der Versuchsrinne während der WAZ-Experimente .	97
6	Anwendung der Theorie auf die WAZ-Experimente.....	101
6.1	Druckdifferenzen als Indikator hydraulisch kontrollierter Steuerung	101
6.1.1	Vorbemerkungen.....	101
6.1.2	Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A8	102
6.1.3	Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A9	103
6.1.4	Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A10	105

6.1.5	Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment S1	107
6.2	<i>Gravitations</i> -Zahlen als Indikator hydraulisch kontrollierter Verhältnisse	108
6.2.1	Beschreibung der Strömung mittels <i>Gravitations</i> -Zahlen-Verhältnisse	108
6.2.2	Kritische <i>Gravitations</i> -Zahl und kritischer Durchfluss	112
6.2.3	Weitere Anwendungsgrenzen	114
6.3	VEGAS-Versuchsstand (3D)	115
6.3.1	VEGAS-Blockaquifer	116
6.3.2	Zugabe- und Entnahmeeinheit des GZB	116
6.3.3	Beispiel einer Durchflussverteilung für den GZB des VEGAS-Blockaquifer..	118
7	Zusammenfassung und Ausblick	121
7.1	Zusammenfassung	121
7.2	Ausblick	122
	Literaturverzeichnis	125

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1: Prinzipskizze der Alkoholinjektion über einen Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) zur Abreinigung eines mit CKW kontaminierten Aquiferbereichs. Im allgemeinen GZB-Verfahren durchströmt alleine Wasser den Aquifer	2
Abb. 2.1: Prinzip der Dampf-Luft-Injektion für die gesättigte und ungesättigte Bodenzone (nach Institut für Wasserbau, 2005)	9
Abb. 2.2: Prinzipskizze der Anwendung fester Wärmequellen im a) ungesättigten (nach Institut für Wasserbau, 2005) und b) gesättigten Bereich (nach Hiester, 2005)	10
Abb. 2.3: Prinzip der Mikroemulsion (nach Institut für Wasserbau, 2005)	14
Abb. 2.4: Prinzip des Heber-Reaktor Verfahrens (nach Institut für Wasserbau, 2005)	16
Abb. 2.5: Prinzip des Funnel-and-Gate Verfahrens in a) Draufsicht und b) Seitenansicht (nach Stadtwerke Karlsruhe GmbH, 2000)	17
Abb. 3.1: Definition eines repräsentativen Elementarvolumens (REV) für ein poröses Medium (nach Bear, 1972)	19
Abb. 3.2: Die effektive Porosität n_e ist durch Zwickel bzw. an den Bodenkörper physikalisch gebundenem Wasser verringert (nach Helmig&Class, 2004)	20
Abb. 3.3: Ursache der Variabilität der Transportgeschwindigkeit in Abhängigkeit des betrachteten Gebiets (aus Kinzelbach&Rausch, 1995)	21
Abb. 3.4: Einflüsse des Aquifers auf das Strömungsfeld eines GZB, ohne Schichtung: a) ohne und b) mit Grundströmung, sowie mit Schichtung: c) ohne und d) mit Grundströmung gemäß Stamm (1997b)	30
Abb. 3.5: Aufgrund der ungleichförmigen Strömung innerhalb der Zirkulationswalze stellt sich ein ungleichförmiges Geschwindigkeitsprofil an den Filtern des GZB ein	31
Abb. 3.6: Temperaturverteilung von drei Dampfinkjektionen mit unterschiedlicher <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr} in einen 2D-Versuchsstand bei gesättigten, homogenen Verhältnissen (nach Färber et al., 2004)	36
Abb. 3.7: Hydrostatische Druckverteilung von zwei Fluiden mit $\rho_1 < \rho_2$. a) Der Auftriebsdruck p_b lässt sich über b) die Auftriebsdruckhöhe $h_b = p_b/\gamma_2 = a\Delta\rho/\rho_2$ ausdrücken	38
Abb. 3.8: Ternäres Phasendiagramm des verwendeten Alkoholcocktails aus 2-Propanol (54Vol%), 1-Hexanol (23Vol%) und Wasser (23Vol%) bei 20°C (nach Greiner et al., 2002)	40
Abb. 3.9: Druckgleichgewicht herrscht entlang einer Grenzschicht zwischen Alkoholcocktail und Wasser, wenn das Druckgefälle $\Delta p_A/L = \Delta p_W/L$ auf beiden Seiten der Grenzschicht gleich ist und an einer Seite für die Drücke $p_{2,A} = p_{2,W}$ bzw. $p_{1,A} = p_{1,W}$ gilt	42
Abb. 3.10: Änderung der Grenzflächenspannung zwischen PCE und eines 2-Propanol-Wassergemischs bei steigendem 2-Propanolgehalt (nach Greiner et al., 2004)	43
Abb. 4.1: Vertikal-ebener Schnitt durch aufwärtsgerichtete GZB-Zirkulation ohne Grundströmung und GZB mit Zugabe- und Entnahmefilter (schematisch)	45
Abb. 4.2: Unterschiedliche Injektionen des Alkoholcocktails und/oder des Wassers am Zugabefilter: a) reine A-Zirkulation, b) W-Zirkulation mit innenliegender A-Zirkulation, c) A-Zirkulation mit innenliegender W-Zirkulation, d) A-Zirkulation mit innen- und außenliegender W-Zirkulation	49
Abb. 4.3: Unvollständige WAZ a) für Grundkonfiguration 3 und b) für Grundkonfiguration 5 (schematisch) mit gestrichelten Trennstromlinien der vollständigen WAZ	50
Abb. 4.4: Die Druckverhältnisse ändern sich a) bei Grundkonfiguration 3 am Querschnitt 2 bei fortschreitender Front stetig, wogegen diese b) bei Grundkonfiguration 5 durch die konstante Injektionshöhe des Alkoholcocktails unverändert bleiben	51

Abb. 4.5: Ausbreitungsverhalten der mittleren Alkoholcocktailschicht eines 2D-Fluidsystems mit drei Schichten, dargestellt über das Verhältnis der <i>Gravitations</i> -Zahlen $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}_m$ und $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ (Indizes: i – innere, m – mittlere, a – äußere Schicht). Der Alkoholcocktail (mittlere Schicht) ist leichter und viskoser als das Wasser und erfährt somit Auftrieb, was durch \overline{Gr}_m berücksichtigt wird.....	53
Abb. 4.6: Wasser-Alkoholcocktail-Wasser geschichtetes System in Ruhe mit hydrostatischer Druckverteilung an Querschnitt 1 und zugehöriger Druckhöhenverteilung.....	57
Abb. 4.7: Druckverläufe an den Querschnitten 1 und 2 ohne Durchflussanpassung zur Berücksichtigung des Auftriebs ($\partial x / \partial t \approx 0$ bzw. $\Delta x / \Delta t \rightarrow 0$).....	58
Abb. 4.8: Bei unkontrolliertem Druck in der äußeren Zugabekammer entmischt sich der Alkoholcocktail durch zusätzliches Einmischen von Wasser (schematisch). Das Hexanol steigt als zweite Phase in Tröpfchenform auf.....	60
Abb. 4.9: Idealer Druckverlauf am Querschnitt 2 durch die Berücksichtigung des Auftriebs mittels Reduzierung des Drucks am Querschnitt 1 in der äußeren Zugabekammer ($\partial x / \partial t \approx 0$ bzw. $\Delta x / \Delta t \rightarrow 0$).....	60
Abb. 4.10: Vollständige WAZ mit Rand- und Trennstromlinien (schematisch). Die Änderung von unvollständiger zu vollständiger WAZ beeinflusst die Potenzialdifferenz zwischen den Punkten 1-1' und 2-2' entlang der Randstromlinien nicht.....	62
Abb. 4.11: Druckverläufe an Entnahme und Zugabe bei vollständiger WAZ an den Querschnitten 1 und 2. In den äußeren und inneren Kammern ist der Druckverlauf durch die Festpotenzialrandbedingung und den vorgegebenen Durchflüssen festgelegt. In der mittleren Kammer der Zugabe verlagert sich der Druckverlauf aufgrund der Druckabnahme durch die geringere Dichte des Alkoholcocktails in der mittleren Entnahmekammer.....	62
Abb. 4.12: Zeitliche Entwicklung der Druckhöhen h und der Druckdifferenzen Δp in der Zugabeeinheit für den Idealfall, in dem die notwendigen Regelungen für die V-WAZ gerade die Änderungen der Druckverhältnisse an der Entnahme kompensieren.....	64
Abb. 4.13: Vollständige 2D-WAZ (schematisch). Durch die 2-Dimensionalität erfährt die innenliegende W-Zirkulation gegenüber der A-Zirkulation Auftrieb. Zusätzlich steht die A-Zirkulation gegenüber der äußeren W-Zirkulation unter Auftrieb.....	66
Abb. 4.14: Vergleich der horizontalen Ausdehnung einer 2D- und 3D-GZB-Zirkulation im horizontalen ebenen Schnitt auf Höhe der Mittelebene aus Abb. 4.1 (schematisch). Der Bereich der 2D-Zirkulation ist schraffiert.....	70
Abb. 4.15: Druckverläufe in den Kammern der Zugabe bei 3D-Verhältnissen an den Querschnitten 1 und 2.....	72
Abb. 5.1: Versuchsrinne mit Probennahme- und Druckmessstellen, Lage der Linse aus feinkörnigerem Material ($k_{f,W}^{Li} = 1.4 \cdot 10^{-3} \text{m/s}$) als der übrige Aquifer ($k_{f,W}^{SK} = 1.5 \cdot 10^{-2} \text{m/s}$), Zugabe- und Entnahmeeinheit (schematisch).....	74
Abb. 5.2: Versuchsanlage mit Versuchsrinne (vertikal-ebenes Modell), Wasserspeicher, Hochbehälter, Reinigungsstufen und Abwasserbehälter (höhenverzerrt).....	75
Abb. 5.3: Befindet sich Alkoholcocktail im Überlaufbehälter verringert sich der durch die Alkoholcocktailsäule l_2 erzeugte, mit den anderen Überlaufbehältern vergleichbare Druckspiegel um $\Delta h_{U,m}$	76
Abb. 5.4: Gemessene Potenzialverteilung von W-Zirkulationen innerhalb der Versuchsrinne vor und nach Einbau der Linse. Vorher: graue Linien, Exp. F10 und nachher: schwarze Linien, Exp. A5, vor Alkoholcocktailzugabe. Die Potenzienschrittweite beträgt 0.01m.....	80
Abb. 5.5: Visualisierter mittlerer Zirkulationsbereich im Vergleich zu numerisch berechneten Bahnlinien mit Modelldiskretisierung vor und nach Einbau der Linse. Oben: Exp. F10 ohne Linse, graue Bahnlinien und unten Exp. F11 mit Linse geringerer Durchlässigkeit, schwarze Bahnlinien.....	81
Abb. 5.6: Die Durchbruchskurven an der Entnahme zeigen deutlichen Einfluss der Dispersion infolge des ungleichförmigen Geschwindigkeitsfelds der Zirkulation dargestellt für das Uranin-Experiment U5, Zugabekonzentration $c_0 = 280 \mu\text{g/l}$, Zugabezeit $t = 100 \text{min}$	83
Abb. 5.7: Visualisierung der A-Zirkulation: a) instabiler Zustand bei Vorgabe des gleichen hydraulischen Gefälles und b) stabiler Zustand bei Vorgabe des Druckgleichgewichts zwischen innerer W- und mittlerer A-Zirkulation an der innenliegenden Trennplatte unter Berücksichtigung des Auftriebs im Durchfluss über die äußere Zugabekammer; Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei 00:00:00 mit hh:mm:ss.....	86
Abb. 5.8: Durchbruchskurven der Alkohole an den Messstellen E5 / G5 und E8 / G8 zur Bestimmung der vertikalen Filtergeschwindigkeiten des Exp. A1 (s. Tab. 5.6).....	87

Abb. 5.9: Gemessene Durchbruchskurven der Alkohole im Bereich der Kontamination beim Sanierungsexperiment S1	90
Abb. 5.10: Visualisierung des Verlaufs der Abreinigung des PCE-Schadensherds im Sanierungsexperiment S1 mit Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei $t = 0$ min	91
Abb. 5.11: Konzentrationsverläufe der Alkoholhohle und des PCE an unterschiedlichen Messstellen innerhalb der Versuchsrinne der Sanierungsexperimente a) Exp. S1 und b) Exp. S2 mit den Rinnenausmaßen (schematisch). Die Injektion des Alkoholcocktails erfolgte zwischen $t = 0$ -71min. Die Fotos zeigen den Zustand des Schadensherds in der Linse zum Zeitpunkt a) $t = 29$ min und b) $t = 27$ min	92
Abb. 5.12: Austrag des Schadstoffs PCE sowie der Alkohole 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) beim Sanierungsexperiment S2 und der beiden PTT	93
Abb. 5.13: Gegenüberstellung der Visualisierungsexperimente mit unterschiedlicher Zugabe: a) Puls, Vergleich von Exp. F5 und Exp. A2, b) kontinuierlich, Vergleich von Exp. F12 und Exp. A10 (Beginn der Alkoholinjektion bei 00:00:00 mit hh:mm:ss)	95
Abb. 5.14: Vergleich von Durchbruchskurven für Uranin (Exp. U3) und Alkohol (Exp. A1) im Bezug zum Frontverlauf (gestrichelt) der Visualisierung des Exp. F4. Die drei Versuche wurden mit gleichen Zugaberaten durchgeführt mit dem Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei $t = 0$ min	97
Abb. 5.15: Vergleich der gemessenen Potenzialverteilungen innerhalb der Versuchsrinne: a) WA-Zirkulation Exp. A5 nach 48min A-Injektion und W-Zirkulation vor Exp. A5, b) WA-Zirkulation Exp. S1 nach 52min A-Injektion und W-Zirkulation vor Exp. A5 und c) WA-Zirkulationen von Exp. S1 und Exp. A5 aus a) und b)	98
Abb. 6.1: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen $\Delta p_{u,i}$ und $\Delta p_{u,a}$ und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A8	102
Abb. 6.2: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen $\Delta p_{u,i}$ und $\Delta p_{u,a}$ an den Trennplatten der Zugabeeinheit, der Alkoholdurchbruchskurven an den Messstellen E3 und D6 und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A9	104
Abb. 6.3: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Zugabe- und Entnahmeeinheit, der Alkoholdurchbruchskurven an den Messstellen C5, E5, D6 und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A10	106
Abb. 6.4: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Zugabe- und Entnahmeeinheit, der Alkoholdurchbruchskurven an der äußeren Entnahmekammer und der Durchflüsse an der Zugabe- und Entnahmeeinheit während des Exp. S1	108
Abb. 6.5: Hydraulische Verhältnisse der WAZ-Experimente beschrieben über <i>Gravitations-Zahlen-Verhältnisse</i> nach Kap. 4.3; Datenpunkte, deren Zustand als stabil identifiziert wurde, sind gefüllt dargestellt	109
Abb. 6.6: <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr}'_m in Abhängigkeit der Permeabilität k_0	111
Abb. 6.7: <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr}'_m in Abhängigkeit von a) <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr}'_a und b) <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr}'_i . Datenpunkte, deren Zustand als stabil identifiziert wurden, sind gefüllt dargestellt. Die Datenpunkte belegen über die von Exp. A9 eine kritische <i>Gravitations-Zahl</i> \overline{Gr}'_{krit} bei ca. $\overline{Gr}'_m = 2$	113
Abb. 6.8: Schematische Darstellung des GZB zur gezielten Alkoholcocktailzugabe und -entnahme zur Sanierung eines PCE-Schadensherds innerhalb des VEGAS-Blockaquifers mit Lage der Messstellen	116
Abb. 6.9: Fotos der GZB-Zugabe- und Entnahmeeinheit des VEGAS-Blockaquifers mit Vermaßung und Kennzeichnung der unterschiedlichen Kammern	117

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1: Übersicht über innovative in-situ Sanierungstechnologien (nach Koschitzky et al., 2003)	7
Tab. 3.1: Stabilität der Grenzschichten zwischen zwei Fluiden mit den Dichten $\rho_1 < \rho_2$ hinsichtlich ihrer Anordnung und Wirkung der dyn. Viskosität in Abhängigkeit der Strömungsrichtung (d – destabilisierend, s – stabilisierend)	34
Tab. 3.2: Dimensionslose Kennzahlen unter Verwendung der <i>Navier-Stokes</i> -Gleichungen (NSG) für die nicht mischbare Verdrängung hergeleitet (nach Hilfer&Øren, 1996)	35
Tab. 3.3: Physikalische Eigenschaften des Alkoholcocktails und der Komponenten (20°C).....	40
Tab. 4.1: Definierte <i>Gravitations</i> -Zahlen-Verhältnisse für unterschiedliche Vorgaben. In Klammern angegebene Werte ergeben sich für Wasser und Alkoholcocktail	54
Tab. 4.2: Schrittweise Regelung der Volumenströme von W-Zirkulation zur V-WAZ.....	69
Tab. 5.1: Übersicht der am IfH in der Versuchsrinne durchgeführten zweidimensionalen Experimente.....	78
Tab. 5.2: Referenzdurchflüsse (Wasser) in Abhängigkeit der Trennplattenstellung am Zugabefilter.....	79
Tab. 5.3: Für Sanierungsexperimente S1 und S2 (Plattenstellung II) ergeben sich die Volumenströme an der Zugabeeinheit aus dem Referenzzustand. Die Volumenströme (soll) der WAZ berücksichtigen die Bedingungen, die sich aus den <i>Gravitations</i> -Zahlen-Verhältnissen ergeben.....	79
Tab. 5.4: Die Vertikalfiltergeschwindigkeiten v_f um den Bereich der Sandlinse für die Uranin-Experimente sind größer als die kritische Vertikalfiltergeschwindigkeit $v_{f,krit}^{SK} \approx 3\text{m/d}$	82
Tab. 5.5: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen der Uranin-Experimente	83
Tab. 5.6: Die Vertikalfiltergeschwindigkeiten v_f um den Bereich der Sandlinse für die WAZ-Experimente für 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) im Vergleich zu $v_{f,krit}^{SK} \approx 3\text{m/d}$. Die teils unterschiedlichen Filtergeschwindigkeiten zeigen eine Entmischung des Alkoholcocktails auf.....	87
Tab. 5.7: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen von 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) während der WAZ-Experimente	88
Tab. 5.8: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen des PCE, sowie von 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) während der Sanierungsexperimente S1 und S2.....	94
Tab. 6.1: Referenzdurchflüsse Q_{ref} , Durchflüsse Q_{WAZ} für die Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation mit den Durchflüssen Q_{WZ} der im Anschluss folgenden W-Zirkulation für zwei Varianten mit den Durchflüssen des im Blockaquifer durchgeführten Sanierungsexperiments S.....	119

Symbolverzeichnis

Abkürzungen:

A	<u>A</u> lkoholcocktail, auch als Index verwendet
W	<u>W</u> asser, auch als Index verwendet
u	Indiziert: <u>u</u> ntere Filtereinheit
o	Indiziert: <u>o</u> bere Filtereinheit
a	Indiziert: Lage <u>a</u> ußen, bezogen auf den äußeren Zirkulationsbereich
m	Indiziert: Lage <u>m</u> ittig, bezogen auf den mittleren Zirkulationsbereich
i	Indiziert: Lage <u>i</u> nnen, bezogen auf den inneren Zirkulationsbereich
1-H	1-Hexanol
2-P	2-Propanol
ACN	<u>A</u> cetonnitrit
(D-, L-) NAPL	(<u>D</u> ense bzw. <u>L</u> ight) <u>N</u> on <u>A</u> queous <u>P</u> hase <u>L</u> iquid
(U-, V-) WAZ	(<u>u</u> nvollständige bzw. <u>v</u> ollständige) <u>W</u> asser- <u>A</u> lkoholcocktail- <u>Z</u> irkulation
BMBF	<u>B</u> undes <u>m</u> inisterium für <u>B</u> ildung und <u>F</u> orschung
BTX	<u>B</u> enzol, <u>T</u> oluol, <u>X</u> ylol
CKW	<u>C</u> hlorierte <u>K</u> ohlen <u>w</u> asserstoffe
CMC	<u>C</u> ritical <u>m</u> icell <u>c</u> oncentration: kritische Mizellenkonzentration
CO ₂	Kohlendioxid
DCE	<u>D</u> ichlorethylen
DHR	<u>D</u> ichtwand- <u>H</u> eber- <u>R</u> eaktor
DPMA	<u>D</u> eutsche <u>P</u> atent- und <u>M</u> arkenamt
ENA	<u>E</u> nhanced <u>N</u> atural <u>A</u> ttenuation
FZJ	<u>F</u> orschungszentrum <u>J</u> ülich
FZU	<u>F</u> orschungszentrum <u>U</u> mwelt, Universität Karlsruhe
GZB	<u>G</u> rundwasser- <u>Z</u> irkulations- <u>B</u> runnen
IDM	magnetisch- <u>i</u> nduktive <u>D</u> urchfluss <u>m</u> essung
IfH	<u>I</u> nstitut für <u>H</u> ydromechanik, Universität Karlsruhe
IWS	<u>I</u> nstitut für <u>W</u> asserbau, Universität <u>S</u> tuttgart
LfU	<u>L</u> andesanstalt für <u>U</u> mweltschutz
LUBW	<u>L</u> andesanstalt für <u>U</u> mwelt, Messungen und Naturschutz, <u>B</u> aden- <u>W</u> ürttemberg, früher LfU
MKW	<u>M</u> ineralö <u>k</u> ohlen <u>w</u> asserstoffe
MST	<u>M</u> ess <u>s</u> telle
Nwg	<u>N</u> ach <u>w</u> eisgrenze
N ₂	Stickstoff
O ₂	Sauerstoff
P. M.	<u>P</u> oröses <u>M</u> edium
PAK	<u>P</u> olyzyklische <u>a</u> romatische <u>K</u> ohlenwasserstoffe
PCB	<u>P</u> olychlorierte <u>B</u> iphenyle
PCE	<u>P</u> erchloroethylen
RB	<u>R</u> and <u>b</u> edingung
REV	<u>R</u> epräsentatives <u>E</u> lementary <u>v</u> olumen
PTT	<u>P</u> artitioning-tracer- <u>t</u> est

TCE	<u>T</u> richlo <u>r</u> ethylen
THERIS	<u>T</u> hermische <u>i</u> n-situ <u>S</u> anierung
TSVE	<u>T</u> hermally Enhanced <u>S</u> oil <u>V</u> apor <u>E</u> xtraktion
VC	<u>V</u> inylchlorid
VEGAS	<u>V</u> ersuchseinrichtung zur <u>G</u> rundwasser- und <u>A</u> ltlasten <u>s</u> anierung

Lateinische Buchstaben:

a	[L]	Filterhöhe
a _u bzw. a _o	[L]	untere Zugabe- bzw. obere Entnahmefilterhöhe
a _{u,a}	[L]	Höhe der außenliegenden Kammer am unteren Zugabefilter
a _{u,m}	[L]	Höhe der mittigliegenden Kammer am unteren Zugabefilter
a _{u,i}	[L]	Höhe der innenliegenden Kammer am unteren Zugabefilter
a _{o,a}	[L]	Höhe der außenliegenden Kammer am oberen Entnahmefilter
a _{o,m}	[L]	Höhe der mittigliegenden Kammer am oberen Entnahmefilter
a _{o,i}	[L]	Höhe der innenliegenden Kammer am oberen Entnahmefilter
a _{LR}	[L]	lichter Abstand der Lochreihen des Lochbleches am Filter
A	[L ²]	Fließquerschnitt
A ₀	[L ²]	Fließquerschnitt über die Q ₀ zugegeben wird
B, b	[L]	Breite
C, c	[M/L ³]	Konzentration eines Stoffes
d	[L]	Durchmesser
d ₅₀	[L]	Korndurchmesser bei 50% Siebdurchgang
d _L	[L]	Lochdurchmesser des Lochbleches am Filter
d _{SK}	[L]	Korndurchmesser des Sand-Kies-Gemisches
d _S	[L]	Drahtdurchmesser des Filtersiebs
d _{Li}	[L]	Korndurchmesser der nachträglich eingebauten Sandlinse
F _b	[ML/(T ² L ³)]	Auftriebskraft pro Volumeneinheit
F _μ	[ML/(T ² L ³)]	Reibungskraft pro Volumeneinheit
F _g	[ML/(T ² L ³)]	Gravitationskraft pro Volumeneinheit
g	[L/T ²]	Gravitationskonstante
g'	[L/T ²]	wirksame Gravitation, berücksichtigt Dichtedifferenz = gΔρ/ρ _R
h	[L]	Druckhöhe
h _b	[L]	Auftriebsdruckhöhe
Δh	[L]	Druckhöhendifferenz
Δh _{Ü,m}	[L]	Druckhöhendifferenz verursacht durch den Alkoholcocktail im mittleren Überlaufbehälter bzgl. des Referenzzustands mit Wasser
H	[L]	Höhe
H _R	[L]	Höhe der Versuchsrinne
H _{Li}	[L]	Höhe der nachträglich eingebauten Sandlinse
I	[-]	hydraulisches Gefälle
k ₀	[L ²]	Permeabilität
k _f	[L/T]	hydraulische Leitfähigkeit
k _{f,h}	[L/T]	horizontale hydraulische Leitfähigkeit
k _{f,v}	[L/T]	vertikale hydraulische Leitfähigkeit
k _{f,w} ^{Li}	[L/T]	hydraulische Leitfähigkeit des Linsenmaterials für Wasser
k _{f,w} ^{SK}	[L/T]	hydraulische Leitfähigkeit des Sand-Kies-Gemisches für Wasser

L, l	[L]	Länge
L_R	[L]	Länge der Versuchsrinne
L_{Li}	[L]	Länge der nachträglich eingebauten Sandlinse
M	[L]	Mächtigkeit des Aquifers
M_S	[L]	Maschenweite des Filtersiebs
n	[-]	Porosität
n_e	[-]	effektive Porosität
p	[M/(T ² L)]	Druck
p_b	[M/(T ² L)]	Auftriebsdruck bzw. Druck infolge von Auftriebskräften
p_c	[M/(T ² L)]	Kapillardruck bzw. Druck infolge von Kapillarkräften
p_g	[M/(T ² L)]	Gravitationsdruck bzw. Druck infolge von Gravitationskräften
Δp	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz
Δp_0	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz zwischen den Filtern bezogen auf den Durchfluss Q_0
$\Delta p_{u,a}$	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz an der äußeren Trennplatte zwischen äußerer und mittiger Zugabekammer
$\Delta p_{u,i}$	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz an der inneren Trennplatte zwischen mittiger und innerer Zugabekammer
$\Delta p_{o,a}$	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz an der äußeren Trennplatte zwischen äußerer und mittiger Entnahmekammer
$\Delta p_{o,i}$	[M/(T ² L)]	Druckdifferenz an der inneren Trennplatte zwischen mittiger und innerer Entnahmekammer
Q	[L ³ /T]	Durchfluss
Q_b	[L ³ /T]	Durchfluss aus Auftriebsdruck p_b
Q_0	[L ³ /T]	gesamter Wasserdurchfluss über die Kammern am Zugabefilter
Q_{ref}	[L ³ /T]	Durchfluss bezogen auf einen Referenzwert
Q_S	[L ³ /T]	Ausgangsdurchfluss zu Beginn der Experimente
$Q_{u,a}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die außenliegende Kammer am unteren Zugabefilter
$Q_{u,m}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die mittigliegende Kammer am unteren Zugabefilter
$Q_{u,i}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die innenliegende Kammer am unteren Zugabefilter
$Q_{o,a}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die außenliegende Kammer am oberen Entnahmefilter
$Q_{o,m}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die mittigliegende Kammer am oberen Entnahmefilter
$Q_{o,i}$	[L ³ /T]	Durchfluss über die innenliegende Kammer am oberen Entnahmefilter
r	[L]	Radius
S_W	[-]	Sättigung
T	[K]	Temperatur
T_R	[L]	Tiefe der Versuchsrinne
T_{Li}	[L]	Tiefe der nachträglich eingebauten Sandlinse
t	[T]	Zeit
V	[L ³]	Volumen
v_a	[L/T]	Abstandsgeschwindigkeit
v_b	[L/T]	Bahngeschwindigkeit (tatsächliche Geschwindigkeit eines Teilchens)
v_f	[L/T]	Filtergeschwindigkeit
$v_{f,krit}$	[L/T]	kritische vertikal-aufwärtsgerichtete Filtergeschwindigkeit, verhindert unkontrollierte gravitationsbedingte abwärtsgerichtete Mobilisierung eines DNAPL
$v_{f,krit}^{SK}$	[L/T]	kritische vertikal-aufwärtsgerichtete Filtergeschwindigkeit des Sand-Kies-Gemisches
$v_{f,krit}^{Li}$	[L/T]	kritische vertikal-aufwärtsgerichtete Filtergeschwindigkeit des nachträglich eingebauten Sandlinsenmaterials
v_f^{Li}	[L/T]	Filtergeschwindigkeit im nachträglich eingebauten Sandlinsenmaterial
v_f^{SK}	[L/T]	Filtergeschwindigkeit im Sand-Kies-Gemisch

v_K	[L/T]	Strömungsgeschwindigkeit in Brunnenkammer
v_x	[L/T]	Strömungsgeschwindigkeit in x-Richtung
v_y	[L/T]	Strömungsgeschwindigkeit in y-Richtung
v_z	[L/T]	Strömungsgeschwindigkeit in z-Richtung
W_0	[L ³ /(L ³ T)]	Entnommenes bzw. infiltriertes Wasservolumen (Quell-/Senke) pro Zeiteinheit
x, y, z	[L]	Länge in x-, y-, z-Richtung im kartesischen Koordinatensystem

Griechische Buchstaben:

ρ	[M/L ³]	Dichte der Flüssigkeit
$\Delta\rho$	[M/L ³]	Dichtedifferenz
ρ_R	[M/L ³]	Dichte der Referenzflüssigkeit
ρ_A	[M/L ³]	Dichte des Alkoholcocktails
γ	[M/(L ² T ²)]	spezifisches Gewicht = ρg
γ_R	[M/(L ² T ²)]	Referenzwichte = $\rho_R g$
μ	[M/(LT)]	dynamische Viskosität
ν	[L ² /T]	kinematische Viskosität = μ/ρ
ω	[L/T]	rotationsbehafteter Geschwindigkeitsanteil der Strömung

Dimensionslose Kennzahlen:

\overline{Ca}	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Kapillar-Zahl</i>
\overline{Fr}	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Froude-Zahl</i>
\overline{Fr}_d	über den Fließquerschnitt A gemittelte densimetrische <i>Froude-Zahl</i>
\overline{Gr}	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Gravitations-Zahl</i>
\overline{Gr}'	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Gravitations-Zahl</i> unter Berücksichtigung des Auftriebs
$Re_f = \overline{Re}$	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Reynolds-Zahl</i>
\overline{We}	über den Fließquerschnitt A gemittelte <i>Weber-Zahl</i>

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Viele Grundwasservorkommen in Deutschland und auch weltweit sind anthropogen durch schlecht wasserlösliche Kohlenwasserstoffe (NAPL, engl. non-aqueous phase liquid) verunreinigt. Aufgrund der schlechten Löslichkeit bleiben diese in vielen Fällen als separate Flüssigkeitsphase im Aquifer bestehen. „Dense“ NAPL (DNAPL) mit größerer Dichte als Wasser tendieren dabei, unter den Grundwasserspiegel zu sinken, „light“ NAPL (LNAPL) mit geringerer Dichte als Wasser dagegen „schwimmen“ auf diesem. Deshalb ist die Sanierung von DNAPL schwieriger, da die Gefahr besteht, dass die DNAPL sich dabei in tiefere Aquiferschichten verlagern [Fountain, 1998] und den Schaden damit vergrößern. Das Vorliegen eines DNAPL-Schadenfalls stellt somit eine große Herausforderung an die konventionellen Grundwassersanierungstechnologien dar [Pankow&Cherry, 1996].

DNAPL lassen sich nach der chemischen Struktur in aliphatische, aromatische und chlorierte Kohlenwasserstoffe einteilen. Die beiden zuerst genannten Kohlenwasserstoffe treten meist als komplexes Gemisch auf und sind vor allem in Raffinationsprodukten von Rohölen zu finden. Sie werden im Allgemeinen auch als Mineralölkohlenwasserstoffe (MKW) bezeichnet. Bodenbelastungen durch diese Stoffe sind deshalb vor allem an Standorten wie Gaswerken und teerölverarbeitenden Betrieben zu finden (z. B. PCB/PAK) und gelangten im größeren Umfang auch durch Transport, Verarbeitung und Lagerung von Erdöl und Erdölnebenprodukten in den Boden [Heiden, 1999]. Die chlorierten Kohlenwasserstoffe (CKW) wurden hauptsächlich zur Entfettung genutzt (z. B. Perchlorethylen, kurz PCE) und daher im Wesentlichen durch die metallverarbeitende Industrie und chemische Reinigungen in den Boden eingebracht. CKW weisen sich im Allgemeinen durch eine höhere Dichte und eine geringere Viskosität als die zuvor genannten PCB/PAK und MKW aus [Pankow&Cherry, 1996]. Auch die relativ hohe Löslichkeit bei geringer biologischer Abbaubarkeit der CKW trägt dazu bei, dass sie im Boden und im Grundwasser wesentlich beweglicher sind als die PCB/PAK und MKW. Die CKW stellen deshalb ein hohes Gefährdungspotenzial dar, da sie sich in gelöster Form nahezu ungehindert mit der Grundwasserströmung ausbreiten und auch im Zustrom zu Wasserversorgungen anzutreffen sind [Kobus, 1988].

Zur Sanierung kontaminierter Böden mit CKW und anderen organischen Schadstoffen wurden in den letzten Jahren verschiedene Methoden entwickelt und optimiert. Den meisten innovativen Methoden liegt das Ziel, die Schadstoffe möglichst effektiv und sicher aus dem Aquifer zu entfernen, zugrunde. Dabei sind

- die Optimierung des Stoffübergangs durch Erhöhung von Konzentrationsgradienten (z. B. über höhere Brunnenförderraten) bzw.
- die Erhöhung der Löslichkeit der Schadstoffe (z. B. durch Einsatz von Lösungsvermittlern wie Alkohole, Tenside etc.)

die allgemeinen Ansätze. Die Kombination der beiden allgemeinen Ansätze ist möglich und

wird bei einem großen Teil innovativer in-situ Grundwassersanierungstechniken genutzt. Der Ansatz zur Optimierung des Stoffübergangs ist bei den herkömmlichen rein hydraulischen Verfahren wie z. B. „pump-and-treat“ durch die Ergiebigkeit des Aquifers limitiert. Der Ansatz zur Erhöhung der Löslichkeit ist meist gleichbedeutend mit der Reduzierung der Grenzflächenspannungen zwischen den im Grundwasser anwesenden Fluiden und auch zwischen den Fluiden und der Bodenmatrix. Damit nimmt ebenfalls die Beweglichkeit der Schadstoffe zu. Dies birgt vor allem bei den CKW die Gefahr der unkontrollierten abwärtsgerichteten Mobilisierung in tiefere Aquiferbereiche. Die kontrollierte Mobilisierung stellt für existierende in-situ Sanierungsverfahren eine so große Anforderung dar, dass die Sanierung von CKW kontaminierten Grundwasserkörpern bis heute ein nur unbefriedigend gelöstes Problem darstellt.

1.2 Zielsetzung und Methodik

Das in dieser Arbeit untersuchte neue innovative Verfahren nutzt zum einen die Technik des Grundwasser-Zirkulations-Brunnens (GZB)¹ zur effektiven und zielgerichteten Steuerung des Stofftransports und zur hydraulischen Kontrolle des Strömungsfeldes (Abb. 1.1). Zum anderen wird die Technologie der Alkoholspülung zur chemisch-physikalischen Lösung des Schadstoffs genutzt. Die Kombination dieser beiden Technologien ist hinsichtlich der kontrollierten Mobilisierung und gezielten Sanierung der CKW-belasteten Böden besonders Erfolg versprechend: Die Zirkulationsströmung des GZB ist nicht in dem Maße wie beim „pump-and-treat“ Verfahren durch die Ergiebigkeit des Aquifers limitiert. Somit lassen sich vergleichsweise hohe, insbesondere vertikal-aufwärts- bzw. vertikal-abwärtsgerichtete Fließgeschwindigkeiten erzeugen.

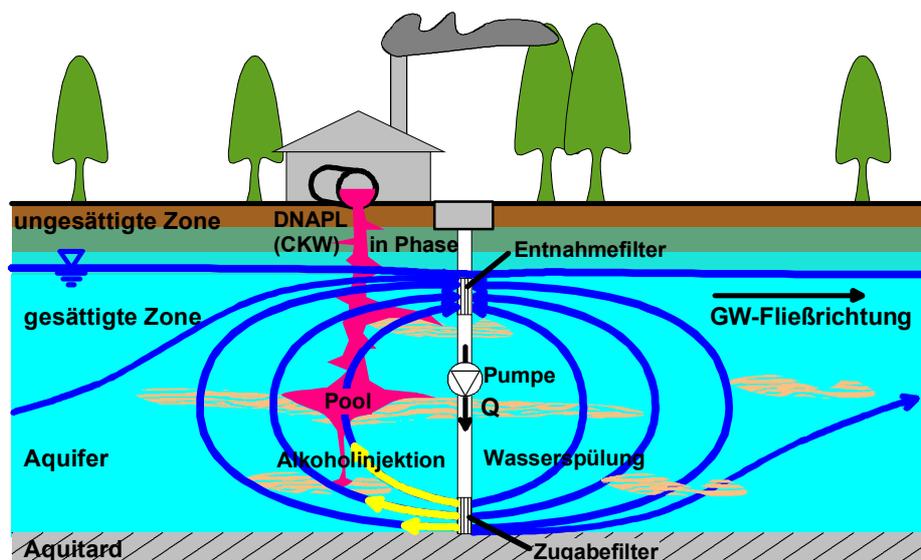


Abb. 1.1: Prinzipskizze der Alkoholinjektion über einen Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) zur Abreinigung eines mit CKW kontaminierten Aquiferbereichs. Im allgemeinen GZB-Verfahren durchströmt alleine Wasser den Aquifer

¹ patentiert durch die Firma IEG mbH, Reutlingen.

Der GZB wird vorwiegend zur gezielten Entfernung einer Schadstoffquelle aus dem gesättigten Aquiferbereich verwendet, aber auch die Anwendung in der ungesättigten Bodenzone ist möglich [Stamm, 1997b]. Ein GZB besteht gewöhnlich aus zwei übereinander angeordneten voneinander getrennten Filtern, über die im allgemeinen Anwendungsfall eine Wasser-Zirkulationsströmung mit Hilfe einer Pumpe erzeugt wird. Im Fall einer vertikal-aufwärtsgerichteten reinen Wasser-Zirkulation tritt Wasser über den unteren Zugabefilter des GZB in den Aquifer. In einer weitläufigen Zirkulationsströmung durchströmt dieses dann den Aquifer und wird dann am oberen Entnahmefilter wieder entnommen (Abb. 1.1). Das injizierte unbelastete Wasser nimmt auf dem zurückgelegten Weg durch Lösungsprozesse Schadstoffe auf, welches dann über eine Reinigungseinheit wie z. B. einen Aktivkohlefilter oder eine „strip“ Einheit geleitet und dort dekontaminiert wird. Ausreichend gereinigt kann das Wasser dann im Zirkulationsbetrieb dem unteren Filter wieder zugeführt werden. Da die Wasserbilanz über die Filter des GZB mit der Zirkulationsströmung erfüllt ist, können mit Hilfe des GZB hohe Strömungsgeschwindigkeiten erzeugt werden, über die der Konzentrationsgradient zwischen Schadstoff und strömendem Wasser in der Bodenmatrix stark erhöht wird. In Folge dessen wird der Schadstoffaustrag wesentlich erhöht und darüber die Sanierungszeit stark verkürzt. Im Fall eines freien Grundwasserspiegels ist zu beachten, dass in Abhängigkeit der Zirkulationsrichtung der obere Filter höher (abwärtsgerichtet) bzw. tiefer (aufwärtsgerichtet) platziert werden muss: Im ersten Fall liegt der Betriebswasserspiegel aufgrund der Zugabe des Wassers über den oberen Filter oberhalb und im zweiten und in Abb. 1.1 gezeigten Fall aufgrund der dortigen Wasserentnahme unterhalb des Ruhewasserspiegels. Allerdings hat auch die GZB-Technologie physikalisch bedingte Grenzen wie z. B. den maximalen Förderdruck, welcher im Zugabefilter über den eingestellten Durchfluss entsteht und bei der aufwärtsgerichteten Zirkulation zum Grundbruch führen kann.

Die besondere Wirkungsweise von Alkohollösungen konnte bereits in zahlreichen Säulenexperimenten (1D) demonstriert werden [Stuart&Kueper, 1997; Hofstee et al., 2003; Brandes&Farley, 1993; Hayden et al., 1999]. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Alkohollösung besteht aus mehr als einem Alkohol, einem so genannten Alkoholcocktail, welcher am Institut für Wasserbau (IWS), Universität Stuttgart entwickelt wurde. Dieser Alkoholcocktail eignet sich besonders gut für eine Sanierung eines mit PCE belasteten Bodens [Greiner et al., 2002]. Für die detaillierte Beschreibung der Wirkungsweise von Alkohol-Spülungen wird auf Kap. 2 verwiesen.

Der Einsatz von Alkoholen ist vergleichsweise kostenintensiv. Daher muss die Zugabe- und Entnahmetechnik einen ökonomisch und ökologisch vertretbaren Einsatz ermöglichen, d. h. die zur Anwendung kommenden Alkoholcocktailmengen müssen minimiert werden. Idealerweise wird mit dem Alkoholcocktail nur der mit Schadstoff kontaminierte Bereich gezielt durchströmt, während im übrigen unkontaminierten Bereich Wasser zirkuliert. Da die physikalischen Eigenschaften wie Dichte und Viskosität von Wasser und Alkohol unterschiedlich sind, führt dies zu hydraulischen Problemen.

Daraus formulieren sich die wesentlichen Fragestellungen dieser Arbeit:

- 1.) Wie lassen sich die durch die unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften hervorgerufenen Dichteeffekte (Auftrieb), sowie Viskositätseffekte hydraulisch kontrollieren bzw.
- 2.) Wie lässt sich eine Wasser-Alkohol-Zirkulation (WAZ) für eine gezielte in-situ CKW-Grundwassersanierung mittels GZB anwenden?

In dieser Arbeit waren also die hydraulischen Grundlagen des zur Anwendung kommenden neuen Verfahrens zu untersuchen. Deshalb beschränkt sich die vorliegende Arbeit im Wesentlichen auf den zweidimensionalen Strömungsfall und die für diesen Strömungsfall am Institut für Hydromechanik (IfH), Universität Karlsruhe mit homogenen gespannten Aquiferverhältnissen ohne Grundströmung durchgeführten Laborexperimente.

Das Ziel nach obigen Fragestellungen der Arbeit war, die hydraulischen Randbedingungen zu ermitteln, die eine hydraulisch kontrollierte Steuerung einer auf zwei Dimensionen beschränkte Wasser-Alkohol-Zirkulation (WAZ) für eine gezielte in-situ CKW-Sanierung mittels GZB ermöglichen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde dafür eine geeignete Zugabe- und Entnahmetechnik entwickelt, die einen ökonomisch und ökologisch vertretbaren Einsatz des Alkoholcocktails, sowie die gezielte Durchströmung eines mit PCE kontaminierten Bereichs mit diesem ermöglichte.

Die vorliegende Forschungsarbeit entstand im Projektverbund von IfH und IWS aus dem vom BMBF geförderten Forschungsprojekt „Entwicklung einer weitergehenden Grundwassersanierungstechnologie zur Abreinigung von anthropogenen chlorierten Kohlenwasserstoffen hoher Dichte (CKW) durch Alkoholinjektion“. Das Forschungsprojekt bestand aus zwei Teilen, dem Teil A: „Hydraulische Steuerung der gezielten Alkoholinjektion“, dessen Bearbeitung dem IfH oblag und dem Teil B: „Solubilisierung und kontrollierte Mobilisierung von CKW“, dessen Bearbeitung dem IWS oblag.

1.3 Gliederung der Arbeit

Der Behandlung der hydraulisch kontrollierten WAZ wurde für einen Überblick eine Übersicht über weitere innovative in-situ Sanierungstechniken mit deren Wirkungsweise vorangestellt (Kap. 2). Um das vorliegende Strömungsproblem auf „einfache“ Art und Weise behandeln zu können, war es notwendig, dieses auf eine potenzialtheoretische Betrachtung zurückzuführen. Hierzu wurden in Kap. 3 die hydraulischen Grundlagen beschrieben. Als Beispiel einer Potenzialströmung findet sich in diesem Kapitel ebenfalls die Beschreibung der hydraulischen Verhältnisse um einen GZB. Im Anschluss daran folgt die auf Kap. 3 basierende theoretische Betrachtung der zugrunde liegenden Prozesse der hydraulisch kontrollierten WAZ (Kap. 4), die einen wesentlichen Bestandteil dieser Arbeit ausmachte. Die Beschreibung des vorliegenden auftriebsbehafteten Strömungsproblems mit Hilfe von dimensionslosen Kennzahlen, die auf eine Arbeit von Hilfer&Øren (1996) zurückgreift, erwies sich in diesem Zusammenhang als sehr hilfreich.

Um die in Kap. 4 entwickelte Theorie der hydraulisch kontrollierten WAZ zu belegen, wurden systematisch Rinnenexperimente unterschiedlicher Art durchgeführt. Über diese lies sich auch die gezielte Sanierung eines künstlich mit PCE kontaminierten Bodenbereichs belegen (Kap. 5). Die Anwendung der in Kap. 4 entwickelten Theorie auf die WAZ-Experimente bestätigte dieselbe (Kap. 6). Desweiteren wurden in Kap. 6 die Ergebnisse der 2D-Experimente auf die 3D-Anwendung im VEGAS²-Blockaquifer am IWS übertragen.

² Versuchseinrichtung zur Grundwasser- und Altlastensanierung

2 Innovative in-situ Sanierungstechniken

2.1 Übersicht

Es existiert eine Vielzahl von innovativen in-situ Sanierungstechniken, die zur Sanierung von NAPL kontaminierten Boden eingesetzt bzw. entwickelt worden sind (Tab. 2.1). Die Techniken lassen sich über die Bodenzone, in denen der Schadstoff vorliegt und bzgl. der Abreinigung der Schadstoffquelle und der Schadstofffahne unterscheiden. Die Techniken zur Entfernung einer Schadstoffquelle haben gegenüber denen zur Abreinigung einer Schadstofffahne den Vorteil kürzerer Sanierungszeiten. Allerdings ist der Kostenaufwand zur sachgerechten Erkundung eines Schadstoffherdes mit der Auswahl einer sinnvollen Sanierungsstrategie meist sehr hoch [Koschitzky et al., 2003]. Die räumliche Eingrenzung eines Schadensherdes schlägt hier oft mit den größten Kosten zu Buche, wobei diese aber immer Bedingung für die Auswahl der besten und effizientesten Sanierungstechnologie ist.

In den folgenden Abschnitten werden die in Tab. 2.1 aufgeführten innovativen Sanierungstechniken eingehend beschrieben. Auf die erneute Beschreibung der Funktionsweise des GZB wird hier allerdings aufgrund der in Kap. 1.2 gemachten Angaben verzichtet. In den meisten Fällen müssen die Sanierungstechniken mit Standardverfahren wie z. B. der Bodenluftabsaugung kombiniert werden. Herkömmliche Verfahren wie „pump-and-treat“ kommen hier bspw. zur Sicherung des Grundwasserabstromes zum Einsatz. Auf „pump-and-treat“ als alleiniges Sanierungsverfahren wird nicht eingegangen, da die geringe Wasserlöslichkeit der NAPL so meist zu langen Sanierungszeiten führt und für diese Verfahren daher problematisch ist. Umfassende Darstellungen weiterer immer noch aktueller Sanierungstechniken findet der interessierte Leser z. B. in Kobus et al. (1996&2001), Arendt et al. (1993) als auch im Handbuch Altlasten und Grundwasserschadensfälle der Landesanstalt für Umweltschutz (LfU)³, Baden-Württemberg (1995).

Tab. 2.1: Übersicht über innovative in-situ Sanierungstechnologien (nach Koschitzky et al., 2003)

Sanierung d.	Schadstoffquelle		Schadstofffahne	
Verfahren	Thermisch	Chemisch	Hydraulisch	
Ungesättigte Bodenzone ▽	Dampf-(Luft)-Injektion			
	Bodenschmelze (Vitrification)			
	Wärmequellen			
Gesättigte Bodenzone	Dampf-(Luft)-Injektion	in-situ Oxidation	GZB	Dichtwand-Heber-Reaktor (DHR)*
			Alkohol-Spülung	
			Mikroemulsions-Spülung	Enhanced-Natural-Attenuation (ENA)**
			Tensid-Spülung	Reaktive Wände

* 2004 geschützt durch das Deutsche Patent- und Markenamt (DPMA)

** hier definiert als hydraulisches Verfahren z. B. aufgrund der Kombination mit einer Durchströmung des kontaminierten Bereichs mit Sauerstoff zur Anfischung der Biologie (s. Kap. 2.4.4)

³ Seit dem 01.01.2006 Landesanstalt für Umwelt, Messungen und Naturschutz Baden-Württemberg (LUBW)

2.2 Thermische (innovative) Verfahren

2.2.1 Sanierung mittels Dampf- bzw. Dampf-Luft-Injektion

Die thermische Sanierung mittels Dampf- bzw. Dampf-Luft-Injektion kann sowohl in der ungesättigten als auch gesättigten Bodenzone angewendet werden (Abb. 2.1). Indem die Bodenmatrix im Bereich der Schadstoffquelle stark erwärmt wird, kommt es zur beschleunigten Verflüchtigung der (flüchtigen) organischen Schadstoffe. Die erwärmte mit Schadstoff angereicherte Luft gelangt über die ungesättigte Zone in die Atmosphäre. Thermische Extraktionsverfahren müssen daher, wie bereits erwähnt, zusätzlich mit weiteren Verfahren wie z. B. der Bodenluftabsaugung kombiniert werden. Die kontaminierte Bodenluft wird dabei über einen Reaktor (Aktivkohlefilter) geleitet und gereinigt. In den meisten Fällen bedarf es zusätzlich einer Sicherung des Grundwasserabstroms, um einer ungewollten weiträumigen Verunreinigung durch gelöste Schadstoffe vorzubeugen.

Im Wesentlichen hängt die Wirkung der Dampf-Luft-Injektion von der Injektionstemperatur ab. Die Injektionstemperatur des Gemisches ist abhängig von der Geologie und der Injektionstiefe und liegt für organische Stoffe bei der so genannten Eutektischen Temperatur (Wasserdampfdestillation organischer Stoffe) zwischen 90 °C und 110 °C [Institut für Wasserbau, 2005]. NAPL verdampfen, wenn ihr Siedepunkt geringer als die Injektionstemperatur ist. Bei NAPL, deren Siedepunkt über der Injektionstemperatur liegt, wird der Dampfdruck durch die relativ hohe Temperatur stark erhöht, wodurch der Übergang der flüssigen NAPL-Phase in die Gasphase begünstigt wird und es zur Verflüchtigung kommt.

Des Weiteren wird durch die relativ hohe Temperatur die Viskosität und die Dichte der NAPL verringert [Hunt et al., 1988]. Dies begünstigt wiederum die Sanierung der NAPL, da die NAPL im Kontakt mit dem Dampf leichter verdrängt werden können. Verdampfte NAPL wandern von der erhitzten Region in entferntere, kühlere Regionen, in denen der Schadstoff wieder kondensieren kann. Diese Region wird als Wärme front bezeichnet, die sich als mobile NAPL-Front vor dem voranschreitenden Dampf ausbildet [Fountain, 1998]. Durch diese lokale Akkumulation kann vor allem bei DNAPL eine erhöhte Schadstoffmobilität unter Schwerkrafteinfluss auftreten, und es kann zur unkontrollierten Mobilisierung kommen. Deshalb ist i. d. R. die kombinierte Injektion von Dampf und Luft vorzusehen [Färber et al., 2004]. Die Luft fungiert dabei als inertes Transportmedium, welches nicht an der Wärme front kondensiert und Schadstoffe kontinuierlich von der Wärme front zum Extraktionsbrunnen transportiert. Der Dampf dagegen übernimmt die Funktion des Energieträgers. Solange Dampf und Luft in ausreichender Menge unterhalb der DNAPL Ansammlung injiziert werden und die Temperatur in der Bodenmatrix genügend hoch ist, ist das Verfahren sicher gegen eine Verlagerung der DNAPL in tiefere Aquiferschichten.

In der Versuchseinrichtung zur Grundwasser- und Altlastensanierung (VEGAS), Universität Stuttgart, wurde das TSVE-Verfahren (Thermally Enhanced Soil Vapor Extraction) für die ungesättigte Bodenzone [Färber, 1997; Betz, 1998; Schmidt et al., 2000] als auch das SUB-TSVE für die gesättigte Bodenzone zur thermischen Unterstützung einer herkömmlichen (kalten) Bodenluftabsaugung entwickelt. Beide Verfahren sind effizient in Lockergesteinen und gut durchlässigen Festgesteinen anwendbar [Koschitzky et al., 2003]. TSVE eignet

sich vorzugsweise für LNAPL, wobei SUB-TSVE auch bei DNAPL zum Einsatz kommen kann. TSVE bzw. TUBA (thermisch unterstützte Bodenluftabsaugung) konnte nach Schmidt&Koschitzky (1999) in pilothaften Feldsanierungen bei einem BTX (Substanzgruppe PAK) Schadensfall am Standort Plauen, Sachsen (ehem. Gaswerk) und einer CKW-Kontamination am Modellstandort Mühlacker, Baden-Württemberg (Sondermülldeponie) erfolgreich eingesetzt werden [Theurer et al., 2001]. Bei letzterem konnten innerhalb von 800 Tagen etwa 2,8t CKW aus ca. 2500m³ Bodenvolumen ausgetragen werden. Auch mit einer kombinierten TSVE/SUB-TSVE am Modellstandort in Albstadt, Baden-Württemberg (metallverarbeitenden Betrieb) mit einer häufig auftretenden kleineren CKW-Kontamination konnten innerhalb von nur drei Monaten über 11kg PCE entfernt werden. Dies ist insofern beachtlich, da zuvor in einem Zeitraum von 1994-1998 die Anwendung des klassischen „pump-and-treat“-Verfahrens nur zu ca. 30kg Schadstoffaustrag führte. Weitere Anwendungsbeispiele findet der geneigte Leser in Fountain (1998).

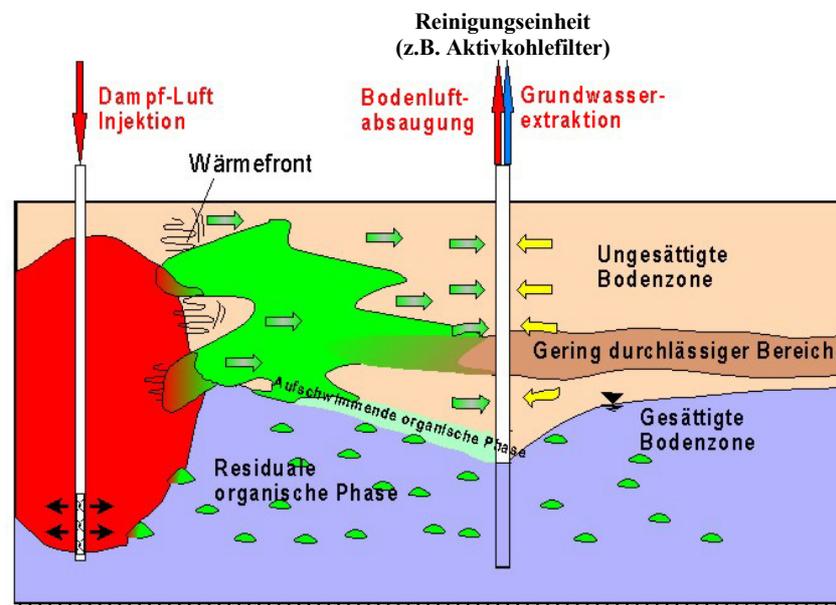


Abb. 2.1: Prinzip der Dampf-Luft-Injektion (rot) für die gesättigte und ungesättigte Bodenzone (nach Institut für Wasserbau, 2005)

2.2.2 Wärmequellen

Ein weiteres thermisches Sanierungsverfahren stellen Wärmequellen dar. Die in-situ Bodenschmelze (Vitrification) zählt zu diesen Verfahren, welches feste Wärmequellen verwendet. Das Verfahren wurde ursprünglich zur Fixierung in Form einer Einkapselung mit geschmolzenem Bodenmaterial von radioaktiven Abfällen oberhalb der Grundwasseroberfläche entwickelt und dann auch zur Behandlung von organischen sowie nicht organischen Schadstoffen angewendet [Dragun, 1991]. Es erscheint einleuchtend, dass zur Behandlung von NAPL wesentlich weniger Energie notwendig ist. Daher wurde die Idee der stationären Wärmequellen weiterentwickelt.

Ein Verfahren mit festen Wärmequellen wurde ebenfalls in VEGAS entwickelt und unter der Bezeichnung THERIS (thermische in-situ-Sanierung) bekannt. Das Verfahren wird überwie-

gend in der ungesättigten Bodenzone eingesetzt (Abb. 2.2a), kann aber auch im oberflächennahen gesättigten Bereich eingesetzt werden (Abb. 2.2b). Wie alle thermischen Verfahren basiert auch THERIS auf der Verdampfung der organischen Flüssigkeiten in unmittelbarer Nähe der Heizelemente. Die Erwärmung des Bodens erfolgt konduktiv [Hiester et al., 2005], es ist also kein Wärmeträgermedium wie bei der Dampf-Luft-Injektion notwendig. Vorgesehen werden müssen wiederum eine Bodenluftabsaugung und i. d. R. auch eine Grundwasserhaltung. Aufgrund der konduktiven Erwärmung können mit dem THERIS-Verfahren gering durchlässige Bodenschichten gereinigt werden [Hiester et al., 2004], bei denen das zuvor vorgestellte TSVE-Verfahren an seine Grenzen stößt.

Mit festen Wärmequellen können LNAPL und DNAPL-Kontaminationen (CKW, BTX, MKW) behandelt werden [Reconsite, 2005]. Abb. 2.2a stellt den Fall einer LNAPL Sanierung dar, bei der von den Wärmequellen mobilisiertes LNAPL von der Grundwasserhaltung erfasst wird. Derartige Mobilisierung darf keinesfalls bei einer DNAPL-Sanierung insbesondere in der gesättigten Bodenzone auftreten. Dies wird erreicht, indem der Untergrund zügig erwärmt wird. Die Betriebstemperaturen der Wärmequellen von mehreren hundert °C im Grundwasser lassen Wasser und NAPL in unmittelbarer Nähe der Heizelemente verdampfen. Durch den um Größenordnungen ausmachenden Dichteunterschied zum Umgebungsmedium steigt das entstehende (erhitzte) Gas auf, an dessen Stelle dann kühlere Flüssigkeit nachströmt [Hiester et al., 2005]. Ähnlich der Wärme front entsteht ein Übergangsbereich, in dem gleichzeitig wässrige Phase und Gasphase im Grundwasser vorliegen. In den zum Heizelement weiter entfernten Bereichen, in denen die eingetragene Energie zum Verdampfen der Flüssigkeit nicht ausreicht, liegt nur wässrige Phase im Porenraum vor. Durch den über die Heizelemente in der Vertikalen in die Tiefe zunehmenden Temperaturgradienten entsteht eine dichtebedingte Auftriebs- und Walzenströmung. Diese Strömung im porösen Medium ist stark von den hydraulischen Eigenschaften der Bodenmatrix beeinflusst [Hiester et al., 2005].

Experimente im Technikumsmaßstab wurden in VEGAS mit dem THERIS-Verfahren bereits durchgeführt. Diese belegten bei der Sanierung eines mittelflüchtigen Schadstoffs (PCE) aus einem gering durchlässigen Bereich eine hohe Sanierungseffizienz [Hiester et al., 2004; Koschitzky et al., 2003].

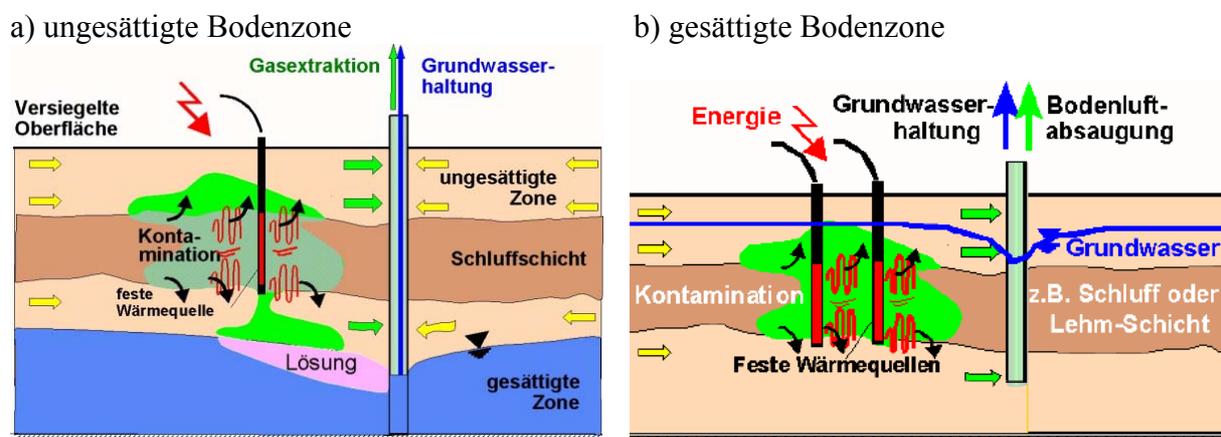


Abb. 2.2: Prinzipskizze der Anwendung fester Wärmequellen im a) ungesättigten (nach Institut für Wasserbau, 2005) und b) gesättigten Bereich (nach Hiester, 2005)

2.3 In-situ Oxidation (chemisches in-situ Verfahren)

Im letzten Jahrzehnt kam überwiegend in den USA immer häufiger die in-situ Oxidation als innovatives in-situ Sanierungsverfahren zum Einsatz. Das Verfahren beruht auf der Umwandlung von NAPL mittels chemischen Oxidationsmitteln wie z. B. Kalium- bzw. Natriumpermanganat, mit denen speziell CKW-Kontaminationen (Quellen- & Fahnenanierung) behandelt werden können. Nach Klaas&Trötschler (2005) belegen die grundlegenden Forschungen von Yan et al. (1999), Schnarr et al. (1998), Schroth et al. (2001) die Anwendbarkeit des Verfahrens auf diese Substanzgruppe. Anwendungsbeispiele aus den USA sind zu finden in [Fountain, 1998, Werner, 2004; Schnarr et al., 1998; Edel et al., 2004]. Nach Klaas&Trötschler (2005) wird in Edel et al. (2004) bzw. Christensen et al. (2004) jeweils von einem Anwendungsfall in Deutschland bzw. und Dänemark berichtet. Die Oxidationsmittel werden als wässrige Lösung in den kontaminierten Bereich injiziert. Die Effektivität der Oxidation hängt dann im Wesentlichen von der Verteilung der CKW [Schnarr et al., 1998] und den Untergrundverhältnissen ab [Klaas&Trötschler, 2005].

