

Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich

Abschlussbericht zum
Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222



Institut
für
Gebirgsmechanik
GmbH

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers (Bundesminister für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit) übereinstimmen.

Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222

Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich

(Laufzeit: 01.07.2009 bis 30.06.2012)

Abschlussbericht

Auftraggeber: Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter

Auftrag-Nr. (AN): B IfG 33/2009

Bearbeiter: Dr. rer. nat. Till Popp (Projektleiter)
Dipl. - Ing. Dorothea Weise
Dr. rer. nat. Klaus Salzer
Dipl. - Ing. Michael Wiedemann
Dr. - Ing. Ralf-Michael Günther
Dr. - Ing. habil. Wolfgang Minkley

Mit Beiträgen von

Dr. rer. nat. Joachim Philipp (GMuG)
Dipl. Geophys. Daniel Dörner (GMuG)
Dr. rer. nat. Stephan Hotzel (GRS)

Leipzig, 25.09.2012

Dr. - Ing. habil. W. Minkley
Geschäftsführer

INHALT

0. KURZFASSUNG.....	1
1. VORGANG / EINLEITUNG	3
1.1 AUFGABENSTELLUNG	3
1.2 BEARBEITUNGSKONZEPT - PROJEKTABLAUF	4
1.3 INTERNATIONALE KOOPERATION UND WISSENSAUSTAUSCH	8
2. STATUS KENNTNISSTAND - GASTRANSPORT IN SALZ- UND TONGESTEINEN	11
2.1 EINLEITUNG	11
2.2 GASBILDUNGS- UND TRANSPORTPROZESSE	11
2.3 GEOMECHANISCHE KRITERIEN ZUR BEWERTUNG EINER FLUIDDRUCKEINWIRKUNG.....	13
2.4 „STATE OF THE ART“ ZUM GASTRANSPORT IN SALZGESTEINEN.....	18
2.4.1 Laboruntersuchungen zur Steinsalzpermeabilität bei Porendruckanstieg	19
2.4.2 Bohrlochuntersuchungen zur Steinsalzpermeabilität bei Porendruckanstieg	22
2.5 MODELLKONZEPTE FÜR DRUCKINDUZIERTER GASTRANSPORTPROZESSE	24
2.6 ZUSAMMENFASSUNG	26
3. IN SITU-ARBEITEN	27
3.1 BEARBEITUNGSKONZEPT	27
3.2 GEOLOGISCHE UND BERGBAULICHE RAHMENBEDINGUNGEN	29
3.2.1 Geologie	29
3.2.2 Bergbauliche Situation.....	32
3.3 VERSUCHSORT – MESSKONZEPT UND -EINRICHTUNGEN	33
3.3.1 Untertage-Bohrarbeiten - Gerüsteinbau	37
3.3.2 Gasdichte Abdichtung des Bohrlochschachts	43
3.3.3 Hohlrauminstrumentierung des GBL / Gasdruckerzeugung.....	52
3.4 GRUNDSPANNUNGSZUSTAND – PROGNOSE/MESSUNGEN.....	59
3.4.1 Abschätzung des petrostatischen Teufendruckes für den Versuchsort	59
3.4.2 Hydrofrac-Messungen	60
3.4.3 Geomechanische Modellrechnungen.....	61
3.5 PERMEABILITÄT SALZGEBIRGE – IN SITU- UND LABORMESSUNGEN.....	64
3.5.1 Reichweite der ALZ in der Hohlraumkontur des GBL	65
3.5.2 Langzeitmessung 62-mm-Bohrung	66
3.5.3 Auswertung der Gasinjektionstests	72
3.5.4 Bewertung des Gasdurchbruchs auf Basis von Labormessungen	74
3.6 DURCHFÜHRUNG DES IN SITU-MESSPROGRAMM / DRUCKBEAUFSCHLAGUNG.....	76
3.6.1 Monitoring vor der Druckbeaufschlagung des GBL.....	76
3.6.2 Monitoring während der Druckbeaufschlagung des GBL.....	80
4. MIKROSEISMISCHE MESSUNGEN ZUR RISSORTUNG.....	89
4.1 EINLEITUNG	89
4.2 EINGESETZTE MESSTECHNIK / AUSWERTEMETHODIK	89
4.2.1 Messanlage	89
4.2.2 Bohrlochsonden / Sondenordnung.....	90
4.2.3 Installation / Optimierung.....	93
4.2.4 Ortungsverfahren.....	95
4.3 ZEITLICHER VERLAUF UND ORTUNG DER MIKRO-SEISMISCHEN AKTIVITÄT.....	97
4.3.1 Ortungsergebnisse vor Auffahrung des GBL - Grundzustand	98
4.3.2 Ortungsergebnisse beim Auffahren des GBL.....	100
4.4 ZEITLICHE UND RÄUMLICHE ORTUNGSERGEBNISSE WÄHREND DRUCKBEAUFSCHLAGUNG.....	109

5. LABORUNTERSUCHUNGEN WIRTSGESTEIN SALZ / ABDICHTMATERIALIEN	120
5.1 EINLEITUNG	120
5.2 CHARAKTERISIERUNG DER VERWENDETEN SOREL-BAUSTOFFE - INDEXVERSUCHE	120
5.2.1 <i>Motivation zum Einsatz des DBM2 / K+S Brucit</i>	120
5.2.2 <i>Petro-physikalische Charakterisierung</i>	123
5.2.3 <i>Untersuchung des Festigkeits- und Kompaktionsverhaltens</i>	124
5.2.4 <i>Bestimmung hydraulischer Kennwerte</i>	129
5.3 HYDRO-MECHANISCHE CHARAKTERISIERUNG DES WERRA-STEINSALZES.....	139
5.3.1 <i>Probenahme, Prüfkörpercharakterisierung</i>	140
5.3.2 <i>Triaxiale Standardversuche zur Bestimmung der Kurzzeitfestigkeit</i>	142
5.3.3 <i>Triaxiale Kompressionsversuche mit syndeformativem Monitoring</i>	146
5.4 ABLEITUNG VON STOFFGESETZPARAMETERN FÜR DAS GÜNTHER-SALZER-STOFFMODELL EDVA	155
6. HYDRO-MECHANISCHE SIMULATIONSRECHNUNGEN ZUR GASAUSSBREITUNG ..	161
6.1 EINFÜHRUNG	161
6.2 BERECHNUNGSMODELL TORTENSTÜCK	164
6.3 BERECHNUNGEN DES IFG MIT DEM PROGRAMM FLAC ^{3D}	164
6.3.1 <i>Gaspermeation mit dem Programm FLAC3D, Programmanpassungen und Verifizierung</i>	165
6.3.2 <i>Mechanische Berechnungen zur Überprüfung der Eignung des Berechnungsmodells</i>	169
6.3.3 <i>Mechanische Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch</i>	172
6.3.4 <i>Hydraulische Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch</i>	177
6.3.5 <i>Hydro-mechanisch gekoppelte Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch</i>	179
6.4 GEKOPPELTE GEOMECHANISCH/HYDRAULISCHE MODELLRECHNUNGEN (GRS)	195
6.4.1 <i>Einführung</i>	195
6.4.2 <i>Die Modellannahmen</i>	195
6.4.3 <i>Ergebnisse der Modellrechnungen</i>	201
6.4.4 <i>Status Simulationsrechnungen / Offene Fragen</i>	213
7. ZUSAMMENFASSUNG / STATUS GASTRANSPORT / AUSBLICK.....	215
7.1 ZUSAMMENFASSUNG VORHABENSERGEBNISSE.....	215
7.1.1 <i>In situ-Ergebnisse</i>	215
7.1.2 <i>Mikro-seismische Messungen</i>	218
7.1.3 <i>Laboruntersuchungen – Charakterisierung Steinsalz / Sorelbaustoffe</i>	220
7.1.4 <i>Numerische Simulationsrechnungen</i>	222
7.2 STATUS GASTRANSPORT IN SALZGESTEINEN - RELEVANZ DER UNTERSUCHUNGEN FÜR PA.....	224
7.3 OFFENE FRAGEN / WEITERFÜHRENDE ARBEITEN	227
LITERATUR	229
ABBILDUNGSVERZEICHNIS	233
TABELLENVERZEICHNIS	241
ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS.....	242
ANLAGENVERZEICHNIS	243
Gesamtseitenzahl	243

0. Kurzfassung

In der Nachbetriebsphase eines Endlagers wird es im zeitlichen Verlauf über Gasbildung zu einem Druckanstieg kommen, wobei im dichten Salzgebirge die Barrierenintegrität mutmaßlich durch ein Gasfracereignis gefährdet sein könnte. Im Rahmen des abgeschlossenen UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 „Untersuchungen zur Barrierenintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept“ wurde vom Institut für Gebirgsmechanik (IFG) Leipzig in Laboruntersuchungen sowie in kleinmaßstäblichen Felduntersuchungen (Bohrlochtests) experimentell nachgewiesen, dass das mögliche Szenario eines durch einen Gasdruckanstieg induzierten Risses (frac) unter natürlichen Bedingungen (in situ) nicht auftritt.

Aufgrund der Bedeutung Gasdruck-induzierter Einwirkungen auf die Langzeitsicherheit eines Endlagers im tiefen geologischen Untergrund mit den möglichen Wirtsgesteinen Steinsalz und Ton/Tonstein, mussten die vorliegenden Erkenntnisse abgesichert werden. Deshalb wurde das IFG vom BFS mit der Durchführung weiterer Arbeiten im Rahmen des Forschungsvorhabens (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“ für das BMU beauftragt.

Die Aufgabenstellung des Forschungsvorhabens war,

- (1) die Gasdruckbelastbarkeit des Salzgebirges unter in situ-relevanten Bedingungen experimentell zu untersuchen, wobei mikro-seismische Verfahren mit hoher Empfindlichkeit und räumlicher Auflösung eingesetzt wurden, um Rissbildung zu detektieren;
- (2) numerische Rechenverfahren so zu qualifizieren, dass sie zur Prognose der Reichweite der durch die o. a. Prozesse verursachten Gasausbreitung innerhalb des „einschlusswirksamen Gebirgsbereiches“ für Steinsalz eingesetzt werden können.

Dafür wurde eine Untersuchungskonzeption entwickelt, die insbesondere auch der nachgewiesenen Skalenabhängigkeit der Gasausbreitungsprozesse Rechnung trägt. Die Bearbeitung erfolgt in Kooperation mit der GESELLSCHAFT FÜR MATERIALPRÜFUNG UND GEOPHYSIK (GMUG), der GESELLSCHAFT FÜR ANLAGEN- UND REAKTORSICHERHEIT MBH – (GRS) Köln sowie der K+S KALI GMBH – Werk Werra (Standort Merkers).

Folgende Schwerpunkte wurden bearbeitet:

- Durchführung eines großmaßstäblichen Demonstrationsversuches in einem Großbohrloch (GBL) - Hohlraumvolumen ca. 50 m³ - im Salzbergwerk Merkers (flache Salzlage) in einer Teufe von 275 m – 360 m, wobei eine extreme Gasdruckbelastung bis über die wirkende Druckeinspannung ($\sigma_{\text{lith}} \approx 6 \text{ MPa}$) im Salzgebirge aufgebracht wurde;
- Erarbeitung eines umfassenden Prozessverständnisses zur Bewertung komplexer physikalischer und lithologischer Einflussgrößen auf den Gastransport im Salzgebirge:
 - Ermittlung von petro-physikalischen und gebirgsmechanischen Messgrößen von Steinsalz (sowie der Dichtbaustoffe) zur Kalibrierung von Simulationsrechnungen.
 - Weiterentwicklung und Qualifizierung von Modellansätzen für ein universelles numerisches Langzeitsicherheitsnachweis-Tool, wobei zwei unterschiedliche, sich ergänzende Verfahren eingesetzt wurden. Während die GRS Köln die beiden Programme FLAC^{3D} (→ hydro-mechanische Wechselwirkungen) und TOUGH2 (→ Fluidtransport) miteinander kombiniert, benutzt das IFG nur FLAC^{3D}, wobei eine neue Berechnungs-

routine für den advektiven Gastransport unter Berücksichtigung eines Biot-Faktors implementiert wurde.

- Durchführung von hydro-mechanisch gekoppelten Simulationsrechnungen mit beiden Modellansätzen für die Bewertung der aus einer Gasfreisetzung resultierenden hydro-mechanischen Effekte bei Gasdruckbelastung von untertägigen Hohlräumen im Salz.

Weiterhin wurde der aktuelle Kenntnisstand zum Gastransport in Tongesteinen bzw. zu den aus einer Gasentwicklung resultierenden Konsequenzen als Literaturstudie dargestellt.

Die herausragenden Ergebnisse des Vorhabens sind folgende:

- Als Vorbedingung zur Durchführung konnte mit dem aus zwei Magnesia-Bindern bestehenden Sorelpfropfen ein gasdichter Bohrlochverschluss (integrale Permeabilität $\ll 10^{-20} \text{ m}^2$) realisiert werden. Obwohl bei der anschließenden Druckbeaufschlagung formal das Minimalspannungskriterium ($p_{\text{Gas}} > \sigma_{\text{min}}$ -Kontur) für das Dichtelement verletzt wurde, kam es bis zu einer Gasdruckbelastung von 60 bar nicht zu einem spontanen Aufreißen der Kontaktfuge zwischen Baustoff und Salzgebirge. Damit wird belegt, dass das zur Bewertung von Verschlussbauwerken benutzte Minimalspannungskriterium sehr konservativ ist, woraus sich für zukünftige Nachweiskonzepte Optimierungsmöglichkeiten ergeben.

Bei ca. 68 bar Gasdruck kam es zu lokaler Umströmung des Sorelpfropfens, gefolgt von einem Gasdurchschlag entlang einer ca. 2 m mächtigen Salzschieht, wobei ein Lösungs- und Gasaustritt in den ca. 20 m entfernten AE-Messbohrungen auftrat, die als hydraulische Senke gewirkt haben. Die gerichtete Fluidausbreitung - druckgetriebene Perkolatation von Fluiden entlang von Schichtflächen - wurde erstmalig mittels des vorhandenen AE-Netzwerkes online dokumentiert.

Die mit dem Fluiddurchbruch stattfindende Druckabsenkung im GBL führte nach wenigen bar Druckverlust zu einer Selbstabdichtung, womit die im Vorgängervorhaben erzielten Ergebnisse eines Wiederverheilungsvermögens des Salzgebirges bestätigt wurden. Allerdings ist die beobachtete Reichweite von mehr als 15 Metern unerwartet groß.

- Mittels der eingesetzten hydro-mechanischen Simulationstools konnten die bei der Erstellung und anschließenden Gasdruckbelastung in der Hohlraumkontur des Großbohrlochs stattfindenden Prozesse physikalisch plausibel abgebildet werden. Allerdings wurde hierbei eine homogene Fluidausbreitung im Sinne einer vorhandenen Porositätsaufsättigung zu Grunde gelegt, obwohl die hier dokumentierten Beobachtungen zeigen, dass eine Fluidausbreitung insbesondere entlang von Diskontinuitäten (z.B. lithologisch, hydro-mechanisch) erfolgt.

Die Ergebnisse des Vorhabens belegen ein umfassendes Prozessverständnis zur Gasdruckbelastbarkeit des Salzgebirges als Basis für eine verbesserte Langzeitsicherheitsbewertung, wobei allerdings der Aspekt der druckgetriebenen Fluidinfiltration entlang von Diskontinuitäten als ein noch bestehender F+E-Bedarf identifiziert wurde. Dieser ist nicht nur für die Gasproblematik von Bedeutung, sondern allgemein für die Barrierenintegrität des Wirtsgesteins Salz. Für die Bearbeitung dieser Thematik werden Empfehlungen gegeben.

Während der Projektbearbeitung wurden bereits Teilergebnisse zum Gastransport in Salzgesteinen auf zahlreichen nationalen und internationalen Veranstaltungen präsentiert.

1. Vorgang / Einleitung

Mit Schreiben des BUNDESAMTES FÜR STRAHLENSCHUTZ (Salzgitter) (BFS) vom 01.07.2009 wurde das INSTITUT FÜR GEBIRGSMECHANIK GMBH in Leipzig (IFG) mit der Durchführung des Forschungsvorhabens (FKZ) 3609R03222 unter der Kurzbezeichnung „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“ beauftragt.

Das Vorhaben hatte eine Laufzeit von drei Jahren und wurde im Zeitraum 01. Juli 2009 bis 30. Juni 2012 bearbeitet.

1.1 Aufgabenstellung

Das F+E-Vorhaben „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“ wurde vom BFS im Rahmen seiner Ressortaufgaben im Auftrag des Bundesministers für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) – UFOPLAN – vergeben. Es dient der Klärung von Grundsatzfragen zur Einwirkung eines Gasdruckes infolge von Gasbildung in einem Endlager für radioaktive Abfälle infolge mikrobieller Zersetzung organischer Schadstoffe (Biodegradation), Korrosion von Metallen oder Radiolyse.

Diese Gasfreisetzungen führen nach Ausweis internationaler Studien, insbesondere bei den Gesteinstypen Steinsalz - als dichtes Wirtsgestein - und Tonstein - als begrenzt durchlässiges Wirtsgestein -, im zeitlichen Verlauf zu einem Gasdruckanstieg. Der Aufbau hoher Gasdrücke kann zu Mikrorissen im Gestein sowie zu einer fortschreitenden Gesteinsauflockerung führen, wodurch dessen Barriereintegrität beeinträchtigt würde.

Ziel dieses Forschungsvorhabens ist es, in Fortsetzung des abgeschlossenen UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 „Untersuchungen zur Barrierenintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept“ (IFG, 2007) die Reichweite der durch die o. a. Prozesse verursachten Gasausbreitung innerhalb des „einschlusswirksamen Gebirgsbereiches“ (nach AkEnd) für Steinsalz unter realistischen Bedingungen zu prognostizieren.

Im Sinne einer Vorbemerkung ist hierzu anzumerken, dass die infolge eines Gasdruckanstieges in einem untertägigen Hohlraum resultierenden Prozesse, unabhängig vom Wirtsgesteinstyp Ton- oder Salzgestein, ausgesprochen komplex sind. Als Rahmenbedingungen für einen Gastransport wirken wechselseitig der Gebirgsspannungszustand, die hydro-mechanischen Gesteinseigenschaften bezüglich Dilatanz, Permeabilität und Effektivdruckkonzept, wobei zusätzlich 2-Phasenfluss mit kapillaren Sperrdruckeffekten auftreten kann, sowie die verschiedenen lithologischen Einflussgrößen der jeweiligen Wirtsgesteine.

Hinzu kommt, dass aufgrund der Variabilität natürlicher Gesteine und Komplexität der standortspezifischen Situation sowie der Problematik ungeschädigte Proben für Laboruntersuchungen zu gewinnen, Skaleneffekte eine große Rolle spielen.

Die vorrangig auf Salzgesteine fokussierten Untersuchungen haben folgende Zielsetzungen:

- Durchführung eines großmaßstäblichen Demonstrationsversuches in einem Großbohrloch mit 1300 mm Durchmesser und einem repräsentativen Hohlraumvolumen von ca. 50 m³, mit dem die aus einer extremen Gasdruckbelastung resultierenden Konsequenzen überzeugend belegt werden können.

- Erarbeitung eines verbesserten Prozessverständnisses zur Bewertung komplexer physikalischer und lithologischer Einflussgrößen, z.B. mögliche kapillare Sperrdruckeffekte, lithologische Inhomogenitäten, als Basis für eine verbesserte Langzeitsicherheitsbewertung:
 - a. Gewinnung von petro-physikalischen und gebirgsmechanischen Messgrößen zur Kalibrierung von Simulationsrechnungen zur Gasdruckbelastung von untertägigen Hohlräumen im Steinsalz.
 - b. Weiterentwicklung und Qualifizierung eines universellen numerischen Langzeit-Sicherheits-Nachweistools (z.B. Kombination FLAC^{3D} mit TOUGH2) für die Bewertung der aus einer Gasfreisetzung resultierenden hydro-mechanischen Effekte.
- Darüber hinaus soll der aktuelle Kenntnisstand zu Gastransportprozessen in Tongesteinen bzw. die aus einer Gasentwicklung resultierenden Konsequenzen als Folge eines möglichen Druckaufbaus auf Basis internationaler Studien bewertet werden.

1.2 Bearbeitungskonzept - Projektablauf

Entsprechend der Fragestellung ist ein inhaltlich umfangreiches und zeitlich terminiertes Bearbeitungskonzept entwickelt worden (IFG, 2009). Grundlage der Bearbeitung ist die Evaluierung des aktuellen Kenntnisstandes zum Gastransport in Salzgesteinen, der in Kap. 2 zusammengefasst ist. Ausgehend von den praktischen Erfahrungen des abgeschlossenen UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 (IFG, 2007) wurde danach eine skalenspezifische Bearbeitungsweise, wie sie schematisch in Abb. 1.1 skizziert ist, entwickelt.

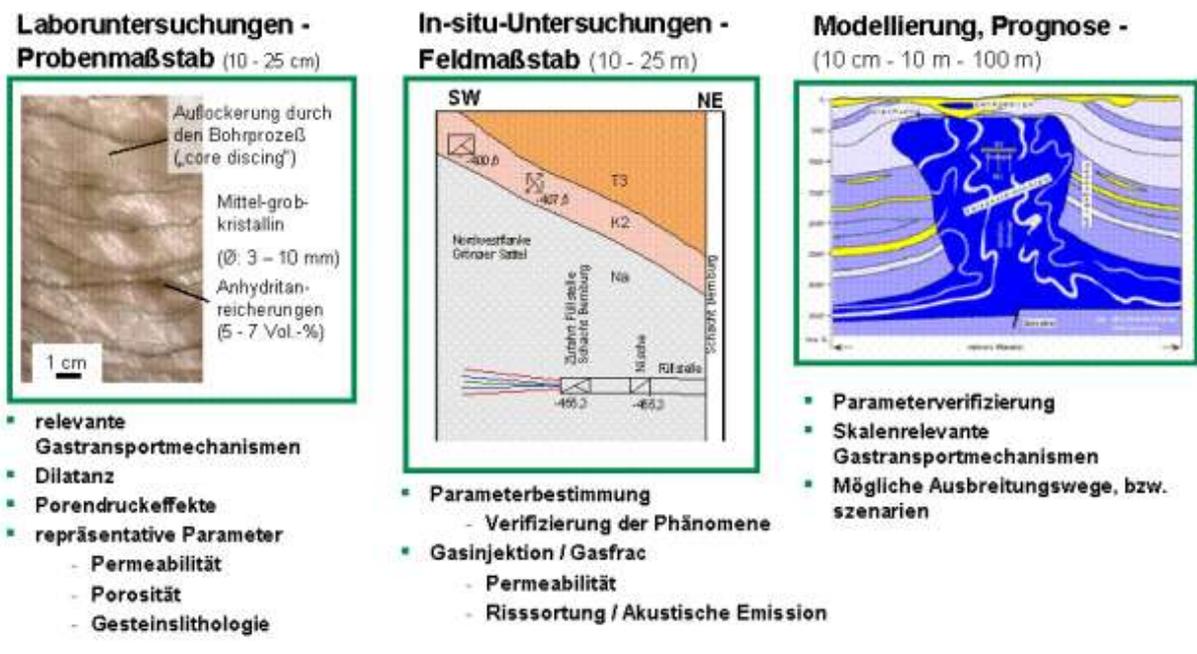


Abb. 1.1: Skalenspezifische Bearbeitung der Gastransporteigenschaften des dichten Salzgebirges (IFG, 2007).

Die Untersuchungskonzeption umfasst als zentrales Projekt die in situ-Arbeiten mit dem eigentlichen Großversuch sowie einen im gleichen geologischen Horizont durchgeführten kleinmaßstäblichen Bohrlochtest. Zusätzlich werden ergänzende Laboruntersuchungen zur Untersuchung spezifischer Eigenschaften unter definierten Randbedingungen durchgeführt. Die dabei gewonnenen Ergebnisse werden mit dem Ziel eines vertieften Prozessverständnisses durch numerische Modellrechnungen ergänzt, bei denen die stattfindenden komplexen hydro-mechanischen Wechselwirkungen simuliert werden.

Darüber hinaus sollte ein **potentielles Gasfrac-Szenario in Tongesteinen** evaluiert werden. Hierfür wurden die international vorliegenden Erfahrungen zum Gastransport in Tonsteinen bzw. die für diese Gesteine resultierenden Konsequenzen bei einer Gasdruckentwicklung im Endlager zusammengefasst und bewertet (s. Anlage 2.1).

Zur Thematik Gasdruckbelastbarkeit von Steinsalz wurden im Detail drei methodische Arbeitsschwerpunkte mit verschiedenen Themengruppen als Unterpunkten bearbeitet:

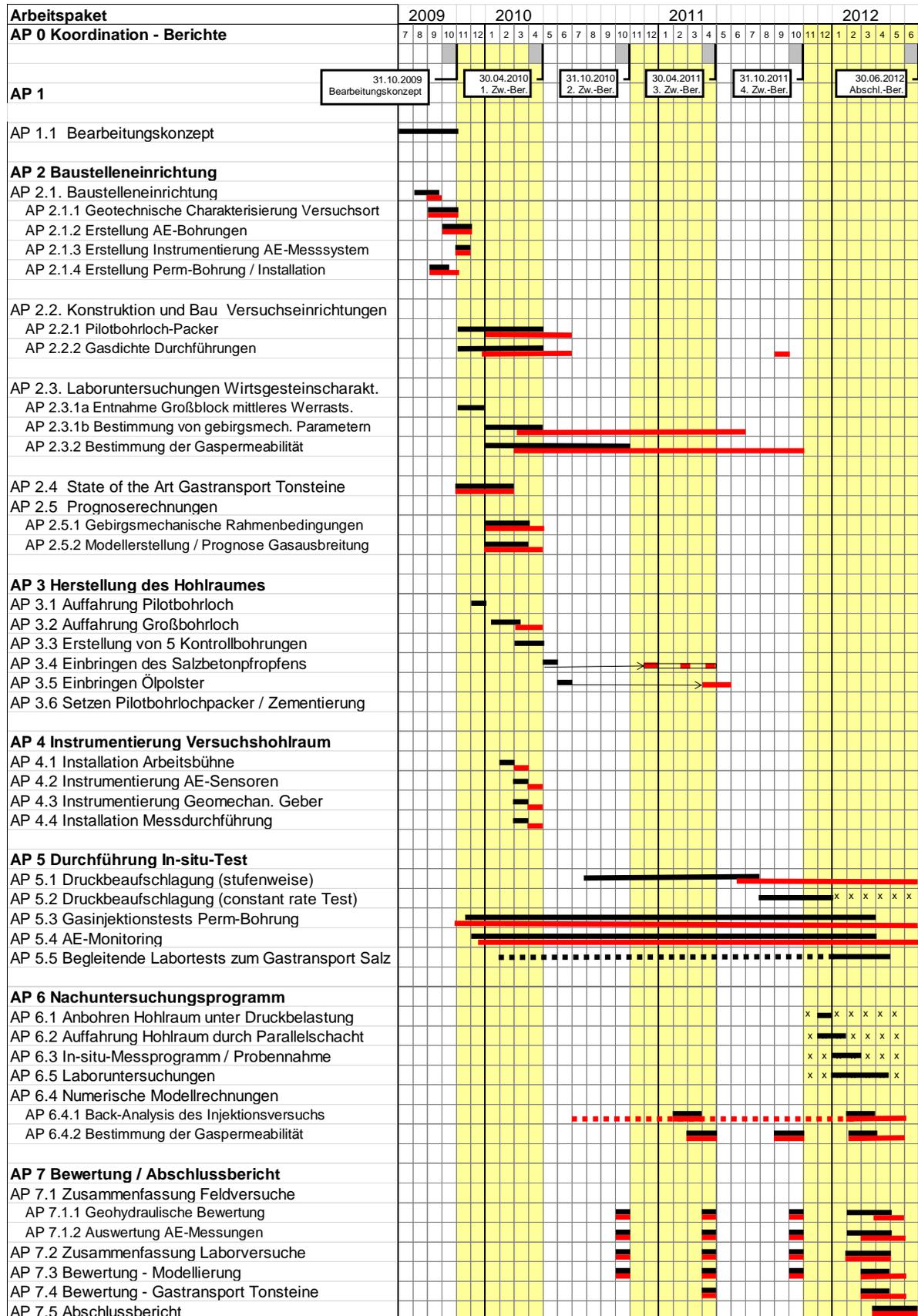
- (1) **Durchführung des Großversuchs** mit Erstellung eines Großbohrlochs (GBL) bzw. Bohrschachtes im Salzbergwerk Merkers (Hohlraumvolumen ca. 50 m³), bei dem großmaßstäblich das Phänomen der Gasausbreitung im Salzgebirge als Folge eines Gasdruckaufbaus simuliert wird. Auf Basis eines umfassenden geotechnischen Messkonzeptes und eines AE-Monitorings für den Versuchsort wurden während der Versuchsdurchführung wichtige Versuchsparameter gewonnen (z.B. Hohlraumkonvergenz, Temperatur für Details s. Kap. 3);
- (2) **Begleitende Laboruntersuchungen** zur Bestimmung gebirgsmechanischer Kennwerte für die gebirgsmechanische Modellierung der vorliegenden bergbaulichen Situation sowie der Gas-Permeabilität des anstehenden Steinsalzes;
- (3) **Modelltechnische Umsetzung und Verifizierung** der erzielten Ergebnisse (für Details s. Kap. 6);
 - Geomechanische Modellierung mittels FLAC zur Bewertung der gebirgsmechanischen Rahmenbedingungen für den Großversuch;
 - Gekoppelte geomechanische/hydraulische Modellrechnungen (GRS) auf Basis der experimentell bestimmten und z.T. bereits vorliegenden analytischen Ansätze (IFG) zur Beschreibung des gasdruckabhängigen Permeationsverhaltens.

Zur Bearbeitung von Schwerpunktaufgaben werden folgende Institutionen als Unterauftragnehmer (UAN) vom IFG einbezogen:

- GESELLSCHAFT FÜR MATERIALPRÜFUNG UND GEOPHYSIK - GMuG, Dieselstraße 9, D - 61231 Bad Nauheim: Installation und Betrieb des mikro-akustischen Netzwerkes;
- GESELLSCHAFT FÜR ANLAGEN- UND REAKTORSICHERHEIT MBH - GRS Köln, Schwertnergasse 1, D - 50667 Köln: Durchführung von Simulationsrechnungen zur Gasausbreitung (gekoppelt mechanisch/hydraulisch);
- K+S KALI GMBH – Werk Werra (Standort Merkers), Zufahrtstraße 1, D - 36460 Merkers: Bereitstellung des in situ-Versuchsorts Salzbergwerk Merkers, Durchführung aller bergmännischen Arbeiten.

Tab. 1-1. Projektablauf und Rahmenterminplan zum Vorhaben „Auswirkungen der Gasbildung“ – Stand: 30.06.2012.

Hinweis: schwarzer Balken – ursprüngliche Zeitplanung; rot – realisierte Zeiträume.



Das ausgehend vom ursprünglichen Angebot entwickelte, detaillierte Bearbeitungskonzept (IFG, 2009) sah eine Bearbeitung im Zeitraum 01.07.2009 bis 30.06.2012 in sieben Arbeitspaketen vor, wie in Tab. 1-1 dargestellt:

- AP 1 Bearbeitungskonzept
- AP 2 Baustelleneinrichtung (einschließlich Modellerstellung und Durchführung von Prognoserechnungen zur Gasausbreitung)
- AP 3 Herstellung des Hohlraumes / Erstellung Betonpfropfen / Verschluss Zugangsbohrung
- AP 4 Instrumentierung Versuchshohlraum
- AP 5 Durchführung in situ-Test
- AP 6 Nachuntersuchungsprogramm
- AP 7 Bewertung / Abschlussbericht

Die zeitliche Abarbeitung des Vorhabens ist ausgehend von dem Bearbeitungskonzept mit dem entsprechenden Fortschritt durch 4 Zwischenberichte dokumentiert:

1. Zwischenbericht (IFG, 2010a): 10.05.2010
2. Zwischenbericht (IFG, 2010b): 15.11.2010
3. Zwischenbericht (IFG, 2011a): 31.05.2011
4. Zwischenbericht (IFG, 2011b): 15.11.2011

Den zentralen Schwerpunkt des Vorhabens bildet die Durchführung eines Gasdrucktests im unverritzten Steinsalzgebirge in einem vertikal stehenden zylindrischen Großbohrlochschacht in den Abmessungen von $\varnothing \approx 1,35$ m sowie einer Länge von ca. 60 m (wovon die unteren 20 m für das Einbringen eines aus Sorelbeton bestehenden Verschlussstopfens genutzt wurden) (Abb. 3.1). Als Vorbedingung waren die vorbereitenden Arbeitsschritte 2 – 4 notwendig.

Die Auswahl eines optimalen Versuchsortes mit vorbereitenden geotechnischen Messungen zur Charakterisierung der Standortbedingungen, sowie der Erstellung eines mikroseismischen Messarrays mit 4 Bohrungen (Inbetriebnahme: Anfang Januar 2010) und einer Referenzbohrung für die Gasdruckbeaufschlagung (Beginn der Messungen: 07.10.09) wurde nahezu planmäßig im Herbst 2009 durchgeführt.

Danach verzögerten sich die Arbeiten zur Vorbereitung des Großbohrlochs, insbesondere aufgrund von technischen Schwierigkeiten bei den Verfüllmaßnahmen zur Herstellung eines Betonpfropfens, woraus sowohl Änderungen der Einbringtechnologie als auch ein teilweiser Ersatz des ursprünglich vorgesehenen Verschlussmaterials DBM2 durch einen von K+S präferierten MgO-Baustoff resultierten (s. Kap. 3.3.2.1):

02/03.2010	vorbereitende Fräs- und Planierungsarbeiten für Großbohrlocherstellung;
23.04.2010	Bohrbeginn für den Bohrlochschacht, Fertigstellung Mitte Mai 2010;
06 - 11.2010	Installation Gerüst für die Befahrung des Bohrlochschachts; Instrumentierung mit Messgebern; Hydrofracmessungen aus der Schachtröhre
01.11.2011	Beginn der Messwerterfassung Bohrlochschacht
13/14.12.2010	Betonierabschnitt_1 (Vorversuch zum Test des vorhandenen K+S-Equipments zum Verpumpen des DBM2) – Abbruch nach techn. Schwierigkeiten;

25-27.02.2011	Betonierabschnitt_2 (Verpumpen des DBM2 mit Unterstützung durch TS Bau mit Bereitstellung von Mischer und Betonpumpe) – Abbruch nach techn. Schwierigkeiten;
29/30.03.2011	Betonierabschnitt_3 (Verpumpen des von K+S empfohlenen MgOH ₂ -Binders (Fa. Mannekus);
04/05.2011	Vorbereitende Arbeiten für die Gasdruckbeaufschlagung
15.06.2011	Beginn der Druckbeaufschlagung Großbohrloch

Ursprünglich war beim Bearbeitungskonzept, davon ausgegangen worden, dass mit der Gasdruckbeaufschlagung des GBL Anfang August 2010 begonnen werden könnte, so dass im Ergebnis der sich summierenden Verzögerungen ein zeitlicher Rückstand von ca. 8 Monaten entstanden ist.

Unabhängig davon konnten, wie aus dem in Tab. 1-1 dokumentierten Zeitplan hervorgeht, die wesentlichen Vorhabensziele, d.h. Beobachtung des Gasdurchschlages bzgl. Reichweite und Intensität im vorgesehenen Zeitrahmen bis zum 30.06.2011 noch erreicht werden, wobei die Messungen noch bis Mitte September 2012 fortgesetzt wurden. Gleichzeitig wurde in dem kleinmaßstäblichen Bohrlochversuch eine Versuchszeit von etwa 2,5 Jahren erreicht, wobei die dabei gewonnenen Ergebnisse die des GBL ergänzen.

Allerdings konnte dabei das Nachuntersuchungsprogramm, z.B. Anbohren des unter Druck stehenden Salzgebirges zur Bestimmung der Reichweite des gasimprägnierten Gebirges sowie eine Probennahme der Gasdurchtrittszone, innerhalb der vorgesehenen Projektzeit nicht durchgeführt werden.

Auf der anderen Seite hat sich die praktische Seite des Konzepts bewährt, wobei als herausragende Leistung ein gasdichter Verschluss realisiert werden konnte. Somit lagen für die Durchführung der Druckbeaufschlagung (nach Behebung technischer Undichtigkeiten) optimale Rahmenbedingungen vor, wobei der Versuchsort (unter Umständen für ein Folgeprojekt) weiterhin genutzt werden kann.

1.3 Internationale Kooperation und Wissensaustausch

Die Gasdruckentwicklung in einem Endlager für radioaktive Abfälle stellt unabhängig vom Wirtsgestein und der jeweiligen Endlagerkonzeption weltweit eine wichtige Fragestellung dar und wird von zahlreichen Arbeitsgruppen bearbeitet. Entsprechend der Komplexität des Themas sind die Schwerpunkte der jeweiligen Versuchsvorhaben unterschiedlich. Als fachlicher Hintergrund der hier durchzuführenden Arbeiten ist die Beteiligung am nationalen und internationalen Wissensaustausch mit den relevanten Institutionen und Arbeitsgruppen unerlässlich, wobei folgende Aktivitäten hervorzuheben sind:

- (1) Über die Einbindung des IFG in ein vom BMWi geförderte FuE-Vorhaben im Rahmen des EU-Projekts FORGE (Laufzeit: 01.02.2009 bis 31.03.2013) innerhalb des 7. EU-Rahmenprogramms besteht ein enger Wissensaustausch mit Kollegen nationaler und internationaler Forschungseinrichtungen (z.B. BGS, SKB, GRS, NAGRA).

Die Ergebnisse des Vorhabens werden 2013 auf einem internationalen Symposium „Gas generation and migration – Implications for the performance of geological repositories for radioactive waste disposal“ in Luxembourg, 5–7 Februar 2013, präsentiert.

Da das Wirtsgestein Salz nicht Inhalt der Arbeiten von FORGE war, aber dennoch in den letzten Jahren ein erheblicher Kenntnisfortschritt erzielt worden ist, wurde folgender Übersichtsbeitrag eingereicht:

- POPP, T., K. SALZER, W. MINKLEY, S. HOTZEL & HOCH, A. (2013): Gas Generation and Migration through Salt Formations. FORGE-Symposium „Gas generation and migration – Implications for the performance of geological repositories for radioactive waste disposal“, Luxembourg, February 5–7, 2013 - Abstract (**Anlage 1.1**).
- (2) Im Frühjahr 2011 wurde das IFG von serco¹ mit der Durchführung eines Reviews zum Wissensstand „Gastransport in Salzgesteinen“ beauftragt.

Hintergrund zur Beauftragung des Reviews sind grundlegende Arbeiten, die vom „Radioactive Waste Management Directorate“ (RWMD) in Großbritannien im Auftrag der Nuclear Decommissioning Authority (NDA) zur Entsorgung hochradioaktiver Abfälle durchgeführt werden (Details s. Weißbuch zu den Sicherheitsanforderungen für radioaktive Abfälle („Managing Radioactive Waste Safely“ - MRWS) (DEFRA et al., 2008).

Im Rahmen der Arbeiten hat RWMD einen generischen Sicherheitsnachweis (safety case) erarbeitet, der auf einer umfassenden Sicherheitsanalyse verschiedener Endlageraspekte aufbaut. Er umfasst die Prüfung und Bewertung von Daten, Maßnahmen, Analysen und Argumenten für verschiedene Phasen der Endlagerung, d.h. Betriebsphase und für die Nachverschlussphase des Endlagers. Da bisher noch keine Entscheidungen zur Wirtsgesteins- bzw. einer konkreten Standortauswahl vorliegen werden drei generische geologische Wirtsgesteinskonstellationen betrachtet; (1) Wirtsgestein mit höherer Festigkeit, z.B. Granit, (2) Wirtsgesteine mit geringerer Festigkeit, d.h. Tonsteine, und (3) Salzgesteine.

Das ca. 90 Seiten umfassende Review zum Gastransporteigenschaften der Salzgesteine beinhaltet neben dem grundsätzlichen generischen Endlagerkonzept des RWMD eine Darstellung der geologischen Rahmenbedingungen von Salzgesteinen und ihren allgemeinen geo-hydro-mechanischen Eigenschaften (z.B. Kriechen oder Dilatanz), sowie den speziellen Gastransporteigenschaften aufgrund experimenteller und modelltechnischer Studien zu den daraus resultierenden Konsequenzen für endlagerbezogene Fragestellungen. Es wurde von verschiedenen internationalen Experten einem Peer-Review unterzogen.

Da die Ausarbeitung von POPP & HOCH (2012) auch wesentliche Aspekte für die hier durchzuführenden Arbeiten abdeckt, wird sie im Anhang dokumentiert:

- POPP, T. & HOCH, A. (2012): Gas Generation and Migration through Evaporites. Report SERCO/005126/002, Im Auftrag von NDA RWMD (NPO004726) (**Anlage 1.2**).
- (3) Das IFG ist als Unterauftragnehmer an der Vorläufigen Sicherheitsanalyse des Standortes Gorleben (VSG) beteiligt, die unter der Projektleitung der GRS Köln mit Beteiligung verschiedener anderer Institutionen durchgeführt wird (<http://www.grs.de/vorlaufige-sicherheitsanalyse-gorleben-vsg>). Hierbei stellt die Bewertung der Gasproblematik eine zentrale Fragestellung dar.

¹ Serco Group plc ist ein international tätiges Dienstleistungsunternehmen, wobei der für das Review federführende Bereich „Technischer nuklearer Service“ im Juni 2012 an AMEC verkauft wurde.

Ausgehend von den im Vorgängervorhaben UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 (IFG, 2007) sowie dem neu erarbeiteten Kenntnisstand wurde das ursprüngliche im Rahmen des ISIBEL-Vorhabens (GRS u.a., 2008) erstellte FEP „Gasinfiltration im Salzgestein“ ergänzt und erweitert (s. WOLF et al., 2012a, b):

- FEP Nr.: 2.2.11.01: Druckgetriebene Infiltration von Fluiden in Salzgestein (**Anlage 1.3**).

Während des Bearbeitungszeitraumes wurden Teilergebnisse zu den Gastransporteigenschaften von Steinsalz bzw. Tonstein in Labor- und Felduntersuchungen aus dem aktuellen bzw. Vorgängervorhaben auf verschiedenen nationalen oder internationalen Tagungen präsentiert:

- POPP, T., BRÜCKNER, D. & MINKLEY, W. (2010): Pressure induced gas break through in rock salt – Implications from laboratory investigations and field studies. In: *Underground Storage of CO₂ and Energy* - MICHAEL Z. HOU; HEPING XIE; JEOUNGSEOK YOON (Eds.); CRC Press – Taylor & Francis: ISBN: 9780415600491.
- POPP, T. & SALZER, K. (2010): Characterization of hydro-mechanical rock properties of argillaceous clay as a constituent of a geological barrier system. In: *Underground Storage of CO₂ and Energy* - MICHAEL Z. HOU; HEPING XIE; JEOUNGSEOK YOON (Eds.); CRC Press – Taylor & Francis: ISBN: 9780415600491.
- MINKLEY, W. & POPP, T. (2010): Final Disposal in Rock Salt - Geomechanical Assessment of the Barrier Integrity. 44th U.S. Rock Mechanics Symposium, Salt Lake City, Utah, USA, June 27-30, 2010. ARMA 10-492.
- POPP, T. & MINKLEY, W. (2010): Salt barrier integrity during gas pressure build-up in a radioactive waste repository – Implications from lab and field investigations – 44th U.S. Rock Mechanics Symposium, Salt Lake City, Utah, USA, June 27-30, 2010. ARMA ID No. 10-493.
- POPP, T., MINKLEY, W., SALZER, K. & WEISE, D. (2010): Fluidpermeation aus unterirdischen Hohlräumen im Salzgebirge. 39. Geomechanik-Kolloquium, Freiberg, 8. November 2010. *Veröff. des Instituts für Geotechnik – BA Freiberg*, Heft 2010-1, ISSN 1611-1605). 87-99.
- POPP, T., MINKLEY, M. & WIEDEMANN, M. (2010): Fluid transport in rock salt – actual state of knowledge based on laboratory investigations and field studies. SMRI Fall Technical Conference, 4-5 October, 2010 - Leipzig, Germany. Poster.
- DÖRNER, D., PHILIPP, J. & POPP, T. (2011): Akustische Emission (AE) in einem Salzbergwerk, aufgenommen mit einem Netzwerk hochfrequenter AE-Empfänger (1 kHz - 200 kHz). 71. Jahrestagung der Deutschen Geophysikalischen Gesellschaft, 21.–24. Februar 2011 Köln, Poster (SO P14).
- POPP, T., MINKLEY, W., SALZER, K. & SCHULZE, O. (2012): Gas transport properties of rock salt - synoptic view. In: BEREST, P., GHOREYCHI, M., HADJ-HASSEN, F. & TIJANI, M.: *Mechanical Behavior of Salt VII*. Taylor & Francis group, London N, ISBN 978-0-415-62122-9, 143-153.
- POPP, T., SALZER, K. & MINKLEY, W., (2012). THMC-properties of rock salt – state of knowledge based on laboratory investigations and field studies -. *Proceedings of the European Commission TIMODAZ-THERESA International Conference*, 29 Sept. – 1 Oct. 2009. EUR 25527 EN, p. 521-525. ISBN 978-92-79-26057-5, Luxembourg: European Commission.
- POPP, T., SALZER, K. & MINKLEY, W., (2012): (Hydro)-mechanical rock properties of Opalinus clay. *Proceedings of the European Commission TIMODAZ-THERESA International Conference*, 29 Sept. – 1 Oct. 2009. EUR 25527 EN, p. 447-451. ISBN 978-92-79-26057-5, Luxembourg: European Commission.
- MANTHEI, G., PHILIPP, J., DÖRNER, D. & POPP, T. (2012): Acoustic Emission monitoring of micro-cracking around gas-pressure loaded boreholes in salt rock formations. In: BEREST, P., GHOREYCHI, M., HADJ-HASSEN, F. & TIJANI, M.: *Mechanical Behavior of Salt VII*. Taylor & Francis group, London N, ISBN 978-0-415-62122-9, 185-192.
- DÖRNER, D., PHILIPP, J., MANTHEI, G., POPP, T. (2012): Monitoring of Acoustic Emission activity around a large-diameter borehole in rock salt. 21st International Acoustic Emission Symposium, November 27 – 30, 2012, Okinawa, Japan (in press) - (**Anlage 1.4**).

2. Status Kenntnisstand - Gastransport in Salz- und Tongesteinen

2.1 Einleitung

Entsprechend der Aufgabenbeschreibung steht die Untersuchung der Wirkung möglicher Porendruckeffekte hinsichtlich der Integrität einer geologischen Barriere für die beiden unterschiedlichen Wirtsgesteine Steinsalz und Tongesteine im Mittelpunkt des vorliegenden Forschungsvorhabens. Zur Illustration der Komplexität des Vorhabens und der zu erwartenden Gastransportphänomene werden im Folgenden kurz

- die allgemeinen Rahmenbedingungen zum Gastransport in geologischen Medien,
- der aktuelle Kenntnisstand zum Gastransport in Steinsalz,
- Erfahrungen aus den bisher durchgeführten Bohrlochuntersuchungen sowie
- die Umsetzung in gekoppelte mechanisch-hydraulische Modellrechnungen

als Basis für die durchzuführenden Arbeiten vorgestellt.

Die Darstellung der salz-spezifischen Aspekte basiert im Wesentlichen auf den Ergebnissen des UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 sowie dem während des Workshops „Gase in Endlagern im Salz“ am 17.-18. April 2007 in Berlin dokumentierten Kenntnisstand (RÜBEL & MÖNIG, 2008). Zusätzlich liegt die Stellungnahme der RSK (2005) vor.

Eine Übersicht zum internationalen Kenntnisstand des Gastransports in der Auflockerungszone EDZ für die drei potentiellen Wirtsgesteinen Kristallin, Tonsteine und Salz wurde im Rahmen des abgeschlossenen NF-PRO-Vorhabens erarbeitet (MARSHAL et al., 2008). Diese Darstellung wurde speziell für Steinsalz in POPP & HOCH (2012) noch umfassend ergänzt (**Anlage 1.2**).

Zusätzlich liegen neuere Ergebnisse aus hydro-dynamischen Analysen zur Gasdruckentwicklung in einem möglichen Endlager im Salz vor, die im Rahmen der „Vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben“ (VSG) durchgeführt wurden (KOCK et al., 2012).

Darüber hinaus wurde entsprechend der Aufgabenstellung ein separater Statusbericht zur „**Gasproblematik in einem Endlager in tonigen Wirtsformationen**“ (Stand 05/2010) erarbeitet, der die international vorliegenden Erfahrungen zum Gastransport in Tonsteinen bzw. die für diese Gesteine resultierenden Konsequenzen bei einer Gasdruckentwicklung im Endlager zusammenfasst und hinsichtlich eines potentiellen Gasfrac-Szenarios in Tongesteinen bewertet. Er liegt als separater Teilbericht „Review – Status Gasproblematik in einem Endlager in tonigen Wirtsformationen“ in **Anlage 2.1** vor.

2.2 Gasbildungs- und Transportprozesse

In einer Untertagedeponie werden ausgehend von verschiedenen Zersetzungsprozessen (z.B. Korrosion und Biogradation) sowie für Endlager mit radioaktiven Abfällen infolge von Radiolyse verschiedene Gase (H_2 , CO_2 , CH_4 , H_2S etc.) auftreten bzw. sich bilden (z.B. SCHULZE, 2002).

Die temporär variierende Gasproduktionsrate und das Gasbildungspotential sind die primären Einflussfaktoren auf die bezüglich einer Bewertung der geomechanisch / hydro-

lischen Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf die Barrierenintegrität relevanten Prozesse (z.B. HAGEMANN et al., 2006). Sie hängt wesentlich von der Endlagerkonzeption bzgl. der Einlagerungsmenge und den Eigenschaften der Abfallgebinde sowie den technischen Barrieren ab (z.B. deren Durchlässigkeit ab). Hinzu kommt das Konvergenzverhalten des umgebenden Gesteins, welches zusätzlich den für eine Gasaufnahme zur Verfügung stehenden Hohlraum mit der Zeit verringert und somit den Druckanstieg beschleunigt (z.B. SKRZYPPEK et al., 2005).

Dass ein Gasdruckanstieg im Endlager bis in die Größenordnung des lithostatischen Drucks (18,8 MPa) nicht ausgeschlossen werden kann, zeigen die neueren Berechnungen von KOCK et al., (2012), die verschiedene Referenz- und Alternativszenarien berücksichtigten.

Die Gasbildungsrate wird u. a. durch die Temperatur, die Feuchte und das chemische Milieu bestimmt. Bei einer Langzeitbetrachtung wird die Gasbildung vorrangig durch die Korrosion der metallischen Bestandteile (z.B. Eisen, Aluminium und Zink) bestimmt. Die Korrosion hängt stark von den Umgebungsbedingungen wie Sauerstoffanteil, Wasseranteil und Temperatur ab und führt hauptsächlich zur Wasserstoffbildung. Die Korrosionsrate wird häufig als Abtragsrate in $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ angegeben. Abhängig von den metallischen Bestandteilen und den Umgebungsbedingungen kann die Korrosionsrate zwischen 0,1 und 10 $\mu\text{m}/\text{Jahr}$ liegen (SCHULZE, 2002). Aus der Korrosionsrate kann man die Gasbildung ableiten.

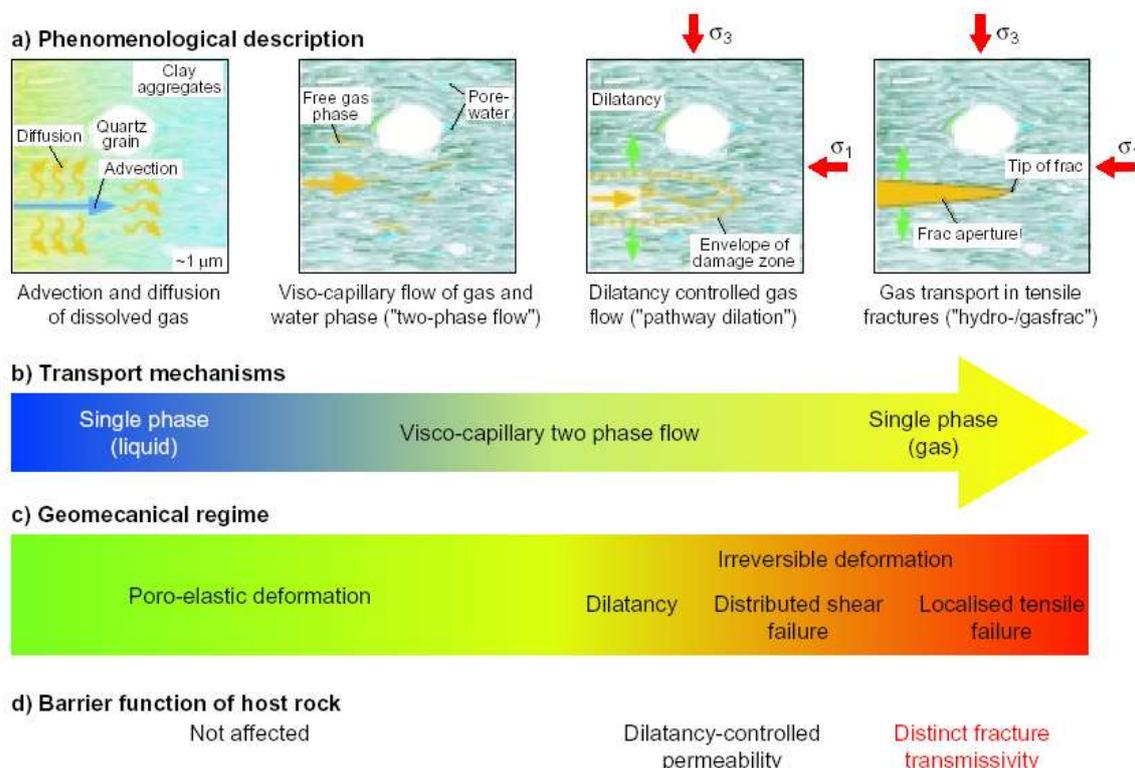


Abb. 2.1: Synoptisches Bild der Transportprozesse der in Hohlräumen akkumulierten Korrosions- und Degradationsgase aus einem Endlager in Tongesteinen (aus MARSHALL et al., 2005). a) Phänomenologische Beschreibung anhand eines mikrostrukturellen Modells; b) grundlegende Transportmechanismen c) geomechanisches Regime; und d) Wirkung des Gastransports auf die Integrität der Wirtsgesteinsbarriere.

Abhängig von diesen Rahmenbedingungen werden sich mit dem zeitlich entwickelnden Gasdruck p_g die Gase im Endlager ausbreiten. Die Ausbreitung von Gasen in einem Endla-

Porenraum in Salzgesteinen. Das Porenvolumen von Steinsalz besteht hauptsächlich aus interkristallinen Einzelhohlräumen und intrakristallinen Einschlüssen, die mit Gas- bzw. Lösung gefüllt sind.

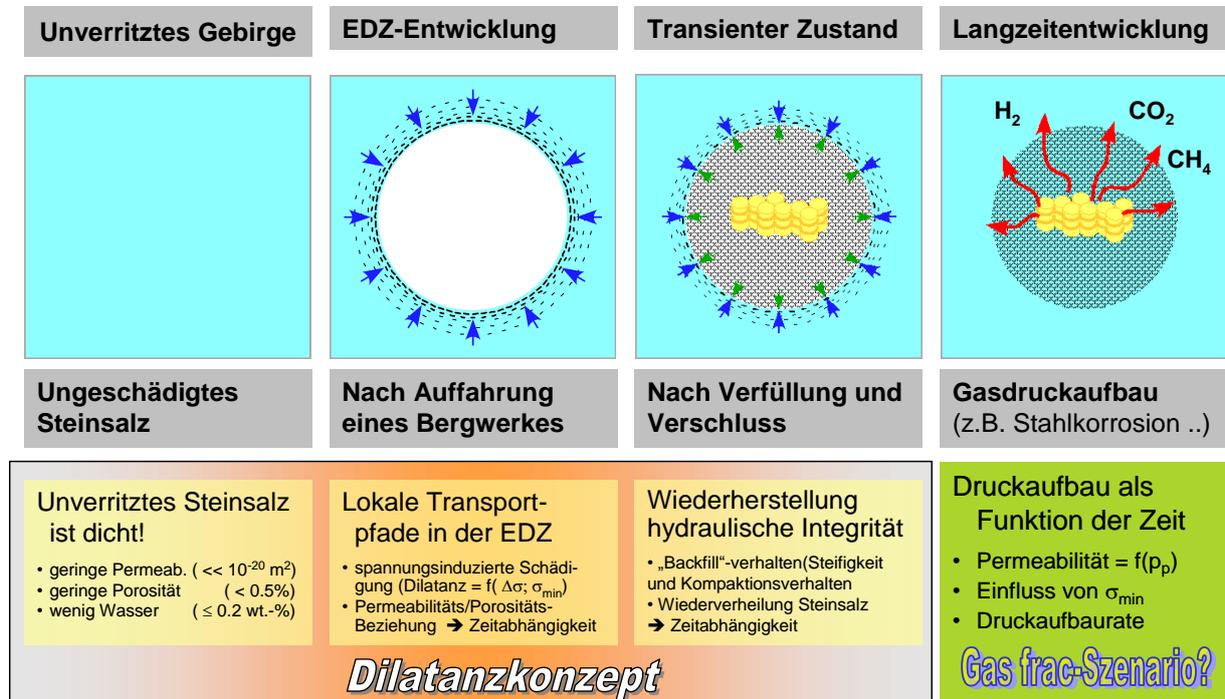


Abb. 2.2: Zustandsbedingungen in einem Endlager im Steinsalz für die Bewertung der hydraulischen Langzeitsicherheit eines Endlagers nach Hohlraum-auffahrung mit Betriebs-, Verschluss- und Nachbetriebsphase. Eine Bewertung der wechselseitigen Prozesse Schädigung/Verheilung kann auf Basis des Dilatanzkonzeptes erfolgen, während die Rahmenbedingungen zum Verständnis eines möglichen Gasfracszenarios unter Langzeitbedingungen noch nicht allgemein geklärt und deshalb Inhalte der Untersuchungen sind (IFG, 2007).

Mit der Auffahrung eines Endlagers ändern sich während der Betriebs- und Nachbetriebsphase diese Zustandsbedingungen, wobei für einen Langzeitsicherheitsnachweis schematisch drei Phasen unterschieden werden können, siehe Abb. 2.2:

- *initiale Phase*, d.h. Hohlraumerstellung mit zeitlicher Ausbildung der EDZ³ in Abhängigkeit vom wirkenden Spannungsfeld \Rightarrow **Dilatanz-induzierte Prozesse**
- *transiente Phase* nach Verfüllung der Einlagerungshohlräume sowie der Zugangsstrecken (z.B. mit Salzgrus, Schotter oder Sorelbaustoffen je nach Anforderung für Dämme oder Gasspeicherhohlraum) mit allmählicher Konvergenzentwicklung, die zur Kompaktion des Versatzes sowie zur Abdichtung der EDZ führt \Rightarrow **Rissschließung bzw. -verheilung**.

³ **EdZ** – „Excavation disturbed Zone“: Gestörte bzw. spannungsentlastete Zone, die im Konturnahbereich bei Auffahrung eines Hohlraumes entsteht, aber die mechanische Integrität nicht beeinflusst, jedoch als mögliche Wegsamkeit für eine Umströmung von Verschlussbauwerken zu berücksichtigen ist.

EDZ – „Excavation Damage Zone“: Mechanisch aufgelockerte bis stark geschädigte Zone, die aufgrund der vorliegenden hydraulischen Wegsamkeiten sowie der eingeschränkten Standsicherheit einen negativen Einfluss auf die Errichtung und Stabilität eines Hohlraumes sowie die Durchführung technischer Verschlussmaßnahmen haben kann – Teil der EdZ.

- *Langzeitentwicklung*, wobei es im dichten Salzgebirge infolge von Gasbildungsprozessen mutmaßlich zu einem Druckanstieg kommt ⇒ **Fluiddruck-induzierte Prozesse (Gasfrac)**.

Dabei kann zumindest temporär ein lokaler Verlust der Dichtheit der Salzgesteine eintreten, d.h. durch Schaffung von Konnektivität über mit einander verbundenen Rissöffnungen in den interkristallinen Strukturen.

Zwei verschiedene Mechanismen sind dafür bekannt:

- Einwirkung deviatorischer Beanspruchung – mechanische Rissbildung (→ Scherver-sagen)
- druckgetriebene Korngrenzenvernetzung (→ Zugversagen).

Die beiden Mechanismen zur Schaffung von Konnektivität auf den Korngrenzen entsprechen den allgemein angewandten Kriterien zur Prüfung des Dichtheits- und Integritätsverhaltens von Salinarbarrieren, auch bekannt als:

- (1) Dilatanzkriterium
- (2) Minimalspannungskriterium.

Bei Tongesteinen kommt für den Gastransport infolge der vorliegenden 2-Phasenflussproblematik als weiteres Kriterium der kapillare Sperrdruck hinzu. Erst wenn der sich entwickelnde Gasdruck den kapillaren Sperrdruck übersteigt, kann Gas ins tonige Wirtsgestein eindringen⁴.

zu (1): Dilatanzkriterium

Das Dilatanzkonzept beschreibt die hydraulisch-mechanischen Randbedingungen, die zu einer mechanisch induzierten Auflockerung bzw. einer Rissverheilung führen, wobei die Auflockerung über die Porosität quantifiziert wird. Die Transporteigenschaften werden über die Abhängigkeit zwischen der **Durchlässigkeit** (= Permeabilität) aufgelockerter Gebirgsbereiche und dem für eine Durchströmung zur Verfügung stehenden **Porenvolumen** (= effektive Porosität) beschrieben.

Durch deviatorische Beanspruchung entsteht eine hydraulische Leitfähigkeit durch Öffnung und Vernetzung von Mikrorissen (z.B. im Sinne eines Perkolationsansatzes) infolge eines Verschiebungsmechanismus entlang von Korngrenzen (z.B. ALKAN, 2009). Die Dilatanz ist ein Maß für die Volumenzunahme durch Mikrorissbildung bzw. Mikrorissöffnung, die bei Spannungsbedingungen entsprechend der Dilatanzgrenze einsetzt und bei weiterer deviatorischer Belastung zum Bruch und damit zur Ausbildung makroskopischer Risse führt (z.B. MINKLEY, 2003).

Über das Dilatanzkriterium wird bewertet, ob ein Spannungszustand zu einer Schädigung oder einer Wiederherstellung der hydraulischen Integrität führt, d.h. es wird unterschieden, ob sich der Spannungszustand unterhalb oder oberhalb der Dilatanzgrenze befindet (vgl. Abb. 2.3). Das Dilatanzkriterium ist erfüllt, so lange die Volumenänderungsgröße $d\varepsilon_{VOL}$ negativ (Kompaktion) bzw. Null (volumentreue Verformung) ist:

⁴ Hinweis: die Bedeutung dieses Prozesses wird in dem in Anlage 2.1 vorliegenden Statusbericht zur „Gasproblematik in einem Endlager in tonigen Wirtformationen“ diskutiert.

$$\frac{d\varepsilon_{VOL}}{d\varepsilon_1} \leq 0 \quad (2.2-1)$$

Erst wenn die Spannungsgrenze, welches das Dilatanzkriterium beschreibt, überschritten ist, kommt es zu einer mit volumetrischen Verfahren nachweisbaren Rissentwicklung, die gleichzeitig mit einer Permeabilitätszunahme einhergeht.

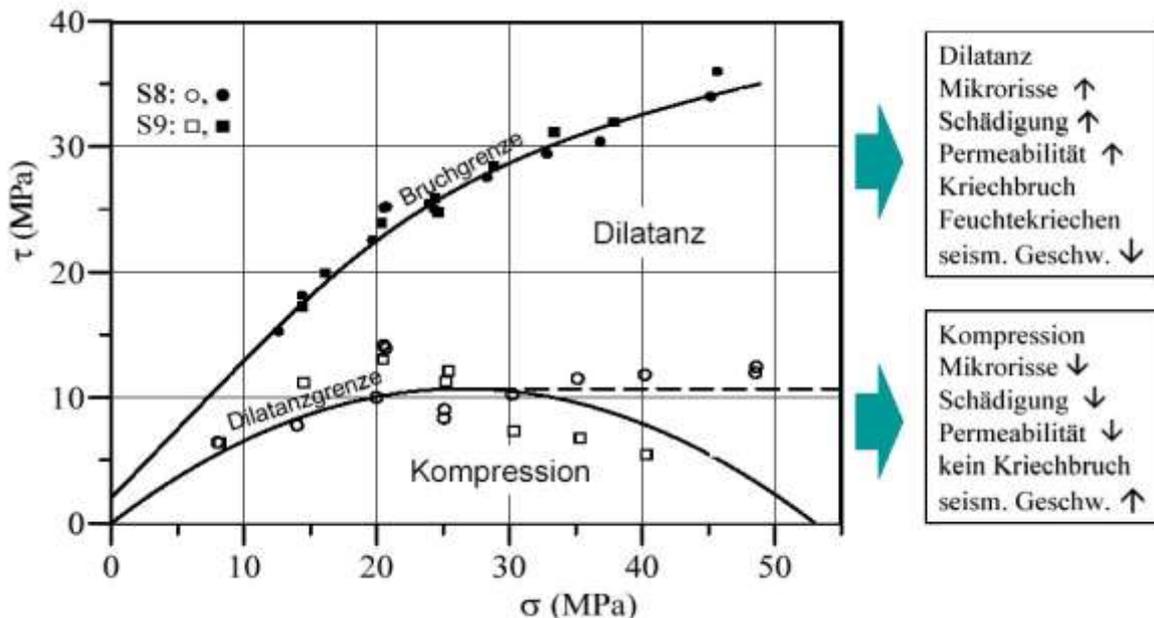


Abb. 2.3: Darstellung der Bruchgrenze und der Dilatanzgrenze für Steinsalz sowie der im dilatanten und kompressiblen Bereich dominierenden Prozesse, auf Basis der Versuchsserien S8 und S9 (aus HUNSCHKE et al., 2003).

zu (2): Minimalspannungskriterium

Dieses Kriterium fordert für die abdichtende Barriere, dass die kleinste Gebirgsdruckspannung $\sigma_{MIN} = \sigma_3$ zuzüglich eines Durchtrittsdruckes p_{ER} (Eintritts- und Reibungsdruck) immer größer sein muss, als ein fiktiv angenommener Fluiddruck p_{FL} in der entsprechenden Teufe, um ein Aufreißen und Durchströmen der Salinarbarriere zu verhindern (z.B. MINKLEY, 2003)

$$\sigma_{MIN} + p_{ER} > p_{FL}$$

$$n_{FRAC} = \frac{\sigma_{MIN} + p_{ER}}{p_{FL}} > 1 \quad (2.2-2)$$

bzw. Einhaltung eines Sicherheitsfaktors:

Physikalischer Hintergrund des Minimalspannungskriteriums ist folgender: Mit Erreichen eines Fluiddruckes in der Größenordnung der Normalspannung auf den Korngrenzen, die im ungestörten Gebirge der minimalen Hauptspannung entspricht, setzt eine Aufweitung an Korngrenzen und damit eine druckgetriebene Korngrenzenvernetzung ein.

Allerdings stellt das Minimalspannungskriterium, wenn nicht sicher ist, dass der Gasdruckanstieg in einem Endlager begrenzt ist, keine ausreichende Basis für die Bewertung der hier vorliegenden Problematik dar. Die in IFG (2007) gewonnenen Ergebnisse zeigen jedoch,

dass mit Erreichen der kleinsten Hauptspannung durch den Gasdruck Permeation einsetzt, wodurch auch höhere Gasbildungsrate kompensiert werden können und somit die Bildung durchgehender Wegsamkeiten (Gasfrac) unwahrscheinlich ist.

Für die Bewertung des Minimalspannungskriteriums kommt erschwerend hinzu, dass mit dem Aufbau eines Hohlraum-Innendrucks die räumliche und zeitliche Entwicklung des Spannungszustands **zusätzlich** beeinflusst wird, wobei zwei Phänomene von Bedeutung sind:

- Bei Anwesenheit eines Fluiddruckes wird im gaszugänglichen Porenraum, d.h. in der EDZ, die Gesteinsfestigkeit reduziert.
- Mit Annäherung des Fluiddruckes an den lithostatischen Druck erhöht sich die Durchlässigkeit im gaszugänglichen Porenraum um mehr als eine Größenordnung, d.h. Fluide können ins Material eindringen.

In der Konsequenz müssen nach SCHULZE (2002) für die gebirgsmechanische Wirkung eines Gasdruckes im Porenraum somit zwei Fälle unterschieden werden:

- (1) **Im Falle eines durchlässigen Gesteins sowie im aufgelockerten Nahbereich (EDZ)** wirkt der Fluiddruck in den Poren (p_{fi} , sei es Gas oder Lösung) der Auflast des Gesteins entgegen. Die Wirkung des Fluiddruckes wird auf der Basis eines mittleren effektiven Druckes durch Reduzierung des vorhandenen Überlagerungsdruckes um den Porendruck beschrieben. Der Gesteinsdruck ($p_{iso} = p_{lith}$, lithostatischer Druck) ist danach in den mittleren effektiven Druck (p_{eff}) und den Fluiddruck (p_{fi}) (vgl. TERZAGHI-Effekt im Lockergestein bzw. BIOT-Konzept) aufzuteilen:

$$p_{eff} = p_{iso} - \alpha \cdot p_{fi} \quad (2.2-3)$$

mit α = Wirkfaktor oder „WALSH-Parameter“,

für Lockergesteine auch als „BIOT-Koeffizient“ bezeichnet

Die resultierende Reduktion der mittleren Hauptspannung begünstigt also generell Dilatanz, Rissfortschritt sowie Tragfähigkeitsverlust am Hohlraumrand. In Gesteinsbereichen, die vom Hohlraumrand entfernter liegen, nehmen Porosität und Durchlässigkeit ab, so dass das Spannungs-Verformungs-Verhalten außerhalb der EDZ vom Fluiddruck in Einzelporen nicht mehr beeinflusst ist. Abhängig von der Entwicklung des Porendrucks und der räumlich fortschreitenden Ausbildung dieser Permeationszone wird sich schließlich ein Gleichgewicht zwischen Gasdruckaufbau und Permeation einstellen, **so dass das Szenario eines „Gasfracs“ als gering eingeschätzt werden kann.**

- (2) Im Gegensatz bewirkt ein Gasdruck bei einem **Gestein, in welches Infiltration und Porendruckaufbau nicht erfolgen können**, im Hohlraum ($p_{fluid} = p_{innen}$ bzw. $p_{fi} = p_i$) zunächst eine Erhöhung der Normalspannung auf die Wandung, wodurch das Gestein am Hohlraumrand gegen Auflockerung und Rissfortschritt stabilisiert wird.

In diesem Fall ist **ein Gasfracereignis** mit einem singulären Großfrac bei einem anhaltenden Anstieg des Gasdruckes mit Überschreiten der pneumatischen Zugfestigkeit des Materials **nicht ausgeschlossen**. Dies würde zu einer erheblichen Beeinträchtigung der Barrierenwirkung führen.

Die extrem gegensätzlichen Konsequenzen beider Fälle (Destabilisierung \Leftrightarrow Stabilisierung bezogen auf die Wahrscheinlichkeit eines Gasfrac-Ereignisses) bilden unter Einwirkung ei-

nes Porendruckes die Spannweite potentieller Szenarien hinsichtlich mechanischer (Dilatanz- bzw. Festigkeitsentwicklung) oder hydraulischer Effekte (Permeabilitäts- bzw. Porositätszu- oder -abnahme) aus. Dabei ist der Übergang zwischen den von SCHULZE (2002) diskutierten beiden Fällen, insbesondere unter Berücksichtigung der teufenabhängigen Ausbildung einer EDZ, fließend. Hinzu kommt, dass mit abnehmender Schädigung vom Hohlraumrand in die Gebirgskontur der durch einen Porendruck erfasste Bereich kleiner wird und auch der Porendruckgradient mutmaßlich abnehmen wird. Weiterhin ist abzuklären, inwieweit diese Effekte unter Zugrundelegung dynamischer Prozesse auch von der Viskosität und den physiko-chemischen Eigenschaften (polar/unpolar) des angreifenden Fluids abhängig sind.

Als Folge der Komplexität dieser wechselseitigen Einflussgrößen können die Konsequenzen eines möglichen Druckaufbaus in einem Endlager nur anhand experimenteller Untersuchungen überprüft werden, wobei insbesondere skalenabhängige Effekte zu bewerten sind.

2.4 „State of the Art“ zum Gastransport in Salzgesteinen

Die Transporteigenschaften von Salzgesteinen für Lösungen und verschiedene Gase sind vor dem Hintergrund der Schutzschichtproblematik für die bergbauliche Nutzung für Salzgewinnung (konventionell oder soltechnisch) und einer anschließenden Nutzung als Speicherraum von Kohlenwasserstoffen sowie als Barrieregesteine für Deponiezwecke (konventionelle oder radioaktive Abfälle) weltweit seit den 70er Jahren umfangreich in Labor- und Felduntersuchungen charakterisiert worden.

Zusammenfassende Darstellungen zu hydraulischen Parametern (z.B. Permeabilität, Porosität und inhärente Feuchte) von Steinsalz unter Laborbedingungen sowie aus Feldmessungen finden sich u.a. bei folgenden Autoren: GIES et al. (1994), WEBER & WALLNER (1996), CONEN (2000) und HÄFNER et al. (2001). Die Mehrzahl der Untersuchungen konzentriert sich auf Probenmaterial aus dem Salzbergwerk Asse und dem Erkundungsbergwerk Gorleben. Ergebnisse für Permeabilitätsmessungen an Steinsalz unter Berücksichtigung zusätzlicher 2-Phaseneffekte liegen für die WIPP-site⁵ vor, z.B. DAVIES (1991).

Zur Beschreibung des Einflusses dilatanter Verformungsprozesse auf die Transporteigenschaften von Steinsalz unter Belastungsbedingungen wurden ebenfalls Ergebnisse von verschiedenen Arbeitsgruppen in unterschiedlichen Betrachtungsmaßstäben vorgelegt (z.B. PEACH, 1991; STORMONT & DAEMEN 1992; POPP et al. 2001; HÄFNER et al. 2001). Danach kommt es beim Einsetzen von Dilatanz zu einer drastischen Zunahme der Permeabilität bis zu mehreren Größenordnungen, wobei die Größe der Permeabilitätszunahme vom Manteldruck bzw. der minimalen Hauptspannung, σ_{\min} , abhängig ist.

Als Ergebnis dieser langjährigen Arbeiten liegen umfangreiche Erkenntnisse zu den Transporteigenschaften von Steinsalz vor, die ein weites Spektrum von Effekten und Einflussgrößen abdecken. Im Rahmen des abgeschlossenen UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 wurden

⁵ Die Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) ist ein Endlager für radioaktive Abfälle, das in einer Salzformation in der Nähe von Carlsbad im US-amerikanischen Bundesstaat New Mexico errichtet wurde. Das dort vorliegende geschichtete Salzgestein mit Ton- und Anhydritlagen ist lösungsgesättigt, wobei im Unverritzten annähernd lithostatische Porendrücke nachgewiesen wurden (BEAUHEIM & ROBERTS, 2002).

weitere Arbeiten durchgeführt, die die in der Literatur vorliegende Datenbasis in redundanter Weise ergänzen (IFG, 2007).

Im Detail wurden Laboruntersuchungen zu folgenden Themen durchgeführt:

- Gastransporteigenschaften von Steinsalz unter hydrostatischen Bedingungen bei einem Porendruckanstieg – Quantifizierung für die folgenden Einflussparameter
 - minimale Einspannung
 - Druckaufbaurate
- Änderung der Gastransporteigenschaften unter deviatorischen Spannungsbedingungen, d.h. unter Schädigungsbedingungen
- Quantifizierung der Effizienz von Verheilungsprozessen im Steinsalz (mit und ohne Anwesenheit von Feuchtigkeit) – Langzeitkriechuntersuchungen / Schertests
- Wirkung eines Fluiddruckes (Gas bzw. Lauge) auf die mechanische Integrität von Steinsalz bzw. Gültigkeit des Effektivdruckansatzes, d.h. hydraulisch / mechanische Kopplung (HM) – Kurzzeitfestigkeits- und Kriechtests

Im Nachfolgenden konzentriert sich die Darstellung des Kenntnisstandes auf Ergebnisse zum Gastransport bei Zunahme der Gasinjektionsdrücke aus Untersuchungen für den Labor- und Feldmaßstab.

2.4.1 Laboruntersuchungen zur Steinsalzpermeabilität bei Porendruckanstieg

Für die Bewertung der Permeabilitätsvariation bei Entwicklung eines Gasdruckes bis über den Einspannungszustand hinaus liegen belastbare Ergebnisse aus dem UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 vor. Beispielhaft sind in Abb. 2.4 experimentelle Daten zur Permeabilität als Funktion des Differenzdruckes ($\Delta p = \sigma_{\min} - p_i$) zwischen der kleinsten Hauptspannung (σ_{\min}) und dem Injektionsdruck (p_i) dargestellt.

Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefasst werden:

1. Die initiale Permeabilität k einer Salzprobe hängt in erster Linie vom vorliegenden Schädigungsgrad ab. Unverritztes, d.h. ungeschädigtes Steinsalz ist hydraulisch dicht, d.h. die Permeabilität ist deutlich niedriger als 10^{-22} m^2 . Eine vorhandene Permeabilität, die aus einer Schädigung herrührt, variiert mit den lithologischen Eigenschaften (Korngröße, Gehalt und Verteilung der lithologischen Verunreinigungen z.B. Anhydritpartikel) sowie der wirkenden Druckeinspannung. Zusätzlich sind Anisotropieeffekte zu berücksichtigen, die primär aus einer sedimentären Schichtung oder auch aus einer tektonischen Beanspruchung resultieren können, wobei Permeabilitätsunterschiede bis zu mehreren Größenordnungen auftreten können.
2. Wird über einer Salzprobe der Gasinjektionsdruck (p_p) erhöht, ist die druckbedingte Änderung der Permeabilität zunächst gering. Erst mit Erreichen der minimalen Hauptspannung ergibt sich eine deutliche Zunahme, wobei diese offenbar unabhängig von der wirkenden Druckeinspannung ist, d.h. σ_{\min} . Somit ist nur der Differenzdruck (Δp) als $\Delta p = \sigma_{\min} - p_i$ von Bedeutung.

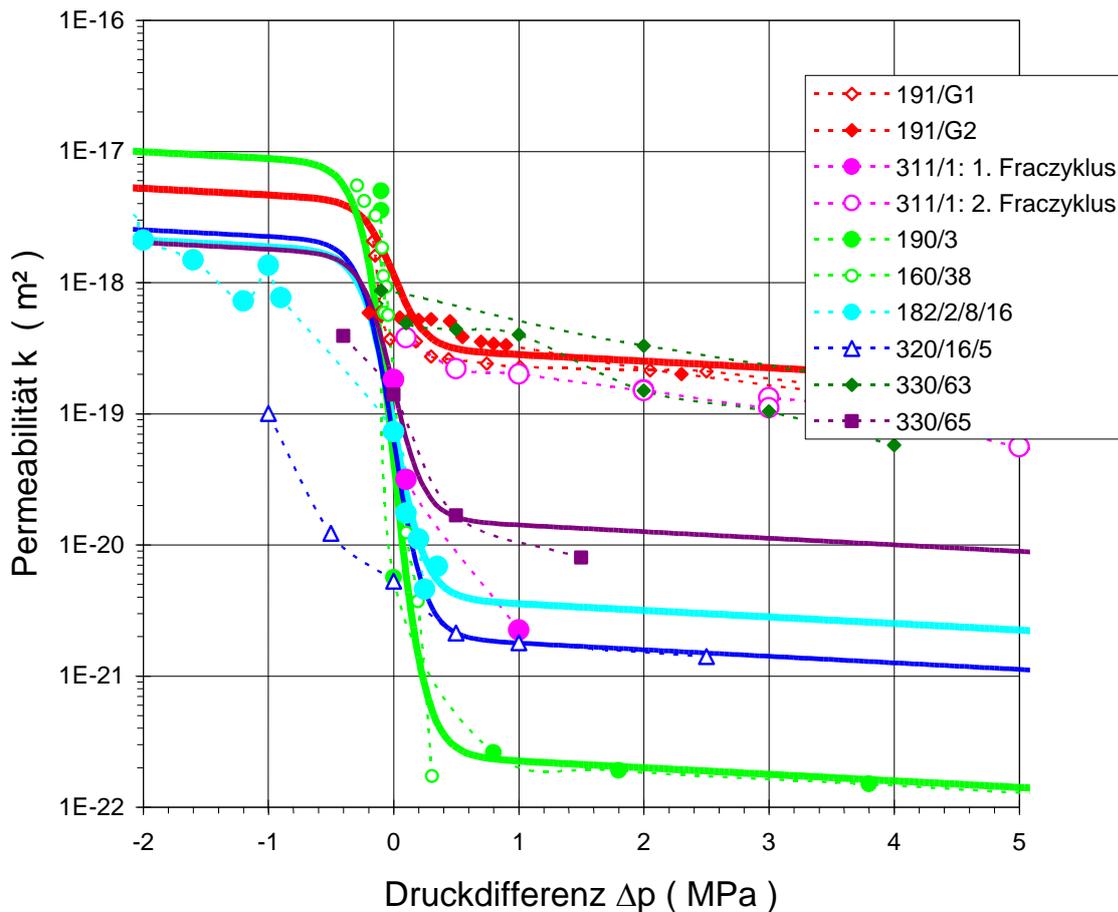


Abb. 2.4: Datenbasis zur Gaspermeabilität von Steinsalz mit progressiver Annäherung des Gasdruckes an den Einspannungszustand. Zusätzlich sind Tangens-Hyperbolicus-Kurven als Modellanpassung dargestellt (IFG, 2007).

3. Bei Veränderung der Permeabilität mit steigendem Druck können drei Bereiche unterschieden werden:

- (1) Ausgehend von einer primär vorliegenden Gasdichtheit kommt es im Steinsalz mit Erhöhung des Gasdruckes zunächst zu einer moderaten Permeabilitätsentwicklung. Sie resultiert aus der druckbedingten lokalen Aufweitung latent vorhandener Fließwege („**pathway dilatation**“).
- (2) Mit Annäherung des Gasdruckes ($\Delta p = 0,5 - 1$ MPa) an den Einspannungszustand setzt erhöhte Gasmigration ein, die in einem begrenzten Druckintervall zu einer deutlichen Permeabilitätszunahme (bis zu 5 Größenordnungen) bis auf ein Permeabilitätsniveau zwischen 10^{-16} und 10^{-18} m^2 führt. Die Zunahme der Permeabilität hängt in erster Linie von der Ausgangspermeabilität (k_{init}) ab, wobei dieser Effekt durch die Probenlithologie (Auflockerungszustand) und vermutlich auch von der Einspannung „verschmiert“ sein kann. Ursächlich ist hier vermutlich die lokale Öffnung zusätzlicher Wegsamkeiten, insbesondere ausgehend von den Korngrenzen in grobkörnigen Bereichen, wo eine geringere Kornbindung vorliegt.
- (3) Ausgehend von den neu generierten Fließwegen kommt es mit weiterer Gasdrucksteigerung nur noch zu einer geringen Permeabilitätszunahme, analog zu

Abschnitt (1). Anzumerken ist, dass für die Realisierung von Überdrücken > 2 MPa extrem hohe Druckaufbauraten erforderlich waren (> 10 bar / s). Sie ließen sich praktisch nur als Druckstoßtests mittels Entspannung eines großen Gasvolumens realisieren. Dabei traten makroskopische Risse auf (Abb. 2.5 – Gefügebild li.).

- Mit einer Gasdruckreduzierung kehrt sich der Permeabilitätsverlauf um und ist nahezu reversibel. Somit unterscheiden sich die Effekte einer mechanisch induzierten Permeabilitätszunahme infolge dilatanter Verformung und die eines Gasfracs. Die hier zu beobachtende spontane Permeabilitätsabnahme resultiert vermutlich aus der elastisch bedingten Risschließung durch den Einspanndruck, wie aus Mikrostrukturuntersuchungen gefolgert werden kann (vgl. Abb. 2.5).

Die Auswertung der Mikrostrukturgefüge nach Durchführung der Druckaufbautests zeigt charakteristische Unterschiede in Abhängigkeit des aufgebrachtten Gasinjektionsdruckes. Bereits mit Erreichen der Minimaldruckeinspannung wurde jeweils eine deutliche Permeabilitätszunahme beobachtet, wobei Proben, die nur mit geringen Überdrücken ($\Delta p < 1$ MPa) beaufschlagt wurden, keinen Gasfrac zeigten. Die Gasdurchtrittszone entspricht nach den Probenbefunden vielmehr einer integral aufgelockerten Permeationszone infolge der Aufweitung von Korngrenzen im Sinne der Schaffung vieler Einzelmikrorisse (Abb. 2.5 – Gefügebild re.).