Andere DNAPL wie z. B. BTX benötigen stärkere Oxidationsmittel wie Wasserstoffperoxid. Der Nachteil in der Verwendung starker Oxidationsmittel ist leicht nachvollziehbar, da diese nicht spezifisch, sondern praktisch mit jeder im Boden verfügbaren oxidierbaren Komponente reagieren [Fountain, 1998]. Böden mit hohem organischem Anteil benötigen deshalb mehr Oxidationsmittel als Böden mit geringen organischen Anteilen. Aus diesem Grund ist die Dosierung dieser Oxidationsmittel problematisch.

Den Redoxreaktionen mit Permanganat als Oxidationsmittel ist gemeinsam, dass in jedem Fall Mangandioxid (Braunstein) ausfällt, wodurch es zu einer Verockerung potenziell bis zum Verschluss des Aquifer kommen kann [Fountain, 1998]. Zudem sind die Reaktionen vom pH-Wert abhängig. Für die Redoxreaktionen der einzelnen oxidierbaren Substanzen der Gruppe der CKW zu denen Perchlorethylen (PCE) mit seinen Abbauprodukten Trichlorethylen (TCE), Dichlorethylen (DCE) und Vinylchlorid (VC) gehören, siehe z. B. ITRC (2005). Die Reaktionen laufen ohne weitere Katalysatoren mit hoher Reaktionsgeschwindigkeit ab und sind exotherm. Die Oxidation von PCE und TCE setzt Säure frei und findet daher eher in neutralem oder alkalischem Grundwasser statt. Die Oxidation von DCE und VC wirkt alkalisch und läuft bevorzugt im sauren Medium ab [Klaas&Trötschler, 2005].

2.4 Hydraulische (innovative) in-situ Verfahren

2.4.1 Alkohol-Spülung

Alkoholspülungen wurden bereits vor Jahrzehnten in der Ölindustrie zur Verdrängung von Erdöl erforscht [Taber et al., 1961; Taber&Meyer, 1964]. An mit Erdöl residual gesättigten Bohrkernen konnte gezeigt werden, dass sich durch den Einsatz von Alkoholen die Gewinnung von Erdöl steigern lässt, gleiches gilt auch für Tenside (Kap. 2.4.2). Allerdings scheiterte die weitere Forschung und Anwendung an den vergleichsweise hohen Kosten für die Alkohole im Gegensatz zur erreichten Steigerung der Erdölgewinnung [Brandes&Farley, 1993]. Erdöl gehört zu den mit Wasser nicht mischbaren Fluiden, dessen Dichte kleiner als die von

Wasser ist ($\rho_{\text{Erdöl}} < 1$). Die bereits erwähnte Problematik der abwärtsgerichteten Mobilisierung ist bei diesen Fluiden nicht gegeben.

Die Anwendung der Alkoholspülung als Sanierungstechnik für NAPL ist dagegen erst in den letzten zwei Jahrzehnten mit Hilfe von zahlreichen Experimenten wie z.B. durch [Jawitz et al., 1998&2000; Padgett&Hayden, 1999; Rao et al., 1997; Lunn&Kueper, 1997; Hofstee et al., 1997, 1998a&b, 2003; Brandes&Farley, 1993; Hayden et al., 1999] entwickelt worden. Das Ziel der Untersuchungen liegt allerdings mehr in der Beschreibung der chemisch-physikalischen Prozesse, die bei der Verdrängung der NAPL im gesättigten, porösen Medium auftreten, als in der hydraulischen Beschreibung der Strömung, die notwendig ist, den Alkohol gezielt und kontrolliert zur Schadstoffquelle zu führen. Letzteres ist, wie bereits erwähnt, Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

Einen Spezialfall stellt die Verwendung des Grundwasser-Zirkulations-Brunnens (GZB) zur Sanierung einer mit DNAPL kontaminierten gesättigten Bodenzone mittels Alkoholcocktail dar. Diese neue innovative in-situ Sanierungstechnik verspricht gegenüber der Dampf-Luft-Injektion noch effizienter zu sein. Die Strömungsverhältnisse um einen GZB werden im Kap. 3.3, das Konzept der kontrollierten Alkoholcocktail-Zirkulation in Kap. 4 vorgestellt.

Alkohole erhöhen ebenso wie die Tenside die Löslichkeit von NAPL und reduzieren gleichzeitig die Grenzflächenspannungen erheblich, so dass es bei DNAPL zur abwärtsgerichteten Mobilisierung kommen kann. Zur Vermeidung dieser, setzten deshalb Brandes&Farley (1993) als auch Lunn&Kueper (1997) so genannte schwellende Alkohole (engl. swelling alcohols) ein. Bei der Alkoholspülung partitionieren diese in die organische Phase. Dieser Vorgang führt zu einer Volumenzunahme (swelling) des Alkohol-DNAPL-Gemisches und somit auch zu einer Reduzierung der Dichte der DNAPL-Phase. Unter der Verwendung geeigneter Alkohole kann die Dichte der DNAPL-Phase sogar geringer als die von Wasser werden [Hofstee et al., 2003], die dann ebenfalls auftriebsbedingt aufwärts strömt. Diese Bewegung wird zusätzlich mit Hilfe einer über den GZB erzeugten, vertikal-aufwärtsgerichteten Zirkulationsströmung unterstützt. Nach Corey (1994) muss im Bereich der DNAPL eine kritische, vertikal-aufwärtsgerichtete Strömungsgeschwindigkeit eingehalten werden, um gänzlich eine abwärtsgerichtete Mobilisierung der DNAPL zu verhindern. Dies zeigen auch die Experimente von Greiner (2006).

Die Wirkungsweise der Alkohole wird in Greiner (2006) detailliert diskutiert und soll im Weiteren nur noch kurz umrissen werden: Einwertige Alkohole mit hohem Molekulargewicht sind zum Mischen mit unpolarer, organischer Phase besser geeignet, als solche mit geringem Molekulargewicht, da hier der polare Charakter durch die Länge der Kohlenstoffkette stark abgeschwächt wird. Kurzkettige, einwertige Alkohole wie z.B. Methanol oder Ethanol sind so polar, dass sie sich z.B. mit TCE kaum mischen [Brandes&Farley, 1993]. Die langkettigen, einwertigen Alkohole sind dagegen kaum mit Wasser mischbar, d.h. bei der ausschließlichen Verwendung träte eine Zweiphasenströmung im porösen Medium auf, die hydraulisch kaum zu kontrollieren ist. Eine Möglichkeit, dies zu verhindern ist die gleichzeitige Verwendung mehrerer Alkohole in Form eines Alkoholcocktails. Diese Alkoholcocktails müssen bei einer Alkoholspülung in der Lage sein, sich sowohl mit Wasser als auch mit DNAPL zu mischen. Ein Alkoholcocktail mit diesen Eigenschaften wurde am IWS entwickelt (siehe

Kap. 3.5). Die Zusammensetzung ergab sich zudem durch Überlegungen zur Sanierungseffizienz, Entmischbarkeit und zu den Herstellungskosten [Braun et al., 2003]. Sanierungseffizienz, Entmischbarkeit und Herstellungskosten sind durch den schadstoffwirksamen Bestandteil (lipophile Komponente) im Alkoholcocktail direkt miteinander gekoppelt. Im vorliegenden Fall führt ein geringerer Anteil dieser auch kostenintensiven Komponente (5-10€/Liter) durch eine geringere Schadstoffaufnahme zu einer geringeren Sanierungseffizienz. Ein geringerer Anteil senkt aber die Herstellungskosten. Die Herstellungskosten sind wiederum durch die hohen Alkoholkonzentrationen relativ hoch, welche aber notwendig sind, um einer Entmischung der lipophilen und hydrophoben Komponente durch das Einmischen von Grundwasser vorzubeugen. Durch die relativ hohen Kosten ist es daher zur Kostensenkung des Verfahrens angebracht, die Entnahme des Alkoholcocktails in einem Recyclingprozess zu optimieren.

Problematisch ist jedoch immer noch, dass es durch relativ große Verdünnung mit Grundwasser zur Trennung des einphasigen Alkoholcocktails kommen kann. Dadurch läge dann die bereits erwähnte Zweiphasenströmung im porösen Medium vor, wodurch die hydraulische Kontrollierbarkeit dann nicht mehr gegeben wäre. Zur Vermeidung der Entmischung müssen deshalb aus hydraulischer Sicht bei der Injektion des Alkoholcocktails bestimmte Randbedingungen eingehalten werden. Diese Randbedingungen berücksichtigen Dichte- und Viskositätsunterschiede und werden in Kap. 4 detailliert beschrieben.

Alkoholcocktails werden ebenso wie Tenside oder Mikroemulsionen über Brunnen unterhalb des Schadstoffs in die gesättigte Bodenzone eingebracht. Der Cocktail durchströmt den kontaminierten Bereich und die Komponente des Cocktails mit hoher Affinität zum organischen Schadstoff partitioniert in diesen. Die Mischung steigt bei geringerer Dichte als Wasser auf, bei größerer sinkt sie ab. Der nachströmende Alkohol nimmt diese wiederum auf, wodurch die Verlagerung in tiefere Aquiferschichten verhindert wird. Der Alkoholcocktail wird dann zusammen mit dem aufgenommenen Schadstoff an Extraktionsbrunnen abgepumpt. Die Menge des zur Anwendung kommenden Alkoholcocktails ist abhängig vom Schadensfall. Es können Horizontal- und Vertikalbrunnen, GZB oder auch Kombinationen verwendet werden, welche dem Standort- bzw. den Untergrundeigenschaften angepasst sein müssen, um eine optimale Strömungsführung zu erreichen.

2.4.2 Tenside und Mikroemulsionen

In einer wässrigen Lösung liegen Tenside zunächst als Monomere vor, welche aus einer hydrophilen und einer hydrophoben Gruppe bestehen. Die hydrophobe Gruppe besitzt dabei eine hohe Affinität zur organischen Flüssigkeit. Die Tensidmoleküle reichern sich an der Grenzfläche zwischen NAPL und Wasser an bis diese vollständig besetzt ist [Barczewski, 1999]. Eine Erhöhung der Konzentration der Monomere in der freien Lösung über die kritische, vom Tensid abhängige Konzentration bewirkt die Anordnung der Tensidmoleküle in so genannten Mizellen. Die Konzentration, ab der sich Mizellen zu bilden beginnen, wird kritische Mizellenkonzentration (CMC) genannt [West&Harvell, 1992]. Mit Erreichen der CMC ist die Grenzflächenspannung auf ein Minimum reduziert. Die Konzentration der Monomere bleibt bei weiterer Konzentrationssteigerung in der freien Lösung konstant, da die Mizellen

mit diesen im Gleichgewicht stehen. Durch die Bildung der Mizellen wird die Löslichkeit des Schadstoffes und damit seine Verfügbarkeit für eine Sanierung wesentlich erhöht. Auf der anderen Seite reduzieren die Tenside die Grenzflächenspannungen und verringern damit auch die kapillaren Haltekräfte erheblich [Koschitzky et al., 2004]. Dadurch kann NAPL in der Flüssigphase wieder fließfähig werden (Mobilisierung). Tenside alleine eignen sich daher nicht zur Sanierung von DNAPL.

Eine Anwendungsmöglichkeit für DNAPL besteht aber in der Verwendung von Mikroemulsionen, welche gewöhnlich aus Wasser, Öl und Tensiden bestehen. Mikroemulsionen sollten im Bereich der Temperaturschwankung von Luft (Transport) und Grundwasser (Einsatzort) thermodynamisch stabil sein um die volle Wirksamkeit zu gewährleisten. Da die Fluide Wasser und Öl nicht miteinander mischbar sind, werden Tenside zur Stabilisierung der Mikroemulsion eingesetzt. In FZJ (2002) wird das Verhalten der Mikroemulsion wie folgt beschrieben: *„In Abhängigkeit von der Temperatur und dem Ölgehalt stellen sich sowohl ein- als auch zweiphasige Bereiche ein. Bei niedrigen Ölgehalten liegen im einphasigen Bereich Öltröpfchen in der kontinuierlichen Wasserphase vor (Öl-in-Wasser-Mikroemulsion). Bei einer Erhöhung des Ölgehaltes geht die Mikroemulsion über die bikontinuierliche Phase in eine Wasser-in-Öl-Mikroemulsion über. Die Struktur der bikontinuierlichen Phase einer Mikroemulsion gleicht der eines Schwammes, wobei der Schwammkörper die Wasserphase und die Luft im Schwamm die Ölphase darstellt. Die Tenside grenzen die Ölphase von der Wasserphase ab und sitzen somit auf der Oberfläche der Schwammkörper. Dieser Aufbau der Mikroemulsion erklärt auch die sehr hohe Aufnahmekapazität für organische Substanzen.“*

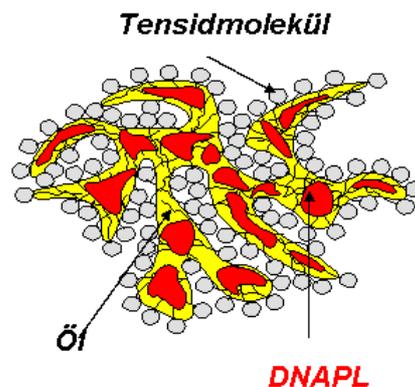


Abb. 2.3: Prinzip der Mikroemulsion (nach Institut für Wasserbau, 2005)

Eine Mikroemulsion mit diesen Eigenschaften entwickelte das Forschungszentrum Jülich (FZJ) speziell für die in-situ DNAPL Bodensanierung. Das vom FZJ entwickelte einphasige Mehrkomponentengemisch besteht aus Biodiesel, zwei Tensiden und Wasser und ist selbst bei niedrigen Temperaturen (5–35°C) noch stabil. Auch der Einfluss des Salzgehalts des Bodenwassers auf diese Mikroemulsion ist gering. Barczewski (1999) führt aus, dass sich Tenside bei höheren Konzentrationen wie Gele verhalten. In diesem Zustand weicht ihr Fließverhalten stark vom Fließverhalten *Newtonscher* Fluide ab. Dies ist aus hydraulischer Sicht bedenklich, da dadurch die hydraulische Kontrolle wesentlich erschwert wird, die aber dann bei

einer Mikroemulsion gegeben ist, solange sie sich wie ein einphasiges Gemisch in der Bodenmatrix verhält.

Tensidlösungen bzw. Mikroemulsionen lassen sich über Brunnen in die gesättigte Bodenzone einbringen. Die Mikroemulsion wird dabei zunächst mit dem Grundwasser verdünnt. Dadurch kommt es zu einer Aufspaltung und der Bildung einer Öl-in-Wasser-Mikroemulsion. Der Schadstoff reichert sich dabei in der Ölphase an (Abb. 2.3). Besitzt die Ölphase eine geringere Dichte als Wasser, strömt sie aufwärts. Bei einer höheren Dichte sinkt sie ab, um dann von der nachströmenden Mikroemulsion aufgenommen zu werden. Dadurch wird ein Absinken der DNAPL in tiefere Bodenschichten verhindert [FZJ, 2002]. Die Mikroemulsion wird dann zusammen mit dem aufgenommenen Schadstoff an einem oder mehreren Extraktionsbrunnen abgepumpt. Die Menge der zur Anwendung kommenden Spüllösung und die Anzahl der Brunnen sind abhängig vom Schadensfall. Die Brunnensysteme müssen deshalb den Standort- bzw. Untergrundeigenschaften angepasst sein, um eine optimale Strömungsführung zu erreichen.

2.4.3 Heber-Reaktor

Mit dem Heber-Verfahren, als auch mit den noch weiter unten beschriebenen Verfahren des Enhanced-Natural-Attenuation (ENA) und der reaktiven Wände, wird i. d. R. nur der kontaminierte Abstrom der Schadstoffquelle gereinigt. Die Verfahren sind im Allgemeinen - einmal installiert - aufgrund der Einfachheit des Systems, der Wartung bzw. des Monitoring kostengünstig. Allerdings sind diese Systeme in Bezug auf den Sanierungsvorgang als passiv zu bezeichnen, da mit ihnen nur die Schadstofffahne im Abstrom einer Schadstoffquelle d. h. die Schadstoffquelle nur indirekt über Lösungsprozesse abgereinigt wird. Je nach Grad der Verunreinigung sind diese Systeme damit über Jahrzehnte im Einsatz. Den Verfahren ist gemeinsam, dass bei ihnen keine Mobilisierung der DNAPL in tiefere Aquiferschichten zu erwarten ist, und deshalb in dieser Hinsicht als sicher zu betrachten sind.

Beim Heber-Reaktor-Verfahren wird belastetes Grundwasser nach dem Heber-Prinzip über eine Rohrleitung gefördert (Abb. 2.4). Ein in der Leitung installierter Reaktor (z. B. Aktivkohlefilter) reinigt das Grundwasser. Voraussetzung dafür ist ein ausreichendes natürliches Grundwassergefälle. Reicht dieses Gefälle nicht aus, kann die notwendige Potenzialdifferenz über eine Dichtwand erzeugt werden. Diese Anordnung wird als Dichtwand-Heber-Reaktor Verfahren bezeichnet [DPMA, 2004]. Durch das sehr einfache Prinzip des Aufbaus ist eine hohe Ausfallsicherheit gegeben. Es werden keine Pumpen zur Förderung des Grundwassers benötigt, so dass Wartung und Reparaturen des Systems praktisch entfallen. Ebenso ist eine einfache Funktionsüberwachung und Kontrolle der Sanierungseffizienz durch Probennahme möglich.

Im Abb. 2.4 gezeigten Fall herrscht im System ein Unterdruck. Deshalb müssen die Leitungssysteme i. d. R. entsprechend dicht sein, um die Heberwirkung zu gewährleisten. Einem Stillstand des Hebers durch ein Abreißen der Wassersäule aufgrund von auftretenden Gasblasen (Ausgasen von CO₂, N₂, O₂, leichtflüchtigen Schadstoffen) wird durch eine Entlüftungseinrich-

tung am höchsten Punkt der Anlage entgegengewirkt [Barczewski&Memminger, 2004]. Da der Dampfdruck des Wassers bei ca. 1Bar (10mWS) liegt, ist die Anwendung des Heber-Reaktors hydraulisch auf einen Grundwasserflurabstand von ca. 8m begrenzt [Institut für Wasserbau, 2005]. Mehrere Anlagen dieser Art sind in Planung [Barczewski&Memminger, 2004].

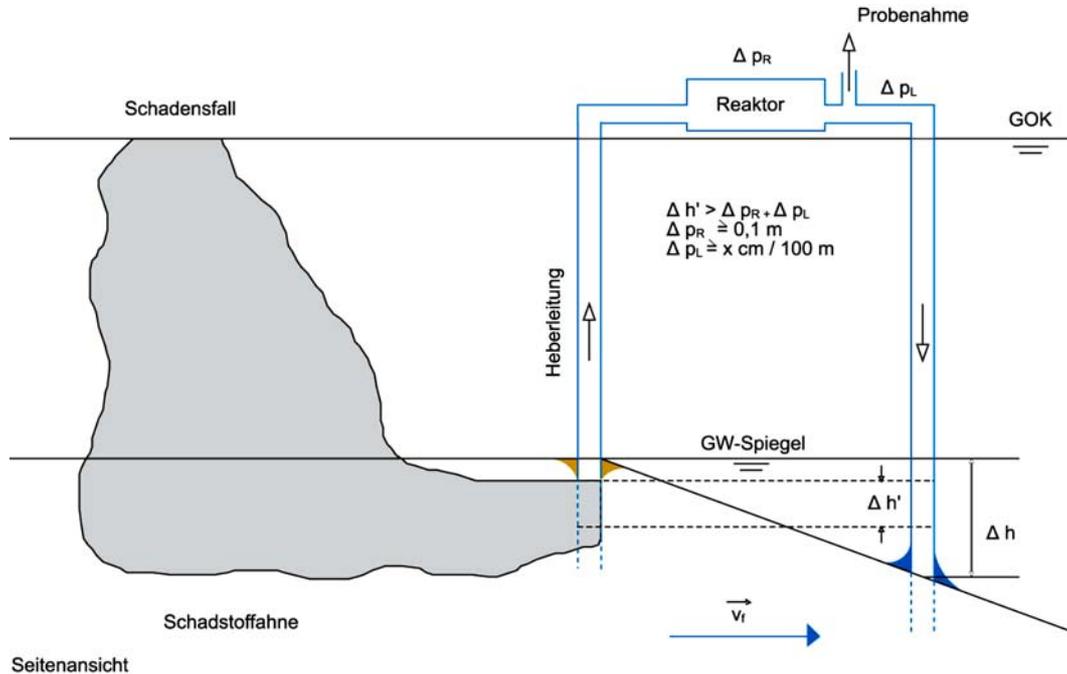


Abb. 2.4: Prinzip des Heber-Reaktor Verfahrens (nach Institut für Wasserbau, 2005)

2.4.4 Beschleunigter, biologischer Abbau (Natural-Enhanced-Attenuation)

Aufgrund der schlechten Abbaubarkeit der NAPL reicht, wie bereits erwähnt wurde, der natürliche Abbau als Sanierungsmaßnahme in den meisten Fällen nicht aus. Deshalb wird mit einer Kombination von unterstützenden Sanierungstechniken versucht, die natürlich im Untergrund vorhandenen Mikroorganismen zu aktivieren. Hierzu kommen nach Fountain (1998) die Belüftung des Bodens mit Sauerstoff, Nährstoffen oder auch Chemikalien in Frage. Werden diese Stoffe kontinuierlich eingebracht, kann dieses innovative Verfahren aufgrund der Kombination eines eine Strömung erzeugenden Verfahrens als hydraulisches Verfahren definiert werden. Als alleine stehendes Verfahren bei dem nur kurzfristig Stoffe in den kontaminierten Bereich zur Anfächung der Biologie eingebracht werden, ist dieses Verfahren natürlich nur als rein biologisches Verfahren anzusehen.

Ebenfalls ist nach Fountain (1998) eine Dampfinjektion zur Stimulierung denkbar, in der das Dampf-Luft-Gemisch den Sauerstoff und die Wärmeenergie liefert und so das entsprechende Lebensmilieu für die Mikroorganismen verbessert. Die aktivierten Mikroorganismen im Untergrund bauen im Idealfall die DNAPL mit Hilfe der zugegebenen Substanzen durch reduktive Dechlorierung zu nicht giftigen Endprodukten wie z.B. PCE zu Ethen ab. Eine Verlagerung der DNAPL in tiefere Aquiferschichten durch unkontrollierte Mobilisierung aufgrund

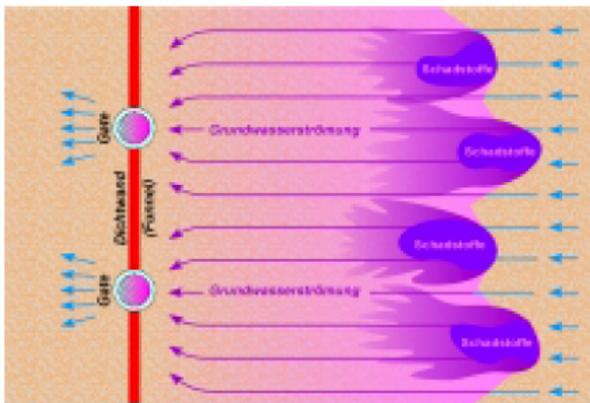
der Abbauprozesse ist nicht zu erwarten. Jedoch muss bei den unterstützenden Sanierungstechniken für die Biologie eine mögliche Mobilisierung der DNAPL in Betracht gezogen werden [Fountain, 1998]. Zudem kann z. B. beim Abbauprozess von PCE das noch giftigere Vinylchlorid (VC) entstehen.

Eine Verbesserung der vorliegenden Verhältnisse kann aber i. d. R. erreicht werden. Semprini et al. (1990) führte u. a. einen Feldtest auf dem Moffet Field, Kalifornien, USA durch, in dem über alternierende Injektionen von Sauerstoff und Methan in die gesättigte Bodenzone eine Reduzierung von Trichlorethylen zwischen 20-30%, von Dichlorethylen zwischen 45-90% und Vinylchlorid zwischen 90-95% gemessen werden konnte.

2.4.5 Reaktive Wände – Funnel and Gate

Reaktive Wände zeichnen sich dadurch aus, dass quer zum natürlichen Grundwasserstrom im Bereich der Schadstofffahne eine durchlässige Wand errichtet wird, die aus einer Kombination aus Dichtwandelementen (funnels) und Durchgängen (gates) besteht (Abb. 2.5a). Durch die Dichtwandelemente wird das anströmende Grundwasser nach oberstrom leicht gestaut und damit ein Potenzialgefälle nach unterstrom erzeugt (Abb. 2.5b). Dadurch wird der Grundwasserstrom trichterförmig durch die Durchgänge geleitet. In den Durchgängen ist das Reaktormaterial z. B. nullwertiges Eisengranulat oder Aktivkohle gefüllt wird, welches das kontaminierte Grundwasser reinigt. Durch das Anstauen des Grundwasserstroms besteht potenziell die Möglichkeit, dass das System umströmt wird und so nicht die gesamte Schadstofffahnenbreite erfasst wird. Dies kann bei falscher Dimensionierung des DHR (s. Kap. 2.4.3) entsprechend auch auftreten.

a) Draufsicht



b) Seitenansicht

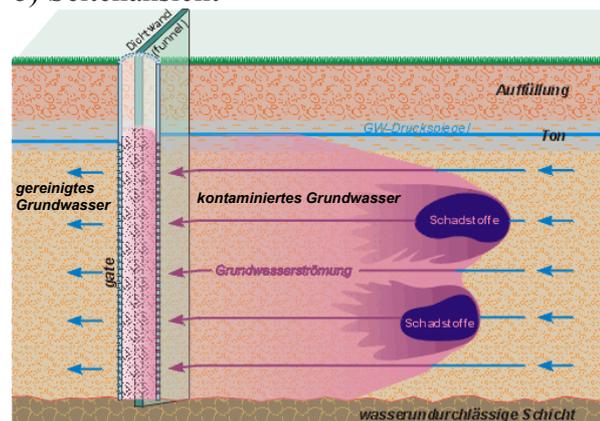


Abb. 2.5: Prinzip des Funnel-and-Gate Verfahrens in a) Draufsicht und b) Seitenansicht (nach Stadtwerke Karlsruhe GmbH, 2000)

Infolge dessen kann das Bauwerk wie im Fall des ehemaligen Standorts des Gaswerkes Karlsruhe-Ost, Baden-Württemberg, recht groß ausfallen, welches derzeit den weltweit größten Anwendungsfall für Funnel-and-Gate mit dem Reaktionsmedium Aktivkohle darstellt

[ARCADIS, 2002]. Auf dem Gelände des Gaswerks liegt eine Boden- und Grundwasserkontamination insbesondere mit polyzyklischen aromatischen Kohlenwasserstoffen (PAK) und Benzol vor. Unter den Beteiligten, Stadtwerke Karlsruhe, ARCADIS Deutschland GmbH und I.M.E.S GmbH, wurde eine ca. 240m lange Spundwand bis zu 17m tief in den Untergrund gepresst. Die Dichtwand besitzt insgesamt 8 Gates ($d = 2.50\text{m}$), in denen die Aktivkohle etwa alle 5-7 Jahre ausgetauscht werden muss [ARCADIS, 2002].

3 Hydraulische Grundlagen

Dieses Kapitel behandelt die hydromechanischen Grundlagen der Strömung im gesättigten Porösen Medium (P.M.). In Kap. 3.1 werden bestimmte Eigenschaften des P.M. beschrieben und die wesentlichen Arten des Transports von Wasserinhaltsstoffen mit unterschiedlichem Verhalten im Porenraum aufgezeigt. Anschließend werden die grundlegenden Strömungsgleichungen vorgestellt (Kap. 3.2). In Kap. 3.3 wird speziell das Strömungsfeld um einen Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) beschrieben. Darauf wird in Kap. 3.4 die Dichteströmung im P.M. behandelt, welche auftritt, wenn dort gleichzeitig Fluide unterschiedlicher Dichte strömen. Ein Beispiel einer solchen Dichteströmung ist die gleichzeitige Strömung von Wasser und Alkoholcocktail, die in Kap. 3.5 beschrieben wird.

3.1 Eigenschaften des P.M. und Transport von Wasserinhaltsstoffen

3.1.1 Porosität

Der Boden besteht aus Porenraum und Gesteinskörnern. Der Porenraum des Bodens beeinflusst die Strömung im P.M. und damit alle Transportvorgänge. Ein Maß dafür stellt die Porosität n dar, welche über das Verhältnis von Porenraum zu Gesamtbodenvolumen ($n = V_p/V_{ges}$) definiert ist. Um sichere Aussagen über ein Untersuchungsgebiet treffen zu können, muss die Porosität einen konstanten Wert annehmen (Abb. 3.1).

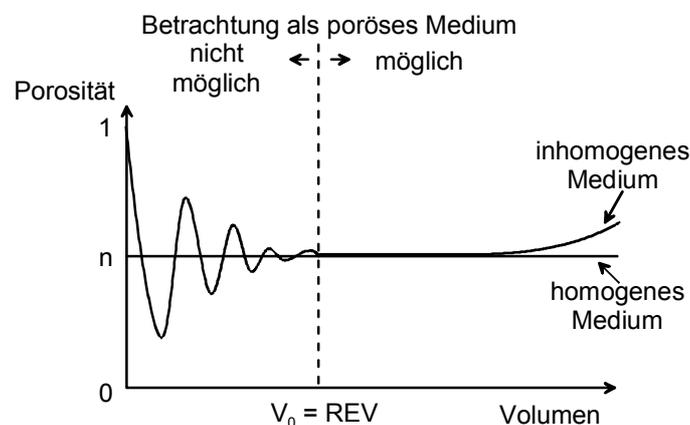


Abb. 3.1: Definition eines repräsentativen Elementarvolumens (REV) für ein poröses Medium (nach Bear, 1972)

Ausgehend von einem groß gewählten Volumen V ändert sich n bei einem inhomogenen Medium bei einer Verkleinerung von V stetig bis n einen konstanten Wert annimmt (Abb. 3.1). Handelt es sich um ein homogenes Medium ist n dagegen bis zu einer bestimmten Größe von V unabhängig. Dies gilt mit obiger Einschränkung auch für das inhomogene Medium. Unterschreitet V dann diesen bestimmten Wert, ist das Verhalten bei beiden Medien von Bodenkörnern und Porenraum beeinflusst und n schwankt zwischen $0 < n < 1$. Wird V gedanklich auf

einen Punkt reduziert ($V \rightarrow 0$), befindet sich dieser entweder innerhalb eines Bodenkorns ($n=0$) oder innerhalb einer Pore ($n=1$). In Konsequenz dieses Verhaltens von n führte Bear (1972) das repräsentative Elementarvolumen (REV) ein. Das REV muss dabei einerseits eine genügend große Anzahl von Poren enthalten und andererseits gegenüber dem Untersuchungsgebiet genügend klein gewählt werden, um eine dem Kontinuum-Konzept zugrunde liegende Mittelung durchführen zu können [Bear, 1972].

Im gesättigten Fall füllt das Grundwasser den gesamten Porenraum aus. Die Struktur des Porenraums wird dabei durch die Gesteinskörner vorgegeben und ist im Allgemeinen unbekannt. Ein Teil des Porenraumes steht der Strömung z. B. durch in Zwickeln gefangenes oder an Bodenkörnern physikalisch gebundenes, immobiles Wasser nicht zur Verfügung (Abb. 3.2). Diesen Sachverhalt beschreibt die effektive Porosität n_e mit $n_e \leq n$. Je nach Betrachtungsweise ergeben sich daraus unterschiedliche Fließgeschwindigkeiten (Kap. 3.2.4).

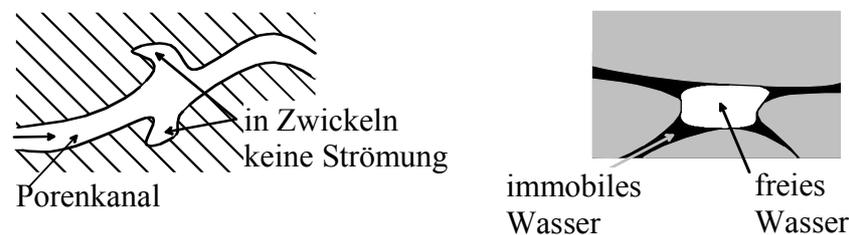


Abb. 3.2: Die effektive Porosität n_e ist durch Zwickel bzw. an den Bodenkörner physikalisch gebundenem Wasser verringert (nach Helmig&Class, 2004)

3.1.2 Kompressibilität

Das in Kap. 3.1.1 zuvor genannte REV ist leicht druckabhängig und in Folge dessen auch die Porosität n . Dagegen ist (Grund-)Wasser im Allgemeinen als inkompressibel zu betrachten. Zuerst genanntes ist begründet in der Deformation der Korngerüsts, die auch eine Speicherung von Grundwasser bei gesättigt, gespannten Strömungsverhältnissen im REV zulässt. Die Speicherung infolge dieser Deformation wird im nachfolgenden vernachlässigt, da sie auf die betrachtete Strömung keinen wesentlichen Einfluss ausübt.

3.1.3 Wasserinhaltsstoffe und Art des Transports

Wasserinhaltsstoffe werden mit dem Grundwasser durch den Porenraum transportiert. Wasserinhaltsstoffe die sich dabei inert verhalten, d. h. unverändert bleiben, werden als ideale oder konservative Tracer bezeichnet. Alle anderen Stoffe werden durch Sorption und chemischen Abbau beeinflusst oder unterliegen Zerfallsprozessen. Bei der Sorption wird zwischen Adsorption und Desorption unterschieden. Adsorption und Desorption treten gemeinsam i. d. R. nur bei der physikalischen Bindung eines Stoffes an der Oberfläche der Bodenkörner auf, wogegen die chemische Bindung eines Stoffes i. d. R. irreversibel ist. Aus hydraulischer Sicht beeinflussen diese Vorgänge die Strömung an sich nicht, sofern diese nicht die Porosität der Bodenmatrix verändern.

Dem Transport eines konservativen Wasserinhaltsstoffes liegen die Advektion und die molekulare Diffusion zugrunde. Die Advektion wird durch die Strömung des Grundwassers verursacht, und transportiert einen Stoff in Richtung der Hauptströmung. Die molekulare Diffusion wird durch die *Brownsche* Molekularbewegung verursacht. Sie bewirkt unabhängig vom Strömungsfeld einen Transport in Richtung abnehmender Konzentration und wird deshalb zur Dispersion (s. u.) gezählt. Für den Transport im Grundwasser ist die molekulare Diffusion aber aufgrund anderer strömungsrelevanter Prozesse, welche weiter unten noch beschrieben werden, i. d. R. vernachlässigbar.

Ist das untersuchte Gebiet größer, muss ein über das Gebiet gemitteltes Geschwindigkeitsfeld zur Beschreibung des Transports herangezogen werden. Durch die Mittelung werden nicht mehr die tatsächliche Strömung und der tatsächliche Transport im Porenraum innerhalb des betrachteten Gebiets erfasst. Die Geschwindigkeitsabweichungen von der Mittelung machen sich in der Dispersion eines Stoffes bemerkbar. Die Dispersion tritt dabei quer zu und in Richtung der Hauptströmung auf. Die Geschwindigkeitsabweichungen haben je nach Größe des betrachteten Gebietes unterschiedliche Ursachen (Abb. 3.3). Auf mikroskopischer Skala sind die Ursachen der Dispersion das Geschwindigkeitsprofil innerhalb einer Pore, die unterschiedliche Porengrößen und die Umlenkung der Strömung durch die Bodenkörner. Sie werden in der korngerüstbedingten Dispersion zusammengefasst (Abb. 3.3). Der Einfluss der korngerüstbedingten Dispersion auf den Transport im P.M. ist i. d. R. wesentlich größer als die molekulare Diffusion, weshalb letztere, wie bereits erwähnt, vernachlässigbar ist. Auf makroskopischer Skala wird von der Makrodispersion gesprochen. Hier sind als Hauptursache der Geschwindigkeitsvariation Inhomogenitäten des Aquifers wie z. B. Linsen mit anderer Durchlässigkeit verantwortlich. Entsprechend der betrachteten Skala muss das REV für eine Kontinuumsbetrachtung gewählt werden.

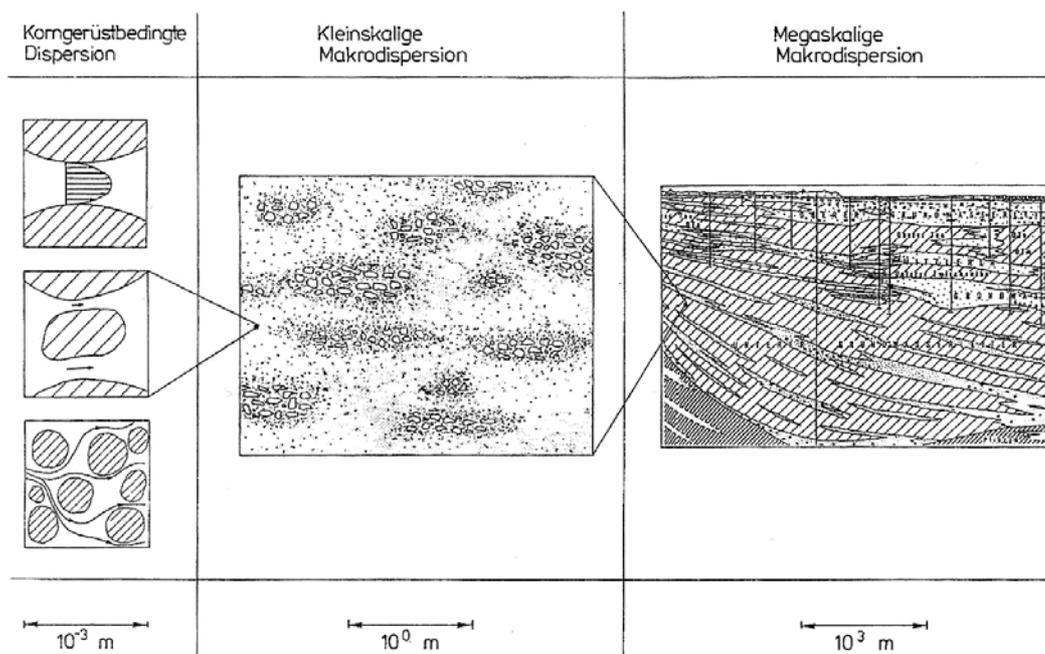


Abb. 3.3: Ursache der Variabilität der Transportgeschwindigkeit in Abhängigkeit des betrachteten Gebiets (aus Kinzelbach&Rausch, 1995)

Die Prozesse, denen die Wasserinhaltsstoffe unterliegen, werden mit Stofftransportgleichungen beschrieben, welche z. B. Fetter (1993), Schäfer (1996), Kinzelbach&Rausch (1995) oder auch Cirpka (2005) entnommen werden können. Die Stofftransportgleichungen sind für unterschiedliche Strömungs- und Transportprobleme analytisch bzw. numerisch lösbar.

3.2 Potenzialströmung

3.2.1 Definition eines Potentials und Konzept der Potenzialströmung

In Helmig&Class (2004) findet sich die Definition eines Potentials: „*Unter einem Potential versteht man eine Größe (Feldgröße), deren Wert zwischen einem Anfangs- und Endzustand vom dazwischen liegenden Weg unabhängig ist. Die aus dem Potential abzuleitenden Größen findet man durch Gradientenbildung (partielle Ableitung nach den Ortskoordinaten)*”.

Das Konzept der Potenzialströmung stellt einen aus der Mathematik stammenden Lösungsansatz für bestimmte Strömungsprobleme in der Strömungsmechanik dar und geht auf *Helmholtz* (1858 und 1868) zurück. Mit Hilfe dieses Ansatzes lässt sich das Geschwindigkeitsfeld weitgehend von der Feldgröße Druck vorab bestimmen, der ansonsten nicht unabhängig von diesem ist. Der Bezug zum Druckfeld lässt sich dann wieder über die Bewegungsgleichung herstellen [Helmig&Class, 2004].

3.2.2 Rotationsfreie und rotationsbehaftete ideale Strömungen

Reale Fluide sind im Allgemeinen durch Scherungen (Reibung), die durch Zähigkeitseinflüsse und turbulente Scheinspannungen verursacht werden, gekennzeichnet und drehungs- bzw. rotationsbehaftet. Eine Strömung in denen der Einfluss der Reibung vernachlässigt werden kann, wird als ideale oder auch rotationsfreie Strömung bezeichnet. Im Grundwasserbereich sind die turbulenten Scheinspannungen vernachlässigbar, da hier i. d. R. laminare Strömung vorausgesetzt werden kann. Ein Geschwindigkeitsfeld besteht im Allgemeinen aus einem translatorischen (drehungsfreien) und einen rotationsbehafteten Anteil⁴. Den translatorischen Anteil beschreibt der Geschwindigkeitsvektor $\mathbf{v} = (v_x, v_y, v_z)$ und den rotationsbehafteten Anteil der Rotationsvektor $\boldsymbol{\omega} = (\omega_x, \omega_y, \omega_z)$. Diese stehen im folgenden Zusammenhang:

$$\boldsymbol{\omega} = \frac{1}{2} \text{rot } \mathbf{v} \quad (3.1)$$

In Gl. (3.1) ist $\text{rot } \mathbf{v} = \nabla \times \mathbf{v}$ mit dem Nabla-Operator $\nabla = (\partial/\partial x, \partial/\partial y, \partial/\partial z)$. x, y, z bezeichnen die Koordinatenachsen des kartesischen Koordinatensystems bzw. die Einzelkomponenten der Vektoren in Richtung dieser Achsen. Eine Strömung ist rotationsfrei wenn

$$\boldsymbol{\omega} = 0 \quad (3.2)$$

⁴ Die Deformation, die ein Fluidteilchen innerhalb des Geschwindigkeitsfelds erfährt, wird hier nicht betrachtet.

und im Fall $\omega \neq 0$ rotationsbehaftet. Es ergeben sich im letzteren Fall die Einzelkomponenten von ω zu

$$\omega_x = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_z}{\partial y} - \frac{\partial v_y}{\partial z} \right), \quad \omega_y = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right), \quad \omega_z = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) \quad (3.3)$$

Im zweidimensionalen Fall mit $\mathbf{v}=(v_x, v_y, 0)$ existiert wegen $\partial v_x/\partial z = \partial v_y/\partial y = 0$ nur die z-Komponente von ω (Gl. (3.4) oben). Wird eine parallele gleichförmige Scherströmung gegeben durch $\mathbf{v}=(v_x, 0, 0)$ betrachtet, ergibt sich zusätzlich mit $\partial v_y/\partial x = 0$ der untere Fall von Gl. (3.4).

$$\omega = \begin{cases} \left(0, 0, \frac{\partial v_y}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) & \text{falls } v_z = 0 \\ \left(0, 0, -\frac{\partial v_x}{\partial y} \right) & \text{falls } v_y = v_z = 0 \end{cases} \quad (3.4)$$

Für die rotationsfreie Strömung $\omega=0$ gilt nach Gl. (3.3)

$$\frac{\partial v_z}{\partial y} = \frac{\partial v_y}{\partial z}, \quad \frac{\partial v_x}{\partial z} = \frac{\partial v_z}{\partial x}, \quad \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_x}{\partial y} \quad (3.5)$$

Wenn dies erfüllt wird, lassen sich die Geschwindigkeitskomponenten

$$v_x = -\frac{\partial \Phi}{\partial x}, \quad v_y = -\frac{\partial \Phi}{\partial y}, \quad v_z = -\frac{\partial \Phi}{\partial z} \quad (3.6)$$

als Gradienten einer skalaren Funktion $\Phi(x, y, z, t)$ ⁵ darstellen, wobei Φ (zweimal) stetig differenzierbar ist. Φ wird als Geschwindigkeitspotenzial bzw. Potenzialfunktion bezeichnet. Rotationsfreie Strömungen werden deshalb auch Potenzialströmungen genannt. Durch $\Phi(x, y)$ wird über der x-y-Ebene eine Fläche beschrieben, deren Linien gleichen Potentials mit $\Phi(x, y) = \text{konst.}$ üblicherweise Potenziallinien heißen.

3.2.3 Kontinuitätsgleichung

Aus der Betrachtung eines elementaren, infinitesimalen kleinen Kontrollvolumens leitet sich die allgemeine partielle Differentialgleichung der Massenerhaltung für Grundwasserströmungen

⁵ Es wird angenommen, dass Φ existiert.

$$\frac{\partial(\rho n S_w)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) + \rho W_0 = 0 \quad (3.7)$$

ab. Die in Gl. (3.7) weiteren Größen sind die Sättigung S_w im Speicherterm und W_0 bezeichnet die Quellen/Senken im betrachteten Gebiet. Sind keine externen Zuflüsse oder internen Abflüsse bezogen auf das Kontrollvolumen vorhanden, ist $W_0 = 0$. Wird das Fluid als homogen und inkompressibel angenommen ($\rho = \text{konst.}$, $\partial\rho/\partial t = 0$), liegen stationäre Verhältnisse vor. Gl. (3.7) vereinfacht sich dann zur Kontinuitätsgleichung für (stationäre) Strömung

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad \text{bzw.} \quad \nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (3.8)$$

bzw. für den ebenen zweidimensionalen Fall zu

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad (3.9)$$

Gl. (3.9) kann erfüllt werden, indem die Geschwindigkeitskomponenten

$$v_x = -\frac{\partial\Psi}{\partial y}, \quad v_y = \frac{\partial\Psi}{\partial x} \quad (3.10)$$

als Gradienten einer (zweimal) stetig differenzierbaren, skalaren Funktion $\Psi(x, y)$ formuliert werden. Ψ wird als Stromfunktion und Linien mit $\Psi(x, y) = \text{konst.}$ als Stromlinien bezeichnet. Eine Stromlinie ist diejenige Kurve in einem Strömungsfeld, die zu einer bestimmten Zeit an jeder Stelle mit der dort vorhandenen Richtung des Geschwindigkeitsvektors $\mathbf{v} = (v_x, v_y)$ übereinstimmt. Aufgrund dieser Eigenschaft können Stromlinien keine Knicke aufweisen und sich nicht schneiden, da ansonsten an diesem Punkt gleichzeitig zwei Geschwindigkeiten auftreten müssten [Truckenbrodt, 1996]. Wird eine Stromröhre betrachtet, die aus (Rand-)Stromlinien besteht, kann über deren Mantelfläche deshalb auch kein Massenstrom in die Stromröhre erfolgen. Der Massenstrom ist somit nur durch die Ein- und Austrittsflächen möglich.

Gl. (3.6) und Gl. (3.10) führen auf die *Cauchy-Riemann*-Gleichungen:

$$\frac{\partial\Phi}{\partial x} = \frac{\partial\Psi}{\partial y} \quad \text{und} \quad \frac{\partial\Phi}{\partial y} = -\frac{\partial\Psi}{\partial x} \quad (3.11)$$

Die *Cauchy-Riemann*-Gleichungen sind die Voraussetzung für die Anwendbarkeit der Potenzialtheorie. Nachstehend wird gezeigt, dass die Potenzialtheorie bei Grundwasserströmungen (Kap. 3.2.4 und Kap. 3.2.5), als auch unter bestimmten Voraussetzungen für Dichteströmungen

gen im P. M. (Kap. 3.4) anwendbar ist. Weiterhin kann mit Hilfe von Gl. (3.11) über das Skalarprodukt $\nabla\Phi \cdot \nabla\Psi$ gezeigt werden, dass Potenzial- und Stromfunktion senkrecht aufeinander stehen. Dies gilt für $\nabla\Phi \cdot \nabla\Psi = 0$:

$$\nabla\Phi \cdot \nabla\Psi = \frac{\partial\Phi}{\partial x} \frac{\partial\Psi}{\partial x} + \frac{\partial\Phi}{\partial y} \frac{\partial\Psi}{\partial y} \stackrel{\text{Gl. (3.11)}}{=} \frac{\partial\Psi}{\partial y} \frac{\partial\Psi}{\partial x} - \frac{\partial\Psi}{\partial x} \frac{\partial\Psi}{\partial y} = \frac{\partial^2\Psi}{\partial x\partial y} - \frac{\partial^2\Psi}{\partial x\partial y} = 0 \quad \text{q.e.d.} \quad (3.12)$$

3.2.4 Darcy-Gesetz – Bewegungsgleichung der Grundwasserströmung

Bereits 1856 führte *Henry Darcy* experimentelle Untersuchungen zur Beschreibung von Grundwasserströmungen durch. Er ermittelte, dass der Durchfluss Q proportional zum angelegten Piezometerhöhengefälle $\Delta h = h_1 - h_2$ über der Länge des Fließweges L ist:

$$Q \propto \frac{\Delta h}{L} \quad (3.13)$$

Die Piezometerhöhendifferenz Δh repräsentiert die Reibungsverluste der Strömung im P. M. zwischen zwei Beobachtungsstellen in Entfernung L . Der Quotient $\Delta h/L$ wird auch als hydraulisches Gefälle I bezeichnet. Die Piezometerhöhe bzw. Standrohrspiegelhöhe oder im Folgenden immer als Druck(linien)höhe h bezeichnet, ist definiert als

$$h = \frac{p}{\rho g} + z = \frac{p}{\gamma} + z \quad (3.14)$$

mit dem Druck p , dem spezifischem Gewicht $\gamma = \rho g$ des Fluids mit Gravitationskonstante g und Dichte ρ . Die Größe z ist die Höhe über einem willkürlich festgelegten Bezugshorizont. Das *Darcy*-Gesetz lautet in allgemeiner vektorieller Form

$$\mathbf{v}_f = -\mathbf{K}_f \nabla h \quad (3.15)$$

mit dem Vektor der Filtergeschwindigkeit⁶ $\mathbf{v}_f = (v_{f,x}, v_{f,y}, v_{f,z})$, dem Tensor der hydraulischen Leitfähigkeit \mathbf{K}_f als Proportionalitätsfaktor und dem hydraulischen Gradient ∇h . Das *Darcy*-Gesetz beschreibt somit den Zusammenhang zwischen Filtergeschwindigkeit \mathbf{v}_f und der Druckhöhe h und ist die Bewegungsgleichung der Grundwasserströmung. An dieser Stelle sei bereits bemerkt, dass die in Gl. (3.8) bzw. Gl. (3.9) enthaltenen Geschwindigkeitskomponenten bei der Grundwasserströmung über die einzelnen Komponenten von Gl. (3.15) definiert werden.

Der Tensor \mathbf{K}_f ist symmetrisch und dessen Elemente abhängig von den Boden- als auch den Fluideigenschaften (s. u.). Bei anisotropem, heterogenem Bodenmaterial ist \mathbf{K}_f im allgemei-

⁶ In der Fachliteratur wird die Filtergeschwindigkeit auch als *Darcy*-Geschwindigkeit q oder spezifischer Durchfluss q bezeichnet. Nachfolgend wird die Bezeichnung Filtergeschwindigkeit \mathbf{v}_f verwendet.

nen dreidimensionalen Fall definiert als

$$\mathbf{K}_f = \begin{pmatrix} k_{f,xx} & k_{f,xy} & k_{f,xz} \\ k_{f,yx} & k_{f,yy} & k_{f,yz} \\ k_{f,zx} & k_{f,zy} & k_{f,zz} \end{pmatrix} \quad (3.16)$$

mit den entsprechenden Komponenten von \mathbf{K}_f in die jeweiligen Koordinatenrichtungen. Kann das Koordinatensystem entlang der Hauptachsen einer Anisotropie ausgerichtet werden, entfallen die gemischten Glieder und nur die Elemente auf der Hauptdiagonalen sind noch von null verschieden. Ebenso kann die Doppelindizierung entfallen. Es ergibt sich \mathbf{K}_f zu:

$$\mathbf{K}_f = \begin{pmatrix} k_{f,x'} & 0 & 0 \\ 0 & k_{f,y'} & 0 \\ 0 & 0 & k_{f,z'} \end{pmatrix} \quad (3.17)$$

Im Folgenden wird angenommen, dass das Koordinatensystem bereits entsprechend ausgerichtet ist, so dass auch die Striche an den Indizes entfallen. Bei isotropen Bodenmaterial ist $k_{f,x} = k_{f,y} = k_{f,z} = k_f(x, y, z)$. Ist der Aquifer homogen, sind die Elemente des Tensors \mathbf{K}_f unabhängig vom Ort und der Tensor \mathbf{K}_f wird zur skalaren Größe $k_f = k_f(x, y, z)$. k_f hat die Dimension einer Geschwindigkeit.

Wie bereits erwähnt, ist die hydraulische Leitfähigkeit k_f auch eine Funktion der Fluideigenschaften:

$$k_f = k_0 \frac{1}{\mu/\rho} g = k_0 \frac{1}{\nu} g \quad (3.18)$$

mit der Permeabilität k_0 , $\mu/\rho = \nu$ der kinematischen Viskosität, welche sich aus der dynamischen Viskosität μ und der Dichte ρ des Fluids ergibt. Eine Veränderung der physikalischen Fluideigenschaften ρ und μ führt daher zu einer Änderung der hydraulischen Leitfähigkeit k_f . Die Permeabilität k_0 ist dagegen alleine vom P. M. abhängig.

Im eindimensionalen Fall schreibt sich Gl. (3.15) wie folgt:

$$v_{f,x} = -k_{f,x} i_x \quad (3.19)$$

Das negative Vorzeichen in Gl. (3.19) definiert die Strömung so, dass diese entlang einer abnehmenden Druckhöhe h verläuft, wobei dann $I_x = (h_1 - h_2)/L = \Delta h/L$ das hydraulische Gefälle ist. Gl. (3.19)⁷ lautet mit Gl. (3.18):

⁷ Im Weiteren entfallen die Richtungsangehenden Indizes in den Gleichungen, sofern nur eine Strömungsrichtung betrachtet wird.

$$v_f = -k_0 \frac{1}{\mu/\rho} gI \quad (3.20)$$

Gl. (3.20) zeigt, dass unterschiedliche Fluide bei konstanter Filtergeschwindigkeit v_f unterschiedliche hydraulische Gefälle I bzw. bei konstantem hydraulischem Gefälle I unterschiedliche Filtergeschwindigkeiten v_f erzeugen.

Für Gl. (3.19) bzw. Gl. (3.20) existieren in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit Gültigkeitsgrenzen, welche über die *Reynolds-Zahl* Re im Bereich von

$$Re_f = \frac{v_f d}{\mu/\rho} \leq Re_{krit} = 1 \div 10 \quad (3.21)$$

definiert werden [Bear, 1972; Schäfer, 1996]. Die Bestimmung von Re ist aufgrund der Struktur des P.M. nicht eindeutig. Näherungsweise kann die in Gl. (3.21) gegebene Definition für Re verwendet werden, bei der d eine repräsentative Länge im P.M. wie z.B. der mittlere Korndurchmesser d_{50} ist. Die *Reynolds-Zahl* Re ist eine Maßzahl für das Verhältnis zwischen Trägheits- und Reibungskräften. Gilt Gl. (3.21) sind die Trägheitskräfte gegenüber den Reibungskräften des Fluids vernachlässigbar. In diesem Bereich kann laminares Fließen bzw. schleichende Strömung vorausgesetzt werden. Oberhalb der Gültigkeitsgrenze liegt turbulente Strömung im P.M. vor. Die lineare Beziehung aus Gl. (3.19) kann nicht mehr verwendet werden. Für diesen Fall existieren Erweiterungen des *Darcy-Gesetzes*, die z.B. in Bear (1972) zu finden sind.

Es ist noch anzumerken, dass die Filtergeschwindigkeit v_f eine mittlere Größe darstellt und die (mittlere) Fließgeschwindigkeit über den betrachteten Gesamtquerschnitt A im P.M. beschreibt. Über die effektive Porosität n_e ist v_f mit der Abstandsgeschwindigkeit v_a verknüpft:

$$v_a = \frac{v_f}{n_e} \quad (3.22)$$

Die Abstandsgeschwindigkeit beschreibt den advektiven Transport eines Stoffes im P.M. Sowohl Filter- als auch Abstandsgeschwindigkeit entsprechen nicht der tatsächlichen Bahngeschwindigkeit v_b eines Teilchens. Diese ergibt sich nur über die zurückgelegte Strecke eines Teilchens zwischen zwei Punkten durch die Porenkanäle. Durch die komplexe Struktur des Porenraumes existiert in diesem Skalenbereich eine Vielzahl von Bahngeschwindigkeiten.

3.2.5 Laplace-Gleichung

Unter bestimmten Vereinfachungen lässt sich die *Navier-Stokes-Gleichung* (NSG)⁸ zur *Laplace-Gleichung* vereinfachen. In vektorieller Form lautet die NSG für ein inkompressibles Fluid:

⁸ Die Herleitung folgt hier Helmig&Class (2004).

$$\underbrace{\mathbf{f}}_1 - \frac{1}{\rho} \underbrace{\nabla p}_2 + \frac{1}{\rho} \underbrace{\mu \nabla^2 \mathbf{v}}_3 = \underbrace{\frac{d\mathbf{v}}{dt}}_4 \quad (3.23)$$

In Gl. (3.23) sind Term 1 die Massenkräfte (z. B. Schwerkraft), Term 2 der Druck auf das Volumenelement, Term 3 die durch die Zähigkeit des Fluids verursachte Reibung und Term 4 die Trägheit des Fluids. Im Fall der Grundwasserströmung ist die Trägheit (Term 4) gegenüber Term 3 vernachlässigbar. Wird für den Vektor der Massenkräfte $\mathbf{f} = \nabla U$ mit dem Potenzial U vorgegeben, dann ergibt sich Gl. (3.23) zu

$$\nabla \left(U - \frac{1}{\rho} p \right) + \frac{\mu}{\rho} \nabla^2 \mathbf{v} = 0 \quad (3.24)$$

Zudem ist die Kontinuitätsgleichung (3.8), $\nabla \cdot \mathbf{v} = 0$, gültig. Mit der Rechenoperation $\nabla \cdot (\nabla^2 \mathbf{v}) = \nabla^2 (\nabla \cdot \mathbf{v}) = 0$ folgt

$$\nabla^2 \left(U - \frac{1}{\rho} p \right) = 0 \quad (3.25)$$

bzw. ergibt sich mit Hilfe der die Strömung beschreibende Potenzialfunktion $\Phi = U - \frac{1}{\rho} p$, die die *Laplace*-Gleichung erfüllt:

$$\nabla^2 \Phi = \Delta \Phi \equiv \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} = 0 \quad \text{mit dem Laplace-Operator } \Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (3.26)$$

Bei der Grundwasserströmung liegt die Schwerkraft als Massenkraft vor

$$\mathbf{f} = (0, 0, -g) = \nabla(-gz) \quad \text{d.h.} \quad U(x, y, z) = -gz \quad (3.27)$$

und mit Division von Gl. (3.26) durch $(-g)$ und der Definition der Druckhöhe h aus Gl. (3.14) ergibt sich, dass die Druckhöhe h die *Laplace*-Gleichung erfüllt:

$$\nabla^2 h = \Delta h \equiv \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 \quad (3.28)$$

Auf anderem Weg ergibt sich durch Einsetzen der *Darcy*-Gleichung (3.15) in die Kontinuitätsgleichung (3.8) und der schrittweisen Vereinfachung mit Hilfe der in Kap. 3.2.4 genannten Eigenschaften des Tensors \mathbf{K}_f :

$$1. \quad \frac{\partial}{\partial x} (k_{f,xx} \partial h / \partial x) + \frac{\partial}{\partial y} (k_{f,yy} \partial h / \partial y) + \frac{\partial}{\partial z} (k_{f,zz} \partial h / \partial z) = 0 \quad \text{anisotrop, heterogen}$$

$$\begin{aligned}
2. \quad & \frac{\partial}{\partial x}(k_f \partial h / \partial x) + \frac{\partial}{\partial y}(k_f \partial h / \partial y) + \frac{\partial}{\partial z}(k_f \partial h / \partial z) = 0 && \text{isotrop, heterogen} \\
3. \quad & k_{f,x} \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + k_{f,y} \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + k_{f,z} \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 && \text{anisotrop, homogen} \\
4. \quad & k_f \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + k_f \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + k_f \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 && \text{isotrop, homogen} \quad (3.29)
\end{aligned}$$

Mit Division des letzten Schrittes durch k_f ergibt sich die bereits in Gl. (3.28) erhaltene und der *Laplace*-Gleichung entsprechende Potenzialgleichung, die ebenfalls die (stationäre) Strömungsgleichung für Grundwasserströmungen ist:

$$\frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 \quad (3.30)$$

Zu beachten ist, dass die Beschreibung der stationären Grundwasserströmung mit Gl. (3.28) bzw. Gl. (3.30) auf der Basis eines realen, reibungsbehafteten Fluids beruht. Dadurch dass die Bewegungsgleichung der Grundwasserströmung unter bestimmten Voraussetzungen die *Laplace*-Gleichung erfüllt, kann das Wissen über die Potenzialströmungen auf die Grundwasserströmung übertragen werden.

Umfangreiche Literatur existiert über die Lösung dieser partiellen Differentialgleichung für die unterschiedlichsten Randbedingungen und Anfangswerte z.B. Bear (1972), Busch et al. (1993). In Luber (1999) wird die Lösung von Schrauf&Pennington (1995) angegeben, welche das Strömungsproblem um einen GZB beschreibt.

3.3 Strömungsfeld um einen GZB als Beispiel einer Potenzialströmung

Das stationäre Strömungsfeld um einen GZB (Abb. 3.4) wird als Zirkulationswalze oder Zirkulationsströmung bezeichnet und ist im homogenen, anisotropen Fall ohne Grundströmung vertikal-rotationssymmetrisch (Abb. 3.4a). In diesem Fall entfällt die y -Koordinate und Gl. (3.29), 3. Schritt beschreibt das Strömungsfeld in Zylinderkoordinaten

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(k_r \frac{\partial h}{\partial r} \right) + \frac{k_r}{r} \frac{\partial h}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.31)$$

mit Radius r und der Koordinate z vom Bezugsniveau aufwärtsgerichtet. Die Zirkulationsströmung kann aufgrund der Symmetrie durch einen vertikalen Schnitt eindeutig und ausreichend beschrieben werden [Stamm, 1997a]. Für die Sanierung einer CKW-Schadstoffquelle sollte die Zirkulationsströmung wegen der in Kap. 2.4.1 genannten Gründe vertikal-aufwärtsgerichtet sein. Erzeugt wird diese durch eine Potenzialdifferenz, welche zwischen zwei durch einen Packer voneinander getrennten, vertikal übereinander liegenden Filtern anliegt. Bei

gleichlangen Filterlängen $a = a_o = a_u$ (oben, unten) stellt sich die Potenzialdifferenz symmetrisch ein [Stamm, 1997a], d. h. die gesamte Potenzialdifferenz Δh_{ges} teilt sich bzgl. der horizontalen Symmetrieachse in $\frac{1}{2}\Delta h_{ges} = \Delta h_o = \Delta h_u$ auf oberen bzw. unteren Filter. Im Kreislaufbetrieb tritt dadurch Grundwasser aus dem Zugabefilter aus und strömt in einer weiträumigen Zirkulation der oberen Verfilterung wieder zu. Ist das Wasser kontaminiert, kann dieses über eine Reinigungsstufe wie z. B. einen Aktivkohlefilter ausreichend gereinigt im Zirkulationsbetrieb durch eine Pumpe erneut über den unteren Zugabefilter dem Aquifer wieder zugeführt werden.