Im Gegensatz gibt es bei höheren Gasinjektionsraten (10 – 100 bar/s) eindeutige Belege für das Auftreten von gasdruck-induzierten Rissen, die transgranular über mehrere Zentimeter die Proben durchziehen können (Abb. 2.5 – Gefügebild li.).

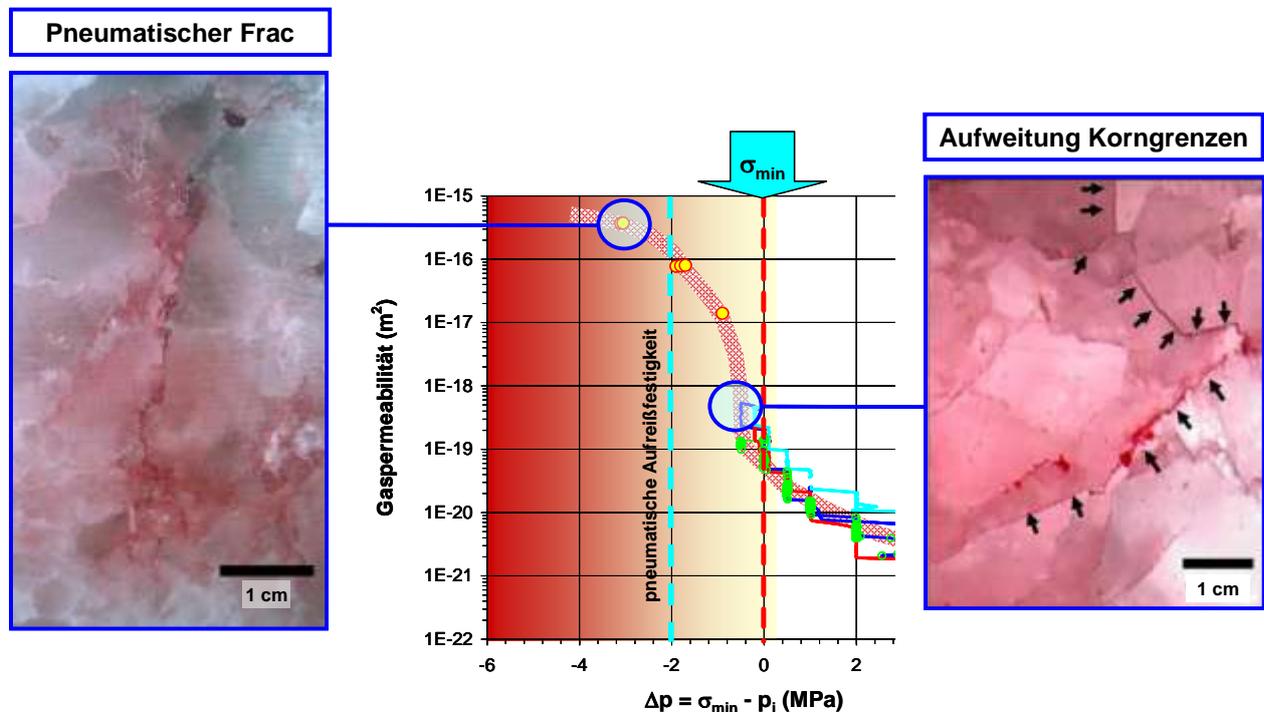


Abb. 2.5: Mikrostrukturen in Abhängigkeit von Permeabilitätsentwicklung bei Gasdruckbelastung. (li.) Druckbelastung mit $\Delta p \approx 3$ MPa (Steinsalzprobe 345_4_40_27); (re.) Druckbelastung mit $\Delta p \leq 0,5$ MPa (Steinsalzprobe 182/2/16).

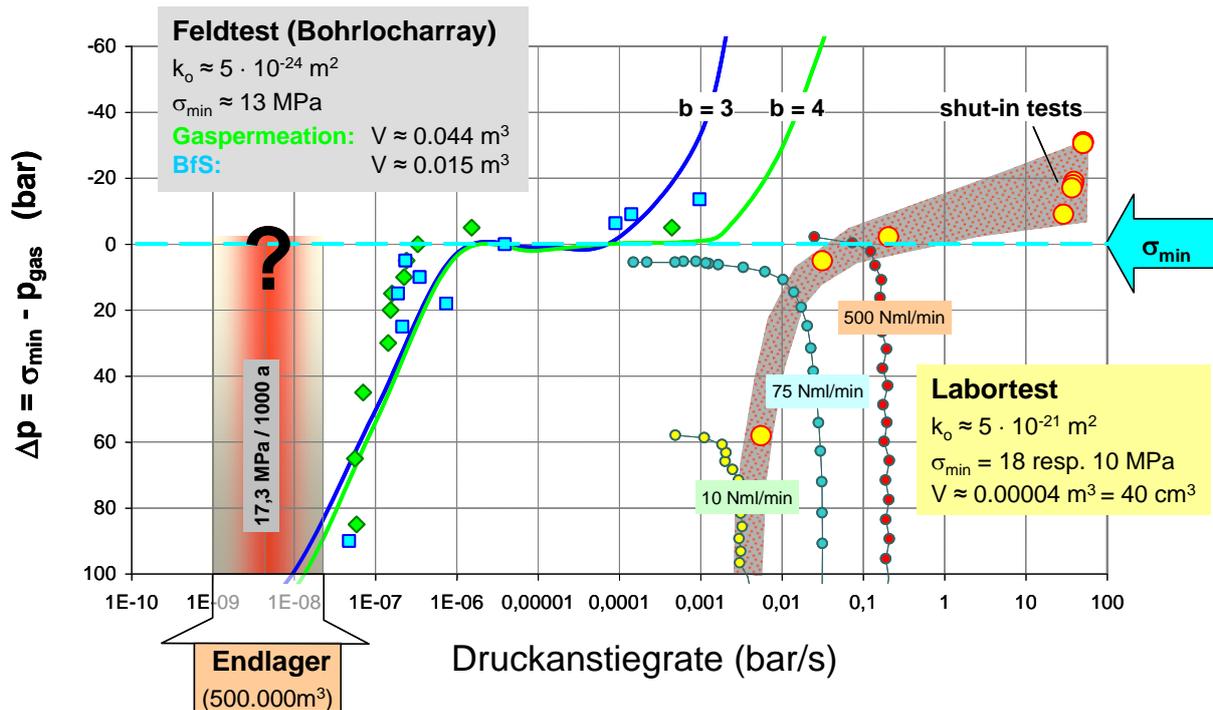


Abb. 2.6: Simulation eines Druckaufbaus in einem Hohlraum im Salzgebirge unter Vorgabe verschiedener Gasdruckanstiegsraten für Labor- und Bohrlochversuche. Zusätzlich sind für die durchgeführten Feldtests Ergebnisse aus Simulationsrechnungen dargestellt (IFG, 2007). Hinweis: Beachte die jeweiligen Dimensionen der Hohlräume.

Der funktionale Zusammenhang zwischen Permeabilität und Druckdifferenz aus minimaler Hauptspannung und Fluiddruck (Abb. 2.4) lässt sich in geschlossener Form durch eine Tangens-Hyperbolicus-Funktion beschreiben:

$$\log K = \log K_o + \Delta K \cdot \frac{1}{2} [1 + \tanh(-b \cdot \Delta p)] \quad (2.2-4)$$

- K_o - Ausgangspermeabilität
- ΔK - Permeabilitätsanstieg
- b - Krümmungsparameter

Die Gültigkeit dieses Ansatzes für die Übertragbarkeit auf in situ-Untersuchungen ist aufgrund der Ergebnisse IFG (2007) belegt, vgl. Abb. 2.6.

2.4.2 Bohrlochuntersuchungen zur Steinsalzpermeabilität bei Porendruckanstieg

Es liegen Ergebnisse aus zwei Feldtests im Steinsalzbergwerk Bernburg vor

- „BFS-Versuchsort“: Staßfurt-Steinsalz z2NA (UFOPLAN-Vorhaben SR-2470)
- Versuchsort „Gaspermeation“: Leine-Steinsalz z3NA (BMBF- Forschungsvorhaben FKZ 02 C 0952)

Der Versuchsaufbau umfasste jeweils ein Bohrlocharray mit vier Kontrollbohrungen um eine zentral angeordnete Injektionsbohrung, die durch einen gasdichten Packer abgedichtet wurde. In dem weiteren Umfeld befanden sich in vier zusätzlichen Überwachungsbohrungen

insgesamt 8 Mikroakustikaufnehmer, die eine sehr sensitive Schallemissionsüberwachung des Messbereiches ermöglichten.

Das unverritzte Salzgebirge im Raum Bernburg weist eine sehr geringe Gaspermeabilität in der Größenordnung $k = 10^{-24} \text{ m}^2 - 10^{-23} \text{ m}^2$ auf. Bei den Gasinjektionstests wurden keine Hinweise auf die Anwesenheit einer zweiten Phase (Salzlösung) gefunden, d.h. für die Modellierung wird reine Gasströmung vergleichbar zu Darcy angenommen.

Als Folge der niedrigen Permeabilität liegt der anfänglich gasdruckbeeinflusste Konturbereich um die Injektionsbohrung bei Gasdrücken kleiner σ_{\min} im Dezimeterbereich. Mit schrittweiser Erhöhung des Injektionsdruckes nimmt die Permeabilität analog zu den Ergebnissen der Laboruntersuchungen gering zu. Bezüglich der Mikroakustik ist festzuhalten, dass in allen Versuchsphasen keine Korrelation mit dem Gasdruck in der Bohrung nachzuweisen war, was aus Sicht des IFG belegt, dass ausschließlich Gasströmung über vorhandene Wegsamkeiten stattfindet.

Nach Überschreiten der minimalen Gebirgsspannung am Versuchsort „Gaspermeation“, im Staßfurt-Steinsalz, durch den Gasdruck um $\Delta p = \sim 1 \text{ MPa}$ tritt zeitverzögert ein Gasdurchbruch mit einer Permeabilitätszunahme um ca. 3 - 4 Dekaden ein ($k \approx 10^{-20} \text{ m}^2$). Beim Gasdurchbruch wurde nur lokal in den 2 m entfernten Bohrungen ein Druckanstieg beobachtet. Die Gasausbreitung ist somit nicht homogen. Mit dem Gasdurchschlag sind ungefähr 20% (ca. 1300 l Gas) der ursprünglichen Gasmenge (bei 140 bar ca. 6300 l) freigesetzt worden, wobei mit dem Druckanstieg in den zwei aktivierten Kontrollbohrungen ($\Delta p \approx 3 \text{ bar}$ bzw. 1 bar) eine Gasmenge von ca. 80 l aufgefangen wurde.

Dennoch gibt es beim Gasdurchbruch keine Hinweise auf einen singulären Riss im Sinne eines Gasfracszenario, da trotz des extrem sensitiven AE-Monitoringsystems keine erhöhte mikro-seismische Aktivität beobachtet wurde. Als Mechanismus für das aufgetretene Ereignis wird vielmehr eine integrale Permeation infolge druckinduzierter Aufweitung potentiell vorhandener Fließwege in Richtung geologischer Inhomogenitäten angesehen. Die tatsächlichen Fließwege sind bisher nicht lokalisiert.

Die Reichweite der gasdruckbeeinflussten Zone hängt vom Gasaufnahmevermögen und somit der zugänglichen Porosität im Steinsalz ab. Ein realistischer Wert hierfür ist 0,1 – 0,2%. Die Ausdehnung der gasdruckbeeinflussten Zone beim Gasdurchbruch liegt infolge des begrenzten Gasvolumens der Untersuchungsbohrung im Meterbereich, wobei die bisher zur Berechnung der integralen Permeabilität verwendeten rotationssymmetrischen Transportmodelle die realen Abströmverhältnisse unzureichend beschreiben.

Mit dem Gasdurchbruch kommt es infolge der dabei induzierten Permeabilitätszunahme zu einem gleichzeitigen Druckabfall, der sich im weiteren Verlauf wieder auf einem niedrigerem Permeabilitätsniveau von $k \approx 2 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ stabilisiert. Das bedeutet, es findet spontan eine teilweise Risschließung mit Wiederherstellung der Dichtheit statt. Wahrscheinlich ist, dass infolge des erzeugten Gasporendruckes die Risschließung behindert wird. Gleichzeitig wird beobachtet, dass trotz des immer noch vorhandenen Restdruckes von ca. 110 bar in der Injektionsbohrung in den Kontrollbohrungen der Gasdruck nicht weiter ansteigt. Im Ergebnis kann festgehalten werden, dass dieser Prozess einer Permeabilitätsabnahme mit Wiederherstellung von teilweiser Dichtheit nach dem Gasfrac qualitativ einer „Selbstabdichtung“ entspricht. Eine Selbstverheilung mit vollständiger Negierung des geschaffenen Rissnetzwerkes ist in dem kurzen Zeitraum im Gegensatz zum Naturanalogon Merkers nicht möglich.

Der Prozess einer gasdruckinduzierten Permeabilitätszunahme ist wiederholbar, d.h. bei einer erneuten Druckbelastung findet ein neuer Abströmprozess mit anschließender Stabilisierung auf dem bereits vorher wieder erreichten Druckniveau statt. Entsprechend wird sich die gasimprägnierte Zone immer weiter ins Gebirge ausdehnen. Gleichzeitig wiederholt sich aber auch der Prozess der „Selbstabdichtung“.

Bei der Wiederaufnahme wird der Abströmprozess ins Gebirge durch den bereits vorhandenen Porendruck auf der Intergranularen behindert, so dass das Bohrloch scheinbar dichter als bei der Erstbelastung ist.

Bezüglich der Auswertung der Gasinjektionstests ist allerdings anzumerken, dass die üblicherweise eingesetzten Auswerteverfahren mit ihrer radialen Strömungsgeometrie stark vereinfachend sind und somit die gemessenen Gasdruckverläufe nicht hinsichtlich der Gaswegsamkeiten in Richtungen auf die Kontrollbohrungen wiedergeben können. Weiterhin muss für die Bestimmung der Reichweite der Permeationsprozesse die schrittweise Aufsättigung des Porenraumes berücksichtigt werden. Hierfür ist ein verbessertes rechentechnisches Instrumentarium erforderlich, wie es im nachfolgenden Kapitel beschrieben wird.

2.5 Modellkonzepte für druckinduzierte Gastransportprozesse

Die experimentellen Untersuchungen an Salz- und Tongesteinen belegen, dass es bei Erhöhung des Gasdrucks im Endlager mit Überschreiten eines druck- oder spannungsabhängigen Schwellenwertes zu einer Zunahme der Gaspermeabilität (hier beschrieben als „Sekundärpermeabilität“) kommt.

Dieser Prozess wird für Tongesteine als „pathway dilation“-Mechanismus beschrieben und ist für verschiedene Tongesteine, insbesondere für Bentonit, intensiv untersucht worden (z.B. HOCH et al., 2004). Jedoch wurde der Prozess auch in verfestigten Tonsteinen (MARSHALL et al., 2005) und plastischen Tonen (MAZUREK et al., 2003) nachgewiesen. Wegen kleinskaliger Spannungs- und Materialheterogenitäten ist mit einem graduellen Einsetzen der Dilatanz zu rechnen.

Wie im vorhergehenden Kapitel dargestellt, kommt es auch im Steinsalz bei Erreichen der wirkenden Druckeinspannung (kurz vor- bzw. nachher) zu einer Permeabilitätszunahme, die zumindest phänomenologisch über die lokale, elastisch induzierte Öffnung von Wegsamkeiten („Kurzschluss vorhandener Fließwege“), vergleichbar zur „pathway dilatation“, erklärt werden kann. Allerdings sind die lithologischen Rahmenbedingungen bei beiden Wirtsgesteinen nicht vergleichbar: während beim Steinsalz die Porosität auf wenige Promille beschränkt ist und auch aus geomechanischen Gründen nicht einfach erweitert werden kann, weisen Tonsteine je nach Konsolidierungsgrad Porositäten größenordnungsmäßig zwischen 10 und 20% auf, wobei auch die Matrixsteifigkeit deutlich geringer als bei Steinsalz ist.

Unabhängig davon besteht in Fachkreisen ein weitgehender Konsens darüber, dass sich die Wirkung der Fließwegdilatanz nicht adäquat mit Hilfe der konventionellen Zweiphasenflusstheorie, die von einer inerten Gesteinsmatrix und lediglich sättigungsabhängigen Kapillardrücken ausgeht, beschreiben lässt (z.B. RODWELL et al., 2003).

Als alternative Modelle zur Beschreibung dieses Prozesses werden daher üblicherweise komplexere Modellansätze verwendet:

- gekoppelte hydro-mechanische Modelle (z.B. HOCH et al., 2004; LUX et al., 2010; JAVERI & BALTES, 2008; JAVERI, 2006, NAVARRO et al., 2008) - hierzu gehört die TOUGH2-FLAC-Kopplung der GRS,
- modifizierte Zweiphasenfluss-Modelle mit indirekter Berücksichtigung mechanischer Prozesse (z.B. CALDER et al., 2006; SENGER et al., 2006, FINSTERLE, 2009) - hierzu gehört die von der GRS entwickelte Codemodifikation TOUGH2-PD.

Modelle der letzteren Klasse beschreiben in der Regel die Abhängigkeit der Phasen-Mobilität und der Speicherkapazität von der Dilatanz des Gesteins oder vom Gasdruck. Üblicherweise werden hierzu druckabhängige intrinsische Permeabilitäten (z.B. CALDER et al., 2006; SENGER et al., 2006, FINSTERLE, 2006), druckabhängige Gaspermeabilitäten (JAVERI & BALTES, 2008), Kapillardruckkurven (CALDER et al., 2006) oder Porositätsänderungen (FINSTERLE, 2009) eingeführt.

Alternativ fließen in ALKAN (2009) bei der Bestimmung der Permeabilität Betrachtungen zur Perkolation in Netzwerken von interagierenden Korn- und Bruchflächen ein.

Unabhängig davon wird bei den bisherigen Simulationstools zumeist eine homogene Fluidausbreitung im Sinne einer Porositätsaufsättigung eines vorhandenen Porenraums (Infiltration, s. Kap. 6, z.B. LUX et al., 2010) zu Grunde gelegt, obwohl zahlreiche Beobachtungen zeigen, dass insbesondere eine Fluidausbreitung entlang von Diskontinuitäten (z.B. lithologisch, hydro-mechanisch) erfolgt. Davon ausgehend wurde von MINKLEY et al. (2010, 2012) ein Modellkonzept mit Weiterentwicklung vorhandener numerischer Simulationstools (UDEC) die einer Berücksichtigung diskreter Infiltrationsprozesse im Korngrenzenmaßstab oder für Schicht- oder Kluftsysteme entwickelt.

Für die Simulation der Gasmigration aus dem Bohrschacht des geplanten Großversuchs und zur Bestimmung der Reichweite der Gasmigration müssen sowohl die Flussdichten der Gasphase als auch die Speicherkapazität des Gesteins für die Gasphase mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden. Die zugrunde liegenden physikalischen Modelle zur Bestimmung dieser Flussdichten und Speicherkapazitäten für eine Gasphase sind gesteinspezifisch und müssen im Rahmen des Projektes diskutiert und bewertet werden. Die Problematik der Modellwahl wird dadurch deutlich, dass Gasflüsse und Speicherkapazitäten unterschiedliche Ursachen haben können. So kann der Gasfluss aus dem Bohrschacht durch z.B.

- intrinsische Permeabilitäten des Steinsalzes,
- die Permeabilität der EDZ,
- eine druck- oder zeitabhängige Porositätsänderung (mit einhergehender Permeabilitätsänderung) – nur im Konturbereich infolge von Konvergenzprozessen in den Hohlraum,
- eine druck- oder zeitabhängige Permeabilitätsänderung (ohne signifikante Porositätsänderung) und
- die druck- oder zeitabhängige Propagation einer gasdruckgetriebenen Dilatanzfront beeinflusst werden.

Der Porenraum, den das Gestein für die Speicherung der Gasphase zur Verfügung stellt, kann entweder durch den Gasdruck neu gebildet werden („Sekundärporosität“) - für Tonsteine mit „weicher“ Matrix möglich - oder, was aus gesteinsphysikalischer Sicht für dichtes Steinsalz wahrscheinlicher ist und auch durch die Ergebnisse aus IfG (2007) belegt wird, dass mit dem Fortschreiten einer Dilatanzzone lediglich bereits bestehende Porenräume verfügbar gemacht werden („Sekundärpermeabilität“).

Die Wahl adäquater physikalischer Modelle für die Beschreibung der Flussdichten und Speicherkapazitäten ist vor allem dann von Bedeutung, wenn zwei Modelle, die die experimentellen Befunde mit ausreichender Genauigkeit nachvollziehen können, im Rahmen eines zeitlichen oder räumlichen Upscalings ein unterschiedliches Verhalten zeigen.

2.6 Zusammenfassung

Für Salz- und Tongesteine liegt ein umfassendes physikalisches Verständnis der Gastransporteigenschaften vor. Dies ist Voraussetzung für die Bewertung möglicher Gasdruckeffekte auf die Barrierenintegrität in einem Endlager für radioaktive Abfälle auf Basis numerischer Simulationsrechnungen.

Obwohl im Salzgebirge, im Gegensatz zum Ton, die z.B. für Korrosion zur Verfügung stehende Wassermenge nur klein ist, wird es zu einem Gasdruckanstieg kommen, der sowohl aus Gasbildungsmechanismen als auch der Versatzkompaktion infolge Konvergenz resultiert. Die Quantifizierung des Gasdruckanstieges kann nur mittels Simulationsrechnungen erfolgen, bei denen sowohl ein realistischer Quellterm für die Gasentwicklung angesetzt wird, als auch gleichzeitig dynamische Prozesse der Gasausbreitung im Endlager (u. a. in Wechselwirkung mit den Verschlussmaßnahmen) in Verbindung mit der Hohlraumkonvergenz angemessen berücksichtigt werden. Dies erfordert standortspezifische Analysen.

Im Rahmen der vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben (VSG) wurden Simulationsrechnungen zur Fluidynamik innerhalb des Grubengebäudes durchgeführt. Dabei wurde auch überprüft, ob es zu einer Gaspermeation ins Gebirge kommt (KOCK et al., 2012). Die Ergebnisse zeigen, dass zwar in den meisten Berechnungsfällen (Referenz- und Alternativszenarien) der lithostatische Druck (18,8 MPa) von den Gasdrücken im Endlager nicht erreicht wird, ein Gaspermeationsszenario aber nicht vollständig ausgeschlossen werden kann.

Hinsichtlich der Einwirkung hoher Gasdrücke auf das Salzgebirge weisen die bisher für Steinsalz vorliegenden experimentellen Ergebnisse daraufhin, dass ein Gasfracereignis aufgrund der Permeabilitätszunahme infolge Permeation beim Anstieg des Gasdruckes in den Bereich der Gebirgsspannungen unwahrscheinlich ist. Allerdings handelt es sich bei den Untersuchungen bisher nur um kleinmaßstäbliche Bohrloch- und Labortests, so dass eine Verifizierung dieser Beobachtung für den in situ-Maßstab noch aussteht, wobei insbesondere die Reichweite von Gaspermeationsprozessen noch ungeklärt ist.

3. In situ-Arbeiten

3.1 Bearbeitungskonzept

Das in IFG (2009) dargestellte Bearbeitungskonzept zielte auf die Durchführung eines Gasdrucktests im unverritzten Steinsalzgebirge in einem vertikal stehenden zylindrischen Großbohrlochschaft (GBL) in den Abmessungen von $\varnothing \approx 1,35$ m sowie einer Länge von ca. 60 m (Abb. 3.1). Nach Instrumentierung des Bohrlochschaftes mit Messgebern wurde der untere Teil (Höhe ca. 21 m) durch einen quellfähigen Sorelbinder verschlossen, der zusätzlich noch mit einer hoch-viskosen Salzlösung als kapillare Sperrschicht überschichtet wurde. Somit steht ein offenes Gasvolumen von ca. 50 m³ zur Verfügung.

Die Versuchsdurchführung des Großversuchs ist im Detail im vorliegenden Bearbeitungskonzept (IFG, 2009, Kap. 3.3.2) beschrieben, wobei folgende Arbeitsschritte geplant waren:

- (1) **Auswahl und Einrichtung eines geeigneten Versuchsortes** – günstige geologische und bergbauliche Rahmenbedingungen sowie vorhandene Infrastruktur;
- (2) **Durchführung eines geomechanischen Messprogramms zur Charakterisierung der Standortbedingungen:** Grundspannungszustand, Nachweis der Gasdichtheit des anstehenden Steinsalzhorizontes, Probennahme;
- (3) **Einrichtung eines hoch auflösenden AE-Netzwerkes:** Erstellung eines Bohrlocharrays mit 4 seiger stehenden Bohrungen ($\varnothing = 101$ mm), radial in einem Abstand von ca. 15 m um den zentralen Bohrlochschaft;
- (4) **Erstellung eines Großbohrlochs** mit einer Pilotbohrung: Auffahrung eines Bohrlochschaftes ($d = 1300$ mm) von der 2. Sohle mittels einer speziellen Rollochbohrmaschine bis zu einer verbleibenden Restbarrieremächtigkeit von mindestens 15 m;
- (5) **Instrumentierung:** Nach Fertigstellung des Schaftes Instrumentierung des Hohlraums, u.a. mit Konvergenz- und Extensionsmessstellen nach Installation einer Arbeitsbühne (Baustelleneinrichtung) in zwei Messebenen mit einer gasdichten Kabeldurchführung durch den Beton sowie Installation einer druckdichten Gasbefüllleitung;
- (6) **Erstellen von 4 seiger stehenden Kontrollbohrungen** ($\varnothing = 42$ mm) in unterschiedlichen Abständen zum GBL (5 m bis 15 m für die Detektion von Gasdurchtritt);
- (7) **Abdichtung des unteren Bohrlochschaftes mittels Sorelbinderpfropfens:** Nach Abdichtung der unteren GBL-Öffnung mittels einer Stahlplatte Befüllung des unteren 1/3-Bohrlochabschnittes über eine vorher installierte Falleitung; danach Einpumpen einer hoch-viskosen Salzlösung als Sperrschicht zum Beton sowie zur Imprägnation der ALZ;
- (8) **Abdichten der Pilotbohrung:** Einhängen des Zweikreispackersystems in die 85 mm-Pilotbohrung. Nach hydraulischem Verspannen des Systems Verpressen des darüber liegenden Bohrlochs. Injektion von Öl in den Packerkontrollraum zur Abdichtung der bohrlochinduzierten ALZ.
- (9) **Druckbeaufschlagung über Pilotbohrloch** – Erzeugung der Druckluft vor Ort mittels Hochdruck-Kompressor (Fa. Maximator);
- (10) **Nachuntersuchungsprogramm** nach Abschluss der Gasinjektionstests:

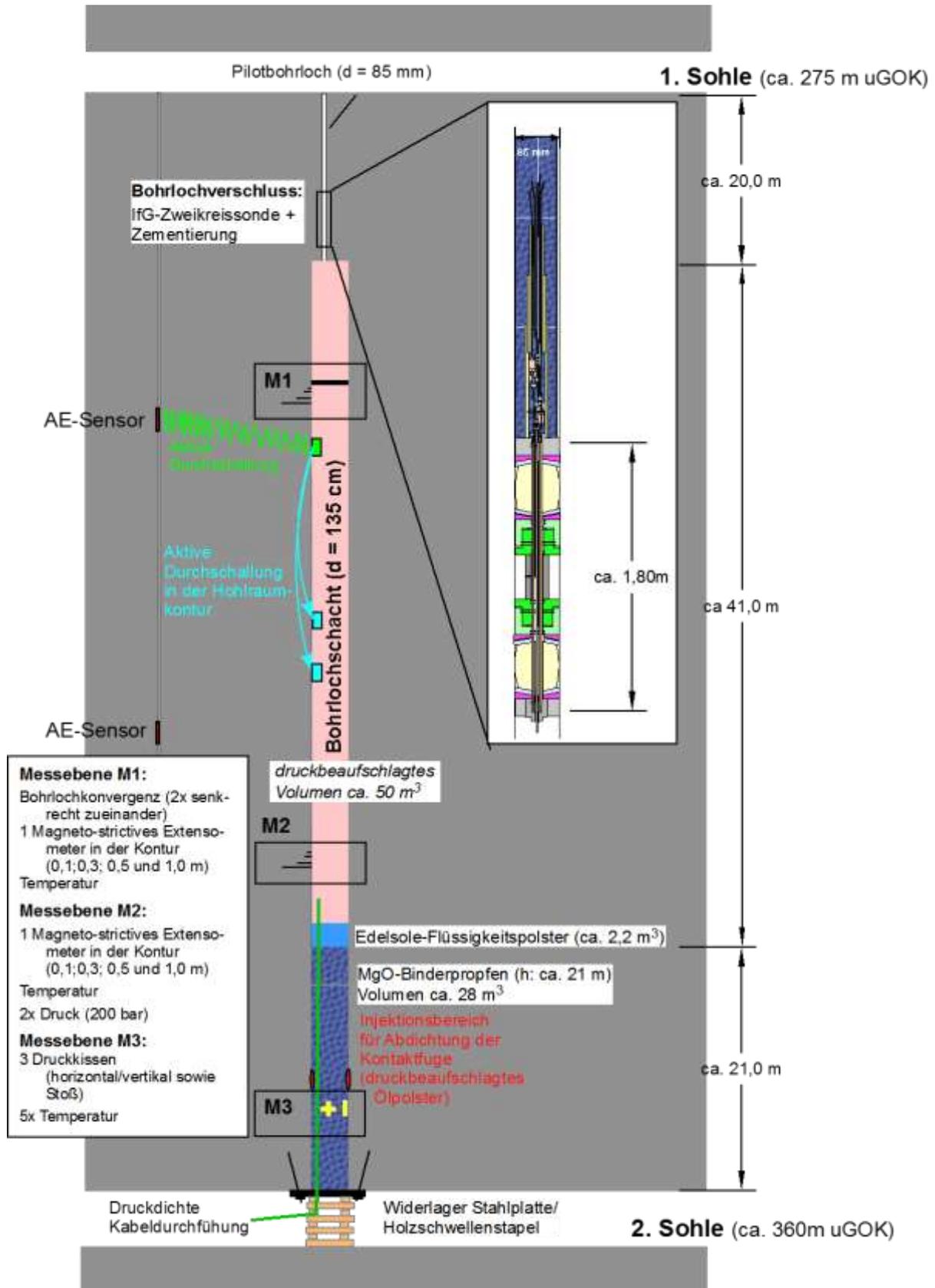


Abb. 3.1. Prinzipskizze des Bohrlochschachts mit der Instrumentierung für die Gasdruckbeaufschlagung – Stand 31.10.2011

(Hinweis: Skizze ist nur schematisch, Kontroll- und AE-Bohrlöcher sind nicht dargestellt. Die Detailzeichnung zeigt das Packersystem für das Pilotbohrloch).

Die entscheidenden Voraussetzungen für die Durchführung des in situ-Versuchs sind:

- Günstige geologisch- und bergbauliche Rahmenbedingungen (s. Kap. 1)
- Nachweis der Dichtheit des anstehenden Salzgebirges,
- Dichtheit der technischen Verschlüsse (einschließlich der Druck- und Kabeldurchführungen) sowie
- die Größenordnung des vorliegenden Grundspannungszustandes (bzw. die Minimalspannung).

Weiterhin sollte sich der Hohlraum in einem möglichst homogenen Steinsalzbereich (d.h. Anhydritanteil nicht > 10% sowie diffus im Salz verteilt) befinden und mehrere Meter Abstand zu möglichen Anhydrit- und Kalisalzlagen aufweisen.

Die Einhaltung dieser Vorgaben hängt unmittelbar von den geologischen und bergbaulichen Rahmenbedingungen ab. Diese werden im Nachfolgenden mit den bisher vorliegenden Ergebnissen zur Permeabilität des Salzgebirges (aus der integralen Druckbeaufschlagung des Salzgebirges über einen mehrmonatigen Versuchszeitraum) sowie zum Verlauf der Minimalspannung im Messhorizont (aus numerischen Analysen sowie Hydrofrac-Messungen) dargestellt.

Im Folgenden werden die durchgeführten in situ-Arbeiten beschrieben. Dies schließt die Kurzbeschreibung der geologischen, bergbaulichen und geotechnischen Rahmenbedingungen ein.

3.2 Geologische und bergbauliche Rahmenbedingungen

3.2.1 Geologie

Die Kaligrube Merkers gehört zu den Salzlagerstätten in der flachen Lagerung im südlichen Teilbecken des Werra-Fulda-Gebietes. Eine Kurzbeschreibung findet sich bei BEER (1996). Die Zechsteinschichten fallen vom Werra-Gebiet bis an die Hochscholle von Buchenau generell mit 3° nach Südwesten ein. Weiter nach Südwesten liegen sie annähernd söhlig. Die Teufenlage beträgt 250 m bis mehr als 1000 m (Abb. 3.2). Bei allgemein regelmäßiger Ausbildung sind die Schichten jedoch kleintektonisch wellig gelagert und örtlich intensiv verfaultet.

Das Grubenfeld Springen, in dem der Großversuch durchgeführt wird, liegt am nordöstlichen Rand dieses Beckens. Während die Werra- und die Staßfurt-Serie vollständig entwickelt sind, liegen die Leine- und Frieslandfolgen der Zechsteinablagerungen nur in pelitischer Randfazies vor. Das hangende Deckgebirge aus Schichten der Trias wird im Untersuchungsgebiet vom Unteren Bundsandstein dominiert.

Die intakte Lagerstätte wurde vor 14 bis 25 Millionen Jahren im Tertiär von Basaltgängen und -schloten durchschlagen. Einerseits ist es dabei zu Umbildungen der leicht löslichen Kaliflöze durch eingedrungene Lösungen gekommen; flächige Veredlungen durch Sylvinisierung, aber auch Vertaubungen waren die Folge. Zum anderen ist CO₂ zugeführt worden, das bevorzugt in Sylviniten und auch in Carnallititen unter hohen Drücken inter- und intrakristallin eingeschlossen wurde, während sogen. freies Gas auf Klüften und in porösem Salz gespeichert ist (letztere Phänomene liegen am Versuchsort nicht vor). Vor allem beim Gewin-

nungssprengen unter Tage werden Gas-Salz-Ausbrüche initiiert. Bei dem bisher wohl weltweit größten Ausbruch wurden im thüringischen Werra-Kaligebiet am 24. Mai 1984 etwa 110 000 t Salz und 2,3 Mio. m³ Kohlendioxid freigesetzt.

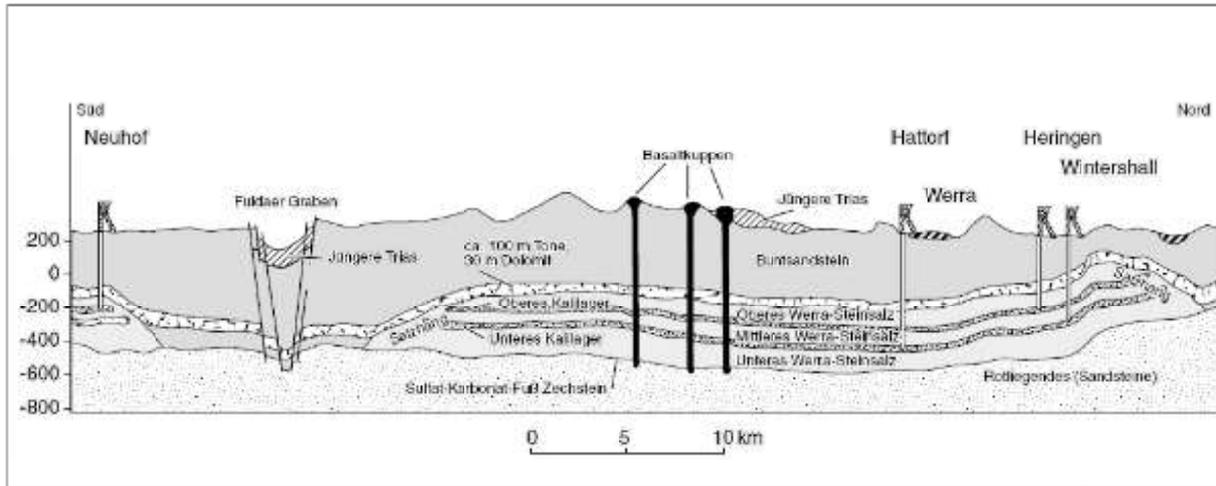


Abb. 3.2. Geologischer Schnitt durch die Werra-Lagerstätte. Quelle: Kali und Salz GmbH, Kassel.

Das Subsalinar der Zechsteinablagerungen wird durch das Rotliegende mit ca. 150 m Mächtigkeit gebildet. Die im Hangenden anschließenden Zechstein-Sedimente umfassen ca. 400 m saline Ablagerungen, wobei das ca. 250 m mächtige Werra-Steinsalz den Hauptteil bildet (BEER, 1996). Der Großversuch wird im Mittleren Werra-Steinsalz durchgeführt, welches am Versuchsort als sehr reines Steinsalz mit einer Mächtigkeit von ca. 85 m in einer Teufe zwischen 300 und 390 m vorkommt (Tab. 3-1).

Das Steinsalz ist zwischen Karbonat- und Anhydritschichten an der Basis und abdichtende Tonpakete im Hangenden eingebettet. Der erste Zechstein-Abscheidungszyklus, die Werra-Serie, gelangte zu höchstsalinärer Entwicklung mit zwei Ausscheidungshöhepunkten, den beiden Kalisalzflözen Thüringen und Hessen.

Tab. 3-1. Untergliederung des Werra-Steinsalzes (Na1 bzw. z1NA) vom Liegenden zum Hangenden:

		alte Symbole	TGL-Symbole
↑	Hgd. Oberes Werra-Steinsalz	Na1 γ	z1NAc
	Kaliflöz „Hessen“ (Oberes Kalilager)	K1H	z1KH
	Mittleres Werra-Steinsalz	Na1 β	z1NAb
	Kaliflöz „Thüringen“ (unteres Kalilager)	K1Th	z1KTh
Lgd.	Unteres Werra-Steinsalz	Na1 α	z1NAa

Das untere Lager, Flöz Thüringen, ist meist als Carnallit über Hartsalz ausgebildet und allgemein 3 bis 5 m mächtig, in Anstauungen und Kuppen werden bis zu 90 m Mächtigkeit erreicht. Das spezielle Phänomen der Kuppen und ihres Abbaus wird von MOCKA (1994) im Einzelnen beschrieben. Die Wertstoffgehalte liegen bei 9 bis 12 % K₂O und 4 bis 10 % Kieserit. Das obere Lager, Flöz Hessen, besteht überwiegend aus Hartsalz und ist 2 bis 3 m

mächtig. Es enthält im Durchschnitt 9 % K_2O und 20 % Kieserit. Daneben sind auch die Begleitflöze zum Kaliflöz Hessen zu nennen, die lokal abbauwürdige K_2O -Gehalte und erhebliche Mächtigkeiten aufweisen.

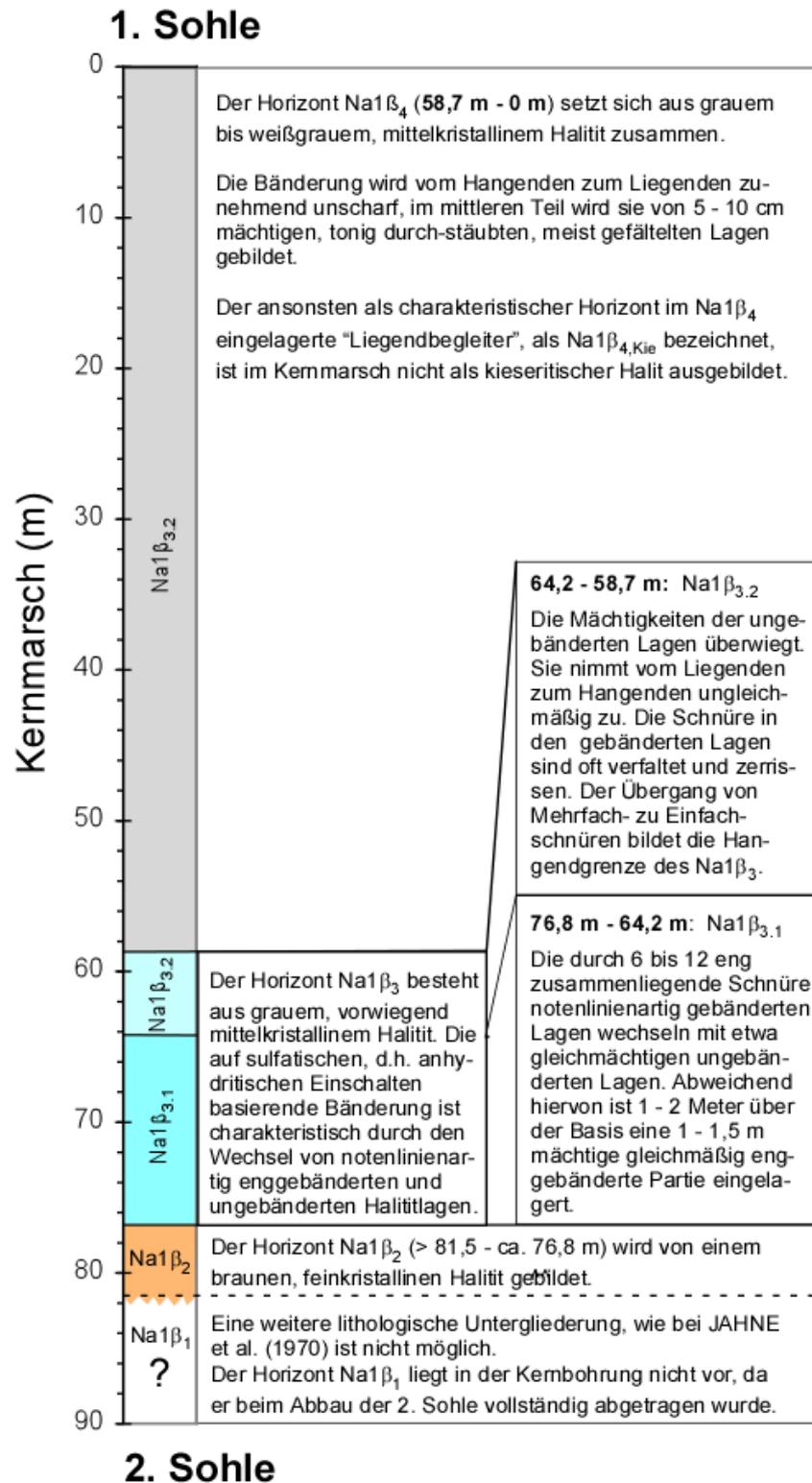


Abb. 3.3. Lithologisches Profil AE-Messbohrung IFG-ME 04/09 – Bohrung von der 1. Sohle (Geologische Aufnahme: Dipl. Geol. M. PIPPIG, Werk Merkers)..