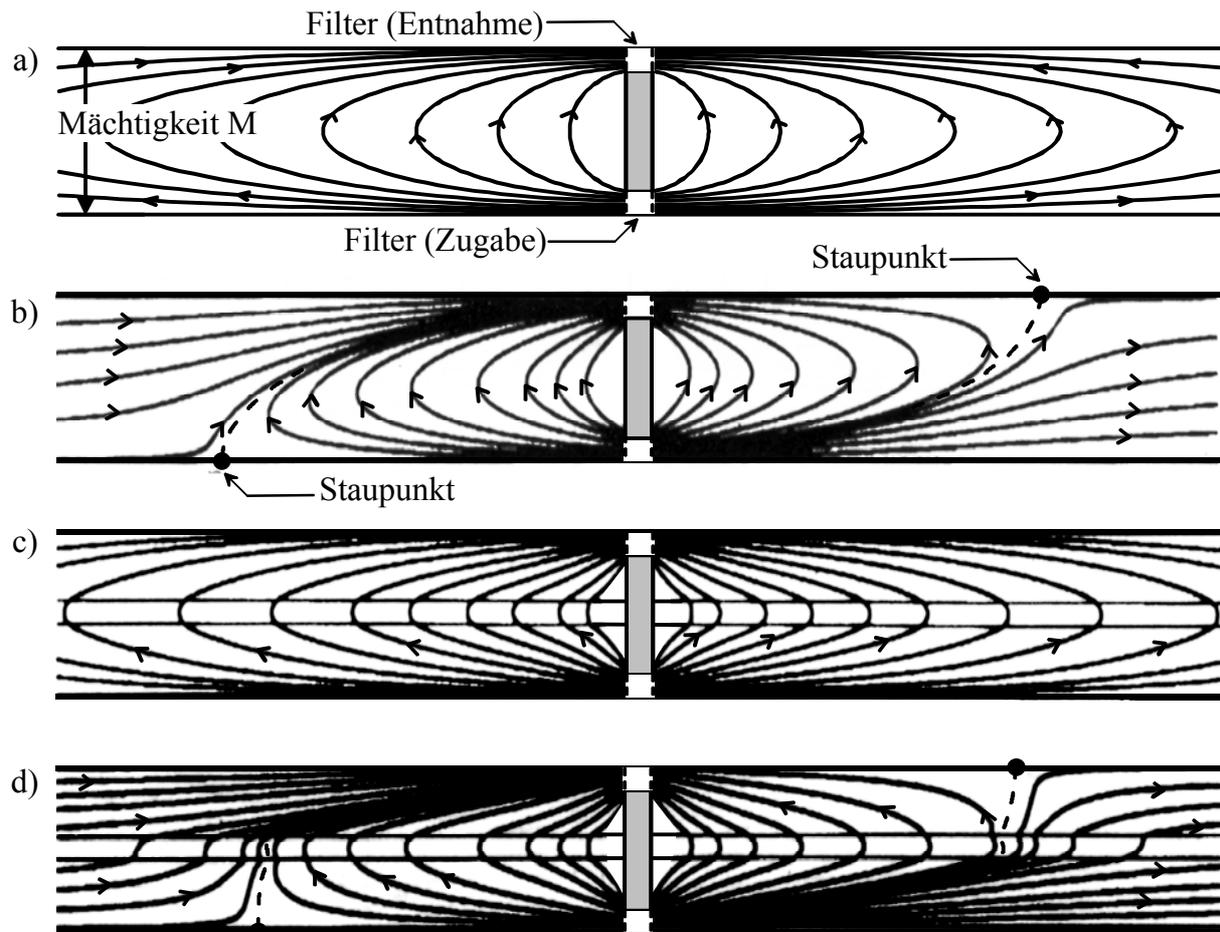


Abb. 3.4: Einflüsse des Aquifers auf das Strömungsfeld eines GZB, ohne Schichtung: a) ohne und b) mit Grundströmung, sowie mit Schichtung: c) ohne und d) mit Grundströmung gemäß Stamm (1997b)

Die Strömung innerhalb der Zirkulationswalze ist im Allgemeinen stark ungleichförmig (d. h. $\partial v / \partial L \neq 0$), da sich die Geschwindigkeit sowohl von Stromlinie zu Stromlinie als auch entlang einer Stromlinie stetig ändert. Ersteres resultiert daraus, dass im hydraulischen Gefälle $I = \Delta h / L$ die Entfernung L (Fließweg) vom inneren zum äußeren Bereich der Zirkulation immer größer wird. Zweites ist Folge des über den Fließweg veränderlichen Fließquerschnitts A zwei benachbarter Stromröhren, da $v_f = Q / A$. Im Fall ohne Grundströmung vergrößert sich A vom Zugabefilter aus bis zur maximalen Größe auf Höhe der horizontalen Symmetrieachse

zwischen den Filtern (Abb. 3.4a). Von dort aus verkleinert sich A wieder bis auf die Größe der Filterfläche an der Entnahme. Am Filter herrschen damit die größten horizontalen und auf Höhe der horizontalen Symmetrieachse die größten vertikalen Fließgeschwindigkeiten. Vom Zugabefilter aus gesehen, nimmt entlang einer Stromlinie die Fließgeschwindigkeit bis zur horizontalen Symmetrieachse zunehmend ab, um von dort aus bis zum Entnahmefilter wieder zuzunehmen. An den Filtern stellt sich daher ein ungleichförmiges Geschwindigkeitsprofil ein (Abb. 3.5).

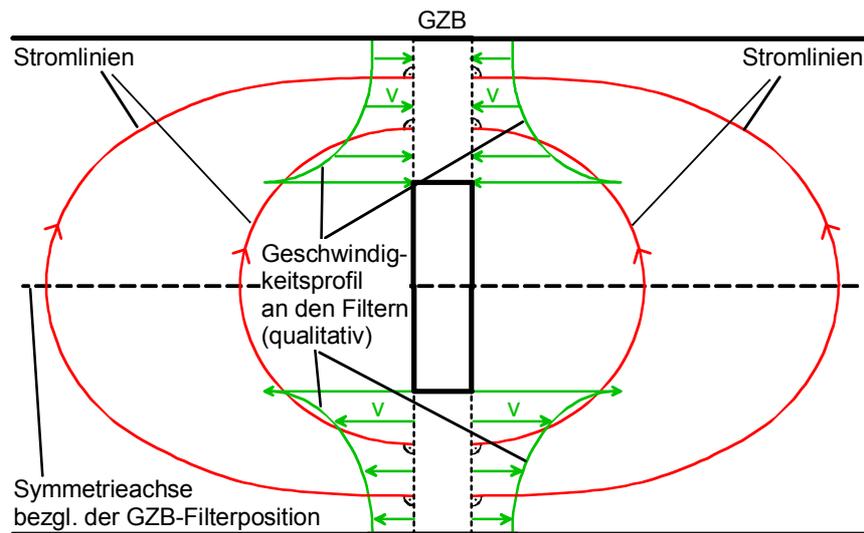


Abb. 3.5: Aufgrund der ungleichförmigen Strömung innerhalb der Zirkulationswalze stellt sich ein ungleichförmiges Geschwindigkeitsprofil an den Filtern des GZB ein

Besteht der Bereich im Brunnen hinter den Filtern aus je einer Kammer, stellen die Filter(-flächen) eines GZB bei fest vorgegebenem, konstantem Durchfluss vereinfacht einen Festpotenzialrand (Dirichlet-Randbedingung) dar, weshalb die Stromlinien senkrecht zur Filterfläche stehen.

Befindet sich der GZB in einem Aquifer mit Grundströmung (Abb. 3.4b und d), fließt von oberstrom (links) kommendes Grundwasser zusätzlich zu dem der Zirkulationswalze zum oberen Entnahmefilter. Damit der Grundwasserstrom erhalten bleibt, muss vom Zugabefilter aus anteilig das zuvor von oberstrom erfasste Wasser nach unterstrom (rechts) abfließen. Der andere Teil speist wieder die Zirkulationswalze. Bei einer zweidimensionalen Zirkulationsströmung erfasst der Entnahmefilter das gesamte von oberstrom kommende Grundwasser bzw. speist der Zugabefilter entsprechend mehr Grundwasser ein. Bei dreidimensionalen Verhältnissen bildet sich ein komplexes Zirkulationssystem aus, das aus einem Zustromkörper (oberstrom), der Zirkulation und einem Abstromkörper (unterstrom) besteht [Stamm, 1997b]. Um einer Schadstoffdrift über den Abstromkörper vorzubeugen, sollte bei einer Sanierung mittels GZB unterstrom eine zusätzliche Brunnenhaltung realisiert werden. Ist keine weitere Brunnenhaltung vorgesehen, muss gewährt sein, dass das Grundwasser ausreichend gereinigt ist, bevor es wieder dem Zugabefilter zugeführt wird.

Die durch die Grundströmung entstehenden Bereiche sind im 2D-Fall durch Trennstromlinien

(Abb. 3.4b und d, gestrichelte Linien) bzw. im 3D-Fall durch Trennstromflächen definiert und begrenzen die Zirkulationswalze in ihrer Ausdehnung. Ein Maß für die Ausdehnung der Zirkulationswalze ist der Abstand von GZB zum Staupunkt (Abb. 3.4b) an dem die Grundwasserfließgeschwindigkeit gleich null ist. Der Staupunktsabstand kann im dreidimensionalen Fall näherungsweise über ein Bemessungsdiagramm [Stamm, 1997b] oder mit Hilfe des Programms REVERZ v1.0a (Beilage in Stamm (1997a)) ermittelt werden. Der Staupunkt ist Teil der zuvor genannten Trennstromlinien. Der Staupunktsabstand selbst kann durch die zirkulierende Wassermenge beeinflusst werden [Stamm, 1997b].

Im Fall ohne Grundströmung dehnt sich die Zirkulationsströmung vom GZB weg in horizontaler Richtung theoretisch unendlich weit aus. Da aber tatsächlich ein genügend großer hydraulischer Gradient I_{krit} vorhanden sein muss, damit ein Fluid im Boden strömen kann [Busch et al., 1993], ist die Zirkulationswalze auch für den in horizontaler Richtung unendlich weit ausgedehnten Aquifer begrenzt. Die hydraulische Reichweite der Zirkulationsströmung kann in diesem Fall alleine durch eine Erhöhung des Brunnendurchflusses gesteigert werden.

Weiterhin bildet sich eine effiziente Zirkulationsströmung (mit maximaler Reichweite) nur aus, wenn die Filter ausreichend gegen Kurzschlussströmungen voneinander getrennt sind. Auch sollte das Verhältnis a/M zwischen Filterlänge a und Aquifermächtigkeit M nicht zu groß gewählt werden. So zeigen die Bemessungsdiagramme zur Dimensionierung eines GZB von Stamm (1997b) bereits einen Einfluss auf die Zirkulationsströmung bei $a/M = 0.4$, der bei größerer Anisotropie zunimmt.

Gering durchlässigere Schichten erhöhen die Reichweite der Zirkulationsströmung (Abb. 3.4c&d). Allerdings kann sich eine Zirkulationsströmung hier nur ausbilden, wenn die Schichtung nicht wasserundurchlässig (ca. $k_f \leq 10^{-9} \text{m/s}$) ist. Ebenso sollten durchgängige Schichten Durchlässigkeitsunterschiede von kleiner ca. $k_{f,\text{gut}}/k_{f,\text{schlecht}} = 10^3$ aufweisen [Scholz, 2000]. Zugabe- und Entnahmefilter des GZB müssen sich deshalb grundsätzlich im gleichen Grundwasserstockwerk befinden. Bei großräumigen Kontaminationen über mehrere Grundwasserstockwerke muss für jedes Stockwerk ein eigener GZB installiert sein [Stamm, 1997b].

Die oben beschriebenen Eigenschaften gelten auch für eine Zirkulationsströmung bei der der untere Filter aufgrund einer großen Mächtigkeit des Aquifers nicht bis zur Aquifersohle (unvollkommene Brunnenausführung) reicht. Im Wesentlichen ändert sich die Form der (aufwärtsgerichteten) Zirkulationsströmung und die davon abhängigen Größen wie z. B. Umlaufzeiten durch die Ausdehnung der Strömung in den tiefer liegenden nicht begrenzten Aquiferbereich.

3.4 Dichteströmung im P. M.

3.4.1 Definition und Annahmen

Die gleichzeitige Strömung von Fluiden unterschiedlicher Dichte wird im Folgenden als Dichteströmung bezeichnet. Bei der gegenseitigen Verdrängung wird zwischen der mischbaren und der nicht mischbaren Verdrängung, gemäß der Mischbarkeit bzw. nicht Mischbarkeit der

Flüssigkeiten, unterschieden. Bei der mischbaren Verdrängung tritt kein Kapillardruck ($p_c = 0$) auf und die Grenzfläche ist als Mischschicht zwischen den Fluiden definiert [Holm, 1986; Wooding, 1964]. Dagegen ist bei der nicht mischbaren Verdrängung durch die Oberflächenspannung zwischen den nicht mischbaren Fluiden ein Kapillardruck vorhanden ($p_c \neq 0$). Es existiert deshalb eine scharfe Grenzfläche. Bei Vernachlässigung der Kapillarkräfte ist die nicht mischbare Verdrängung in der Literatur auch als *Buckley-Leverett* Problem bekannt [Neuweiler et al., 2003].

Dichteströmungen im Bereich der Grundwasserströmung unterscheiden sich im Wesentlichen von den Dichteströmungen in freier Strömung darin, dass die Grundwasserströmung reibungsdominiert ist. Dadurch ist es möglich, dass sich bei einer instabilen Schichtung ein stabiler Strömungszustand im P.M. ausbilden kann, der in einer freien Strömung so per se nicht erzeugbar ist. Zahlreiche Autoren wie z.B. Buès&Aachib (1991), List (1965), Aker et al. (2000), Schincariol&Schwartz (1990&1997), Hilfer&Øren (1996) untersuchten experimentell das Stabilitäts-Problem hinsichtlich der Verdrängung und benutzen zur Charakterisierung unterschiedliche dimensionslose Kennzahlen. Ein hilfreiches Maß für die Stabilität ist die dimensionslose *Gravitations-Zahl* Gr von Hilfer&Øren (1996), die in Kap. 3.4.3 näher behandelt wird.

Eine Dichteströmung lässt sich mit den Mitteln der Potenzialtheorie beschreiben, sofern die Dichte $\rho = \rho(p)$ nur eine Funktion des Drucks ist. Im allgemeinen Fall, in dem $\rho = \rho(p, C, T)$ eine Funktion von Druck p , Konzentration C und der Temperatur T ist, liegt keine Potenzialströmung vor [Bear, 1972], welche sich daher auch nicht potenzialtheoretisch behandeln lässt. Zweckmäßige Tools wie z.B. die Betrachtung einer Strömung mit Hilfe von Stromröhren können dann nicht angewendet werden!

Nach Bear (1972) kann die gleichzeitige Strömung von zwei unterschiedlichen Fluiden im P.M. unabhängig von der Art der Verdrängung als potenzialtheoretisches Problem betrachtet werden, wenn eine Grenzfläche zwischen ihnen angenommen werden kann. Diese Annahme ist möglich, sofern der Übergangsbereich zwischen den mischbaren Fluiden relativ klein z.B. im Vergleich mit der Mächtigkeit des Aquifers ist. Auf der jeweiligen Seite dieser imaginären Grenzfläche ist dann das einzelne homogene Fluid vorhanden, dessen Strömung mit den Gleichungen aus Kap. 3.2 beschrieben werden kann. Beispiele solcher Strömungen finden sich bei der Injektion unterschiedlicher Fluide wie sie z.B. bei der Ölförderung auftreten. Ein wohlbekanntes Strömungsproblem dieser Art stellt auch das Eindringen von salzhaltigem Seewasser (engl. seawater intrusion) in einen küstennahen Aquifer dar [Bear, 1972].

3.4.2 Stabilität einer Grenzschicht

Neben der analytischen Beschreibung der Stabilität einer Grenz- bzw. Mischschicht wie z. B. durch Plate (1974), List (1964), Tan&Homsy (1986&1987), Yortsos (1987)⁹ wird die Strömung generell je nach Anordnung der Fluide als stabil bzw. instabil betrachtet. Im Allgemeinen wird eine Dichteschichtung als stabil bezeichnet, wenn das leichtere über dem schwereren

⁹ Weitere Literaturangaben sind in Jiao (2001) zu finden.

Fluid angeordnet ist. Im umgekehrten Fall handelt es sich um eine instabile Dichteschichtung. Hier werden die Instabilitäten durch Auftrieb erzeugt. Die Viskosität der Fluide wirkt bei der gegenseitigen Verdrängung zusätzlich dämpfend (Stabilisierung) oder verstärkend (Destabilisierung). Ein Maß ist das Mobilitätsverhältnis der dyn. Viskositäten μ_2/μ_1 (Index 1 – verdrängendes, Index 2 – ersetztes Fluid). Ist das Verhältnis < 1 wirkt die Viskosität des Fluids 1 stabilisierend, bei > 1 wirkt sie destabilisierend und ist bei einem Verhältnis gleich 1 ohne Einfluss auf die Strömung. Im ungünstigen Fall lösen die Unterschiede in Dichte bzw. Viskosität eine scharfe Flüssigkeitsfront (Grenzschicht) durch viskoses „Fingering“ auf [s. z. B. Homsy, 1987; Guo&Neale, 1996].

Tab. 3.1 gibt eine Übersicht über die Stabilität einer Grenzschicht zweier Fluide mit $\rho_1 < \rho_2$ in Kombination mit der Wirkung der Viskosität in Abhängigkeit von Strömungsrichtung und Anordnung der Fluide. Für die Fälle 1-8 gilt für die dyn. Viskosität $\mu_1 < \mu_2$, für die Fälle 9-16 $\mu_1 > \mu_2$. Im Fall vertikaler Strömung (Fälle 1-4 und 9-12) stellt Fall 1 eine eindeutig instabile und Fall 2 eine eindeutig stabile Konfiguration dar [Welty&Gelhar, 1991; Jiao, 2001]. Für $\mu_1 > \mu_2$ sind die eindeutigen Fälle Fall 11 und 12. Die Wirkung der Viskosität ist für $\mu_1 > \mu_2$ genau gegensätzlich zu $\mu_1 < \mu_2$. Eine Ausnahme stellt hierbei Fall 16 dar, bei dem die Viskosität ebenfalls destabilisierend wirkt.

Tab. 3.1: Stabilität der Grenzschichten zwischen zwei Fluiden mit den Dichten $\rho_1 < \rho_2$ hinsichtlich ihrer Anordnung und Wirkung der dyn. Viskosität in Abhängigkeit der Strömungsrichtung (d – destabilisierend, s – stabilisierend)

Anordnung/ Strömung	Dichte- schichtung	$\mu_1 < \mu_2$			$\mu_1 > \mu_2$		
		Fälle	Wirkung der Viskosität	Konfigura- tion	Fälle	Wirkung der Viskosität	Konfigura- tion
	instabil	1	d	instabil	9	s	-
	stabil	2	s	stabil	10	d	-
	instabil	3	s	-	11	d	instabil
	stabil	4	d	-	12	s	stabil
	neutral	5	s	stabil	13	d	instabil
	neutral	6	d	instabil	14	s	stabil
	instabil	7	d	instabil	15	s	-
	stabil	8	d	-	16	d	-

Jansen (2001) führt aus, dass das Verhalten der Dichteströmungen auf einen kritisch spezifischen Abfluss zurückgeführt werden kann, bei dessen Überschreitung ein Umschlagen von stabilen zu instabilen Verhältnissen festzustellen ist. Der kritisch spezifische Abfluss soll da-

bei vom Dichteunterschied im Verhältnis zum Viskositätsunterschied abhängen. Allerdings macht Jansen (2001) keine weiteren Angaben zu dieser Problematik. Auch in der Fachliteratur sind keine weiteren Angaben dazu zu finden.

3.4.3 Dimensionslose Kennzahlen

Einen anwendungsfreundlichen Ansatz zur Charakterisierung des Verhaltens einer Dichteströmung im gesättigten P.M. liefern Hilfer&Øren (1996). Sie leiten unter Verwendung der *Navier-Stokes*-Gleichungen (NSG) für die nicht mischbare Verdrängung mit Hilfe ihrer Dimensionsanalyse dimensionslose Kennzahlen her (Tab. 3.2). Der Querbalken zeigt eine über den Fließquerschnitt gemittelte Größe an.

Tab. 3.2: Dimensionslose Kennzahlen unter Verwendung der *Navier-Stokes*-Gleichungen (NSG) für die nicht mischbare Verdrängung hergeleitet (nach Hilfer&Øren, 1996)

Kennzahl	Verhältnis	Definition
Reynold	$\frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{visk. Reibungskraft}}$	$\overline{Re} = \frac{\rho_1 v_f L}{\mu_1}$
Froude	$\sqrt{\frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Gravitationskraft}}}$	$\overline{Fr} = \sqrt{\frac{v_f^2}{gL}}$
Weber	$\frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Kapillarkraft}}$	$\overline{We} = \frac{\rho_1 v_f^2 L}{\sigma}$
Kapillar	$\frac{\text{visk. Reibungskraft}}{\text{Kapillarkraft}}$	$\overline{Ca} = \frac{\mu_1 v_f L}{p_b k_0}$
Gravitation	$\frac{\text{visk. Reibungskraft}}{\text{Gravitationskraft}}$	$\overline{Gr} = \frac{\mu_1 v_f}{\rho_1 g k_0}$

Die Länge L in den Kennzahlen stellt eine charakteristische Länge im P.M. dar. *Weber*- und *Kapillar*-Zahl setzen voraus, dass eine Oberflächenspannung σ zwischen den nicht mischbaren Fluiden existiert, wobei diese in der *Kapillar*-Zahl durch den (mittleren) Eindringdruck \overline{p}_b implizit vorausgesetzt wird. Im vorliegenden Fall sind diese Kennzahlen wegen der fehlenden Oberflächenspannung bzw. dem nicht vorhandenen Eindringdruck der Definition nach gleich ∞ . Anders verhält es sich mit der *Gravitations*-Zahl \overline{Gr} , welche aus einer Kombination aus *Froude*- und *Reynolds*-Zahl gebildet wird. Spielen Dichteunterschiede zwischen den Flüssigkeiten eine Rolle, ergibt sich statt der *Froude*-Zahl \overline{Fr} die densimetrische *Froude*-Zahl \overline{Fr}_d . \overline{Fr}_d stellt das Verhältnis von Trägheitskraft zu Auftriebskraft dar. Die mit \overline{Fr}_d modifizierte *Gravitations*-Zahl \overline{Gr}' stellt dann das Verhältnis von viskosen Reibungskräften zu Auftriebskräften dar:

$$\overline{Gr}' = \frac{\overline{Fr}_d^2}{Re} = \frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Trägheitskraft} / \text{visk. Reibungskraft}} = \frac{\text{visk. Reibungskraft}}{\text{Auftriebskraft}} \quad (3.32)$$

Durch $\overline{Gr}' > 1$ wird demnach der Punkt definiert, an dem in einer Strömung die viskosen Reibungskräfte die Auftriebskräfte dominieren und die Dichteströmung kann theoretisch hinsichtlich des Auftriebs als stabil betrachtet werden. Andererseits kommen bei $\overline{Gr}' < 1$ die in der Strömung vorhandenen Auftriebskräfte zum Tragen, welche die Dichteströmung destabilisieren. Die *Gravitations-Zahl* \overline{Gr} lässt sich mit Gl. (3.18) umschreiben, so dass sich \overline{Gr} mit Gl. (3.19) ergibt zu:

$$\overline{Gr} = \frac{\mu V_f}{\rho g k_0} = \frac{V_f}{k_f} = I \quad (3.33)$$

Analog ergibt sich unter Berücksichtigung der Dichteunterschiede \overline{Gr}' zu:

$$\overline{Gr}' = \frac{\mu_1 V_{f,1}}{\frac{(\rho_2 - \rho_1)}{\rho_2} g \rho_1 k_0} = \frac{V_{f,1}}{k_{f,1} \Delta \rho / \rho_2} = I_1 \frac{\rho_2}{\Delta \rho} \quad (3.34)$$

Gl. (3.33) bzw. Gl. (3.34) lassen vermuten, dass für die betrachtete Strömung ein kritisches Gefälle I_1 existiert, bei dem die viskosen Reibungskräfte die Auftriebskräfte dominieren und so eine auftriebsbehaftete Strömung sowie eine instabile Zwischenschicht bzw. Front stabilisieren können.

Experimente von Färber et al. (2004) oder auch Ochs et al. (2005) stützen diese Vermutung. Sie führten Experimente in einer zweidimensionalen Rinne mit homogenem Bodenmaterial zur Dampf injektion in die gesättigte Bodenzone durch und untersuchten die Ausbreitung der Wärme front (Abb. 3.6).

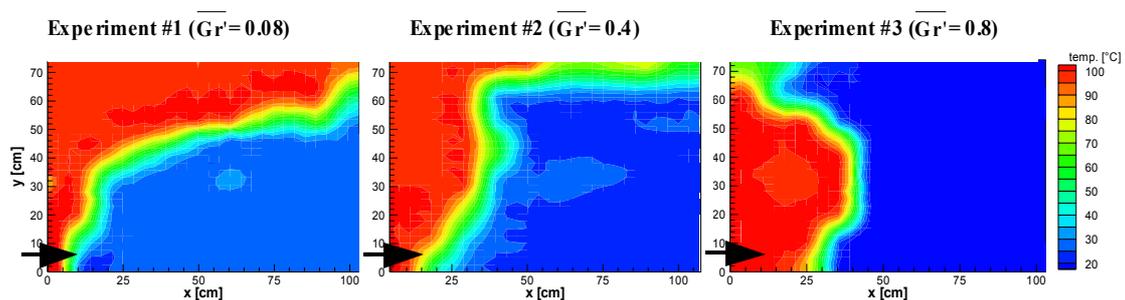


Abb. 3.6: Temperaturverteilung von drei Dampf injektionen mit unterschiedlicher *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}' in einen 2D-Versuchstand bei gesättigten, homogenen Verhältnissen (nach Färber et al., 2004)

Die Definition der *Gravitations-Zahl* folgt der von van Lookeren (1983), der diese speziell für lineare und radiale Dampfströmungen für die Anwendung in der Erdölindustrie herleitete. Die *Gravitations-Zahl* von van Lookeren (1983) stellt physikalisch das gleiche Kräfteverhältnis

dar und bleibt damit vergleichbar mit der von Hilfer&Øren (1996). Färber et al. (2004) wählte zur Variation der *Gravitations-Zahl* Bodenmaterialien unterschiedlicher Durchlässigkeit und unterschiedlicher Dampf injektionsraten aus. Bei den Experimenten wurde, wie in Abb. 3.6 zu sehen, kontinuierlich Dampf links unten (Pfeil) zugegeben und der rechte Rand als Auslauf über konstanten Druck kontrolliert, die übrigen Ränder waren undurchlässig. Experiment#1 ($\overline{Gr}' = 0.08$) in Abb. 3.6 hatte eine Grobsandfüllung mit 10-fach höherer Durchlässigkeit als der Mittelsand in Experiment#2 ($\overline{Gr}' = 0.4$) und Experiment#3 ($\overline{Gr}' = 0.8$). Nach Färber et al. (2004) war der Dampfstrom für das Exp. #2 um den Faktor zwei kleiner als für die Exp. #1 und Exp. #3 mit gleichem Dampfstrom. Das unterschiedliche Ausbreitungsverhalten der Wärmefront bei zunehmender *Gravitations-Zahl* ist gut zu erkennen: Je größer \overline{Gr}' wird, desto ausgeprägter ist die horizontale gegenüber der durch den Auftrieb bedingten, bevorzugt nach oben gerichteten Wärmeausbreitung.

3.4.4 Auftrieb

De Boer&Ehlers (1988) stellen klar, dass im P. M. der unverminderte Auftrieb wirkt. Ein Volumenelement eines Fluids 1 erzeugt in einer Umgebung eines Fluids 2 durch den Dichteunterschied $\Delta\rho = \rho_2 - \rho_1$, je nach Vorzeichen von $\Delta\rho$, eine Beschleunigung in gleicher ($\rho_1 > \rho_2$) oder entgegengesetzter Richtung ($\rho_1 < \rho_2$) der Gravitationskonstante g . Über den Dichteunterschied und einer Referenzdichte ρ_R ergibt sich die wirksame Gravitation g' zu

$$g' = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_R} g = \frac{\Delta\rho}{\rho_R} g \quad \text{mit } \rho_R \in [\rho_1, \rho_2] \quad (3.35)$$

wobei im Fall einer scharfen Grenzfläche die Referenzdichte ρ_R gleich der Dichte des Umgebungsfluids ist (hier: $\rho_R = \rho_2$). Ist $\Delta\rho = 0$ sind Fluid 1 und Fluid 2 identisch und das Volumenelement erfährt keinen Auftrieb. Der Auftrieb wird verursacht durch unterschiedliche hydrostatische Druckgradienten dp/dz mit $dp/dz = -\rho g$ in beiden Fluiden. Im Fall $\rho_1 < \rho_2$ entsteht durch diesen Unterschied eine Strömung in Richtung des Fluids 1, das dadurch aufsteigt. Die Größe der Auftriebskraft F_b pro Volumeneinheit wird mit $F_b = F_b(x, z) = \Delta\rho g$ berechnet [Gebhart et al., 1988]. Der die Auftriebsströmung hervorrufende Auftriebsdruck p_b wird über die Druckdifferenz $\Delta p = p_2 - p_1$, die sich aus dem Vergleich von zwei Fluidschichten gleicher Höhe a mit unterschiedlicher Dichte ergibt (Abb. 3.7a), ermittelt:

$$p_b = \Delta p = p_2 - p_1 = \rho_2 g a - \rho_1 g a = \Delta\rho g a \quad (3.36)$$

Die Auftriebskraft F_b pro Volumeneinheit bzw. der Auftriebsdruck p_b lassen sich explizit in \overline{Gr}' angeben, indem die rechte Seite von Gl. (3.34) mit g und a erweitert und sortiert wird

$$\overline{Gr}' = \frac{\overbrace{v_{f,1} \cdot g \cdot \rho_2}^{F_{g,2}}}{\underbrace{\frac{k_0 \rho_1}{\mu_1} \cdot g \cdot \Delta\rho g}_{F_b}} \cdot \frac{a}{a} = \frac{v_{f,1}}{k_{f,1}} \cdot \frac{\overbrace{F_{g,2} \cdot a}^{p_{g,2}}}{\underbrace{F_b \cdot a}_{p_b}} = I_1 \frac{p_{g,2}}{p_b} \quad (3.37)$$

mit der Gravitationskraft $F_{g,2}$ (pro Volumeneinheit) bzw. dem Gravitationsdruck $p_{g,2}$ des Referenzfluids 2. Daher muss bei einer Vergrößerung des Gravitationsdrucks p_b $\overline{Gr'}$ abnehmen.

Der (maximale) Auftriebsdruck p_b für die Fluidschicht 1 gegenüber dem Fluid 2 ist über den Fußpunkt der Fluidschicht 1 definiert (Abb. 3.7). Wird Gl. (3.36) durch a dividiert, stellt die rechte Seite mit dem Produkt $\Delta\rho g$ wieder die Größe der Auftriebskraft F_b pro Volumeneinheit dar und $\Delta p/a$ das Druckgefälle über die Höhe a . Gl. (3.36) lässt sich auch über die Auftriebsdruckhöhe h_b ausdrücken, indem durch die spezifische Referenzdichte γ_R mit $\gamma_R = \gamma_2 = \rho_2 g$ geteilt wird:

$$h_b = \frac{p_b}{\gamma_2} = \frac{\Delta\rho g a}{\rho_2 g} = \frac{g'}{g} a \quad \text{bzw.} \quad (3.38)$$

$$h_b = \frac{\Delta\rho}{\rho_2} a \quad (3.39)$$

Der Vorteil in der Verwendung der Auftriebsdruckhöhe h_b anstelle des Auftriebsdrucks p_b liegt darin, dass sich h_b auf einfache Art und Weise über Druckhöhendifferenzen versuchs-technisch messen lässt. Wird das Verhältnis nach der ersten Umformung in Gl. (3.38) näher betrachtet, zeigt sich, dass in h_b

$$h_b = \frac{\Delta\rho g}{\rho_2 g} a = \frac{F_b}{F_{g,2}} a \quad (3.40)$$

ebenso wie in $\overline{Gr'}$ die Auftriebskraft F_b und die Gravitationskraft $F_{g,2} = \rho_2 g$ (beide pro Volumeneinheit) enthalten sind. Da F_b aus konstanten Größen gebildet wird, korreliert eine Vergrößerung der Schichthöhe a direkt mit einem Anstieg der Druckhöhe h_b .

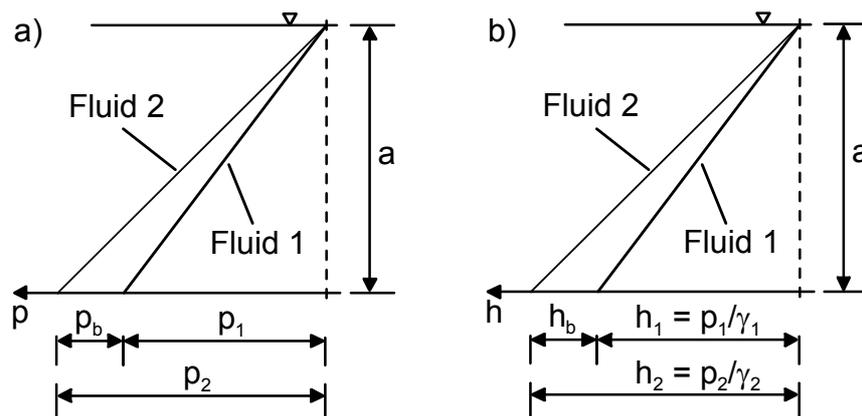


Abb. 3.7: Hydrostatische Druckverteilung von zwei Fluiden mit $\rho_1 < \rho_2$. a) Der Auftriebsdruck p_b lässt sich über b) die Auftriebsdruckhöhe $h_b = p_b/\gamma_2 = a\Delta\rho/\rho_2$ ausdrücken

3.5 Alkoholcocktail- und Wasser-Alkoholcocktailströmung

3.5.1 Annahmen

Strömt ein homogenes, inkompressibles Fluid durch das P.M., gelten alle zuvor genannten Gleichungen. Sie gelten auch für den in der vorliegenden Arbeit für die Sanierung eingesetzten Alkoholcocktail, da dieser ebenfalls ein homogenes, inkompressibles Fluid darstellt. Die reine Alkoholcocktailströmung ist daher eine Potenzialströmung. Bei der gleichzeitigen Strömung von Wasser und Alkoholcocktail gelten die Beziehungen – wie in Kap. 3.4.1 bereits dargestellt – wenn eine abrupte Grenzfläche zwischen den Fluiden angenommen werden kann. Die Betrachtungen zur simultanen Strömung (Kap. 4) basieren auf dieser Annahme. Wasser und Alkoholcocktail dürfen sich dann nicht bzw. nur unwesentlich miteinander mischen, so dass der Übergangsbereich zwischen Wasser bzw. Alkoholcocktail relativ klein gegenüber dem übrigen Strömungsfeld von Wasser bzw. Alkoholcocktail ist. Aufgrund dieser Annahme lässt sich die Strömung des Alkoholcocktails innerhalb einer Stromröhre definieren. Wesentliches Kriterium ist daher die Stabilität der auftretenden Grenzschichten bzw. Strömerröhren, welche mit der *Gravitations*-Zahl beschrieben werden kann (Kap. 3.4.3 und Kap. 4).

3.5.2 Eigenschaften des Alkoholcocktails

Die Strömung eines Fluids im P.M. ist abhängig von seinen physikalischen Eigenschaften, weshalb diese in einer Betrachtung der Strömung berücksichtigt werden müssen. Nachfolgend wird der in den Experimenten verwendete und am IWS entwickelte Alkoholcocktail vorgestellt.

Zusammensetzung

Der verwendete Alkoholcocktail besteht aus den drei Komponenten 2-Propanol (54Vol%), 1-Hexanol (23Vol%) und Wasser (23Vol%). Die Mischungseigenschaften der drei Komponenten sind in einem ternären Phasendiagramm darstellbar (Abb. 3.8). 1-Hexanol ist der lipophile Bestandteil des Alkoholcocktails und besitzt eine hohe Affinität zum Schadstoff PCE. Je höher also der Anteil von 1-Hexanol ist, desto mehr Schadstoff kann aufgenommen werden. Da 1-Hexanol aber nur sehr begrenzt in Wasser löslich ist, wird 2-Propanol als Lösungsvermittler zwischen 1-Hexanol und Wasser benötigt. Ist das Mischungsverhältnis entsprechend, ist der Alkoholcocktail ein einphasiges Gemisch mit drei Komponenten. Im ternären Phasendiagramm finden sich diese Mischungsverhältnisse im Bereich oberhalb der gedachten Linie zwischen den Punkten im Phasendiagramm. Diese Linie wird in der Fachliteratur als binodale Kurve bezeichnet. Unterhalb der binodalen Kurve befindet sich das zweiphasige Gebiet.

Die Auftrennung der drei Komponenten in zwei Phasen geschieht durch zusätzliches Einmischen von ca. 20% Wasser in den Alkoholcocktail (Abb. 3.8), wobei sich das Mischungsverhältnis der Komponenten des Alkoholcocktails dabei in Richtung des grauen Pfeils ändert. Da ein zweiphasiges System hydraulisch nicht kontrollierbar ist, muss dies in den Randbedingungen für eine kontrollierte Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ) Berücksichtigung finden (Kap. 4).

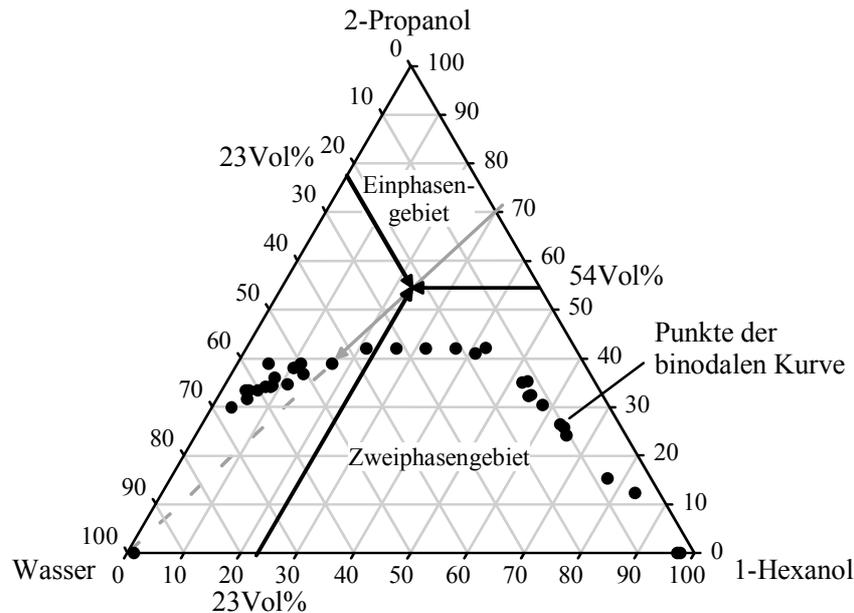


Abb. 3.8: Ternäres Phasendiagramm des verwendeten Alkoholcocktails aus 2-Propanol (54Vol%), 1-Hexanol (23Vol%) und Wasser (23Vol%) bei 20°C (nach Greiner et al., 2002)

Physikalische Eigenschaften

Die physikalischen Eigenschaften des Alkoholcocktails und seiner Komponenten sind in Tab. 3.3 zusammengefasst:

Tab. 3.3: Physikalische Eigenschaften des Alkoholcocktails und der Komponenten (20°C)

Substanz	Dichte ρ [kgm ⁻³]	dyn. Viskosität μ [10 ⁻³ kgm ⁻¹ s ⁻¹]	kin. Viskosität ν [10 ⁻⁶ m ² s ⁻¹]
Wasser	1000	1.0	1.0
2-Propanol*	786	2.2	2.8
1-Hexanol*	820	5.9	7.2
Alkoholcocktail	860	3.6	4.2

* Merck ChemDAT®, 2005

Die Dichte ρ_A des Alkoholcocktails bzw. der Komponenten 2-Propanol und 1-Hexanol ist deutlich kleiner als die Dichte ρ_W des Wassers. Es wirken daher bei gleichzeitiger Strömung von Wasser und Alkoholcocktail Auftriebskräfte. Die dynamische Viskosität μ_A des Alkoholcocktails dagegen ist wesentlich höher. Dichte ρ und dynamische Viskosität μ beeinflussen direkt die Filtergeschwindigkeit v_f (Gl. (3.20)). Deshalb stellt sich gegenüber der Wasserströmung bei der Alkoholcocktailströmung für die gleiche Filtergeschwindigkeit $v_{f,W} = v_{f,A}$ ein höheres hydraulisches Gefälle $I_A = (h_{1,A} - h_{2,A})/L = \Delta h_A/L$ bzw. für den gleichen hydraulischen Gradienten $I_W = I_A$ eine geringere Fließgeschwindigkeit $v_{f,A}$ ein.

3.5.3 Vergleich von Wasser- und Alkoholcocktailströmung

Ersetzt also eine Alkoholcocktailströmung eine Wasserströmung, muss vorgegeben werden, ob das hydraulische Gefälle oder die Filtergeschwindigkeit gleich bleiben soll. Nach Gl. (3.18) ergibt sich zwischen den hydraulischen Leitfähigkeiten $k_{f,A}$ und $k_{f,W}$ die Beziehung:

$$k_{f,A} = \frac{k_0 g}{\frac{\mu_A}{\rho_A}} \frac{\rho_W \mu_W}{\rho_W \mu_W} = \frac{k_0 g}{\frac{\mu_W}{\rho_W}} \frac{\rho_A \mu_W}{\rho_W \mu_A} = \frac{\rho_A \mu_W}{\rho_W \mu_A} k_{f,W} \quad (3.41)$$

Die hydraulische Leitfähigkeit $k_{f,A}$ des Bodens ist danach für den Alkoholcocktail um das Verhältnis der kinematischen Viskositäten ν_W/ν_A geringer ($\nu_W < \nu_A$ mit $\nu = \mu/\rho$). Im Fall gleicher Filtergeschwindigkeit $v_{f,W} = v_{f,A}$ wird Gl. (3.19) für jedes Fluid aufgestellt und gleichgesetzt. Es ergibt sich in direkter Konsequenz aus der Beziehung Gl. (3.41)

$$I_A = \frac{\nu_A}{\nu_W} I_W \quad \text{falls} \quad v_{f,A} = v_{f,W} \quad (3.42)$$

bei der Alkoholcocktailströmung ein um das Verhältnis ν_A/ν_W höheres hydraulisches Gefälle. Soll das hydraulische Gefälle erhalten bleiben, wird Gl. (3.19) nach I aufgelöst und dann gleichgesetzt. Unter Berücksichtigung von Gl. (3.41) ergibt sich

$$v_{f,A} = \frac{\nu_W}{\nu_A} v_{f,W} \quad \text{falls} \quad I_A = I_W \quad (3.43)$$

bei der Alkoholcocktailströmung eine um das Verhältnis ν_W/ν_A geringere Filtergeschwindigkeit bzw. muss der Volumenstrom $Q_A = v_{f,A} \cdot A$ des Alkoholcocktails über die Fläche A gegenüber dem des Wassers $Q_W = v_{f,W} \cdot A$ um diesen Faktor verringert werden.

Existiert aber wie im geschichteten Fall von Alkoholcocktail und Wasser eine Grenzschicht, gilt entlang der Grenzschicht nur Druckgleichgewicht $p_A = p_W$, wenn entlang der Grenzschicht von beiden Seiten her das Druckgefälle $\Delta p_A/L = \Delta p_W/L$ mit $\Delta p = p_2 - p_1$ über die betrachtete Länge L zwischen zwei Querschnitten identisch ist (Abb. 3.9). Strömen die Schichten, muss für das Druckgleichgewicht an einem der beiden Querschnitte an der Grenzfläche $p_{2,A} = p_{2,W}$ bzw. $p_{1,A} = p_{1,W}$ gelten. Dies ist, wie in Kap. 4, Kap. 5 und Kap. 6 zusammen noch gezeigt wird, eine wesentliche Voraussetzung für eine horizontale Strömung von Alkoholcocktail und Wasser. Zunächst muss dafür Gl. (3.19) in der Form

$$v_f = k_f \frac{\Delta p}{\gamma L} \Leftrightarrow \frac{\Delta p}{L} = \frac{\gamma}{k_f} v_f \quad (3.44)$$

für jedes Fluid aufgestellt und gleichgesetzt werden. Für die Filtergeschwindigkeiten gilt dann, unter Berücksichtigung von Gl. (3.41)

$$v_{f,A} = \frac{\mu_W}{\mu_A} v_{f,W} \quad \text{falls} \quad \frac{\Delta p_A}{L} = \frac{\Delta p_W}{L} \quad (3.45)$$

von Alkoholcocktail und Wasser eine um das Verhältnis μ_W/μ_A geringere Filtergeschwindigkeit. In Gl. (3.44) stellt der Quotient $\Delta p/L$ auch die Reibungskraft $F_\mu = v_f \mu/k_0$ pro Volumeneinheit dar, welche durch die Strömung des Fluids im P.M. entsteht. Dies ergibt sich durch Einsetzen der Definitionen von k_f (Gl. (3.18)) und von γ mit $\gamma = \rho g$.

Gl. (3.43) zeigt, dass der Volumenstrom des Alkoholcocktails unter der Vorgabe von $I_A = I_W$ kleiner ist als der Volumenstrom bei gleichem Druckgefälle $\Delta p_A/L = \Delta p_W/L$ (Gl. (3.45)). Für den Fall $I_A = I_W$ ergibt sich damit auch, dass das Druckgefälle entlang L auf der Seite des Alkoholcocktails geringer ist als auf der Seite des Wassers. Dieser Punkt wird in Kap. 4.3 nochmals aufgegriffen und dort näher betrachtet.

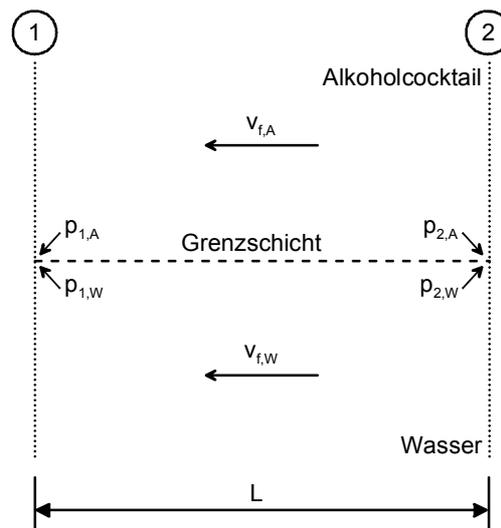


Abb. 3.9: Druckgleichgewicht herrscht entlang einer Grenzschicht zwischen Alkoholcocktail und Wasser, wenn das Druckgefälle $\Delta p_A/L = \Delta p_W/L$ auf beiden Seiten der Grenzschicht gleich ist und an einer Seite für die Drücke $p_{2,A} = p_{2,W}$ bzw. $p_{1,A} = p_{1,W}$ gilt

3.5.4 Grenzflächenspannung

Bei der Alkoholspülung geht das Dreikomponentensystem aus Abb. 3.8 im Kontakt mit einem Schadstoff in ein Vierkomponentensystem über. Dies hat jedoch nur geringen Einfluss auf die Strömung. Vielmehr ist die vertikal-aufwärtsgerichtete Filtergeschwindigkeit von großer Bedeutung, da beim gegenseitigen Kontakt zwischen Alkoholcocktail und Schadstoff die Grenzflächenspannung gegen null geht. Exemplarisch ist dieser Zusammenhang für die Grenzflächenspannung zwischen PCE und eines 2-Propanol-Wassergemischs in Abhängigkeit des 2-Propanolanteils in Abb. 3.10 dargestellt. Die Grenzflächenspannung wird sicherlich dadurch

noch weiter reduziert, da der reine Alkoholcocktail aus 77% Alkoholvolumenanteilen besteht.

Durch die Reduzierung der Grenzflächenspannung wird eine durch die Gravitationskraft verursachte Abwärtsbewegung des Schadstoffs in Phase hervorgerufen. Im gesamten Bereich der Kontamination muss deshalb die vertikal-aufwärtsgerichtete Filtergeschwindigkeit über der nach Corey (1994) beschriebenen vertikalen kritischen Strömungsgeschwindigkeit liegen. Nachfolgend wird diese als kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ bezeichnet, die nach Greiner (2002) als die minimale, vertikal-aufwärtsgerichtete Geschwindigkeit definiert wird, die notwendig ist, um ein Absinken des Schadstoffs mit einer größeren Dichte als Wasser zu verhindern.

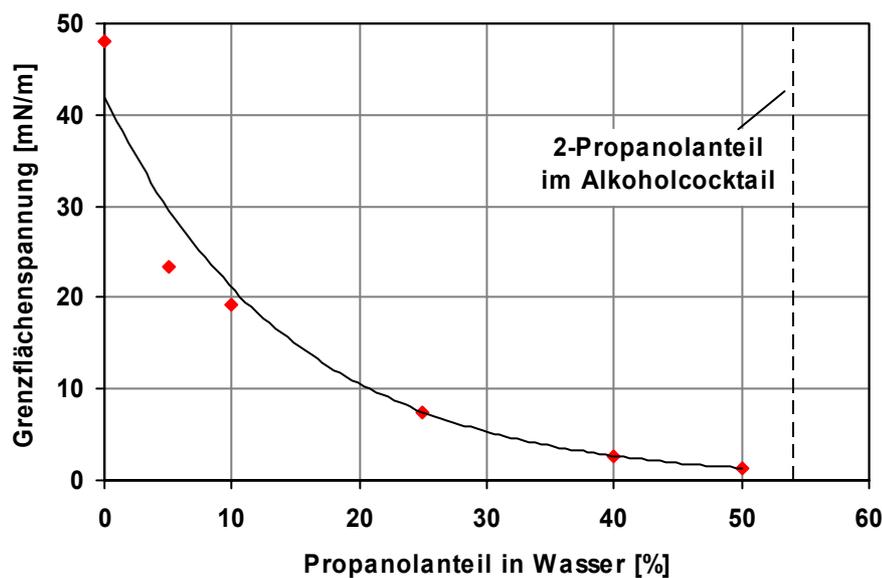


Abb. 3.10: Änderung der Grenzflächenspannung zwischen PCE und eines 2-Propanol-Wassergemischs bei steigendem 2-Propanolgehalt (nach Greiner et al., 2004)

Die durchgezogenen Stromlinien, welche durch die hydraulischen Trennungen in den beiden Filterbereichen vorgegeben werden, unterteilen die GZB-Zirkulation in die drei Zirkulationsbereiche innen, mittig und außen. Strömt in einem der Bereiche Alkoholcocktail, stellen die durchgezogenen Stromlinien abhängig vom betroffenen Bereich Trennstromlinien dar.

4.1.2 Definition eines Referenzzustands

Als **Referenzzustand** wird eine **reine Wasserzirkulation** (W-Zirkulation) definiert, die folgende Randbedingungen aufweist:

- 1) **Festpotenzialrand** (Dirichlet-Randbedingung) **am Entnahmefilter** als Strömungskontrolle (z. B. Überlaufbehälter)
- 2) **Flussrandbedingung** (Neumann-Randbedingung) **an der Zugabe**, wobei die Durchflüsse für die jeweiligen Zirkulationsbereiche so vorgegeben sind, dass ebenfalls über den gesamten Zugabefilter die konstante Druckhöhe $h = \text{konst.}$ herrscht

Durch die Vorgabe dieser Randbedingungen stehen die Stromlinien senkrecht zu den Filterflächen und es liegt eine horizontale Strömung mit ungleichförmigem Geschwindigkeitsprofil an den Filtern vor (s. Kap. 3.3). Die vorliegende Strömung vereinfacht sich damit an den Filtern zu einem eindimensionalen Strömungsproblem. Zudem wird angenommen, dass die Strömungsgeschwindigkeiten nahe dem Filter und auch in den Brunnenkammern so klein sind, dass an den Filtern hydrostatische Verhältnisse betrachtet werden können (Kap. 4.4). Diese Annahmen sind auch bei den durchgeführten Experimenten gerechtfertigt. Die Fließgeschwindigkeiten v_K in den Brunnenkammern lagen in der Größenordnung von 10^{-3} m/s und auch nahe des Brunnens betragen die *Reynolds*-Zahlen nach der Definition von Gl. (3.21) immer $Re_f < 5$, so dass schleichende Strömung auch in Brunnennähe vorausgesetzt werden konnte.

Zusätzlich soll die Zirkulationsströmung stark genug sein, dass die erforderliche kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ im Bereich des Schadensherds (Abb. 4.1) eingehalten wird, um im Fall einer Sanierung bei der Zugabe des Alkoholcocktails ein unkontrolliertes Absinken des Schadstoffs PCE ($\rho_{PCE} > \rho_W, \rho_A$) zu verhindern.

An dieser Stelle sei nochmals darauf hingewiesen, dass durch die oben definierte Randbedingung 1 die Strömungskontrolle der Zirkulation am Entnahmefilter liegt. Werden zudem konstante Durchflüsse am Zugabefilter vorgegeben, müssen sich aufgrund des *Darcy*-Gesetzes bei einer Änderung der Randbedingung am Entnahmefilter die Druckverhältnisse am Zugabefilter verändern. Da bei der WAZ gleichzeitig Wasser und Alkoholcocktail strömen, ist mit zwei Veränderungen der Druckverhältnisse unterschiedlicher Herkunft am Zugabefilter zu rechnen: Erstens hervorgerufen durch die Änderung der hydraulischen Leitfähigkeit k_f aufgrund der anderen physikalischen Eigenschaften des Alkoholcocktails an der Stelle des Wassers (Kap. 4.2.2) und zweitens durch die Entnahme des Alkoholcocktails mit geringerer Dichte (Kap. 4.4.1 und Kap. 4.4.3).

Weiterhin sind die Durchflüsse der Referenzzirkulation aufgrund der Randbedingungen auch vertikal-symmetrisch, d. h. über jeden Teilbereich des Zugabefilters fließt der gleiche Volumenstrom wie über den zugehörigen (gleichgroßen) Teilbereich des Entnahmefilters. Für die unterschiedlichen Durchflüsse am unteren Zugabefilter (Index u) und oberen Entnahmefilter (Index o) der unterschiedlichen Zirkulationsbereiche außen, mittig und innen (Indizes a, m, i) gelten daher in diesem theoretischen Fall folgende Beziehungen $Q_{u,a} = Q_{o,a}$, $Q_{u,m} = Q_{o,m}$, $Q_{u,i} = Q_{o,i}$ (Abb. 4.1).

4.1.3 Eigenschaften der Verdrängung und Kontrollierbarkeit des Strömungsfelds

Der in Kap. 3.5.2 vorgestellte und in den Experimenten verwendete Alkoholcocktail ist mit Wasser mischbar. Bei der kontrollierten WAZ handelt es sich also um die mischbare Verdrängung. Insbesondere sollte bei der kontrollierten WAZ der Alkoholcocktail das Wasser verdrängen, da sich bei diesem Verdrängungsprozess das Einmischen von Grundwasser in den Alkoholcocktail bzw. seine Entmischung durch selbiges minimieren lässt, wodurch auch die volle Wirksamkeit gegenüber dem Schadstoff erhalten bleibt.

Das Strömungsfeld der simultanen WAZ lässt sich ausschließlich über die an den Filtern anliegenden Randbedingungen kontrollieren. Die hydraulische Kontrolle liegt dabei, wie noch gezeigt wird (Kap. 4.3 und Kap. 4.4), in der Beherrschung der Drücke an der Zugabeeinheit des GZB, welche über die entsprechende Durchflusssteuerung des Wassers und des Alkoholcocktails am Zugabefilter realisiert werden.

4.1.4 Anmerkungen zur Positionierung des GZB bzgl. der Lage des Schadstoffherds

Aufgrund der hydraulischen Eigenschaften der Zirkulationsströmung um den GZB (s. Kap. 3.3), ist die günstigste Lage des Schadstoffherds oberhalb der horizontalen Symmetrieachse der Zirkulation. Hier liegen der größte mit Alkoholcocktail vertikal durchströmte Querschnitt, sowie die größten vertikal-aufwärtsgerichteten Strömungsgeschwindigkeiten vor ($v_f > v_{f,krit}$). Mit der vertikal-aufwärtsgerichteten Strömung und der Anströmung des Schadensherds von unten ist eine erhöhte Sicherheit gegen eventuell mobilisiertes, absinkendes PCE gegeben: In diesem Fall müsste das PCE entgegen der Alkoholcocktailströmung absinken (s. Kap. 2.4.1), welches dann durch den nachströmenden Alkoholcocktail weiterhin aufgenommen werden kann. Ein seitliches Anströmen eines Schadstoffherds, bei dem nachströmender Alkoholcocktail abwärts mobilisierten Schadstoff nicht aufnehmen kann, ist zu vermeiden. In der Praxis sollte daher versucht werden, den GZB mit seinen Filtern dahin gehend auszurichten. Dies setzt natürlich eine gute Kenntnis der Schadstoffverteilung im Boden voraus, die oft nicht gegeben ist.

Grundsätzlich spielt die Entfernung des GZB vom Schadstoff eine wichtige Rolle, da die kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ bei der Sanierung von DNAPL einzuhalten ist. So steigen die notwendigen Volumina aufgrund der Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb der Zirkulationswalze an, je entfernter der GZB vom Schadstoff platziert wird. Somit können mit einer

günstigen Anordnung des GZB zum Schadstoffherd auch die bei einer Sanierung zum Einsatz kommenden Volumina des Alkoholcocktails entsprechend verringert werden. Dies wirkt sich dann natürlich auch positiv auf die Kosten der Sanierungstechnologie aus.

4.2 Charakterisierung von Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulationen (WAZ)

4.2.1 Grundkonfigurationen

In diesem Abschnitt werden unterschiedliche WAZ im stationären Zustand ohne Grundströmung betrachtet, die durch unterschiedliche Injektion des Alkoholcocktails über den Zugabefilter des GZB erzeugt werden. Es werden folgende fünf Grundkonfigurationen definiert und vorgestellt:

- 1) reine W-Zirkulation, Referenzzustand aus Kap. 4.1.2, Abb. 4.1
- 2) reine Alkoholcocktailzirkulation (A-Zirkulation, Abb. 4.2a)
- 3) W-Zirkulation mit innenliegender A-Zirkulation (Abb. 4.2b)
- 4) A-Zirkulation mit innenliegender W-Zirkulation (Abb. 4.2c)
- 5) A-Zirkulation mit innen- und außenliegender W-Zirkulation (Injektion des Alkoholcocktails in eine Stromröhre der GZB-Zirkulation, Abb. 4.2d)

Der Referenzzustand der reinen W-Zirkulation wurde bereits in Kap. 4.1.2 vorgestellt. Im Gegensatz dazu zeigt Abb. 4.2a die reine A-Zirkulation. Der GZB ist aber naturgemäß in einem wasserführenden Aquifer installiert. Dadurch wäre immer ein äußerer Bereich mit Wasser vorhanden. Unter der Annahme, dass im äußeren Bereich kein Wasser strömt, zeigt diese Situation Konfiguration 3 (Abb. 4.2b). Konfiguration 2 wäre jedoch denkbar in einem zum wasserführenden Aquifer durch Trennwände abgegrenzten Bereich, in dem das darin enthaltene Wasser durch Alkoholcocktail ausgetauscht wird. Dies ist aber zum einen eine sehr unwirtschaftliche und zum anderen auch eine nur schwer zu realisierende Variante der A-Zirkulation. Daher stellt Konfiguration 2 nur eine theoretische Möglichkeit dar.

Ähnlich ist dies bei Konfiguration 4, der A-Zirkulation mit innenliegender W-Zirkulation (Abb. 4.2c). Dabei ist es zunächst unerheblich, in welchem Bereich sich der Schadstoffherd befindet. Grundsätzlich stellen ökonomische Gründe auf Basis der hydraulischen Eigenschaften der Zirkulationswalze die Injektion des Alkoholcocktails in den äußersten Bereich in Frage (s. Kap. 4.1.4). Die Lage des Schadstoffherds innerhalb der innenliegenden W-Zirkulation wäre ökonomisch und ökologisch nicht besonders sinnvoll. Um die Vorteile der Sanierungslösung überhaupt nutzen zu können, ist es offensichtlich, dass der Schadstoffherd innerhalb der A-Zirkulation liegen muss. Liegt der Schadstoffherd innerhalb der A-Zirkulation¹⁰, zeigt Konfiguration 4 gegenüber Konfiguration 2 noch einen anderen Aspekt auf, der zur (wesentlichen) Reduzierung der zum Einsatz kommenden Mengen des Alkoholcocktails und damit auch zur Kostensenkung des Verfahrens beiträgt. Im Vergleich sind die Strömungsgeschwindigkeiten im innenliegenden Bereich gegenüber dem äußeren Bereich wesentlich höher, d. h.

¹⁰ Immer unter der Annahme, dass die kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ eingehalten wird.

es strömt pro Zeiteinheit im innenliegenden Bereich mehr und dazu noch ungenutzter Alkoholcocktail als im äußeren Bereich (Abb. 4.2a). Der für die Sanierung ungenutzte Alkoholcocktail kann aber, wie Konfiguration 4 zeigt, unter bestimmten hydraulischen Bedingungen (Kap. 4.4 ff) durch Wasser ersetzt werden.