Beim Abteufen der AE-Messbohrung IFG-ME 04/09 wurde ein nahezu vollständiges Kernprofil erbohrt (Abb. 3.3). Die stratigraphische Zuordnung und Beschreibung orientiert sich an JAHNE et al. (1970):

Wie aus dem Kernbefund im Detail ersichtlich (Abb. 3.4), ist das grau bis dunkelgrau gefärbte mittlere Werra-Steinsalz meist fein- bis mittelkristallin, seltener grobkristallin ausgebildet. Es wird durch diffus verteilten Anhydrit bzw. Anhydritagglomerate unterteilt. Die Anhydritlinien und -schlieren sind gelegentlich schwach verfaultet. Z.T. kommen feine Wechsellagerungen aus hellgrauen und dunkelgrauen Steinsalzlagen vor.

Mit Blick auf die Durchführung des in situ-Versuchs ist wichtig festzuhalten, dass diese Anhydritlagen, obwohl sie im Gesamtbild parallel gelagert erscheinen, offenbar keine durchgehenden Wegsamkeiten darstellen.

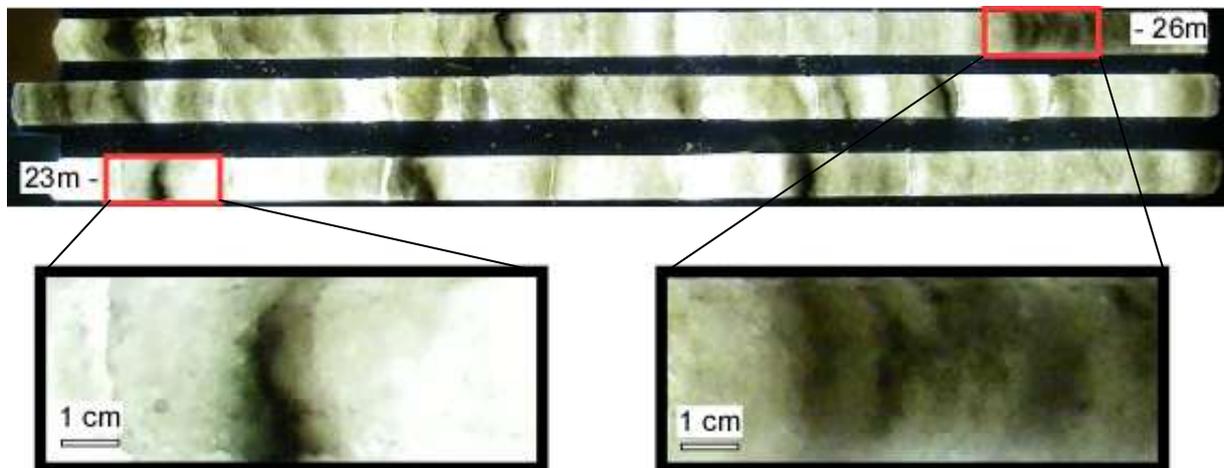


Abb. 3.4. Lithologische Ausbildung des mittleren Werra-Steinsalzes (NaCl) am Versuchsort - Detailgefügeausschnitte.

3.2.2 Bergbauliche Situation

In den zwei AbbauhORIZONTEN der Flöze Hessen und Thüringen wurde das für die flache Lagerung typische Abbaufahren Kammerpfeilerbau (zunächst Langkammerbau, seit den 70-iger Jahren Übergang zum „room-and-pillar“-Abbau) angewendet. Dabei handelt es sich um eine Bauweise, bei der Pfeiler zur Stützung des Gebirges stehen bleiben. Die Pfeilerabmessungen und Abbaubreiten werden durch Teufe, Baumächtigkeit und die von der Salzart abhängigen Gesteinsparameter bestimmt. Da in diesem Grubenbereich kein Versatz eingebracht wurde, sind die Hohlräume in der Umgebung des Versuchsortes offen.

Der Abbau beider Sohlen im Grubenfeld Springen begann im Jahre 1910 und endete Mitte der 70er Jahre. Dabei wurde darauf geachtet, das Hangende und damit das gesamte Deckgebirge unangetastet zu lassen, um kritische Beanspruchungen des Oberen Werra-Steinsalzes, das als hydrogeologische Schutzschicht gegen den oberen Aquifer wirkt, zu minimieren.

Mit wenigen, lokal begrenzten Ausnahmen wurde bei der Gewinnung bis zum Aussalzen beider Sohlen der Langkammerbau mit Stehenlassen von langen rechteckigen Pfeilern eingesetzt. Durch die günstige Ausbildung der hangenden Steinsalzschrift konnten auf beiden Sohlen Kammerbreiten zwischen 16 m und 20 m und Bauhöhen von 2 bis 4 m realisiert werden. Die Pfeiler haben Breiten von 10 m bis 12 m und sind ca. 40 m lang. Der Schlankheitsgrad der Pfeiler (Höhe/Breite) liegt im Bereich von 0,2 bis 0,4 (Schlankheitsmaß α von 2,5 bis 5). Der flächenhafte Anteil der verbleibenden Pfeiler und Festen, der Abbauverlust, beläuft sich auf 30 bis 40 %. Entsprechend beträgt die Extraktionsrate 60 bis 70 %.

Durch den sekundären Abbau auf der 1. Sohle, erfolgte bei der reinen Hartsalzfazies eine Pfeilerreduzierung von 10 m auf 5,5 m. Dementsprechend vergrößerten sich die Kammerbreiten von 20 m auf 24,5 m.

3.3 Versuchsort – Messkonzept und -einrichtungen

Der Versuchsort liegt unter Ausnutzung des vorliegenden 2-sohligen Kaliabbaus im Mittleren Werra-Steinsalz (z1NAb) in der Grube Merkers im Grubenfeld Springen (BMW-Hallen):

- 1. Sohle – Flöz Hessen (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4)
– ca. 275 m uGOK –
- 2. Sohle – Flöz Thüringen – ca. 360 m uGOK.

In Abb. 3.5 sind die Grubenrisse der hier relevanten Abbausohlen für beide Sohlen dargestellt. Mit Blick auf das parallel zu erstellende Bohrlocharray und insbesondere auf die Situation, dass auf der 2. Sohle Teilversatz vorliegt, wurde der Versuchsort in einen Streckenkreuzbereich gelegt, der auf beiden Sohlen eine hinreichend offene Arbeitsfläche bietet.

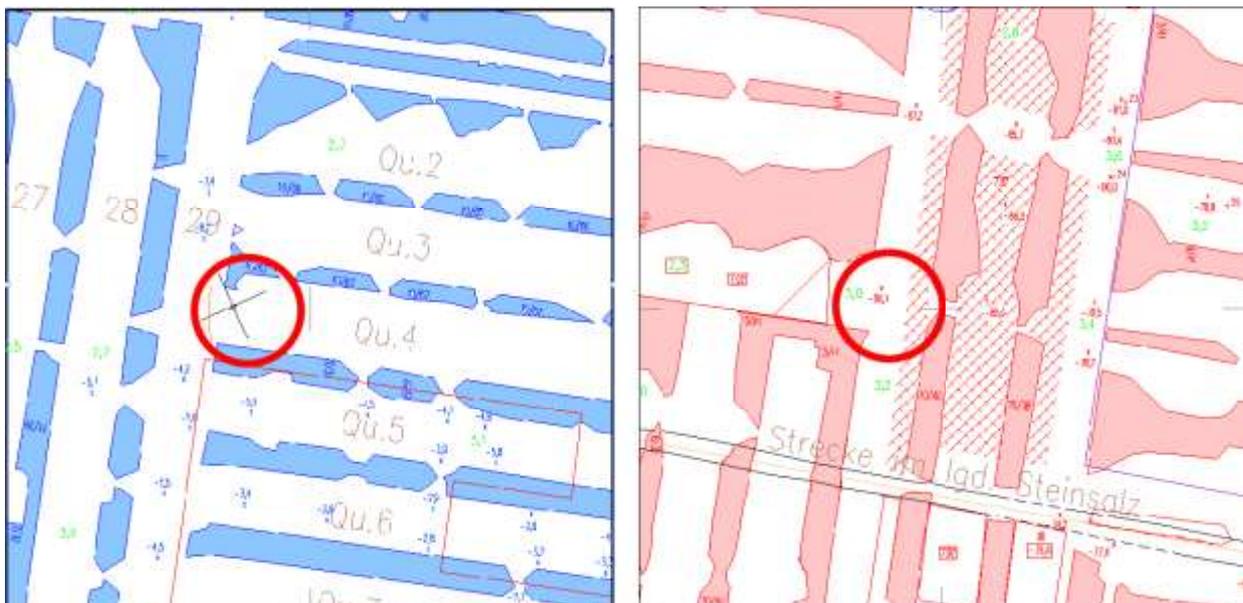


Abb. 3.5. Horizontale Grubenrisse des Versuchsortes mit der Position des Bohrlochschachtes: (li.) 1. Sohle – Flöz Hessen (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4) und (re.) 2. Sohle – Flöz Thüringen.



Abb. 3.6. 3D-Darstellung des Versuchsortes – Morphologie und Lage der AE-Bohrungen: (blau): Oberkante der 1. Sohle; (braun) Firste der 2. Sohle.

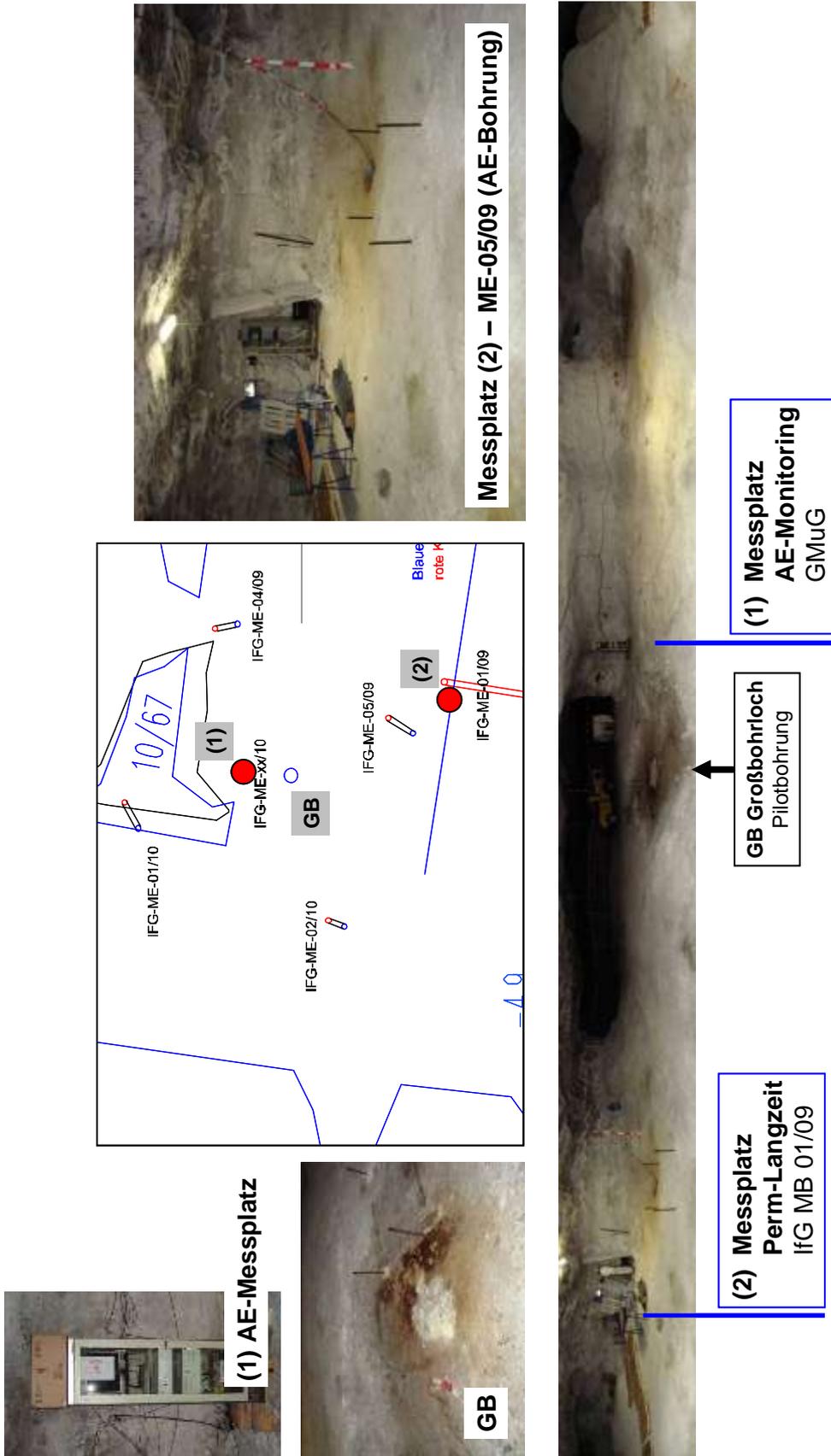


Abb. 3.7. In situ-Situation 1. Sohle. 360°Panorama-Übersicht mit zwei Messplätzen für Langzeit-Perm-Messung und AE-Monitoring. In der Sohle Bohransatzpunkte für 4 AE-Bohrungen und Pilotbohrung GBL.

Die Morphologie der freien Oberflächen (Sohlenoberkante der 1. Sohle sowie die Firstunterkante der 2. Sohle) mit den Messbohrungen ist in Abb. 3.6 dargestellt, wobei insbesondere die Negativformen der Ausfräsungen in Sohle und Firste zur Schaffung der notwendigen freien Arbeitsräumhöhen zur Aufstellung der verschiedenen Bohrmaschinen erkennbar sind.

Die für die Durchführung des Großversuchs installierten technischen Einrichtungen umfassen:

- (1) auf der 1. Sohle (vgl. Panorama-Aufnahme Abb. 3.7):
 - a. Mikroseismisches Überwachungssystem (vgl. Kap. 0), bestehend aus Bohrlocharray mit 4 AE-Bohrungen ($\varnothing = 101\text{mm}$) sowie Messplatz für Datenregistrierung (Datenfernabfrage über Modem);
 - b. Pilotbohrung für oberen Zugang zum GBL - Bohransatzpunkt im Zentrum des Versuchsortes: Zugang zum Befüllen des GBL mit Sorelbinder / Aufstellort für Betonmischmaschine;
 - c. Dauermessplatz mit Datenerfassung für Langzeitinjektionstest in 62mm-Bohrung: Druckbeaufschlagungseinheit für das Bohrloch ($\text{Vol}_{\text{Bohrloch}} = \text{ca. } 100\text{l}$) sowie den hydraulisch gespannten Doppelpacker.
- (2) auf der 2. Sohle (s. Abb. 3.10)
 - a. Unterer Zugang GBL (temporäre Zugänglichkeit für Installationsarbeiten über ein mobiles Gerüstbauwerk) durch Einbau von Hochdruckrohren für die Messleitungen (sowie Injektionsschläuche);
 - b. Messplatz mit der zentralen Datenerfassungsanlage;
 - c. 3-stufige Kompressoreinheit für Druckbeaufschlagung des abgedichteten Hohlraumvolumens.

Darüber hinaus wurde als Probenmaterial für die Durchführung von hydro-mechanischen Laboruntersuchungen (u.a. Charakterisierung der Gasdruckbelastbarkeit – s. Kap. 3.5.4 – sowie Datenbasis zur Ableitung von gesteinsmechanischen Parametern für die Modellrechnungen – s. Kap. 5.3) im Grubenfeld Springen in der Fahrwendel zwischen der 1. und 2. Sohle ein für das Mittlere Werra-Steinsalz repräsentativer Großblock entnommen.

Als Voraussetzung zur Durchführung des Vorhabens wurde der Sonderbetriebsplan für den Standort Merkers Nr. 206/2009 - Untersuchungen im Rahmen eines F+E-Vorhabens mit dem Thema: Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich - mit dem Bescheid Nr. 0024/2010 vom 01. März 2010 genehmigt.

Im Folgenden werden die bergtechnischen Arbeiten, u.a. mit Einrichtung der Versuchsorte und Erstellung der Bohrungen sowie der technischen Einrichtungen beschrieben.

3.3.1 Untertage-Bohrarbeiten - Gerüsteinbau

Für die Durchführung der Untersuchungen wurden verschiedene Vertikalbohrungen durchgeführt, die einerseits das GBL mit den vier umliegenden AE-Bohrungen als auch zusätzliche Bohrungen für Frac- und Perm-Messungen beinhalten. Das ausgeführte Bohrprogramm ist in Tab. 3-2 zusammengefasst sowie als Lage der eingemessenen Bohrungen im Grubenriss in Abb. 3.9 dargestellt.

Die AE-Bohrungen wurden von der 1. Sohle mittels Raise-Verfahren, d.h. zunächst über Vorbohren mit 60 mm-Vollbohrung (bzw. bei der IFG-ME 04/09 mit Bohrkernkrone für ein vollständiges Kernprofil, s. Abb. 3.9) mit Laugenspülung nach unten vorgebohrt und dann im Rückgang auf den endgültigen Bohrlochdurchmesser von ca. 101 mm aufgebohrt (Abb. 3.8). Damit wurde die für eine gute Ankopplung der AE-Sensoren hohe Qualität der Bohrlochkontur gewährleistet.



Ausfräsung in der Firste
Zur Erzielung der notwendigen
Baufreiheit

Abb. 3.8. Bohrplatz mit ONRAM-Bohrmaschine zur Erstellung eines Vertikal-AE-Bohrlochs.

Die Herstellung des Großbohrloches erfolgte, wie in IFG (2010a) beschrieben, mittels einer Vollschnittmaschine GB75 mit einer Bohrkapazität von max. 60 m (Hersteller: Korfmann, Bj.: 1992), die nur im Bereich des Werkes Werra ansonsten zur Auffahrung von Rolllöchern eingesetzt wird. Zielstellung war, ein nahezu lotrechtes Großbohrloch mit einem Durchmesser von 1300 mm zwischen den beiden Sohlen bis zu einer oberen Barriere von ca. 15 - 20 m aufzufahren. Für ein Hohlraumvolumen von 50 m³ ist eine effektive Versuchsraumhöhe von ungefähr 38 m erforderlich.

Tab. 3-2. Verzeichnis der im Rahmen des Vorhabens ausgeführten Bohrungen.

Brl.-Nummer	Neigung [°]	Azimut [°]	Ansatzpunkt				Abweichung vom Zielpunkt [m]	Teufe [m]	Ø [mm]	Bohrlochverwen- dung
			1. Sohle		2. Sohle					
			Hochwert	Rechtswert	Hochwert	Rechtswert				
IFG-ME-01/09	-60	210	5637787	3577087	/	/	35,8 ^{*)}	71,58	62	Langzeitperm- Messung
IFG-ME-02/09	90	/	?	?	5637852	3577084	?	81,5	42	Frac- + Permprofil - nur oberes Messprofil (von 0 - 20m) nutzbar
IFG-ME-03/09	90	/	?	?	/	/	/	20	42	unteres Messprofil Frac- + Permprofil
IFG-ME- 03E1/09	90	/	?	?	/	/	/	7,5	42	Ersatzbohrloch für Konturnahen Be- reich (Frac- + Perm- profil)
IFG-ME-04/09	-90	/	5637806	3577092	5637808	3577092	2,08	82,75	101	Mikroseismik / Brl. mit 60 mm gekernt
IFG-ME-05/09	-90	/	5637790	3577082	5637792	3577084	2,62	82	101	Mikroseismik
IFG-ME-01/10	-90	/	5637815	3577074	5637816	3577076	2,71	82	101	Mikroseismik
IFG-ME-02/10	-90	/	5637796	3577064	5637798	3577065	1,58	82	101	Mikroseismik
IFG-ME-03/10	90	/	nicht vermessen						42	Prognosebohrung
IFG-ME-04/10	-90	/	nicht vermessen						85	Vorbohrloch + Pa- ckersitz
IFG-ME-04/10	90	/	⁵⁶ 37801,010 / ³⁵ 77078,390 (Bohrloch verläuft leicht geneigt: ca. 1,3m Versatz)						1300	Großbohrloch

+ von unten nach oben gebohrt , d.h. von der 2. Sohle

- von oben nach unten gebohrt, d.h. von der 1. Sohle

^{*)} horizontaler Abstand zwischen Bohransatz- und Endpunkt

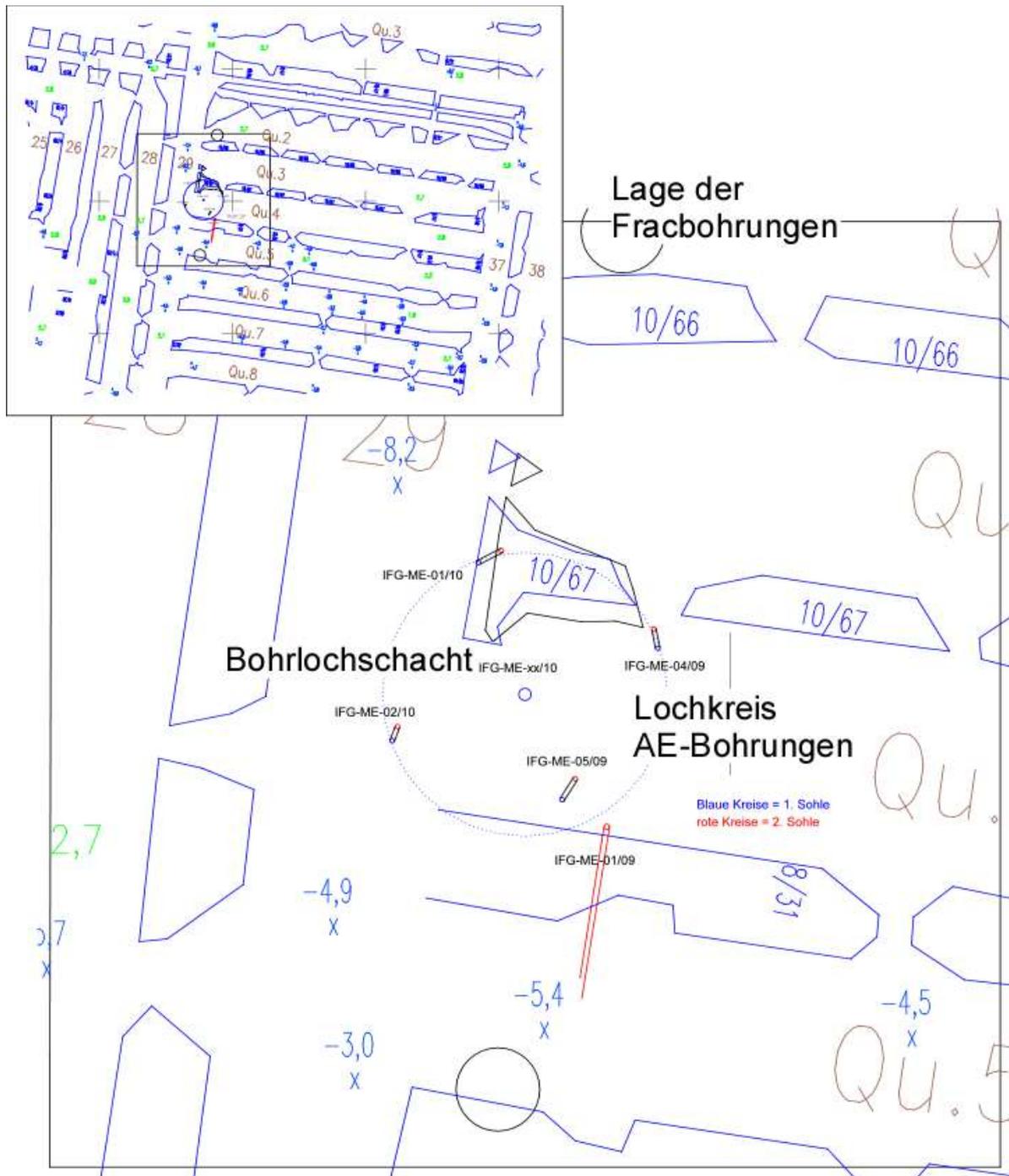


Abb. 3.9. Lage der Bohrungen im Versuchsort 1. Sohle – Flöz Hessen (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4) – Feldausschnitt 100 m x 100 m.

Die Übersichtsdarstellung I. ob. zeigt die räumliche Umgebung des Messortes im Grubenfeld



Abb. 3.10. Versuchsort 2. Sohle – Schachtgerüst als Zugang zum GBL in der Firste.

Die elektrohydraulische Rollochbohrmaschine GB-75 (7010-05) (Hersteller: Korfmann, Bj.: 1992) besteht aus verschiedenen Modulen, die nach einem Baukastensystem konzipiert sind (Abb. 3.11):

- Hydraulikaggregat
- Gestängebox mit 40 Gestängen (a 1,50 m)
- Gezähpalette mit Schurre, Pilot und 1300 mm Bohrkronen zum Aufwärtsbohren
- Palette mit 16 Führungskörben (d = 1280 mm)

Die Rollochbohrmaschine befindet sich auf einer Grundpalette mit einer vertikal verstellbaren, hydraulisch betriebenen Bohrlafette (Aufstellwinkel: 45 – 90°), wobei entsprechend der Länge der Einzelgestängeteile von ca. 1,50 m mittels des hydraulischen Vorschubes schrittweise gebohrt wird. Das Bohrwerkzeug besteht aus einer Vollschnittkronen mit Hartmetallmeißeln mit einem zentralen Pilotaufsatz als Zentrierung. Zur Stabilisierung der Bohrrichtung werden alle 4,5 m Führungskörbe aufgesetzt.

Mit dem vorhandenen Gestänge können insgesamt 60 m abgebohrt werden, d.h. unterhalb des Versuchshohlraumes (mindestens 38m Höhe) standen für die Installation des Dichtpfropfens max. 25 m zur Verfügung.



Abb. 3.11. Auffahrung des 1300mm-Großbohrlochs am Versuchsort 2. Sohle mittels Rolllochbohrmaschine GB-75. a) Übersichtsaufnahme der Vorortsituation mit aufgestellter Vertikalbohrlafette sowie Zubehör und Ladefahrzeug; b) Ansetzen der Bohrkronen mit Pilot; c) Detailansicht Schüttrinne zum Abführen des Bohrkleins und Abtransport mittels Lader.

Nach Beräumung der Bohrstelle und Planierungsarbeiten wurde auf der 2. Sohle unterhalb des Bohrlochmundes ein standardisiertes Allround-Gerüst der Firma LAYHER errichtet (Abb. 3.12). Das Bauwerk hat eine Quasigrundfläche von 0,73 x 0,73 m, mit einer Diagonale von ca. 1 m. Es besteht aus Modulelementen, d.h. 4 aufeinander gesteckten Säulen, die mit Ringscheiben versehen sind, in die Querträger eingehakt und verkeilt werden. Auf die höchste Säule wurde jeweils eine Umlenkrolle für ein Förderseil eingehängt, mit dessen Hilfe die Einzelelemente über eine Seilwinde nach oben befördert wurden.

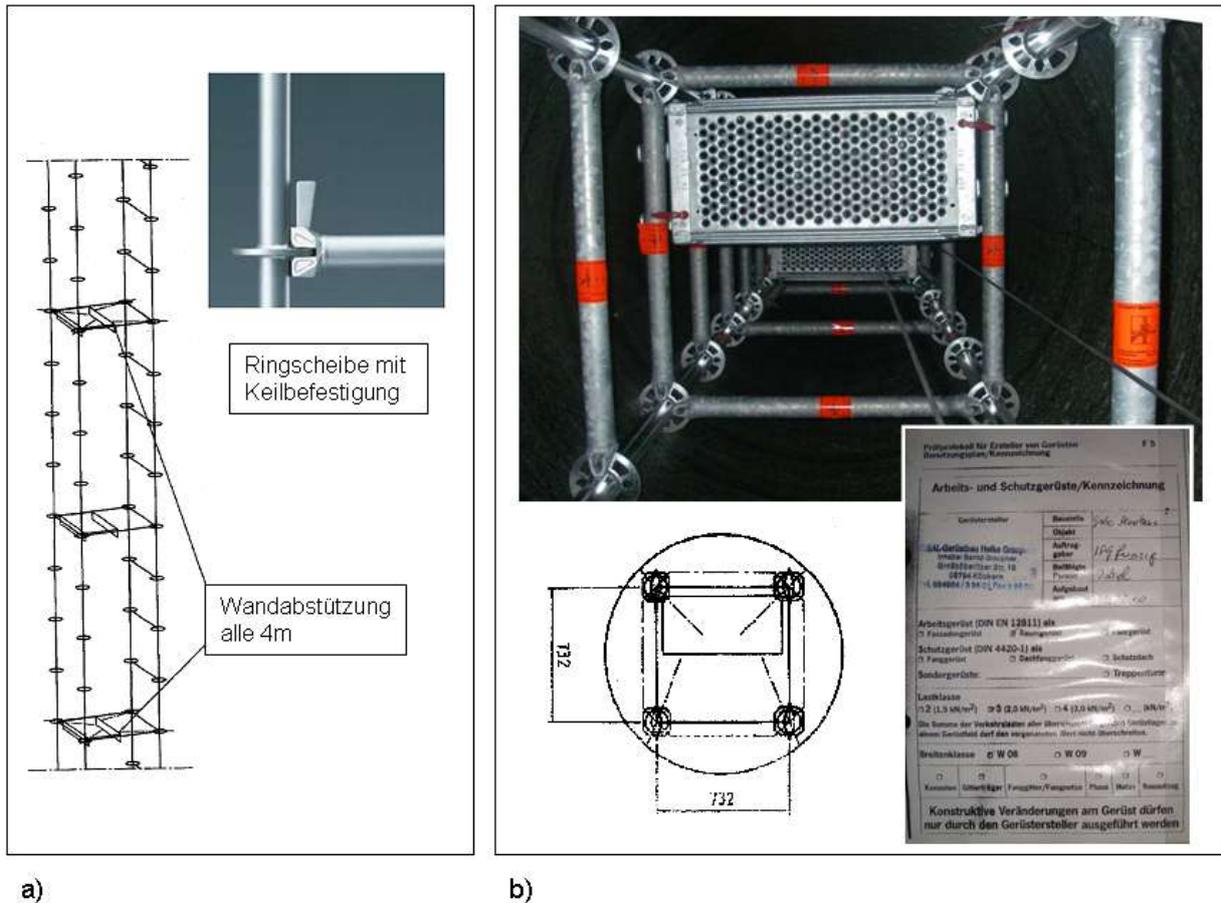


Abb. 3.12. LAYHER-Gerüstkonstruktion. (a) Schemazeichnung des Tragsystems mit Detailsystemen; (b) Blick in das Großbohrloch mit quadratischem Grundriss sowie in 2m-Abständen befestigten, halbseitigen Podesten.

Im freien, unteren Teil des Gerüsts wurden zusätzlich Diagonale zur Versteifung des Systems eingebaut, die ein Ausknicken verhindern. Im Bohrlochschacht konnte darauf verzichtet werden, da ein Ausknicken aufgrund der Platzbedingungen nicht möglich ist. Aus Sicherheitsgründen wurde das Gerüst alle 4 m gegen die Bohrschachtwandung (Abstand zwischen Gerüst und Wandung ca. 0,05 m) noch verspannt, um Bewegungen des Bauwerkes im Schacht zu verhindern. Alle 2 m wurde ein halbseitiger, rutschfester Boden eingebaut, der bei Bedarf nach rechts oder links versetzbar ist.

Die Inspektion des Bohrloches nach Einbau des Schachtgerüsts zeigte die erwartete hochwertige Konturqualität mit herstellungsbedingten, radial verlaufenden Bohrstriemen, die keine Beeinträchtigung des in situ-Versuchs erwarten lassen (Abb. 3.13).

Allerdings ergab die vertikale Vermessung des Bohrloches eine kontinuierliche Abweichung nach SSW, die auch in der Auswertung der mikroseismischen Ereignisse dokumentiert ist (vgl. Kap. 4, z.B. Vertikalprofil Abb. 4.9).

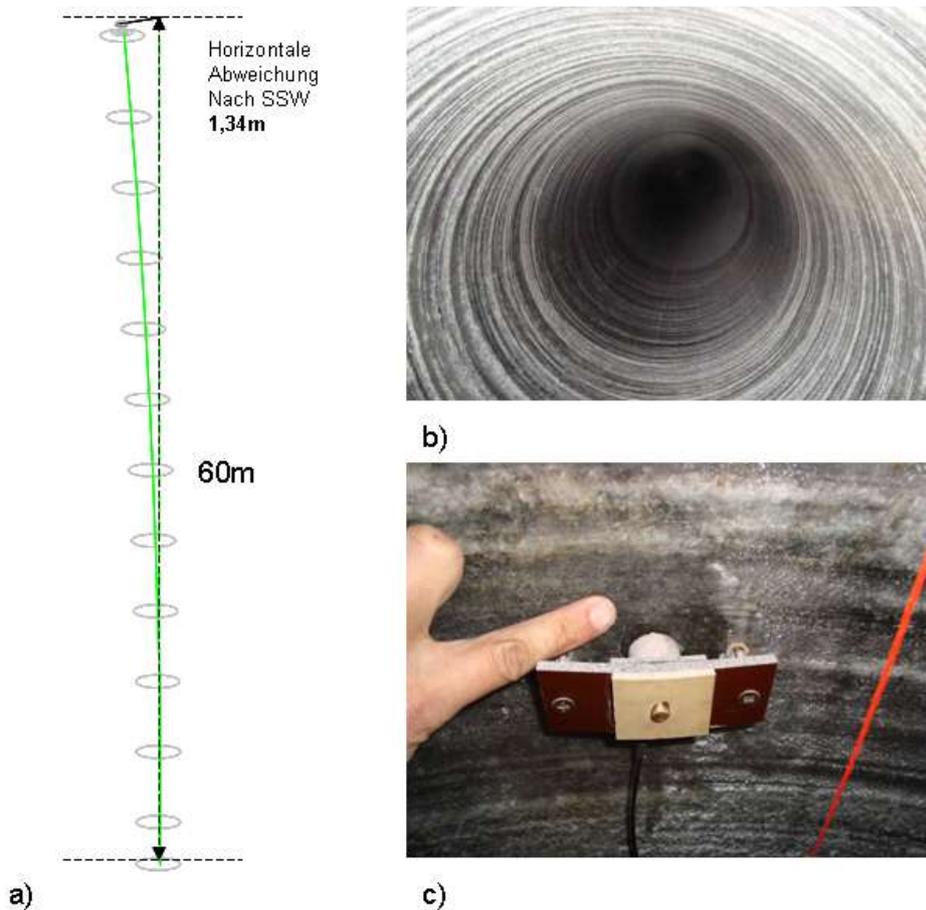


Abb. 3.13. 1300 mm-Großbohrloch. (a) Vertikale Vermessung mit 13 Messpunkten: Verlauf nach SSW; (b) Blick ins Großbohrloch; (c) Detailansicht der Kontur mit Ultraschallmessgeber.

3.3.2 Gasdichte Abdichtung des Bohrlochschachts

Mit Blick auf die hohe Dichtheit des Salzgebirges stellt die gasdichte Abdichtung der Zugänge, d.h. das offene untere Ende des Bohrlochschachts mit $d = 1300 \text{ mm}$ sowie die 86 mm-Pilot-Bohrung⁶, den kritischen Punkt des Vorhabens dar. Mit der Zielstellung, das zu realisierende Dichtsystem möglichst einfach und effizient zu gestalten, war ausgehend von bestehenden Erfahrungen (vgl. Kap. 5.2.1) vorgesehen, für die Abdichtung ein selbstnivellierendes, quellfähiges Magnesiabindersystem⁷ der Firma K-UTEC einzusetzen, welches sowohl als lastabtragendes (Widerlager) als auch als Dichtelement wirken kann.

⁶ Die Abdichtung der Pilotbohrung erfolgt durch ein bereits beim Vorgängervorhaben bewährtes Doppel-Elastomerpackersystem, das für den hier vorliegenden Durchmesser von $d = 80 \text{ mm}$ angepasst worden ist. Über den zwischen den Elastomer-Elementen liegenden Kontrollraum wird durch Injektion eines hochviskosen Öls die ALZ um das Bohrloch abgedichtet.

⁷ Der Baustoff basiert auf einem $\text{MgO-MgCl}_2\text{-H}_2\text{O}$ -System, wobei als wesentliche Ursache für die Quellung die Umwandlung der metastabilen Sorelphase 5:1:8 ($5 \text{ Mg(OH)}_2 * \text{MgCl}_2 * 8 \text{ H}_2\text{O}$) in die thermodynamisch stabile 3:1:8-Phase ($3 \text{ Mg(OH)}_2 * \text{MgCl}_2 * 8 \text{ H}_2\text{O}$) nachgewiesen wurde (K-UTEC, 2008).

Das Material weist lt. Voruntersuchungen bereits eine hohe hydraulische Dichtigkeit auf (vgl. Tab. 5-1), wobei die Abdichtung des Bohrlochs zusätzlich noch durch folgende Maßnahmen verbessert werden sollte:

- (1) Überschichtung mit einer Lage gesättigte $MgCl_2$ -Lösung (s. Spezifikation Anmischlösung; Tab. 3-3) als gasdichte Sperrschicht über dem Verschlusspfropfen.
- (2) Injektion des Kontaktspalts zwischen Baustoff und Gebirge über Injektionsschläuche mittels Öl zur Vermeidung einer Umläufigkeit des Pfropfens sowie als hydraulische Einspannung;
 - a. Vergütung des Kontaktbereiches Baustoff/Gebirge;
 - b. lokale hydraulische Vorspannung des Dammbaustoffs;
- (3) Einsatz einer druckfesten und gasdichten Kabeldurchführung (s. Kap. 3.3.2).

Es traten allerdings Schwierigkeiten bei der Verarbeitung des DBM2 auf, weshalb nur die untere, erste Hälfte der Verfüllung eingebracht werden konnte. Deshalb wurde der Rest alternativ mit dem ursprünglich von K+S favorisierten Brucit-Baustoff Ecopiren®5 verfüllt.

Für beide Magnesiamörtel liegen folgende Erfahrungen als Verschlussbaumaterialien vor:

- (1) Bei dem Baustoff DBM 2 handelt es sich um die über den Zusatz von Microsilica modifizierte Standardrezeptur des Magnesiabindersystems, das für den Bau von Strömungsbarrieren auf dem Forschungsbergwerk Asse eingesetzt wird (K-UTEC-Rezeptur 29.6 A2). Er wurde neben anderen Magnesiabinderrezepturen der K-UTEC im Rahmen eines Verbundforschungsvorhabens (Fördervorhaben 02C1214: Weiterentwicklung von Magnesiabindern von der Strömungsbarriere hin zu einem Verschlusselement im Salinar – Hauptprojekt) von den Partnern K-UTEC, Bauhaus-Universität Weimar (Arbeitsgruppe Prof. Schanz) und IFG intensiv untersucht (K-UTEC, 2008).

Der DBM2 ist nach den Herstellerspezifikationen ein einfach misch- und pumpbarer Baustoff (Spezifikationen der Einzelkomponenten s. Tab. 3-3), der nach dem Einbringen selbstnivellierend vorliegt. In der Praxis zeigten sich aber erhebliche Probleme, die aus der schwierigen Mischbarkeit zwischen Trockenbaustoff und der als Anmischlösung verwendeten hoch-salinaren $MgCl_2$ -Lösung resultierten, wobei die ursprünglich vorgesehene und bei K+S vorhandene Mischtechnik sich als nicht ausreichend erwies (vgl. detaillierte Darstellung in IfG, 2011a).

- (2) Der MgO-Baustoff Ecopiren®5 der Fa. Mannekus wird routinemäßig von der K+S im Werk Werra zum Verpressen von Bohrungen verwendet. Ausgangsbasis ist hierbei Magnesiumhydroxid natürlichen Ursprungs (Brucit), der aufgrund der vorliegenden Hydratationsstufe gegenüber MgO-basierten Baustoffen mit $MgCl_2$ -Lösung sehr viel moderater, d.h. ohne signifikante Temperaturentwicklung zur Bildung von Sorelphasen führt.

Brucit-Mörtel ist großtechnisch auch zur Verwendung im Rahmen der Notfallplanung zur Minimierung der Konsequenzen eines auslegungsüberschreitenden Lösungszutritts für das Grubengebäude der Schachanlage Asse II vorgesehen. Über die Verfüllung von Resthohlräumen in Nebenabbauen der LAW-Einlagerungskammern trägt er zur geomechanischen Stabilisierung bei. Gleichzeitig dient er der Gewährleistung eines günstigen neutralen oder alkalischen, geochemischen Milieus und ist damit in der

Lage, die Mobilität bestimmter Radionuklide durch sein Sorptionsvermögen zu beschränken.

Entgegen den ursprünglichen Planungen, die die Verwendung der K+S-eigenen Mischtechnik vorsah, wurde aufgrund der vorher beschriebenen Handhabungsprobleme des DBM2 in Zusammenarbeit mit der TS Bau GmbH⁸ (Zweigstelle Jena) eine optimierte Misch- und Pumptechnologie am Versuchsort installiert. Sie basiert auf den Erfahrungen des FuE-Vorhabens CARLA am Standort Teutschenthal, wo Betonier- und Spritzarbeiten mit MgO-Betonen durchgeführt wurden.



Abb. 3.14. UEZ-Zwangsmischer. (li.) Mischer mit Mischtrommel auf Lastrahmen mit Handdeichsel. (re.) geöffnete Mischtrommel mit Mischarmen.

Verwendet wurde ein sog. UEZ-Zwangsmischer (Fa. UEZ Mischtechnik GmbH, Esslingen), der mit einer nominellen Kapazität der Mischtrommel von 480 L eine maximale Fertigmischgutmenge von ca. 350 L (je nach Konsistenz) liefern kann (s. Abb. 3.14). Der Mischer verfügt über einen 4-Arm Mischer (2 Bodenabstreifer, 1 Wandabstreifer und 1 4-Arm-Wirbler). Die freiliegende Mischertrommel ermöglicht bequemes Befüllen und der Mischvorgang lässt sich gut beobachten. Die Entleerung der Trommel erfolgt über einen an der Unterseite befindlichen Schieber, über den das Fertigmischgut in eine konventionelle Putzmeister-Pumpe gelangt, die das Mischgut ins Bohrloch fördert.

Der Fertigbeton wurde dann über eine 60 m-lange Falleitung von der 1. Sohle (ca. 60 mm-Rohrgestänge, fixiert in einer Bohrmaschine) gravitativ eingebracht - bei 1,32 m³ Baustoff je Meter Bohrlochlänge⁹.