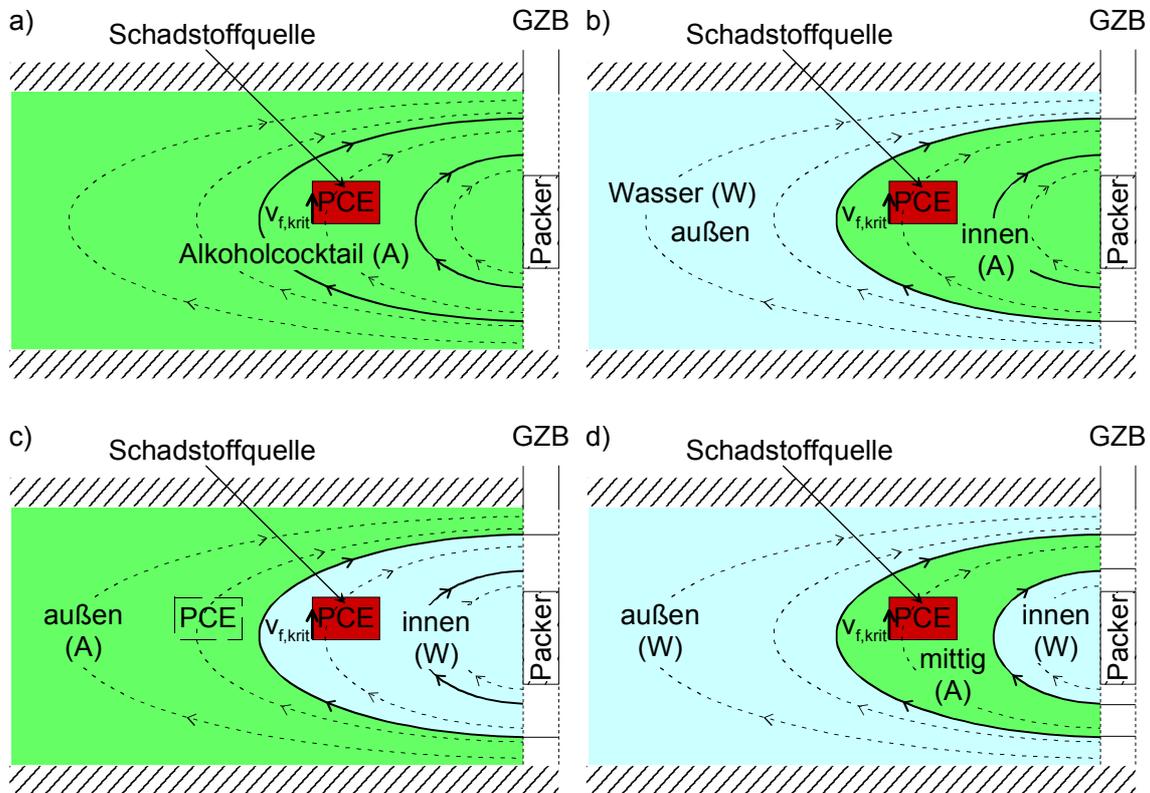


Abb. 4.2: Unterschiedliche Injektionen des Alkoholcocktails und/oder des Wassers am Zugabefilter: a) reine A-Zirkulation, b) W-Zirkulation mit innenliegender A-Zirkulation, c) A-Zirkulation mit innenliegender W-Zirkulation, d) A-Zirkulation mit innen- und außenliegender W-Zirkulation

In beiden Fällen von Konfiguration 3 und 5 (Abb. 4.2b und d) ist der Alkoholcocktail zusätzlich durch eine außenliegende W-Zirkulation zum äußeren Aquiferbereich abgegrenzt. Es wird so gewährleistet, dass kein Alkoholcocktail in den umliegenden Aquifer gelangt. Für Konfiguration 3 (Abb. 4.2b), der W-Zirkulation mit innenliegender A-Zirkulation gilt für die benötigten Alkoholcocktailmengen gleiches wie im vorangegangenen Abschnitt. Konfiguration 5 (Abb. 4.2d) ergibt sich dann durch die Kombination von Konfiguration 3 mit 4 und ist gleichbedeutend mit der Injektion des Alkoholcocktails in eine Stromröhre der GZB-Zirkulation. Konfiguration 3 und 5 stellen mögliche Anwendungsfälle dar, die in den folgenden Abschnitten betrachtet werden.

Die Eigenschaften von Konfiguration 3 und 5 gehen durch eine Grundströmung nicht verloren, da diese sich mit der außenliegenden W-Zirkulation vereinigt. Durch sie wird die Zirkulationswalze deformiert und deren Reichweite durch die dann vorhandenen Staupunkte begrenzt (s. Abb. 3.4b und d).

4.2.2 Zeitliche Entwicklung der Alkoholcocktail-Zirkulation

Abb. 4.2 zeigt die Zirkulation im stationären Zustand. Tatsächlich wird dieser Zustand erst nach einiger Zeit erreicht, da der Alkoholcocktail von der Zugabe zur Entnahme strömen muss. Beim Durchbruch des Alkoholcocktails in die Entnahme ergeben sich Änderungen in der Druckverteilung am Zugabefilter (Kap. 4.2.3 & 4.4), welche Konsequenzen für die kontrollierte Steuerung der Zirkulation haben. Solange der Alkoholcocktail den Entnahmefilter nicht erreicht hat, ist die A-Zirkulation von den Druckverhältnissen an der Entnahme unbeeinflusst, da diese dort durch die Vorgabe des Festpotenzials konstant bleiben. Die Zirkulation in diesem Zustand wird im Weiteren als **unvollständige Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (U-WAZ)** bezeichnet (Abb. 4.3), und es reicht aus die Druckverteilung am Zugabefilter zu betrachten (Kap. 4.4.2). Ist die Situation wie in Abb. 4.2 dargestellt, wird der Zustand der Zirkulation als **vollständige Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (V-WAZ)** bezeichnet.

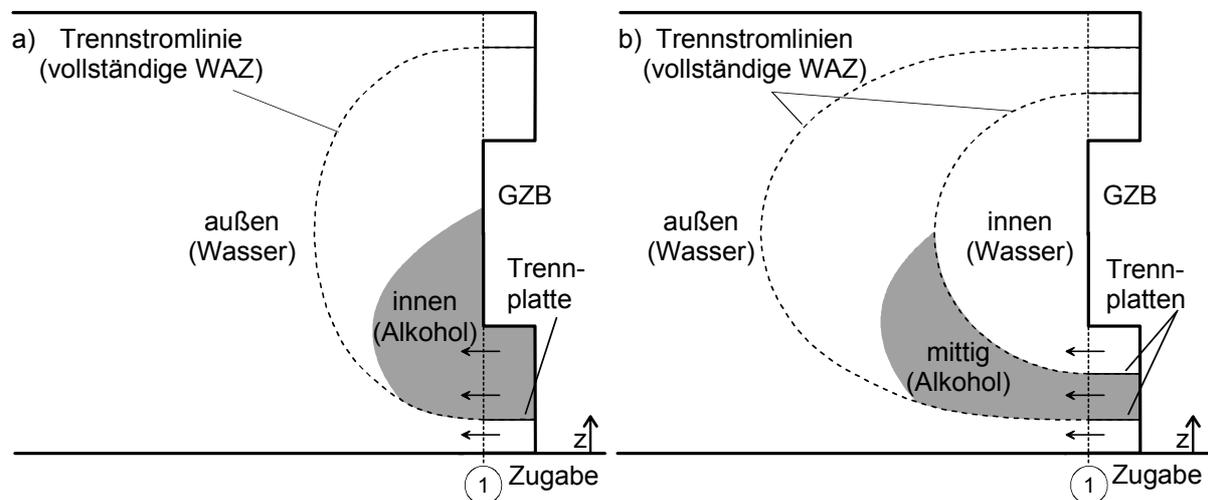


Abb. 4.3: Unvollständige WAZ a) für Grundkonfiguration 3 und b) für Grundkonfiguration 5 (schematisch) mit gestrichelten Trennstromlinien der vollständigen WAZ

4.2.3 Einfluss des Auftriebs

Ein noch nicht betrachteter Aspekt ist der Auftrieb den der leichtere Alkoholcocktail durch die Injektion in die Umgebung des schwereren Wassers erfährt. Die Größe der Auftriebskraft pro Volumeneinheit ist insbesondere direkt am Filter abhängig vom Systemzustand (unvollständig, vollständig) und der zeitlichen Entwicklung der unvollständigen Zirkulation (Abb. 4.4).

Bei der U-WAZ stellt sich die Situation immer so dar, dass der leichtere Alkoholcocktail in die Umgebung des (schwereren) Wassers injiziert wird. Bei Grundkonfiguration 3 (Abb. 4.2b und Abb. 4.3a) ändern sich die Druckverhältnisse im Schnitt direkt links der Wandung des GZB (Querschnitt 2) für verschiedene Zeitpunkte stetig, da sich die Höhe h der Alkoholcocktailschicht dort stetig vergrößert (Abb. 4.4a). Die Höhe h korreliert mit der Auftriebsdruckhöhe h_b (Kap. 3.4.4) und diese mit dem Auftriebsdruck p_b oder auch der Auftriebskraft F_b pro Volumeneinheit, die sich damit auch stetig vergrößert. Der Auftriebsdruck p_b ruft nach

Kap. 3.4.4 die (Auftriebs-)Strömung hervor. Vergrößert sich p_b , wird auch die daraus resultierende aufwärtsgerichtete Strömung stärker. Die stetige Änderung von h im Querschnitt 2 in Abb. 4.4a erzeugt damit auch eine stetige Änderung der Druckverhältnisse im Schnitt direkt rechts der Filterwand innerhalb der Kammern (Querschnitt 1). Dadurch ändern sich ebenfalls die in den jeweiligen Kammern anliegenden Durchflüsse kontinuierlich. Ebenso ist p_b bzw. F_b in der *Gravitations-Zahl* enthalten. Die Auswirkungen eines Anstiegs dieser Größen beschrieben durch die *Gravitations-Zahl* wird im folgenden Kap. 4.3 behandelt.

Im Fall der Grundkonfiguration 5 dagegen bleiben die Druckverhältnisse am Querschnitt 2 konstant, da die Höhe h der Alkoholschicht durch die innenliegende W-Zirkulation konstant bleibt (Abb. 4.4b). Damit ändern sich auch nicht die Druckverhältnisse an Querschnitt 1 und auch nicht die Durchflüsse in den Kammern. Dies ist der entscheidende hydraulische Vorteil gegenüber Grundkonfiguration 3. Auch wird durch die innenliegende W-Zirkulation das notwendige Alkoholcocktailvolumen erheblich reduziert. Deshalb wurde die Grundkonfiguration 5 als die günstigste Art der Anwendung der zu untersuchenden Sanierungstechnologie gewählt, in den Experimenten verwirklicht (Kap. 5) und diese in den weiteren Abschnitten verfolgt.

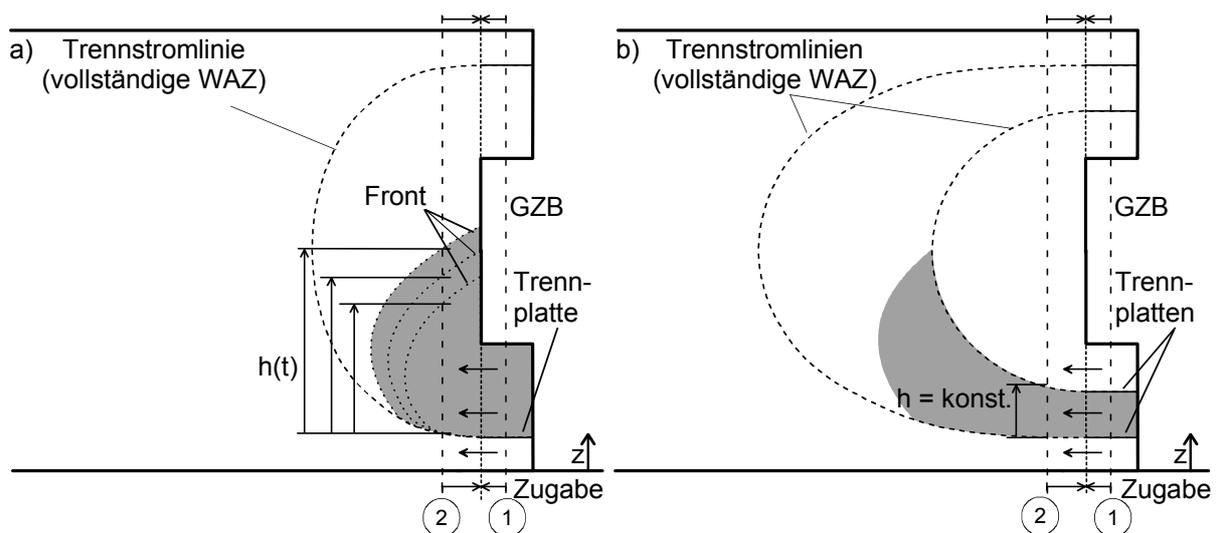


Abb. 4.4: Die Druckverhältnisse ändern sich a) bei Grundkonfiguration 3 am Querschnitt 2 bei fortschreitender Front stetig, wogegen diese b) bei Grundkonfiguration 5 durch die konstante Injektionshöhe des Alkoholcocktails unverändert bleiben

Geht die unvollständige WAZ in eine vollständige über, muss bei Grundkonfiguration 5 aufgrund der Zweidimensionalität die innenliegende W-Zirkulation von der außenliegenden als entkoppelt betrachtet werden. In diesem Fall erfährt die innenliegende W-Zirkulation negativen Auftrieb (Abtrieb), da nun ebenfalls schwereres Wasser in die Umgebung des leichteren Alkoholcocktails injiziert wird. Dadurch ergibt sich eine Druckänderung an der Zugabe, weshalb in diesem Fall das gesamte System betrachtet werden muss. Dieser Effekt wird noch eingehender im Kap. 4.4.3 und Kap. 4.4.5 behandelt und ist nur auf die Zweidimensionalität der Zirkulation zurückzuführen. Er tritt bei der 3D-Zirkulation nur beim theoretisch denkbaren Fall der Injektion über den vollen Umfang des Zugabefilters (360°) auf. Dieser Fall wird je-

doch durch die dazu großen Mengen an benötigtem Alkoholcocktail sehr unwirtschaftlich sein, d. h. im Normalfall wird Alkoholcocktail gezielt in einen Segment der Zirkulation injiziert werden (s. Kap. 4.6), bei dem o. g. Effekt dann nicht auftreten wird. Bei der 3D-Anwendung wird folglich die innenliegende W-Zirkulation immer mit den umliegenden wasserzirkulierenden Bereichen gekoppelt sein. Deshalb erfährt im 3D-Fall auch nur der Alkoholcocktail Auftrieb.

4.3 Beschreibung einer dichtegeschichteten 2D-Strömung mittels *Gravitations-Zahlen*

Die Ausbreitung einer Fluidfront einer Injektion eines Fluids in eine Umgebung anderer Dichte im homogenen P. M. ist nach dem Prinzip der Ähnlichkeitsmechanik als alleinige Funktion der *Gravitations-Zahl* darstellbar [Färber et al., 2004], also auch die Ausbreitung des Alkoholcocktails innerhalb des Wassers wie z. B. in den Fällen von Grundkonfiguration 3&5. Die Alkoholcocktailfront dieser beiden Fälle breitet sich nach Kap. 3.4.3 überwiegend horizontal aus, je größer die *Gravitations-Zahl* wird. Wird \overline{Gr}' aus Gl. (3.32) betrachtet, sollte dies für $\overline{Gr}' \geq 1$ gelten. Dem gegenüber steht aber \overline{Gr} aus Gl. (3.33) bzw. \overline{Gr}' aus Gl. (3.34), die ein kritisches Gefälle aufzeigen, welches nicht bei 1 liegen muss und auch von dem Verhältnis Filtergeschwindigkeit zur hydraulischen Leitfähigkeit abhängt.

In den Fällen von Grundkonfiguration 3&5 strömt nicht nur der Alkoholcocktail, sondern auch das Referenzfluid (Wasser). Es lässt sich so für jeden Bereich des jeweiligen Fluids eine *Gravitations-Zahl* definieren. Wird zunächst eine vorwiegend horizontale Ausbreitung des injizierten Alkoholcocktails vorausgesetzt, stellt sich im Querschnitt 2 im Fall von Grundkonfiguration 5 ein dreischichtiges System mit einer inneren (Index i), einer mittleren (injizierter Alkoholcocktail, Index m) und einer äußeren Schicht (Index a) ein¹¹. Grundkonfiguration 3 wird weiter unten noch behandelt. Für die Dichten bzw. dyn. Viskositäten des Alkoholcocktails und des Wassers gelten nach Tab. 3.3 $\rho_A < \rho_W$ bzw. $\mu_A > \mu_W$. Die Front des Alkoholcocktails ist dann nach Tab. 3.1, Fall 14 stabil. Das Ausbreitungsverhalten der unter Auftrieb stehenden Alkoholcocktailschicht ist jedoch nicht eindeutig, da sich am Filter eine stabile und eine instabile horizontale Dichteschichtung (Tab. 3.1, Fall 15 und 16) bzw. Grenzschicht ergeben. Das Verhalten des Systems bzw. der mittleren Alkoholcocktailschicht mit den beiden Grenzflächen kann aber abgeschätzt werden. Dazu werden die entsprechenden Verhältnisse der *Gravitations-Zahlen* $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ und $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ gebildet¹², da in den beiden Verhältnissen alle physikalischen als auch strömungsrelevanten Größen (s. u.) der jeweils korrespondierenden Schichten enthalten sind, d. h. also auch die Strömungsbedingungen an den auftretenden Grenzflächen. In einem Diagramm gegeneinander aufgetragen (Abb. 4.5), können diese Verhältnisse dann das Verhalten der mittleren Alkoholcocktailschicht beschreiben.

Das Verhältnis $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ beschreibt das Verhalten der innenliegenden Grenzschicht unter Verwendung von \overline{Gr}'_m zur Berücksichtigung des Auftriebs. Das Verhältnis $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ beschreibt das Verhalten der äußeren Grenzschicht. An den Achsen des Diagramms in Abb. 4.5

¹¹ Die Bezeichnung folgt der in Kap. 4.1.1 definierten Zirkulationsbereiche.

¹² Die Verhältnisse sind entsprechend der Anordnung der Schichten gebildet.

ist das Ausbreitungsverhalten der jeweiligen Grenzschicht skizziert. Ausformuliert ergeben die auf den Achsen von Abb. 4.5 aufgetragenen Verhältnisse $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ bzw. $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ unter Verwendung von Gl. (3.33), Gl. (3.34) und Gl. (3.41)

$$\begin{aligned} \text{a) } \frac{\overline{Gr}_i}{\overline{Gr}'_m} &= \frac{I_i}{I_m} \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_W} = \frac{v_{f,i}}{v_{f,m}} \cdot \frac{\mu_W}{\mu_A} \cdot \frac{\rho_A \Delta\rho}{\rho_W^2} \\ \text{b) } \frac{\overline{Gr}_m}{\overline{Gr}_a} &= \frac{I_m}{I_a} = \frac{v_{f,m}}{v_{f,a}} \cdot \frac{\mu_A}{\mu_W} \cdot \frac{\rho_W}{\rho_A} \end{aligned} \quad (4.1)$$

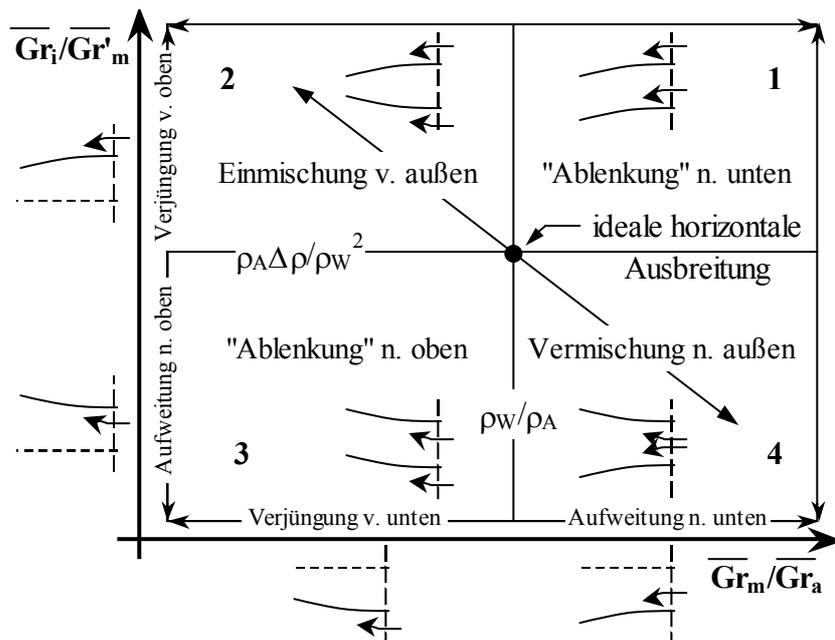


Abb. 4.5: Ausbreitungsverhalten der mittleren Alkoholcocktailschicht eines 2D-Fluidsystems mit drei Schichten, dargestellt über das Verhältnis der *Gravitations*-Zahlen $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ und $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ (Indizes: i – innere, m – mittlere, a – äußere Schicht). Der Alkoholcocktail (mittlere Schicht) ist leichter und viskoser als das Wasser und erfährt somit Auftrieb, was durch \overline{Gr}'_m berücksichtigt wird

$\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ und $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ beschreiben die Verhältnisse der hydraulischen Gefälle innerhalb der jeweiligen Schicht bzw. die Verhältnisse der dort vorhandenen Filtergeschwindigkeiten. Die Verhältnisse aus Gl. (4.1a und b) lassen sich unter den Beziehungen für die Gravitationskraft $F_g = \rho g$ und die Auftriebskraft $F_b = \Delta\rho g$ pro Volumeneinheit entsprechend Gl. (3.37) und die Reibungskraft $F_\mu = \Delta p / L = v_f \mu / k_0$ pro Volumeneinheit (s. Kap. 3.5.3) auch über Kräfteverhältnisse ausdrücken:

$$\begin{aligned} \text{a) } \frac{\overline{Gr}_i}{\overline{Gr}'_m} &= \frac{F_{\mu,i}}{F_{\mu,m}} \cdot \frac{F_{g,m}}{F_{g,i}} \cdot \frac{F_b}{F_{g,i}} \\ \text{b) } \frac{\overline{Gr}_m}{\overline{Gr}_a} &= \frac{F_{\mu,m}}{F_{\mu,a}} \cdot \frac{F_{g,a}}{F_{g,m}} \end{aligned} \quad (4.2)$$

Im Fall von Konfiguration 5 (Abb. 4.4b) können die Verhältnisse gezielt durch unterschiedliche Vorgabe der Durchflüsse in den drei Kammern der Zugabe verändert werden. Wohl definierte Verhältnisse ergeben sich durch einsetzen der Gl. (3.42), Gl. (3.43) und Gl. (3.45) in Gl. (4.1a und b). Diese sind in nachstehender Tab. 4.1 aufgeführt. Die in der Tabelle in Klammern angegebenen Werte ergeben sich für Wasser und Alkoholcocktail. Die Vorgabe gleichgroßer Reibungskräfte $F_{\mu,A} = F_{\mu,W}$ ist gleichbedeutend mit der Vorgabe eines Druckgleichgewichts an der Grenzfläche durch die Strömung (s. Kap. 3.5.3). Dagegen tritt in den beiden anderen Fällen an den Grenzflächen eine Druckdifferenz auf. Mit der Vorgabe $F_{\mu,A} = F_{\mu,W}$ alleine ist allerdings noch nicht der Auftrieb berücksichtigt, der unabhängig von der Strömung auftritt. Der Auftrieb fließt aber durch die Bildung der *Gravitations*-Zahlen-Verhältnisse in die Strömungsbetrachtung ein und kann so über entsprechende Vorgabe der Verhältnisse hydraulisch kontrolliert werden. Deshalb wird nur die Vorgabe $F_{\mu,A} = F_{\mu,W}$ die theoretisch „ideal“-stabile horizontale Ausbreitung der Grenzschichten bzw. der mittleren Alkoholcocktailschicht mit einer Höhe a ermöglichen. In Abb. 4.5 ergibt sich unter dieser Vorgabe der Schnittpunkt der horizontalen Gerade $y = \overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = \rho_A \Delta p / \rho_W^2$ und der vertikalen Gerade $x = \overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a = \rho_W / \rho_A$. Auf jeder dieser Linien herrscht Druckgleichgewicht entlang der betrachteten Grenzschicht und die Fluide strömen oberhalb und unterhalb davon überwiegend horizontal. In Abb. 4.5 ergeben sich durch die Geraden die Bereiche 1-4. Die Angaben in Abb. 4.5 erfolgen immer von der Alkoholcocktailschicht aus. Das Verhalten der mittleren Alkoholcocktailschicht ist dabei ebenfalls innerhalb des Diagramms in den vier Bereichen skizziert.

Tab. 4.1: Definierte *Gravitations*-Zahlen-Verhältnisse für unterschiedliche Vorgaben. In Klammern angegebene Werte ergeben sich für Wasser und Alkoholcocktail

Vorgabe	$\frac{v_{f,A}}{v_{f,W}}$	$\frac{I_A}{I_W}$	$\frac{F_{\mu,A}}{F_{\mu,W}}$	$\frac{\overline{Gr}_i}{\overline{Gr}'_m}$	$\frac{\overline{Gr}_m}{\overline{Gr}_a}$
Gl. (3.42)	1.0	$\frac{v_A}{v_W} (>1)$	$\frac{\mu_A}{\mu_W} (>1)$	$\frac{\mu_W}{\mu_A} \cdot \frac{\rho_A \Delta p}{\rho_W^2} (= 0.033)$	$\frac{v_W}{v_A} (= 4.168)$
Gl. (3.43)	$\frac{v_W}{v_A} (<1)$	1.0	$\frac{\rho_A}{\rho_W} (<1)$	$\frac{\Delta p}{\rho_W} (= 0.140)$	1.0
Gl. (3.45)	$\frac{\mu_W}{\mu_A} (<1)$	$\frac{\rho_W}{\rho_A} (>1)$	1.0	$\frac{\rho_A \Delta p}{\rho_W^2} (= 0.120)$	$\frac{\rho_W}{\rho_A} (= 1.163)$

Ist das Verhältnis $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m > \rho_A \Delta p / \rho_W^2$ (Bereiche 1+2) bzw. $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a < \rho_W / \rho_A$ (Bereiche 2+3), ist der Druck in der inneren bzw. äußeren Schicht größer und Wasser strömt tendenziell vertikal in Richtung der mittleren Schicht, wodurch ein Einmischen von Wasser in den Alkoholcocktail stattfindet. Die Höhe a der Alkoholcocktailschicht wird dadurch verringert, bis hin zur völligen Vermischung, so dass sich keine separate Zwischenschicht nur aus Alkoholcocktail ausbildet. Bei einem Verhältnis $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m < \rho_A \Delta p / \rho_W^2$ (Bereiche 3+4) bzw. $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a > \rho_W / \rho_A$ (Bereiche 1+4) ist der Druck dagegen in der mittleren Schicht größer und der Alkoholcocktail strömt tendenziell vertikal in Richtung der inneren bzw. äußeren Schicht, wodurch in diesem Fall ein Vermischen von Alkoholcocktail mit dem Wasser stattfindet. Die Höhe a des Alkoholcocktails wächst mit abnehmenden Verhältnis $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ bzw. zunehmenden Verhältnis $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ an.

In den Bereichen 1 und 3 tritt daher eine Ablenkung (abwärts, aufwärts) der Alkoholcocktailschicht auf (Abb. 4.5). Bereich 2 wird durch beidseitige Einmischung von Wasser in die Alkoholcocktailschicht dominiert und stellt damit den instabilen Bereich dar. Bereich 4 wird durch Aufweitung der Alkoholcocktailschicht dominiert und stellt den stabilen Bereich dar. Zu den äußeren Seiten nimmt der jeweilige Einfluss (in Pfeilrichtung) immer weiter zu. Ein Punkt in Abb. 4.5 beschreibt dann je näher er dem o. g. Schnittpunkt der Geraden ist, eine stabile Strömung bzw. eine instabile Strömung je entfernter er diesem ist. Strömungskonfigurationen, deren Punkte im Bereich 4 liegen sind daher interessant, da hier die Alkoholcocktailschicht durch den entsprechenden Verdrängungsprozess (Alkoholcocktail verdrängt Wasser) qualitativ bestehen bleibt. Im Speziellen sind hier zudem die Punkte interessant, die entlang des Verhältnisses $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = \rho_A \Delta \rho / \rho_W^2$ mit $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a > \rho_W / \rho_A$ liegen, da hier durch das Druckgleichgewicht die Entmischung des Alkoholcocktails an der innenliegenden Grenzschicht minimiert wird.

Die Vergrößerung des Verhältnisses größer als $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a = \rho_W / \rho_A$ ist aller Wahrscheinlichkeit nach notwendig: Die Höhe der Alkoholcocktailschicht vergrößert sich kontinuierlich je entfernter der Schnitt vom GZB durch die Zirkulation von Konfiguration 5 geführt wird, wobei aber hier bei der Injektion des Alkoholcocktails im Gegensatz zu Konfiguration 3 die Höhe jedes einzelnen vertikalen Schnitts zu jedem Zeitpunkt konstant bleibt. Dadurch vergrößert sich auch der Auftrieb und ebenso ändert sich dadurch in jedem dieser Schnitte die *Gravitations*-Zahl \overline{Gr}'_m . Diesem nicht zu umgehenden Umstand kann dann gezielt durch die Vergrößerung des o. g. Verhältnisses entgegen gewirkt werden, indem der Durchfluss in der äußeren Kammer reduziert wird. Dadurch wird das Verhältnis der Reibungskräfte in Gl. (4.2b) dahingehend verändert, dass an der äußeren Grenzschicht $F_{\mu,A} > F_{\mu,W}$ ist. Dies bedeutet, dass der Druck auf der Seite des Alkoholcocktails größer ist als auf der Seite äußeren W-Zirkulation, d. h. der Alkoholcocktail strömt tendenziell entgegen des Auftriebs nach unten. Zusätzlich muss die Vorgabe $F_{\mu,A} = F_{\mu,W}$ an der inneren Grenzschicht eingehalten werden. Ein entsprechender Ansatz zur Ermittlung der zugehörigen Durchflüsse wird in Kap. 4.5 gegeben, welcher sich auch aus den folgenden Beschreibungen zur Übertragung des obigen Stabilitäts-Diagramms auf den Injektionsfall der Grundkonfiguration 3 ergibt.

Bei Grundkonfiguration 3 existiert verglichen mit Konfiguration 5 nur eine Grenzschicht, deren Verhalten sich analog oben getätigter Überlegungen über das Verhältnis $\overline{Gr}'_i / \overline{Gr}_a \equiv \overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ beschreiben lässt. Im Verhältnis $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ muss \overline{Gr}'_m anstelle von \overline{Gr}_m verwendet werden, da weiterhin der Auftrieb berücksichtigt werden muss. Dieser kann durch das Verhältnis $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ in der Strömung nicht mehr berücksichtigt werden, da in diesem Fall $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = 0$ gilt. Es muss also bei Grundkonfiguration 3 auf der x-Achse in Abb. 4.5 das Verhältnis $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ anstelle von $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ aufgetragen werden. Es ergibt sich dann Gl. (4.2a) in reziproker Schreibweise und anstelle von $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a = \rho_W / \rho_A$ ergibt sich für das Druckgleichgewicht an der Grenzschicht $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a = \rho_W^2 / (\rho_A \Delta \rho)$. Dadurch werden die Bereiche 2 und 3 nach rechts bis zu diesem Wert vergrößert. Da die Auftriebskraft F_b pro Volumeneinheit bzw. der Auftriebsdruck $p_b = F_b h$ dann im Nenner stehen, ist deshalb bei einer kontinuierlichen Vergrößerung der Höhe h in Querschnitt 2 (Abb. 4.4a) mit einer Abnahme des Verhältnisses $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ zu rechnen. Die Größe von $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ rückt dann in den Bereich 3 und der Alkoholcocktail wird zusätzlich durch die ohnehin bereits fehlende stützende

innenliegende Strömung nach oben abgelenkt. Die Konsequenz daraus ist, dass nur weniger weit entfernte Schadstoffquellen erreicht werden können. Erst wenn der stationäre Zustand der vollständigen Zirkulation erreicht wird (Abb. 4.2b), bleiben alle Größen konstant. Soll das Verhältnis $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ im Querschnitt 2 wie bei Konfiguration 5 konstant bleiben, müsste der Volumenstrom des Alkoholcocktails kontinuierlich bis zum Zustand der vollständigen Zirkulation vergrößert bzw. der äußere Volumenstrom immer weiter reduziert werden. Dies scheint eine erhebliche größere Anforderung an die hydraulische Steuerung zu stellen, als die hydraulische Steuerung im Fall der konstanten Injektionshöhe (Grundkonfiguration 5). Grundkonfiguration 3 kann damit nur sinnvoll bzw. sollte nur bei Fällen, bei denen die der GZB sehr nahe bzw. im Zentrum der Schadstoffquelle liegt, angewendet werden.

Obige Überlegungen zeigen, dass bei der hydraulisch kontrollierten WAZ möglicherweise sowohl an der inneren als auch an der äußeren Grenzfläche der Auftrieb für das notwendige Druckgleichgewicht berücksichtigt werden muss. Um hier Klarheit zu schaffen, werden im folgenden Kap. 4.4 die zu erwartenden Druckverteilungen in den Querschnitten 1 und 2 an der Zugabeeinheit betrachtet. Zu erwähnen bleibt noch, dass sich Abb. 4.5 auf Fluide mit den physikalischen Eigenschaften $\rho_1 < \rho_2$ und $\mu_1 > \mu_2$ in gleicher Anordnung direkt übertragen lässt.

4.4 Druckverteilungen der kontrollierten WAZ (2D)

Die Druckverteilungen in den Querschnitten 1 und 2 (s. Abb. 4.4) sind direkt voneinander abhängig. Die Bestimmung der Drücke ist unter geringstem Aufwand in der Zugabe- und Entnahmeeinheit möglich. Für den in Kap. 4.1.2 beschriebenen Referenzfall herrscht an den Trennplatten Druckgleichgewicht zwischen den Zirkulationsbereichen. Bei entsprechender Vorgabe der Verhältnisse $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ und $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ bleibt dieses Druckgleichgewicht erhalten. Es resultiert daraus dann die hydraulisch kontrollierte WA-Zirkulation. Die Realisierung erfolgt über entsprechende Durchflusssteuerung in den einzelnen Kammern der Zugabeeinheit. Dadurch können sich an den Trennplatten zwischen den Kammern (Querschnitt 1) Druckdifferenzen ergeben, welche die Druckverhältnisse in der Zirkulation definieren (Querschnitt 2). Können also die für eine hydraulisch kontrollierte WAZ notwendigen Druckdifferenzen ermittelt werden, kann die WAZ hydraulisch kontrolliert gesteuert werden.

4.4.1 Hydrostatische Betrachtungen

Zunächst wird ein dreischichtiges, in Ruhe befindliches Fluidsystem betrachtet, bei dem die drei Fluidschichten Wasser-Alkoholcocktail-Wasser (WAW) von zwei Trennplatten hermetisch dicht getrennt sind (Abb. 4.6). Dieses System entspricht in seinem Aufbau den drei übereinander liegenden Kammern der Zugabe. Angenommen wird, dass die Platten keine Masse besitzen ($m = 0$) und die Abdichtung reibungsfrei ist ($\mu_f = 0$). Diese Betrachtungsweise gleicht der eines aus unterschiedlichen Materialien zusammengesetzten festen Körpers und erlaubt eine hydrostatische Druckverteilung für das aufgrund der Dichte instabil geschichtete System anzugeben.

Abb. 4.6 zeigt das WAW-System mit hydrostatischem Druckverlauf im Querschnitt 1 durch die Fluidschichten und zugehöriger Druckhöhenverteilung. Der Querschnitt 1 entspricht dem zuvor in Kap. 4.2.3 definierten Querschnitt 1 innerhalb der Filterkammern (Abb. 4.3 & Abb. 4.4). Der Referenzzustand dieses Systems ist der hydrostatische Druckverlauf des nur mit Wasser gefüllten Systems. In allen Standrohren befindet sich Wasser. Ein Vermischen des Alkoholcocktails und dem mit Wasser gefüllten Standrohr wird durch eine nur für Wassermoleküle durchlässige, semipermeable Wand vermieden, so dass kein Alkoholcocktail in das vertikale Standrohr gelangen kann. Gleiches wird durch ein genügend langes horizontales Röhrrchen erreicht. Ein Druckgleichgewicht zwischen der Auflast links und der Wassersäule im Standrohr rechts davon ist damit gegeben. Aufgrund der Anordnung der Fluide ergibt sich in der Druckhöhenverteilung ein scheinbar abwärtsgerichtetes hydraulisches Gefälle von der oberen zur unteren Schicht, obwohl sich die Fluide in Ruhe befinden. Die Druckhöhendifferenzen sind von der Dichtedifferenz $\Delta\rho$ der Fluide und von der Lage der mittleren Messstelle a_{MST} bzw. von der Höhe der mittleren Alkoholcocktailschicht a_m abhängig. Sie ergeben sich zwischen oberer Wasser- und mittlerer Alkoholcocktailschicht zu $\Delta\rho/\rho_w a_{MST}$ bzw. zwischen oberer Wasser- und unterer Wasserschicht zu $\Delta\rho/\rho_w a_m$ und entsprechen damit gemäß Kap. 3.4.4 den Auftriebsdruckhöhen in Abhängigkeit der jeweiligen Höhenlage. Im Fall von Alkoholcocktail in den Standrohren, ergäbe sich ein entgegengesetzter ansteigender Verlauf der Druckhöhen. Die Dichtedifferenz $\Delta\rho$ muss dann auf den Alkoholcocktail referenziert werden.

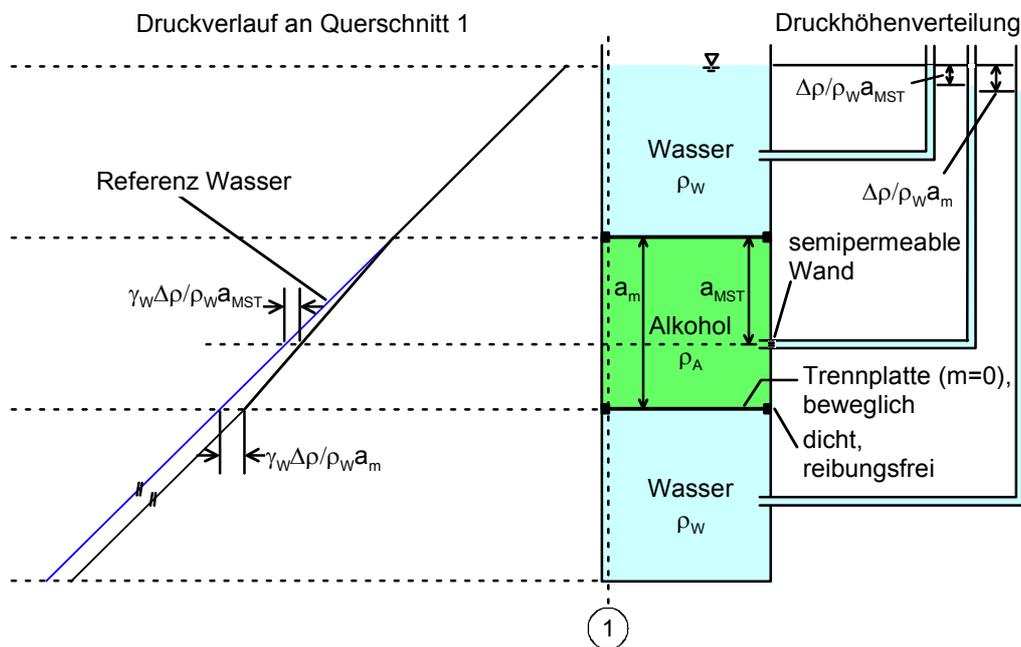


Abb. 4.6: Wasser-Alkoholcocktail-Wasser geschichtetes System in Ruhe mit hydrostatischer Druckverteilung an Querschnitt 1 und zugehöriger Druckhöhenverteilung

Entscheidend an dem dargestellten System ist, dass sich nur für das Referenzsystem (nur Wasser) die nach Kap. 4.1.2 vorgegebenen Randbedingungen einhalten lassen. Treten zwei Flüssigkeiten unterschiedlicher Dichte auf, lässt sich keine gemeinsame einheitliche Druck-

Zunächst wird die Annahme getroffen, dass in diesem Fall wie bei der hydrostatischen Druckverteilung (Abb. 4.6) kein Auftrieb wirkt. Durch die Korrektur des Alkoholcocktailvolumenstroms um das Verhältnis der kinematischen Viskositäten ergibt sich dann an Querschnitt 1 für den in Abb. 4.7 dargestellten Fall der gleiche Druckverlauf wie in Abb. 4.6. Abb. 4.7 zeigt die theoretisch zu erwartenden Druckverläufe unmittelbar rechts und links des Schnitts der Alkoholcocktailfront. Dabei entspricht die Druckverteilung im Schnitt unmittelbar links der Front der Druckverteilung am Querschnitt 2 und die Druckverteilung im Schnitt unmittelbar rechts der Front der Druckverteilung am Querschnitt 1 (Kammern). Durch die Annahme, dass kein Auftrieb wirkt, ergibt sich somit an den Trennplatten ein Druckgleichgewicht mit den Druckdifferenzen $\Delta p_i = \Delta p_a = 0$ (Abb. 4.7). Die Druckverteilung an Querschnitt 2 entspricht dagegen der des ungeschichteten wasserführenden Referenzsystems. Im Folgenden werden die Druckdifferenzen Δp so definiert, dass diese positiv sind, wenn der Druck in der mittleren Zugabekammer größer ist als in der jeweiligen betrachteten Zugabekammer des Wassers.

Abb. 4.7 zeigt, dass trotz der Korrektur des mittleren Volumenstroms und ohne Berücksichtigung des Auftriebs über die innere bzw. äußere Zugabekammer eine Druckdifferenz zwischen den Querschnitten 1 und 2 besteht. Die Druckdifferenz spiegelt sich hier in der Druckdifferenz zwischen dem Alkoholcocktail in Querschnitt 1 und dem umgebenden Referenzfluid Wasser (Querschnitt 2) wider. Die maximale Größe der Druckdifferenz ergibt sich an der unteren Grenze zwischen Alkoholcocktail und Wasser und entspricht dem Auftriebsdruck $p_b = \gamma_{wa_{u,m}} \Delta \rho / \rho_w$ (s. Kap. 4.4.1) bzw. der Auftriebsdruckhöhe $h_b = p_b / \gamma_w$ (s. Kap. 3.4.4). Da das System nicht im (Druck-)Gleichgewicht ist und Drucksprünge auch real nicht möglich sind, muss sich das System durch Ausgleichen dieser Potenzialdifferenz ins (Druck-)Gleichgewicht bringen. Dies geschieht dadurch, dass die Fluide zu strömen beginnen. Im vorliegenden Fall fließt das Wasser mit höherem Potenzial in Richtung des Alkoholcocktails mit niedrigerem Potenzial. Dies geschieht so lange, bis der Alkoholcocktail durch Verdrängung aufgestiegen und/oder das Wasser sich mit diesem (analog des Konzentrationsausgleichs) einheitlich vermischt hat¹⁴. Da die Fluide strömen, wird sich die mit Alkoholcocktail ausbildende Stromröhre von beiden Seiten her nach und nach verjüngen und der Alkoholcocktail sich dabei entmischen (Abb. 4.8). Diese Situation entspricht somit der des Bereichs 2 des Diagramms aus Abb. 4.5.

Die Druckverteilung am Querschnitt 2 (Aquifer) kann aber durch entsprechende Vorgabe der Druckverteilung in Querschnitt 1 (Kammern) so beeinflusst werden, dass dort keine Abweichungen von der *idealen Druckverteilung* auftretenden bzw. diese minimal sind. Dies geschieht einerseits dadurch, dass über innere und mittlere Zugabekammer ein Durchflussverhältnis entsprechend des *Gravitations-Zahlen-Verhältnisses* $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ für eine Druckdifferenz $\Delta p_i = 0$ eingestellt wird und andererseits durch die Verminderung des Drucks in der äußeren Zugabekammer, in dem dort der Durchfluss entsprechend reduziert wird. Es muss also für eine hydraulische Kontrolle des Auftriebs, wie auch schon über die *Gravitations-Zahlen-Verhältnisse* hergeleitet wurde (Kap. 4.3), der Auftrieb sowohl in dem Verhältnis zwischen mittlerer und innerer, als auch zwischen mittlerer und äußerer Zirkulation berücksichtigt werden. Allerdings sind die Auswirkungen auf die Druckdifferenzen an den Trennplatten unter-

¹⁴ Dies führt unweigerlich zur Entmischung des Alkoholcocktails.

schiedlich. An innenliegender Trennplatte ergibt sich nach Vorgabe durch die Berücksichtigung ein Druckgleichgewicht $\Delta p_i = 0$ und an der äußeren Trennplatte eine Druckdifferenz $\Delta p_a > 0$. Die sich an der äußeren Trennplatte ergebende Druckdifferenz muss dabei der sich durch den Auftrieb ergebenden Druckdifferenz zwischen Alkoholcocktail und Wasser entsprechen, d. h. $\Delta p_a = p_b$ (Abb. 4.9).

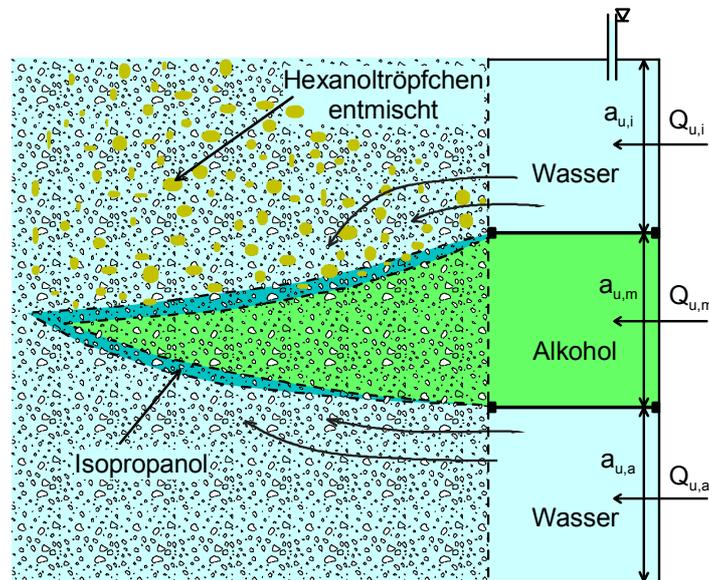


Abb. 4.8: Bei unkontrolliertem Druck in der äußeren Zugabekammer entmischt sich der Alkoholcocktail durch zusätzliches Einmischen von Wasser (schematisch). Das Hexanol steigt als zweite Phase in Tröpfchenform auf

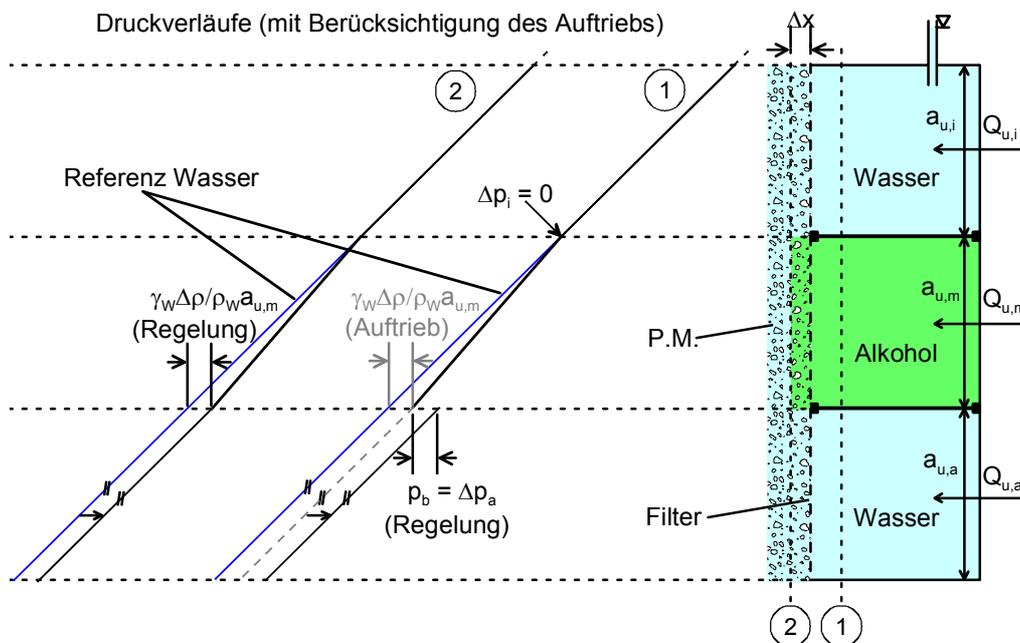


Abb. 4.9: Idealer Druckverlauf am Querschnitt 2 durch die Berücksichtigung des Auftriebs mittels Reduzierung des Drucks am Querschnitt 1 in der äußeren Zugabekammer ($\partial x / \partial t \approx 0$ bzw. $\Delta x / \Delta t \rightarrow 0$)

Da die Druckdifferenz aus dem Auftrieb physikalisch eine Strömung vertikal-aufwärts und die entgegengesetzte gleichgroße Druckdifferenz eine Strömung vertikal-abwärts verursacht, bleibt die resultierende Strömungsrichtung des Alkoholcocktails vom Filter weg unverändert horizontal. Es liegt also damit insgesamt eine horizontale Strömung am Zugabefilter vor. Diese gewährleistet, dass die strömungsbedingte Vermischung durch Auftrieb zwischen den Bereichen der W- und A-Zirkulation minimiert wird und der Alkoholcocktail vor allem an der innenliegenden Grenzfläche nicht in zwei Phasen zerfällt. Zu beachten ist, dass die Druckanpassung außen immer im Zusammenhang mit dem Druckgleichgewicht an der innenliegenden Grenzschicht geschehen muss. Durch die Anpassung des äußeren Durchflusses wird im Idealfall der Druckverlauf am Querschnitt 2 auf der Höhe des Alkoholcocktails dem des Alkoholcocktails am Querschnitt 1 angepasst. Es kann dann im Querschnitt 2 nicht mehr von einer hydrostatischen Druckverteilung gesprochen werden. Werden beide Kriterien, d.h. Druckgleichgewicht $\Delta p_i = 0$ und Berücksichtigung des Auftriebs über die äußere Zirkulation mit $\Delta p_a = p_b$ eingehalten, ergibt sich in Querschnitt 2 die *ideale Druckverteilung* und es kann sich eine Stromröhre mit Alkoholcocktail ausbilden.

4.4.3 Druckverteilung der vollständigen WAZ (V-WAZ)

Nach dem potenzialtheoretischen Ansatz besteht die vollständige 2D-WAZ bei Eintritt des Alkoholcocktails in die Entnahmeeinheit aus drei separaten Stromröhren. Im Folgenden wird die Änderung der Druckverteilung in der Zugabe betrachtet, die durch den Eintritt des Alkoholcocktails in eine Kammer der Entnahmeeinheit aufgrund der Dichteänderung hervorgerufen wird.

Abb. 4.10 zeigt die V-WAZ mit den Randstromlinien für die Bereiche der W-Zirkulation, welche entlang der Systemränder verlaufen. Sie werden jeweils durch die Trennstromlinien zum Bereich der A-Zirkulation getrennt. Vereinfachend wird angenommen, dass die äußere W-Zirkulation eine vertikale Begrenzung hat und sich eine Randstromlinie zwischen den Punkten 1-1' ergibt. Es seien h_o und h_u die Druckhöhen am oberen und am unteren Filter. Nach der Festpotenzialrandbedingung (Randbedingung 1, Kap. 4.1.2) ändert sich h_o für die innere und äußere Wasserstromröhre nicht und somit dort auch die Druckverhältnisse nicht. Werden zusätzlich die Durchflüsse in diesen Stromröhren zugabeseitig fest vorgegeben bzw. konstant gehalten, bleibt die Potenzialdifferenz $\Delta h = h_o - h_u$ jeweils zwischen den Punkten 1-1' und 2-2' entlang der Randstromlinien erhalten (Abb. 4.10). Gleiches gilt für jeden Punkt entlang der Filterfläche der inneren und äußeren Kammern. Der Druckverlauf für äußere und innere Zirkulation ist damit am Entnahmefilter als auch am Zugabefilter fest vorgegeben (Abb. 4.11), wodurch die Strömung in den wasserführenden Stromröhren unverändert bleibt.

Für die mittlere Alkoholcocktailstromröhre dagegen kann aufgrund der Dichteänderung an der Entnahme die Randbedingung 1 nicht eingehalten werden. Für die mittlere Entnahmekammer nimmt, analog Kap. 4.4.1, je nach Höhenlage des Messpunktes die Druckhöhe h ab. Daraus ergibt sich wiederum nach Kap. 3.4.4 eine maximale Druckabnahme in der mittleren Entnahmekammer zu $p_{b,max} = \gamma_{wa,o,m} \Delta \rho / \rho_w$. Da der Druck in der inneren Entnahmekammer

fest vorgegeben ist, spiegelt sich die Druckabnahme zunächst als Druckdifferenz zwischen mittlerer und innerer Entnahmekammer wider (Abb. 4.11). Wird der Durchfluss der mittleren Stromröhre konstant gehalten, muss die Druckabnahme weiterhin in der mittleren Zugabekammer eine Druckabnahme in gleicher Größe hervorrufen, da nur so die Potenzialdifferenz in der mittleren Stromröhre erhalten bleibt und das Gesetz von *Darcy* erfüllt ist. Es muss sich deshalb der Druckverlauf der mittleren Zugabekammer gegenüber denen der inneren und äußeren Zugabekammer verschieben (Abb. 4.11).

Der in Abb. 4.11 dargestellte Druckverlauf an der Zugabe entspricht nicht den idealen Verhältnissen der U-WAZ. Um diese bei der V-WAZ dennoch dort zu erhalten, müssen weitere Umstände berücksichtigt werden: Durch die Druckdifferenz zwischen mittlerer und innerer Entnahmekammer wird eine Strömung von der innenliegenden W-Zirkulation in Richtung der mittleren Entnahmekammer erzeugt, wodurch sich der Volumenstrom über die mittlere Entnahmekammer erhöhen würde. Diese Strömung kann durch eine Adaption der inneren Randbedingung an die neuen Verhältnisse vermieden werden, indem in der inneren Entnahmekammern der Druck reduziert wird¹⁵. Im Idealfall bleiben dann die jeweiligen Volumenströme konstant und die Zirkulation hinsichtlich der Durchflüsse symmetrisch. Gleichzeitig ruft diese Adaption aber eine Änderung des Drucks in der korrespondierenden Zugabekammer hervor, wodurch sich der in Abb. 4.11 dargestellte Druckverlauf wiederum verändert. Allerdings wirkt sich die Adaption positiv auf den Druckverlauf an der Zugabe aus, da die Druckabnahme in der inneren Entnahmekammer auch zu einer Druckabnahme in der inneren Zugabekammer führen muss, damit zum konstanten Durchfluss in der innenliegenden Stromröhre die Potenzialdifferenz erhalten bleibt. Im besten Fall führt dies wieder zu einem Druckgleichgewicht an der inneren Trennplatte der Zugabeeinheit. Ist dies nicht ausreichend, muss der Druck in der mittleren Stromröhre durch Erhöhung des Alkoholcocktaildurchflusses erhöht werden. Dies hat zudem den Vorteil, dass sich der mittlere Druckverlauf gegenüber den anderen beiden Druckverläufen der W-Zirkulation im positiven Sinn verlagert. Wie stark die Durchflüsse nachgeregelt werden müssen, um die idealen Druckverhältnisse zu erhalten, lässt sich, wird in Kap. 4.5 noch gezeigt, abschätzen.

4.4.4 Zeitliche Entwicklung der Druckhöhen bzw. Drücke am Zugabefilter

Bislang blieb unberücksichtigt, dass bei der U-WAZ die Alkoholcocktailfront kontinuierlich fortschreitet (s. Abb. 4.3). Würde das System nach einmaligem Einstellen der Wasserdurchflüsse an der Zugabe sich selbst überlassen werden, nähmen diese unter der Voraussetzung eines konstanten Volumenstroms des Alkoholcocktails ab, da aufgrund der verminderten hydraulischen Leitfähigkeit in Abhängigkeit des Fortschritts des Alkoholcocktails der Druck im System kontinuierlich zunimmt. Werden die Durchflüsse an der Zugabe dagegen konstant gehalten, ist mit einem kontinuierlichen Druckanstieg am Zugabefilter bzw. der Vergrößerung der Potenzialdifferenz Δh zwischen Zugabe- und Entnahmefilter zu rechnen und zwar im Endzustand der V-WAZ über das anfängliche Druckhöhenniveau der W-Zirkulation hinaus.

¹⁵ Eine Möglichkeit der Reduzierung bestände z. B. in der Absenkung und Kontrolle des Drucks durch einen nachgeschalteten Überlaufbehälter.

Da ein Punkt auf der inneren Trennstromlinie schneller die Entnahme erreicht als ein zeitlich vergleichbarer auf der äußeren, füllt sich die Entnahmekammer nur nach und nach mit Alkoholcocktail. Die Dichte des Alkoholcocktails reduziert damit die Dichte gegenüber der des Wassers in der Entnahmekammer kontinuierlich, was wiederum die Randbedingung an der Entnahme kontinuierlich beeinflusst. Es müssen deshalb beim Übergang von der U-WAZ zur V-WAZ die im letzten Abschnitt des vorherigen Kap. 4.4.3 genannten Regelungen am Entnahme- und Zugabefilter kontinuierlich an die Situation angepasst werden. Abb. 4.12 zeigt zusätzlich den zu den Druckhöhen h gehörenden Verlauf der Druckdifferenzen Δp an den Trennplatten zwischen den Kammern der Zugabeeinheit. Δp ist wie erwähnt der Definition nach positiv, solange der Druck in der Kammer mit Alkohol größer ist als der in denen mit Wasser. Nach Kap. 4.4.3 ist der Druckanstieg in der Rinne für alle Punkte in der Zugabeeinheit gleich. Damit steigen die Druckhöhen h alle gleich an und verlaufen parallel. Daraus ergibt sich, dass die Druckdifferenzen Δp bei entsprechender Nachregelung von Q über die gesamte Zeit an den Trennplatten konstant bleiben.

4.4.5 Differenzierte Betrachtung des resultierenden Auftriebs bei der V-WAZ (2D)

Die in Kap. 4.4.2 und Kap. 4.4.3 an der Zugabe und an der Entnahme beobachtete Änderung der Druckverhältnisse ist die Folge der Dichtedifferenz zwischen Wasser und Alkoholcocktail. Die Änderungen korrelieren dabei jeweils mit der Höhe der mit Alkoholcocktail gefüllten Kammer. Diese lassen sich auch aus der in Kap. 4.2.3 erwähnten Entkopplung der inneren W-Zirkulation herleiten, welche einer differenzierten Betrachtung des resultierenden Auftriebs der V-WAZ entspricht.

Abb. 4.13 zeigt dazu schematisch die V-WAZ mit den Filterstrecken des GZB. Durch die Entkopplung erfährt die im Alkoholcocktail liegende W-Zirkulation Abtrieb, der sich analog der vorherigen Kapitel als Druckdifferenz bzw. nach Kap. 3.4.4 als Auftriebsdruckhöhe $h_{b,i/m}$ ausdrücken lässt:

$$h_{b,i/m} = \frac{\rho_A}{\rho_W} \cdot \frac{\Delta p}{\rho_A} a_{W,i} = \frac{\Delta p}{\rho_W} a_{W,i} \quad (4.3)$$

Dabei ist zu beachten, dass alle auf den Alkoholcocktail referenzierten Druckhöhen über den Faktor ρ_A/ρ_W in Druckhöhen des Wassers umgerechnet werden müssen. Zusätzlich erfährt die in der äußeren W-Zirkulation liegende A-Zirkulation Auftrieb. Dieser ergibt sich in gleicher Art und Weise als Auftriebsdruckhöhe $h_{b,m/a}$:

$$h_{b,m/a} = \frac{\Delta p}{\rho_W} a_{A,m} = \frac{\Delta p}{\rho_W} (a_{u,m} + a_{W,i} + a_{o,m}) \quad (4.4)$$

Aus Gl. (4.3) und Gl. (4.4) ergibt sich der dann die resultierende Auftriebsdruckhöhe $h_{b,res}$ zu:

$$h_{b,res} = h_{b,i/m} - h_{b,m/a} = \frac{\Delta\rho}{\rho_W} (a_{u,m} + a_{o,m}) \quad (4.5)$$

Der erste Summand in Gl. (4.5) entspricht der Potenzialdifferenz, die bei der U-WAZ am Zugabefilter auftritt. Der zweite Summand ergibt sich bei der V-WAZ und vergrößert diese Potenzialdifferenz entsprechend der Höhe der Alkoholschicht am Entnahmefilter. Bei der vollständigen 2D-WAZ mit innenliegender W-Zirkulation besteht also der resultierende Auftrieb aus der Gesamthöhe der Alkoholschichten an den Kammern der Filtereinheiten des GZB. Wird Gl. (4.5) mit γ_W multipliziert, ergibt sich der resultierende Auftriebsdruck, der sich im Einklang nach Kap. 4.4.2 und 4.4.3 zwischen der äußeren und mittleren Zugabekammer einstellt.

Auf die Druckverhältnisse im Aquifer kann nicht weiter eingewirkt werden, als über die Druckverhältnisse in den Filtereinheiten des GZB. Allerdings beeinflusst im vorliegenden 2D-Fall die Geometrie der Zirkulation selbst die Druckverhältnisse im Aquifer. So ist anzunehmen, dass sich auf die Stromröhren deren kontinuierliche Erweiterung in der unteren Aquiferhälfte zusammen mit der unteren Aquiferbegrenzung stabilisierend auf den in der Zirkulation vorhandenen Auftrieb auswirkt, da durch diese kein Umgebungsfluid in Richtung der Alkoholcocktailstromröhre strömen kann.

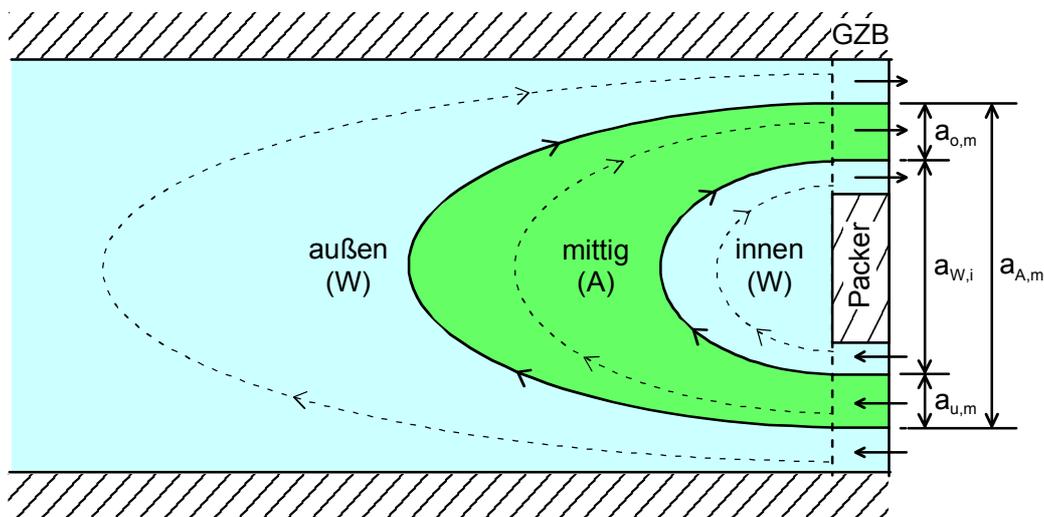


Abb. 4.13: Vollständige 2D-WAZ (schematisch). Durch die 2-Dimensionalität erfährt die innenliegende W-Zirkulation gegenüber der A-Zirkulation Auftrieb. Zusätzlich steht die A-Zirkulation gegenüber der äußeren W-Zirkulation unter Auftrieb

4.5 Regelung der Volumenströme

Die Regelung der Volumenströme für die kontrollierte WAZ ist vom jeweiligen Systemzustand abhängig. Bei der U-WAZ sind für die Regelung einzig die Drücke an den Trennplatten der Zugabeeinheit entscheidend. Bei der V-WAZ muss zusätzlich auf die Veränderung der Drücke beim Durchbruch des Alkoholcocktails in die Entnahmeeinheit reagiert werden.

4.5.1 Regelung der Volumenströme bei unvollständiger WAZ

Nach Kap. 4.4.2 ist an der innenliegenden Trennplatte das Druckgleichgewicht $\Delta p_{u,i} = 0$ gefordert. Ausgehend von Tab. 4.1, Gl. 3.45 ergibt sich u. a. mit Hilfe der Gl. (4.1a) und der Beziehung $v_f = Q/(aB)$ über das Verhältnis der *Gravitations-Zahlen* $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ der Durchfluss für den innenliegenden Zirkulationsbereich in Abhängigkeit des Alkoholcocktaildurchflusses im mittleren Zirkulationsbereich zu

$$\frac{\overline{Gr}_i}{\overline{Gr}'_m} = \frac{\rho_A \Delta \rho}{\rho_W^2}$$

$$\Leftrightarrow Q_{u,i} = Q_{u,m} \cdot \frac{a_{u,i}}{a_{u,m}} \cdot \frac{\mu_A}{\mu_W} \quad (4.6)$$

$Q_{u,m}$ muss so vorgegeben werden, dass die kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ im Bereich der Schadstoffquelle eingehalten wird. Die Bestimmung der erforderlichen Größe des Durchflusses $Q_{u,m}$ war für den vorliegenden Fall, wie numerische Berechnungen mit einem einfachen homogenen 2D-Modell zeigten, ausreichend. In Kap. 4.4.2 wurde festgestellt, dass sich der ideale Druckverlauf an Querschnitt 2 nur unter der zusätzlichen Berücksichtigung des Druckgleichgewichts an der äußeren Trennplatte der Zugabe ergibt. Dazu wird das Verhältnis $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ mit dem reziproken Verhältnis von $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = \rho_A \Delta \rho / \rho_W^2$, der Bedingung für das Druckgleichgewicht, gleichgesetzt. Dies ergibt sich letztendlich auch aus der Berücksichtigung des Auftriebs über die äußere Zirkulation, welcher mit dem Verhältnis $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ nicht erfasst wird. Es muss also statt dem Verhältnis $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ für die hydraulische kontrollierte WAZ das Verhältnis $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ verwendet werden. Es ergibt sich daraus der Durchfluss für den außenliegenden Zirkulationsbereich in Abhängigkeit des Alkoholcocktaildurchflusses im mittleren Zirkulationsbereich:

$$\frac{\overline{Gr}_m}{\overline{Gr}_a} = \frac{\overline{Gr}'_m}{\overline{Gr}_i} = \frac{\rho_W^2}{\rho_A \Delta \rho}$$

$$\Leftrightarrow Q_{u,a} = Q_{u,m} \frac{a_{u,a}}{a_{u,m}} \cdot \frac{\mu_A}{\mu_W} \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho_W} \quad (4.7)$$

Eine andere Möglichkeit zur Berücksichtigung des Auftriebs in der äußeren Zirkulation besteht in der Verwendung der Proportionalität des *Darcy-Gesetzes*. Aus dieser lässt sich näherungsweise der notwendige Volumenstrom ableiten, der für die Druckdifferenz $\Delta p_{u,a}$ ($= p_b$) zur Kontrolle des Auftriebs an der außenliegenden Trennplatte erforderlich ist. Nach *Darcy* sind der Durchfluss $Q_0 = \Sigma Q_u$ und der Quotient $\Delta p_0 / L$ direkt proportional (s. Gl. (3.44)), wobei sich der Index 0 auf die Situation des Referenzzustands der W-Zirkulation bezieht. Es ergibt sich daraus auch, dass das Verhältnis von Potenzialdifferenz Δp_0 zwischen den Filtern und dem zugehörigen Durchfluss Q_0 konstant ist:

$$\frac{\Delta p_0}{Q_0} = \frac{\gamma_W L}{A_0 k_{f,W}} = \text{konst.} \quad (4.8)$$

mit der Filterfläche A_0 über die Q_0 zugegeben wird. Für das Verhältnis p_b/Q_b von Auftriebsdruck zum gesuchten zugehörigen Durchfluss Q_b gilt Gl. (4.8) analog. Die beiden Verhältnisse können deshalb gleichgesetzt werden und es resultiert:

$$Q_b = \frac{Q_0}{\Delta p_0} p_b \quad (4.9)$$

Gl. (4.8) und (4.9) beziehen sich auf die gesamte W-Zirkulation. Werden die Durchflüsse in der inneren und mittleren Stromröhre der Zirkulation konstant gehalten (potenzialtheoretischen Betrachtung), bleibt dort die Potenzialdifferenz Δp_0 bestehen. Wird der entsprechende Durchfluss Q_b dann nur in der äußeren Stromröhre reduziert, ergibt sich genau zwischen mittlerer und äußerer Stromröhre die geforderte Druckdifferenz. Zu beachten ist, dass sich die Druckdifferenz erst bei Zugabe des Alkoholcocktails einstellt. Diese Möglichkeit berücksichtigt allerdings nicht das Druckgleichgewicht an der inneren Trennplatte der Zugabe. Die Betrachtung ist aber hilfreich zum Verständnis der folgenden Regelung der Volumenströme der V-WAZ.

4.5.2 Regelung der Volumenströme bei vollständiger WAZ

Bei der Regelung der Volumenströme für die V-WAZ sind zwei Einflüsse zu beachten. Zum einen die in Kap. 4.4.3 beschriebene Druckabnahme durch den Alkoholcocktail aus der auch eine Reduzierung des Drucks in der mittleren Zugabekammer resultiert und zum anderen der Einfluss konstruktiver Gegebenheiten der Entnahme (hierzu s. Kap 5.1). Um die Druckverhältnisse bei Eintritt des Alkoholcocktails in die Entnahmekammer an der Zugabe konstant zu halten, muss der Volumenstrom in der mittleren Zugabekammer erhöht werden. Da der Alkoholcocktail aus dem in Kap. 4.4.4 genannten Grund nicht direkt die gesamte mittlere Entnahmekammer ausfüllt, sondern die Füllhöhe sich kontinuierlich vergrößert, muss der Durchfluss nach und nach den dadurch veränderten Druckverhältnissen angepasst werden. Das Ergebnis der Durchflusserhöhung ist der in Abb. 4.12 dargestellte, unveränderte Verlauf der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Zugabeeinheit. Die Größe der Durchflusserhöhung lässt sich aus der maximalen Druckdifferenz $\Delta p_{\max} = p_{b,o} = \gamma_W \Delta \rho / \rho_{wa_{o,m}}$ zwischen mittlerer und innerer Kammer nach Gl. (4.9) ermitteln. Zu beachten ist, dass Gl. (4.9) für Wasserströmung gültig ist. Deshalb muss bei der Erhöhung zusätzlich Gl. (3.45) berücksichtigt werden, um den Strömungszustand zu erhalten. Es ergibt sich damit eine maximale Erhöhung des mittleren (Alkoholcocktail-)Durchflusses um Q_{A+} :

$$Q_{A+} = \frac{\mu_W}{\mu_A} \frac{Q_0}{\Delta p_0} \Delta p_{\max} = \frac{\mu_W}{\mu_A} \frac{Q_0}{\Delta p_0} \Delta \rho g a_{o,m} \quad (4.10)$$

Für eine gezielte Entnahme des Alkoholcocktails sollte der Volumenstrom des Alkoholcocktails zusätzlich auf die entsprechende Entnahmekammer mit Hilfe der beiden W-Zirkulationen fokussiert werden. Dadurch wird über diese Kammer zusätzlich ein Anteil der äußeren und inneren Zirkulation entnommen. Zu beachten ist, dass in Gl. (4.10) dabei unter Einhaltung der Kontinuität die Höhe $a_{o,m}$ verringert wird.

Nachstehende Tab. 4.2 dient der Übersicht der in den vorangegangenen Kapiteln gemachten Angaben, die mit der schrittweisen, kontrollierten Regelung der Durchflüsse von der W-Zirkulation bis hin zur V-WAZ im Zusammenhang stehen.

Tab. 4.2: Schrittweise Regelung der Volumenströme von W-Zirkulation zur V-WAZ

W-Zirkulation (Referenz)		U-WAZ (Alkoholcocktail mittig)		V-WAZ
1. Schritt $h = \text{konst.}$	2. Schritt ohne Auftrieb	3. Schritt mit Auftrieb	Übergang	4. Schritt
$Q_{u,i}$	Gl. (4.6) $\rightarrow Q'_{u,i}$	$Q'_{u,i}$		$Q'_{u,i}$
$Q_{u,m}$	$Q'_{u,m}$ ($v_f \geq v_{f,krit}$, gewählt)	$Q'_{u,m}$	$Q'_{u,m}$ erhöhen	$Q''_{u,m} = Q'_{u,m} + Q_{A+}$ (Gl. (4.10) $\rightarrow Q_{A+}$)
$Q_{u,a}$	$Q_{u,a}$	Gl. (4.7) $\rightarrow Q'_{u,a}$	unverändert	$Q'_{u,a}$

4.5.3 Regelung der Volumenströme nach erfolgter Sanierung

Die Regelung der Volumenströme wieder zur W-Zirkulation hin, erfolgt nach der Abreinigung des mit Schadstoff kontaminierten Bodens, wobei über die Regelung selbst hier nur qualitative Aussagen zu treffen sind. Grundsätzlich ist für die Regelung die Tatsache von Bedeutung, dass die Verdrängung beim Umschalten genau gegensätzlich zu der Verdrängung der U-WAZ ist. So wird nach dem Umschalten der höher viskose und leichtere Alkoholcocktail durch das geringer viskose, schwerere Wasser verdrängt. Diese Verdrängung ist nach Tab. 3.1 hinsichtlich der Dichteschichtung stabil, die Viskosität aber hat destabilisierende Wirkung. Deshalb sollte der Durchfluss in der unteren mittleren Kammer beim Umschalten auf Wasser erhöht und an den inneren Durchfluss angepasst werden. Der mittlere Wasserdurchfluss sollte dabei zunächst gleich groß wie $Q''_{u,m}$ aus Tab. 4.2, 4. Schritt gewählt werden. Wird $Q''_{u,m}$ dann nach einiger Zeit sukzessive erhöht, wird dieser Zustand hinsichtlich einer unkontrollierten Verteilung des Alkoholcocktails eher unkritisch sein. Die Erhöhung des mittleren Durchflusses geschieht, bis die Strömungsgeschwindigkeiten an der inneren Trennplatte und somit dort auch die hydraulischen Gefälle wie im Referenzfall wieder identisch sind. Gleiches gilt für den Durchfluss $Q'_{u,a}$ in der unteren äußeren Kammer. Solange dort durch den erniedrigten Durchfluss ein abwärtsgerichteter Gradient quer zur eigentlichen Strömung induziert wird, wird der Alkoholcocktail beim Umschalten nicht unmittelbar aufsteigen, sondern tendenziell seine Strömungsrichtung beibehalten. Die Nachregelung der Wasserdurchflüsse in mittlerer und äußerer Kammer sollte also mit einem zeitlichen Versatz geschehen. Ebenfalls ist darauf zu achten, dass bei diesen Nachregelungen die Durchflüsse an der Entnahme entsprechend angepasst werden müssen. Folgende Schritte sind demnach zu tätigen:

- 1) Umschalten auf Wasser bei gleichem $Q''_{u,m}$
- 2) Sukzessives Erhöhen von $Q''_{u,m}$
- 3) $Q'_{u,a}$ bis Referenzzustand ($h = \text{konst.}$) erreicht
- 4) Bei Erhöhung von Q_u in Schritt 2) und 3) müssen die Durchflüsse an der Entnahme angepasst werden.

4.6 Übertragung von 2D- auf 3D-Verhältnisse

4.6.1 Vergleich von 2D- und 3D-Zirkulation

Die 3D-Zirkulation stellt sich im vertikal-ebenen Schnitt identisch zum 2D-Fall dar (Abb. 3.4 und Abb. 4.1). Im horizontal-ebenen Schnitt in Höhe der horizontalen Symmetrieachse (Mittalebene) dagegen ist der Unterschied zwischen den beiden Systemen offensichtlich (Abb. 4.14). Bei der 3D-Zirkulation kommt gegenüber der 2D-Zirkulation (schraffierter Bereich) der sich in den Raum hinein öffnende Raumwinkel hinzu. Im 3D-Fall kann der Alkoholcocktail über die gesamten verfügbaren 360° oder auch nur über einen Teil der verfügbaren 360° injiziert werden. Erst genannter Injektionsfall entspricht der Alkoholcocktailinjektion von Grundkonfiguration 3, wobei der GZB hier im Zentrum der Schadstoffquelle platziert werden sollte. Der zweite Injektionsfall entspricht der Übertragung der Injektion von Grundkonfiguration 5. In diesem Fall ist sowohl eine gezielte Sanierung eines Aquiferbereichs möglich als auch eine ökonomische Nutzung des Alkoholcocktails gewährleistet. Durch den Raumwinkel vergrößert sich die mit Alkoholcocktail durchströmte Fläche gegenüber dem 2D-Fall, so dass aufgrund der Kontinuität die Strömungsgeschwindigkeiten im 3D-Fall bei gleichen Randbedingungen wie z. B. durch Vorgabe eines gleichen Durchflusses kleiner sind.

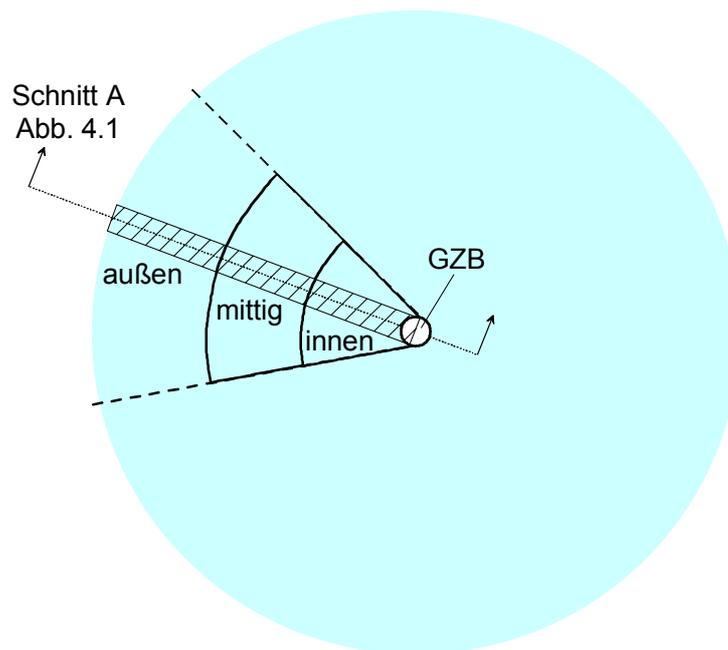


Abb. 4.14: Vergleich der horizontalen Ausdehnung einer 2D- und 3D-GZB-Zirkulation im horizontal-ebenen Schnitt auf Höhe der Mittelebene aus Abb. 4.1 (schematisch). Der Bereich der 2D-Zirkulation ist schraffiert

4.6.2 Anordnung des GZB hinsichtlich des Schadstoffherds (3D)

Bei einer Grundströmung ist das Fließbild im vertikalen Schnitt durch die Zirkulation (Abb. 3.4b) nicht mehr rotationssymmetrisch wie im Fall ohne Grundströmung (Abb. 3.4a). Durch die Grundströmung ist die Symmetrieachse dieser Zirkulationswalze im Gegensatz zur

gedachten horizontalen Symmetrieachse der Zirkulationswalze ohne Grundströmung über die Staupunkte definiert. Die Staupunkte lassen sich gedanklich durch eine von oberstrom nach unterstrom ansteigende Linie miteinander verbinden. Da die günstigste Position des Schadstoffherds hinsichtlich der Strömungsgeschwindigkeiten oberhalb dieser Linie ist, sollte sich der GZB für den größten Wirkungsbereich immer unterstrom des Schadstoffherds befinden.

4.6.3 Drücke und Durchflüsse (3D)

Der Zugabebereich im 3D-Fall besteht mindestens aus einer weiteren vierten Kammer¹⁶, die sich von beiden Seiten her an die drei Zugabekammern anschließt und auch den restlichen Teil der 360° der Zirkulation speist (Abb. 4.14). Unter der Voraussetzung, dass auch im 3D-Zirkulationsfall an den Filtern hydrostatische Verhältnisse herrschen, gelten die Betrachtungen aus Kap. 4.4. Allerdings fehlen bei den 3D-Verhältnissen die seitlichen Begrenzungen der Alkoholcocktailstromröhre. Im ungünstigsten Fall strömt dadurch Umgebungsfluid von den Flanken her zur A-Zirkulation, so dass der Bereich des Alkoholcocktails, wie im Fall der unkontrollierten Druckverhältnisse der U-WAZ, nach und nach verjüngt wird (Kap. 4.4.2, Abb. 4.8). Daher muss die W-Zirkulation über die vierte Kammer der Stützung der über die drei Zugabekammern definierten Zirkulationsbereiche dienen (Abb. 4.14). Dazu muss der Druckverlauf in der vierten Kammer im Vergleich zu den in Kap. 4.4.2 bzw. Kap. 4.4.3 präsentierten Druckverteilungen entsprechend vorgegeben werden.

Der Druckverlauf der vierten Kammer kann dabei an den Druckverlauf der (inneren) Kammer 1 oder den der (äußeren) Kammer 3 angepasst werden (Abb. 4.15). Beide Varianten sind nicht optimal. Im ersten Fall wird die Wirkung (Auftrieb) der äußeren Zirkulation (Kammer 3) durch den zu großen Druck in Kammer 4 vermindert, im zweiten Fall ist der Druck des Alkoholcocktails in Kammer 2 größer als der des Wassers in Kammer 4. Der Alkoholcocktail wird daher seitlich nach außen strömen. Dies ist hinsichtlich der Entmischung und der Kontrolle der gezielten Sanierung kritisch. Die günstigste Position des Druckverlaufs in Kammer 4 liegt deshalb zwischen dem Druckverlauf der (inneren) Kammer 1 und dem Punkt B (Abb. 4.15), der über den Druckverlauf des Alkoholcocktails in Kammer 2 definiert wird. Diesem ebenfalls unausgeglichene Zustand der Drücke kann durch einen größeren Öffnungswinkel der Kammer 1 und 3 gegenüber der Kammer 2 entgegengewirkt werden (Kap. 6).

Zur Abschätzung der Durchflüsse in den Kammern 1-3 können Gl. (4.6) und Gl. (4.7) verwendet werden. Dabei ist darauf zu beachten, dass bei unterschiedlichen Breiten der Kammern 1 und 2 bzw. 2 und 3 deren Breite nicht herausgekürzt werden kann. Ein Zahlenbeispiel für eine kontrollierte WAZ wird in Kap. 6.3 gegeben. Die noch nicht näher definierte Größe des Durchflusses über die Kammer 4 mit dem der Druckverlauf für diese Kammer gegenüber den Druckverläufen der anderen Kammern festgelegt wird, ist, wie auch in Kap. 6.3 noch gezeigt wird, durch eine Abschätzung mit Hilfe bestimmter Wasserdurchflüsse über die Kammer 1 und 3 möglich.

¹⁶ Auch eine Aufteilung des Zugabefilters in mehr als vier Kammern ist denkbar.

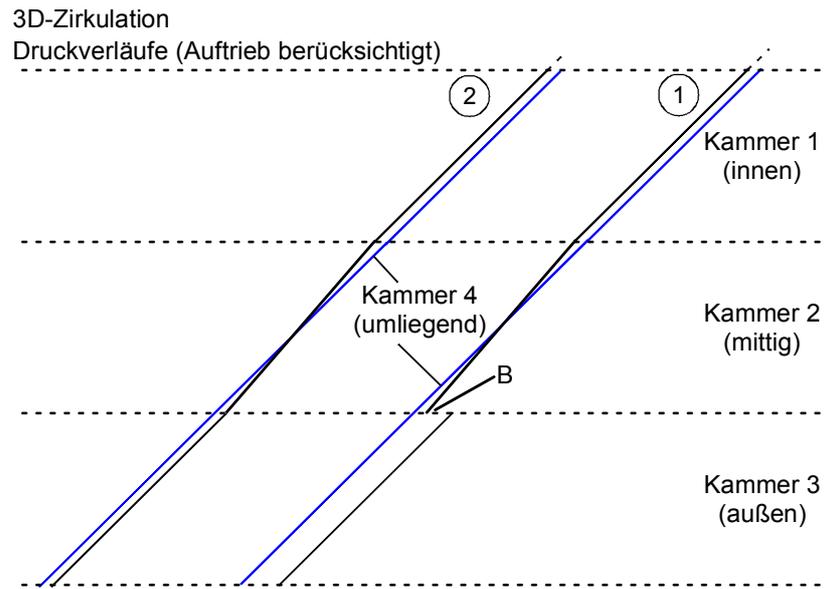


Abb. 4.15: Druckverläufe in den Kammern der Zugabe bei 3D-Verhältnissen an den Querschnitten 1 und 2

5 Rinnenexperimente

Inhalt dieses Kapitels ist die Darstellung der Ergebnisse der Rinnenexperimente (vertikales Modell), die zur Abreinigung einer künstlich eingebrachten PCE-Schadstoffquelle mittels einer hydraulisch kontrollierten Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ) durchgeführt wurden. Im Anschluss an die Beschreibung des Versuchsaufbaus (Kap. 5.1) und des Versuchskonzepts (Kap. 5.2) folgen die Ergebnisse der verschiedenen durchgeführten Experimente. Kap. 5.3 behandelt die Experimente die mit W-Zirkulation durchgeführt wurden, Kap. 5.4 die WAZ-Experimente und Kap. 5.5 zusätzliche Aspekte der Sanierungsexperimente. Im Anschluss folgt in Kap. 5.6 die vergleichende Darstellung der Ergebnisse dieser unterschiedlichen Experimente. Die Darstellung der gemessenen Druckdifferenzen, sowie die Diskussion der WAZ-Experimente hinsichtlich der Verhältnisse der *Gravitations*-Zahlen zur Bestätigung der in Kap. 4 entwickelten Theorie, finden sich in Kap. 6.

5.1 Beschreibung des Versuchsstands

In der am IfH vorhandenen Versuchsrinne wurden verschiedene Experimente durchgeführt, um die Bedingungen für eine kontrollierte hydraulische Steuerung der Alkoholcocktailinjektion zu ermitteln und damit erfolgreich einen mit PCE künstlich kontaminierten Bodenbereich zu sanieren. Mit den Abmessungen der Rinne der Länge $L_R = 3.168\text{m}$, der Höhe $H_R = 1.256\text{m}$ und der Tiefe $T_R = 0.250\text{m}$ war die in der Rinne erzeugte Strömung zweidimensional ($L_R, H_R \gg T_R$). Über die Tiefe wurden an diese Versuchsrinne segmentierte Zugabe- und Entnahmeeinheiten (Filtereinheiten) mit je einer Höhe von 0.303m und verschiebbaren mit Dichtlippen versehenen Trennplatten angebracht, so dass die Zirkulationsströmung symmetrisch zur halben Rinnenhöhe war (Abb. 5.1). Zwischen Rinne und Filtereinheiten war ein 4mm starkes Lochblech ($d_L = 6\text{mm}$, lichter Abstand $a_{LR} = 11\text{mm}$) mit 28 Lochreihen pro Filter angeordnet. Zum Rückhalt der kleineren Kornfraktionen wurde auf der Innenseite dieses Lochblechs ein Feinsieb mit Maschenweite $M_S = 0.475\text{mm}$ und Drahtdurchmesser $d_S = 0.2\text{mm}$ platziert.

Die Durchflussraten in den einzelnen Kammern der Zugabeeinheit konnten unabhängig voneinander vorgegeben und über IDM (Fa. KRONE) bestimmt werden. Da der Alkoholcocktail nicht elektrisch leitfähig ist, wurde die Durchflussrate des Alkoholcocktails bei den WAZ-Experimenten über einen kalibrierten Schwebekörperdurchflussmesser bestimmt. Die Durchflussraten in den einzelnen Kammern der Entnahmeeinheit wurden je über einen höhenverstellbaren Überlaufbehälter vorgegeben und durch Auslitern bestimmt. Bei den Experimenten mit W-Zirkulation konnte das gesamte System im Zirkulationsbetrieb betrieben werden. Mit Tracer angereichertes Wasser wurde dabei von den Überlaufbehältern über Aktivkohlefilter (Fa. IEG/Reutlingen) geleitet, in einem Wasserspeicher unterhalb der Rinne aufgefangen, anschließend über eine Pumpe in einen Hochbehälter gefördert und von dort aus wieder den Zugabekammern separat zugeführt. Der Hochbehälter selbst war mit einem Überlauf versehen, so dass die Druckverhältnisse zwischen Hochbehälter und Zugabeeinheit konstant waren. Da während der WAZ-Experimente nur geringe Mengen des Alkoholcocktails (max. 100l pro Versuch) eingesetzt wurden, wurde kein weiterer Aufwand zur Rückgewinnung der einzelnen Substanzen

betrieben und die gesamte Flüssigkeit ab den Überlaufbehältern in bereitgestellte ASF-Behälter geleitet und fachgerecht entsorgt. Bei den Sanierungsexperimenten wurde der kontaminierte Volumenstrom zunächst in einen Phasenabscheider geführt, von dort aus über eine weitere Aktivkohlefiltereinheit gereinigt und erst dann in die ASF-Behälter geleitet. Da dem Gesamtsystem dadurch nach und nach Wasser entzogen wurde, wurden die Wasserspeicher während dieser Experimente zusätzlich mit Wasser gespeist (Abb. 5.2).

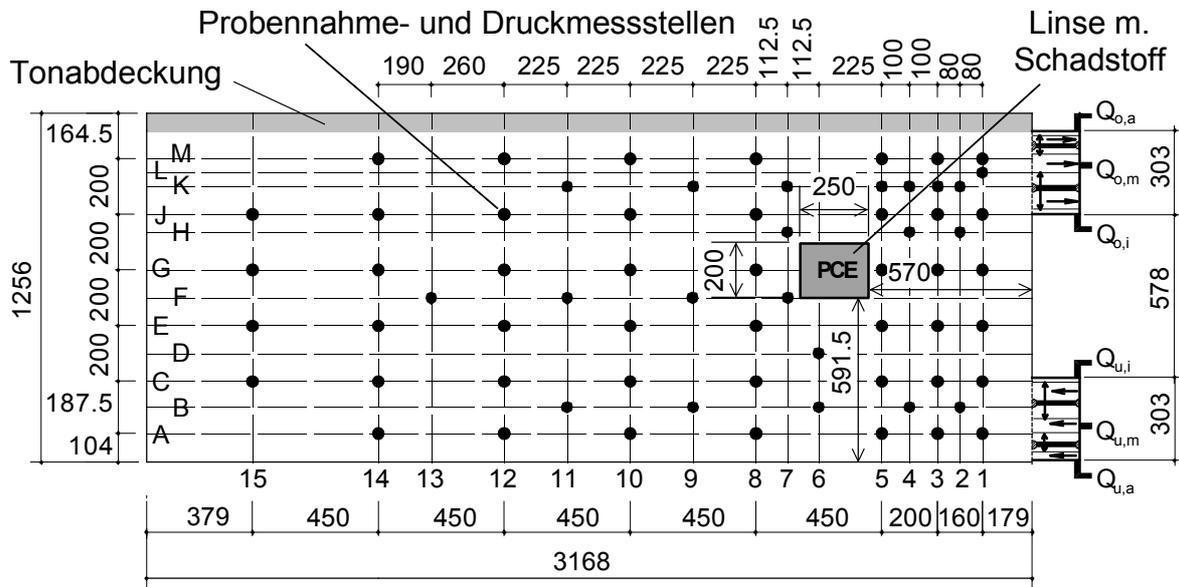


Abb. 5.1: Versuchsrinne mit Probennahme- und Druckmessstellen, Lage der Linse aus feinkörnigerem Material ($k_{f,w}^{Li} = 1.4 \cdot 10^{-3} \text{ m/s}$) als der übrige Aquifer ($k_{f,w}^{SK} = 1.5 \cdot 10^{-2} \text{ m/s}$), Zugabe- und Entnahmeeinheit (schematisch)

Die einzelnen Kammern der Zugabe- und Entnahmeeinheiten waren mit Probennahmestellen (PN) und Druckanbohrungen zur Ermittlung der Druckhöhen ausgestattet. Zudem waren an der Rückseite der Rinne 67 mit Druckanbohrungen kombinierte Probennahmestellen angebracht, um sowohl den Verlauf der Tracer und A-Zirkulation, als auch das Strömungsfeld zu beobachten. Die Druckanbohrungen waren über Teflonschläuche mit Standrohren verbunden, in denen die Standrohrspiegelhöhe mit einer Genauigkeit von $\pm 1 \text{ mm}$ abgelesen werden konnte. Die Bezeichnung der Messstellen erfolgte vom Brunnen aus von 1 bis 15 spaltenweise aufwärts nummeriert und zeilenweise vom Boden der Rinne her alphabetisch von A bis M (Abb. 5.1). Die Glasfront der Rinne bot die Möglichkeit zur Visualisierung (V) der unterschiedlichen Zirkulationsbereiche durch Anfärben der Volumenströme mit Lebensmittelfarbe (E123, rot) und durch Anfärben des PCE mit Sudan IV des Schadstofftransports aus der Schadstoffquelle heraus.

In die Rinne wurde ein Sand-Kies-Gemisch ($d_{SK} = 1 \dots 8 \text{ mm}$, VEGAS Grobsand 1/8c) homogen nach der Vorgehensweise von Weber (2000) lagenweise eingebaut. Das Sand-Kies-Gemisch besaß eine Porosität von $n = 0.33$ und eine hydraulische Leitfähigkeit von $k_{f,w}^{SK} = 1.5 \cdot 10^{-2} \text{ m/s}$, welche aus Druckhöhenmessungen an der Versuchsrinne und mit Hilfe von Tracerversuchen ermittelt wurde. In Säulenexperimenten am IWS wurde für dieses Aquifermaterial und PCE als Schadstoff eine kritische Vertikalgeschwindigkeit von $v_{f,krit}^{SK} = 3 \text{ m/d}$

bestimmt. Um eine ausreichende Menge von PCE einbauen zu können, musste in dem Bereich des Schadensherds das Aquifermaterial durch einen Block aus feinkörnigerem Material ($d_{Li} = 0.4...0.63\text{mm}$) ersetzt werden. Die Abmessungen dieser Linse betragen $L_{Li} = 0.25\text{m}$, $H_{Li} = 0.20\text{m}$ und $T_{Li} = 0.25\text{m}$ (Abb. 5.1) mit einer hydraulischen Leitfähigkeit des Linsenmaterials von $k_{f,W}^{Li} = 1.4 \cdot 10^{-3}\text{m/s}$ und der Porosität von $n = 0.36$. Die kritische Geschwindigkeit konnte für dieses Material mit ca. $v_{f,krit}^{Li} = 1\text{-}2\text{m/d}$ abgeschätzt werden. Um die Experimente unter gespannten Verhältnissen durchführen zu können, war die Versuchsrinne mit einem Deckel wasserdicht verschlossen. Der Zwischenraum zwischen Bodenmaterial und Deckel war mit einer ca. 5cm dicken Quelltonschicht abgedichtet, um Wegbarkeiten entlang des Deckels zu verhindern. Sofern möglich wurden alle Dichtungen in Teflon ausgeführt, das eine geringe Adsorption gegenüber Schadstoffen aufweist [Leitfaden des Ministerium für Umwelt Baden-Württemberg, 1990].

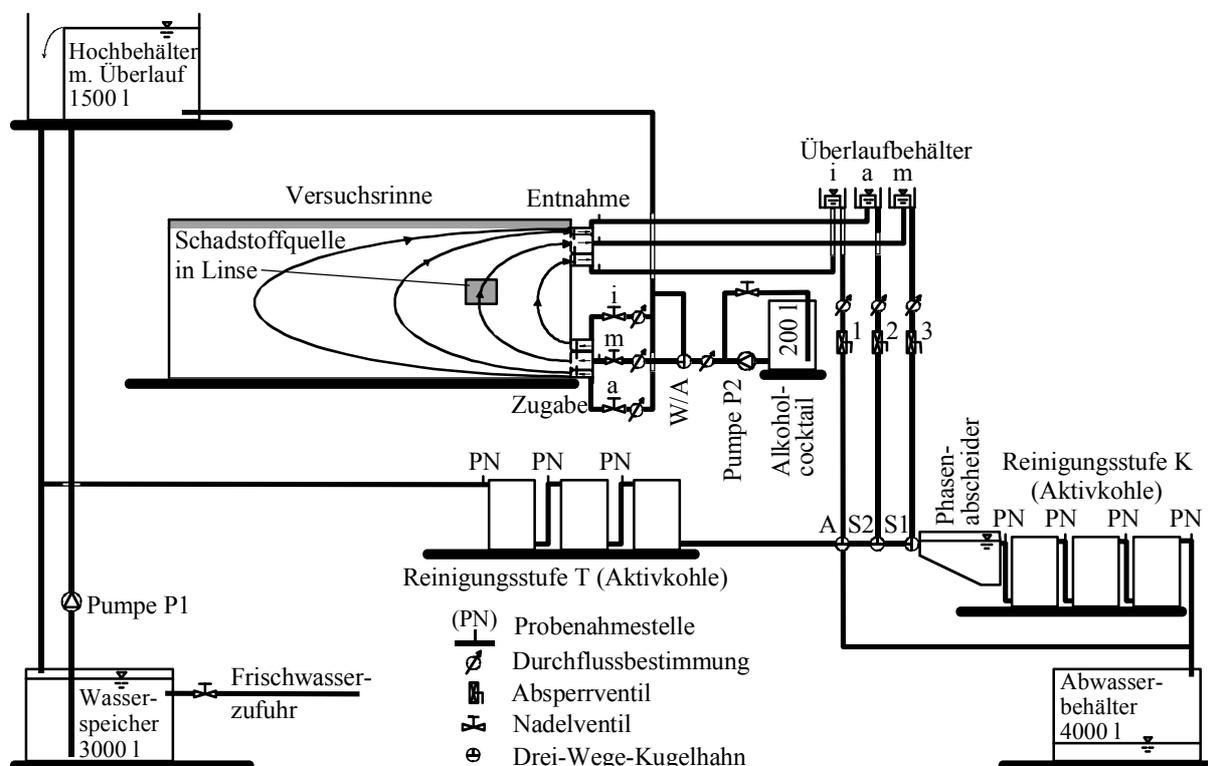


Abb. 5.2: Versuchsanlage mit Versuchsrinne (vertikal-ebenes Modell), Wasserspeicher, Hochbehälter, Reinigungsstufen und Abwasserbehälter (höhenverzerrt)

An dieser Stelle sei darauf aufmerksam gemacht, dass sich nach dem in Kap. 4.1.2 definierten Referenzzustand die Strömungskontrolle (Festpotenzialrandbedingung) am Entnahmefilter befindet. Am Versuchstand wurde die Festpotenzialrandbedingung jedoch über die Installation von Überlaufbehältern realisiert (s. Abb. 5.2). Dadurch verlagert sich theoretisch die Strömungskontrolle zu den Überlaufbehältern hin. Um die hydrostatische Druckverteilung in der Entnahmeeinheit zu erzeugen, müssten die Überläufe der Behälter auf das gleiche Niveau¹⁷ eingestellt werden. Die dazwischen liegende Verbindung birgt aber das Problem, dass der

¹⁷ Vorausgesetzt die Verbindungen (Leitungslänge und -durchmesser, Übergänge etc.) zwischen Kammer und Überlaufbehälter sind alle gleich ausgebildet, so dass die Reibungsverluste identisch sind.

Druckspiegel des Überlaufs durch den Alkoholcocktail abgesenkt wird (Abb. 5.3). Die resultierende Absenkung ist für den reinen Alkoholcocktail um maximal $\Delta h_{\bar{U},m} = l_2 \Delta \rho / \rho_W$ größer als beim Wasser¹⁸. Entsprechendes Anheben des mittleren bzw. Absenken des äußeren und inneren Überlaufbehälters in gleicher Größe gleicht diese Absenkung aus und bleibt damit ohne direkten Einfluss auf das hydraulische System.

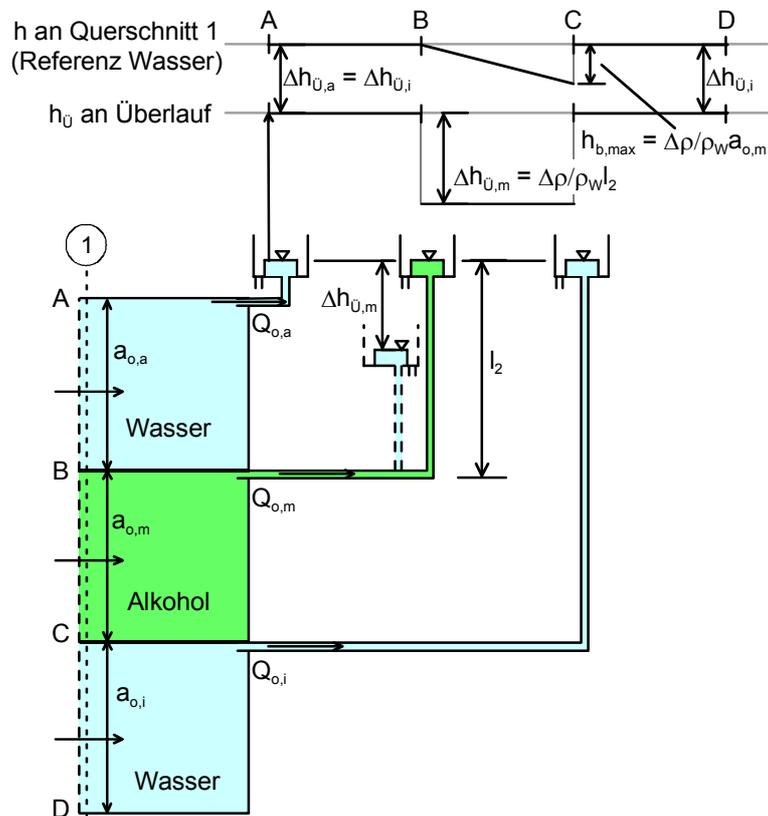


Abb. 5.3: Befindet sich Alkoholcocktail im Überlaufbehälter verringert sich der durch die Alkoholcocktailsäule l_2 erzeugte, mit den anderen Überlaufbehältern vergleichbare Druckspiegel um $\Delta h_{\bar{U},m}$

5.2 Versuchskonzept

5.2.1 Zielsetzung der Experimente

Die Zielsetzung der im folgenden einzelnen Experimente war sehr unterschiedlich (Tab. 5.1):

- (a) In ersten Experimenten sollte durch Zirkulation des mit Lebensmittelfarbe (E123) angefärbten Wassers (F) die Lage der einzelnen Zirkulationsbereiche in Abhängigkeit der Trennplattenstellungen zwischen den Kammern ermittelt werden, um somit eine gezielte Spülung des Schadensherds und eine kontrollierte Entnahme nachzuweisen.

¹⁸ Vernachlässigt, dass die Verluste in der Leitung für die Alkoholcocktailströmung größer sind als für die Wasserströmung. Die Druckänderung durch die Alkoholcocktailsäule gegenüber der Wassersäule ist sehr viel größer.

- (b) Anhand der Durchbruchskurven an ausgewählten Messstellen, E5 / G5, D6 / F7 und E8 / G8, aus Tracerexperimenten mit Uranin (U) sollten die Vertikal(-filter)-geschwindigkeiten im Bereich des Schadstoffherds bestimmt werden.
- (c) Zudem sollten diese Durchbruchskurven zusammen mit denen an den Kammern der Entnahmeeinheit Aufschluss über den Tracertransport in der Zirkulation geben und somit als Prognose für die gezielten Alkoholcocktailspülungen dienen.
- (d) Die Experimente mit Alkoholcocktailinjektion (A) wurden im Vergleich zu den Farbtracer- und Uranin-Experimenten durchgeführt, worüber der Nachweis einer gezielten, hydraulisch gesteuerten Alkoholcocktailinjektion geführt werden sollte.
- (e) Damit sollte in Experimenten mit eingebautem Schadstoff PCE (S) eine erfolgreiche Sanierung durch Alkoholcocktailinjektion demonstriert werden.

Die Ausgangsdurchflüsse Q_s (Tab. 5.1) zu Beginn der Experimente wurden in Bezug auf eine Referenz-Wasserspülung Q_{ref} gewählt (Kap. 5.2.2, Tab. 5.2), so dass an den Zugabe- und Entnahmekammern die Druckhöhen jeweils einheitlich waren. Realisiert wurde dies über die Anpassung der Zugaberaten in den Zugabekammern und über die entsprechende Höheneinstellung der an die Entnahmekammern nachgeschalteten Überlaufbehälter. Im Bereich des Schadensherds wurde so immer eine Vertikalgeschwindigkeit $v_f \geq v_{f,krit}$ erreicht (Tab. 5.4). Für den Referenzdurchfluss Q_{ref} ergibt sich dort eine Vertikalgeschwindigkeit von $v_f \approx v_{f,krit}$.

Bei den Experimenten mit Alkoholinjektion wurden vor Beginn der Injektion die Durchflussraten für die W-Zirkulation so weit erhöht (Kap. 5.2.2), dass die Durchflussraten für die WAZ dann entsprechend angepasst werden konnten. Nach Beendigung der Spülung mit Alkoholcocktail wurde auf reine Wasserspülung mit den Durchflussraten des Anfangszustands umgestellt. Die Dauer dieser Wasserspülung war etwa doppelt so lang wie die der Alkoholspülung, um die restlich vorhandenen Alkohole aus dem Porenraum zu spülen.

Bereits nach der ersten Spülung mit Alkoholcocktail erzeugte die durch Abbau der Alkoholreste von einigen 100mg/l entwickelte Mikrobiologie im Bereich der Zugabeeinheit eine an der Glasfront deutlich sichtbare Braunfärbung. Die hydraulischen Eigenschaften des Aquifers waren dadurch so sehr verändert, dass nach dem Experiment A3 der Austausch des Bodenmaterials erforderlich war (Tab. 5.1). Um bei den weiteren Experimenten diesen Aufwand zu vermeiden, wurde nach den einzelnen Experimenten die Versuchsrinne zur Desinfektion mit gechlortem Wasser gespült. Dieses wurde kurz vor dem jeweilig nächsten Experiment getauscht, um eine Beeinflussung der chemischen Analytik von Uranin, 2-Propanol, 1-Hexanol und PCE zu vermeiden.

Der zeitliche Verlauf der Farbfront als auch bei allen anderen Visualisierungen wurde mit einer Digitalkamera (Fa. OLYMPUS, Modell C3030 WZ) in Zeitintervallen zwischen 1-5min erfasst. Bei dem Sanierungsexperiment S1 wurde zusätzlich der Verlauf des Experiments videotechnisch dokumentiert, anschließend digitalisiert und daraus Fotos entnommen. Für ein optimales Ergebnis mussten die Fotos in den meisten Fällen digital nachbearbeitet werden.

Tab. 5.1: Übersicht der am IfH in der Versuchsrinne durchgeführten zweidimensionalen Experimente

Experiment	Ziele	Q_S	$f_m=Q_W/Q_A$ (für $Q_{u,m}$)	Injektionsart/ -dauer	Beobach- tung	Bemerkung
F1, F2, F3	(a)	$2.1 \cdot Q_{ref}$		Puls, innen+außen	V	-
U1	(b)	$2.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	PN	-
U2	(b), (c)	$2.0 \cdot Q_{ref}$		Puls, mittig	PN	-
F4/1	(a)	$2.0 \cdot Q_{ref}$		konti., innen+außen	V	-
F4/2	(a)	$2.0 \cdot Q_{ref}$		Puls, mittig	V	-
U3	(b), (c)	$2.0 \cdot Q_{ref}$		Puls, mittig	PN	-
A1	(b)	$2.0 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	0.9	Puls, mittig	PN	Entmischung
F5	(a)	$1.2 \cdot Q_{ref}$		Puls, mittig	V	bio-clogging
A2	(d)	$1.1 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	5.1	Puls, mittig	V	bio-clogging
F6	(a)	$4.7 \cdot Q_{ref}$		konti., innen+außen	V	bio-clogging
U4	(b), (c)	$1.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	PN	bio-clogging
A3	(d)	$0.9 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	5.1	kontinuierlich, mittig	PN	Entmischung, bio-clogging
F7	(a)	$4.0 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
U5	(c)	$0.9 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	PN	-
F8	(a)	$5.2 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
F9	(a)	$4.6 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
F10	(a)	$5.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
U6	(c)	$1.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	PN	-
A4	(d)	$1.1 \cdot Q_{ref}$	4.6	kontinuierlich, mittig	PN	Entmischung
Einbau einer Sandlinie (Lage des künstlichen Schadensherds)						
F11	(a)	$1.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
F12	(a)	$1.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	V	-
U7	(c)	$1.1 \cdot Q_{ref}$		kontinuierlich, mittig	PN	-
A5	(d)	$1.1 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	4.6	kontinuierlich, mittig	V	Entmischung
A6	(d)	$1.3 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	4.5	Puls, mittig	V	Entmischung
A7	(d)	$1.3 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	4.7	kontinuierlich, mittig	V, PN	Entmischung
A8	(d)	$3.2 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	1.9 (gesteuert)	kontinuierlich, mittig	V, PN	teilweise Entmischung
A9	(d)	$1.4 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	4.4 (gesteuert)	kontinuierlich, mittig	V, PN	teilweise Entmischung
A10	(d)	$2.5 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	2.4 (gesteuert)	kontinuierlich, mittig	V, PN	erfolgreich
S1, S2	(e)	$3.4 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$	1.8 (gesteuert)	kontinuierlich, mittig	V, PN	erfolgreich

5.2.2 Durchflussverhältnisse bei Wasser- und Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation

Die Durchflussverteilung des Referenzzustands der W-Zirkulation wurde unter der Verwendung der bekannten Aquiferkennwerte mit Hilfe eines einfachen homogen, isotropen Modells der Versuchsrinne mittels des Programms MODFLOW numerisch ermittelt. Aufgrund der in Kap. 4.1.2 definierten Randbedingungen (einheitliche Druckhöhen) war die Verteilung der Volumenströme über die Filterhöhe ungleichmäßig (s. Abb. 3.5). Um für unterschiedliche Kammerhöhen die zugehörigen Durchflüsse angeben zu können (Tab. 5.2), war es deshalb zweckmäßig separate Volumenströme für jede Lochreihe des jeweiligen Filters zu ermitteln.

Tab. 5.2: Referenzdurchflüsse (Wasser) in Abhängigkeit der Trennplattenstellung am Zugabefilter und Anwendung in den Experimenten

Trenn- platten- stellung Nr.	Höhenlage		Kammerhöhe			Referenz Q_{ref}			Experiment
	außen	innen	außen	mittig	innen	außen	mittig	innen	
	[mm]		[mm]			[l/h]			
I	60.5	214.5	52.5	154.0	96.5	13.6	46.9	63.4	F1, F2, F7 / U1
II	71.5	159.5	63.5	88.0	151.5	16.5	25.1	82.3	A6-A10 / S1, S2
III	71.5	181.5	63.5	110.0	129.5	16.5	32.2	75.2	F8-F11 / U6 / A4
IV	82.5	159.5	74.5	77.0	151.5	19.4	22.2	82.3	F12 / U7 / A5
V	82.5	181.5	74.5	99.0	129.6	19.4	29.3	75.2	U5
VI	82.5	192.5	74.5	110.0	118.5	19.4	33.1	71.4	F3-F5/U2+3/A1+2
VII	93.5	214.5	85.5	121.0	96.5	22.4	38.1	63.4	F6 / U4 / A3

Mit den in Tab. 5.2 für jede Kammer angegebenen Referenzdurchflüssen und der Berechnungsangabe für Q_S in Tab. 5.1, lassen sich so die Größe der Ausgangsdurchflüsse Q_S für jede Zugabekammer ermitteln. Von diesen ausgehend wurden dann die Durchflüsse (Wasser) für die Kammern am Versuchsstand angepasst, so dass diese einheitliche Druckhöhen erzeugten. Als Beispiel sind in Tab. 5.3 die Durchflüsse für die kontrollierte Regelung der Sanierungsexperimente S1 und S2 (Plattenstellung II) zusammengestellt, die sich nach den Gleichungen des Kap. 4.5.1 ergeben. Die Größe des Volumenstroms für den Alkoholcocktail ergibt sich, wenn der innere Durchfluss $Q_{u,i}$ als fest vorausgesetzt wird.

Tab. 5.3: Für Sanierungsexperimente S1 und S2 (Plattenstellung II) ergeben sich die Volumenströme an der Zugabeeinheit aus dem Referenzzustand. Die Volumenströme (soll) der WAZ berücksichtigen die Bedingungen, die sich aus den *Gravitations-Zahlen-Verhältnissen* ergeben

Zugabe- einheit	Referenz Q_{ref} (Wasser $v_f \approx v_{f,krit}$)	Ausgangsdurchflüsse $Q_S = 3.4 \cdot Q_{ref} \cdot f_m$ (s. Tab. 5.1)	Versuch ($h=konst.$)	WAZ (soll)
	[l/h]	[l/h]	[l/h]	[l/h]
$Q_{u,a}$	16.5	100.6	100.6	32.3
$Q_{u,m}$	25.1	152.4	152.4	88.7*
$Q_{u,i}$	82.3	500.0	550.0	550.0
Summe	129.3	753.0	803.0	(671.0)

* Durchfluss des Alkoholcocktails

5.3 Experimente mit Wasser-Zirkulation (Tracereperimente)

Sowohl die Farbtracer- als auch die Uranin-Experimente (F, U) bei reiner W-Zirkulation hatten zum Zweck, basierend auf einfachen hydraulischen Verhältnissen ohne Viskositäts- und Dichteinflüsse, Ergebnisse als Referenz für die später folgenden Alkoholspülungen zu liefern. Die in diesen ersten Experimenten erfassten Druckhöhen- und Durchflussverteilungen an den einzelnen Kammern bestätigten die Prognosen der numerischen Modellierungen [Wiesner, 2003]. Damit konnten mittels numerischer Simulationen für die weiteren Experimente die Positionierung der Trennplatten in den Kammern sowie die erforderlichen Durchflussraten ermittelt werden, so dass der Bereich des Schadensherds von der mittleren Zirkulation erfasst (Kap. 5.3.2) und dort die kritische Geschwindigkeit (Kap. 5.3.3) erreicht wurde.

5.3.1 Potenzialverteilung innerhalb der Versuchsrinne

Zur Verfolgung der Zirkulationsströmung wurde die Potenzialverteilung innerhalb der Versuchsrinne über die Messung der Druckhöhen bestimmt. Im unteren Teil der Rinne zeigte sich dabei ein leicht größeres Potenzialgefälle als im oberen Teil (Abb. 5.4). Dies zeigte, dass das Bodenmaterial im unteren Bereich geringfügig undurchlässiger war und auf die Verdichtung des lagenweise eingebauten Bodenmaterials zurückgeführt wurde. Abb. 5.4 zeigt die Potenzialverteilungen der W-Zirkulation von Exp. F10 (grau) und der W-Zirkulation vor der Alkoholcocktailzugabe des Exp. A5 (schwarz). Ein Einfluss der Linse mit geringerer hydraulischer Leitfähigkeit war über die Druckhöhen aufgrund der Ablesegenauigkeit von $\pm 1\text{mm}$ nicht zu bestimmen. Der unterschiedliche Verlauf der Potenziellinien der beiden Experimente in Abb. 5.4 rechts der Linse liegt in dieser Ablesegenauigkeit.

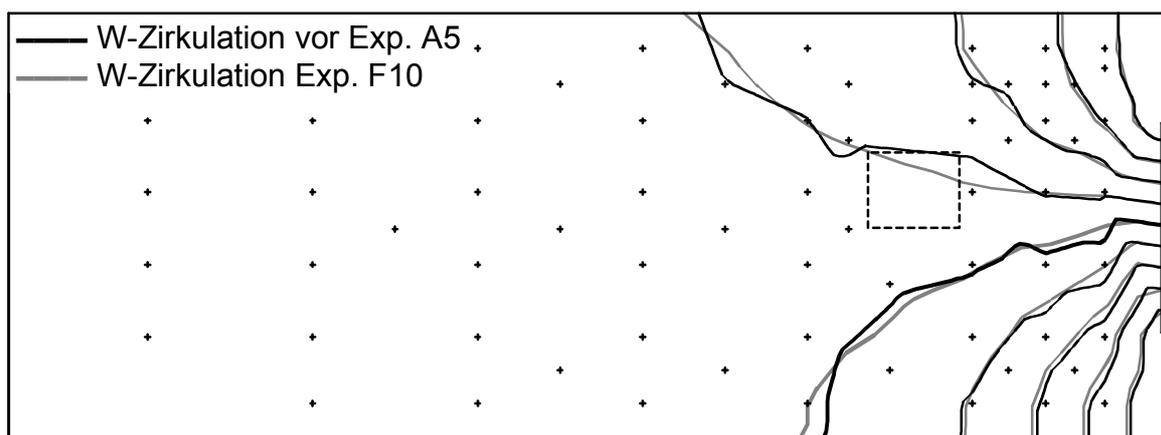


Abb. 5.4: Gemessene Potenzialverteilung von W-Zirkulationen innerhalb der Versuchsrinne vor und nach Einbau der Linse. Vorher: graue Linien, Exp. F10 und nachher: schwarze Linien, Exp. A5, vor Alkoholcocktailzugabe. Die Potenziellschrittweite beträgt 0.01m

5.3.2 Visualisierung der Zirkulationsbereiche

Zur Bestimmung der Lage der Trennstromlinien der mittleren Zirkulation wurde dem Wasserzustrom in der Zugabekammer Farbtracer zugemischt und dadurch der gesamte mittlere Bereich visualisiert. Die so abgrenzbare Form des mittleren Zirkulationsbereichs und die Lage der numerisch ermittelten Bahnlinien in diesem Zirkulationsbereich stimmten ohne (Exp. F10) und mit eingebauter Linse (Exp. F11) gut überein (Abb. 5.5). Die Übereinstimmung von Bahnlinien und Visualisierung wurde unter Berücksichtigung einer Anisotropie von $k_{f,h}/k_{f,v} = 1.5$ für das grobe Aquifermaterial erzielt. Dieser Wert scheint für das Einbauverfahren des schichtweisen Einbaus mit nachträglicher Verdichtung und das grobe Bodenmaterial realistisch, da das Bodenmaterial beim Einbau zur Separation der größten Kornfraktionen neigte und nicht ganz vermieden werden konnte. Weber (2002) erzielte mit dem Einbauverfahren eine Anisotropie von $k_{f,h}/k_{f,v} = 1.3$ allerdings mit einem Bodenmaterial dessen k_r -Wert um eine Größenordnung geringer war. Im oberen Zirkulationsbereich ist die Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung am besten, im unteren durch die verdichtungsbedingte verminderte hydraulische Leitfähigkeit am geringsten.

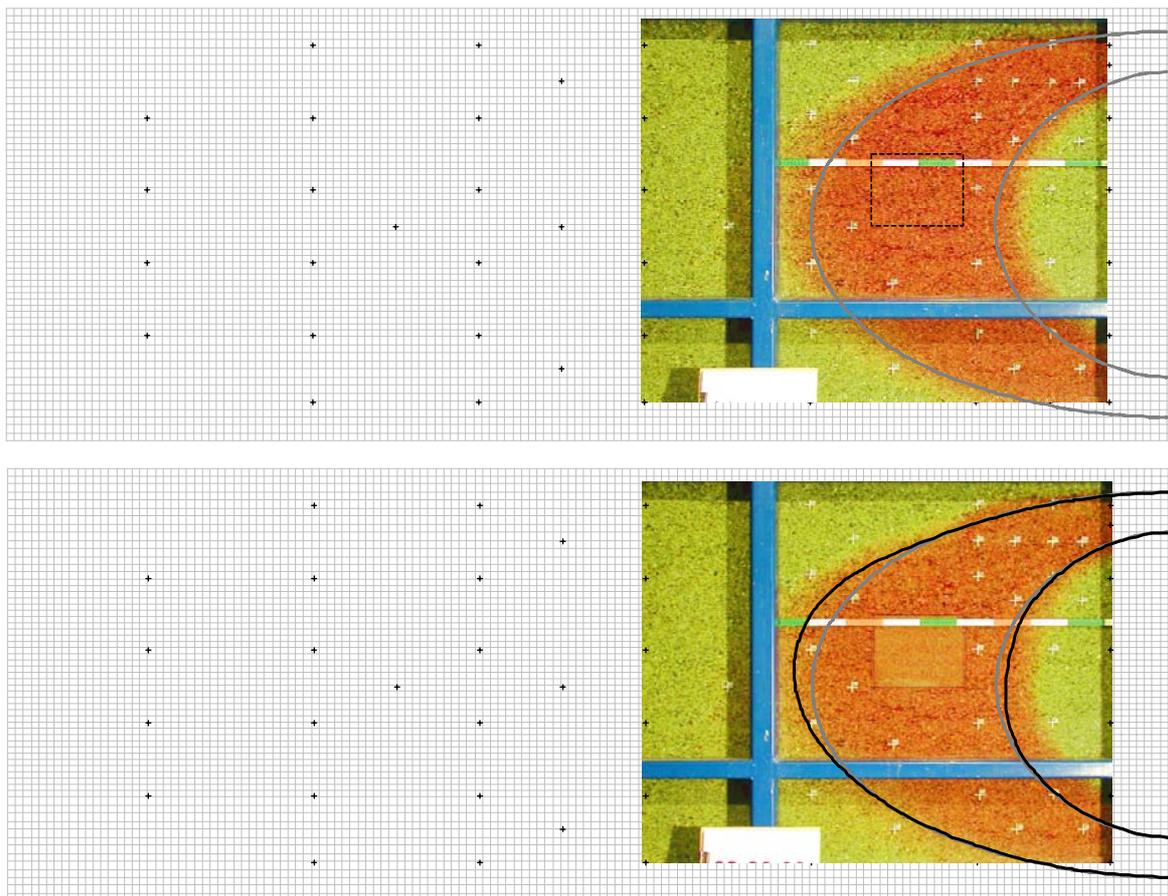


Abb. 5.5: Visualisierter mittlerer Zirkulationsbereich im Vergleich zu numerisch berechneten Bahnlinien mit Modelldiskretisierung vor und nach Einbau der Linse. Oben: Exp. F10 ohne Linse, graue Bahnlinien und unten Exp. F11 mit Linse geringerer Durchlässigkeit, schwarze Bahnlinien

Im Gegensatz zur Potenzialverteilung zeigte die Visualisierung des mittleren Zirkulationsbereichs den Einfluss der Sandlinse auf die Strömung. So wurde diese aufgrund der geringeren hydraulischen Leitfähigkeit langsamer durchströmt und der mittlere Zirkulationsbereich dadurch geringfügig aufgeweitet, so dass sich die Trennstromlinien entsprechend etwas verlagerten. Die Verlagerung der Bahnlinien ist im unteren Bild von Abb. 5.5 gut zu erkennen.

5.3.3 Vertikale Filtergeschwindigkeit im Bereich der Sandlinse (Schadensherd)

In den Uranin-Experimenten wurden zwischen 275 und 320 $\mu\text{g/l}$ Uranin in die mittlere Zugabekammer über unterschiedliche Zeitintervalle zugegeben, um damit unter vereinfachten hydraulischen Bedingungen die Injektion und Zirkulation von Alkoholcocktail zu simulieren. An den Probenahmestellen in den Kammern der Entnahmeeinheit sowie in der Rinne wurden Durchbruchkurven ermittelt, wobei die Uranin-Konzentrationen mit dem am IfH vorhandenen Fluorimeter (Fa. PERKIN ELMER, Modell LS30) bestimmt wurden. Anhand der Auswertung der Durchbruchkurven¹⁹ an den Messstellen E5/G5, D6/F7 und E8/G8 wurden die Vertikalfiltergeschwindigkeiten um den Bereich der Sandlinse (Schadensherd) ermittelt (Tab. 5.4) und größer als die der kritischen Geschwindigkeit $v_{f,krit}^{SK}$ bestimmt. Die Bestimmung der Vertikalfiltergeschwindigkeit innerhalb der Sandlinse war ausschließlich über den zeitlichen Verlauf der Farbtracerfront mit Hilfe von Fotos ermittelbar und wurde für das Exp. F11 zu $v_f^{Li} = 3.4\text{m/d} > v_{f,krit}^{Li}$ bestimmt. Würden später die Durchflüsse der WAZ größer als die in diesen Experimenten gewählt, war dort hinsichtlich der Geschwindigkeit ein Strömungsfeld mit $v_f > v_{f,krit}$ zu erwarten.

Tab. 5.4: Die Vertikalfiltergeschwindigkeiten v_f um den Bereich der Sandlinse für die Uranin-Experimente sind größer als die kritische Vertikalfiltergeschwindigkeit $v_{f,krit}^{SK} \approx 3\text{m/d}$

Experiment*	U1	U2	U3	U5	U6
zwischen Messstelle	v_f [m/d]				
E5 / G5	10	17	14	6	11
D6 / F7 (vert. Anteil)	7	6	6	5	-
E8 / G8	-	-	5	4	5

* U4, U7 nicht auswertbar

Zudem lieferten die innerhalb der Zirkulation bestimmten Durchbruchkurven eine quantitative Aussage über die Konzentrationsverteilungen in der Zirkulationsströmung (s. Abb. 5.14), womit die Visualisierungen aus den Farbtracer-Experimenten bestätigt werden konnten.

5.3.4 Massenausstrag

Die an den Kammern der Entnahmeeinheit ermittelten Durchbruchkurven zeigten einen deutlichen Einfluss der Dispersion (Abb. 5.6), der vor allem durch die Unterschiede im ungleich-

¹⁹ Als Beispiel für die Durchbruchkurven des Uranins von Exp. U3 siehe Abb. 5.14.

förmigen Geschwindigkeitsfeld der Zirkulationsströmung bedingt war [Kirubaharan, 2005]. Die in Abb. 5.6 enthaltenen Durchbruchkurven des Experiments U5 belegen zudem eine gezielte Entnahme des Uranins in der mittleren Entnahmekammer. Der große Einbruch der Konzentration in der Durchbruchkurve in der mittleren Entnahmekammer rührte von einer kurzzeitigen Änderung des Durchflusses aufgrund einer Störung durch die Durchflussbestimmung in Folge des Ausliterns in einem der Überlaufbehälter.

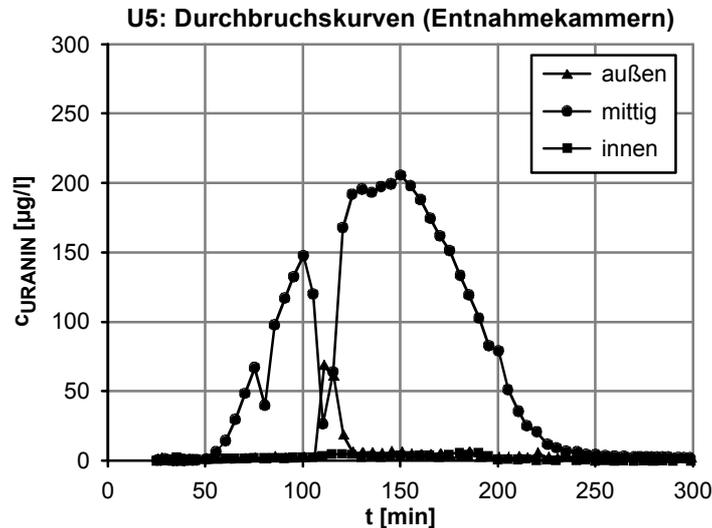


Abb. 5.6: Die Durchbruchkurven an der Entnahme zeigen deutlichen Einfluss der Dispersion infolge des ungleichförmigen Geschwindigkeitsfelds der Zirkulation dargestellt für das Uranin-Experiment U5, Zugabekonzentration $c_0 = 280 \mu\text{g/l}$, Zugabezeit $t = 100 \text{min}$

Auch die über die einzelnen Entnahmekammern der Entnahmeeinheit ausgetragenen Teilmassen belegen die gezielte Entnahme des Uranins über die mittlere Kammer (Tab. 5.5). Nur Exp. U2 zeigt einen erhöhten Massenaustrag in der äußeren Entnahmekammer. Diesem konnte durch entsprechende wohldosierte Fokussierung des Durchflusses auf die mittlere Entnahmekammer in den folgenden Experimenten entgegengewirkt werden.