⁸ TS Bau GmbH / Niederlassung Jena - Am Flutgraben 1 - 07743 Jena

⁹ Ursprünglich war zum Schutz der Bohrlochinstallationen ein Schutzrohr (sog. BQ-Gestänge) mit größerem Durchmesser installiert worden, das als Inlet für den Wechsel des Gestänges dienen sollte. Allerdings wurde es durch aus dem Innenrohr austretendes Restmaterial nach der Testbefüllung verstopft, so dass es für die weiteren Hauptverfüllabschnitte nicht mehr genutzt werden konnte.

Insgesamt liegen 3 Verfüllabschnitte vor, deren Ablauf nachfolgend kurz dokumentiert wird (für den genauen Ablauf s. IfG, 2011b):

- ca. 1 m³ (Testversuch mit DBM2 - Vorpfpfen über Stahlplatte) am 14.12.2010
- Betonierabschnitt I bis ca. 13 m - DBM2 am 26/27.01.2011
- Betonierabschnitt II bis Endhöhe bei ca. 21 m - Ecopiren©5 am 27.03.2011

Von den verschiedenen Baustoffchargen wurden jeweils Rückstellproben zu unterschiedlichen Zeitpunkten der Verfüllung aus der laufenden Betonage in KG-Rohren hergestellt, die im Rahmen von Laboruntersuchungen bzgl. ihrer hydro-mechanischen Eigenschaften untersucht wurden (vgl. Kap. 5.2).

Der Zustand des unteren Dichtelements wurde über die drei im unteren Drittel (ca. 8 m Füllhöhe) installierten GLÖTZL-Druckkissen sowie Temperaturregeber kontinuierlich überprüft (Kap. 3.3.3).

3.3.2.1 Betonierabschnitt I (mit DBM2)

Die Betonage des unteren Bohrlochabschnittes wurde am 26/27.1.2011 in Zusammenarbeit von K+S und TS Bau unter Aufsicht von IfG und K-UTEC durchgeführt. Der Baustoff war in 25 kg-Sackgebinden angeliefert worden, während die MgCl₂-Lsg. in 1 m³-Containeregebinden vorlag. Voraussetzung für die „Funktionsfähigkeit“ des DBM2 ist ein exaktes Mischungsverhältnis von Anmischlösung (DEUSA-Edelsole nach Spezifikation von K-UTEC: 410 – 430 g MgCl₂/L) und Trockenmaterial, wie es von K-UTEC vorgegeben war (vgl. Tab. 3-3).

Tab. 3-3. Spezifikation der Anmischverhältnisse nach K-UTEC Vorgaben zur Herstellung des DBM2 (je 100 kg-Charge).

Einsatzstoffe	Gew.- (%)	Masse (kg)	Vol. (L)
DBM2-Feststoffmischung	78,80	78,8	-
MgCl ₂ -Lsg. (410 – 430 g MgCl ₂ /L, ρ ≈ 1,31 g/cm ³)	20,80	20,8	15,88
Fließmittel (optional)	0,40	0,40	0,40

Tab. 3-4. Realisierte Anmischverhältnisse für die Herstellung des zum Verschluss des GBL eingesetzten DBM2, entsprechend des Betonierfortschritts.

ab Charge	Feststoffmischung		MgCl ₂ -Lösung		Baustoff-Suspension	
	n Säcke	Σ Masse (kg)	Volumen (L)	Masse (kg)	Masse (kg)	Volumen (L)
1	10	250	50,4	66	316	ca. 140
2	15	375	75,6	100	475,3	ca. 212
19	15	375		110	485,3	ca. 222
24	15	375		115	490,3	ca. 226



a) Versuchsort mit Mischanlage und Bohrmaschine (rechts)



b) Geöffnete Mischanlage mit nachgeschalteter Betonpumpe.



c) Laugenbehälter.



d) Eimerweise Befüllung der Mischanlage mit Lösung.



e) Aufgabe des MgO-Baustoffs. Im Vordergrund der Überlauf zur Pumpe.



f) Austritt des zähflüssigen Baustoffs in die Betonpumpe (p bis 15 bar).

Abb. 3.15. Dokumentation des Betoniervorgangs am 26/27.01.2011.

Ausgehend von der vorgegebenen Rezeptur erwies es sich während der Betonage als notwendig die Rezepturen in Absprache mit K-UTEC zu verändern. Ursächlich war insbesondere, dass das Fließmaß nur etwa halb so groß war, wie erwartet (ca. 30 cm gegenüber 50 cm). Letztlich wurden die in Tab. 3-4 dokumentierten Ansatzverhältnisse realisiert. Während der chargenweisen Verarbeitung traten mehrfach Verzögerungen durch Rohrverstopfer auf, weshalb der Lösungsanteil erhöht wurde (s. Tab. 3-4). Die durchschnittliche Förderrate betrug $1 \text{ m}^3 / \text{h}$.

Beim Erstellen der 78. Charge kam es zu einer spontanen Erstarrung des kompletten Mischguts im Mischer¹⁰. Dabei bildete sich innerhalb von ca. 4 min. eine plastisch/zähe Masse, die unter Einsatz von Bohrhämmern aus dem Rührwerk entfernt werden musste.

In Anbetracht dieses Ereignisses, das exemplarisch die Probleme, eine verarbeitungsfähige Suspension des DBM2 herzustellen, widerspiegelt, weil offenbar keine Homogenität des Baustoffs vorlag, wurde entschieden die Betonage einzustellen und nach einem anderen Verschlussmaterial zu suchen. Zum Zeitpunkt des Abbruchs der Betonage war das Bohrloch nach Ausweis des Betonage-Protokolls bis zu einer Höhe von ca. 13 m verfüllt.

3.3.2.1 Betonierabschnitt II (mit Ecopiren®5)

Das Einbringen des Brucit-Binders erfolgte am 27.03.2011 durch K+S. Zum Anmischen wurde eine am Werk Merkers vorhandene Mischmaschine UNIGROUT 200-100E-02 von Atlas Copco mit einer maximalen Leistung von ca. $3 \text{ m}^3/\text{h}$ verwendet (vgl. Abb. 3.16), die sonst für Bohrlochzementationen eingesetzt wird:

Infolge der erhöhten Lösungszugabe zeichnet sich der Baustoff gegenüber dem DBM2 durch eine höhere Fließfähigkeit aus (je 100 kg Trockenmischung 88 l MgCl_2 -Lösung \Rightarrow 112 l Suspension mit einer Dichte von $1,29 \text{ g/cm}^3$), so dass die angerührte Suspension gut pumpfähig ist (Abb. 3.16). Während des eigentlichen Betoniervorganges am 27.03.2011 wurden innerhalb von 15 h kontinuierlich ca. 10 m^3 Suspension verarbeitet.

3.3.2.1 Inspektion des Bohrlochschachtes nach Erstellung - Sperrschichteinbringen

Als Grundlage für die notwendige Hohlraumbestimmung wurde jeweils eine Vermessung der Referenzhöhen der Oberkante der verschiedenen Verfüllabschnitte sowie der Zustand der verschiedenen Messgeber mittels Video-Befahrungen dokumentiert und vermessen. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.17 bzw. in Tab. 3-5 zusammengestellt. Bzgl. der Ortungen von GMuG ist anzumerken, dass sie einen systematischen Höhenunterschied von ca. 3m infolge eines anderen Referenzpunktes aufweisen.

Unabhängig davon weisen die Messungen eine Mächtigkeit der Betoniercharge I (DBM2) von 12,95 m bzw. von ca. 8,00 m für den zweiten Verfüllabschnitt (K+S Brucit) nach, so dass insgesamt eine Pfropfen-Mächtigkeit von ca. 21,0 m realisiert wurde.

¹⁰ Die Auswertung von Baustoffproben durch K-UTEC ergab Hinweise auf Reste von Zementverunreinigungen, die mutmaßlich das Abbindeverhalten des DBM2 verändert haben (mdl. Mittlg. Lack).



Abb. 3.16. Einsatz der K+S Mischmaschine UNIGROUT 200-100E-02 von Atlas Copco (Leistung: ca. 3 m³/h; Max. Pumpenkapazität: 0 – 100 l/min; CEMAG 401E – Rührwerk mit 400 l Fassungsvermögen): Pumpen der MgOH₂-Suspension in den Vorratsbehälter.

Tab. 3-5. Teufenbilanz der eingebauten Messgeber sowie der Oberkante der jeweiligen Verfüllabschnitte (zusätzlich sind Messwerte von GMuG aufgeführt, die allerdings eine systematische Abweichung von ca. 3m infolge eines anderen Referenzpunktes aufweisen).

Video-Befahrung:	10.03.2011			29.03.2011		
	1. Verfüllcharge			2. Verfüllcharge		
	von oben (= Sohlenniveau)	GMuG NN (ca. 3m über Sohle)	von unten	von oben (= Sohlenniveau)	GMuG NN (ca. 3m über Sohle)	von unten
	(m)			(m)		
Ende 84 mm Brl.	22,74		59,56	22,88		59,42
Anfang 1300 mm Brl.	23,38		58,92	23,48		58,82
Konvergenzmessgerät	43,84		38,46	43,84		38,46
Kette	47,37		34,93	47,37		34,93
Kabelschleife	55,94		26,36	56,04		26,26
Oberkante Messtopf	57,35		24,95	57,35		24,95
Beton (Oberkante)	69,35	ca. 72	12,95	61,31	ca. 64,5	20,99
Laugen-Pegelstand	-		-	59,65		-
Firste - 2. Sohle	82,30		5,70	82,30		5,70
Sohle - 2. Sohle	88,00			88,00		
Mächtigkeit - Sorel-betonpfropfen	12,95			20,99		
Abstand M-Topf Oberkante-Beton	12,00			3,96		
Differenz M-Topf Oberkante-Laugenpegel	-			2,30		

Im Rahmen der zwei Kamerabefahrungen wurden auch die unterschiedlichen Materialeigenschaften der zwei MgO-Baustoffe dokumentiert (Abb. 3.18). Während der vergleichsweise gering viskose, von K+S eingebrachte MgO-Bohrlochzement eine nahezu perfekte Oberfläche zeigt (offenbar steht sogar Restlösung darauf), ist die Oberfläche des DBM2 etwas rauer. Randlich finden sich auch noch Baustoff-„Flatschen“, die nicht vom Baustoff aufgenommen wurden, sondern vermutlich als Baustoffreste aus dem Betonierrohr getropft sind.

Bei der Kamerabefahrungen wurde auch deutlich, dass im Bohrloch infolge der durch die Anmischsalzlösungen eingetragenen Luftfeuchtigkeit sehr aggressiv korrosive Bedingungen vorliegen. Insbesondere der von GMuG installierte Messverstärker zeigt trotz des verwendeten Edelstahlgehäuses erhebliche Korrosionsspuren, die danach auch zum Ausfall dieser Geber führte.

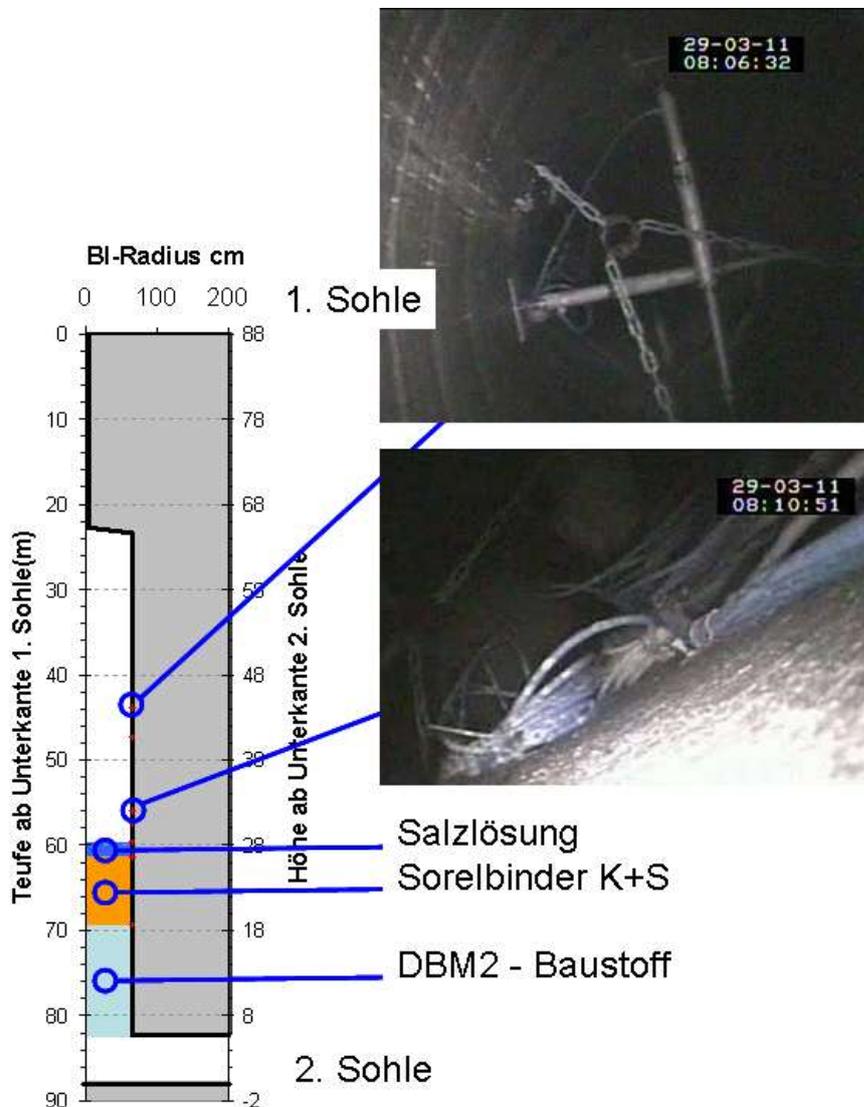


Abb. 3.17. Auswertung Video-Kamerabefahrung des GBL - Profilschnitt mit Referenzhöhen charakteristischer Schachteinbauten.



- a) Oberfläche – DBM2.
 (li.) Rohrdurchführung und Übergang Pfropfen/Kontur. (re.)
 Randbereich mit „Flatschen“ aus Betonierprozess.



- b) Oberfläche – Sorelbinderpfropfen K+S (Teufe 60,83 m) – (li.)
 Betonplatte infolge des selbstnivellierenden Baustoffes; (ob. Übergang
 Kontur / Baustoff)

Abb. 3.18. Dokumentation der Betonoberflächen für die zwei Betonierabschnitte. a) DBM2; b) MgO-Bohrlochzement (K+S).

Als zusätzliches Sperrmedium wurden am 13.04.2011 insgesamt 2 m³ hoch-gesättigte MgCl₂-Lösung (410 – 430 g MgCl₂/L, $\rho_{\text{Messung}} = 1,3025 \text{ g/cm}^3$) über eine ca. 60 m lange Schlauchleitung eingepumpt. Diese wurde noch mit 210 L gesättigte NaCl-Lösung (ca. 314 g/L) versetzt. Es wird eingeschätzt, dass sich durch die damit induzierte Ausfällung von

NaCl noch eine extrem feinkörnige Salzschiebt bildet, die als zusätzliche Abdichtung den Betonpfropfen überlagert.

Mittels den in Kap. 3.6.2 beschriebenen Ergebnissen der Druckbeaufschlagung lässt sich nachweisen, dass die unbedingte Anforderung eines gasdichten Bohrlochverschlusses (zumindest bis zu einem Gasdruck von 40 bar) tatsächlich realisiert werden konnte.

3.3.3 Hohlrauminstrumentierung des GBL / Gasdruckerzeugung

3.3.3.1 Messkonzept und Instrumentierung

Die Instrumentierung des mit einem Gasdruck zu beaufschlagenden Hohlraumes ist eine wichtige Voraussetzung zur Gewinnung von Messdaten für die Kalibrierung der numerischen Rechenwerkzeuge und die Rückrechnung der aufgetretenen Phänomene, siehe Kapitel 3. Das Messkonzept basiert sowohl auf der direkten Erfassung physikalischer Messgrößen als auch einer integralen Überwachung der Schallemission des gesamten Versuchsbereichs (vgl. Kap. 0).

Die wesentlichen Messgrößen in Abhängigkeit von der Höhe der Druckbeaufschlagung und der Standzeit sind:

- radiale Hohlraumdehnung
- Auflockerung der Hohlraumkontur (d.h. Dehnung und Schädigung)
 - lokale Dehnung der Hohlraumkontur
 - konturnahe Schallemission
 - Ultraschalllaufzeiten (konturparallel bzw. zu weiter entfernten Messsensoren)
- Reichweite eines möglichen Gasaustritts
 - großräumige Lokalisierung der Schallemission (Mikroseismik) infolge Rissbildung
 - Beobachtung des Gaszutritts in Kontrollbohrungen
- Druck und Temperatur im Hohlraum
- Spannungsentwicklung und Temperatur im Betonpfropfen (Überwachung der Integrität des Abdichtsystems)

Da es sich bei den zu lösenden Messaufgaben aufgrund der hohen Druckbelastung nicht um Standardlösungen handelt, erfolgte die detaillierte Abstimmung der Messkomponenten sowie des Messkonzepts zur Erfassung der Konturauflockerung und Hohlraumkonvergenz in enger Abstimmung mit der Fa. GLÖTZL Gesellschaft für Baumesstechnik mbH, die die wichtigsten Komponenten bereitstellt.

Um die Funktionstüchtigkeit der Messgeber unter Hochdruckbedingungen (bis ca. 100 bar) sicher zu stellen, sind die eingesetzten Messgeber der Fa. GLÖTZL jeweils mit druckentlastenden Kapillarbohrungen und Filtern versehen, so dass sich kein schädigender Differenzdruck ausbilden kann, bzw. sind die eingesetzten Sensoren geprüft druckdicht bis ca. 200 bar.

Eine wesentliche Komponente für den Erfolg des Vorhabens ist, dass die Messkabel gasdicht nach außen geführt werden können. Dies schließt aus, dass die Messkabel, wie sonst bei Tests von Verschlussbauwerken üblich, mit im Beton eingegossen werden. Stattdessen

wurde eine druckdichte Kabeldurchführung konstruiert und in situ getestet, so dass sowohl die messtechnische Funktionssicherheit als auch Gasdichtheit gewährleistet sind. Aufgrund der Relevanz dieses Nachweises für das Vorhaben werden die Tests nachfolgend dokumentiert.

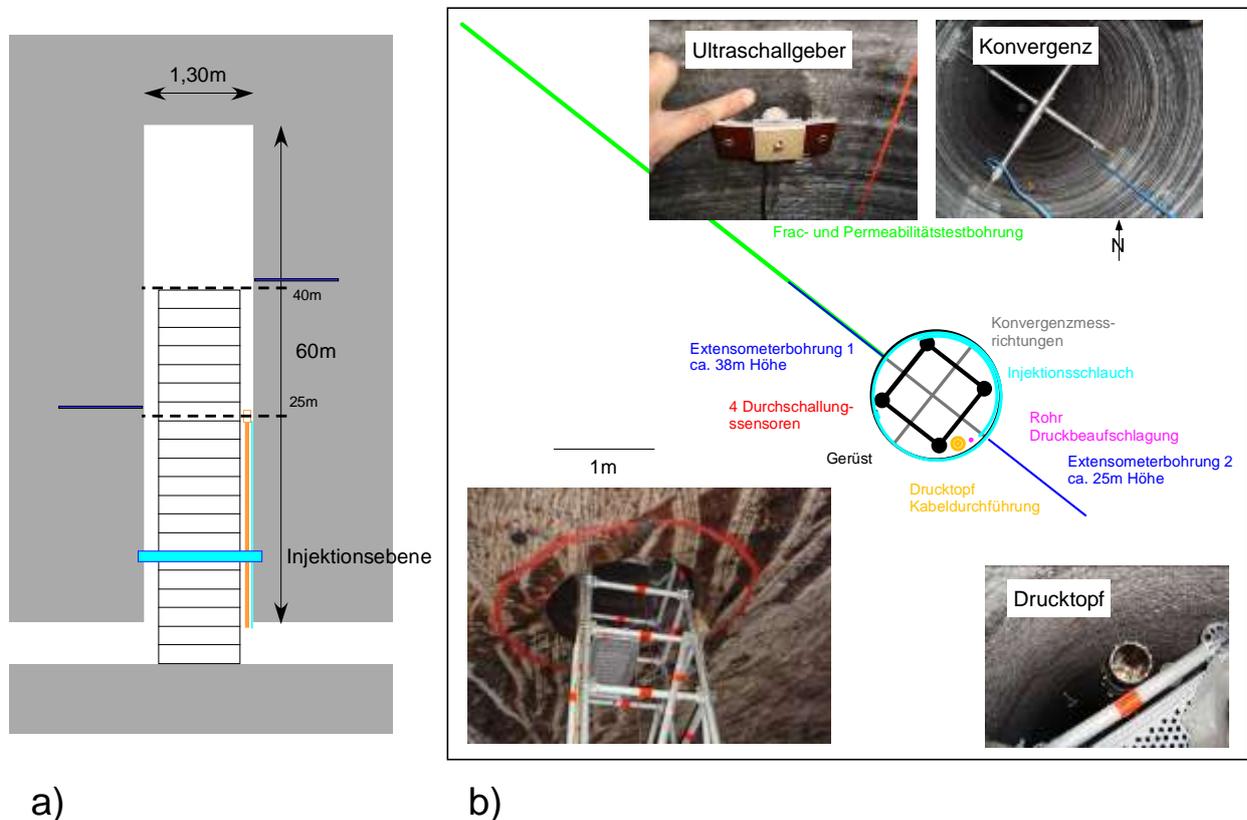


Abb. 3.19. Instrumentierung GBL. a) Vertikalschnitt mit 2 Messebenen; b) Horizontalschnitt zur Richtung der Messgeber bzw. Bohrungen.

Nach Fertigstellung des Hohlraumes erfolgte die Instrumentierung des Bohrlochschachtes, wobei folgende Geber in drei Messebenen installiert wurden (vgl. Übersichtsdarstellung Abb. 3.1):

- **2 Konvergenzextensometer 1300 mm im Teleskop** (senkrecht zueinander angeordnet, vgl. Abb. 3.20) ⇒ **Messung der radialen Dehnung des Hohlraumes** zur Bestimmung der druckinduzierten Aufweitung des Hohlraumes (Hohlraumkompressibilität bei Gasdruckbelastung)
 - Installation in der Messebene 1 bei ca. 40m Höhe.

Für die Wegmessung wird mit dem GLÖTZL-Standardwegaufnehmer GWL0 250 ein potentiometrisches Messsystem eingesetzt, dessen technische Messauflösung unabhängig vom Gesamtweg (hier 250 mm) 0,01 mm beträgt. In der Prognose der geomechanischen Modellrechnungen (vgl. IFG, 2010a) wurde erwartet, dass die messbaren radialen Dehnungen in der Größenordnung < 1 mm liegen würden.



Abb. 3.20. GLÖTZL-Konvergenzextensometer 1300mm im Teleskop. (li.) Schemazeichnung (Quelle GLÖTZL); (re.) Untertagesituation mit Detailaufnahme zur Befestigung der Druckplatten.

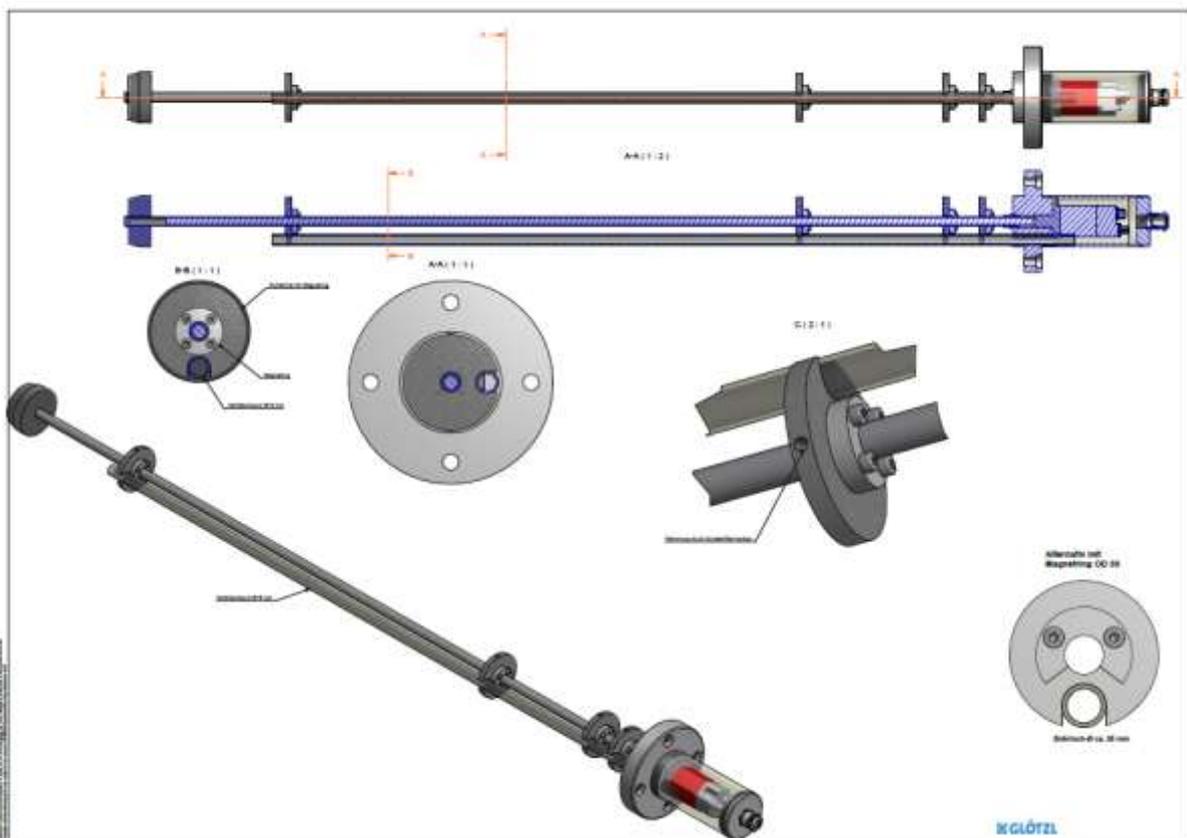


Abb. 3.21. GLÖTZL-Extensometer (auf Basis eines MTS-Temposonics Positions-Sensors mit vier Ring-Magneten als Messstellen: 0,1 m, 0,3 m, 0,5 m und 1,0 m - Gesamtlänge Geber 1000mm) (Quelle: GLÖTZL).

- **2 Magnetostruktive Extensometer** (Druckdicht bis 200 bar; l = 1000 mm, Wegaufnahme digital mit 4 Messpunkten ⇒ **Messung der Dehnung diskreter Bereiche der Salzkontur** (0,1 m, 0,3 m, 0,5 m und 1,0 m) infolge der Penetration von Gas in die Kontur
 - Messebene 1 bei ca. 38 m Höhe sowie Messebene 2 bei 25 m.

Für den Bau der Extensometer wurden von GLÖTZL magnetostruktive Extensometer der Fa. MTS (MTS Temposonics „R“) verwendet. Dieser Sensor nutzt das physikalische Phänomen der Magnetostruktion¹¹ für eine hochpräzise, berührungslose Messung von Position. Als Messgeber fungieren Ringferrite, die als Referenzpunkte die relative Verschiebung in der Kontur gegenüber dem unveränderlichen Messstab erfassen (Abb. 3.21). Für den Einbau wurden 60mm-Bohrungen 1 m tief in die Kontur gebohrt. Nach Installation des Schutzrohres wurde das Extensometer über einen Kunststoffschlauch mittels MgO-Binder vollflächig in die Bohrlochkontur eingeklebt
- div. Standardgeber zur Messung von **Temperatur und Gasdruck im Hohlraum** ⇒ Zustandsparameter für Gasdruckbeaufschlagung (sowie Überwachung des Abbindeverhaltens des MgO-Pfropfens)
 - GLÖTZL-Temperatursensor Typ AD590 (TAD)
 - Keller PA 23S-200bar (piezoresistiver Drucktransmitter mit 4-20mA Messsignal)
- **3 GLÖTZL-Druckkissen** (einschließlich Temperatursensor AD590) zur Messung der sich zeitlich entwickelnden **Quelldrücke bzw. Konturspannungen** im Betonpfropfen (Abb. 3.22).
 - bei ca. 8 m Höhe im unteren Drittel des Betonpfropfens.



Abb. 3.22. GLÖTZL-Druckkissen EEKE10/20 K200 A Z4 (Kissengröße 10cm x 20cm – Ausführung mit Messbereich 0-200bar).

Die Zuleitungen der im Hohlraum eingesetzten Messgeber werden über eine zentrale Steckerleiste mit Mehrfach- und abgeschirmten BNC-Steckern gesammelt und über druckdichte

¹¹ Magnetostruktiv bedeutet, dass sich geschützt im Inneren des Sensors als Herzstück der Positionssensoren ein ferro-magnetisches Messelement (Wellenleiter) befindet –. Ein externer, bewegter Positionsmagnet erzeugt im Wellenleiter ein magnetisches Längsfeld. Läuft ein Stromimpuls durch den Sensor, entsteht radial um dieses ein zweites Magnetfeld. Das Zusammentreffen beider Magnetfelder am Messort löst einen Drehimpuls im Wellenleiter aus. Dieser läuft als torsionale Körperschallwelle mit Ultraschallgeschwindigkeit vom Messort zur integrierten Signalverarbeitung im Kopf des Sensors, wird dort physikalisch hochgenau erfasst und in wegproportionale, marktübliche Normausgänge umgeformt.

elektrische Durchführungen über ein Hochdruckrohr mit gasdichten Anschlüssen (s. nächstes Kap.) nach außen zu der Messwerterfassungsanlage geführt (Abb. 3.23).

Als Datenerfassungsanlage wird eine digitale Messanlage (Measurement Communication Control System „MCC“, Fa. GLÖTZL.) eingesetzt, bestehend aus der Messanlage mit Netzversorgung, der 20-Kanal analogen Umschalt- und Versorgungseinheit (Erfassung von Stromsignalen: 4 – 20 mA der Geber) sowie 4 digitalen Eingängen für die magnetostriktiven Extensometer.

Die Messwerterfassungsanlage wurde Anfang Dezember 2010 in Betrieb genommen. Die anfallenden Messdaten werden seitdem kontinuierlich gesammelt (Abb. 3.37).

3.3.3.2 Gasdichte Kabeldurchführung

Eine wesentliche Komponente für den Erfolg des Vorhabens ist, dass die Messkabel gasdicht nach außen geführt werden können. Dies schließt aus, dass die Messkabel, wie sonst bei Tests von Verschlussbauwerken üblich, mit im Beton eingegossen werden. Stattdessen werden die Zuleitungen der im Hohlraum eingesetzten Messgeber über eine zentrale Steckerleiste mit Mehrfach- und BNC-Steckern gesammelt und über druckdichte elektrische Durchführungen über ein Hochdruckrohr mit gasdichten Anschlüssen nach außen zu der Messwerterfassungsanlage geführt (vgl. Abb. 3.1).

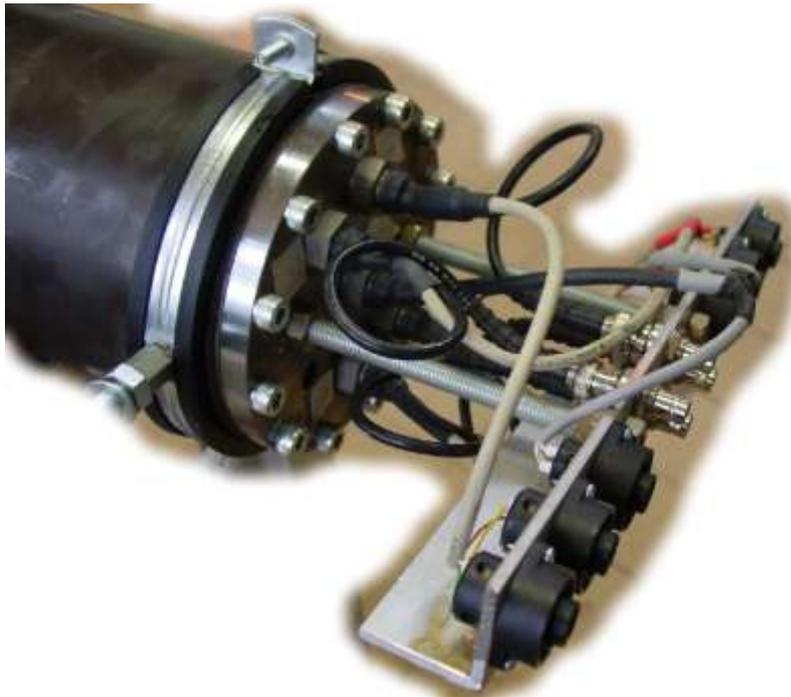
Als gasdichte elektrische Durchführungen wurden 6-polige Glasdurchführungen der Fa Ha-Tec (www.ha-tec.de) eingesetzt, die über druckdichtes Verschmelzen von Glaskeramikmaterialien mit Metallen zur isolierten Durchführung von elektrischen Leitern in hermetisch gekapselten Gehäusen hergestellt werden.

Sie sind nach Herstellerangaben für einen weiten Druck- und Temperaturbereich einsetzbar:

- Temperaturbereich: -100°C bis +150°C
- Druck: 10^{-8} mbar bis 2000 bar

Der Drucktopf befindet sich im Bohrlochschacht bei ca. 25 m Einbauhöhe, d.h. deutlich über dem Sorelbetonpfropfen und wird über einen 25 m langen Rohrstrang nach außen geführt. Er besteht aus 5 m-langen Rohrsegmenten, die jeweils über gasdichte Rohrverbinder miteinander verschraubt und an der Bohrlochwand fixiert wurden. Die Funktionsfähigkeit dieser druckdichten Rohrdurchführung, d.h. Gasdichtheit, wurde über Verschließen des Rohrendes und Druckbeaufschlagung des Bohrlochstranges sowohl im Labor als auch nach Montage im Bohrloch überprüft (s. IFG, 2011a).

Parallel dazu verläuft als Druckzuleitung für die Druckbeaufschlagung ein 14 mm-Hydraulikrohr, das ebenfalls auf Druckdichtigkeit im Einbauzustand überprüft wurde.



DF1	1 ME +	
	2 ME +	
	3 ME -	
	4 ME -	
	5 BNC Schirm	BNC 1
	6 BNC Signal	BNC 1
DF2	1 ME, Signal	
	2 ME, Signal	
	3 ME, Signal	
	4 ME, Signal	
	5 BNC Schirm	BNC 2
	6 BNC Signal	BNC 2
DF3	1 nicht belegt	
	2 ME, Schirm	
	3 nicht belegt	
	4 ME, Schirm	
	5 BNC Schirm	BNC 3
	6 BNC Signal	BNC 3
DF4	1 TAD 1 +	
	2 TAD 1 -	
	3 TAD 2 +	
	4 TAD 2 -	
	5 BNC Schirm	BNC 4
	6 BNC Signal	BNC 4
DF5	1 KE1, Vers. +	
	2 KE1, Vers. -	
	3 KE1, Vers. MW	
	4 KE2, Vers. +	
	5 KE2, Vers. -	
	6 KE2, Vers. MW	

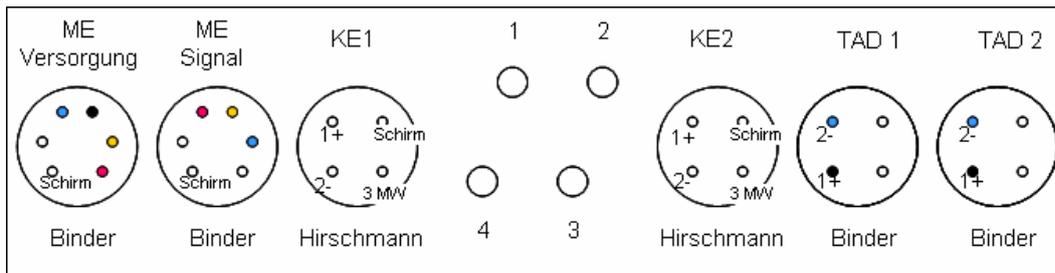


Abb. 3.23. Elektrische Durchführungen (DF) im Drucktopf Prüfraum Großbohrloch. (oben) Durchführungen mit Steckeranschlussleiste – mehrpolige Stecker sowie BNC-Anschlüsse; (unten) Steckerbelegungsplan.

3.3.3.3 Technisches Konzept zur Druckluftzeugung

Für die Druckbeaufschlagung wird eine dreistufige Gasverdichterstation bestehend aus den Komponenten (Abb. Abb. 3.24):

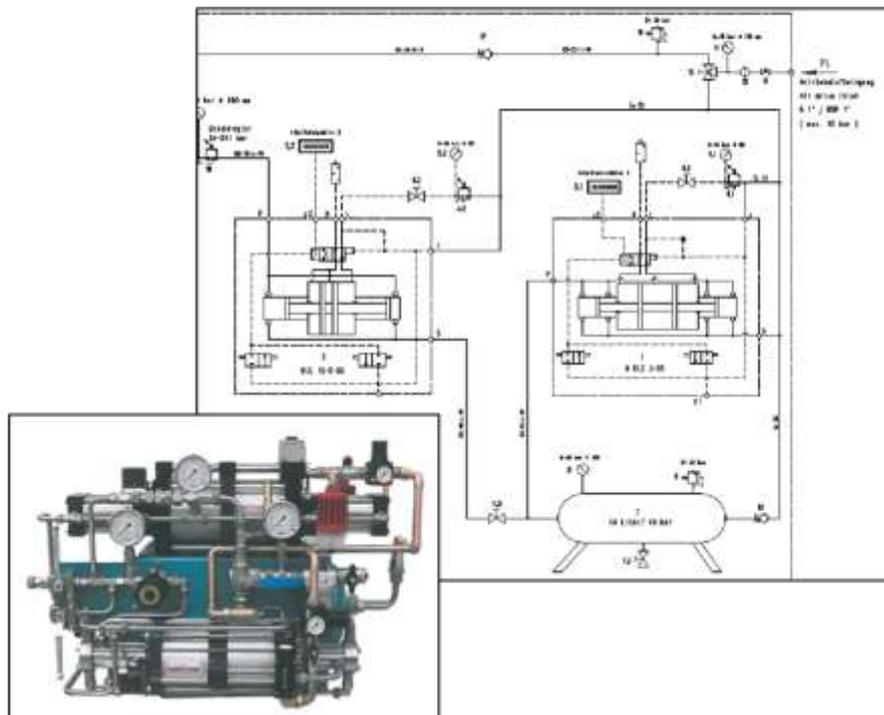
- Industrie-Kompressor: ATLAS-COPCO Typ GA 7-10 E1 FF mit integriertem Kältetrockner und 270 L Druckbehälter mit einer Luftleistung von ca. 1 m³/min bei max. 9,8 bar → Erzeugung Vordruck für Maximator-Anlage mit Mittel- und Hochdruckstufe.
- Maximator – Druckluftverstärkerstation 8DLE 3/DLE 15-2-GG/40 mit
 - Max. 180 bar Betriebsdruck
 - Übersetzungsverhältnis: 1 : 3,3 (Stufe I) bzw. 1 : 30 (Stufe II)

verwendet. Da jeweils die vorhergehende Druckerzeugungseinheit für den Weiterbetrieb der nächsten Druckstufe eingesetzt wird, reduziert sich die erzeugte Luftmenge erheblich, womit auch die resultierenden Belastungsraten unterschiedlich sind:

- Vorstufe (ATLAS-COPCO): ca. 1000 L /min - ca. 60 min / bar Druckerhöhung
- 1. Stufe (I) bis 35 bar: Drucksteigerung ca. 10 bar / Tag
- 2. Stufe (II) bis max. 180bar: Drucksteigerung ca. 1,5 bar /Tag



a)



b)

Abb. 3.24. Kompressor-Einheit zur Druckluftherzeugung. a) Vorortsituation 2. Sohle: Industrie-Kompressor ATLAS-COPCO mit 270l Druckbehälter und nachgeschalteter Maximator – Druckluftverstärkerstation. b) Detailbild Maximator – Druckluftverstärkerstation mit pneumatischem Funktionsbild.

3.4 Grundspannungszustand – Prognose/Messungen

Der vorliegende Primär- oder Grundspannungszustand stellt insbesondere vor dem Hintergrund des Minimalspannungskriteriums neben der grundsätzlichen Dichtheit des Salzgebirges die wesentliche Randbedingung für die Durchführung des Großversuchs dar. Zur Absicherung dieser Eingangsdaten wurden sowohl in situ-Untersuchungen als auch geomechanische Modellrechnungen mit Simulation der Bergbauhistorie durchgeführt.

3.4.1 Abschätzung des petrostatischen Teufendruckes für den Versuchsort

Die Abschätzung des petrostatischen Teufendruckes im Salinar, d.h. des Primär- oder Grundspannungszustandes, kann anhand des Aufbaus des Deckgebirges und des Salinars selbst erfolgen. Der lithostatische Teufendruck σ_G errechnet sich demnach aus:

$$\sigma_G = \sum_{i=1}^n h_i \cdot \gamma_i$$

(3-15)

mit n - Anzahl der stratigrafischen Horizonte, h_i und γ_i - Mächtigkeit bzw. Wichte des i -ten Horizontes.

Die in Tab. 3-6 angegebenen Dichtewerte entsprechen den von INSELMANN (1985) für Deutschland angegebenen, aus Density-Logs ermittelten Werten. Aus den entsprechenden Wichten errechnet sich für den Untersuchungsstandort mit den in Abb. 3.26 dargestellten Mächtigkeiten eine mittlere Wichte von ungefähr $24,5 \text{ kN/m}^3$.

Tab. 3-6. Gesteinsdichten und Wichten im Lagerstättenprofil.

Gebirgshorizont		Dichte (g/cm^3)	Wichte (kN/m^3)
Quartär		2,1	20,6
Mittlerer Buntsandstein	sm	2,5	24,5
Unterer Buntsandstein	su	2,7	26,4
Steinsalz	Na	2,18	21,4

Ausgehend vom Aufbau des Deckgebirges und des Salinars mit einer Gesamtüberdeckung von 320 – 360 m (Teufenlage des Bohrlochschaftes) wird ein petrostatischer Teufendruck (Grundspannungszustand) in der Größenordnung von $\sigma_{\text{lith}} \approx 7,8 - 8,8 \text{ MPa}$ abgeschätzt (vgl. Tab. 3-6).