Tab. 5.5: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen der Uranin-Experimente

Experiment*	ausgetragene Masse				
	gesamt		außen	mittig	innen
	[µg]	[%]	[%]	[%]	[%]
U1	3065	99	k. PN.	99	k. PN
U2	1593	107	60	45	2
U3	1237	84	2	72	10
U5	14331	101	1	97	3
U6**	20194	114	0	111	4
U7	15514	91	0	91	0

* U4 nicht auswertbar, ** Gerät verschmutzt, k. PN – keine Probennahme

5.4 Experimente mit Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ)

5.4.1 Vorbemerkungen

Die Experimente mit Alkoholcocktailinjektion wurden unter hydraulisch ähnlichen Bedingungen wie die Tracerexperimente durchgeführt, um einen direkten Vergleich zu ermöglichen. Zum direkten visuellen Vergleich mit den Farbtracer-Experimenten wurde der Alkoholcocktail angefärbt. Über die Ermittlung von Durchbruchkurven in der Rinne war bei den Alkoholcocktailspülungen der Nachweis zu führen, dass der Schadensherd erreicht und dort die Vertikalgeschwindigkeit $v_f > v_{f,krit}$ eingehalten wurde. Weiterhin wurden während der Experimente sowohl die Durchflüsse über die Kammern der Zugabe- und Entnahmeeinheit bestimmt als auch die Druckhöhen innerhalb der Kammer aufgezeichnet. Um die hydraulische Steuerung in den WAZ-Experimenten zu demonstrieren, wurden die Experimente hinsichtlich der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Filtereinheiten und ihrer *Gravitations*-Zahlen ausgewertet (Kap. 6).

Aufgrund der hohen zu erwartenden Konzentrationen bis 450g/l 2-Propanol, 200g/l 1-Hexanol und 10g/l PCE, stand zu deren Bestimmung keine standardisierte chemische Analytik zur Verfügung. Im Analytiklabor am Forschungszentrum Umwelt (FZU), Universität Karlsruhe, wurde daher eine Methode mittels Flüssigaufgabe in einen Gaschromatographen entwickelt. Um einen Verlust der Substanzen auf Grund deren Flüchtigkeit zu minimieren, wurden bereits bei der Probennahme die Proben 1:1 mit Acetonitril (ACN) verdünnt, das bei der Analytik zudem als interner Standard nutzbar war. Eine weitere Probenaufbereitung war damit nicht mehr notwendig. Nachteilig dabei waren die recht hohen Nachweisgrenzen (Nwg) der einzelnen Substanzen über diese Methode, etwa 25mg/l bei 2-Propanol und 1-Hexanol und 200 μ g/l bei PCE.

5.4.2 Strömungs- und Druckverhältnisse in der Versuchsrinne

Die Strömungs- und Druckverhältnisse in der Versuchsrinne bei der WAZ bildeten sich nach der vorgegebenen Randbedingung für den mittleren Alkoholcocktaildurchfluss aus. Die unterschiedlichen Randbedingungen (RB) waren:

- (a) gleiche Filtergeschwindigkeit $v_{A,W} = v_{f,W}$
- (b) gleiches hydraulisches Gefälle $I_A = I_W$
- (c) gleicher Druck $p_A = p_W$

Bei Randbedingung (a) ersetzte der Alkoholcocktail das Wasser ohne Rücksicht auf die veränderte hydraulische Leitfähigkeit, so dass der Durchfluss in der mittleren Zugabekammer unverändert blieb. Bei Randbedingung (b) wurde die veränderte hydraulische Leitfähigkeit berücksichtigt, so dass sich ein im Verhältnis v_W/v_A kleinerer Durchfluss für den mittleren Durchfluss an Alkoholcocktail ergab. Im letzten Schritt der Randbedingung (c) wurde der Durchfluss des Alkoholcocktails dahingehend geregelt, dass sich ein Druckgleichgewicht zwischen innerer W- und mittlerer A-Zirkulation an der innenliegenden Trennplatte, unter entsprechender Re-

gelung des Durchflusses über die äußere Zugabekammer zur Berücksichtigung des Auftriebs, einstellen konnte. Die Experimente können diesen RB wie folgt zugeordnet werden: (a) Exp. A1, (b) Exp. A4 bis A7, (c) Exp. A8 bis A10, S1, S2. Bei Exp. A2 & A3 war der Aquifer durch „bio-clogging“ beeinträchtigt, so dass Exp. A2 nachträglich der RB (c) zugeordnet werden konnte (Kap. 6.2). Exp. A3 konnte keiner dieser RB zugeordnet werden.

Entsprechend der RB für die mittlere A-Zirkulation konnten sowohl instabile als auch stabile Strömungszustände beobachtet werden. In den instabilen Fällen bildete sich keine Stromröhre mit Alkoholcocktail aus (Exp. A3 bis A7). In den stabilen Fällen bildete sich zeitweise (Exp. A8 & A9) bzw. dauerhaft (Exp. A10, S1 & S2) eine stabile Stromröhre mit Alkoholcocktail aus. Exp. A1 & A2 bilden eine Ausnahme, da hier der Alkoholcocktail nur als Puls zugegeben wurde, so dass sich aufgrund des zugegebenen Alkoholcocktailvolumens keine vollständige Stromröhre ausbilden konnte. Bei Exp. A2 verhielt sich diese unvollständige Stromröhre stabil. Bei der weiteren Interpretation dieses Experiments ist im Weiteren zu beachten, dass bereits zu diesem Zeitpunkt die hydraulische Leitfähigkeit im Bereich des Zugabefilters durch „bio-clogging“ beeinträchtigt war.

Die Zugabe des verwendeten und vom IWS entwickelten Alkoholcocktails erfolgte während der Injektionsphase direkt in die mittlere Zugabekammer. Die Verdrängung des Wassers in dieser Kammer war von großer Bedeutung, da die Gefahr bestand, dass sich der Alkoholcocktail auf Grund seiner Dichte dort einschichtet und somit nicht wie vorgesehen über die gesamte Filterhöhe dieser Kammer in den Aquifer einströmt. Dieser Effekt wurde nur bei ungünstigen Druckverhältnissen in den Zugabekammern, die den Auftriebskräften nicht ausreichend entgegenwirkten, beobachtet.

Bei den Alkoholcocktailinjektionen war in den meisten Fällen eine Entmischung des Alkoholcocktails an der innenliegenden Grenzfläche zu beobachten (Tab. 5.1), die jedoch in den Fällen, bei denen sich eine Stromröhre mit Alkoholcocktail ausbildete, das Fließgeschehen am Zugabefilter und innerhalb der Versuchsrinne nicht beeinträchtigte. In allen Fällen beeinflusste die auftretende 1-Hexanol-Phase hauptsächlich die Strömungsverhältnisse in der Anschlussleitung an der äußeren Kammer der Entnahmeeinheit. In der mittleren Kammer wurde während der Entnahme des Alkoholcocktails sowohl durch das dichtebedingt niedrigere Potenzial zwischen Kammer und Überlaufbehälter als auch durch eine dichte- und viskositätsbedingte Erhöhung des Strömungswiderstands in der Anschlussleitung eine zusätzliche Steuerung zur Erhaltung der Durchflussrate erforderlich.

5.4.3 Visualisierungen

Die Strömungsgeometrie der WAZ-Experimente mit den unterschiedlichen Randbedingungen wurde durch das Einfärben des Alkoholcocktails mit Lebensmittel Farbe (E123, rot) visualisiert. Da E123 in Wasser, aber nur in sehr begrenzten Umfang in Alkoholen löslich ist, wurde die Entmischung des 1-Hexanol aus dem Alkoholcocktail nur indirekt auf den von der angefärbten Zirkulation aufgenommenen Fotos erfasst. Im Fall der Entmischung blieb ein Gemisch aus angefärbtem Wasser und 2-Propanol zurück und die Strömungsgeometrie unter-

schied sich stark vom stabilen Zustand (Abb. 5.7). Beim unstablen Zustand konnte nur eine dünne rote Linie (Abb. 5.7a, Exp. A5, Alkoholinjektion $t = 109\text{min}$) im Gegensatz zum stabilen Zustand beobachtet werden, der zudem deutlich den gesamten Bereich der Sandlinse erfasste (Abb. 5.7b, Exp. A10, Alkoholinjektion $t = 71\text{min}$). Die Zeitangabe in den Aufnahmen basiert auf der Zeitmessung ab Beginn der Alkoholcocktailinjektion (Abb. 5.7, Format: hh:mm:ss).

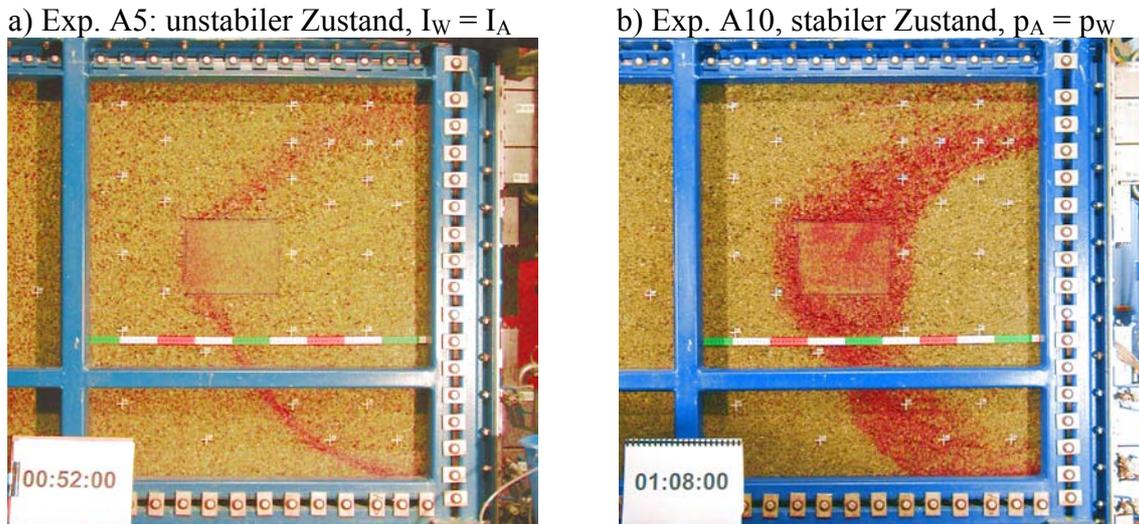


Abb. 5.7: Visualisierung der A-Zirkulation: a) instabiler Zustand bei Vorgabe des gleichen hydraulischen Gefälles und b) stabiler Zustand bei Vorgabe des Druckgleichgewichts zwischen innerer W- und mittlerer A-Zirkulation an der innenliegenden Trennplatte unter Berücksichtigung des Auftriebs im Durchfluss über die äußere Zugabekammer; Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei 00:00:00 mit hh:mm:ss

5.4.4 Vertikale Filtergeschwindigkeit im Bereich der Sandlinse

Anhand der Auswertung der Durchbruchkurven an den Messstellen E5/G5, D6/F7, F7/H7 und E8/G8 wurden die vertikalen Filtergeschwindigkeiten um den Bereich der Sandlinse (Schadensherd) ermittelt (Tab. 5.6). Es konnten dabei für die beiden Alkohole sowohl identische als auch unterschiedliche Filtergeschwindigkeiten bestimmt werden, wobei letztere ein Indiz für eine Entmischung des Alkoholcocktails ist. In allen Fällen wurde eine Filtergeschwindigkeit größer als die kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}^{SK}$ erreicht, die für eine kontrollierte aufwärtsgerichtete Mobilisierung des PCE notwendig ist. Zwischen den Messstellen an denen keine Filtergeschwindigkeiten bestimmt werden konnten (Tab. 5.6), wurde entweder nur eine Messstellen beprobt oder es erfolgte bei beiden keine Probennahme. Die Bestimmung der Vertikalgeschwindigkeit innerhalb der Sandlinse war ebenso wie bei den Tracerexperimenten über den zeitlichen Verlauf der Farbracerfront mit Hilfe von Fotos ermittelbar und lag zwischen $v_f^{Li} = 4\text{-}10\text{m/d} > v_{f,krit}^{Li}$. Für Exp. S1 und Exp. S2 kann über die ähnlichen Zugaberaten von Exp. A8 auf eine Filtergeschwindigkeit innerhalb der Linse von ca. $v_f^{Li} = 10\text{m/d}$ geschlossen werden.

Bei genauer Betrachtung der Durchbruchkurven von Exp. A1 sind die Unzulänglichkeiten

bei der Alkoholcocktailinjektion aufgrund der fehlenden Steuerung gut erkennbar. So lagen die gemessenen Alkoholkonzentrationen weit unter denen des reinen Alkoholcocktails (Abb. 5.8), d.h. es musste bereits kurz nach der Injektion in den Aquifer eine Entmischung stattgefunden haben, insbesondere da der 1-Hexanolanteil stark verringert ist. Darüber hinaus waren die gemessenen Konzentrationen im Querschnitt 8 etwa 10-fach geringer als im Querschnitt 5, woraus geschlossen werden konnte, dass die Lage der Trennplatten in diesen Experimenten nicht geeignet war, den Schadensherd mit Alkoholcocktail zu erreichen (Abb. 5.8).

Tab. 5.6: Die Vertikalfiltergeschwindigkeiten v_f um den Bereich der Sandlinse für die WAZ-Experimente für 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) im Vergleich zu $v_{f,krit}^{SK} \approx 3\text{m/d}$. Die teils unterschiedlichen Filtergeschwindigkeiten zeigen eine Entmischung des Alkoholcocktails auf

Experiment*	A1	A3	A4	A7	A8	A9	A10	S1	S2
Messstellen	v_f [m/d]								
E5 / G5	14	2-P: 17 1-H: 12	10	19	38	29	32	k. PN	k. PN
D6 / F7 (vert. Anteil)	k. PN	k. PN	k. PN	2-P: 17 1-H: 15	21	15	15	21	35
F7 / H7	k. PN	k. PN	k. PN	k. PN	k. PN	k. PN	k. PN	23	38
E8 / G8	2-P: 7 1-H: 8	2-P: 12 1-H: -	n. b.	2-P: 12 1-H: -	2-P: 19 1-H: 16	16	k. PN	k. PN	k. PN
Linse	Nicht vorhanden			n. b.	7-10	4-9	5	(10)	(10)

* A2, A5, A6 nicht auswertbar, k. PN – keine Probennahme, n.b. – nicht bestimmbar

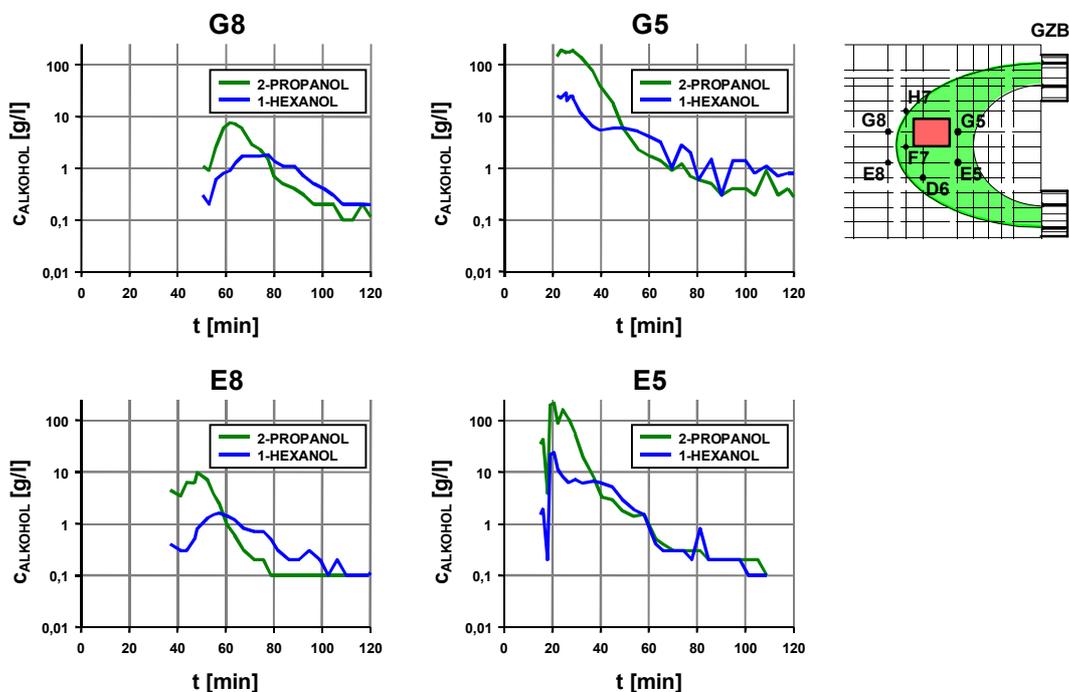


Abb. 5.8: Durchbruchkurven der Alkohole an den Messstellen E5 / G5 und E8 / G8 zur Bestimmung der vertikalen Filtergeschwindigkeiten des Exp. A1 (s. Tab. 5.6)

5.4.5 Massenausstrag

Die ausgetragenen Massen der Alkohole bei den WAZ-Experimenten ist sehr unterschiedlich und variiert für 2-Propanol (2-P) zwischen 26 bis 108% und für 1-Hexanol (1-H) zwischen 7 bis 113% (Tab. 5.7). Diese großen Spannweiten erklären sich zum einen aus der zu Beginn der Versuchsreihen noch nicht ausgereiften Analytik, die zeitgleich zu den ersten Experimenten optimiert wurde (Exp. A1 & A3). Zum anderen sind Fehler bei der Probennahme und die Entmischung des Alkoholcocktails in den Entnahmekammern zu nennen. Bei zuerst genanntem kommt ein zu kleines Probenahmevolumen und bei letzterem die konstruktive Ausbildung der Probenahmestellen als Fehlerquelle in Betracht: Die Probenahmestellen waren kurz nach den Kammern in dem jeweiligen Auslaufrohr angebracht (s. Abb. 5.2) und bestanden aus einem Röhrchen mit mehreren Anbohrungen. Bei der Probennahme wurde dabei eine konstante Konzentration über den Querschnitt des Auslaufrohres angenommen, die im Idealfall mit der gemessenen Konzentration korreliert. Diese Annahme ist mit abnehmenden Durchfluss und oben erwähnter zunehmender Entmischung des Alkoholcocktails nicht ausreichend erfüllt. Es ist anzunehmen, dass der Durchfluss für die 1-Hexanol-Phase in den meisten Fällen dadurch unterschätzt wurde.

Die über die einzelnen Entnahmekammern ausgetragenen Massen spiegeln die Problematik der Entmischung des Alkoholcocktails und die damit verbundene unzureichende Regelung der Durchflüsse an der Entnahme wider. Bei den ersten Alkoholcocktailexperimenten erfolgte dort bewusst keine Regelung der Durchflüsse, um alle Einflüsse durch diese ausschließen zu können. Durch die fehlende Anpassung in Kombination mit einem geringen Durchfluss über die äußere Entnahmekammer sammelte sich dort bei den Exp. A1 bis Exp. A4 die auftretende 1-Hexanolphase, die dann die nachfolgende Verbindung zum Überlaufbehälter verstopfte.

Tab. 5.7: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen von 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) während der WAZ-Experimente

Experiment*	ausgetragene Masse									
	gesamt				außen		Mittig		innen	
	[kg]		[%]		[%]		[%]		[%]	
	2-P	1-H	2-P	1-H	2-P	1-H	2-P	1-H	2-P	1-H
A1	7.5	2.9	88	91	0	0	73	59	15	32
A3	5.2	0.6	26	7	0	0	20	3	6	4
A4	25	10	100	98	0	0	82	63	18	35
A7	25.1	11.7	82	100	17	86	64	12	2	1
A8	18.8	3.8	51	25	51	25	geschlossen		geschlossen	
A9	29.4	8.4	84	54	84	54	gekoppelt mit außen		geschlossen	
A10	20.5	3.4	60	23	51	15	9	8	k. PN	k. PN
S1	38.4	15.9	100	93	90	82	10	9	geschlossen	
S2	47.5	21.9	108	113	100	101	8	12	geschlossen	

* A2, A5, A6 keine Probennahme (k. PN)

Durch entsprechende Fokussierung des Durchflusses auf die mittlere Entnahmekammer sowie unterschiedlichen Kammergrößen wurde versucht den Alkoholcocktail kontrolliert zu entnehmen. Dies allein war nicht ausreichend, wie die Austragsrate des 1-Hexanols in der äußeren Entnahmekammer von Exp. A7 belegt. Deshalb wurde entschieden zunächst den gesamten Volumenstrom über eine Kammer zu entnehmen (Exp. A8 & Exp. A9) und über einen Überlaufbehälter zu kontrollieren. Änderungen der Randbedingung an der Entnahme wirkten sich damit auf alle Teile der Zirkulation und auf die Druckverhältnisse in den einzelnen Kammern am Zugabefilter gleich aus. Dies war auch im Bezug eines Vergleichs der Druckverhältnisse in den einzelnen Zugabekammern vorteilhaft. Eine kontrollierte Entnahme aller Substanzen wurde erreicht, in dem die Fluide bei Exp. S1 und S2 über die äußere und mittlere Entnahmekammer derart entnommen wurden, dass der Volumenstrom $Q_{o,m}$ über die mittlere Entnahmekammer maximal so groß wie der Volumenstroms $Q_{u,i}$ der inneren Zugabekammer war ($Q_{o,m} \leq Q_{u,i}$). Der übrige Volumenstrom wurde dann über die äußere Kammer entnommen.

5.5 Sanierungsexperimente (in-situ Sanierung einer PCE-Schadstoffquelle)

Die beiden Sanierungsexperimente S1 und S2 waren hinsichtlich der Strömungsverhältnisse nahezu gleich. Beim Sanierungsexperiment S2 wurde zusätzlich sowohl vor als auch nach der Alkoholcocktailinjektion ein 'partitioning-tracer-test' (PTT) durchgeführt. Die Ergebnisse der PTT sind nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit, sondern in Greiner (2006) zu finden.

5.5.1 Schadstoffeinbau

Der Schadstoffeinbau bei den beiden Sanierungsexperimenten S1 und S2 erfolgte in gleicher Weise in die bereits erwähnte Sandlinse aus feinkörnigem Material. Die Lage der Linse blieb bei allen Versuchen gleich (s. Abb. 5.1). In jedem Sanierungsexperiment wurden in die Linse jeweils 175ml (283.5g) PCE mittels einer 25ml-Glaspipette in sieben Schichten in ein Volumen von etwa 12l in residualer Sättigung von 4.5% verteilt. Um die Abreinigung des PCE an der Glasfront verfolgen zu können, wurde das PCE mit 50mg/l Sudan IV angefärbt. Der Einfluss des Sudan IV auf die Grenzflächenspannung zwischen PCE und Wasser war in dieser Konzentration nur gering [Tuck et al., 2003]. So wurde gewährleistet, dass der Eindringdruck des PCE in etwa gleich blieb, so dass eine unkontrollierte Mobilisierung durch das Linsenmaterial hindurch beim Einbau nicht zu erwarten war.

Für den Einbau des PCE wurde der Rinnendeckel und die Quelltonschicht im Bereich der Schadstoffquelle entfernt und mit einem Caisson das Bodenmaterial ausgehoben. Zuvor wurde der Wasserspiegel in der Rinne unter Einspeisung von Kohlendioxid (CO_2) in den Porenraum auf die Höhe der Linsenunterkante abgesenkt. Durch die wesentlich höhere Löslichkeit des CO_2 in Wasser lösten sich beim Anheben des Wasserspiegels entstandene Gaseinschlüsse schnell auf, so dass der Porenraum kurze Zeit nach dem Anheben wieder als gesättigt angesehen werden konnte. Für die Handhabung des flüchtigen PCE an der Versuchsrinne waren

Atemschutz gegen giftige Dämpfe und eine leichte Schutzbekleidung in Form von Viton[®]-Handschuhen und Overall gegen mögliche PCE-Tropfen notwendig.

5.5.2 Schadstofftransport und -austrag

Die Alkoholcocktailinjektion erfolgte in beiden Experimenten über etwa 70min in die mittlere Zugabekammer, so dass der Alkoholcocktail den Schadensherd vollständig um- und durchströmte (Abb. 5.9). Die erfolgreiche Sanierung der Sandlinse mittels Alkoholcocktail konnte qualitativ über die Visualisierung des Verlaufs der Abreinigung des angefärbten PCE (Abb. 5.10) dokumentiert werden. Beim Erreichen der Alkoholfront am Schadensherd wurde im Sanierungsexperiment S1 ein Absinken des PCE beobachtet, das jedoch nach kurzer Distanz durch Vermischung mit dem von unten weiter nachströmenden Alkoholcocktail gestoppt wurde (Abb. 5.10). Im Sanierungsexperiment S2 konnte eine vergleichbare Mobilisierung nicht beobachtet werden. Der Austrag aus dem Schadensherd erfolgte in beiden Experimenten über die Vermischung mit dem Alkoholcocktail. Etwa 50min nach Beginn der Alkoholcocktailinjektion in Exp. S1 wies der Schadensherd keine Verunreinigung mehr auf.

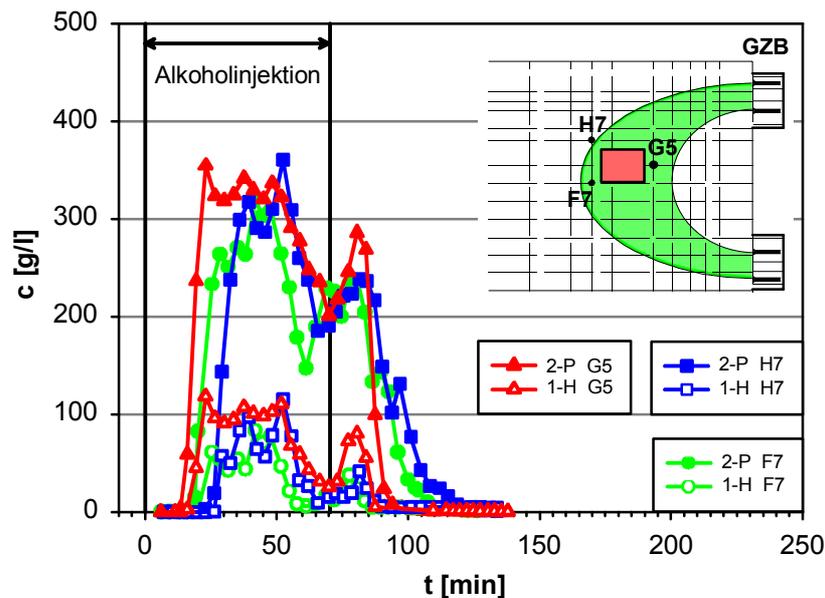


Abb. 5.9: Gemessene Durchbruchskurven der Alkohole im Bereich der Kontamination beim Sanierungsexperiment S1

Bei beiden Sanierungsexperimenten konnte die kontrollierte Mobilisierung des PCE anhand von Durchbruchskurven innerhalb der Rinne bestätigt werden (Abb. 5.11). Die gemessenen extrem hohen Konzentrationen des PCE an den Messstellen K4 und K5 im Sanierungsexperiment S1 belegen den kontrollierten aufwärtsgerichteten PCE-Transport innerhalb der Rinne (Abb. 5.11a). Die im Sanierungsexperiment S1 an der Glasfront beobachtete abwärtsgerichtete Mobilisierung des PCE konnte anhand der an den Probenahmestellen C5 und D6 gemessenen Durchbruchskurven nicht bestätigt werden. Die gemessenen PCE-Konzentrationen oberhalb der Bestimmungsgrenze an der Messstelle C5 in diesem Experiment lassen die Deutung

auf eine abwärtsgerichtete Mobilisierung nicht zu, sondern weisen eher auf eine Kontamination der Probenahmeutensilien hin. Im Sanierungsexperiment S2 konnte an den Messstellen C5 und D6 kein PCE oberhalb der Nachweisgrenze (Nwg) gemessen werden. Zur zusätzlichen Kontrolle wurde in diesem Experiment ebenfalls die Messstelle E5 beprobt, an der ebenso wie an den vorher genannten Messstellen kein PCE nachgewiesen werden konnte (Abb. 5.11b).

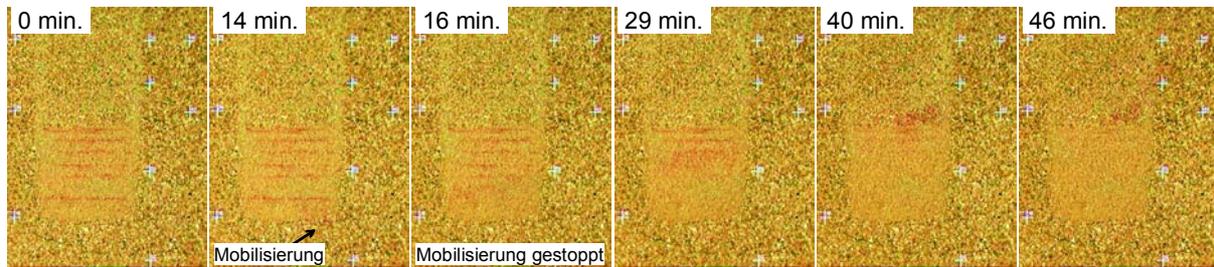


Abb. 5.10: Visualisierung des Verlaufs der Abreinigung des PCE-Schadensherds im Sanierungsexperiment S1 mit dem Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei $t = 0$ min

Die quantitative Auswertung des ausgetragenen PCE erfolgte wie für die Alkohole über die Durchbruchkurven an den Probenahmestellen der Entnahmeeinheit. Die Versuchsabläufe der beiden Sanierungsexperimente S1 und S2 waren entsprechend den Versuchsbedingungen sehr ähnlich. Der Großteil des PCE kam jeweils mit der Alkoholcocktailfront an. Die in Abb. 5.12 dargestellten Konzentrationsverläufe belegen eindrucksvoll den Sanierungserfolg. Der Ausstrom des PCE dauerte nur ca. 30min und war noch während der Alkoholcocktailinjektion abgeschlossen (Abb. 5.12).

Die höchsten PCE-Konzentrationen von über 5g/l wurden nur in wenigen Proben beobachtet. Im Nachlauf lagen bereits 1.5h nach Beginn der Alkoholcocktailinjektion die Konzentrationen bei etwa 1mg/l. Das 1-Hexanol zeigte ein gewisses Tailing, was sich dadurch erklären lässt, dass es zu einer beobachteten Entmischung des Alkoholcocktails kam (vgl. Messstelle E3, Exp. S1, Abb. 5.11a). Das 1-Hexanol konnte als freie Phase hydraulisch nicht mehr kontrolliert werden, sammelte sich im oberen Aquiferbereich und wurde langsam durch Lösungsprozesse mit der nachfolgenden Wasserspülung ausgetragen. Die beobachtete geringfügige Entmischung hatte keinen negativen Einfluss auf den Sanierungsverlauf im jeweiligen Experiment. Vor und nach der Alkoholcocktailspülung im Sanierungsexperiment S2 wurden die zuvor erwähnten PTT zur Bestätigung des Sanierungserfolgs durchgeführt. Ein Vorlauf von ca. 1h war zur Überprüfung aller hydraulisch relevanten Größen in der Rinne für das jeweilige Experiment notwendig. Diese Überprüfung bestand vor allem aus der Durchflussbestimmung an den Überlaufbehältern und deren Höhenjustierung, der es aufgrund unterschiedlicher Gesamtdurchflussraten in den PTT und dem Exp. S2 bedurfte. Nach den einzelnen Experimenten wurde die Zirkulationsströmung dann unterbrochen (Abb. 5.12).

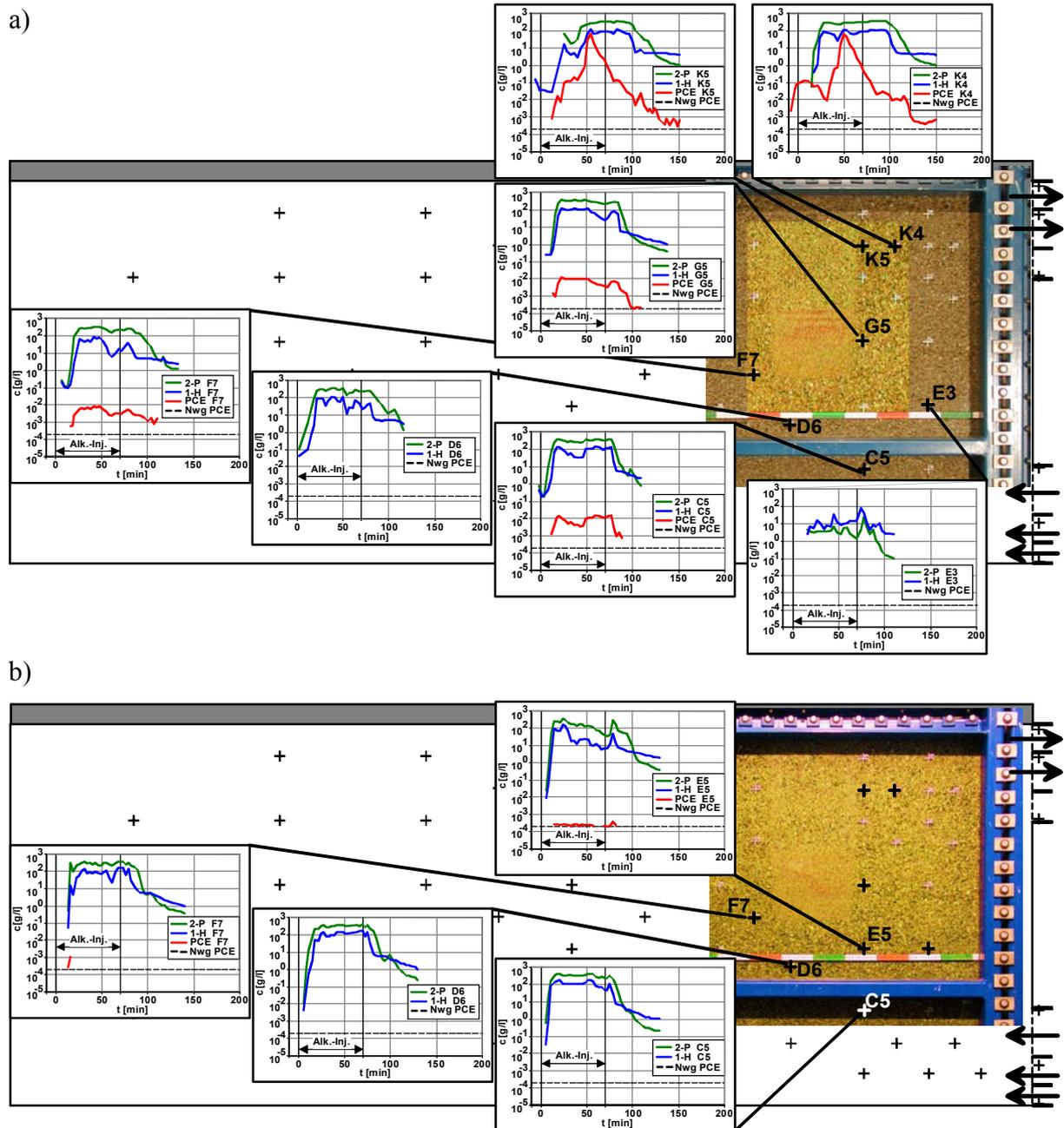


Abb. 5.11: Konzentrationsverläufe der Alkohole und des PCE an unterschiedlichen Messstellen innerhalb der Versuchsrinne der Sanierungsexperimente a) Exp. S1 und b) Exp. S2 mit den Rinnenausmaßen (schematisch). Die Injektion des Alkoholcocktails erfolgte zwischen $t=0-71\text{min}$. Die Fotos zeigen den Zustand des Schadensherds in der Linse zum Zeitpunkt a) $t=29\text{min}$ und b) $t=27\text{min}$

Da die Massenbilanzen, wie bereits beschrieben, auf sehr wenigen großen Konzentrationswerten beruhen, die zudem hohe Anforderungen an die chemische Analytik stellten, war die Wiederfindung von ca. 87% PCE im Exp. S1 und ca. 106% im Exp. S2 praktisch vollständig (Abb. 5.12 & Tab. 5.8). Ähnliches gilt auch für die Wiederfindung der Alkohole. Während der PTT wurde die Zirkulation auch über die innere Entnahmekammer geführt. Die Zirkula-

tion selbst war hier bezüglich der Durchflüsse und Kammerhöhen in Zugabe- und Entnahmeeinheit symmetrisch. Am Auslauf der inneren Kammer konnte in beiden Fällen kein PCE detektiert werden. Die Proben aus den PTT-Experimenten sowie der Vorläufe wurden aufgrund anderer Probenbeschaffenheit im Analytiklabor des IWS analysiert. Die Nachweisgrenze (Nwg) für PCE lag bei diesen Proben bei $100\mu\text{g/l}$.

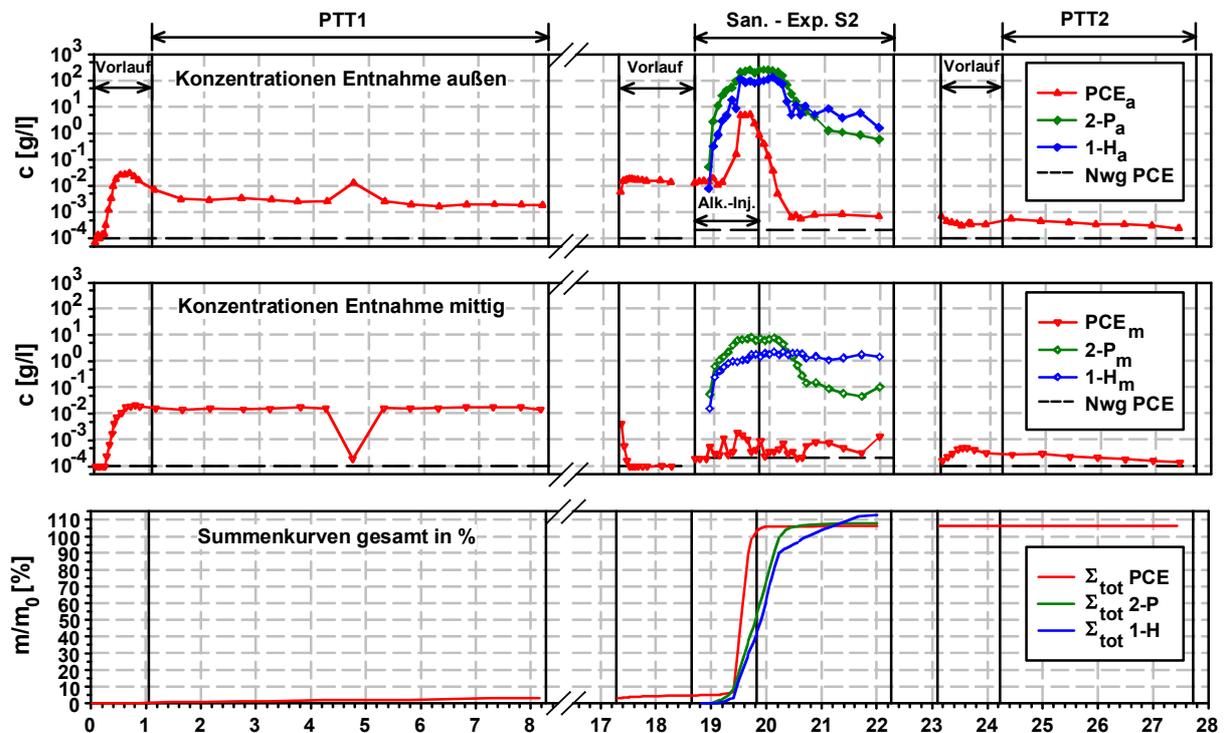


Abb. 5.12: Austrag des Schadstoffs PCE sowie der Alkohole 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) beim Sanierungsexperiment S2 und der beiden PTT

Die in Tab. 5.8 in Prozent angegebenen ausgetragenen Teilmassen belegen den gezielten PCE-Austrag. Aufgrund der Entnahme über die drei Kammern bei den PTT, fand sich das meiste PCE erwartungsgemäß in der mittleren Kammer (ca. 2.7%), aufgrund der Entnahme über zwei Kammern beim Exp. S2 in der äußeren Kammer (ca. 103%, inkl. des Vorlaufs) wieder. Cirka 3.2% des PCE wurden durch die W-Zirkulation mit den PTT-Stoffen des PTT1 ausgetragen. Die ausgetragene Masse des PTT2 fällt somit nicht mehr ins Gewicht. Zudem beweisen die Austragsraten der reinen W-Zirkulation und der Alkoholcocktailinjektion, dass die zur vollständigen Abreinigung erforderlichen Zeiträume bei einer reinen W-Zirkulation wesentlich größer sind als bei einer Alkoholcocktailspülung. Aufgrund der ähnlichen Gesamt volumenströme im Vorlauf von Exp. S2 und im eigentlichen Exp. S2 sind diese direkt miteinander vergleichbar. So wurde die eingebrachte Schadstoffmasse bei der A-Zirkulation im Vergleich zur reinen W-Zirkulation im Durchschnitt ca. 165fach schneller ausgetragen. Dieser durchschnittliche Faktor ergibt sich aus der Betrachtung der ausgetragenen Masse pro Zeiteinheit (=Effizienz) im Vorlauf des Exp. S2 und dem Exp. S2. Je nach angesetzter Austragszeit variiert die Spanne des Austrags bei der A-Zirkulation zwischen dem 110-230fachen.

Tab. 5.8: Über die Entnahmeeinheit ausgetragenen Gesamtmassen und über die einzelnen Entnahmekammern prozentual ausgetragenen Teilmassen des PCE, sowie von 2-Propanol (2-P) und 1-Hexanol (1-H) während der Sanierungsexperimente S1 und S2

Experiment	ausgetragene Masse											
	Gesamt				außen			mittig			innen	
	[g]	[%]			[%]			[%]			[%]	
PCE	PCE	2-P*	1-H*	PCE	2-P*	1-H*	PCE	2-P*	1-H*	PCE		
S1	249.8	87.03	100	93	87.0	90	82	0.03	10	9	geschl.	
S2 _{gesamt}	301.8	106.47	108	113	103.34	100	101	3.13	8	12	-	
davon in												
S2 _{gesamt}	PTT1**	9.06	3.20	-	-	0.49	-	-	2.71			0
	vor S2	3.94	1.39	-	-	1.35	-	-	0.04			geschl.
	S2	288.7	101.83	108	113	101.48	100	101	0.35	8	12	geschl.
	PTT2**	0.13	0.05	-	-	0.02	-	-	0.03			0

* aus Tab. 5.7, ** inkl. Austrag des Vorlaufs

5.6 Vergleich der Experimente

5.6.1 Gegenüberstellung der Visualisierungsexperimente von W- und A-Zirkulation

Vergleiche der ersten Alkoholcocktailexperimente mit Farbexperimenten zeigten bereits bei noch nicht ausgereifter hydraulischer Steuerung wesentliche Übereinstimmungen (Abb. 5.13a). So deckte sich die Form des Zirkulationsbereichs von Exp. A2 mit dem des Exp. F5 weitestgehend. Zum besseren Vergleich wurde die Form des Zirkulationsbereichs von Exp. F5 (Abb. 5.13a-I) mit schwarzen Linien in die Abb. 5.13a-II des Exp. A2 übernommen. Die Zugabe über die mittlere Kammer erfolgte in beiden Experimenten pulsartig über eine Dauer von $t = 22.5\text{min}$, so dass die Zirkulationen gerade noch als unvollständig zu betrachten waren (s. Kap. 4.2.2). Der Alkoholcocktail zirkulierte dabei etwa doppelt so schnell trotz annähernd gleicher hydraulischer Randbedingungen. Anhand der gemessenen Druckhöhendifferenzen zwischen Exp. A2 und Exp. F5 lässt sich dies jedoch erklären. Beim Exp. A2 war diese auf den gleichen Durchfluss bezogen etwa doppelt so groß. Grund dieses Anstiegs war die Verminderung der Porosität des Aquifers um ca. Faktor 2 durch mikrobiologisches Wachstum („bio-clogging“) im Bereich des Zugabefilters. Die Verminderung vollzog sich innerhalb von nur zwei Tagen, was nebenbei die gute biologische Abbaubarkeit der verwendeten Alkohole dokumentierte. Motor dieses vermehrten mikrobiologischen Wachstums waren geringe Alkoholkonzentrationen, die nach dem Exp. A1 durch Rücklöseprozesse aus einem Aktivkohlefilter in den Kreislauf geraten waren. Zudem wurde das ganze noch durch eine Steigerung der Raumtemperatur im Sommermonat Juni 2002 angefacht.

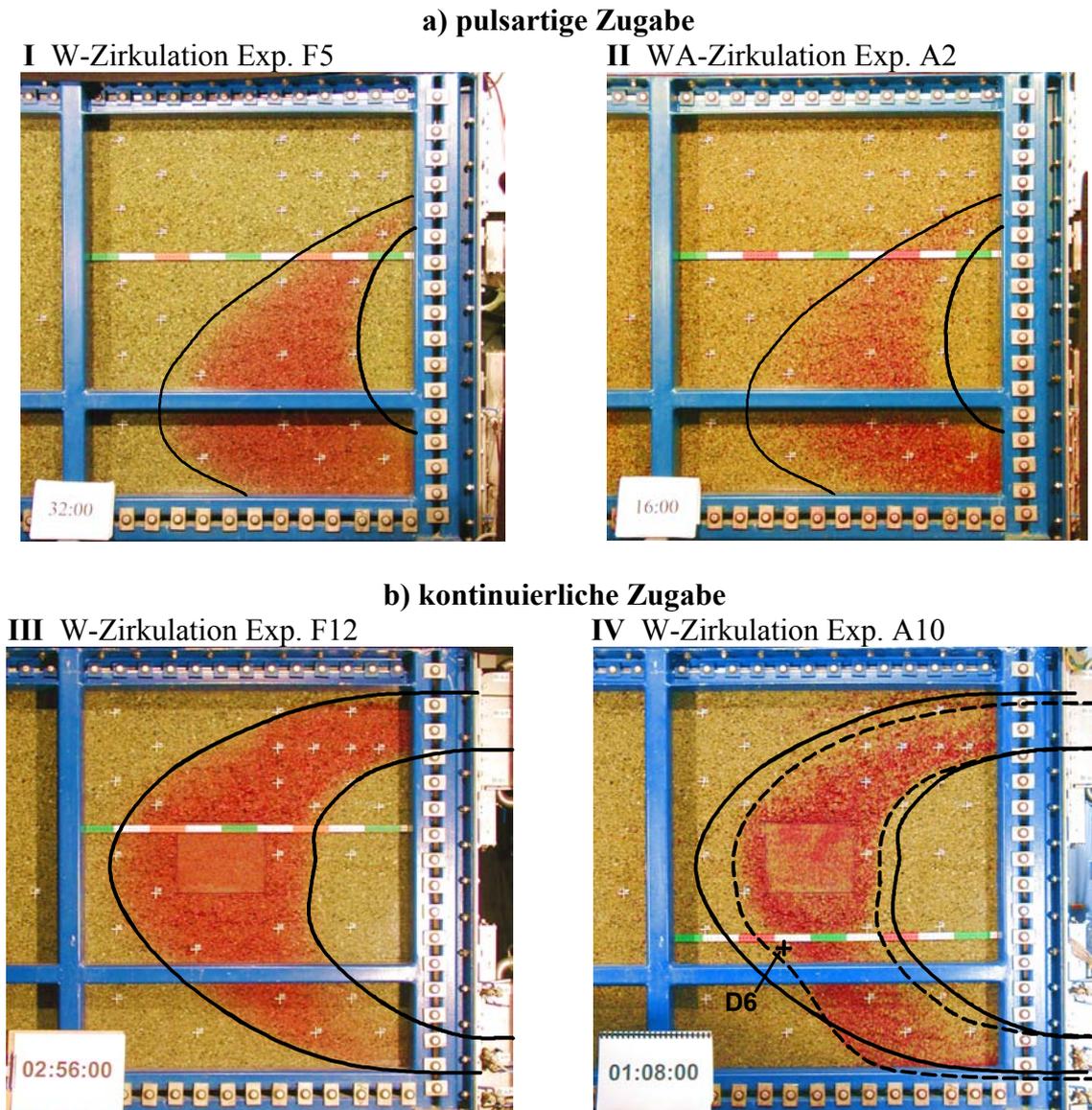


Abb. 5.13: Gegenüberstellung der Visualisierungsexperimente mit unterschiedlicher Zugabe: a) Puls, Vergleich von Exp. F5 und Exp. A2, b) kontinuierlich, Vergleich von Exp. F12 und Exp. A10 (Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei 00:00:00 mit hh:mm:ss)

Der Vergleich des Exp. A10 mit ausgereifter hydraulischer Steuerung der WA-Zirkulation mit der W-Zirkulation des Exp. F12 zeigt ebenfalls gute Übereinstimmung, wobei die stabile Alkoholcocktailstromröhre gegenüber der Stromröhre des Exp. F12 leicht verjüngt ist (Abb. 5.13b). Die Plattenstellung beim Exp. A10 ist aufgrund vorheriger Erfahrungen im Vergleich zum Exp. F12 um 11mm bzw. eine Lochreihe nach unten versetzt, so dass die äußere Trennstromlinie dieses Experiments zu Beginn zwangsläufig etwas weiter außen verläuft. Auch ist in Abb. 5.13b-IV zu erkennen, dass der Alkoholcocktail in einer Entfernung von ca. 50-55cm (s. Maßband, innere Kante des Rahmens bei 18cm) zum Zugabefilter zu zirkulieren beginnt. Das Foto der WAZ von Abb. 5.13b-IV ist damit ein weiterer (qualitativer) Beweis für die kontrollierte Steuerung des bei der Injektion unter Auftrieb stehenden Alkoholcocktails sowie der gezielten Spülung der Sandlinse. Des Weiteren ist an der innenliegen-

den Trennstromlinie, besonders gut anhand der Form der schwarzen Linien in den beiden Abbildungen von Abb. 5.13b, die Umströmung der Sandlinse aufgrund der geringeren hydraulischen Leitfähigkeit zu sehen. Die Zugabe über die mittlere Kammer erfolgte in beiden Experimenten kontinuierlich beim Exp. F12 über eine Dauer von $t = 150\text{min}$ und beim Exp. A10 über $t = 71\text{min}$, so dass die Zirkulationen vollständig waren. Eine vergleichbare schnellere Zirkulation des Alkoholcocktails wie beim Exp. A2 konnte nicht beobachtet werden. So ist der ca. 2.6mal schnellere Verlauf des Exp. A10 gegenüber dem des Exp. F12 in erster Linie auf den um diesen Faktor relativ größeren Durchfluss des Alkoholcocktails zurückzuführen.

Die beobachtete Verjüngung der Stromröhre an der äußeren Trennstromlinie ist in erster Linie durch den Auftrieb erklärbar. Der Auftrieb kann ab einer gewissen Entfernung vom Zugabefilter nicht mehr beherrscht werden, da dieser durch die Geometrie der Stromröhre und die Entfernung vom Zugabefilter immer mehr zunimmt (s. Kap. 4.2.2). Die Verlagerung der inneren Trennstromlinie erklärt sich über die hydraulischen Bedingungen am Zugabefilter. Beide Beobachtungen lassen sich aus den *Gravitations-Zahlen-Verhältnissen* ableiten und waren demnach, wie in Kap. 6.2 noch gezeigt wird, zu erwarten.

5.6.2 Vergleich von Konzentrationen und Validierung der Visualisierungen

Anhand der Durchbruchkurven des Uranin (Exp. U3) und der Alkohole (Exp. A1) ließ sich nachweisen, dass der Stofftransport in der Zirkulation bei gleichen Zugaberaten auch ohne hydraulische Steuerung bei der Alkoholcocktailinjektion sehr ähnlich ist (Abb. 5.14). Es ließen sich somit mit einem einfachen Tracerversuch Ort und Durchbruch des Alkohols prognostizieren. Auch ließen sich die gemessenen Konzentrationen mit den von der visualisierten Zirkulation gemachten Aufnahmen korrelieren, womit die Visualisierungen validiert werden konnten und diese so als sichere Planungsgrundlage für weitere Experimente hinzugezogen werden konnten.

Abb. 5.14 zeigt die Durchbruchkurven von Uranin und Alkohol an den Messstellen B2, E5, G5, K2, E8 und G8 mit den Positionen der Farbtracerfront (gestrichelte Linien) zu unterschiedlichen Zeiten des Exp. F4. Der Verlauf der Farbfront wurde aus mehreren Fotos gewonnen. Die Aufnahme in Abb. 5.14 zeigt den Zustand der Zirkulation des Exp. F4 nach 17min Farbzugabe. Bei allen Messstellen konnte mit Hilfe des Uranins die Durchbruchzeit des Alkohols vorhergesagt werden. Die Messstellen E8 und G8 liegen im Grenzbereich, wodurch die Konzentrationen etwa um eine Größenordnung kleiner waren, als an den anderen Messstellen. Der beobachtete Verlauf der äußeren Trennstromlinie (durchgezogene Linie) des Exp. F4 bestätigt die gemessenen Konzentrationen. Die unterschiedliche Breite der Durchbruchkurven von Uranin und Alkoholen erklärt sich über unterschiedliche Zugabezeiten. So war die Alkoholcocktailinjektion mit 13.5min ca. 3.4mal und die Farbzugabe mit 17.5min ca. 4.3mal so lang wie die Uraninzugabe mit 4min.

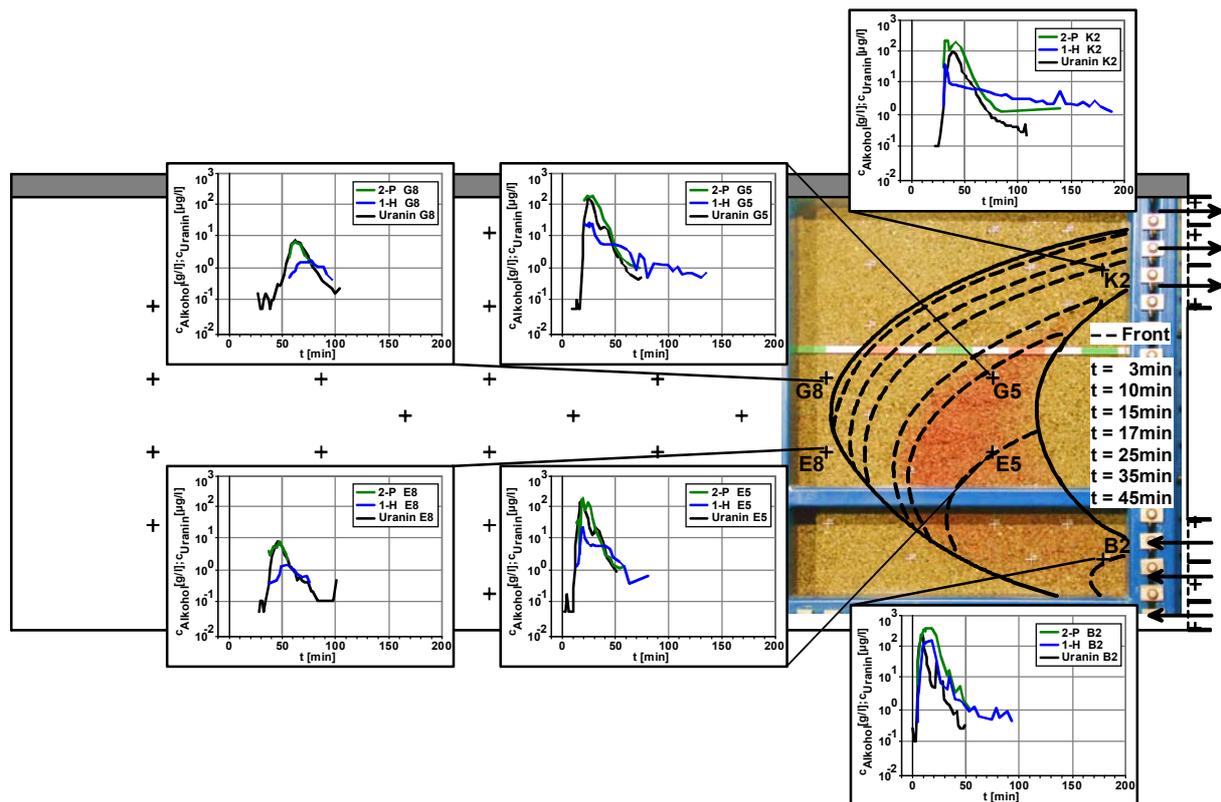


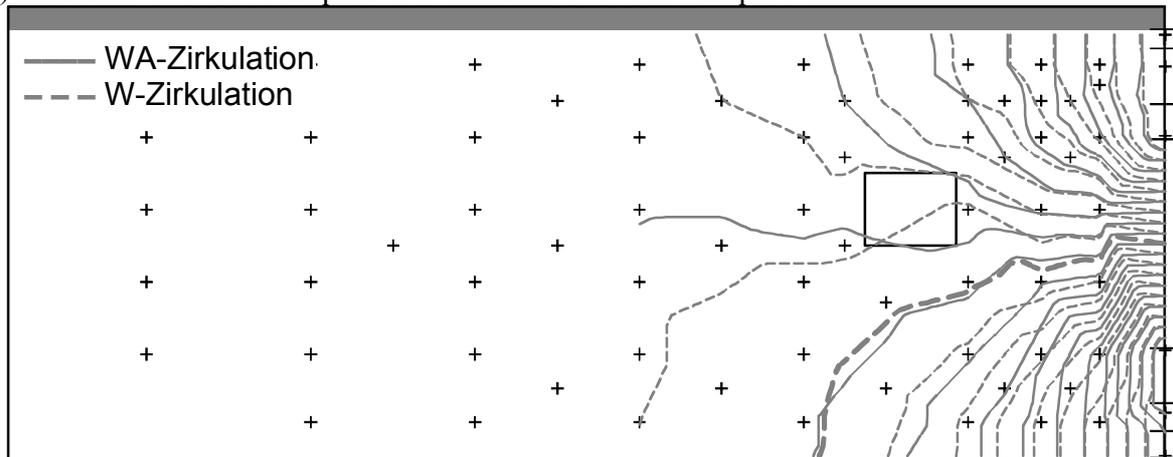
Abb. 5.14: Vergleich von Durchbruchkurven für Uranin (Exp. U3) und Alkohol (Exp. A1) im Bezug zum Frontverlauf (gestrichelt) der Visualisierung des Exp. F4. Die drei Versuche wurden mit gleichen Zugaberraten durchgeführt mit dem Beginn der Alkoholcocktailinjektion bei $t = 0$ min

5.6.3 Druckverhältnisse innerhalb der Versuchsrinne während der WAZ-Experimente

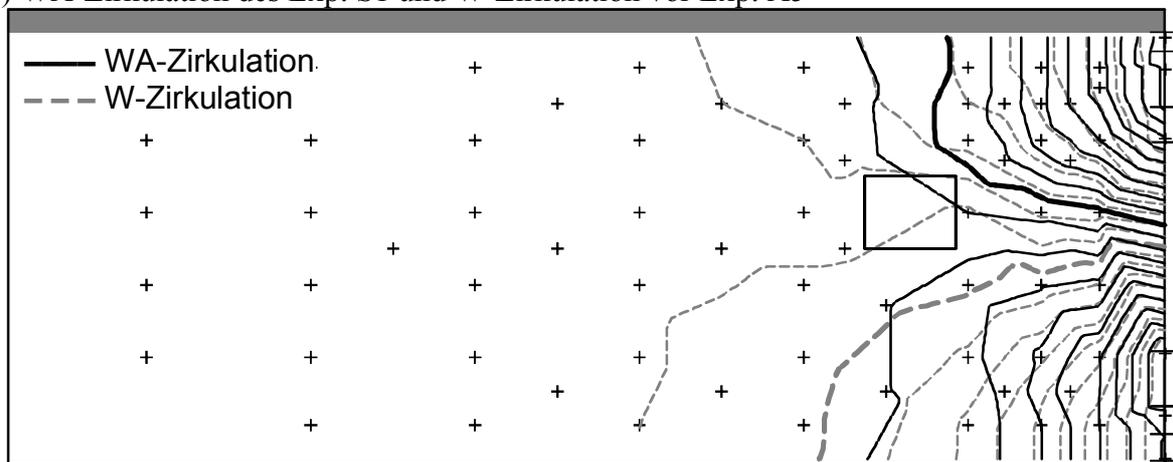
Die Druckverhältnisse innerhalb der Versuchsrinne konnten während der WAZ-Experimente an zahlreichen Druckmessstellen verfolgt werden (s. Abb. 5.1). Diese Aufzeichnungen belegten gut und weniger gut definierte Randbedingungen, die zu einer kontrollierten bzw. nicht kontrollierten WAZ-Strömung führten. Für den Vergleich der gemessenen Potenzialverteilungen untereinander wurden - insbesondere für den Vergleich der reinen W-Zirkulationsexperimente mit den WAZ-Experimenten - die Darstellungen normiert, da die Zugaberraten bei diesen Experimenten unterschiedlich waren. Bei der Normierung wurden die aus den unterschiedlichen Durchflüssen resultierenden unterschiedlichen Potenzialdifferenzen zwischen Zugabe- und Entnahmefilter in die gleiche Anzahl von Potenzialschritten geteilt. Die so bearbeiteten Potenzialverteilungen ließen sich so zum direkten Vergleich übereinander legen (Abb. 5.15).

Hydraulisch kontrollierte Verhältnisse innerhalb der Versuchsrinne sind bei der reinen W-Zirkulation vorhanden, da hier keine Auftriebseffekte vorhanden sind. In Abb. 5.15a&b wird die gemessene Potenzialverteilung der reinen W-Zirkulation vor der Alkoholcocktailzugabe des Exp. A5 (gestrichelte Linien) als Beispiel hydraulisch kontrollierter Verhältnisse verwendet (s. auch Abb. 5.4). Zusätzlich enthält Abb. 5.15a die nach 48min Alkoholcocktail-

a) WA-Zirkulation des Exp. A5 und W-Zirkulation vor Exp. A5



b) WA-Zirkulation des Exp. S1 und W-Zirkulation vor Exp. A5



c) WA-Zirkulation des Exp. S1 und des Exp. A5

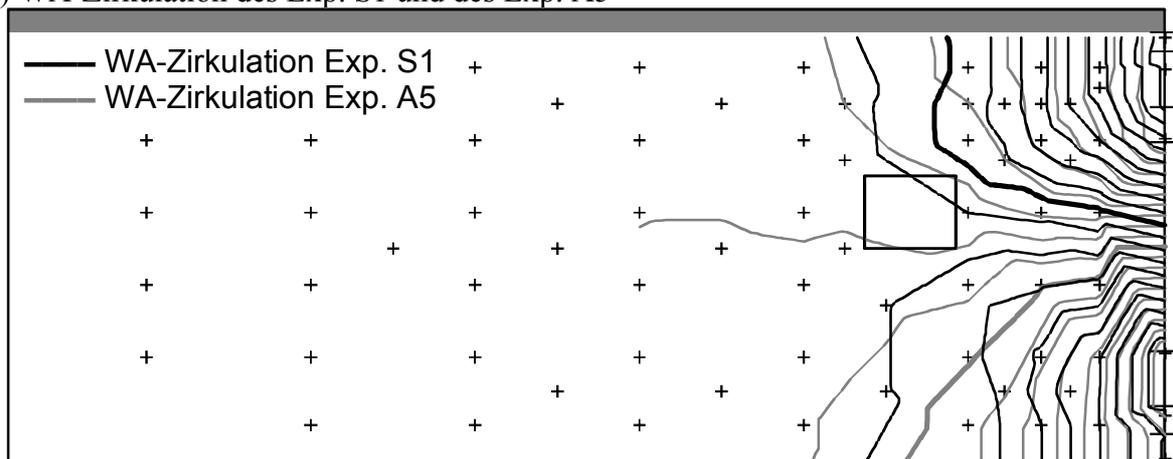


Abb. 5.15: Vergleich der gemessenen Potenzialverteilungen innerhalb der Versuchsrinne:
 a) WA-Zirkulation Exp. A5 nach 48min A-Injektion und W-Zirkulation vor Exp. A5, b)
 WA-Zirkulation Exp. S1 nach 52min A-Injektion und W-Zirkulation vor Exp. A5 und c)
 WA-Zirkulationen von Exp. S1 und Exp. A5 aus a) und b)

zugabe gemessene Potenzialverteilung (graue durchgezogene Linien) des bereits in Abb. 5.7a gezeigten instabilen Zustands der WA-Zirkulation des Exp. A5. In Abb. 5.15b ist zusätzlich die nach 52min Alkoholcocktailzugabe gemessene Potenzialverteilung (schwarze durchgezogene Linien) des Exp. S1 enthalten. Abb. 5.15c enthält dann die Potenzialverteilungen der beiden WA-Zirkulationen aus Abb. 5.15a und Abb. 5.15b.