3.4.2 Hydrofrac-Messungen

Zur Überprüfung des lokal vorherrschenden in situ-Spannungszustandes und insbesondere der Reichweite der vertikalen Entlastung infolge des 2-sohligigen Kammer-Pfeiler-Systems wurden Hydrofracmessungen in einer Nachbarkammer durchgeführt. Die Untersuchungsmethodik ist im Bearbeitungskonzept ausführlich beschrieben (vgl. IFG, 2009). Dafür wurde zunächst eine durchgehende Bohrung zwischen beiden Sohlen erstellt, die allerdings im unteren Teil aufgrund eines zu großen Bohrlochdurchmessers nicht nutzbar war. Deshalb wurde von der unteren Sohle noch eine 2., nicht durchgehende Bohrung gestoßen, mit denen das Messprofil vervollständigt wurde (zur Lage der Frac-Bohrungen s. Abb. 3.9).

Zusätzlich wurde zur Überprüfung des Einspannungszustandes im Bereich des Dichtpfropfens eine 5 m lange Horizontalbohrung (Frac-Bohrung) aus dem Bohrlochschacht in einer Tiefe von 5 m über der Firste von der 2. Sohle gebohrt, d.h. im Zentrum des DBM2-Pfropfens. In ihr wurden kombinierte Hydrofrac- und Permeabilitäts-Messungen durchgeführt, die neben der Bestimmung der Dichtigkeit des Salzgebirges vor allem auf die Bewertung des horizontalen Spannungszustandes in der Kontur abzielten.

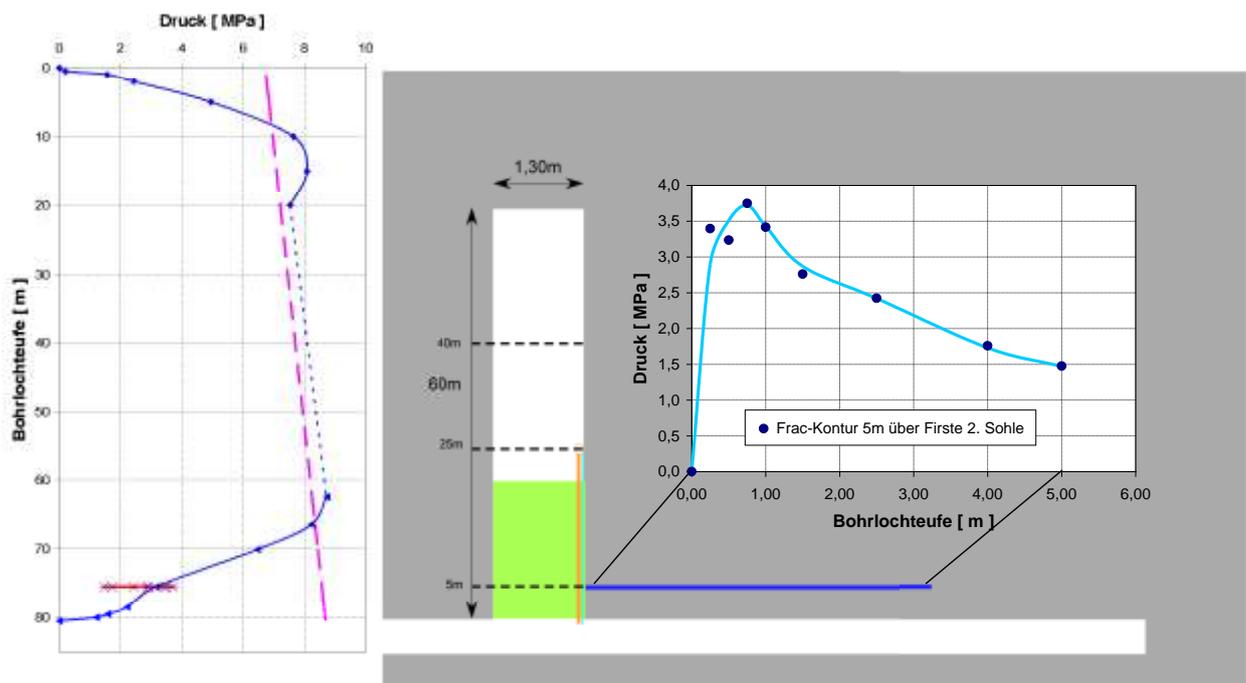


Abb. 3.25. Vertikale und horizontale Spannungsverteilung im Bereich des GBL auf Basis von Hydrofrac-Spannungsmessungen. (links) Vertikalprofil im mittleren Werra-Steinsalz zwischen der 1. Und 2. Sohle (aus den Bohrungen IFG-ME-02/09 und IFG-ME-03/09; (mitte) Schematischer Vertikalschnitt durch den Versuchsort mit GBL und unterer Abdichtung sowie (rechts) horizontale Spannungsverteilung in der Kontur ausgehend von einer Bohrung ca. 5 m oberhalb der Firste von der 2. Sohle – Flöz Thüringen.

Als Ergebnis zeigt Abb. 3.25 als Synthese beider Messungen ein Vertikalprofil mit der Verteilung der kleinsten Hauptspannung σ_{\min} (1) als Funktion der Teufe zwischen den beiden Abbausohlen (Ist-Zustand 2010) sowie (2) als Horizontalprofil in der Teufenlage 5 m oberhalb der Firste 2. Sohle.

zu (1): Die vertikal parallel zum Bohrlochschacht gemessenen Spannungswerte dokumentieren, dass als Folge der bergbaubedingten Entlastungen die Minimalspannung in der Nähe der Abbausohlen nahezu auf 0 abgesenkt ist und mit zunehmendem Konturabstand ansteigt. Ab ca. 15 m Hohlraumabstand wird ein Plateau von ca. 8 bis 8,5 MPa erreicht. Dieses Spannungsniveau entspricht dem zuvor abgeschätzten lithostatischen Grundspannungszustand. Damit wird gezeigt, dass der mit Gas zu beaufschlagende Versuchshohlraum quasi im unverritzten Gebirge liegt.

zu (2). Die in horizontaler Richtung gemessenen Spannungen sind entsprechend des geringen Abstandes zur Firste der 2. Sohle generell gegenüber dem Grundspannungszustand abgesenkt. Ausgehend vom Hohlraum liegen unmittelbar hinter der Kontur die Messwerte in der Größenordnung von 3,5 MPa und stimmen damit gut mit dem vertikal gemessenen Spannungswert überein. Danach nehmen die Spannungen mit zunehmender Teufe bis auf ca. 2 MPa ab. Dies resultiert mutmaßlich aus der randlichen Lage des GBL bezogen auf die umliegende Abbaukammer bzw. Strecke. Die Frac-Bohrung verläuft in Richtung Hohlraummitte (Streckenkreuz), d.h. in Richtung der Zone der größten Entlastung.

3.4.3 Geomechanische Modellrechnungen

Die bergbaulichen Einwirkungen auf den Spannungszustand wurden mittels gesteinsmechanischer Modellrechnungen über die Simulation der zeitlichen Auffahrung der Abbausohlen nachvollzogen. Für die Beschreibung der mechanischen Eigenschaften wurde der am IFG entwickelte Erweiterte-Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (EDVA) als Stoffmodell für primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen eingesetzt. Eine detaillierte Beschreibung des EDVA-Ansatzes wird in **Anlage 5.1** gegeben.

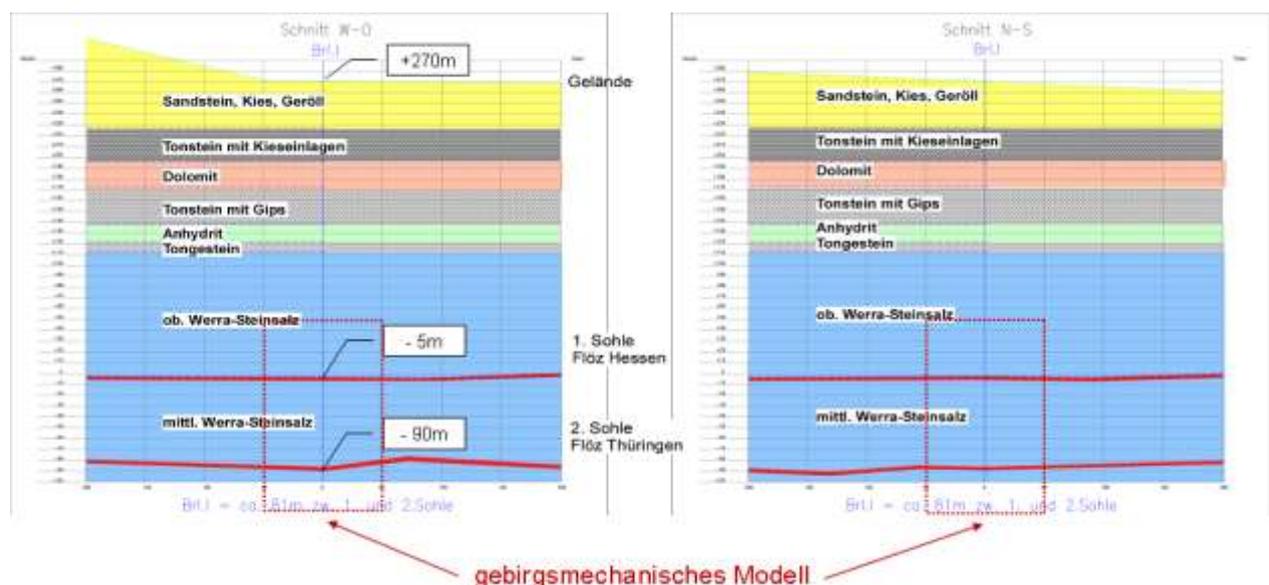


Abb. 3.26. Lage des gebirgsmechanischen Modells. Geologie – Modellschnitte W-O bzw. N-S.

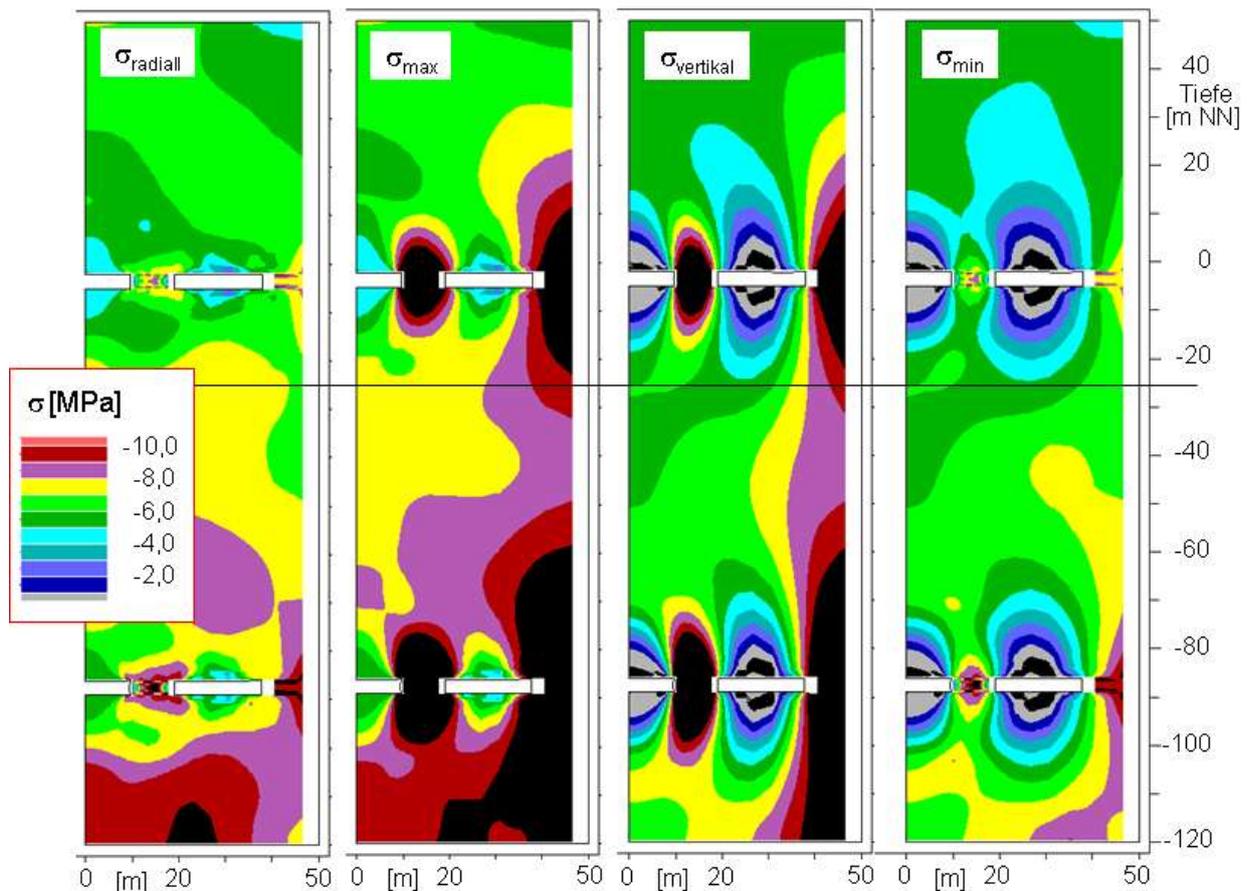


Abb. 3.27. Spannungsverteilung vor Auffahrung des Bohrlochschachtes - 2010 (2. Phase – 59 Jahre nach Auffahrung 2. Sohle).

Der Versuchsort befindet sich ca. 1 km westlich der Schächte Springen 1 und 2 im Mittleren Werra-Steinsalz, das an dieser Stelle eine Mächtigkeit von ca. 85 m besitzt. Wegen der horizontalen Ausbildung der beiden Kaliflöze Hessen (1. Sohle) und Thüringen (2. Sohle) kann in guter Näherung ein rotationssymmetrisches Modell benutzt werden (Abb. 3.26).

Das Modell reicht von -120 m NN bis in ein Niveau von 50 m NN. Die Tagesoberfläche befindet sich in einem Niveau von 270 m NN.

Die Oberkante des Flözes Hessen liegt bei -5 m NN und die des Flözes Thüringen bei -90 m NN. Beide Flöze haben eine für den Abbau genutzte Mächtigkeit von 3 m und sind als Hartsalz ausgebildet, so dass in einer 1. Näherung auch für beide Kaliflöze die oben beschriebenen Steinsalzparameter angenommen wurden.

Für das Deckgebirge wurde eine mittlere Wichte von 2649 kg/m^3 angenommen, so dass auf die bei +50 m NN lokalisierte Modelloberkante eine Deckgebirgsauflast von 5,72 MPa wirkt. Für das Salinar wurde ein Teufendruckgradient von 0,022 MPa/m bei einem Seitendruckbeiwert von 1 angesetzt. An der Mantelfläche des rotationssymmetrischen Modells sind die horizontalen Verschiebungen fixiert und an der Modellunterkante die vertikalen.

Das unregelmäßige Kammer-Pfeiler-System auf beiden Sohlen wurde im rotationssymmetrischen Modell durch ein ringförmiges Kammer-Pfeiler-System mit gleichen Flächenanteilen

abgebildet, wobei die gleiche gebaute Mächtigkeit angenommen wurde¹². Bei der Modellierung wurde auch die reale zeitliche Entwicklung der Auffahrung in der Umgebung des Versuchsortes berücksichtigt, die für die 2. Sohle 1941 und die 1. Sohle 1967 erfolgte.

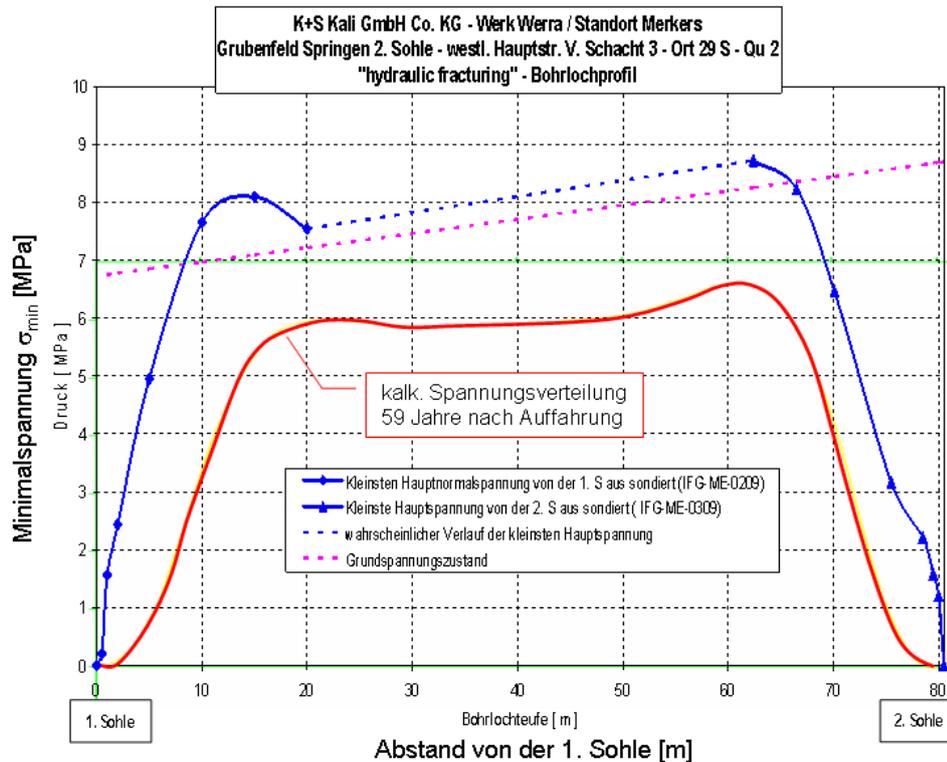


Abb. 3.28. Spannungszustand 2010 - Vergleich mit Frac-Messungen (2. Phase – 59 Jahre nach Auffahrung 2. Sohle – für Details s. 1. Zw.-Ber. – IfG2010a).

Die Modellierung des Grundspannungszustandes vor Auffahrung des Großbohrloches berücksichtigt den zeitlichen Verlauf der Auffahrungen:

- (1) Ausgehend von einem homogen, teufenabhängig angenommenen, hydrostatischen Spannungsaufbau ändert sich der ungestörte Grundspannungszustand mit der Auffahrung der 2. Sohle (1941), was zu weiträumigen Entlastungen in der Hohlraumumgebung führt bzw. zu Spannungskonzentrationen im Bereich der Pfeiler. Die unmittelbaren Auswirkungen der 20 m breiten zentral gelegenen Kammern reichen bis in eine Teufe von ca. 20 m.
- (2) Durch die Simulation der Auffahrung der 1. Sohle 1967 erfolgt eine weitere vertikale Entlastung im zentralen Bereich des Modells, während die horizontale Einspannung im Vergleich zum Grundspannungszustand fast unverändert bleibt. Im charakteristischen Teufenbereich bei -40 m NN behalten die Radialspannungen ein Niveau von ca. 8 MPa, während die Vertikalspannungen, die hier die minimale Spannungskomponente darstellen, bis auf 6 MPa absinken.

¹² Die in den Berechnungen prognostizierten stationären Senkungsraten von ca. 1,5 mm/a stimmen gut mit den an der Tagesoberfläche gemessenen Raten von ca. 1 mm/a überein, d.h. die Zuverlässigkeit des Modells ist belegt.

In Abb. 3.27 wird die Spannungsverteilung für den Ist-Zustand **2010** dargestellt.

Der Vergleich mit den in ca. 50 m Entfernung nördlich der geplante Großlochbohrung zur Bestimmung der Minimalspannungsverteilung durchgeführten Frac-Messungen zeigt, dass das Modell die Größe des Entlastungsbereiches in unmittelbarer Kammerumgebung qualitativ richtig erfasst (Abb. 3.28). Allerdings wird die vertikale Entlastung im zentralen Bereich des Mittleren Werra-Steinsalzes überzeichnet. Deshalb liegt die berechnete Spannungsverteilung für die maximalen Spannungswerte deutlich niedriger, was möglicherweise auf die nicht zufriedenstellende Bewertung der vertikalen Entlastung im zentralen Bereich des Mittleren Werra-Steinsalzes zurückgeführt wird¹³.

Unabhängig davon dokumentieren die Messungen, dass die abbaubedingte Entspannung des Mittleren Werra-Steinsalzes auf die hangenden bzw. liegenden Bereiche mit einer Ausdehnung von 10 – 15 m beschränkt ist. Damit liegen für die Durchführung der Druckbeaufschlagung günstige Rahmenbedingungen vor, wobei je nach Verfahren mit einer Einspannung von σ_{\min} zwischen 6 und 8 MPa gerechnet werden kann.

Gleichzeitig wird deutlich, dass die Spannungen im Bereich des Sorelbetonpfropfens teufenabhängig variieren, d.h. von der Firste bis ca. 20 m Bohrlochhöhe stetig zunehmen. Weiterhin belegen die Messungen, dass in unmittelbarer Konturnähe die Spannungen quasi Maximalwerte erreichen, entsprechend dem im Vertikalprofil ausgewiesenem Spannungswert, d.h. eine entlastete Konturzone infolge der Einwirkung des GBL wird in den Messungen (die erste Messung liegt bei ca. 20 cm Konturabstand) nicht beobachtet. Somit ist die Auflockerungszone praktisch vernachlässigbar.

3.5 Permeabilität Salzgebirge – in situ- und Labormessungen

Der Nachweis der Dichtheit des Salzgesteins ist die Voraussetzung zur Durchführung des Versuchs. Deshalb wurden bereits im Vorlauf der Auffahrung des GBL in einer parallel zum GBL verlaufenden Bohrung Gasinjektionstests durchgeführt, wobei ein für die zu untersuchende Salzgesteinsabfolge repräsentatives Gesteinsvolumen erfasst wird. Der Druck wurde stufenweise erhöht, wobei im Berichtszeitraum in der Druckstufe von 100 bar ein Gasdurchbruch auftrat, der im Detail nachfolgend beschrieben wird.

Zur Ergänzung dieser integralen Permeabilitätsmesswerte, wurden in der in Kap. 3.4 beschriebenen Frac-Bohrung (aus dem GBL, ca. 5 m oberhalb der Firste von der 2. Sohle, in die Hohlraumkontur parallel zur Schichtung) vor den Frac-messungen jeweils noch punktuelle Permeabilitätsmessungen durchgeführt. Die Kurzzeittests zielen auf die diskrete Bestimmung der Durchlässigkeit in der GBL-Kontur bei 0,25 m, 0,75 m und 1,5 m.

Darüber hinaus wurden Permeabilitätsmessungen und Aufreißversuche an Steinsalzproben aus dem mittleren Werra-Steinsalz vom Versuchsort durchgeführt.

¹³ Dazu ist anzumerken, dass für eine realistische Bewertung der Spannungsverteilung eine der tatsächlichen Hohlraumgeometrie angepasste 3D-Modellierung durchgeführt werden müsste, wobei die u.a. dafür notwendige Hohlraumvermessung, motiviert durch die Ergebnisse der Druckbeaufschlagung in Richtung der als hydraulische Senke wirkenden AE-Bohrungen, erst im 1. Halbjahr 2012 erfolgte.

3.5.1 Reichweite der ALZ in der Hohlräumkontur des GBL

Während die Messungen in der 62 mm-Bohrung auf den Nachweis der integralen Dichtheit des Salzgebirges im unverritzten Salzgebirge abzielen, ist für die nachfolgenden Modellierung die experimentelle Bestimmung der Reichweite der ALZ bzw. der Permeabilitätsverlauf in der GBL-Kontur eine wichtigen Randbedingung. Hiefür wurde mittels punktuellen Permeabilitätsmessungen die lokale Gasdurchlässigkeit als horizontales Teufenprofil in radialer Richtung der Kontur des GBL bestimmt.

Für die Permeabilitäts- bzw. Porositätsbestimmung kam die 42-mm-Hydrofrac-Sonde für Bohrlochdurchmesser von 42 mm zur Anwendung, die in IFG (2009) beschrieben ist. Die Permeabilitätsbestimmungen erfolgten auf der Basis von Druckstoßtests. Dabei wird nach dem Dichtheitsnachweis im Bohrlochbereich der Fluiddruck schnell auf einen Wert unterhalb der minimalen Druckeinspannung erhöht und in der Shut-In-Phase der Druckabfall beobachtet. Als Mindestdauer wurde in der Regel der Zeitraum bis zur nächsten Arbeitsschicht am folgenden Tag eingehalten. In Einzelfällen betrug die Versuchsdauer auch mehrere Tage. Vor der stoßartigen Druckbeaufschlagung mit einem niedrigviskosen Hydrauliköl (Viskosität 4 mPa·s) wurde für die Packer eine Setzungszeit eingehalten.

Die Auswertung der Druckabfallkurven zur Ableitung der Permeabilität des anstehenden Gebirges, die während der Messkampagne im September 2010 gewonnen wurden, erfolgte mit einem numerisch-iterativen Verfahren, das auf der DARCY-Strömung in einem porösen Medium basiert und in POPP et al. (2010) ausführlich beschrieben ist. Es basiert auf dem im Rechencode FLAC enthaltenen Modul zur Modellierung der DARCY-Strömung in einem porösen Medium, womit gegenüber analytischen Verfahren eine differenziertere Nachrechnung der gemessenen Druckabfallkurven möglich ist.

Insgesamt wurden drei Permeabilitätsmessungen im Bohrloch IFG_05/10 realisiert. Die Messteufen für diese Versuche lagen bei 0,25 m, 0,75 m, und 1,5 m (angegeben ist die Mitte des Testintervalls) und bilden somit ein komplettes Profil von der GBL-Kontur bis ins mutmaßlich unverritzte Salzgebirge. Die nach der IFG-Mess- und Auswertemethodik ermittelten Permeabilitäten für die maximale Fluideindringtiefe (Endwert der Messung) betragen bereits für den ersten Messpunkt bei 0,25 m $5 \cdot 10^{-20}$ m² und nehmen danach für die letzte Messung bei einer Konturteufe von 1,5m bis in die Größenordnung 10^{-20} m² ab. Gleichzeitig nimmt auch die für die Ausbreitung des Messfluids nutzbare Porosität bis auf unter 1 Promille ab.

Da die Druckabfallkurven in allen Fällen noch degressiv verlaufen, d.h. die fortschreitende Konturaufsättigung des Messbohrlochs nimmt mit zunehmender Eindringtiefe infolge geringer werdender Porositäten noch weiter ab, ist die Dichtheit des anstehenden Steinsalzes auch über Kurzzeitmessungen nachgewiesen. Eine signifikante Auflockerungszone ist auch im konturnahen Bereich bei 0,25 m Teufe nicht nachweisbar, d.h. mutmaßlich in der Größenordnung von 0,1m, was auch durch die in Kap. 6.3 vorgestellten Modellrechnungen ausgewiesen wird.

Tab. 3-7. Kenndaten zur Permeabilität und Porosität der numerischen Rückrechnung der drei durchgeführten Permtests bei 0,25 m, 0,75 m und 1,5 m Konturabstand im GBL.

Perm 0,25 m		
radiale Ausdehnung [mm]	Permeabilität k [m²]	Porosität ϕ [%]
0 - 3,5	2,0E-18	0,21
3,5 - 7,5	3,0E-19	0,12
7,5 - ...	5,0E-20	0,09
Perm 0,75 m		
radiale Ausdehnung [mm]	Permeabilität k [m²]	Porosität ϕ [%]
0 - 4,7	1,0E-18	0,19
4,7 - 8,0	1,0E-19	0,10
8,0- ...	1,0E-20	0,06
Perm 1,5 m		
radiale Ausdehnung [mm]	Permeabilität k [m²]	Porosität ϕ [%]
0,0 - 3,1	5,0E-18	0,24
3,1 - 6,2	1,0E-18	0,18
6,2 - 9,9	3,0E-19	0,13
9,9 - 14,4	1,0E-19	0,10
14,4 - 14,7	2,0E-21	0,04
14,7 - ..	1,0E-21	0,03

3.5.2 Langzeitmessung 62-mm-Bohrung

Für den integralen Nachweis der Dichtheit des Salzgebirges wurde in Analogie zu den im Vorgängervorhaben (IFG, 2007) beschriebenen Bohrlochversuchen (allerdings ohne Kontrollbohrungen und AE-Monitoring) ein Messort auf der 1. Sohle eingerichtet, für den eine 62-mm-Bohrung mit einem Einfallen von ca. 45° gebohrt wurde (Abb. 3.29).

Sie verläuft in einer Ebene zum Bohrlochschaft (zur Lage der Bohrung im Versuchsfeld s. Abb. 3.9):

Bohrlochlänge: 60 m
 Ende Packer: ca. 22,0 m
 Durchmesser: 62 mm
 Druckbeaufschlagtes Gasvolumen: ca. 115 L

Die Abdichtung der Messbohrung erfolgt durch eine speziell entwickelte Bohrlochsonde, die analog auch zur Abdichtung der Zugangsbohrung ins GBL von der 1. Sohle eingesetzt wird. Sie besteht aus einem hydraulisch-mechanisch kontrolliert gespannten Elastomer-Doppelpacker mit einer effektiven Packerdichtlänge von 1 m. Über den zwischen den Packern liegenden Kontrollraum kann ein mögliches Umströmen des hinteren Packers detektiert werden. Der Packer wird zusätzlich über einen steifen Rohrstrang an einer Traverse quer zum Bohrlochmund gesichert.

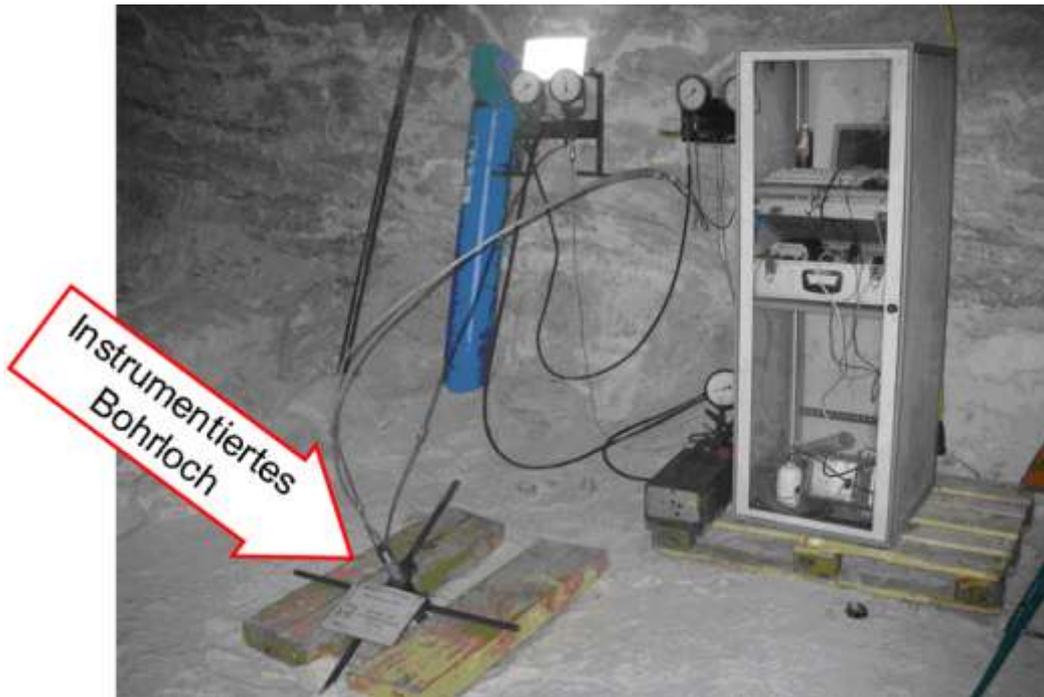


Abb. 3.29. Messstelle zur Bestimmung der integralen Gaspermeabilität am BfS-Versuchsstandort Merkers (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4).

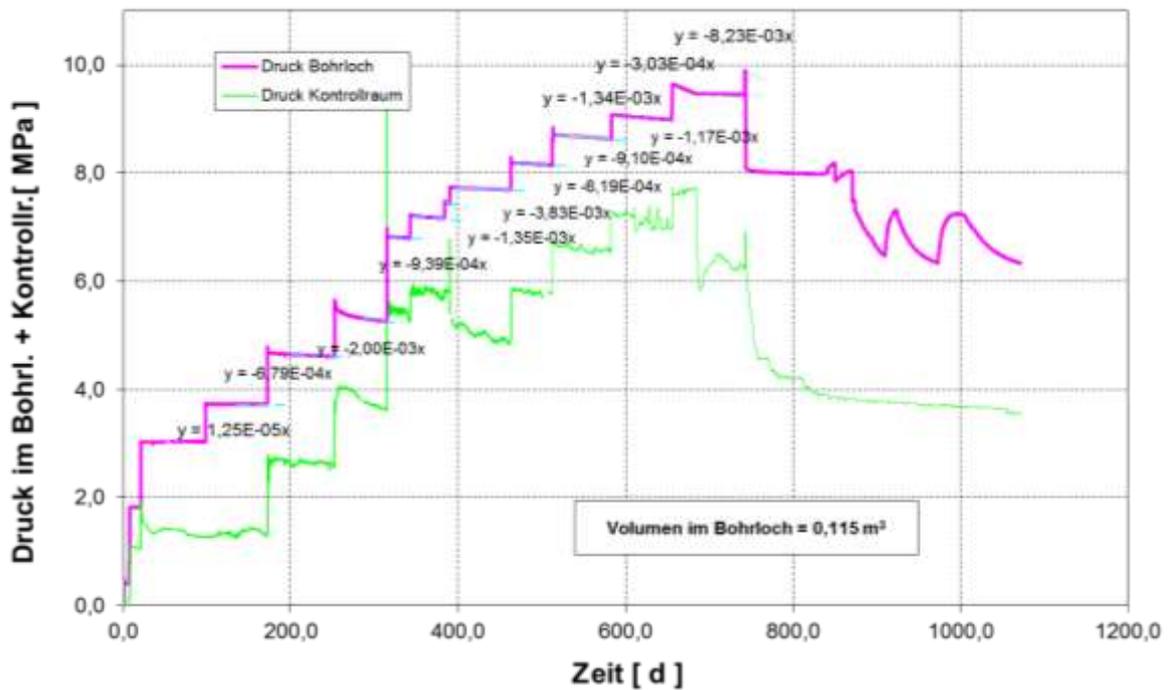


Abb. 3.30. Druckbeaufschlagung der Bohrung IFG-ME-01/09 (Gasvolumen ca. 115 l): 1. Sohle - westl. Hauptstr. V. Schacht 3 Ort 29 S - Qu 4 – Stand 13.09.2012. Ab der 3. Druckstufe wurden Druckabfallraten über Interpolation der Messabschnitte ermittelt, s. entsprechende Druckabfallraten in bar/d (Beginn der Messungen: 7.10.2009 - 11:30).

Tab. 3-8. Druckbelastungsregime der Bohrung IFG-ME-01/09 – Beobachtungsphasen nach Druckerhöhung mit den mittleren Druckabfallraten für die Druckstufe.

Datum	Uhrzeit	Zeit (d)	Druck Bohrloch (MPa)	Bemerkung	Mittlere Druckabfallrate Bohrloch (MPa / d)
07.10.09	11:30:00	0,0	-	Versuchsbeginn - Setzen Pack- er	
08.10.09	08:00:00	1,2	0,41		
15.10.09	08:00:00	7,9	0,41		
15.10.2009	08:50:00	7,9	1,82	1. Druckerhöhung	
28.10.2009	15:00:00	21,1	1,83		
28.10.2009	16:00:00	21,2	3,02	2. Druckerhöhung	
14.01.2010	11:00:00	99,0	3,05		
14.01.2010	12:00:00	99,0	3,99	3. Druckerhöhung	
29.03.2010	08:00:00	172,9	3,99		-1,25E-05
29.03.2010	08:30:00	172,9	4,94	4. Druckerhöhung	
17.06.2010	08:00:00	252,9	4,61	-	-6,79E-04
17.06.2010	09:00:00	252,9	5,65	5. Druckerhöhung	
18.08.2010	13:00:00	315,1	5,26	-	-2,00E-03
18.08.2010	14:00:00	315,1	6,82	6. Druckerhöhung	
15.09.2010	08:00:00	342,9	6,80	-	-9,39E-04
15.09.2010	09:00:00	342,9	7,22	7. Druckerhöhung	
26.10.2010	14:00:00	384,1	7,16	-	-1,35E-03
26.10.2010	15:30:00	384,2	7,46	8. Druckerhöhung	
01.11.2010	12:10:00	390,0	7,44	-	-3,83E-03
01.11.2010	14:00:00	390,1	7,74	9. Druckerhöhung	
13.01.2011	10:30:00	463,0	7,69		-6,19E-04
13.01.2011	12:30:00	463,0	8,20	10. Druckerhöhung	
04.03.2011	07:30:00	512,8	8,15		-9,10E-04
04.03.2011	09:30:00	512,9	8,72	11. Druckerhöhung	
13.05.2011	06:44:00	582,8	8,63		-1,17E-03
13.05.2011	12:44:00	583,1	9,05	12. Druckerhöhung	
24.07.2011	09:16:00	654,9	8,99		-1,34E-03
20.08.2011	04:00:00	681,7	9,49	13. Druckerhöhung	
20.10.2011	06:07:00	742,8	9,46		-3,03E-04
20.10.2011	06:37:00	742,8	9,91	14. Druckerhöhung	-8,23E-03
21.10.2011	00:37:00	743,5	9,89	Gasdurchbruch nach 6h bei p_{Max}	
21.10.2011	01:07:18	743,6	8,17	Stabilisierung	81,70
31.10.2011	22:07:18	754,4	8,04	Stabilisierung	-1,24E-02
02.11.2011	09:07:00	755,9	8,03	Stabilisierung	-3,43E-03
18.01.2012	23:07:18	833,5	7,99	Stabilisierung	-5,93E-04

Der hydraulisch-mechanisch wirkende Bohrlochpacker wurde am 07.10.2009 gesetzt, indem der hydraulische Packervorspanndruck auf ca. 11 MPa eingestellt wurde. Zur Überprüfung der Funktionsfähigkeit des Gesamtsystems wurde das Bohrloch am nächsten Tag mit 4 bar druckbeaufschlagt. Nachdem kein signifikanter Druckabfall eintrat, wurde am 15.10.2009 der Bohrlochdruck auf 18,3 bar erhöht und gleichzeitig auch der Kontrollraum mit einem Öldruck beaufschlagt (1. Druckerhöhung).

Die Versuchszeit beträgt ca. 2.5 Jahre (1082 d), wobei das Belastungsregime 14 Druckstufen umfasst, bei denen der Druck jeweils bis zu einem Startwert erhöht wurde (instationäre Druckbelastung), und zwei Druckzyklen mit anfänglich konstanter Gasrateninjektion und anschließenden Haltephasen umfasst. Die Einzelstufen mit Druckerhöhung sowie anschließenden Beobachtungsphasen sind in Tab. 3-8 zusammengefasst bzw. in Abb. 3.30 grafisch dargestellt.

Dabei zeigt sich, dass die Druckabfallraten (hier als Betrag ohne Vorzeichen) von ca. 10^{-4} MPa/d bis auf $1 \cdot 10^{-3}$ MPa/d zunehmen, was offenbar aus der Erhöhung des Druckgradienten in der Bohrung resultiert. Die gemessenen Druckabfallraten zeigen eine erhebliche Streuung, die z.T. aus offensichtlichen Wechselwirkungen mit dem Kontrollraum resultiert (vgl. Abb. 3.31). Unabhängig davon entsprechen die hier gemessenen Druckabfallraten denen vom Referenzversuch Standort Gaspermeation¹⁴, d.h. das anstehende Steinsalz ist offenbar dicht, wobei für die Standorte in Bernburg eine rechnerische Permeabilität von ca. 10^{-23} m² ausgewiesen wurde.

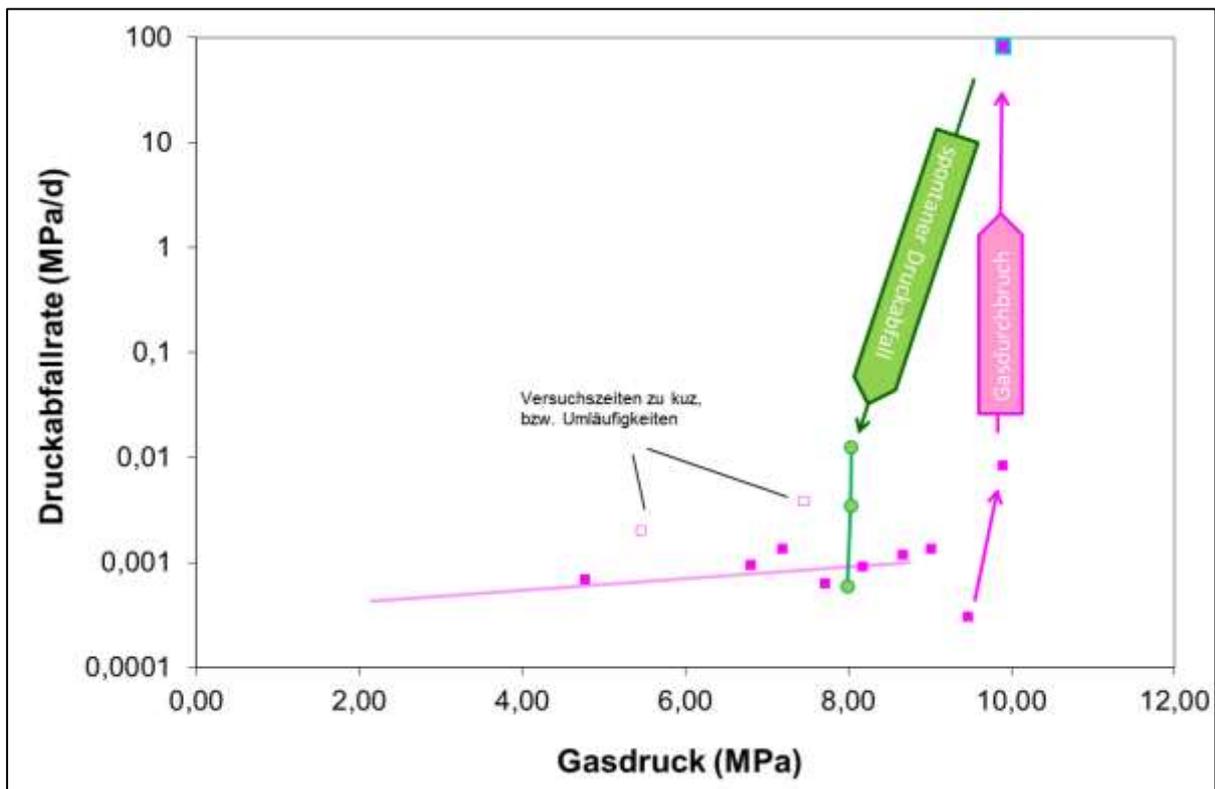


Abb. 3.31. Druckabfallraten vs. mittlerer Gasdruck (Datenbasis aus Abb. 3.30).

¹⁴ Die am Standort Gaspermeation (Bernburg) gemessenen Gasaustrittsdaten lagen in der Größenordnung von 0,003 MPa/d, wobei allerdings das Bohrlochvolumen mit ca. 40l nur etwa 1/3 so groß war.

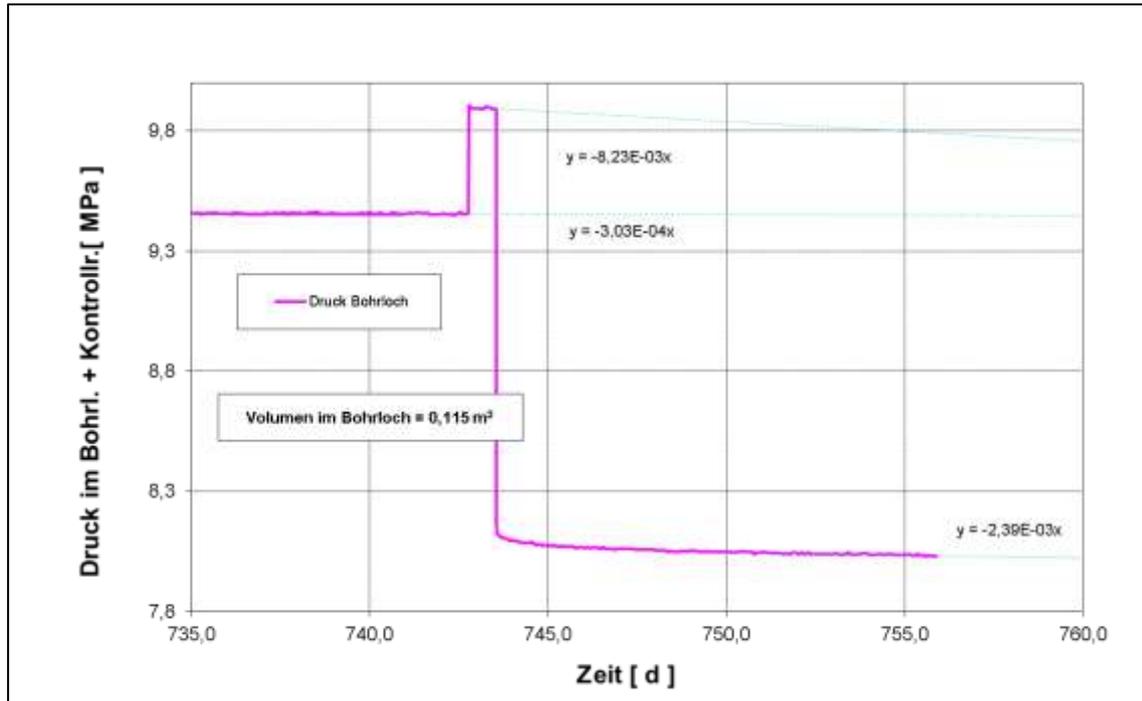


Abb. 3.32. Zeitlicher Druckverlauf bei Gasdurchschlag (20.10.2011) in der 14. Druckstufe bei ca. 100 bar (Detailausschnitt aus Abb. 3.30).

Mit der 14. Stufe wurde der Druck auf 100 bar erhöht. Innerhalb der nächsten 24h zeigte sich im Mittel eine deutlich erhöhte Druckabnahme von ca. $8 \cdot 10^{-3}$ MPa/d, wie aus der Detaildarstellung in Abb. 3.32 hervorgeht. Danach kam es zum Gasdurchschlag, wobei die abgeschätzte Rate von ca. 80bar/d einer Permeabilitätszunahme von 4 - 5 Größenordnungen entsprechen würde (vgl. nachfolgendes Kapitel). Diese Zunahme ist quantitativ vergleichbar mit den Ergebnissen der in POPP et al. 2007 beschriebenen, im Salzbergwerk Bernburg durchgeführten Bohrlochtests. Allerdings war dort das Abströmverhalten etwas moderater, was sowohl auf das um 1/3 kleinere druckgespannte Gasvolumen (ca. 35 l zu 100 l) als auch möglicherweise auf den Effekt der dort im Abstand von wenigen Metern vorhandenen Kontrollbohrlöcher zurückzuführen ist, die als Drucksinken fungiert haben.

Unabhängig davon stabilisiert sich der Druckabfall auf einem Niveau von ca. 80 bar mit einer gegenüber den Ausgangswerten nur geringfügig erhöhten Druckabfallrate (vgl. Abb. 3.31). Damit wird der bereits vorher im Steinsalz beobachtete Selbstabdichtungsmechanismus, der zu einer (zumindest teilweisen) Wiederherstellung der vorhergehenden Dichtheit des Wirtsgesteins Salz führt, bestätigt.

Eine Erklärung, warum der Gasdurchschlag erst bei 100 bar erfolgte und nicht schon bei 80 bar, wie eingeschätzt, liefert die in Abb. 3.27 als Vertikalschnitt dargestellte Spannungsverteilung. Infolge des Kammer/Pfeiler/Abbausystems ziehen die Pfeiler als Überzugswirkung der benachbarten Abbaufäche die Last auf sich, so dass unterhalb der Pfeiler eine Hochdruckzone vorliegt. In eine solche ist die mit 45° einfallende Gasinjektionsbohrung offenbar gebohrt worden. Der hier analog zu einem pneumatischen Aufreißtest nachgewiesene sehr hohe Spannungswert von 10 MPa im Umfeld der Bohrung ist somit aufgrund der vorliegenden Randbedingungen zwar plausibel, allerdings mutmaßlich nicht repräsentativ für das Großbohrloch, für den ein Wert in der Größenordnung zwischen 6 und 8 MPa erwartet wurden (vgl. Kap. 3.4).

Wichtig ist, dass es bei diesem spontan induzierten Gasdurchbruch nicht zu messbaren mikro-seismischen Ereignissen kam, d.h. hier dominieren offenbar noch Gaspermeationsprozesse, wobei Gas ins Gebirge abfließt und dort gespeichert wird.

Nach Stabilisierung des Gasdruckes auf ca. 8,0 MPa am 21.01.2012 mit Drucktests unter konstanter Gasinjektion, anfänglich mit 50 mL/min bzw. später mit 200 mL/min begonnen. Die Druckzyklen sind in Abb. 3.33 grafisch dargestellt bzw. mit den charakteristischen Kennwerten in Tab. 3-9 zusammengefasst.

Tab. 3-9. Druckbelastungsregime der Bohrung IFG-ME-01/09 – Injektionsstufen mit konstanten Gasinjektionsraten und anschließenden Beobachtungsphasen nach Gasdurchbruch (mit den mittleren Druckabfallraten für die verschiedenen Belastungsstufen).

21.01.2012	22:37:18	836,5	7,99	Injektion mit 50mL/min	
04.02.2012	21:37:18	850,4	8,19	Maximum	-2,50E-01
06.02.2012	04:37:18	851,7	7,87	Gasdurchbruch	
24.02.2012	19:37:18	870,3	8,04	Injektion mit 50mL/min / Maximum	-5,89E-01
25.02.2012	18:07:18	871,3	7,49	Gasdurchbruch	
30.03.2012	10:37:18	905,0	6,54	Stabilisierung/Gasdurchtritt	-2,81E-02
14.04.2012	03:07:18	919,7	7,26	Injektion mit 200mL/min / Maximum	-1,86E-02
31.05.2012	21:07:18	967,4	6,37	Stabilisierung/Gasdurchtritt	
28.06.2012	10:07:18	994,9	7,25	Injektion mit 200mL/min / Maximum	-1,47E-02
18.08.2012	09:34:41	1045,9	6,50	Stabilisierung/Gasdurchtritt	
07.09.2012	15:36:01	1066,2	6,37	Stabilisierung/Gasdurchtritt	-6,72E-03

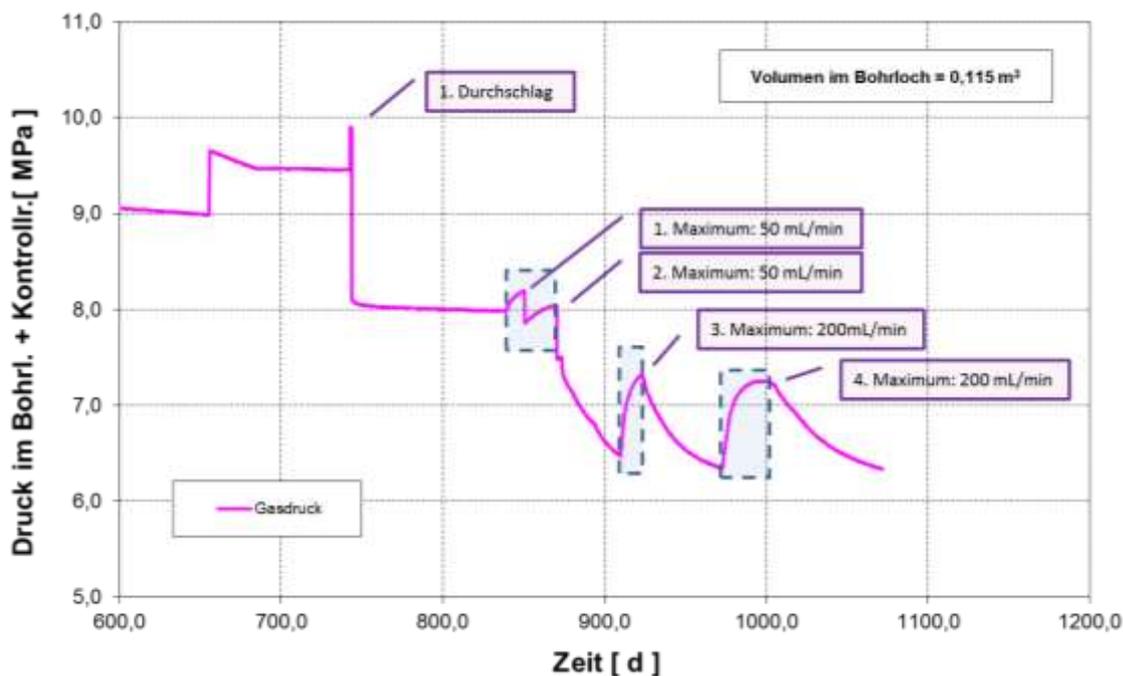


Abb. 3.33. Zeitlicher Druckverlauf nach dem Gasdurchschlag in der 14. Druckstufe und Stabilisierung des Druckwertes bei ca. 8 MPa: Beginn der Konstantraten-Injektionstests (blaue Markierung) mit anschließenden Druckbeobachtungsphasen (Detailausschnitt aus Abb. 3.30).

Das herausragende Ereignis während dieser Gasinjektionstests war die Beobachtung eines mikro-seismischen Clusters in einer Teufe von $z = 72$ m zentral um die Bohrung herum, das sich in Richtung auf das GBL hin entwickelt hat (s. Abb. 4.22). Die erhöhte AE-Aktivität zumindest in dieser Injektionsstufe weist auf eine geringe, aber sehr lokalisierte Schädigung hin, was den Mechanismus einer fluiddruckinduzierten Perkolation entlang von Schichtflächen als Schwächezone dokumentiert (s. Kap. 4.4.1.3)

Im Ergebnis der insgesamt 4 Druckerhöhungsstufen zeigt sich, dass der ursprüngliche Maximalwert von 10 MPa beim Gasdurchbruch nicht mehr erreicht wird, sondern sich dafür abnehmende Druckwerten ergeben: (50 ml/min) - 8,2 MPa sowie bei Wiederholung 8,0 MPa bzw. bei (200 mL/min) – 7,3 MPa (in beiden Druckzyklen). Offenbar findet in den verschiedenen Gasdurchbruchsphasen eine geringe Schädigung innerhalb der Gasdurchtrittswege statt, die zumindest nicht instantan mit der anschließenden Druckentlastung sofort verheilt. Allerdings sind die Effekte des Gasdurchtritts bzgl. des anschließenden Druckabfalls weniger stark als bei primären Gasdurchtritt.

3.5.3 Auswertung der Gasinjektionstests

Die vorliegende Datenbasis zur Bestimmung der druckabhängigen Gaspermeabilität des am Versuchsort anstehenden Steinsalzes umfasst eine Beobachtungszeit von annähernd 2.5 Jahren, wobei insgesamt 14 (instationäre) Druckstufen bis zu einem Gasdruck von 10 MPa realisiert wurden. In der letzten Stufe kam es zu einem Gasdurchschlag mit einem Druckabfall auf einen annähernd konstanten Wert von 8 MPa, wobei aber keine erhöhten AE-Ereignisse beobachtet wurden.

Danach wurden noch temporäre Gasinjektionstests mit definierten Volumeninjektion-Raten sowie anschließenden Beobachtungsphasen durchgeführt. Allerdings sind die zu beobachtenden Druckabfallraten infolge des Gasdurchschlags wesentlich moderater, wobei aber im 2. Injektionszyklus mit 50 NmL/min ein Gasdurchschlag auftrat. Dieser führte erstmalig auch zu erhöhten mikro-seismischen Emissionen, die als gerichtete Fluidausbreitung geortet wurden (Kap. 4.4.1.3). Danach ließ sich trotz erhöhter Injektionsrate (200 NmL/min) das ursprüngliche Druckmaximum beim Gasdurchschlag nicht mehr erreichen. Dies weist in Übereinstimmung mit den AE-Ergebnisse auf eine signifikante Schädigung infolge pneumatischer Rissbildung, offenbar infolge Überschreiten einer maximalen Aufnahmefähigkeit des Salzgebirges hin (s. unten).

Die Auswertung der experimentellen Daten für die Bestimmung der Gaspermeabilität erfolgt analog zur Vorgehensweise in IfG (2007), ausgehend von den für ein mittleres Druckniveaus gemessenen Druckabfallraten. Das einfache analytische Verfahren basiert auf einem (quasi)-stationären radialsymmetrischen Abströmen ins Gebirge unter Annahme einer mittleren Strömungsrate: **r-Geometrie**. Die Grenzbedingung Reichweite ergibt sich proportional zum Gasverlust im Bohrloch über das schrittweise Aufsättigen einer vorliegenden Porosität von 0,1% mit einem mittleren Porendruck entsprechend der vorliegenden Druckstufe.

Voraussetzung für die Anwendung dieses Verfahrens ist, dass sich die Gastransporteigenschaften des Salzgebirges nach DARCY als stationärer Fluss kompressibler Medien beschreiben lassen und keine 2-Phaseneffekte (mit relativen Permeabilitäten) berücksichtigt

werden müssen, was die Auswertung erheblich vereinfacht. Weiterhin wird hier, abweichend von Kap. 6, unterstellt, dass Porendrücke im Salzgebirge vernachlässigbar sind.

Die grundsätzliche Anwendbarkeit des analytischen Verfahrens zur Abschätzung der Gaspermeabilität wurde über Vergleich mit einem numerischen Verfahren (Rechenprogramm BT_2d, Häfner et al., 2001: r-z-Geometrie) belegt, wobei beide Verfahren zueinander konsistente Ergebnisse liefern, die sich etwa um einen Faktor 2 – 3 unterschieden.

In Übereinstimmung mit den Ergebnissen von beiden Versuchsorten am Standort Bernburg wird eine initiale Dichtheit des Salzgebirges in der Größenordnung von $\sim 10^{-23}$ m² nachgewiesen. Mit steigendem Druck ist allerdings kein signifikanter Trend einer kontinuierlichen Permeabilitätszunahme zu beobachten.

Als Folge der stufenweisen Druckerhöhung kommt es nach der Druckerhöhung von ca. 95 bar auf 100 bar bei 99 bar zu einer signifikanten Zunahme der Permeabilität (um 4 - 5 Größenordnungen), die als Gasdurchbruch gedeutet wird. Dabei konnte das angrenzende AE-Array keine signifikanten Ereignisse aufzeichnen, obwohl rund 2000 Normliter Gas ins Gebirge abgeströmt sind.

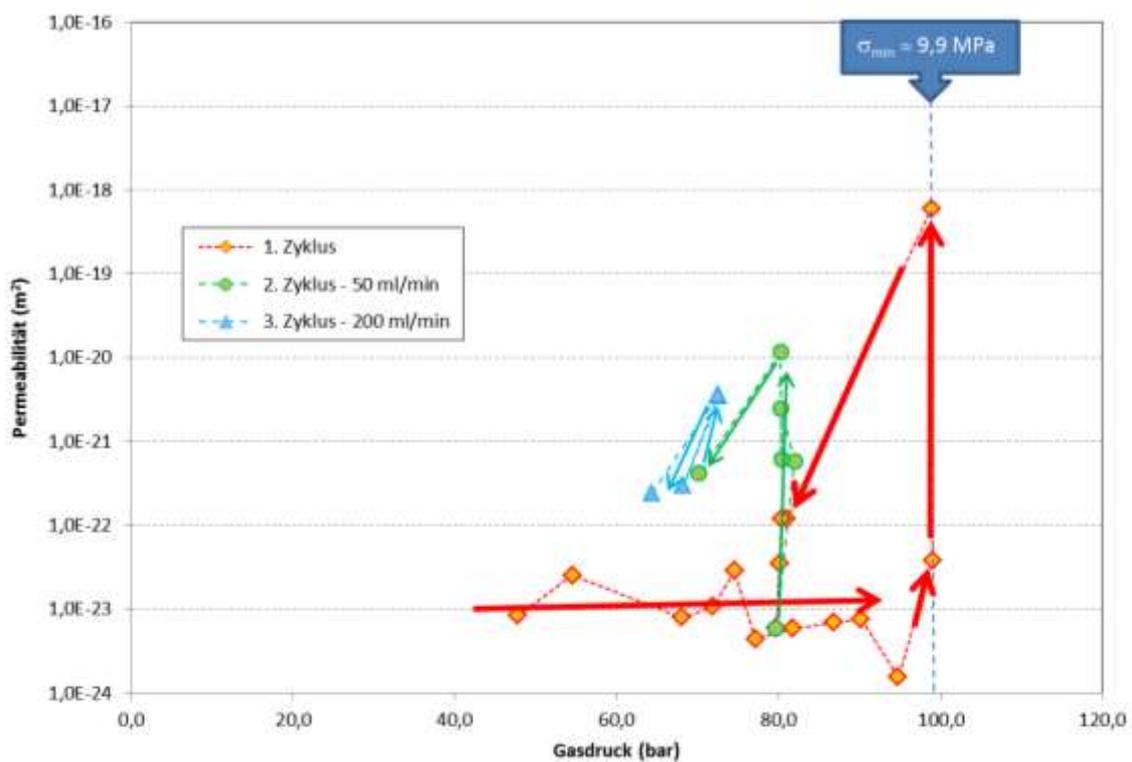


Abb. 3.34. Auswertung der Drucktests am Standort "Gaspermeation" mittels der zwei eingesetzten Verfahren: „r-Geometrie“ – „simple radial gas-flow“; Hinweis: $\sigma_{\min} \approx 9,9$ MPa (nominal).

Als Folge der beim Gasdurchschlag gleichzeitig einhergehenden Druckentlastung bis zur Stabilisierung auf einem quasi stationärem Druckniveau nimmt die Permeabilität spontan wieder ab (Gaspermeation: 110 bar mit $k \approx 2 \cdot 10^{-22}$ m²). Dieser Druckabfall ist im Detail in Abb. 3.32 dargestellt.

Im Wiederholungszyklus mit Vorgabe einer konstanten Gasinjektionsrate von 50 mL/min (in Abb. 3.34 als 2. Zyklus gekennzeichnet) ergibt sich bereits bei 82 bar ein relativ früheres

Abströmen, d.h. bei niedrigeren Druckwerten. Dieser Effekt resultiert offensichtlich aus einer lokalen Schädigung infolge des Überschreitens der Gasaufnahmefähigkeit des Salzgebirges durch Permeation, wie durch die erhöhte mikroseismische Aktivität entlang einer Durchtrittsfläche in Richtung des GBL dokumentiert ist (s. Kap. 4.4.1.3).

Unabhängig davon stabilisiert sich der mit dem Abströmvorgang sofort abnehmende Gasdruck annähernd auf dem vorherigen Niveau. Gleichzeitig ist aber der Effekt der Permeabilitätszunahme beim Gasdurchschlag (mit einer maximalen Permeabilität) von ca. 10^{-20} m^2 deutlicher schwächer ausgeprägt. Dieser Trend eines „vorzeitigen“ Gasdurchbruchs bei niedrigeren Gasdrücken mit gleichzeitig verringerter Permeabilitätszunahme im Moment des Gasdurchschlages setzt sich bei erneuter Wiederholung (3. Zyklus mit 200 mL/min) noch fort.

Gleichzeitig stellt sich nach wenigen Tagen Standzeit nahezu die niedrige Ausgangspermeabilität her.

Dies zeigt analog zu Beobachtungen aus dem Vorgängervorhaben (IFG, 2007), dass die druckinduzierte Aufweitung der Fließwege bei Überschreiten der Minimalspannung zumindest teilweise reversibel ist, wobei mutmaßlich aber nicht die volle Kohäsion des Salzgefüges spontan wiederhergestellt wird. Bezüglich Wiederherstellung der Integrität bedeutet dies, dass ein (integraler) Gaspermeationsprozess bzw. die hier beobachtete druckgetriebene Fluidinfiltration entlang von Schichtflächen nicht zu einem Aufreißen des Gebirges im Sinne eines Fracs führt sondern die temporäre Erhöhung der Durchlässigkeit als „natürliches“ Sicherheitsventil wirkt. Damit bestätigt dieser Bohrlochversuch die grundsätzlichen Beobachtungen aus dem Vorgängervorhaben.

3.5.4 Bewertung des Gasdurchbruchs auf Basis von Labormessungen

An zwei Steinsalzproben vom Versuchsort Springen (jeweils mit einem Durchmesser von 110mm sowie einer Höhe von 220mm) wurde (1) die Permeabilität des am Versuchsort anstehenden Salzgesteins und (2) dessen Verhalten bei hoher Gasdruckbelastung bis über die kleinste Hauptspannung σ_{\min} hinaus untersucht. Dafür wurde der in Kap. 5.2.4.2 detailliert beschriebene Versuchsaufbau mit einer radialen Injektionsgeometrie eingesetzt.

Als Simulation des Bohrlochversuchs wurde bei beiden Proben der Gasdruck über eine zentrale Sackbohrung aufgebracht und das radial durch die Probenmantelfläche zur Probenaußenseite dringende Gas über eine auf dem Mantel aufgebrachte Metallgaze gesammelt. Mittels einer Sinterplatte als Gassammler wurde das durchgetretene Gas in den unteren Probenstempel abgeleitet, von dem aus es über ein Leitungssystem zu einem Durchflussmesser geführt wurde (vgl. Abb. 5.7b).

Abweichend vom Belastungsregime im Bohrloch, bei dem der Gebirgsdruck wirkt und der Gasdruck stufenweise erhöht wird, wurde in den Labortests ausgehend von einer isostatischen Einspannung ($\sigma_1 = \sigma_3 = 20 \text{ MPa}$) ein Gasdruck von 10 MPa in der Innenbohrung appliziert. Anschließend wurde der Manteldruck σ_3 mit einer konstanten Rate von 1 MPa / 2 h bis auf $\sigma_3 = 8 \text{ MPa}$ abgesenkt und danach wieder auf deutlich mehr als 10 MPa erhöht. Der Vorteil dieser Versuchsführung besteht darin, dass der Manteldruck stetig langsam variiert wird, so dass die Gasdruckeinwirkung nicht durch sekundäre Effekte, z.B. lokalisierte Rissbildung, überlagert wird. Nach bisher vorliegenden Erkenntnissen ist vor allem die Differenz zwischen

der kleinsten Hauptspannung und dem Gasdruck ausschlaggebend. Dieser Effekt ist in Abb. 3.35 dargestellt.

Mit abnehmendem Manteldruck wird die Differenz zwischen Mantel- und Gasdruck kleiner, wobei die Permeabilität bei beiden Proben vergleichsweise gering zunimmt. Erst mit Erreichen des Gasdruckes bzw. des Unterschreitens durch den reduzierten Manteldruck (\Rightarrow Verletzung des Minimalspannungskriteriums) kommt es zu einer signifikanten Zunahme der Gasdurchtrittsrates bis auf ca. 70mL/min. bei $\sigma_3 = 8$ MPa und $p_i = 10$ MPa (entsprechend $\Delta p = 2$ MPa). Dies entspricht nach Abb. 3.35 einer Permeabilitätszunahme um rund 1,5 Größenordnungen. Dieser Effekt ist bei Erhöhung des Manteldrucks auf $\sigma_3 = 12$ MPa nahezu reversibel.

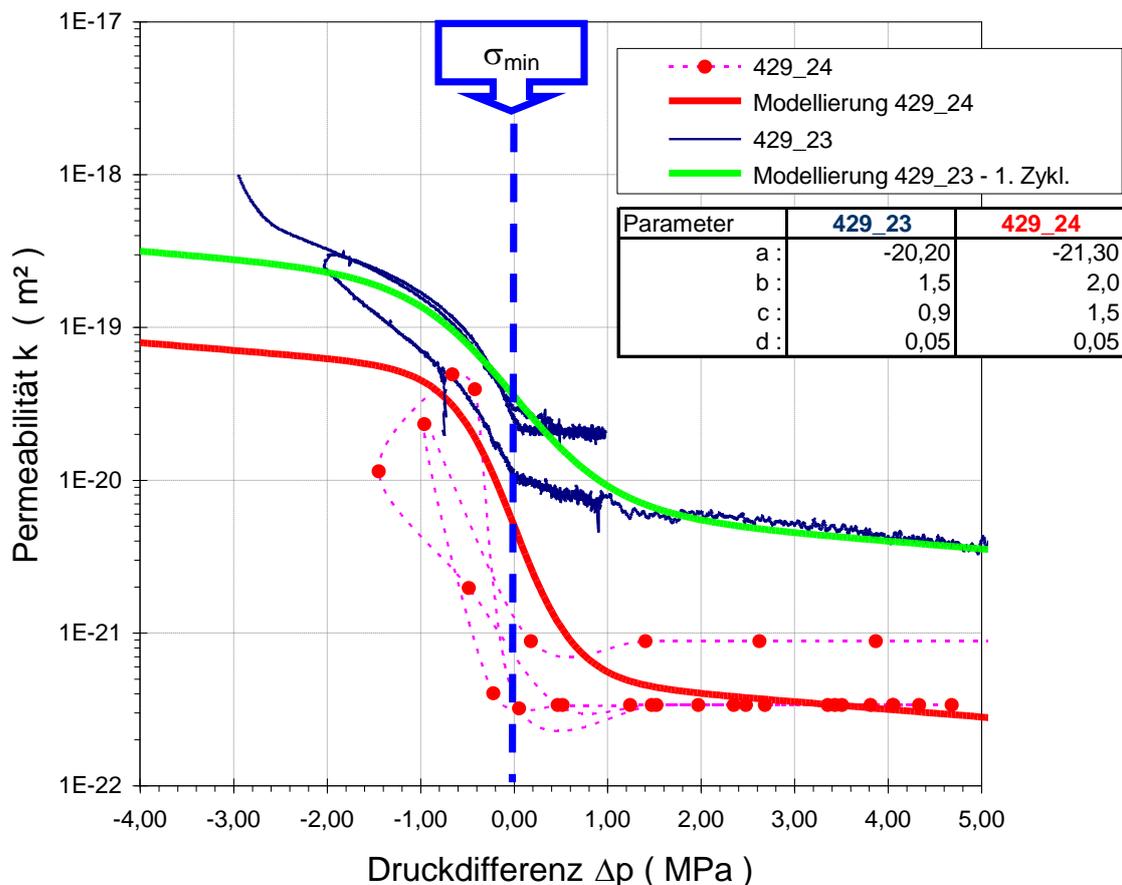


Abb. 3.35. Gaspermeabilität von Steinsalz als Funktion der Druckdifferenz von Minimalspannung σ_{\min} (gegeben durch den Manteldruck p_c) und Gasdruck p_p . Injektionstests mit kontinuierlicher Manteldruckabsenkung bzw. -erhöhung bei konstant anliegendem Gasdruck von $p_i = 10$ MPa mit stationärer Durchflussmessung.

Die in Abhängigkeit vom Differenzdruck gemessene Permeabilitätsentwicklung zeigt in der halblogarithmischen Darstellung einen s-förmigen Kurvenverlauf, der sehr gut mit den Beobachtungen aus früheren Untersuchungen übereinstimmt.

Damit ergibt sich Infolge der Gasdruckbeaufschlagung eine Permeabilitätszunahme, abhängig von der Druckdifferenz Δp , um bis zu fünf Größenordnungen je nach initialer Permeabilität, bis zu einem Niveau von $\sim 10^{-19}$ m², das einer mechanisch gering geschädigten Steinsalzprobe entspricht. Eine Druckentlastung (hier realisiert, durch die Erhöhung des Mantel-

druck über den Gasdruck bis zu mehreren MPa) bewirkt die Wiederherstellung der ursprünglichen Gasdichtheit.

Qualitativ entspricht die in den Labortests beobachtete Abhängigkeit der Permeabilität vom Differenzdruck zwischen σ_{\min} und p_p den Ergebnissen des kleinen Bohrloch-Feldversuchs. Hier wird in Analogie zu den älteren Bohrlochtests aufgrund der gemessenen Druckabfallraten eine anfängliche Gebirgspermeabilität in der Größenordnung von 10^{-23} m^2 abgeschätzt. Die Zunahme der Druckabfallraten entspricht einer kurzfristigen Permeabilitätszunahme um 5 Größenordnungen bis auf 10^{-18} m^2 , wobei der anschließende Selbstabdichtungsprozess zur Wiederherstellung der Gasdichtheit führt.

Die Laboruntersuchungen bestätigen somit sowohl die Ergebnisse des vorher beschriebenen Bohrlochtests als auch die generellen Schlussfolgerungen aus dem Vorgängervorhaben (s. ob.).

3.6 Durchführung des in situ-Messprogramm / Druckbeaufschlagung

3.6.1 Monitoring vor der Druckbeaufschlagung des GBL

Die Datenaufzeichnung der Messsignale aus dem GBL wurde mit der Jahreswende 2010/2011 begonnen, womit zunächst die Gleichgewichtseinstellung des Messortes als „Grundrauschen“ beobachtet wurde.

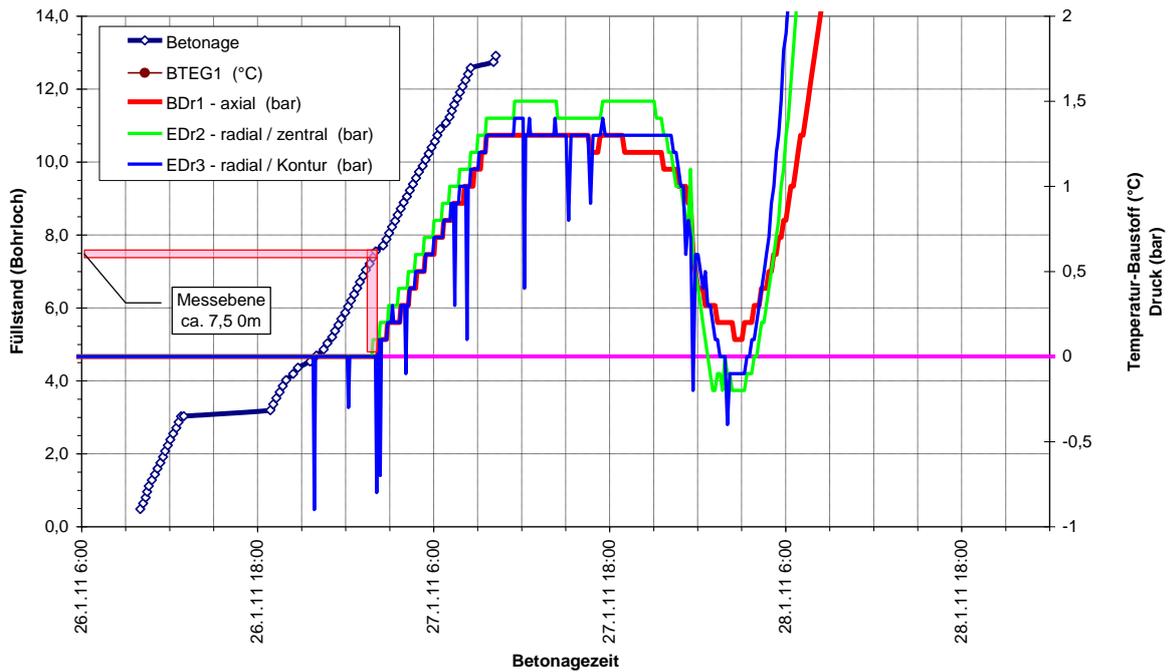
3.6.1.1 Messungen im Betonpfropfen - Betonage

Im Betonierabschnitt des DBM2 ist in einer Höhe von ca. 7,5 m eine Messebene mit 3 GLÖTZL-Spannungsgebern (im Zentrum sowohl vertikal als auch horizontal ausgerichtet sowie ein Geber direkt an der Kontur) installiert, wobei letztere Geber simultan auch als Temperaturegeber fungieren. Abb. 3.36 zeigt sowohl hoch aufgelöst die Betonierphase für den DBM2 mit dem anschließenden Tag (26/27.1.2011 – Messtag 256/257) als auch die Langzeitphase bis zum 27.09.2011 (Messtag 500).

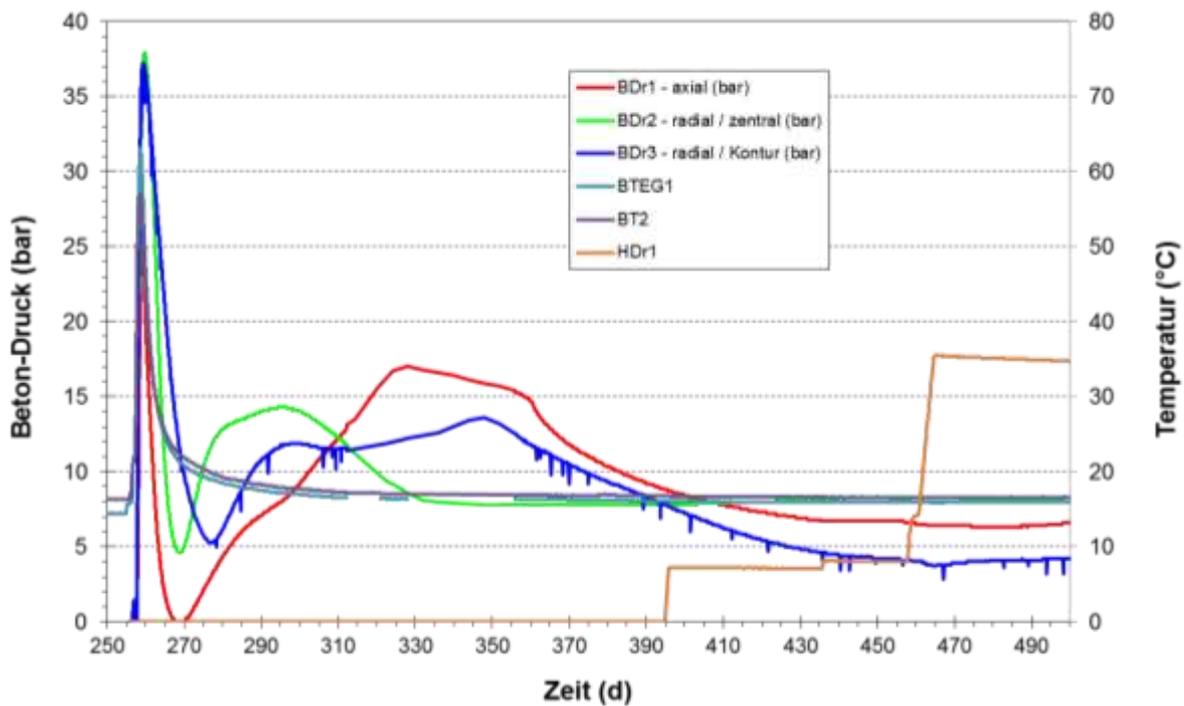
Das Erreichen der Messebene durch den Baustoff (bei ca. 7,5 m) ist durch einen gleichzeitigen Temperatur- (von ca. 16 °C Gebirgstemperatur auf 20 °C) und Druckanstieg, der sich entsprechend der Baustoffsäule entwickelt, gekennzeichnet (Abb. 3.36a).

Mit dem Ansteifen des Baustoffs (ca. 12h nach Beendigung der Betonage – Messtag 257) fallen die Druckwerte zunächst auf 0 bar ab. Danach nehmen die gemessenen Drücke bei gleichzeitigem Temperaturanstieg stetig innerhalb von 24h auf ein Maximum von 38 bar (horizontal ausgerichtete Geber) bzw. 26,6 bar für den vertikal ausgerichteten Geber zu. Im weiteren Verlauf ergibt sich eine Abnahme (abhängig vom Geber) von mehreren bar/d.

Die Temperaturentwicklung der im Baustoff befindlichen Temperaturegeber zeigt qualitativ einen ähnlichen Verlauf (Abb. 3.36a). Die Maximalwerte (36h nach Beendigung der Betonage) betragen ca. 63 °C im Kern sowie ca. 57 °C an der Kontur. Danach ergibt sich ein kontinuierlicher Trend einer Abkühlung, wobei diese sich dem Wert der unbeeinflusst im offenen Bohrloch liegenden Geber von ca. 16 °C annähern.



a)



b)

Abb. 3.36. Druck- und Temperaturentwicklung im Baustoff. a) Betonierphase mit Ansteifen des Baustoffs – 26/27.01.2011. b) Langzeitbeobachtungsphase bis zum 27.09.2011 – Hinweis: die Kurve HDr1 entspricht dem Gasdruck im Hohlraum.

Im weiteren zeitlichen Verlauf gehen die Druckwerte sowohl zeitlich als auch in der Amplitude unterschiedlich stark zurück (Abb. 3.36b). Während nach ca. 10 Tagen in axialer Richtung der Druckwert auf 0 bzw. im Zentrum (radiale Messrichtung) auf ein Minimum von 0,46 MPa fällt, erreicht der Geber an der Kontur sein Minimum von 0,53 MPa nach ca. 20 Tagen

(Messtag 276). Mit Einsetzen der Nachreaktion beginnen alle Druckgeber unterschiedlich stark anzusteigen und erreichen zu verschiedenen Zeitabständen (zwischen 50 und 90 Tagen) ein zweites Maximum, das zwischen 1,2 und 1,7 MPa beträgt. Nach ca. 110 Tagen stellt sich für den im Zentrum liegenden Messgeber ein stabiler Messwert von 0,76 MPa ein, während die beiden anderen Messgeber einen Trend ausgehend von einem höheren Spannungswert in Richtung dieses Endwertes zeigen.

Nach ca. 200 Tagen liegen für alle Geber annähernd konstante Werte zwischen 8 bar (im Zentrum – Messrichtung radial) bzw. 4,5 bar (an der Kontur – Messrichtung radial) und 6,3 bar (im Zentrum - in Richtung der Bohrlochachse) vor. Mit der Gasdruckbelastung bis 35 bar ergibt sich vor allem in axialer Richtung ein Druckanstieg von ca. 1 bar (geringer, an der Kontur), der die Kompression des Dichtpfropfens widerspiegelt (vgl. Abb. 3.36b). Unabhängig davon, zeigen die Messwerte, dass bis zu einem Gasdruck von 65 bar die hydraulisch/mechanische Integrität des Baustoffpfropfens gegeben ist, d.h., es findet weder ein mechanisches Versagen, noch ein hydraulisches Aufreißen der Kontaktfuge statt.

3.6.1.2 Ausgangszustand

Da erwartet wurde, dass die durch die Gasdruckbeaufschlagung induzierten Effekte, insbesondere mechanische Veränderungen, zu nur geringen messtechnischen Signaländerungen führen würden, stellen die vor dem Beginn der Druckbeaufschlagung (Messtag 144) durchgeführten Messungen die Nullmessung dar. Dabei handelt es sich um Messungen für die Bohrlochkonvergenz, Temperatur und Kontur-Extensometer.

Mit den Konvergenzmesstellen sollte die Aufweitung des Bohrlochs gemessen werden. Beide Messgeber sind aber offenbar aufgrund des mehrmaligen, unplanmäßigen Einbaus des Befüllgestänges zum Betonieren beschädigt worden. Während eine Konvergenzmesstelle von vornherein ausfiel, zeigte das 2. Messgerät einen anfänglich plausiblen Trend mit einer Rate von ca. 0,6mm / 120d. Danach ist aber auch dieses Messinstrument (mutmaßlich infolge von Korrosionseffekten, trotz hermetischer Kapselung) ausgefallen und lieferte keine plausiblen Messwerte mehr. Allerdings liegen Ergebnisse aus den Extensometermessungen zur Beschreibung der Bohrlochdehnung vor (vgl. Kap. 3.6.2.3).

Die Temperaturen innerhalb des GBL sind, abgesehen von dem durch das Betonieren ausgelösten T-Sprung im Betonpfropfen, aufgrund der geringen Teufenlage (320 bis ca. 400m) konstant niedrig. Zwischenzeitlich haben sich die Temperaturen nahezu vollständig angeglichen und variieren geberspezifisch zwischen 15°C und 16,5°C, was annähernd der nominellen Messgenauigkeit der PT100-Geber von $\pm 0,5^\circ\text{C}$ entspricht.

Bei den Extensometermessungen zeigte sich anfänglich ein Trend von ca. 0,03 - 0,06 mm / 60d, wobei allerdings der Trend degressiv war. Bei ca. 70 Tagen gibt einen deutlichen Sprung, der mit dem Einbringen des Sorelbinders durch K+S (3. Verpumpphase) korreliert ist. Offenbar sind durch das Einpumpen von extrem viel Salzlösung dabei die Gesteinseigenschaften beeinflusst. Danach bleiben die Messsignale annähernd konstant → 0-Wert für Versuch.