Die Potenzialverteilungen in Abb. 5.15a sind nahezu identisch, wogegen die Potenzialverteilungen in Abb. 5.15 b, c große Unterschiede aufweisen. Ersteres lässt sich über die hydraulisch nicht wirksame Steuerung erklären, die den Auftrieb des Alkoholcocktails nicht kontrollierte. Der Alkoholcocktail entmischte sich durch diese fehlende Steuerung, wodurch die 1-Hexanolphase hydraulisch nicht kontrollierbar aufstieg. Dieser Prozess konnte generell nicht über die Darstellungen von Abb. 5.15 erfasst werden. Der übrige mit Wasser mischbare Teil des Alkoholcocktails folgte dem durch die Potenzialverteilung vorgegebenen Druckgefälle und führte zur beobachteten Geometrie der Zirkulation in Abb. 5.7a. Die Unterschiede in der Potenzialverteilung des Exp. S1 gegenüber der W-Zirkulation in Abb. 5.15b zeigen deutlich die wirksame hydraulische Steuerung, mit der der Auftrieb des Alkoholcocktails kompensiert wurde. So weist die Form der Potenziellinien im unteren Bereich auf eine Strömung im mittleren Zirkulationsbereich hin, die eine Aufweitung des mittleren Zirkulationsbereichs mit dem Alkoholcocktail und die Entstehung einer Stromröhre mit gleichem ermöglichte. Der obere Bereich ist der W-Zirkulation ähnlicher, jedoch zeigt die Form der Potenziellinien eine Fokussierung der mittleren Stromröhre durch die äußere Zirkulation. Abb. 5.15c zeigt die Unterschiede der beiden WA-Zirkulationen auf. Da die Potenzialverteilung der W-Zirkulation bereits große Ähnlichkeiten mit der WA-Zirkulation des Exp. A5 aufwies, war ein ähnliches Bild wie in Abb. 5.15b zu erwarten. Diese Gegenüberstellung mit der Kenntnis der Visualisierungen (s. Abb. 5.7) und gemessenen Konzentrationen (s. Abb. 5.11) liefert aber den Nachweis der hydraulisch kontrollierten Steuerung der WA-Zirkulation im Exp. S1.

6 Anwendung der Theorie auf die WAZ-Experimente

In diesem Kapitel wird die in Kap. 4 entwickelte Theorie für die hydraulisch kontrollierte Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation anhand der dazu durchgeführten Experimente belegt (Kap. 6.1 und Kap. 6.2). In Kap. 6.3 wird dann sowohl der VEGAS-Blockaquifer mit dem verwendeten GZB vorgestellt, als auch die in Kap. 4 erwähnte Durchflussverteilung für die kontrollierte Sanierung einer CKW-Kontamination auf diesen Fall übertragen.

6.1 Druckdifferenzen als Indikator hydraulisch kontrollierter Steuerung

6.1.1 Vorbemerkungen

Eine erfolgreiche hydraulische Steuerung der Alkoholcocktailinjektion konnte, wie in den folgenden Abschnitten noch gezeigt wird, sehr anschaulich an Hand der gemessenen Druckdifferenzen $\Delta p_{u,i}$ und $\Delta p_{u,a}$ ($= p_{b,u}$, Abb. 4.12) an den innen- und außenliegenden Trennplatten zwischen den Zugabekammern nachgewiesen werden. Hiermit konnten auch die in Kap. 4.3 beschriebenen zu erwartenden Druckverläufe in Abhängigkeit der gewählten Randbedingung bestätigt werden. Zunächst wird die zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen am Exp. A8 erläutert (Abb. 6.1), da anhand dieser nahezu alle wesentlichen Effekte der hydraulischen Steuerung der Zugabe des Alkoholcocktails (mittig) und der äußeren Zugaberate belegt sind. Danach wird der Verlauf der Druckdifferenzen des Exp. A9 behandelt (Abb. 6.2), welcher die Effekte der hydraulischen Steuerung der inneren Zugaberate belegt. Darauf folgt die Erläuterung von Exp. A10, dessen Verlauf der Druckdifferenzen die sichere hydraulische Steuerung nachweist (Abb. 6.3). Abschließend wird auf die Entwicklung der Druckdifferenzen im Exp. S1 (Abb. 6.4) eingegangen. Die zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen des Exp. S2 war dieser aufgrund nahezu identischer Randbedingungen sehr ähnlich und sind deshalb nicht mehr dargestellt. Abschließend sei nochmals daran erinnert, dass die Druckdifferenzen in den folgenden Abbildungen immer positiv sind, wenn der Druck an der entsprechenden Trennplatte in der Zugabekammer größer ist, als in der zugehörigen wasserführenden Kammer ($\Delta p = p_A - p_W$).

Bei Exp. A8, Exp. A9 und Exp. A10 wurde darauf geachtet, dass die beobachteten Druckdifferenzen am Zugabefilter ohne Einfluss von Änderungen an der Entnahme waren. In Exp. A8 und Exp. A9 wurde dies realisiert, indem der gesamte Volumenstrom über nur eine Entnahmekammer geführt wurde, welcher wiederum nur über einen Überlaufbehälter kontrolliert war. In Exp. A10 hingegen wurden alle drei Entnahmekammern verwendet, die jeweils über einen Überlaufbehälter kontrolliert wurden. Deshalb musste im Exp. A10 darauf geachtet werden, dass die Druckhöhen in den Kammern gleich blieben, um so konstante Druckverhältnisse am gesamten Entnahmefilter vorzugeben. Änderungen infolge der Alkoholentnahme wirkten sich so auf alle Zugabekammern gleich aus (s. Kap. 4.4.3) und bedurften keiner weiteren Berücksichtigung.

6.1.2 Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A8

Während des gesamten Exp. A8 blieb die Zugaberate des Wassers über die innere Zugabekammer unverändert (Abb. 6.1). In den ersten 20min wurde die Steuerung der Alkoholcocktailzugaberate und deren Einfluss auf die Druckdifferenzen untersucht. Dazu wurde die mittlere Zugaberate des Alkoholcocktails nach Beginn der Zugabe sukzessiv auf den Durchfluss für gleiche hydraulische Gefälle von Alkoholcocktail und Wasser (ca. Minute 10) reduziert. Der hohe Alkoholcocktaildurchfluss in den ersten drei Minuten war notwendig, um die Zugabekammer mit Alkoholcocktail zu füllen. Der Verlauf der Druckdifferenz $\Delta p_{u,a}$ zu Beginn der Zugabe belegt den Füllvorgang der Kammer. So wurden die ersten Werte der Druckdifferenzen in Abb. 6.1 unter der Annahme einer ganz mit Alkoholcocktail gefüllten Kammer berechnet, was hier nicht den realen Bedingungen zu Beginn der Zugabe entsprach. Dies spiegelt sich in dem ersten hohen negativen Wert von $\Delta p_{u,a}$ wider. Der folgende Anstieg auf $\Delta p_{u,a} = 0$ weist dann auf eine gefüllte Kammer hin. Die dann folgende Abnahme beider Δp zeigt, dass die Zugaberate des Alkoholcocktails im Bezug zu den beiden Wasserdurchflüssen zu klein war. Durch diese ungünstigen Druckverhältnisse wurde die Füllhöhe des Alkoholcocktails in der Kammer verringert. Das gleichzeitige Abfallen der Druckdifferenzen $\Delta p < 0$ zeigt dies (Abb. 6.1).

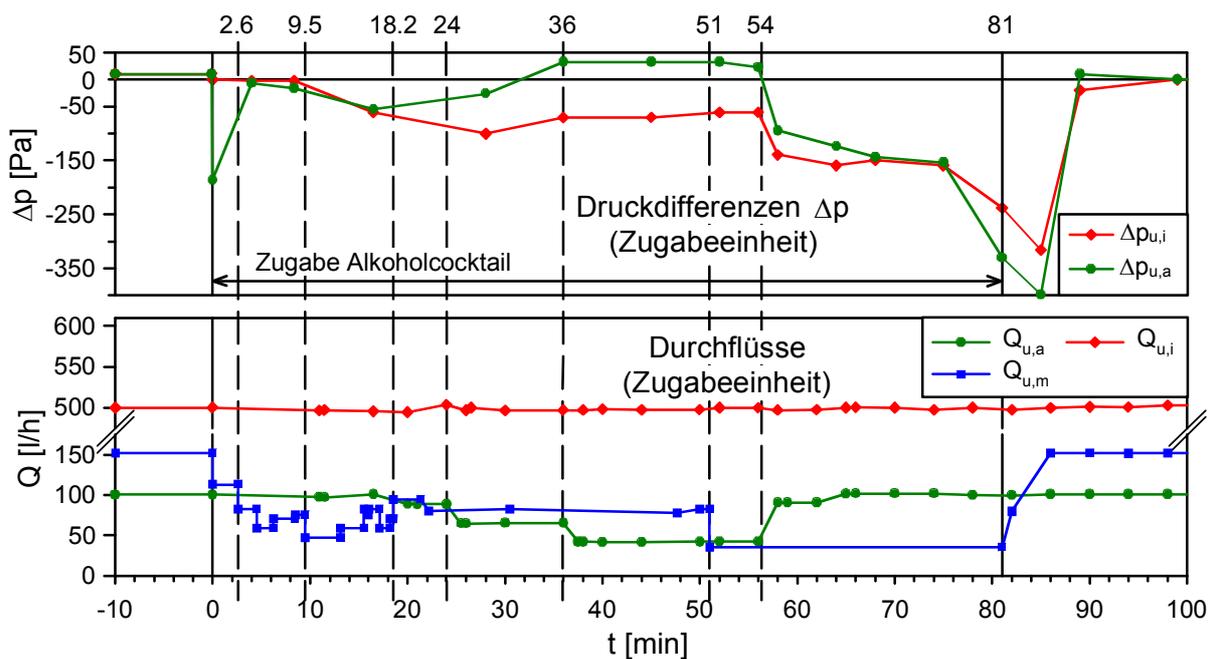


Abb. 6.1: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen $\Delta p_{u,i}$ und $\Delta p_{u,a}$ und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A8

Die negativen Druckverhältnisse $\Delta p_{u,i}$ an der inneren Trennplatte begünstigten dagegen die ohnehin bei nahezu allen A-Zirkulationsexperimenten beobachtete Entmischung des Alkoholcocktails an der innenliegenden Grenzfläche. Um die Kammer wieder zu füllen, wurde der Durchfluss des Alkoholcocktails nach Minute 18 wieder erhöht. Im weiteren Verlauf des Exp. A8 wurde dann unter konstanten Zugaberaten (innen und mittig, bis Minute 51) der Ein-

fluss der äußeren Zugaberate untersucht. Dazu wurde die äußere Zugaberate in zwei Schritten auf das Niveau abgesenkt, dass optimale Verhältnisse (36.-51. Minute) nach den *Gravitations-Zahlen-Verhältnissen* versprach (s. Kap. 4.3 und Kap. 4.5.1). Bereits die Reduzierung der äußeren Zugaberate in Minute 24 sowie in Minute 36 zeigte eine deutliche Veränderung in der Entwicklung der Druckdifferenzen. So wurde durch die erste Regelung der Abstand zwischen den Druckdifferenzen vergrößert. Die zweite Regelung vergrößerte diesen Abstand nochmals, so dass zwischen Minute 36 und Minute 51 $\Delta p_{u,a} > 0$ war. In dieser Zeitspanne konnte auch eine stabile Stromröhre des rot eingefärbten Alkoholcocktails an der Glasfront der Versuchsrinne beobachtet werden. Der Betrag des Abstands zwischen den Druckdifferenzen bedeutet dabei physikalisch das Druckgefälle von der inneren zur äußeren Zirkulation. Je größer dieser Abstand ist, desto mehr wird der vorhandene Auftrieb durch die Regelung hydraulisch kontrolliert. Der Abstand ist abhängig von der Höhe der Alkoholcocktailschicht, die kontrolliert werden soll und entspricht im Idealfall der Größe des Auftriebsdrucks der Schicht (s. Kap. 3.4.4). Die Regelung der Volumenströme nach der Minute 51 auf die ursprünglichen Verhältnisse wie in Minute 10 (gleiches Druckgefälle) ließ die Druckdifferenzen stark in den negativen Bereich absinken und zerstörte die zuvor vorhandene Stromröhre des Alkoholcocktails. Der Verlauf der Druckdifferenzen nach der Zugabe des Alkoholcocktails wurde durch das Umschalten von Alkoholcocktailinjektion auf W-Zirkulation beeinflusst. Exp. A8 belegt, dass die hydraulische Kontrolle der WAZ stark von dem wechselseitigen Spiel der Zugaberen von äußerer und mittlerer Zirkulation abhängt.

6.1.3 Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A9

Bei Exp. A9 blieb während des gesamten Experiments die Zugaberate des Alkoholcocktails nahezu unverändert. Die Zugaberate der äußeren Zirkulation wurde auf die des Alkoholcocktails angepasst und zeitlich nach etwa einem Drittel der Alkoholcocktailzugabe nochmals reduziert. Dies gewährleistete die teilweise hydraulische Kontrolle des Auftriebs über die äußere Zirkulation, sowie den Austausch von Alkoholcocktail und Wasser in der mittleren Kammer. Die Zugaberate der inneren W-Zirkulation dagegen wurde in mehreren Schritten bis zum optimalen Zustand nach den *Gravitations-Zahlen-Verhältnissen* (Minute 48-66) verändert (Abb. 6.2). Bis zur Minute 15 konnte das Ausbilden einer Alkoholcocktailstromröhre beobachtet werden, deren äußere Trennstromlinie jedoch in einem Abstand von ca. 10cm vor der Linse zum Entnahmefilter zirkulierte. Dies belegt auch der Konzentrationsanstieg der gemessenen Alkohole an der Messstelle E3, welcher in den Experimenten zuvor und danach in dieser Art nicht messbar war. Die nachfolgende Erhöhung hatte dann zur Folge, dass der Alkoholcocktail massiv im Aquifer entmischt wurde, so dass an der Glasfront der Rinne keine Stromröhre mit Alkoholcocktail zu beobachten war. Auch die Alkoholdurchbruchskurven zeigten die Entmischung bis zur Regelung in Minute 48. Aufgrund des hohen inneren Volumenstroms überstiegen an der Messstelle E3 ca. in Minute 25 die 1-Hexanolkonzentrationen die 2-Propanolkonzentrationen (Abb. 6.2). An der Messstelle D6 war die Entmischung daran erkennbar, dass die 2-Propanolkonzentrationen die des 1-Hexanols um ca. eine Größenordnung übertrafen. Diese Entmischung darf bei einer Sanierung unter keinen Umständen auftreten. Hier trat diese aufgrund des zu großen inneren Durchflusses auf. Die massive Reduzie-

nung in Minute 48 der inneren Zugaberate auf optimale Verhältnisse zeigte an der Messstelle E3 in der Minute 53 seine Wirkung in den gemessenen Konzentrationen. So stiegen zu diesem Zeitpunkt die 2-Propanolkonzentrationen wieder über die 1-Hexanolkonzentrationen an. Etwas verzögert fielen aber dadurch auch die Konzentrationen an der Messstelle D6 ab. Beides zusammen beweist, dass die Größe der Zugaberate der inneren Zirkulation in Abhängigkeit der Alkoholcocktailzugaberate sorgsam gewählt werden muss, um einerseits den Alkoholcocktail ohne Entmischung in den Aquifer zu injizieren und andererseits die Alkoholcocktailströmung mit der inneren Zirkulation so zu stützen, dass der Schadensherd (Linse) auch erreicht wird.

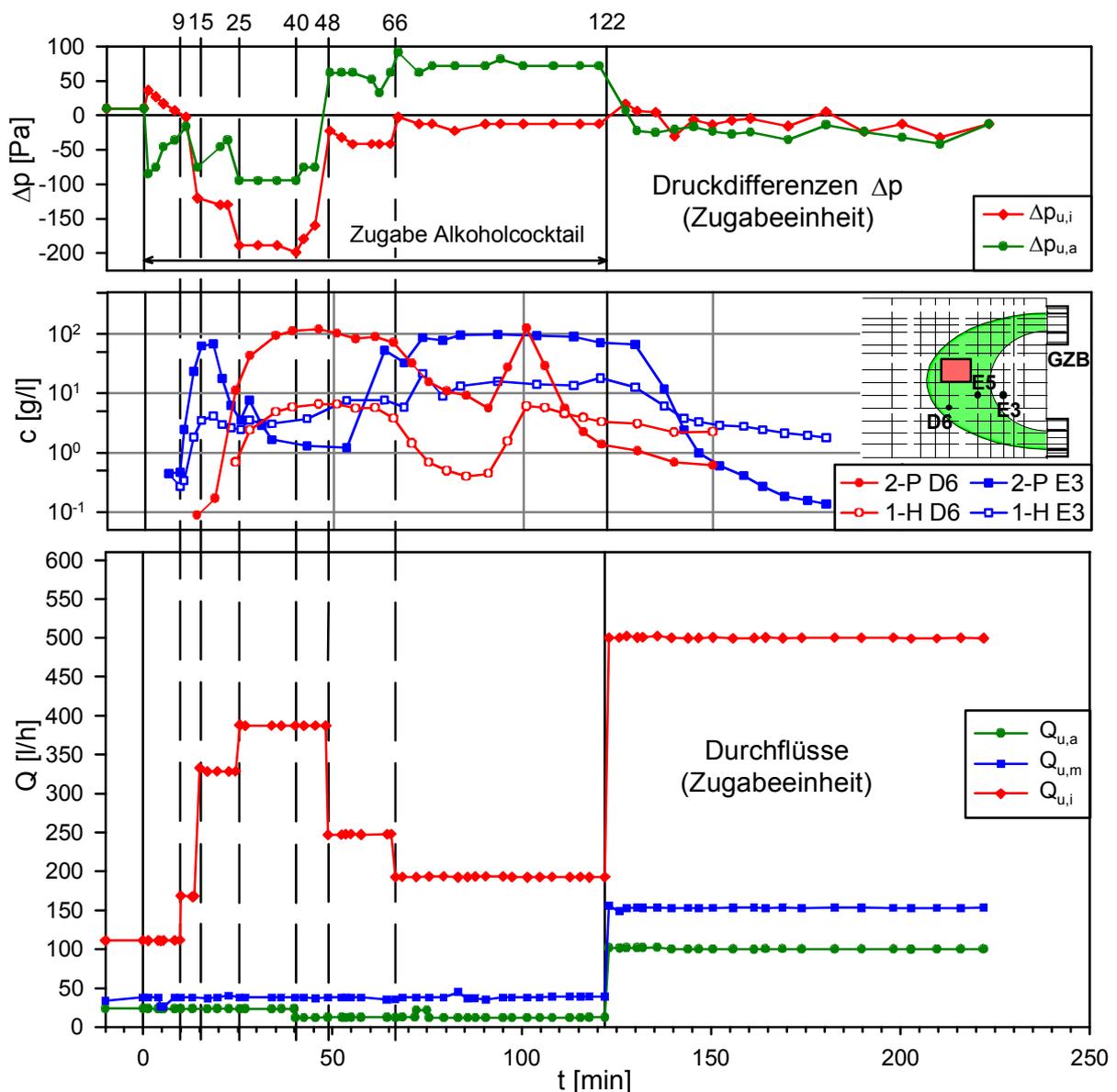


Abb. 6.2: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen $\Delta p_{u,i}$ und $\Delta p_{u,a}$ an den Trennplatten der Zugabeeinheit, der Alkoholdurchbruchkurven an den Messstellen E3 und D6 und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A9

Der Verlauf der Druckdifferenzen zeigt die Übersteuerung der inneren Zirkulation anhand der sehr großen negativen $\Delta p_{u,i}$ an (Abb. 6.2). Durch den auf die Alkoholcocktailzugaberate angepassten äußeren Volumenstrom konnte dabei immer eine Druckdifferenz zwischen innerer und äußerer Zirkulation aufrechterhalten werden. So zeigt der mit der Durchflussreduzierung in Minute 48 korrelierbare Anstieg der Druckdifferenzen mit $\Delta p_{u,a} > 0$ wieder eine hydraulisch kontrollierte WA-Zirkulation an (Abb. 6.2). Allerdings konnte erst nach nochmaliger Reduzierung der inneren Zugaberate in Minute 66 an der Glasfront wieder der Beginn einer Alkoholcocktailstromröhre beobachtet werden. Diese konnte sich aber nicht vollständig ausbilden, was sicherlich zum einen mit den vorangegangenen Veränderungen des inneren Durchflusses zu erklären ist. Zum anderen lässt sich dies aber auch mit einem insgesamt zu geringem Alkoholdurchfluss erklären, der nicht ausreichend dafür war, weiter im Aquifer das hydraulische Gefälle größer als ein notwendiges kritisches Gefälle aufrecht zu erhalten (s. Kap. 3.4.3). Auf diesen Punkt wird nochmals in Abschnitt 6.2 eingegangen. Die äußere Trennstromlinie der nicht vollständig ausgebildeten Alkoholcocktailstromröhre erreichte aber aufgrund der besseren hydraulischen Regelung ungefähr mittig die Sandlinse. Das Exp. A9 belegt, dass die hydraulische Kontrolle der WAZ ebenfalls von dem wechselseitigen Spiel der Zugaberen von innerer und mittlerer Zirkulation abhängt. So lässt sich zusammen mit Exp. A8 feststellen, dass die WAZ nur über die beiden W-Zirkulationen in Kombination mit der A-Zirkulation in ausreichender Größe sicher hydraulisch kontrolliert gesteuert werden kann. Eine wesentliche Größe einer kontrollierten Regelung ist dabei eine Druckdifferenz $\Delta p_{u,a} \geq 0$ in Kombination mit einem Druckgefälle von innerer zur äußeren Zirkulation (Abstand der Druckdifferenzen). Das Zusammenspiel der Durchflüsse wird über die *Gravitations-Zahlen-Verhältnisse* beschrieben (Kap. 6.2)

6.1.4 Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment A10

Beim Exp. A10 wurden alle Zugaberen aufeinander abgestimmt, so dass ein stabile Stromröhre mit Alkoholcocktail zu erwarten war. Die Entwicklung der Druckdifferenzen und die gemessenen Konzentrationen an unterschiedlichen Messstellen in der Versuchsrinne (Abb. 6.3) sowie die Visualisierung der Zirkulation (s. Abb. 5.13b-IV) weisen eine stabile Stromröhre mit Alkoholcocktail und damit die kontrollierte hydraulische Steuerung der WA-Zirkulation nach. Während des gesamten Exp. A10 konnte kontrolliert der gewünschte Verlauf der Druckdifferenzen mit $\Delta p_{u,a} > 0$ mit Hilfe der gut definierten hydraulischen Randbedingungen vorgegeben werden. Durch die Reduzierung der inneren Zugaberate um ca. 10% in Minute 32 wurde die Stromröhre etwas weiter zum GZB hin verlagert. Dies lässt sich anhand der gemessenen Alkoholdurchbruchskurven an den Messstellen E5 und D6 nachweisen (Abb. 6.3). Durch die Reduzierung stiegen die Konzentrationen an der Messstelle E5 auf das Konzentrationsniveau des reinen Alkoholcocktails leicht verzögert an, wobei entsprechend des längeren Fließweges zur Messstelle D6 die Konzentrationen nochmals zeitverzögert abfielen. Der Konzentrationsprung an der Messstelle E5 belegt eine relativ scharfe Grenzfläche zwischen der inneren W-Zirkulation und mittleren A-Zirkulation. Diese wurde als eine Grundannahme für die Anwendung der potenzialtheoretischen Betrachtungen der WA-Zirkulation vorausgesetzt (Kap. 3 und Kap. 4). Aufgrund der relativ scharfen Grenzflächen zwischen

Wasser und Alkoholcocktail wurde an der Messstelle in Übereinstimmung mit der Visualisierung (s. Abb. 5.13b-IV) an der Messstelle D6 kein reiner Alkoholcocktail gemessen. Aufgrund dieser Beobachtung wurde der Alkoholcocktaildurchfluss bei den Sanierungsexperimenten S1 und S2 nochmals leicht erhöht, um auch hier die volle Wirksamkeit des Alkoholcocktails zu gewährleisten. Die zugehörigen Durchbruchkurven dieser Experimente an der Messstelle D6 können der Abb. 5.10 entnommen werden.

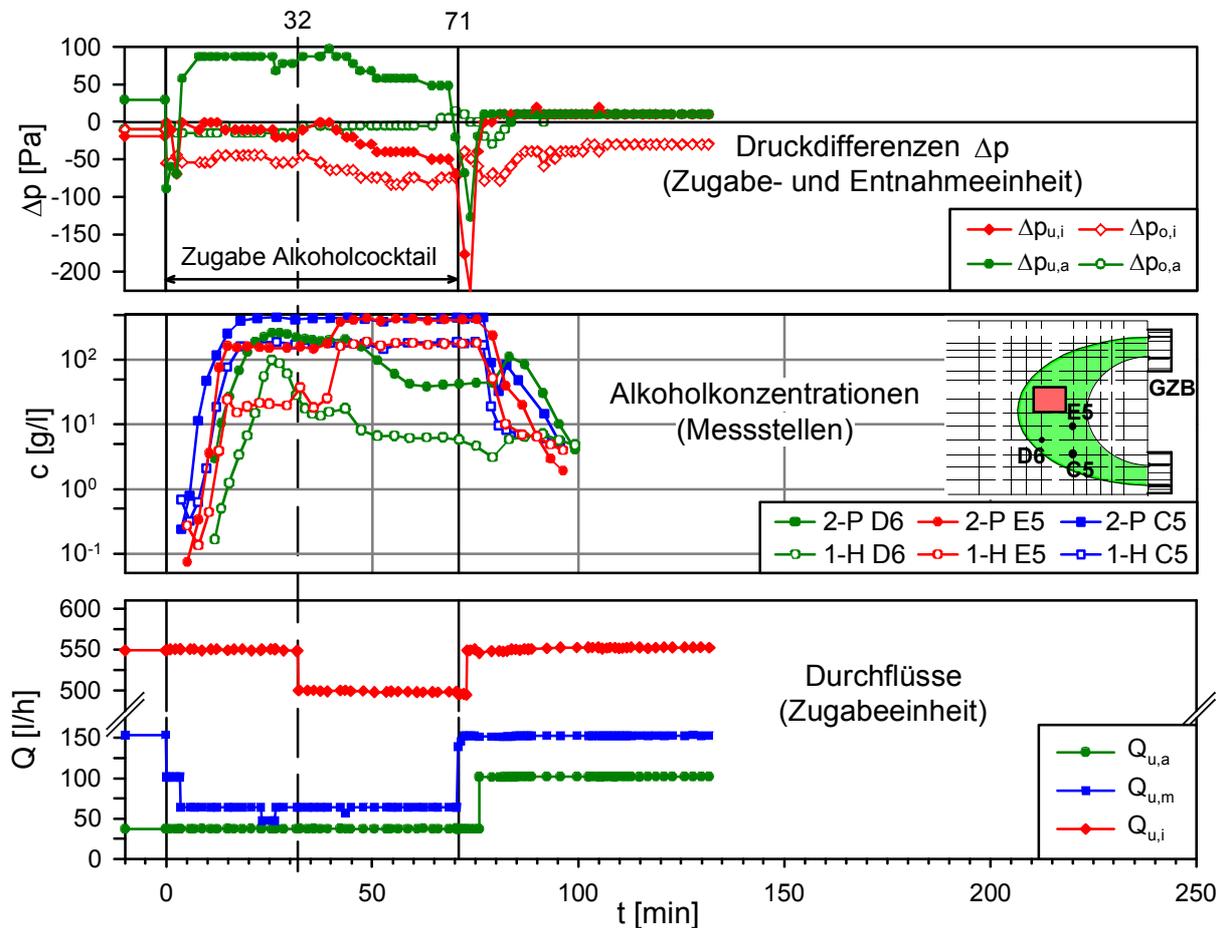


Abb. 6.3: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Zugabe- und Entnahmeeinheit, der Alkoholdurchbruchkurven an den Messstellen C5, E5, D6 und der Durchflüsse $Q_{u,a}$, $Q_{u,m}$ und $Q_{u,i}$ an der Zugabeeinheit während des Exp. A10

Der Verlauf der Druckdifferenzen am Zugabefilter sollte unbeeinflusst von Veränderungen der Randbedingungen an der Entnahme sein. Im Exp. A10 konnte dies nahezu realisiert werden. So erzeugte der Verlauf der Druckdifferenz $\Delta p_{o,a}$ keinerlei Veränderung, da dieser während des gesamten Experiments auf gleichem Niveau blieb (Abb. 6.3). Das Niveau der Druckdifferenz $\Delta p_{o,i}$ dagegen fiel nach Minute 32 aufgrund der vermehrten Entnahme der Alkohole leicht ab. Diese Veränderung korreliert direkt mit der etwas verzögerten Abnahme der Druckdifferenzen am Zugabefilter, wobei am Zugabefilter die Druckdifferenz $\Delta p_{u,a}$ der Abnahme der Druckdifferenz $\Delta p_{u,i}$ geringfügig zeitverzögert folgt. Allerdings hatte die fast unveränderte Randbedingung mit der Entnahme der Volumenströme über die drei Kammern der Entnahmeeinheit den Nachteil, dass der Alkoholcocktail nicht gezielt entnommen werden

konnte. Um auch dies zu gewährleisten, wurden daher in den Sanierungsexperimenten S1 und S2 die Volumenströme nur außen und mittig, also nur über zwei der drei Kammern der Entnahmeeinheit, entnommen.

6.1.5 Entwicklung der Druckdifferenzen beim Experiment S1

Bei den Sanierungsexperimenten S1 und S2 war aufgrund der Entnahme über die äußere und mittlere Kammer der Entnahmeeinheit die Trennplatte zwischen diesen als innenliegend zu betrachten, d. h. die mittlere Entnahmekammer war in diesem Fall die innenliegende. Die Trennplatte trennte dann die jeweiligen Zirkulationsbereiche gemäß der herkömmlichen Definition. Um die gezielte Entnahme des kontaminierten Volumenstroms zu gewährleisten (s. Tab 5.8) wurden während der gesamten Dauer der Sanierungsexperimente die Durchflüsse an der Entnahme konstant gehalten (Abb. 6.4). Der Volumenstrom über die innere Entnahmekammer wurde dabei immer etwas kleiner als der über die innere Kammer der Zugabeeinheit strömende eingestellt. Um die Durchflussraten aber bei der Alkoholentnahme konstant zu halten, musste wegen der erwarteten Druckabnahme aufgrund der Dichtereduzierung im äußeren Überlaufbehälter mindestens einer der Überlaufbehälter im Höhenniveau angepasst werden (s. Kap. 5.1). Unbeeinflusst von der Dichteänderung war die kontrollierte Anpassung des Höhenniveaus nur über den inneren Überlaufbehälter möglich, da in diesem Überlaufbehälter kein Alkoholcocktail zu erwarten war. Die Anpassung musste eine Druckminderung in gleicher Größe wie in dem äußeren Überlaufbehälter erzeugen, d. h. der innere Überlaufbehälter musste nach unten versetzt werden. Der Zeitpunkt der Anpassung fällt mit dem Eintritt des Alkohols in den äußeren Überlaufbehälter zusammen und zeigt sich im Versatz der Druckdifferenz $\Delta p_{o,i}$ (Abb. 6.4, ca. 15. Minute). Gleichzeitig wurde die Zugaberate des Alkoholcocktails erhöht um die erwartete Druckabnahme aufgrund des Alkohols in der Entnahme beim Übergang von unvollständiger zur vollständigen WAZ auszugleichen (s. Kap. 4.2.2, Kap. 4.4.4 und Kap. 4.5.2). Die Druckdifferenzen am Zugabefilter konnten dadurch noch ca. 15min lang auf konstantem Niveau gehalten werden. Ohne weitere Erhöhung der Zugaberate des Alkoholcocktails erzeugte dann die weitere Höhenanpassung des inneren Überlaufbehälters den Abfall der Druckdifferenzen bis zum Zustand der vollständigen WAZ (Abb. 6.4). Diesen Zustand zeigen die erneut konstanten Druckdifferenzen Δp an der Zugabeeinheit an (Abb. 6.4), welcher auch mit dem erwarteten Verlauf übereinstimmt (s. Kap. 4.4.4, Abb. 4.12). Die zeitliche Entwicklung der gemessenen Druckdifferenzen Δp_i und Δp_a an den Trennplatten zwischen den Zugabe- bzw. Entnahmekammern weisen sehr anschaulich die kontrollierte hydraulische Steuerung der Alkoholcocktailinjektion nach. Zusammen mit den Konzentrationsmessungen (Abb. 5.11) und den Visualisierungen (Abb. 5.10, Abb. 5.13b-IV) konnte auch erfolgreich die gezielte hydraulisch kontrollierte Sanierung einer mit PCE künstlich kontaminierten Sandlinse nachgewiesen werden.

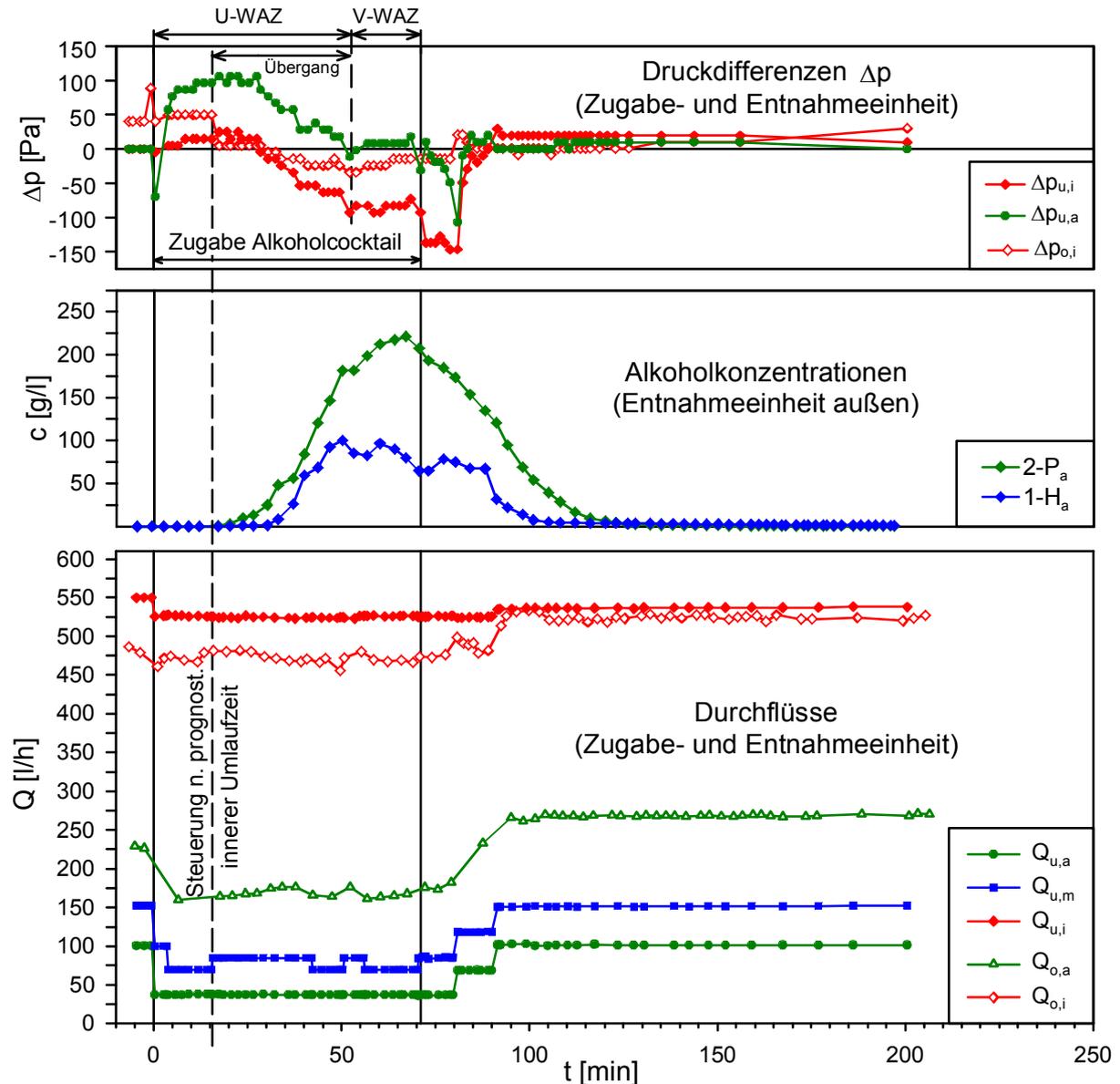


Abb. 6.4: Zeitliche Entwicklung der Druckdifferenzen an den Trennplatten der Zugabe- und Entnahmeeinheit, der Alkoholdurchbruchkurven an der äußeren Entnahmekammer und der Durchflüsse an der Zugabe- und Entnahmeeinheit während des Exp. S1

6.2 Gravitations-Zahlen als Indikator hydraulisch kontrollierter Verhältnisse

6.2.1 Beschreibung der Strömung mittels Gravitations-Zahlen-Verhältnisse

Die hydraulischen Verhältnisse bei den durchgeführten WAZ-Experimenten lassen sich nach Kap. 4.3 über das Stabilitäts-Diagramm beschreiben (s. Abb. 4.5), auf dessen Achsen unterschiedliche Verhältnisse der Gravitations-Zahlen gegeneinander aufgetragen sind. Über die Lage eines Punktes im Diagramm lässt sich dann das Stabilitätsverhalten eines dreischichtigen 2D-Fluidsystems mit einer aufgrund der Dichte instabilen Zwischenschicht charakterisieren. Die Anwendung des in Kap. 4.3 vorgestellten Stabilitäts-Diagramms wurde auf eine

Zwischenschicht beschränkt, deren Dichte kleiner und deren dynamische Viskosität größer als die vom umgebenden Fluid ist. Im vorliegenden Fall bildet der mittlere Zirkulationsbereich, in dem der Alkoholcocktail injiziert wird, die mittlere Zwischenschicht. Mit innerer und äußerer W-Zirkulation ergibt sich das dreischichtige 2D-Fluidsystem.

Die Auswertung der WAZ-Experimente nach Kap. 4.3, Abb. 4.5 ist in Abb. 6.5 dargestellt. Gefüllte (grüne) Datenpunkte repräsentieren hydraulische Verhältnisse an denen eine Stromröhre mit Alkoholcocktail beobachtet werden konnte, d.h. diese stehen für eine stabile Zwischenschicht bzw. für eine Ausbildung einer Stromröhre mit Alkoholcocktail. In der Legende werden diese mit der Abkürzung AStr gekennzeichnet. Bei den ungefüllten (roten) Datenpunkten mit bzw. ohne inneren Punkt bildete sich keine Stromröhre mit Alkoholcocktail aus. Ungefüllte Marker ohne inneren Punkt bzw. gefüllte Marker mit gleicher Form gehören dem gleichen Experiment an. Datenpunkte des Exp. A1 und A2 bilden eine Ausnahme, da hier die Zugabe nur als Impuls erfolgte. Zudem war im Exp. A2 die Permeabilität k_0 des Aquifers im Bereich des Zugabefilters durch „bio-clogging“ verändert. Die Beschreibung dazu folgt weiter unten. Zusätzlich sind in Abb. 6.5 die Verhältnisse der Gravitations-Zahlen aufgenommen, die sich aus Gl. 3.42, Gl. 3.43 und Gl. 3.45 (s. Tab. 4.1) sowie Gl. 4.7 ergeben. Es ist festzuhalten, dass sich die Datenpunkte über die Bereiche 1, 2 und 4 verteilen.

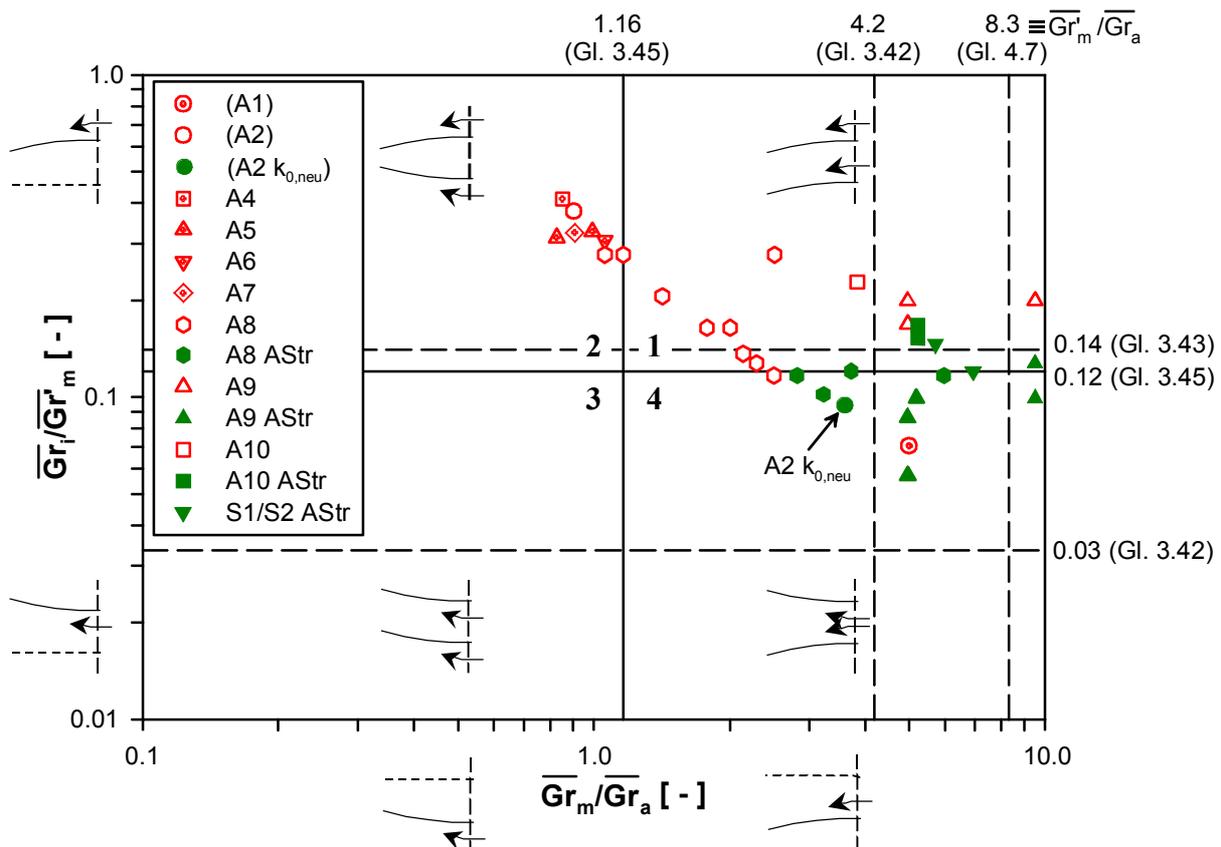


Abb. 6.5: Hydraulische Verhältnisse der WAZ-Experimente beschrieben über Gravitations-Zahlen-Verhältnisse nach Kap. 4.3; Datenpunkte, deren Zustand als stabil identifiziert wurden, sind gefüllt dargestellt

Das Verhalten der Alkoholcocktailschicht im jeweiligen Bereich wird analog Abb. 4.5 durch eine kleine Skizze beschrieben (Abb. 6.5), welche sich aus der Superposition der Skizzen an den Achsen des Diagramms in Abb. 6.5 ergeben. Nach Kap. 4.3 ist im Bereich 4 ein stabiles Verhalten der Alkoholcocktailschicht zu erwarten, wobei das Verhalten stabiler ist, je näher der Datenpunkt der horizontalen Linie $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = 0.12$ ist, da entlang dieser Linie Druckgleichgewicht zwischen innerer und mittlerer Alkoholcocktailschicht herrscht. In sehr guter Übereinstimmung mit der Beobachtung häufen sich die als stabil identifizierten Zustände entlang dieser Linie bzw. in Bereich 4. Die Bereiche 1 und 2 sind nach Kap. 4.3 durch das Einmischen des Wassers in den Alkoholcocktail von innerer und im Bereich 2 zusätzlich von äußerer W-Zirkulation her dominiert. Bereich 2 weist aufgrund des beidseitigen Einmischens deshalb ein instabiles Verhalten der Alkoholcocktailschicht auf. Erwartungsgemäß konnte bei den Experimenten, deren Datenpunkte in diesem Bereich lagen (Exp. A5, Exp. A6, Exp. A7) eine starke Einmischung des Alkoholcocktails, deren Zirkulationsgeometrie Abb. 5.7a zeigt, beobachtet werden.

Abb. 6.5 zeigt, dass nur das richtige Zusammenspiel beider Verhältnisse zu einem stabilen Zustand der Alkoholcocktailstromröhre führt. So lässt sich aus Abb. 6.5 das optimale $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ -Verhältnis, bei dem keine zusätzliche hydraulisch bedingte Entmischung durch die innere W-Zirkulation auftritt, mit $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = 0.12$ ableiten. Eine scharfe Abgrenzung dieses Verhältnisses nach oben hin konnte nicht beobachtet werden. Dennoch lässt sich feststellen, dass ein kritisches $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ -Verhältnis ungefähr mit $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = 0.14$ erreicht ist. Dieser Wert ergibt sich aus Gl. 3.43 durch Vorgabe gleicher hydraulischer Gefälle für Alkoholcocktail und Wasser (s. Tab. 4.1). Liegt das $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ -Verhältnis darüber, muss mit der Zerstörung der Alkoholcocktailstromröhre durch massive Entmischung des Alkoholcocktails an innenliegender Grenzfläche gerechnet werden. Die Beobachtung dieses hydraulischen Zustands belegen die im Bereich 1 liegenden, zu Exp. A8 (Sechseck), Exp. A9 (Dreieck) und Exp. A10 (Quadrat) gehörenden, ungefüllten Datenpunkte. Im $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ -Verhältnis muss nach Kap. 4.4 der Auftrieb der Alkoholcocktailschicht berücksichtigt werden. Nach Kap. 4.5 muss dies unter Berücksichtigung der Bedingung für das Druckgleichgewicht an der inneren Trennplatte der Zugabeeinheit geschehen, woraus sich für das $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ -Verhältnis nach Gl. 4.7 ein Wert von $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a = \rho_w^2 / (\rho_A \Delta \rho) \approx 8.3$ als Optimum ergibt und auch mit dem Verhältnis $\overline{Gr}'_m / \overline{Gr}_a$ identisch ist. Je näher der hydraulische Zustand diesem Verhältnis ist, desto mehr wird der Auftrieb der Alkoholcocktailstromröhre kontrolliert. In Konsequenz dieser Kontrolle strömt der Alkoholcocktail dann überwiegend horizontal. Die Lage der Datenpunkte des Exp. A10 erklären auch die beobachtete und in Kap. 5.6.1 beschriebene leichte Verjüngung der Alkoholcocktailstromröhre. Die Datenpunkte liegen nahe des kritischen $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m$ -Werts und relativ weit entfernt vom optimalen $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a$ -Wert. Beim Exp. A9 konnten allerdings trotz gut definierter Verhältnisse nach Abb. 6.5 auch Stromröhren mit Alkoholcocktail beobachtet werden, die nicht die Sandlinse erreichten. Sie zeigten also nicht das gleiche Verhalten wie eine vergleichbare W-Zirkulation, mit denen die Geometrie der mittleren A-Zirkulation abschätzbar ist (Kap. 5.6.1). Dies erklärt sich über das bereits in Kap. 3.4.3 erwähnte kritische hydraulische Gefälle, welches auch über eine *Gravitations-Zahl* beschrieben werden kann. Um die Existenz nachzuweisen, müssen die *Gravitations-Zahlen* \overline{Gr}'_m und \overline{Gr}_a bzw. \overline{Gr}_i der Experimente miteinander verglichen werden. Dieser Vergleich folgt in Kap. 6.2.2 im Anschluss an die Beschreibung des Exp. A2.

Beim Exp. A2 konnte ebenfalls eine stabile Geometrie der A-Zirkulation beobachtet werden (s. Abb. 5.13a-II), die auf eine Veränderung der Bodenverhältnisse, und zwar im Wesentlichen im Bereich der mittleren (Injektions-)Kammer der Zugabeeinheit, zurückgeführt werden konnte. Über die beobachteten Druckverhältnisse am Zugabefilter konnte für das Exp. A2 die Permeabilität zu $k_{0,\text{neu}} = k_0/2 \approx 7.7 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ bestimmt werden. Dadurch ergibt sich bei unverändertem Alkoholcocktaildurchfluss eine größere Gravitations-Zahl \overline{Gr}'_m (Abb. 6.6). Wird die Veränderung der Permeabilität nur für den mittleren Bereich angenommen, verschiebt sich der in Abb. 6.5 mit A2 $k_{0,\text{neu}}$ bezeichnete Datenpunkt zu stabilen Verhältnissen hin. Wird dagegen die Veränderung gleichmäßig über alle Filterbereiche angenommen, ergeben sich die gleichen Verhältnisse der Gravitations-Zahlen wie für den nicht beeinträchtigten Zustand (Abb. 6.5). Danach hätte keine stabile Geometrie der A-Zirkulation beobachtet werden dürfen. Da diese aber tatsächlich beim Exp. A2 beobachtet werden konnte, ist die Annahme einer ungleichen Veränderung der Permeabilität trotz unbekannter Verteilung der Permeabilität gerechtfertigt. Es ist anzumerken, dass aller Wahrscheinlichkeit nach auch der innen- und außenliegende Aquiferbereich in der Nähe der Zugabeeinheit durch „bio-clogging“ beeinträchtigt war. Letztlich führt dies aber zu ähnlichen hydraulischen Zuständen, sofern die Beeinträchtigung im mittleren Bereich im Verhältnis zu den umliegenden Bereichen größer war. Nur so ist es möglich, dass mit den bei Exp. A2 eingestellten Zugabevolumenströmen auch stabile Verhältnisse beobachtet werden konnten. Die unterschiedliche Beeinträchtigung der Bereiche erscheint auch deshalb plausibel zu sein, da nach der Demontage der Zugabeeinheit sogar das Lochblech vor der mittleren Kammer mit einem rot-bräunlichen Biofilm wesentlich stärker verschmutzt war als die anderen Lochblechbereiche.

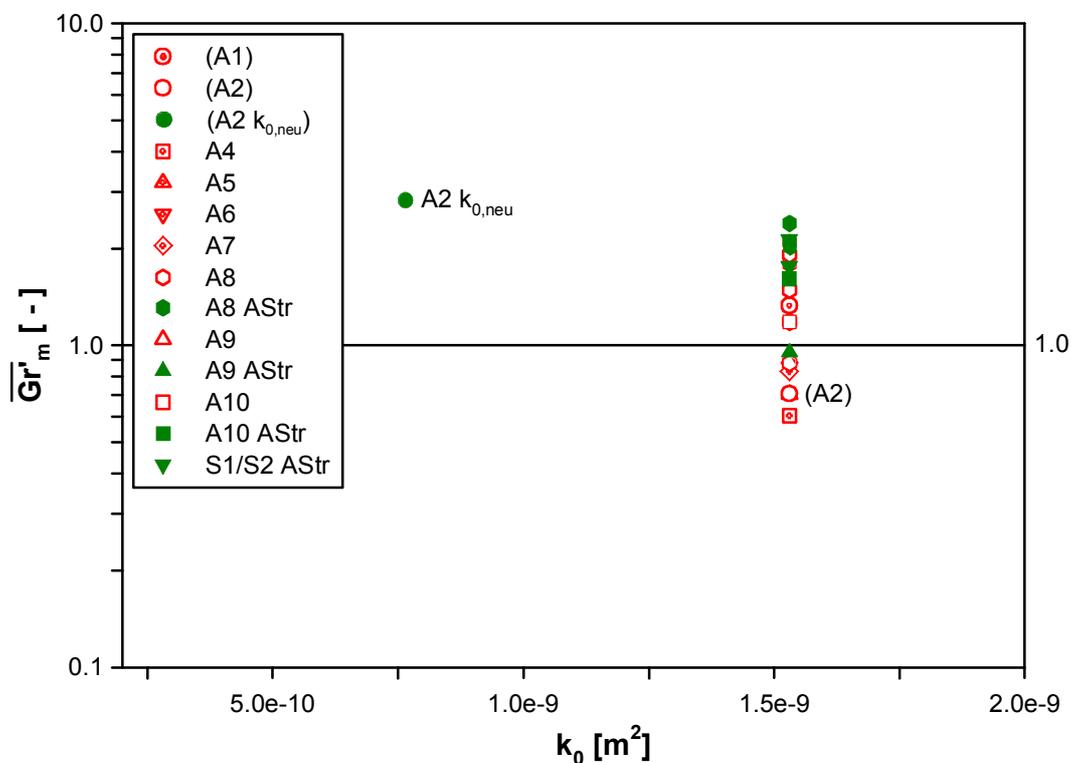


Abb. 6.6: Gravitations-Zahl \overline{Gr}'_m in Abhängigkeit der Permeabilität k_0

6.2.2 Kritische *Gravitations-Zahl* und kritischer Durchfluss

Im Exp. A9 wurden stabile Stromröhren beobachtet, welche sich nicht ähnlich einer vergleichbaren W-Zirkulation verhielten. Aufgrund dieser Beobachtung wurde ein kritisches hydraulisches Gefälle bzw. eine kritische *Gravitations-Zahl* für die Alkoholcocktailströmung vermutet. Diese muss bei der Alkoholcocktailinjektion mindestens erreicht werden, damit sich die A-Zirkulation ähnlich der W-Zirkulation verhält. In den Diagrammen der Abb. 6.7 wurden die Daten der WAZ-Experimente über die *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}'_m in Abhängigkeit von der *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}_a (Abb. 6.7a) bzw. der *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}_i (Abb. 6.7b) dargestellt. Es zeigt sich, dass die Datenpunkte von Exp. A9 mit $\overline{Gr}'_m \approx 1$ eine kleinere *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}'_m wie die ebenfalls als stabil identifizierten Zustände der anderen Experimente besitzen. Dies erklärt das veränderte Fließverhalten beim Exp. A9. Mit Hilfe der anderen als stabil identifizierten Zustände kann eine kritische *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}'_{krit} mit $\overline{Gr}'_{krit} \approx 2$ aus Abb. 6.7 abgelesen werden. Über die optimalen *Gravitations-Zahlen-Verhältnisse* $\overline{Gr}_m / \overline{Gr}_a \approx 8.3$ und $\overline{Gr}_i / \overline{Gr}'_m = 0.12$ lassen sich mit Hilfe von \overline{Gr}'_{krit} die zu \overline{Gr}'_{krit} gehörenden *Gravitations-Zahlen* \overline{Gr}_a und \overline{Gr}_i bestimmen, welche sich zu $\overline{Gr}_a \approx 0.034$ und $\overline{Gr}_i = 0.24$ ergeben (Abb. 6.7). Ab diesen Punkten überwiegt demnach die Reibungskraft in der Alkoholcocktailströmung, welche bei größer werdendem Volumenstrom im Vergleich zu den übrigen Kräften ansteigt. Die *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}'_m mit den bekannten Kräften (pro Volumeneinheit) für Reibung F_μ , Gravitation F_g und Auftrieb F_b als Kräfteverhältnis ausgedrückt veranschaulicht dies:

$$\overline{Gr}'_m = \frac{\overbrace{F_{\mu, A}}^{\mu_A v_A}}{k_0} \cdot \frac{1}{\underbrace{\rho_A g}_{F_{g, A}}} \cdot \frac{\overbrace{F_{g, W}}^{\rho_W \cdot g}}{\underbrace{\Delta p}_{F_b} \cdot g} \geq \overline{Gr}'_{krit} = 2 \quad (6.1)$$

An der Zugabeeinheit bleiben alle in Gl. (6.1) auftretenden Kräfte aufgrund der Art und Weise der Injektion konstant. Wird allerdings der Durchfluss erhöht, nehmen die Reibungskräfte bei gleich bleibenden Gravitations- und Auftriebskräften zu und die Strömung wird dadurch zunehmend stabilisiert. Ebenfalls lässt sich aus Gl. (6.1) erkennen, dass sich eine Veränderung der Permeabilität über die Veränderung der Reibungskraft ausdrückt. Dieser Sachverhalt zeigt, dass obiges Diagramm der Abb. 6.5 auf homogen, isotropen Boden allgemein anwendbar ist. Natürlich wären für eine Verifizierung dieser Aussage weitere Experimente mit Bodenmaterialien unterschiedlicher hydraulischer Leitfähigkeit notwendig. Um ein vergleichbares Tool auch für heterogenen (anisotropen) Boden zu erhalten, wären ebenfalls weitere Untersuchungen notwendig, um zu einer allgemeingültigen Beschreibung über die *Gravitations-Zahlen-Verhältnisse* zu kommen. Das Exp. A2 gibt hier aufgrund des „bio-clogging“ erste Hinweise wie mit Heterogenitäten zu verfahren ist. Färber et al. (2004) führt für die Dampf-Luft-Injektion aus, dass die horizontale Ausbreitung des Dampfes und der damit einhergehenden Wärmeausbreitung bei geschichteten und stark anisotropen Aquiferen günstiger ist. Aufgrund der Ähnlichkeit des auftriebbehafeten Strömungsproblems wird dies auch auf das vorliegende Problem zutreffen.

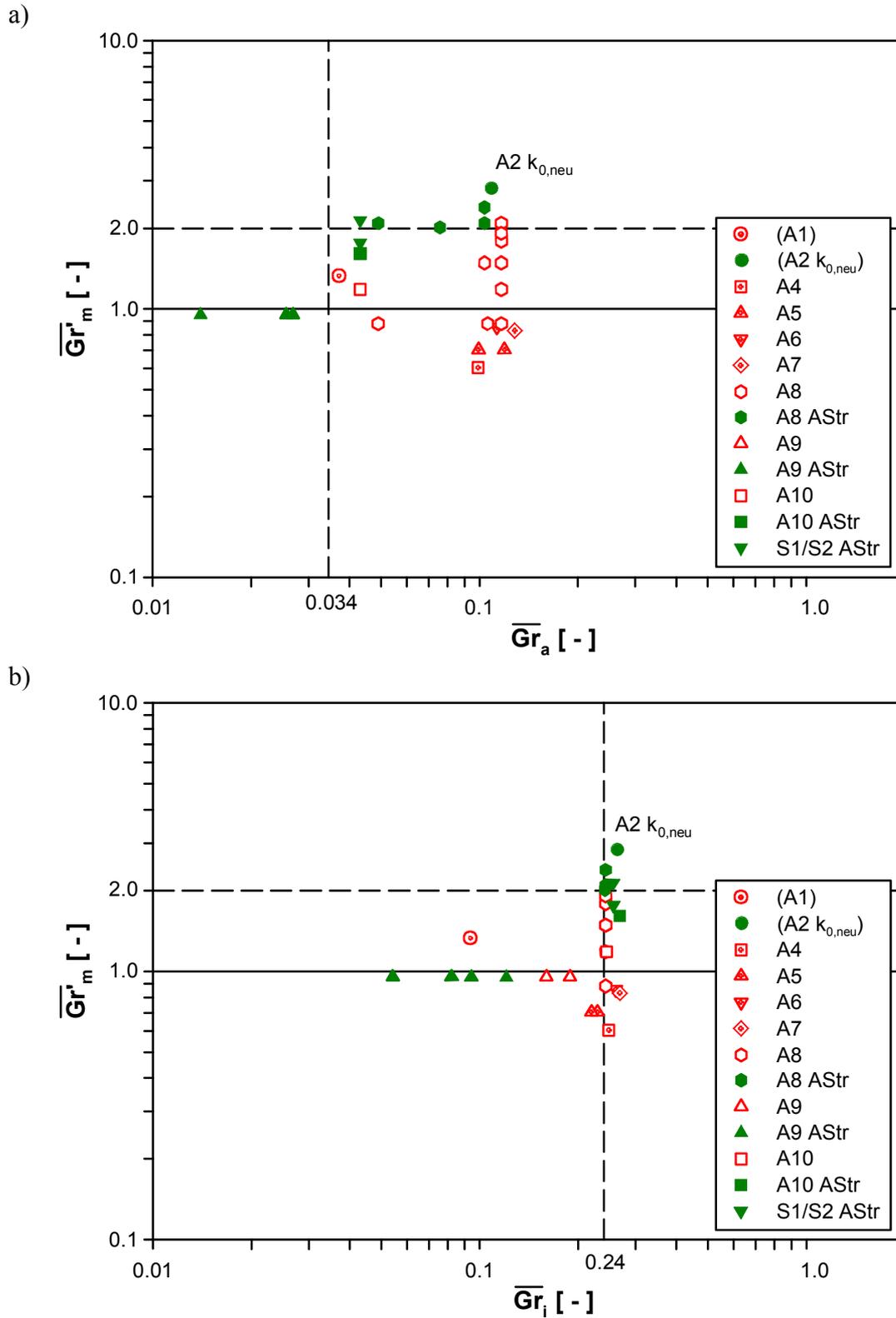


Abb. 6.7: Gravitations-Zahl \overline{Gr}_m in Abhängigkeit von a) Gravitations-Zahl \overline{Gr}_a und b) Gravitations-Zahl \overline{Gr}_i . Datenpunkte, deren Zustand als stabil identifiziert wurden, sind gefüllt dargestellt. Die Datenpunkte belegen über die von Exp. A9 eine kritische Gravitations-Zahl \overline{Gr}'_{krit} bei ca. $\overline{Gr}_m = 2$

Über die kritische *Gravitations-Zahl* \overline{Gr}'_{krit} lässt sich nun mit Gl. (6.1) ein kritischer Durchfluss $Q_{A,krit}$ über eine kritische Strömungsgeschwindigkeit $v_{f,A,krit}$ für den Alkoholcocktail

$$\begin{aligned}\overline{Gr}'_{krit} &= \frac{\mu_A v_{f,A,krit} \cdot \rho_W}{k_0 \cdot \rho_A g \cdot \Delta \rho} = 2 \\ \Rightarrow Q_{A,krit} &= 2 \frac{k_0 \cdot \rho_A g \cdot \Delta \rho}{\mu_A \cdot \rho_W} b a \\ &= 2 \frac{1.53 \times 10^{-9} \cdot 860 \cdot 9.81 \cdot 140}{3.6 \times 10^{-3} \cdot 1000} 0.25 \cdot 0.088 \cdot 3.6 \times 10^6 = 79.5 \frac{l}{h}\end{aligned}\quad (6.2)$$

mit der Breite b und der Höhe a der Injektionskammer angeben. Der kritische Durchfluss stellt eine Anwendungsgrenze des Verfahrens dar, da dieser für hydraulisch kontrollierte Verhältnisse annähernd erreicht werden muss (s. Abb. 6.5). Als Zahlenbeispiel wurde in Gl. (6.2) der kritische Durchfluss für den vorliegenden Fall angegeben. Aufgrund der Größe des kritischen Durchflusses erklärt sich auch das in den Abschnitten zuvor beschriebene unterschiedliche Verhalten der WAZ-Experimente, da dieser bei den WAZ-Experimenten teilweise nicht erreicht wurde (vgl. Abb. 6.1 bis Abb. 6.4). In den Sanierungsexperimenten S1 und S2 wurde der kritische Durchfluss erreicht und überschritten (vgl. Abb. 6.4). Die Folge davon waren deutliche Konzentrationssteigerungen bis zum maximalen Konzentrationsniveau der Alkohole des Alkoholcocktails (vgl. Abb. 5.11), welche sich rechnerisch zu $c_{2-P} = 424 \text{g/l}$ für 2-Propanol und $c_{1-H} = 189 \text{g/l}$ für 1-Hexanol ergeben.

Gl. (6.2) zeigt auch, dass die Geometrie der Injektionskammer einen Einfluss auf den Volumenstrom besitzt und im Fall unterschiedlicher Kammern, wie z.B. im 3D-Fall (s. Kap. 6.3.3), Berücksichtigung finden muss. Für die Zugabeeinheit des vorliegenden 2D-Falls kürzt sich die Breite b der Kammern bei der Ermittlung der Volumenströme durch die gleiche Breite aller Kammern heraus. Wie bereits schon aus Gl. (6.1) erkennbar ist, spielt die Permeabilität k_0 für den notwendigen Volumenstrom eine wesentliche Rolle. Nach Gl. (6.2) benötigen kleine Permeabilitäten daher geringere Volumenströme für die Stabilisierung der Alkoholcocktailstromröhre als große Permeabilitäten. Eine Korrelation der kritischen (horizontalen) Strömungsgeschwindigkeit $v_{f,A,krit}$ mit der kritischen vertikal-aufwärtsgerichteten Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ erscheint hier durchaus zu existieren: Auch die kritische Geschwindigkeit $v_{f,krit}$ nimmt bei geringerer Permeabilität bzw. hydraulischer Leitfähigkeit ab, wie auch schon das verwendete Sand-Kies-Gemisch und das Linsenmaterial zeigen. Welcher und in wie fern hier der Zusammenhang besteht, bleibt noch zu untersuchen.

6.2.3 Weitere Anwendungsgrenzen

Generell lässt sich feststellen, dass eine auftriebsbehaftete Strömung über die vermehrte Reibung besser kontrollierbar sein wird, je geringer die Permeabilität des P.M. ist. Das verwendete Sand-Kies-Gemisch stellte mit seiner relativ großen hydraulischen Leitfähigkeit und der geringen inneren Reibung deshalb eine sehr hohe Anforderung an die Hydraulik dar. Bei der Durchführung der WAZ-Experimente hatte es aufgrund der immer beobachteten Entmischung

an innenliegender Grenzfläche den Anschein, dass möglicherweise mit einer hydraulischen Leitfähigkeit in der Größenordnung von 10^{-2} m/s bereits der Grenzfall der Anwendung erreicht wurde. Im anderen Fall von Böden geringer hydraulischer Leitfähigkeit werden die dadurch zunehmenden Injektionsdrücke das Verfahren limitieren. Der Injektionsdruck muss so dimensioniert sein, dass ein Grundbruch vermieden wird (Färber et al., 2004). Einen Anhaltspunkt für die Anwendungsgrenze des vorliegenden Verfahrens nach unten hin gibt ebenfalls Färber et al. (2004). So ist das Verfahren der Dampf-Luft-Injektion bis zu einer Größenordnung der hydraulischen Leitfähigkeit von 10^{-7} m/s sinnvoll einsetzbar. Diese Grenze erscheint für das vorliegende Verfahren aufgrund der beobachteten Um- und Durchströmung der Sandlinse, welche eine nur um eine Größenordnung geringere Durchlässigkeit als das grobe Sand-Kies-Gemisch besaß, recht gering zu sein. Deshalb wird die Anwendungsgrenze der Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation auf Bodenmaterialien einer hydraulischen Leitfähigkeit in der Größenordnung von ca. 10^{-5} - 10^{-6} m/s abgeschätzt.

Der in Kap. 4.5 beschriebene Sachverhalt des Umschaltens der WA-Zirkulation nach erfolgter Sanierung auf die reine W-Zirkulation stellt für das Verfahren der Alkoholcocktailinjektion kein Hindernis dar. Nach Tab. 3.1 treten beim Umschalten die Fälle 10 und 13 auf, bei der die kinematische Viskosität die auftretenden Grenzschichten destabilisiert. Werden die Durchflüsse aber sukzessiv wie z. B. im Sanierungsexperiment S1 (s. Abb. 6.4) an die Situation angepasst ist mit keiner Verfrachtung des Alkoholcocktails in weiter entfernte Aquiferbereiche, in denen dadurch evtl. Schadstoffe mobilisiert werden könnten, zu rechnen. Auch bei einer unmittelbaren Erhöhung der Durchflüsse außen und mittig, ist mit keiner Verteilung im weiteren Umfeld des Aquifers zu rechnen. Durch die Erhöhung des Volumenstroms in der äußeren Zugabekammer geht die Kontrolle des Auftriebs verloren und der restliche Alkoholcocktail im Aquifer wird so schnell wie möglich in der unmittelbaren Nähe des GZB aufsteigen. Aufgrund dieser Sachverhalte sowie Beobachtungen der visualisierten WA-Zirkulation nach dem Umschalten auf die reine W-Zirkulation, die eine solche Aussage zulassen, wurde in der vorliegenden Arbeit auf eine separate Darstellung verzichtet.

6.3 VEGAS-Versuchsstand (3D)

Die in den kleinskaligen 2D-Rinnenexperimenten gewonnenen Daten waren auf großskalige Experimente unter realitätsnahen Bedingungen zu übertragen, um so die Einsatzfähigkeit der Alkoholcocktailspülung mittels GZB für die Praxis zu demonstrieren. Dazu wurden mehrere Experimente - sowohl Uranin-Tracerexperimente als auch Alkoholcocktailspülungen und Sanierungsexperimente - im VEGAS-Blockaquifer durchgeführt, deren Gelingen auf der guten Zusammenarbeit zwischen IfH, IWS und der Fa. IEG mbH, Reutlingen basierte. Auf den folgenden Seiten wird der VEGAS-Blockaquifer mit der entwickelten Zugabe- und Entnahmeeinheit des GZB beschrieben und im Anschluss daran für diesen GZB eine Durchflussverteilung für die kontrollierten hydraulischen Verhältnisse einer 3D-WA-Zirkulation aufgezeigt. Diese Durchflussverteilung wird anschließend mit der Durchflussverteilung des ersten im VEGAS-Blockaquifer durchgeführten Sanierungsexperiments S verglichen, wobei die Interpretation bewusst kurz gehalten wurde.

6.3.1 VEGAS-Blockaquifer

Der VEGAS-Blockaquifer besteht aus Quadern mit unterschiedlicher hydraulischer Leitfähigkeit. Das eine Bodenmaterial ist ein gutdurchlässiger, grobsandiger Feinkies mit einem k_f -Wert von $3.5 \cdot 10^{-3} \text{ m/s}$, das andere ein mitteldurchlässiger, kiesiger Sand mit einem k_f -Wert von $7.5 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$ (Abb. 6.8). Im zentralen Brunnen wurde ein Packer eingebaut, durch den das Brunnenrohr in einen GZB mit einem Zugabefilter am Boden des Aquifers (0...80cm) und einem Entnahmefilter unterhalb des freien Grundwasserspiegels (325...405cm) aufgeteilt wurde. Zur Ermittlung von Druckhöhen und zur Probennahme waren in drei Raumebenen (Schichten 1-6, Querschnitte A-G bzw. a-i) Messstellen vorhanden. Die Probennahmestellen repräsentierten dabei jeweils ein Volumen von ca. 1 m^3 .

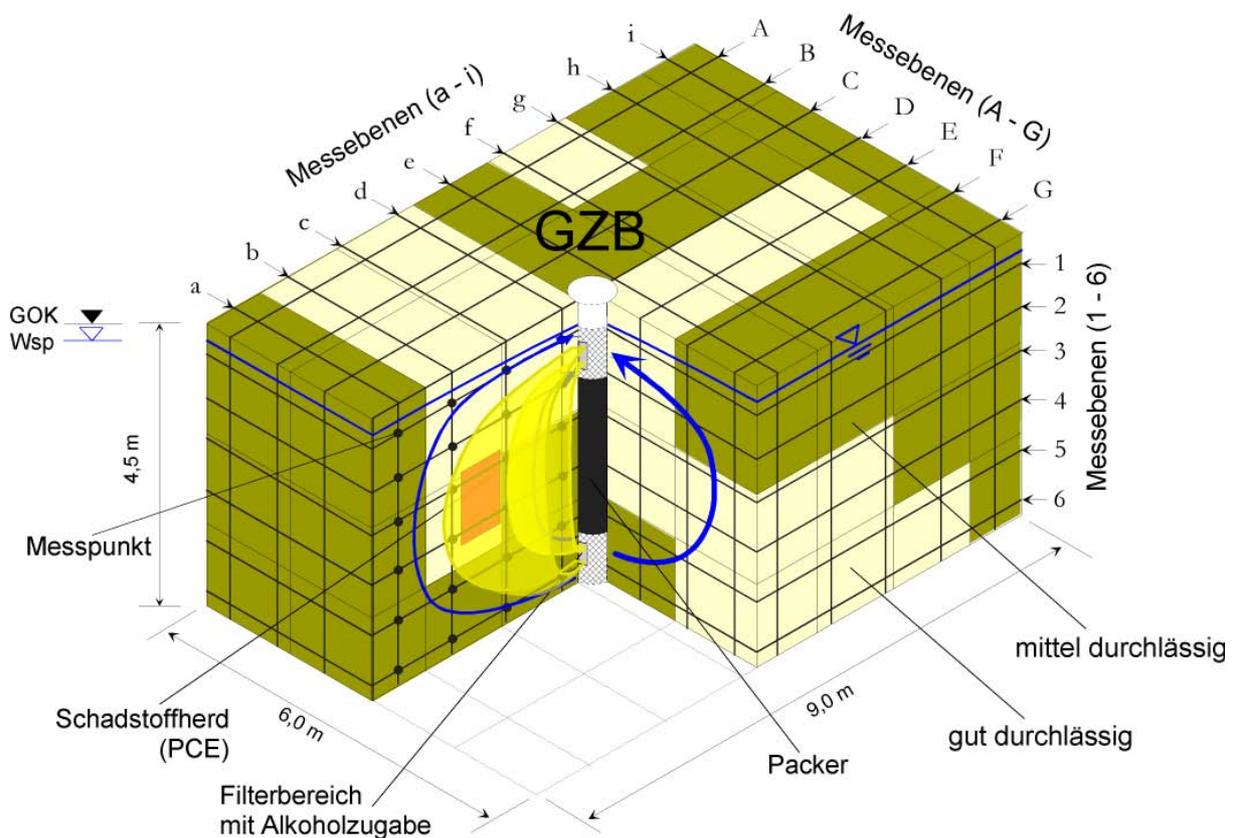


Abb. 6.8: Schematische Darstellung des GZB zur gezielten Alkoholcocktailzugabe und -entnahme zur Sanierung eines PCE-Schadensherds innerhalb des VEGAS-Blockaquifers mit Lage der Messstellen

6.3.2 Zugabe- und Entnahmeeinheit des GZB

Die an der Durchführung der großskaligen Experimente mit eingebundene Firma IEG mbH, Reutlingen fertigte in Eigenleistung Zugabe- und Entnahmeeinheit des GZB (Abb. 6.9). Über diese wurde die gezielte Injektion und Entnahme des Alkoholcocktails ermöglicht. Die Ein-

heiten wurden auf einer bestimmten Höhe und unter einem bestimmten horizontalen Winkel an den jeweiligen Filter gepresst. Die Zugabeeinheit des GBZ wurde nach dem Vorbild des zweidimensionalen Versuchsaufbaus mit drei Kammern gefertigt (s. Kap. 5.1). Diese hatten unterschiedliche Höhen mit unterschiedlich horizontalem Öffnungsgrad und wurden mit den Nummern 1 für die innere, 2 für die mittlere und 3 für die äußere Kammer gekennzeichnet (Abb. 6.9a). Eine weitere Kammer 4 ergab sich über den von der Zugabeeinheit nicht abgedeckten restlichen Filterbereich, über die eine weitere W-Zirkulation zur Stützung der drei über die Zugabeeinheit definierten Zirkulationsbereiche erzeugt wurde. Gummilippen an den kopfseitigen Rändern der Kammern dienten beim Anpressen als Abdichtung untereinander. Die Zuflussraten Q_1 , Q_2 , Q_3 , Q_4 zu den korrespondierenden Kammern 1, 2, 3, 4 konnten unabhängig voneinander vorgegeben werden.

Die Entnahmeeinheit wurde technisch gleich wie die Zugabeeinheit angebracht und bestand aus fünf Kammern mit unterschiedlichen Höhen und horizontalen Öffnungswinkeln zur flexibleren Steuerung der Entnahme der Alkohole (Abb. 6.9b). Die Kammern 5 und 6 waren dabei für die gezielte Entnahme des Alkoholcocktails, die Kammern 7 bis 9 zur Verminde- rung der Verteilung der zirkulierenden Alkohole vorgesehen. Wie im Fall der Zugabeeinheit ergab sich eine weitere Kammer 10 aus dem restlichen Filterbereich. Die Entnahme der Volumenströme Q_5 , Q_6 , Q_7 , Q_8 , Q_9 über die korrespondierenden Kammern 5, 6, 7, 8, 9 erfolgte über je eine mit Druckluft betriebene Membranpumpe (Fa. ALMATEC) in Explosionsschutz- ausführung. Die Entnahme des Volumenstroms Q_{10} erfolgte aufgrund des ähnlich großen Durchflusses über die Kammer 4 (s. Tab. 6.1) mit einer Tauchpumpe direkt aus der umlie- genden Kammer 10

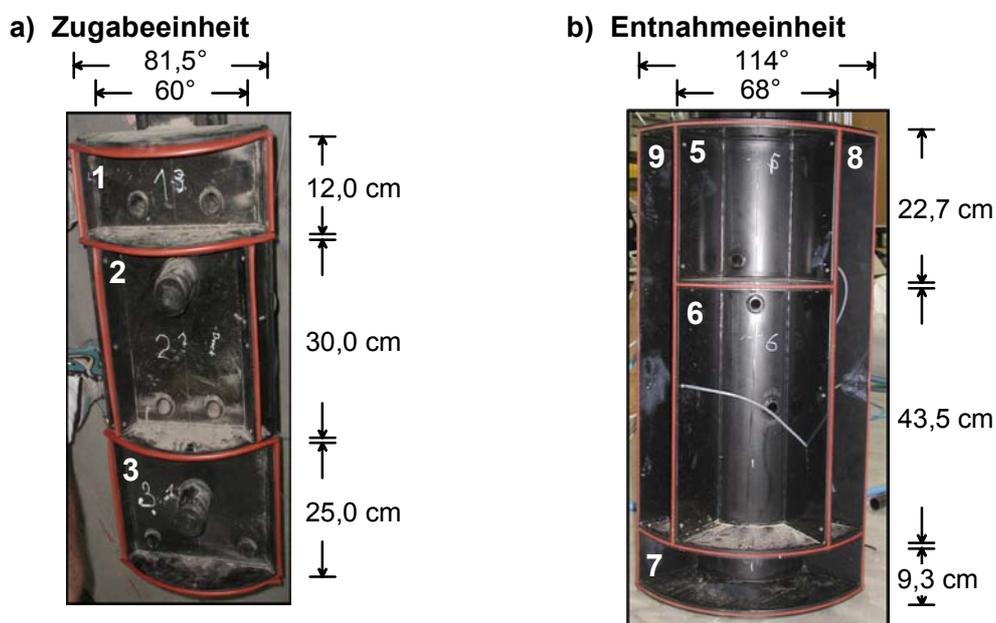


Abb. 6.9: Fotos der GZB-Zugabe- und Entnahmeeinheit des VEGAS-Blockaquifers mit Vermaßung und Kennzeichnung der unterschiedlichen Kammern

6.3.3 Beispiel einer Durchflussverteilung für den GZB des VEGAS-Blockaquifer

Um die Ergebnisse der 2D-WAZ-Experimente auf die 3D-Verhältnisse übertragen zu können, müssen

- (a) Heterogenitäten in Form der unterschiedlichen hydraulischen Leitfähigkeiten berücksichtigt,
- (b) die veränderte Geometrie der Zirkulation beachtet
- (c) und der Einfluss der umliegenden Zirkulation (Q_4) betrachtet

werden. Diese Liste lässt sich sicherlich erweitern, stellt aber in dieser Form die wichtigsten Punkte in der Übertragung der Ergebnisse aus den 2D-Betrachtungen dar. Letztlich bestehen auch Zwangsmomente wie z.B. der maximal mögliche Zirkulationsvolumenstrom, der durch die Infrastruktur am IWS vorgegeben war und auch durch den Versuchsbehälter selbst begrenzt wurde. Ein zu großer Gesamtvolumenstrom der Zirkulationswalze hat zur Folge, dass die Ausdehnung der Zirkulationswalze größer ist als der Versuchsstand selbst. Das heißt, die Zirkulationswalze obliegt Randeinflüssen. Der maximal mögliche Volumenstrom ohne Randeinflüsse liegt für den VEGAS-Blockaquifer bei ca. $12\text{m}^3/\text{h}$.

Die Durchflüsse für die hydraulisch kontrollierte WAZ basieren auf den Durchflüssen einer reinen W-Zirkulation, die mit Hilfe eines numerischen Modells des heterogenen Blockaquifers von Rosero (2003) ermittelt wurden. Die in dieser Arbeit für eine Zugabeeinheit mit einem Öffnungswinkel der Zugabe von 90° ermittelten Durchflüsse sind in Tab. 6.1 unter Q_{ref} , Spalte $\angle 90^\circ$ aufgeführt. Die Durchflüsse der Referenz I wurden aus diesen Durchflüssen entsprechend der Geometrie des GZB abgeleitet und erfüllen die Randbedingung der vertikal-aufwärtsgerichteten kritischen Geschwindigkeit im Bereich einer künstlichen Kontamination. Der Referenzdurchfluss II berücksichtigt im Durchfluss Q_2 zudem die Punkte a) und b) der obigen Liste. Die Berücksichtigung dieser beiden Punkte kann über den kritischen Durchfluss (Gl. (6.2)) geschehen. Setzt man die entsprechenden Werte in Gl. (6.2) ein, ist festzustellen, dass das System auf das gutdurchlässige Material bemessen werden muss. Allerdings ist die Bestimmung der kritischen Durchflüsse im 3D-Fall mit Gl. (6.2) nicht ausreichend, da die hier veränderte Geometrie der Zirkulation nicht einfließt. Rosero (2003) berechnete Stromlinien mit denen die Aufweitung der mittleren Stromröhre bestimmt werden konnte. Daraus ließ sich eine Aufweitung der Injektionsfilterfläche auf ca. das 9-fache bestimmen. Die seitliche Aufweitung betrug dabei ca. das 4-fache der Kammerbreite und die mit der Kammerhöhe korrelierende Aufweitung ca. das 2-fache. Die Aufweitung der Injektionsfilterfläche im 2D-Fall dagegen betrug dagegen ca. das 4-fache. Durch die konstante Rinnenbreite stellt dieser Faktor auch die mit der Kammerhöhe korrelierende Aufweitung dar. Insgesamt lässt sich so unter Beachtung der unterschiedlichen Mächtigkeiten der Aquifere feststellen, dass die Stromröhre im vorliegenden 3D-Fall schlanker ausfällt als im untersuchten 2D-Fall. Diese Tatsache ist von Bedeutung, da die Alkoholcocktailstromröhre bei unsauber definierten Randbedingungen eher zur Verjüngung tendiert und dadurch möglicherweise die Kontamination nicht mehr vollständig erfasst wird. Um die vollständige Erfassung zu gewährleisten wird deshalb der kritische Durchfluss zusätzlich um den Faktor der Aufweitung der Injektionsfilterfläche vergrößert. Durch diesen Ansatz wird am ehesten die kritische *Gravitations*-Zahl im

Bereich der Kontamination eingehalten. Es ergibt sich so ein Durchfluss für Q_2 von ca. $0.60\text{m}^3/\text{h}$ (s. Tab. 6.1). Die zugehörigen Durchflüsse der Referenz II ergeben sich dann über simple Multiplikation der Durchflüsse der Referenz mit dem Faktor 1.5 ($= (Q^{\text{II}}/Q^{\text{I}})_{2,\text{ref}}$). Mit Gl. 4.6 und Gl. 4.7 ergeben sich mit dem definierten Referenzdurchfluss Q_2 die in Tab. 6.1 angegebenen zugehörigen Soll-Volumenströme für Q_1 und Q_3 während der WAZ. Hier ist zu erwähnen, dass die unterschiedliche Breite b der Kammern in den beiden Gleichungen zu berücksichtigen ist.

Tab. 6.1: Referenzdurchflüsse Q_{ref} , Durchflüsse Q_{WAZ} für die Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation mit den Durchflüssen Q_{WZ} der im Anschluss folgenden W-Zirkulation für zwei Varianten mit den Durchflüssen des im Blockaquifer erstdurchgeführten Sanierungsexperiments S

Durchflüsse	Q_{ref}		Q_{WAZ}		Q_{WZ}		Q_{ist}		
	W-Zirkulation (WZ)			während WAZ		folgende WZ		Exp. S	
	$\angle 90^\circ$ ¹	I ²	II ²	I	II	I	II	WAZ	WZ
Q_1	0.34	0.36	0.54	0.81	1.21	0.81	1.21	0.81	0.80
Q_2	0.44	0.40	0.60	0.40^3	0.60^3	0.90	1.34	0.41^3	0.80
Q_3	0.53	0.39	0.59	0.23	0.35	0.88	1.31	0.32	0.82
Q_4	3.61	4.50	6.75	7.75	11.57	10.13	15.12	9.40	9.60
Σ	4.92	5.65	8.48	9.19	13.73	12.72	18.98	10.94	12.02

¹ numerisch ermittelt nach Rosero (2003), ² auf Geometrie des GZB angepasst, ³ Alkoholcocktail

Die Berücksichtigung des Punktes c) der obigen Liste ist schwieriger. Die Beschreibung der umliegenden Zirkulation Q_4 mit Hilfe einer *Gravitations*-Zahl erscheint wenig sinnvoll. Vielmehr hilft die Betrachtung der mit der inneren und äußeren W-Zirkulation erzeugten Drücke (Q_1 , Q_3 , s. Abb. 4.15). Mit den Referenzdurchflüssen wurde am gesamten Zugabefilter eine einheitliche Druckhöhe vorausgesetzt. Dies gilt auch für die mit den Durchflüssen der nachfolgenden W-Zirkulation erzeugten Druckhöhe, da diese Durchflüsse einer Multiplikation der Referenzdurchflüsse entstammen (s. Tab. 6.1). Die Durchflüsse Q_2 und Q_3 bei der nachfolgenden W-Zirkulation sind dabei an den inneren Durchfluss Q_1 über den Faktor $Q_{1,\text{WZ}}/Q_{1,\text{ref}}$ des jeweiligen Zustands (I bzw. II) angepasst. Der Vorteil dieses Vorgehens liegt darin, dass die folgende W-Zirkulation die mit der WAZ direkt vergleichbare Zirkulation darstellt. Für diese Zirkulation gilt, dass das Druckniveau der umliegenden Kammer 4 mit dem der Kammer 1 bei gleichem Gesamtvolumenstrom übereinstimmt. Aus dieser Betrachtung erhält man für $Q_{4,\text{WAZ}}$ die maximalen Volumenströme mit $Q_{4,\text{WAZ}} = \Sigma Q_{\text{WZ}} - (Q_1 + Q_2 + Q_3)_{\text{WAZ}}$ (I: $11.28\text{m}^3/\text{h}$, II: $16.82\text{m}^3/\text{h}$). Die minimale Abschätzung für $Q_{4,\text{WAZ}}$ lässt sich analog mit den Q_{ref} durchführen und es ergibt sich $Q_{4,\text{WAZ}} = \Sigma Q_{\text{ref}} - (Q_1 + Q_2 + Q_3)_{\text{WAZ}}$ (I: $4.21\text{m}^3/\text{h}$, II: $6.32\text{m}^3/\text{h}$). Nimmt man den Mittelwert aus minimalem und maximalem Durchfluss, ergibt sich der Volumenstrom $Q_{4,\text{WAZ}}$ aus Tab. 6.1, der annähernd den Druckverlauf der Kammer 4 aus Abb. 4.15 widerspiegelt.

Der Zustand II bei der WAZ ist grenzwertig hinsichtlich der Randeinflüsse, bleibt aber im Rahmen des Vertretbaren. Bei der folgenden W-Zirkulation sind die Ränder der Blockaqui-

fers mit Sicherheit erreicht, wodurch eine zusätzliche Erhöhung des Gesamtdruckniveaus zu erwarten ist. Dennoch scheint die Wahl des Zustands II aufgrund der größeren Sicherheit im kritischen Durchfluss besser zu sein als die Wahl des Zustands I, bei der kaum Randeinflüsse zu erwarten sind.

Die verwendete Durchflussverteilung des im Blockaquifer durchgeführten Sanierungsexperiments S zeigt, dass die Durchflüsse auf Zustand I ausgelegt wurden (Tab. 6.1). Der Vergleich mit Zustand II deutet darauf hin, dass sich die Stromröhre des Alkoholcocktails im gutdurchlässigen Material durch den geringeren Alkoholcocktaildurchfluss verjüngt haben muss. Der Vergleich mit den Durchflüssen während der WAZ im Zustand I weist darauf hin, dass möglicherweise durch einen übersteuerten Volumenstrom Q_4 mit dem ebenfalls zu großen Q_3 die Reichweite der Stromröhre reduziert wurde. Der Volumenstrom Q_2 von $0.40\text{m}^3/\text{h}$ reichte im jeden Fall zur Stabilisierung der Alkoholcocktailströmung im mitteldurchlässigen Material aus. Einen wesentlich größeren Einfluss wird in diesem Fall wohl der Volumenstrom Q_4 in Kombination des Volumenstroms Q_3 gehabt haben. Erst genannter ist bezogen auf den Sollwert um ca. 21% und zuletzt genannter um ca. 39% zu groß. Aufgrund dieser Unzulänglichkeiten erscheint es hier durchaus möglich, dass der Alkoholcocktail in diesem Experiment die Kontamination nicht erreicht hat.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde eine neuartige in-situ Sanierungstechnologie zur gezielten und hydraulisch kontrollierten Abreinigung von chlorierten Kohlenwasserstoffen (CKW) aus dem gesättigten Bodenbereich entwickelt. In dieser Technologie wurde das Verfahren der Alkoholspülung mit der Sanierungstechnik des Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) kombiniert. Durch die gleichzeitige Strömung der zwei Fluide Wasser und Alkohol(-cocktail) mit unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften war das betrachtete Strömungsproblem auftriebsbehaftet.

In mehreren zweidimensionalen Experimenten, welche am Institut für Hydromechanik (IfH), Universität Karlsruhe durchgeführt wurden (s. Kap. 5), konnte die entwickelte Theorie für die hydraulisch kontrollierte Wasser-Alkoholcocktail-Zirkulation (WAZ) erfolgreich bestätigt werden (s. Kap. 4). Indirekt zeigten dies qualitativ und quantitativ einfache Farbtracer- und Uranin-Experimente, mit denen in sehr guter Übereinstimmung die Geometrie des Bereichs der Alkoholcocktail-Zirkulation in den WAZ-Experimenten prognostiziert werden konnte. Den direkten Beweis der hydraulisch kontrollierten WAZ lieferten die Sanierungsexperimente S1 und S2, in denen eine mit dem CKW Perchlorethylen (PCE) künstlich kontaminierte Sandlinse sehr eindrucksvoll saniert wurde (s. Kap. 5).

Voraussetzung der hydraulisch kontrollierten Verhältnisse war das Zusammenspiel der verschiedenen Durchflüsse am Zugabefilter des GZB. Dieses Zusammenspiel war auch entscheidend für die hydraulische Kontrolle der Zirkulation des injizierten und unter Auftrieb stehenden Alkoholcocktails. Die Arbeit von Hilfer&Øren (1996), in der für den Fall der nicht mischbaren Verdrängung eine dimensionslose *Gravitations-Zahl* Gr aus den *Navier-Stokes-Gleichungen* (NSG) hergeleitet wurde, lieferte die Idee, das vorliegende Strömungsproblem ausschließlich mit Hilfe dieser *Gravitations-Zahlen* zu beschreiben. Die *Gravitations-Zahl* Gr stellt das Kräfteverhältnis innerhalb einer Strömung von Reibung zu Auftrieb dar. So wurde der in Kap. 4 vorgestellte Ansatz der *Gravitations-Zahlen-Verhältnisse* zur Beschreibung des Zusammenspiels der Durchflüsse entwickelt. Dieser ließ sich in einem Stabilitäts-Diagramm darstellen (s. Abb. 4.5), in denen stabile und instabile Bereiche einer unter Auftrieb stehenden Schicht identifiziert werden konnten. Dieser Ansatz ließ sich über die durchgeführten WAZ-Experimente bestätigen (Kap. 6.2, Abb. 6.5). Zudem ließ sich über eine entsprechende Betrachtung der *Gravitations-Zahlen* ein kritischer Durchfluss für den Alkoholcocktail bestimmen, oberhalb dem sich die WA-Zirkulation ähnlich einer reinen W-Zirkulation verhielt. Betragsmäßig bestätigte sich der kritische Durchfluss über die durchgeführten WAZ-Experimente. Die hydraulische Kontrolle der WAZ konnte ebenfalls über Druckdifferenzen, welche an den Trennplatten zwischen den Kammern der Zugabeeinheit des GZB auftraten, gezeigt (s. Kap. 4) und über die WAZ-Experimente belegt werden (s. Kap. 6.1). Die Druckdifferenzen waren dabei auch Grundlage des oben erwähnten Stabilitäts-Diagramms.

Die Übertragung der Ergebnisse der zweidimensionalen Rinnenexperimente auf den dreidimensionalen Fall wurde in Kap. 6.3 anhand einer Durchflussverteilung für den GZB des VEGAS-Blockaquifers durchgeführt. Wesentliche Ergebnisse der vorliegenden Arbeit konnten nicht in die Durchflussverteilung des ersten Sanierungsexperiments einfließen. Aus den Unterschieden zwischen den theoretischen und den tatsächlich eingestellten Durchflüssen kann geschlossen werden, dass die Sanierung des mit PCE kontaminierten Bereichs im VEGAS-Blockaquifer nicht erfolgreich war. Allerdings lässt sich die Frage nicht abschließend klären, ob mit den eingestellten Durchflüssen der mit PCE kontaminierte Bereich des VEGAS-Blockaquifers saniert hätte werden können, da in diesem 3D-Sanierungsexperiment noch andere Faktoren wie z.B. konstruktive Gegebenheiten des GZB und der Einbau des Schadstoffes einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss hatten [Mohrlok et al., 2005].

7.2 Ausblick

Über die *Gravitations*-Zahlen und die Experimente lässt sich belegen, dass für den Alkoholcocktail ein kritischer Durchfluss existiert. Dieser ist im starken Maß von der Permeabilität k_0 des Bodens abhängig. Da die Untersuchungen im homogenen Boden und nur mit einem Bodenmaterial durchgeführt wurden, sind in jedem Fall für heterogene Böden weitere Untersuchungen notwendig, um zeigen zu können, ob das o.g. Stabilitäts-Diagramm auch für diesen Fall gültig ist. Das WAZ-Exp. A2, bei dem eine stabile A-Zirkulation beobachtet werden konnte, gab hier durch die Beeinträchtigung der Permeabilität des Aquifers im Bereich des Zugabefilters durch biologisches Wachstum („bio-clogging“) Hinweise, dass das Diagramm auch für heterogene Böden gültig sein sollte. Für den zweidimensionalen homogenen Fall ist das Diagramm auf unterschiedliche Böden anwendbar, allerdings sollten zur endgültigen Bestätigung dieser Aussage weiterführende Experimente durchgeführt werden.

Die Bestätigung des in dieser Arbeit entwickelten Stabilitäts-Diagramms für den 2D-Fall wäre auch für die Frage der Stabilität im 3D-Fall hilfreich. Im VEGAS-Blockaquifer mit bekannter heterogener Aquiferstruktur sollte sich eine stabile Stromröhre durch Probenahmen über die vorhandenen Probenahmestellen demonstrieren lassen. Das vorhandene Messstellennetz erscheint jedoch für diesen Nachweis im VEGAS-Blockaquifer trotz der zahlreichen Messstellen recht grob. Deshalb sollte bei weiteren Experimenten der Alkoholcocktail über einen möglichst großen Raumwinkel (z.B. $\geq 90^\circ$) injiziert werden. Dies würde aufgrund der numerisch berechneten Stromlinien von Rosero (2003) theoretisch gewährleisten, dass mindestens an zwei benachbarten Messstellen auf gleicher Messebene (z. B. Messebene 4, s. Abb. 6.8) Alkoholcocktail nachgewiesen werden kann.

Für die Feldanwendung ist die Frage der Sicherheit der hydraulischen Kontrolle von vorrangigem Interesse, da über diese Frage der Erfolg dieser Sanierungstechnologie steht oder fällt. Die durchgeführten 2D-WAZ-Experimente lassen die Aussage zu, dass die hydraulische Kontrolle sehr robust ist, sofern ein bestimmter kritischer Durchfluss für die Injektion des Alkoholcocktails eingehalten wird. Im Feld wird der Aquiferaufbau im Gegensatz zu den 2D-Experimenten am IfH und den 3D-Experimenten in VEGAS nicht bekannt und in der Regel zudem heterogen sein. Bei der Feldanwendung muss einerseits die erforderliche kritische

Geschwindigkeit im Bereich der Kontamination eingehalten und andererseits die maximale Aufweitung der Stromröhre der korrespondierenden Injektionsfilterfläche des Alkoholcocktails zur Abschätzung des kritischen Durchflusses über die kritische *Gravitations-Zahl* bestimmt werden. Dazu kann z. B. die GZB-Strömung mit Hilfe eines numerischen Modells mit homogenen Aquifer und einer für die heterogene Struktur des Aquifers angenommen mittleren hydraulischen Leitfähigkeit alternativ berechnet werden. Die Bestimmung des Faktors aus der maximalen Aufweitung der Stromröhre zur Injektionsfilterfläche sollte hier ausreichend sein, um mit einer einfachen Multiplikation dieses Faktors mit der Größe der kritischen *Gravitations-Zahl* annähernd den erforderlichen Durchfluss für die Injektion des Alkoholcocktails zu bestimmen. Zusätzlich kann hier natürlich noch ein weiterer Sicherheitsfaktor hinzugefügt werden. Generell sollte der Durchfluss aber eher höher als niedriger angesetzt werden, da die Reibung durch eine Durchflusserhöhung gegenüber dem konstant bleibenden Auftrieb bei der vergleichbaren Injektion wie bei den dargestellten 2D-WAZ-Experimenten zunimmt (s. Abb. 4.4b und Gl. 6.1).

Wie die Ergebnisse aus der vorliegenden Arbeit aufzeigen, besitzt die entwickelte in-situ Sanierungstechnologie der Alkoholcocktailinjektion mittels GZB das Potenzial, mit DNAPL kontaminierte Böden unter hydraulisch sicheren Bedingungen mit hoher Effizienz zu reinigen. Derzeit existiert hierfür keine wirkliche Alternative bzgl. der Sicherheit und Sanierungsdauer. Daher sollte die vorgestellte Technologie auf dem Markt konkurrenzfähig sein. Eine wichtige Hürde wird dabei die Akzeptanz vor allem seitens der Genehmigungsbehörden sein, was die Einleitung von Alkoholen in das Grundwasser anbelangt.

Literaturverzeichnis

- AKER, E., MÅLØY, K. J., HANSEN, A. (2000): Dynamics of stable viscous displacement in porous media, *Physical review E, Complex fluids, polymers, and granular materials*, Band 61, Nr. 3, 2936-2946.
- ARCADIS Deutschland GmbH (2002): Sanierung des ehemaligen Gaswerkes Karlsruhe-Ost mit funnel-and-gate, Internet 2002, <http://www.arcadis.de/>.
- ARENDT, F., ANNOKKEE, G. J., VAN DEN BRINK, W. J. (1993): Altlastensanierung '93, Band I&II, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht - Boston - London.
- BARCZEWSKI, B. (1999): Optimierung hydraulischer Verfahrenstechnologien zur Schadstoffeleminierung aus Grundwasser mittels Tensiden, Projekt I, Abschlussbereich zum BMBF-Forschungsvorhaben 02-WT 9527-953, Projektverbund: Hydraulische Sanierungsverfahren für Grundwasser unter Tensideinsatz, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Deutschland.
- BARCZEWSKI, B., MEMMINGER, B. (2004): Pilotversuch zur energiesparenden, ökonomischen Reinigung kontaminierten Grundwassers im innerstädtischen Bereich mit einem Dichtwand-Heber-Reaktor am „Öl-Epple“-Areal in Stuttgart, Forschungsbericht FZKA-BWPLUS, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Deutschland.
- BEAR, J. (1972): *Dynamics of fluids in porous media*, Elsevier, New York.
- BETZ, C. (1998): Wasserdampfdestillation von Schadstoffen im porösen Medium: Entwicklung einer thermischen In-situ-Sanierungstechnologie, *Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart*, Heft 97.
- BRANDES, D., FARELY, K. J. (1993): Importance of phase behaviour on the removal of residual DNAPLs from porous media by alcohol flooding, *Water Environment Research, Water Environment Federation, Alexandria, USA*, Band 65, Nr. 3, 869-878.
- BRAUN, J., GREINER, P., KOSCHITZKY, H.-P., SCHNIEDERS, J., WEBER, K. (2003): Übersicht über Technologieentwicklungen zur NAPL-Sanierung mittels Alkoholcocktails, In: Hrsg.: Schrenk, V., Batereau, K., Barczewski, B., Weber, K., Koschitzky, H.-P.: *Symposium Ressource Fläche und VEGAS, Statuskolloquium 2003*, 30. September und 1. Oktober 2003, *Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart*, Heft 124.
- BUÈS, M. A., AACHIB, M. (1991): Influence of the heterogeneity of the solutions on the parameters of miscible displacement in saturated porous medium, Part 1: Stable displacement with density and viscosity contrasts, *Experiments in fluids*, Band 11, 25-32.
- BUSCH, K. F., LUCKNER, L., TIEMER, K. (1993): *Geohydraulik, Lehrbuch der Hydrogeologie, Borntraeger*, Band 3.
- CHRISTENSEN, J. S., ET AL. (2004): Permanganate Oxidation of PCE: Laboratory Testing and Design Considerations in Abstracts D7 zu Remediation of Chlorinated and Recalcitrant Compounds: The Fourth International Conference, May 24 –27th, Monterey, CA, USA.
- CIRPKA, O. A. (2005): Ausbreitungs- und Transportvorgänge in Strömungen II, Stoff- und Wärmetransport in natürlichen Hydrosystemen, Skript zur Vorlesung, WS 2004/2005, 29. Juli 2005, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 61, 70550 Stuttgart, abgeändert von Wolfgang Nowak.
- COREY, A. T. (1994): *Mechanics of Immiscible Fluids in Porous Media*, Water Resources, Highlands Ranch, Colo., 1994.
- DE BOER, R., EHLERS, W. (1988): Auftrieb und Reibung in flüssigkeitsgefüllten porösen Körpern – eine Klarstellung, *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM)*, Band 68, Heft 11, 567-572.
- DPMA - Deutsches Patent und Markenamt (2004): Verfahren und Vorrichtung zur Grundwassersanierung mittels Dichtwand-Heber-Reaktor, Veröffentlichungs-Nummer DE000019859862B4, <http://depatisnet.dpma.de>.
- DRAGUN, J. (1991): Geochemistry and soil chemistry reactions occurring during in situ vitrification, *Journal of Hazardous Materials*, Band 26, Heft 3, 343-364.
- EDEL, H.-G., ET AL. (2004): In-situ-chemische Oxidation (ISCO), Einsatz eines neuartigen Verfahrens zur Sanierung eines LCKW-Grundwasserschadens, Teil 1, *Altlastenspektrum*, Band 5, 251-258.

- FÄRBER, A., CLASS, H., JIE, D., KOSCHITZKY, H.-P., MÜLLER, C., OCHS, S., TRÖTSCHLER, O., STEIDINGER, S. (2004): Dampf-Luft-Injektion zur In-Situ-Sanierung der gesättigten Bodenzone: Anwendungsmöglichkeiten und Erfahrungen aus einer PCE-Sanierung in Albstadt, in Hrsg.: B. Barczewski, H.-P. Koschitzky, K. Weber, R. Wege, VEGAS-Statuskolloquium 2004, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 131, 78-87.
- FÄRBER, A. (1997): Wärmetransport in der ungesättigten Bodenzone: Entwicklung einer thermischen In-situ-Sanierungstechnologie, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 96.
- FETTER, C. W. (1993): Contaminant hydrogeology, ISBN 0-13-751215-5.
- FOUNTAIN, J. C. (1998): Technologies for Dense Nonaqueous Phase Liquid Source Zone Remediation, Technology Evaluation Report, Ground-Water Remediation Technologies Analysis Center (GWRTAC), Pittsburgh, USA.
- FZJ – Forschungszentrum Jülich, DNAPL-Schadensfälle (Schadstoffe mit einer höheren Dichte als Wasser), Forschungszentrum Jülich, ICG-V, Internet 2002-10-07, <http://www.fz-juelich.de/icg/icg-v/Groups/SanierungGrundwasser/index.html>.
- GEBHART, B., JALURIA, Y., MAHAJAN, R. L., SAMMAKIA, B. (1988): Buoyancy-induced flows and transport, Hemisphere Publishing Corporation, New York, USA, ISBN 0-89116-728-5.
- GREINER, P. (2006): Alkoholinjektion zur In-situ-Sanierung von CKW Schadensherden in Grundwasserleitern: Charakterisierung der thermodynamischen Prozesse und numerische Modellierung, Dissertation am Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, in Vorbereitung.
- GREINER, P., BRAUN, J., SCHNIEDERS, J., KOSCHITZKY, H.-P. (2004): Alkoholspülung – Bestimmung der Parameter für ein numerisches Modell, in Hrsg.: B. Barczewski, H.-P. Koschitzky, K. Weber, R. Wege, VEGAS-Statuskolloquium 2004, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 131, 106-112.
- GREINER, P., HOFSTEE, C., TRÖTSCHLER, O., BRAUN, J. (2002): Injektion von Alkoholcocktails zur In-situ-Sanierung von CKW-Schadensherden in Grundwasserleitern, Statuskolloquium 10. Oktober 2002, Kurzfassungen der Beiträge, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, 95-102.
- GUO, T., NEALE, G. H. (1996): Effects of buoyancy forces on miscible liquid-liquid displacement processes in a porous medium, Powder technology an international journal on the science and technology of wet and dry particulate systems, Band 86, Nr. 3, 265-274.
- HAYDEN, N. J., DIEBOLD, J., NOYES, G. (1999): Phase Behavior of Chlorinated Solvent + Water + Alcohol Mixtures with Application to Alcohol Flushing, Journal of Chemical & Engineering Data, American Chemical Society, Columbus, USA, Band 44, Nr. 5, 1085-1090.
- HEIDEN, STEFANIE, HRSG. (1999): Innovative Techniken der Bodensanierung, Ein Beitrag zur Nachhaltigkeit, Heidelberg, Berlin, Spektrum, Akad. Verl, Deutschland.
- HELMIG, R., CLASS, H. (2004): Hydromechanik, Skript zur Vorlesung, Stand 17. Oktober 2004, Lehrstuhl für Hydromechanik und Hydrosystemmodellierung, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Stuttgart.
- HIESTER, U., KOSCHITZKY, H.-P., TRÖTSCHLER, O., FÄRBER, A., BAKER, R., HERON, G., LACHANCE, J., KUHLMAN, M. (2005): Feste Wärmequellen zur In-Situ-Sanierung bei DNAPL-Schäden – Erste Ergebnisse einer U.S.-geförderten Forschungskooperation, in Hrsg.: Braun, J., Koschitzky, H.-P., Müller, M., Ressource Untergrund, 10 Jahre VEGAS: Forschung und Technologieentwicklung zum Schutz von Grundwasser und Boden, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 145, 190-112.
- HIESTER, U., KOSCHITZKY, H.-P., FÄRBER, A. (2004): THERIS: Effizienzsteigerung der Bodenluftabsaugung durch feste Wärmequellen – Entwicklungspotentiale neuer Einsatzbereiche, in Hrsg.: B. Barczewski, H.-P. Koschitzky, K. Weber, R. Wege, VEGAS-Statuskolloquium 2004, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 131, 88-97.
- HILFER, R., ØREN, P. E. (1996): Dimensional Analysis of Pore Scale and Field Scale Immiscible Displacement, Transport in porous media, Band 22, Nr. 1, 53-72.
- HOFSTEE, C., DANE, J. H., HILL, W. E. (1997): Three-fluid retention in porous media involving water, PCE and air, Journal of Contaminant Hydrology, Band 25, 235-247.
- HOFSTEE, C., OOSTROM, M., DANE, J. H., HILL, W. E. (1998a): Infiltration and redistribution of perchloroethylene in partially saturated, stratified porous media, Journal of Contaminant Hydrology, Band 34, 293-313.
- HOFSTEE, C., WALKER, R. C., DANE, J. H. (1998b): Infiltration and Redistribution of Perchloroethylene in Stratified Water-Saturated Porous Media, Soil Science Society of America Journal, Band 62, Heft 1, 13-22.

- HOFSTEE, C., ZIEGLER, G. C., TRÖTSCHLER, O., BRAUN, J. (2003): Removal of DNAPL contamination from the saturated zone by the combined effect of vertical upward flushing and density reduction, *Journal of Contaminant Hydrology*, Elsevier, Band 67, Heft 1, 61-78.
- HOLM, L. W. (1986): Miscibility and Miscible Displacement, *Journal of petroleum technology*, Band 8, 817-818.
- HOMSY, G. M. (1987): Viscous Fingering in Porous Media, *Annual review of fluid mechanics*, Band 19, 271-311.
- HUNT, J. R., SITAR, N. (1988): Nonaqueous Phase Liquid Transport and Cleanup, 1. Analysis of Mechanisms, *Water Resources Research*, Band 24, Heft 8, 1247-1258.
- INSTITUT FÜR WASSERBAU, VEGAS, In-situ-Sanierungstechnologien, Dampf-Luft-Injektion unter Wasser (SUB-TSVE), Universität Stuttgart, Internet 2005-11-16, <http://www.iws.uni-stuttgart.de/Vegas>.
- ITRC – Interstate Technology & Regulatory Council (2005): Technical and Regulatory Guidance for In-Situ Chemical Oxidation of Contaminated Soil and Groundwater, 2nd Edition, <http://www.itrcweb.org/>.
- JANSEN, C. (2001): Numerische Untersuchung des Dichteeinflusses auf das Dispersionsverhalten in heterogenen porösen Medien, *Mitteilungen, Lehrstuhl und Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen*, Band 125, ISBN 3-89653-625-7.
- JAWITZ, J. W., ANNABLE, M. D., RAO, P. S. C. (1998): Miscible fluid displacement stability in unconfined porous media - Two dimensional flow experiments and simulations, *Journal of Contaminant Hydrology* 31, Nr. 3, 1-20.
- JAWITZ, J. W., SILLAN, R. K., ANNABLE, M. D., RAO, P. S. C., WARNER, K. (2000): In-Situ Alcohol Flushing at a Dry Cleaner Site, *Journal of Environmental Science & Technology*, Band 34, Nr. 17, 3722-3729.
- JIAO, C. (2001): Miscible displacements in porous media with variation of fluid density and viscosity, *Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, Deutschland*.
- KINZELBACH, W., RAUSCH, R. (1995): Grundwassermodellierung, Eine Einführung mit Übungen, Stuttgart, Bornträger, ISBN 3-443-01032-6.
- KIRUBAHARAN, S. (2005): Numerical Tracer Test Simulation and Analysis in Groundwater Circulation Flow Fields as a base for the Prediction of Remediation of Groundwater Contamination, *Master's Thesis, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe und IIT Bombay*.
- KLAAS, N., TRÖTSCHLER, O. (2005): Machbarkeitsstudie zum Einsatz von chemischer Oxidation zur Sanierung von CKW-Kontaminationen (Quellensanierung), in Hrsg.: Braun, J., Koschitzky, H.-P., Müller, M., Ressource Untergrund, 10 Jahre VEGAS: Forschung und Technologieentwicklung zum Schutz von Grundwasser und Boden, *Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart*, Heft 145, 113-121.
- KOBUS, H. (1988): Grundwasserbelastungen, Sanierungsbeispiel und Schutzmaßnahmen, *Die Geowissenschaften*, Nr. 11, 330-336.
- KOBUS, H. (2001): Forschungsarbeiten 1994-2001, *Lehrstuhl für Hydraulik und Grundwasser, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Stuttgart, Deutschland*.
- KOBUS, H., BARCZEWSKI, B., KOSCHITZKY, H.-P., HRSG. (1996): *Groundwater and Subsurface Remediation, Research Strategies for In-situ Technologies*, Springer, Berlin, Heidelberg, Deutschland.
- KOSCHITZKY, H.-P., BARCZEWSKI, B., HIESTER, U. (Redak.) (2004): *Innovative Grundwasser- und Altlastenbearbeitung: Erkundung, In-situ-Sanierung, Monitoring*, Broschüre, 2. vollst. überarb. Auflage, *Versuchseinrichtung zur Grundwasser- und Altlastensanierung (VEGAS), Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Deutschland*.
- KOSCHITZKY, H.-P., BRAUN, J., FÄRBER, A., WINKLER, A. (2003): Innovative Sanierungstechniken als mittel zur Kostenreduzierung und zur Beschleunigung von Sanierungen, in Hrsg.: V. Schrenk, K. Batereau, K. Weber, B. Barczewski, H.-P. Koschitzky, *Symposium Ressource Fläche und VEGAS-Statuskolloquium 2003, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart*, Heft 124, 109-122.
- LANDESANSTALT FÜR UMWELTSCHUTZ (LfU), Baden-Württemberg, Hrsg. (1995): *Hydraulische und pneumatische in-situ Verfahren, Handbuch Altlasten und Grundwasserschadensfälle, Zentraler Fachdienst Wasser - Boden - Abfall - Altlasten bei der Landesanstalt für Umweltschutz Baden-Württemberg, Karlsruhe, Deutschland*.
- LEITFADEN (1990): *Umgang mit leichtflüchtigen chlorierten und aromatischen Kohlenwasserstoffen*, Hrsg.: Ministerium für Umwelt Baden-Württemberg, Heft 2.
- LIST, E. J. (1965): The stability and mixing of a density-stratified horizontal flow in saturated porous medium, *Report No. KH-R-11, California Institute of Technology, Pasadena, California, USA*.
- LOOKEREN VAN, J. (1983): Calculation Methods for Linear and Radial Steam Flow in Oil Reservoirs, *Journal of Society of Petroleum Engineers*, Paper 6788-PA, June, 427-439.

- LUBER, M. (1999): Luftinjektionsbrunnen zur in-situ-Grundwassersanierung: Hydraulik und Stoffdurchgang, Dissertation, Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe Hrsg. Gudehus, G., Natau, O., Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik, Universität Karlsruhe, Karlsruhe.
- LUNN, S. R. D., KUEPER, B. H. (1997): Removal of pooled dense, nonaqueous phase liquid from saturated porous media using upward gradient alcohol floods (Paper 97WR01692), Water Resources Research, American Geophysical Union, Washington, USA, Band 33, Nr. 10, 2207-2220.
- MERCK, Sicherheitsdatenblätter (2005), ChemDAT®, The Merck Chemical Databases, Internet, <http://chemdat.merck.de/mda/>.
- MOHRLOK, U., GREINER, PH., HEINRICH, K., TRÖTSCHLER, O., SCHNIEDERS, J., JIRKA, G. H., KOSCHITZKY, H.-P., BRAUN, J. (2005): Entwicklung einer weitergehenden Grundwassersanierungstechnologie zur Abreinigung von anthropogenen chlorierten Kohlenwasserstoffen hoher Dichte (CKW) durch Alkoholinjektion, Gemeinsamer Endbericht der BMBF-Vorhaben, Teil A: Hydraulische Steuerung der gezielten Alkoholinjektion, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe (TH), Teil B: Solubilisierung und kontrollierte Mobilisierung von CKW, Institut für Wasserbau, VEGAS, Universität Stuttgart.
- NEUWEILER, I., ATTINGER, S., KINZELBACH, W., KING, P. (2003): Large Scale Mixing for Immiscible Displacement in Heterogeneous Porous Media, Transport in porous media, Band 51, Nr. 3, 287-314.
- OCHS, S., CLASS, H., FÄRBER, A. (2005): Numerische und experimentelle Untersuchungen zur Dampfinkjektion in die gesättigte Bodenzone, in Hrsg.: Braun, J., Koschitzky, H.-P., Müller, M., Ressource Untergrund, 10 Jahre VEGAS: Forschung und Technologieentwicklung zum Schutz von Grundwasser und Boden, Mitteilungen, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Heft 145, 98-108.
- PADGETT, P. K., HAYDEN, N. J. (1999): Mobilization of residual tetrachloroethylene during alcohol flushing of clay-containing porous media, Journal of Contaminant Hydrology, Band 40, Nr. 3, 285-296.
- PANKOW, J. F.; CHERRY, J. A. (1996): Dense Chlorinated Solvents and Other DNAPLs in Groundwater: History, Behavior, and Remediation, Portland, Oregon, Waterloo Press.
- PLATE, E. (1974): Hydraulik zweidimensionaler Dichteströmungen, Mitteilungen, Institut Wasserbau III, Universität Karlsruhe, Heft 3.
- RAO, P. S. C., ANNABLE, M. D., SILLAN, R. K., DAI, D., HATFIELD, K., GRAHAM, W. D., WOOD, A. L., ENFIELD, C. G. (1997): Field-scale evaluation of in situ cosolvent flushing for enhanced aquifer remediation (Paper 97WR02145), Water Resources Research, Band 33, Nr. 12, 2673-2686.
- RECONSITTE - Eine Unternehmung der TTI GmbH (2005): Das THERIS-Verfahren, Kostengünstige, schnelle und energiesparende In-situ-Sanierung mit festen Wärmequellen, Flyer, reconsite revitalisation concepts for sites and urban areas, Stuttgart, Deutschland.
- ROSERO, E. (2003): Numerische Modellierung der Strömung und des Transports bei einem Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) im heterogenen Untergrund. Unveröffentlichte Diplomarbeit, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe.
- SCHÄFER, W. (1996): Modellierung des Stofftransports im Grundwasser, Skriptum zur Vorlesung, Vorlesung WS96/97, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, Deutschland.
- SCHINCARIOL, R. A., SCHWARTZ, F. W., MENDOZA, C. A. (1997): Instabilities in variable density flows: Stability and sensitivity analyses for homogeneous and heterogeneous media, Water Resources Research, Band 33, Nr. 1, 31-42.
- SCHINCARIOL, R. A., SCHWARTZ, F. W. (1990): An experimental investigation of variable density flow and mixing in homogeneous and heterogeneous media, Water Resources Research, Band 26, Nr. 10, 2317-2329.
- SCHMIDT R., KOSCHITZKY, H.-P. (1999): Pilothafte Sanierung eines BTEX Schadens an einem ehemaligem Gaswerkstandort mit der thermisch unterstützten Bodenluftabsaugung (TUBA) durch Dampfinkjektion, Wiss. Bericht WB 99/5 (HG 262), Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Stuttgart, Deutschland.
- SCHMIDT, R., FÄRBER, A., BETZ, CR., KOSCHITZKY, H.-P. (2000): Dampfinkjektion zur In-situ-Sanierung der ungesättigten Bodenzone, Handbuch der Altlastensanierung, C. F. Müller Verlag, Deutschland.
- SCHNARR, M., TRUAX, C., FARQUHAR, G., HOOD, E., GONULLU, T., STICKNEY, B. (1998): Laboratory and Controlled Field Experiments Using Potassium Permanganate to Remediate Trichloroethylene and Perchloroethylene DNAPLs in Porous Media, Journal of Contaminant Hydrology, Band 29, 205-224.
- SCHOLZ, M. (2000): Strömungs- und Transportvorgänge um Grundwasser-Zirkulations-Brunnen zur In-Situ-Grundwasserreinigung, Dissertationsreihe am Institut für Hydromechanik der Universität Karlsruhe, Heft 2000/1, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, Deutschland.

- SCHRAUF, T. W., PENNINGTON, L. H. (1995): Design and Application of an Alternative Groundwater Sparging Technology. In: Hinichee, R. E., Miller, R. N., Johnson, P. C. (Hrsg): In Situ Aeration: Air Sparging, Bioventing, and Related Remediation Processes, Battelle Press, Columbus/Richland, USA.
- SCHROTH, M. H., OOSTROM, M., WIETSMA, T. W., ISTOK, J. D. (2001): In-Situ Oxidation of Trichloroethene by Permanganate: Effects on Porous Medium Hydraulic Properties, *Journal of Contaminant Hydrology* 50, 79-98.
- SEMPRINI, L., ROBERTS, P. V., HOPKINS, G. H., MCCARTY, P. L. (1990): A Field Evaluation of In-Situ Biodegradation of Chlorinated Ethenes: Part II, Results of Biostimulation and Biotransformation Experiments, *Ground Water*, Band 28, Heft 5, 715-727.
- STADTWERKE KARLSRUHE GMBH (2000): Grundwassersanierung mit Funnel-and-Gate, Innovative Sanierungsmethode reinigt Grundwasser unterirdisch, Ehemalige Gaswerkstandorte: Typische Altlastenproblematik mit bundesweitem Sanierungsbedarf, Flyer 1, Stand 07/00, http://dmi.stadtwerke-karlsruhe.de/index_public.html.
- STAMM, J. (1997a): Workshop „Zirkulationsverfahren zur In-situ-Boden- und Grundwassersanierung“, 3. Juni 1997, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe, ISBN 3-00-001734-8.
- STAMM, J. (1997b): Numerische Berechnung dreidimensionaler Strömungsvorgänge um Grundwasser-Zirkulations-Brunnen zur In-situ-Grundwassersanierung, *Fortschrittberichte VDI*, Reihe 15, Umwelttechnik, Nr. 169.
- TABER, J. J., KAMATH, I. S. K., REED, R. L. (1961): Mechanism of Alcohol Displacement of Oil from Porous Media, *Society of Petroleum Engineers journal (SPEJ)*, September, 195-212.
- TABER, J. J., MEYER, W. K. (1964): Investigations of miscible displacements of aqueous and oleic phases from porous media, *Society of Petroleum Engineers journal (SPEJ)*, Band 4, 37-48.
- TAN C. T., HOMSY, G. M. (1986): Stability of miscible displacements in porous media: Rectilinear flow Department of Chemical Engineering, *Physics of Fluids*, Band 29, Nr. 11, 3549-3556.
- TAN C. T., HOMSY, G. M. (1987): Stability of miscible displacements in porous media: Radial source flow Department of Chemical Engineering, *Physics of Fluids*, Band 30, Nr. 5, 1239-1245.
- THEURER T., KOSCHITZKY, H.-P., FÄRBER, A. (2001): Modellvorhaben Mühlacker Modellhafte In-Situ-Sanierung durch Dampfinjektion nach dem TUBA-Verfahren, *Technischer Bericht 2001/03 (HG 280)*, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart, Stuttgart, Deutschland.
- TRUCKENBRODT, E. (1996): *Fluidmechanik*, Band 1, Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebeständiger Fluide, 4. Auflage, Springer Verlag, Deutschland.
- TUCK, D. M., IVERSEN, G. M. (2003): Organic dye effects on dense nonaqueous phase liquids (DNAPL) entry pressure in water saturated porous media, *Water Resources Research*, Band 39, Heft 8, SBH 5, 1-13.
- WEBER, OTTO (2000): Solubilisierungsmodell zur Beschreibung des Stoffübergangsprozesses in der wassergesättigten Zone, Institut für Hydromechanik Universität Karlsruhe (TH), *Dissertationsreihe am Institut für Hydromechanik der Universität Karlsruhe Heft 2000/2*, Karlsruhe, Deutschland.
- WELTY, C., GELHAR, L. W. (1991): Stochastic analysis of the effects of fluid density and viscosity variability on macrodispersion in heterogenous porous media, *Water Resour. Res.*, Band 27, Nr. 8, 2061-2075.
- WERNER, P. G. (2004): A Comparison of Full Scale Chemical Oxidation Programs For Remediation of Tetrachloroethene in Abstracts D7 zu Remediation of Chlorinated and Recalcitrant Compounds: The Fourth International Conference, May 24 – 27th, Monterey, CA, USA
- WEST, C. C., HARWELL, J. H. (1992): Surfactants and subsurface remediation, *Environmental Science & Technology*, American Chemical Society, Columbus, USA, Band 26, Nr. 12, 2324-2330.
- WIESNER, F. (2003): Numerische Untersuchungen der Strömung um einen Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB) bei zeitlich lokal veränderlicher hydraulischer Leitfähigkeit in einer zweidimensionalen Versuchsrinne, Unveröffentlichte Diplomarbeit, Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe.
- WOODING, R. A. (1964): Mixing layer flows in a saturated porous medium, *Journal of fluid mechanics*, Band 19, Nr. 1, 103-112.
- YAN, Y.E., SCHWARTZ, F. W. (1999): Oxidative Degradation and Kinetics of Chlorinated Ethylenes by Potassium Permanganate, *Journal of Contaminant Hydrology*, Band 37, 343–365.
- YORTSOS, Y. C. (1987): Stability of displacement processes in porous media in radial flow geometries, *Amer. Phys. Fluids*, Band 30, Nr. 10, 2928-2935.

Derzeit existiert keine Alternative mit DNAPL kontaminierte Böden hydraulisch sicher und mit hoher Effizienz zu reinigen. Die untersuchte neue in-situ Sanierungstechnologie jedoch verspricht dies: Die Kombination des Verfahrens der Alkohol-Spülung mit der Sanierungstechnik des Grundwasser-Zirkulations-Brunnen (GZB). In 2D-Experimenten, welche unter gespannten, homogenen Aquiferhältnissen durchgeführt wurden, konnte ein Stabilitäts-Diagramm, als auch die hydraulische Kontrolle der Wasser-Alkohol-Zirkulation (WAZ) anhand von Druckdifferenzen, bestätigt werden. Die gewonnenen Ergebnisse zeigen, dass die entwickelte Technologie der Alkoholinjektion mittels GZB das Potenzial besitzt, mit DNAPL kontaminierte Böden unter hydraulisch sicheren Bedingungen mit hoher Effizienz zu reinigen.