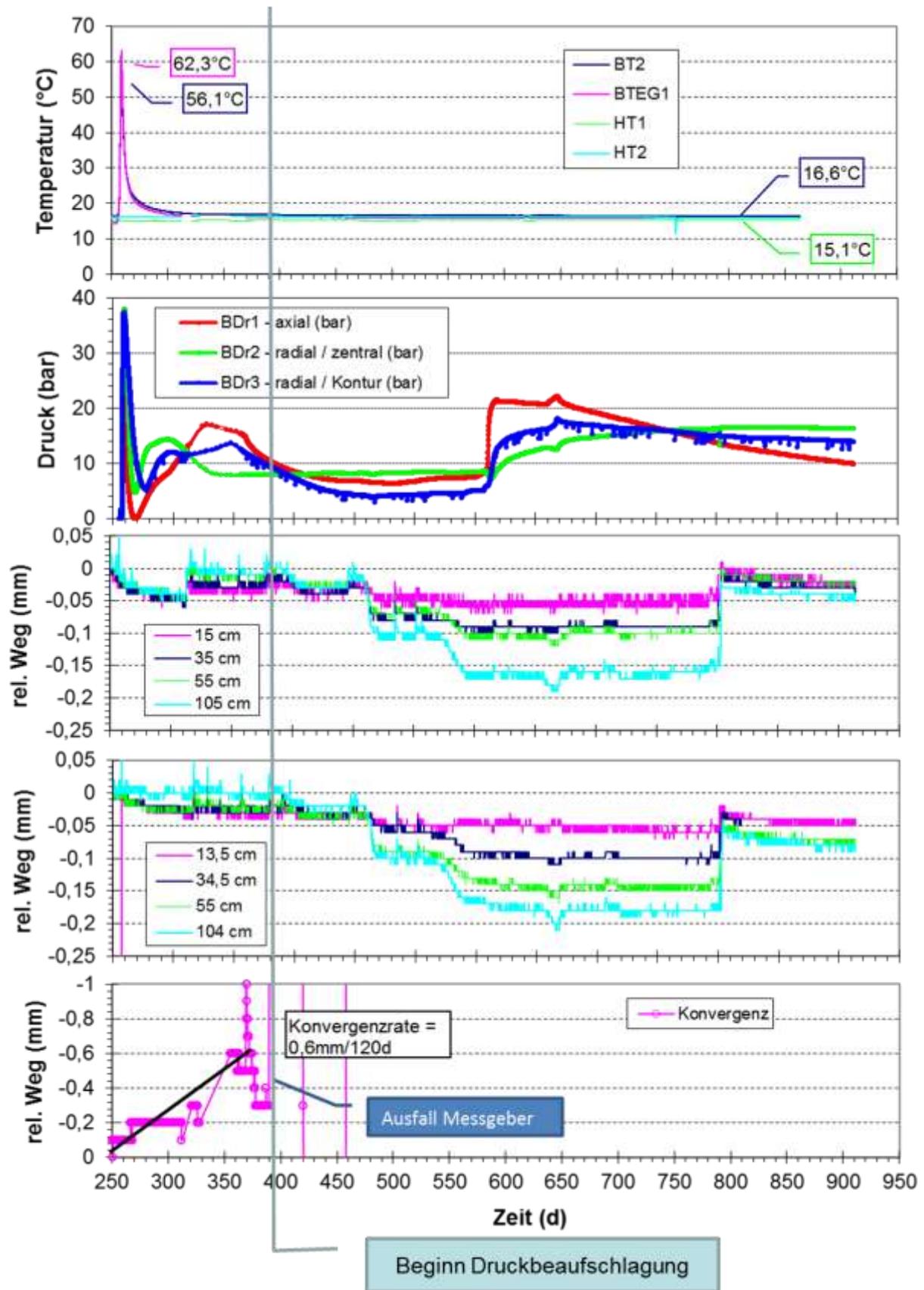


Abb. 3.37. Messdaten in ihrer zeitlichen Variation nach Inbetriebnahme der Messwerterfassungsanlage zum 01.11.2011 – (0-Punkt: 15.05.2010 – Fertigstellung GBL); Beginn Druckbeaufschlagung: 15.06.2011 – Messtag 396.

3.6.2 Monitoring während der Druckbeaufschlagung des GBL

3.6.2.1 Druckbeaufschlagung

Die Druckbeaufschlagung des GBL wurde am 15. Juni 2011 (396. Messtag) begonnen. Das durchgeführte Druck-Zeit-Regime ist in Abb. 3.38 dargestellt bzw. in Tab. 3-10 zusammengefasst. Die Ergebnisse des versuchsbegleitenden mikro-seismischen Monitorings sind in Kap. 4.4 ausführlich dargestellt.

Als Prüfdruck, zum Nachweis etwaiger Leckagen, wurde die Gasdruckbeaufschlagung zunächst mit einem niedrigen Druck von 7,1 bzw. 8,1 bar (entsprechend dem mit dem Atlas-Copco-Kompressors – Vordruck – möglichen Maximaldruck, vgl. Kap. 3.3.3.3) durchgeführt (Abb. 3.38a). Dabei zeigte sich über einen Zeitraum von ca. 60 Tagen ein als zunächst „vernachlässigbar“ eingeschätzter Druckabfall von 0,003 bar/d.

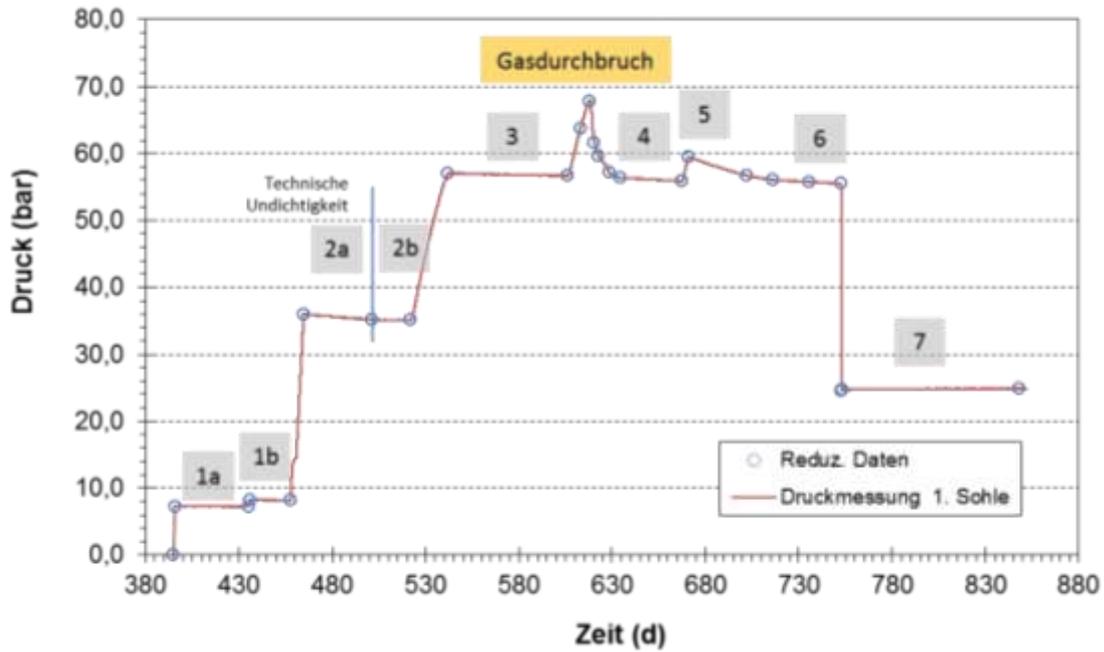
Für die nächste Druckstufe wurde die Niederdruckeinheit des Maximator-Systems - Druckstufe I - eingesetzt. Mit der Druckerhöhung auf 35 bar (ab Messtag 214) setzte sich der bereits vorher beobachtete stetige Druckabfall fort, wobei die Druckabfallrate jetzt 0,02 bar / Tag betrug (Abb. 3.38b). Kontrollmessungen zur Lecksuche belegten einen Gasdurchtritt im Bereich des Druckrohrs für die Messkabel in der Größenordnung von ca. 25 l/min, was der gemessenen Druckabfallrate entspricht.

Diese technische Undichtheit wurde durch den Einbau einer zusätzlichen gasdichten Durchführung an der ursprünglich nach unten offenen Rohrdurchführung Ende August 2011 (Messtag 502) beseitigt (Abb. 3.38b). Referenzmessungen in dem Druckrohr mit einem zusätzlichen Druckgeber ergaben über mehrere Tage einen allmählichen Druckanstieg auf das im Hohlraum herrschende Druckniveau, was unmittelbar die Leckage der oberen Durchführung dokumentiert.

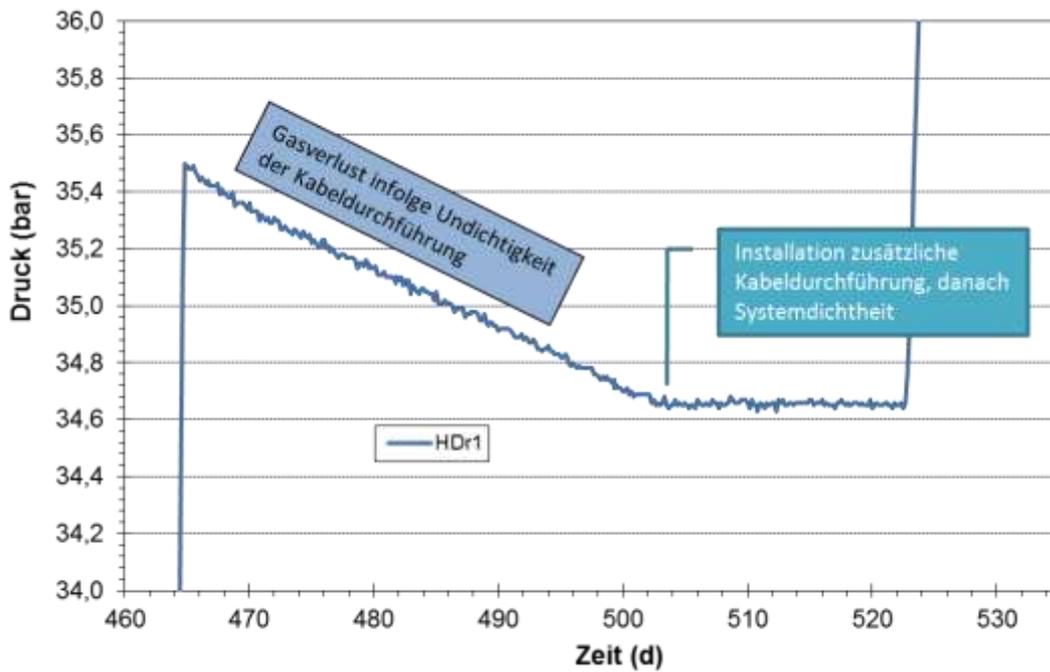
Danach wurde der Druck mit der 2. Hochdruckstufe des Maximator-Systems bis auf 57 bar erhöht und über ca. 2 Monate beobachtet, wobei der Druck um 0,3 bar abnahm, entsprechend der Gebirgspermeabilität. Als nächster Schritt sollte der Druck auf 70 bar erhöht werden. Dabei kam es am 23.01.2012 (Messtag 618) nach einem Maximalwert von 67,85 bar zu einem Gasdurchbruch in Richtung der AE-Bohrungen AE-01 und AE-04 erfolgte. Er war bereits im Vorfeld durch eine erhöhte AE-Aktivität über mehrere Tage angezeigt (Kap. 4.4).

Bei der danach erfolgten Befahrung durch K+S-Personal wurde zunächst „überraschenderweise“ ein Lösungsaustritt in den vorher genannten AE-Bohrungen beobachtet („Plätschern von Wasser“), wobei mittels einer improvisierten Eimermessung mittlere Lösungsaustritte von 10l/h bzw. 50l/h abgeschätzt wurden. Der Lösungsaustritt versiegte nach wenigen Tagen, weil das Lösungsreservoir über dem Betonpfropfen erschöpft war.

Danach stabilisierte sich der Gasdruck innerhalb von 12 Tagen auf einem Niveau von ca. 57 bar (Druckstufe 4).



a)



b)

Abb. 3.38. Druckbeaufschlagung des GBL (Stand 15.09.2012). a) Gesamter Zyklus, Hinweis: Nach Einbau eines zusätzlichen Drucktopfes als gasdichte Durchführung wird die Druckentwicklung in diesem abgedichteten Teilvolumen zusätzlich überwacht. b) Teilausschnitt Druckverlauf vor und nach Einbau eines zusätzlichen Dichttopfes als gasdichte Durchführung.

Tab. 3-10. Druckbelastungsregime des GBL – charakteristische Druck-/Zeitpunkte.

Beschreibung	Datum	Zeit ab Auffahrung (d)	Druck GBL (bar)
Beginn - Druckbeaufschlagung	15.06.2011	394,88	0,00
Erreichen Druckstufe 1a	15.06.2011	395,87	7,32
Endwert Dr.-St. 1a / Druckerhöhung	25.07.2011	435,55	7,27
Erreichen Druckstufe 1b	25.07.2011	436,04	8,29
Endwert Dr.-St. 1b / Druckerhöhung	16.08.2011	457,59	8,19
Erreichen Druckstufe 2a	23.08.2011	464,76	35,98
Endwert Dr.-St. 2a / Abdichtung Leck	28.09.2011	501,23	35,18
Endwert Dr.-St. 2b / Druckerhöhung	19.10.2011	522,05	35,09
Erreichen Druckstufe 3	08.11.2011	542,15	57,00
Endwert Dr.-St. 3 / Druckerhöhung	11.01.2012	606,00	56,70
Zwischenwert / Druckerhöhung	18.01.2012	612,94	63,65
Max-Wert (Gasdurchbruch)	23.01.2012	618,21	67,95
Zeitlicher Druckabfall	26.01.2012	620,53	61,63
Zeitlicher Druckabfall	28.01.2012	622,86	59,71
Zeitlicher Druckabfall	03.02.2012	628,53	57,19
Stabilisierung - konst. Niveau (Dr.-St. 4)	08.02.2012	634,36	56,35
Endwert Dr.-St. 4 / Druckerhöhung	12.03.2012	667,34	55,86
Erreichen Druckstufe 5	16.03.2012	670,84	59,40
Zeitlicher Druckabfall	16.04.2012	702,13	56,74
Zeitlicher Druckabfall	30.04.2012	716,13	56,03
Stabilisierung - konst. Niveau (Dr.-St. 6)	20.05.2012	735,76	55,74
Endwert Dr.-St. 5 / Druckentlastung	06.06.2012	752,76	55,49
Erreichen Druckstufe 7	06.06.2012	753,05	24,57
Stabilisierung - konst. Niveau (Dr.-St. 7)	06.06.2012	753,38	24,64
Aktueller Endwert Dr.-St. 7	09.09.2012	848,23	24,88

Eine Kamerabefahrung von der 2. Sohle durch IFG am 03.02.2012 dokumentierte, dass in diskreten Bohrlochabschnitten ein kombinierter Gas-/Lösungsaustritt vorlag, wobei letztlich ein Bereich von ca. 2 m Mächtigkeit als Fluiddurchtrittszone identifiziert wurde:

0 m – 13,87 m:	Intaktes, geschichtetes Steinsalz, z.T. mit anhaftenden Lösungskristallisationen entlang von Schichtflächen
13,87 m – 14,82 m:	Fluidaustrittszone – diffus zerstäubtes Lösungs-/Luftgemisch
14,82 m – 15,40 m:	Zone mit massiven MgCl ₂ -Sinterbildungen
15,40 m – 15,80 m:	Fluidaustrittszone (wie oben)
> 15,80 m	Intaktes Steinsalz (wie oben)

Überraschenderweise liegt die Fluiddurchtrittszone nicht im Bereich des offenen Bohrlochs sondern etwa in der Mitte des Brucitbinderpropfens, was mit den Ergebnissen der AE-

Messungen übereinstimmt. Die Ergebnisse der AE-Messungen belegen, dass sich um die Bohrung herum eine flächige Gasdurchtrittszone ausgebildet hat, die unsymmetrisch in Richtung der AE-Bohrungen AE-01 und AE-04 verläuft (Abb. 4.19), die offenbar als hydraulische Senke gewirkt haben.

Der Gasdurchbruch ergibt sich, wie bereits in IFG (2007) dargestellt und hier durch die Ergebnisse der Labor- und Bohrlochuntersuchungen bestätigt (Kap. 3.5.4), als druckgetriebener Perkolationsprozess aufgrund des Überschreitens der kleinsten Hauptspannung, die in der entsprechenden Region bei ca. 7 MPa liegt.

Aufgrund bestimmter Randbedingungen (Kammer/Pfeilersystem mit nicht eindeutig identifizierter Reichweite einer Hohlraum-bedingten Spannungsentlastung konnte in den Voruntersuchungen nur eine Spannweite zwischen 6 und 8 MPa angegeben werden (s. Kap. 3.4), wobei laut Modellrechnungen eine Reichweite der Hohlraum-entlasteten Zone von ca. 15 m ausgewiesen wurde, die parallel zur Hohlraumgeometrie verläuft (s. Kap. 3.4.3).

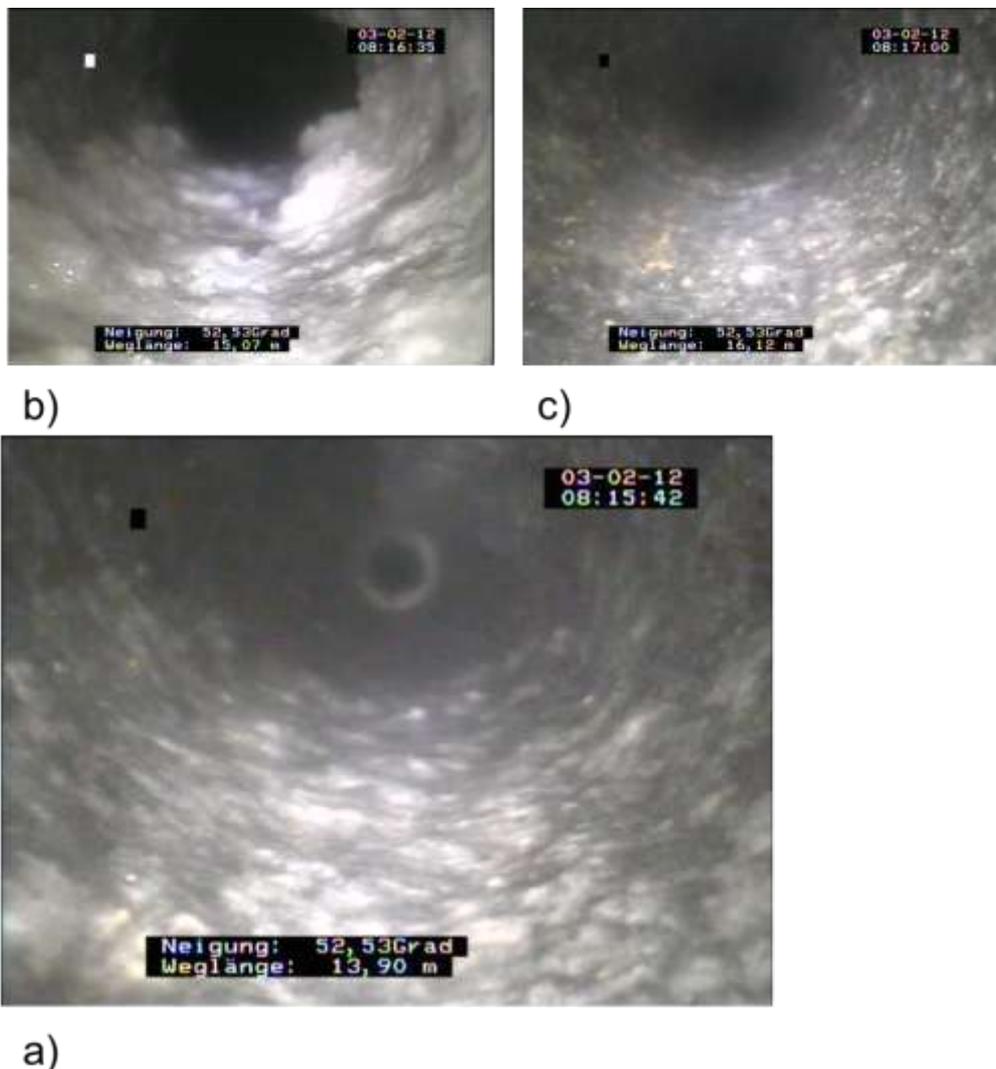


Abb. 3.39. Dokumentation der Gasdurchtrittszone in der AE-1 - Bohrung (Video-Befahrung 03.02.2012). a) Horizontaler Gas- und Lösungsaustritt (diffus verteilte Partikel): 13,90 m. b) Massive MgCl₂-Auskristallisation: 15,07 m. c) unbeeinflusster Bohrlochabschnitt, oberhalb der Austrittsstelle: 16,12 m).

Eine nochmalige Erhöhung auf 59,4 bar (Druckstufe 5) führte zu einer zeitlich degressiven Druckabnahme, wobei sich der Gasdruck auf einem Niveau zwischen 57 und 56 bar stabilisierte, d.h. auf dem Niveau wie in der Druckstufe vor der Druckerhöhung mit dem Gasdurchschlag. Die resultierende Druckabfallrate ist praktisch identisch wie vorher, d.h. die Dichtheit des Salzgebirges hat sich jeweils durch den Druckabfall wiederhergestellt. Die Wiederherstellung der ursprünglichen Dichtheit korrespondiert mit einer Abnahme der AE-Aktivitäten (Kap. 4.4)

Zur Überprüfung der nach diesem Gasdurchschlag vorliegenden Dichtheit des Salzgebirges wurde der Gasdruck am 06.06.2012 auf ca. 25 bar innerhalb von ca. 4h abgesenkt. Als Folge der adiabatischen Zustandsänderung infolge der Druckluftexpansion kam es im Bohrloch zu einer Abkühlung von ca. 4°C sowie zu einer spontanen Hohlraumkonvergenz von bis zu 0,15 mm (vgl. Abb. 3.37), wobei keine erhöhte mikro-seismische Aktivität beobachtet wurde. Nach dem Temperatúrausgleich innerhalb von 2 Tagen blieb der Druck konstant bzw. stieg gering an (Tab. 3-10), was die absolute Dichtheit des Salzgebirges, trotz des vorher erfolgten Gasdurchschlages belegt.

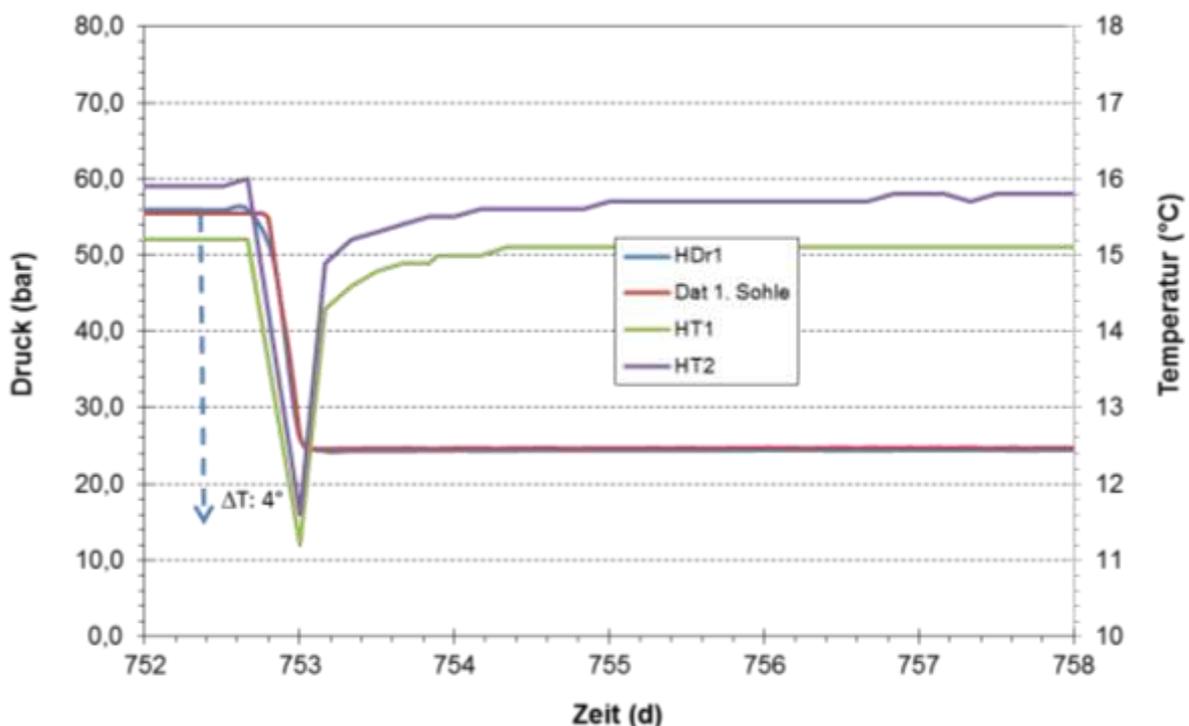


Abb. 3.40. Adiabatische Druckentlastung des GBL am 06.06.2012 – Zeitlicher Druck- und Temperaturverlauf (2 Messgeber).

Damit dokumentieren die vorliegenden Ergebnisse in Übereinstimmung mit den AE-Messungen (Kap. 4.4), dass die hier beobachtete „druckgetriebene Infiltration“ von Fluiden ein von dilatanter Schädigung unabhängiger zeitabhängiger, druckgetriebener Versagensmechanismus ist, der im Wirtsgestein wirksam ist. Er findet über eine hydraulische Aufweitung von Wegsamkeiten im mikro- und makroskopischen Maßstab (d.h. Korn- grenzen, Schichtflächen) statt, wobei es bei Druckentlastung zu einer spontanen Wiederherstellung der hydraulischen Integrität kommt.

3.6.2.2 Hydraulische Integrität des Sorelpfropfens

Der Zustand des Betons innerhalb des Betonierabschnitts des DBM2 wird in einer Höhe von ca. 7,5 m mit GLÖTZL-Spannungs- bzw. Betondruckgebern (im Zentrum sowohl vertikal als auch horizontal ausgerichtet sowie ein Geber direkt an der Kontur) überwacht. Damit wurden zunächst die aus der Baustoffentwicklung beim Abbindeprozess und nachfolgenden Phasen- und Gefügewandlungen im MgO-Beton resultierenden Spannungsänderungen gemessen, wobei sich wie in Abb. 3.36 dargestellt, nach einer Standzeit ein Trend einer für die Geber unterschiedlich ausgeprägten Stabilisierung auf einem Druckniveau zwischen 5 und 10 bar abzeichnete. Dieses Verhalten wurde durch die Druckerhöhung bis ca. 8 bar nicht beeinflusst.

Mit der Druckerhöhung auf 35 bar traten auch im Betonpfropfen messbare Veränderungen auf. Wie Abb. 3.41 zeigt, kehren sich nach der Druckerhöhung die vorher gemessenen Druckverläufe um, und es kommt an allen drei Messgebern zu einem signifikanten Druckanstieg von mehreren bar, wobei der Effekt in axialer Richtung am stärksten ausgeprägt ist, gefolgt vom Messgeber an der Kontur. Bei Druckerhöhung auf 57 bar setzt sich dieser Trend noch fort.

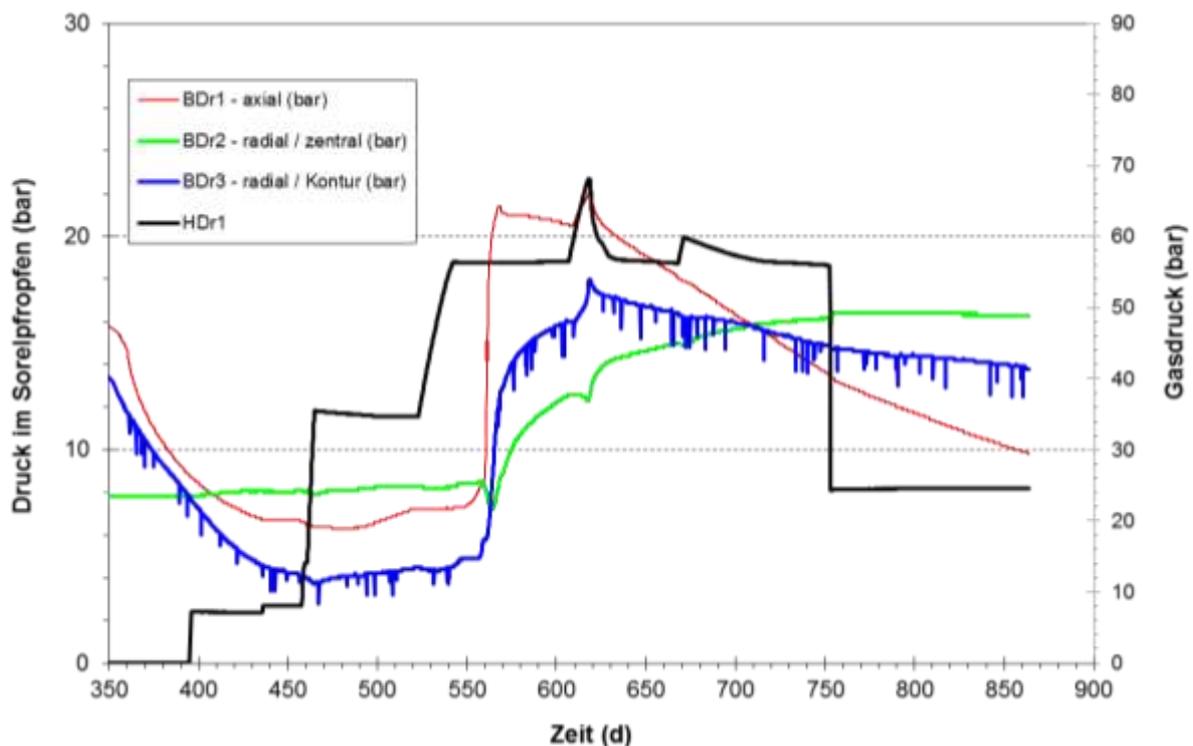


Abb. 3.41. Zeitliche Änderungen der Betondruckgeber (BDr1 – 3) im Bereich des DBM2-Pfropfens bei Gasdruckbeaufschlagung (Messebene bei ca. 9 m oberhalb Firste von der 2. Sohle).

Diese Druckzunahme spiegelt die druckbedingte Kompression des Dichtpfropfens wieder, die sich entlang des Bohrlochverschlusses offenbar großräumig durchpaust. Die Tatsache, dass der Druckanstieg in den drei Messrichtungen unterschiedlich ist (analog zu einem klassischen querdehnungsbehinderten Kompressionsversuch), belegt, dass sich nicht ein hydraulischer Druckimpuls durch nahezu lösungserfüllten Porenraum durchpaust, sondern sich

zunächst die Einspannung erhöht. Damit wird gleichzeitig auch die hydro-mechanische Integrität bzgl. Dichtigkeit und mechanische Stabilität des Pfropfens belegt.

Nach einer Haltezeit von 20 Tagen bei ca. 57 bar trat plötzlich vor allem für den axial ausgerichteten (bis 21 bar) bzw. für den auf der Kontur liegenden Druckgeber (16 bar) ein deutlicher Druckanstieg auf, während der radial ausgerichtete, im Zentrum liegende Geber ein kurzes Minimum durchlief und dann ebenfalls deutlich bis auf 12 bar anstieg. Bei der weiteren Druckerhöhung setzte sich der vorher beschriebene Trend eines Druckanstieges für den axial bzw. auf der Kontur liegenden Geber sowie einer kurzfristigen Abnahme des radial im Zentrum liegenden Gebers fort. Mit dem Gasdurchschlag kehrt sich dieser Trend um, wobei die beiden ersten Geber stetig abfallen, während der im Zentrum liegende Geber ansteigt.

Die Ursachen für dieses Verhalten sind nicht eindeutig geklärt, wobei sowohl ein teilweises mechanisches Versagen (Abgleiten des Brucitpfropfens auf der Kontur, obwohl nach der Abschätzung in Kap. 5.2.1 aufgrund der Länge des Pfropfens ausgeschlossen) sowie ein hydraulischer Effekt infolge eines sich über die Kontur entwickelnden Porendrucks möglich ist. Die integrale Durchlässigkeit der Dichtbaustoffe, insbesondere des Brucitmaterials, ist nach Ausweis der Labormessungen praktisch vernachlässigbar (s. Kap. 5.2.4.3). Allerdings gibt es keine AE-Ereignisse im Bereich der Kontaktzone zwischen Betonpfropfen und Bohrloch, sondern vor allem Häufungen an der Kontaktzone, zwischen beiden Baustoffchargen. Wie in Kap. 5.2.4.3 ausgeführt, kann von vergleichsweise schlechteren Materialeigenschaften (Festigkeit, Durchlässigkeit) des DBM2 gegenüber dem Brucit ausgegangen werden, so dass, wenn es zu einer lokalen Durchströmung des Brucitpfropfens kommt, sich die Effekte an der Grenzfläche akkumulieren werden, wie auch durch die AE-Messergebnisse dokumentiert wird (vgl. Kap. 4.4.1.1).

Letztlich könnte aber nur eine Kernbohrung in den Pfropfen (zur Probennahme für die Charakterisierung der Materialeigenschaften) sowie in die Konturzone mit begleitenden Hydrofrac-Messungen eine sichere Klärung der hier beobachteten Phänomene ermöglichen.

3.6.2.3 Wechselwirkung Gasdruck / Salzgebirge

Mit den Druckerhöhungen auf ca. 8 bar bzw. 35 bar wurde jeweils eine geringe radiale Verschiebung entsprechend der druckbedingten Bohrlochaufweitung gemessen (Abb. 3.37). Sie wird im Folgenden mit einem analytischen Ansatz bewertet. Die Auswertung basiert auf einem zylindrischen Bohrloch in einem unendlich ausgedehnten, isotropen und elastischen Medium unter ebenen Spannungsbedingungen nach der klassischen Kirsch-Lösung (vgl. Abb. 3.42, für Details s. FLAC^{2D} Manual Vers. 3.3, ITASCA, 1996).

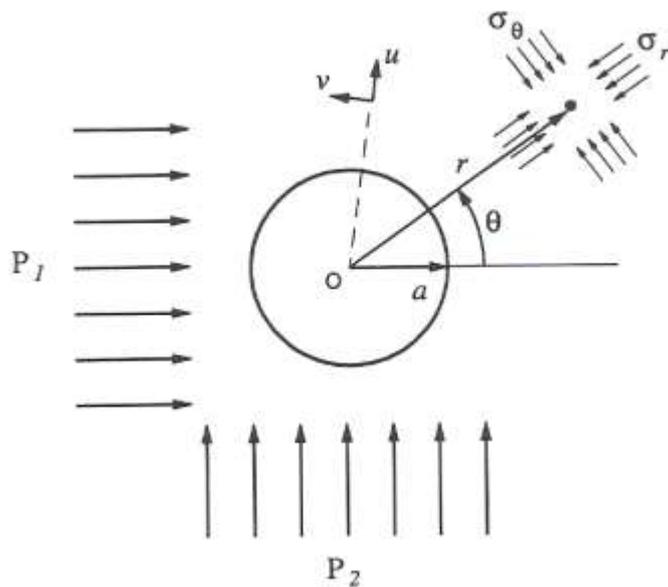


Abb. 3.42. Zylindrisches Bohrloch in einem unendlich ausgedehnten elastischen Medium.

Die radialen Verschiebungen u_r können danach für den Fall anisotroper Einspannungen ($p_1 \neq p_2$, vgl. Abb. 3.42) folgendermaßen bestimmt werden:

$$u_r = \frac{p_1 + p_2}{4G} \frac{a^2}{r} + \frac{p_1 - p_2}{4G} \frac{a^2}{r} \left[4(1 - \nu) - \frac{a^2}{r^2} \right] \cos 2\theta$$

mit G = Schermodul und ν = Poissonzahl, a = Bohrlochradius, r = Reichweite der Dehnung, θ = Winkel der Bezugsrichtung.

Im Falle rotationssymmetrischer Spannungen vereinfacht sich die Berechnung zu:

$$u_r = \frac{[p_i \frac{a^2}{(r+a)} - a]}{2G} \quad \text{mit } p_i = p_1 = p_2.$$

Die radiale Dehnung des Bohrlochs hängt vor allem vom Schermodul G ab. Im Rahmen der analytischen Rechnungen wurde eine Abschätzung mit $G \approx 10$ GPa durchgeführt. Die für die unterschiedlichen Konturabstände (entsprechend den Messpunkten der Extensometer) berechneten Dehnungen sind in Abb. 3.43 den gemessenen Verschiebungen in Abhängigkeit vom Gasdruck gegenüber gestellt. Es zeigt sich eine erhebliche Streuung der Messwerte, was aus den kleinen gemessenen Verschiebungen (max. 0,06 mm in ca. 1 m Konturabstand bei 35 bar Gasdruck) resultiert. Unabhängig davon zeigt sich, dass mit den verwendeten Extensometern plausible Messwerte bestimmt werden.

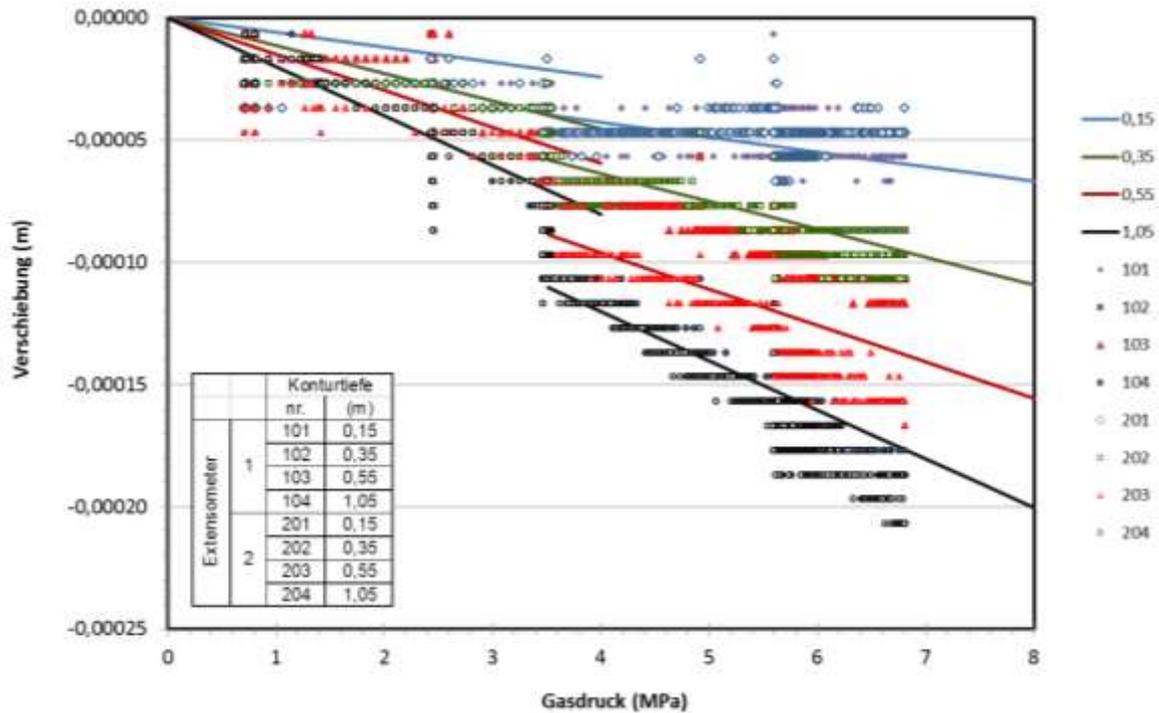


Abb. 3.43. Radiale Dehnung des GBL für die vier Messlängen der zwei Extensometer – Messwert vs. analytische Prognose.

Bei längerer Haltezeit für den Druckwert 35 bar ergibt sich ein deutlicher Versatz, der möglicherweise auf Kriechprozesse zurückgeführt werden kann. Allerdings beträgt die Verschiebung (bezogen auf den 1 m-Konturabstand mit dem relativ größten Effekt) nur ca. 0,02 mm, wobei die relative Messauflösung der Geber bei $\pm 0,01$ mm liegt. Insofern lässt sich eine Hohlräumeaufweitung infolge von Kriechen nicht zuverlässig nachweisen.

Ausgehend von dem neu definierten Startwert lässt sich die radiale Hohlraumdehnung wiederum über die Annahme eines Schermoduls mit $G \approx 10$ GPa beschreiben.

4. Mikroseismische Messungen zur Rissortung

Autoren: J. Philipp und D. Dörner (GMuG)

4.1 Einleitung

Das mikro-seismische (oder mikroseismische) Monitoring am untertägigen Versuchsort im Bergwerk Merkers, Grubenbereich Springen (BMW-Hallen) wird durch GMuG ausgeführt. Zur Überwachung der Riss- und Mikrorissbildung im Umfeld des Großbohrlochs wurde ein Netzwerk aus 12 mikro-seismischen Bohrlochsonden, die in vier Bohrlöchern um das Großbohrloch herum installiert wurden, eingerichtet, das autonom vor Ort mikro-seismische Aktivität des Gebirges aufzeichnet und vorläufig ortet. Im Folgenden werden die dafür notwendigen Installationen und die Mess- und Auswertemethodik sowie die wesentlichen Ergebnisse im chronologischen Gang bzw. in ihrer räumlichen Ortung während der gesamten Messzeit dargestellt. Ein umfassender Ergebnisbericht liegt in Anlage 4.1 vor.

4.2 Eingesetzte Messtechnik / Auswertemethodik

4.2.1 Messanlage

Für die Durchführung der Messungen wird eine 16-kanalige Mikroakustik-Anlage vom Typ GMuG AE_μSeis_16_1000_16 eingesetzt. Der Aufbau der Messanlage ist schematisch in Abb. 4.1 wiedergegeben.

Bis auf die Bohrlochsonden sind alle zur Messanlage gehörenden Komponenten in einem 19-Zoll-Messgeräteschrank untergebracht. Die Digitalisierung der Signale erfolgt mit einem 16-kanaligen Transientenrekorder, der in Form einer PCI-Einsteckkarte in einen robusten und untertagetauglichen Industrie-PC eingebaut ist. Die Abtastrate beträgt 1 MHz pro Kanal bei 16 bit Auflösung, wobei jeder Kanal über einen eigenen Analog-zu-Digital-Wandler mit eigener Triggerlogik verfügt. In den Industrie-PC ist außerdem eine Kontrolleinheit für einen Sendeimpuls-Generator eingebaut.

Im Messgeräteschrank befindet sich darüber hinaus noch ein 19-Zoll-Gerät vom Typ GMuG SPV20, das für jeden Messkanal die Betriebsspannung für den Vorverstärker bereitstellt und eine Hochpassfilterung von 1 kHz sowie eine Nachverstärkung der Signale um 10 dB durchführt. Weiterhin befinden sich im Messgeräteschrank ein Hochspannungs-Impulsgenerator zum Betrieb einer Ultraschallquelle und ein Modem zur Fernüberwachung der Anlage.

Mit der eingesetzten Messanlage wird direkt vor Ort eine automatische Ortung der registrierten mikroseismischen Ereignisse durchgeführt. Die vollständigen Signalformen aller automatisch georteten Ereignisse werden für eine eventuell durchzuführende Nachbearbeitung gespeichert. Zusätzlich werden auch die vollständigen Signalformen derjenigen nicht georteten Ereignisse gespeichert, bei denen eine Mindestzahl (einstellbar) von P-Welleneinsätzen automatisch bestimmt werden konnte.

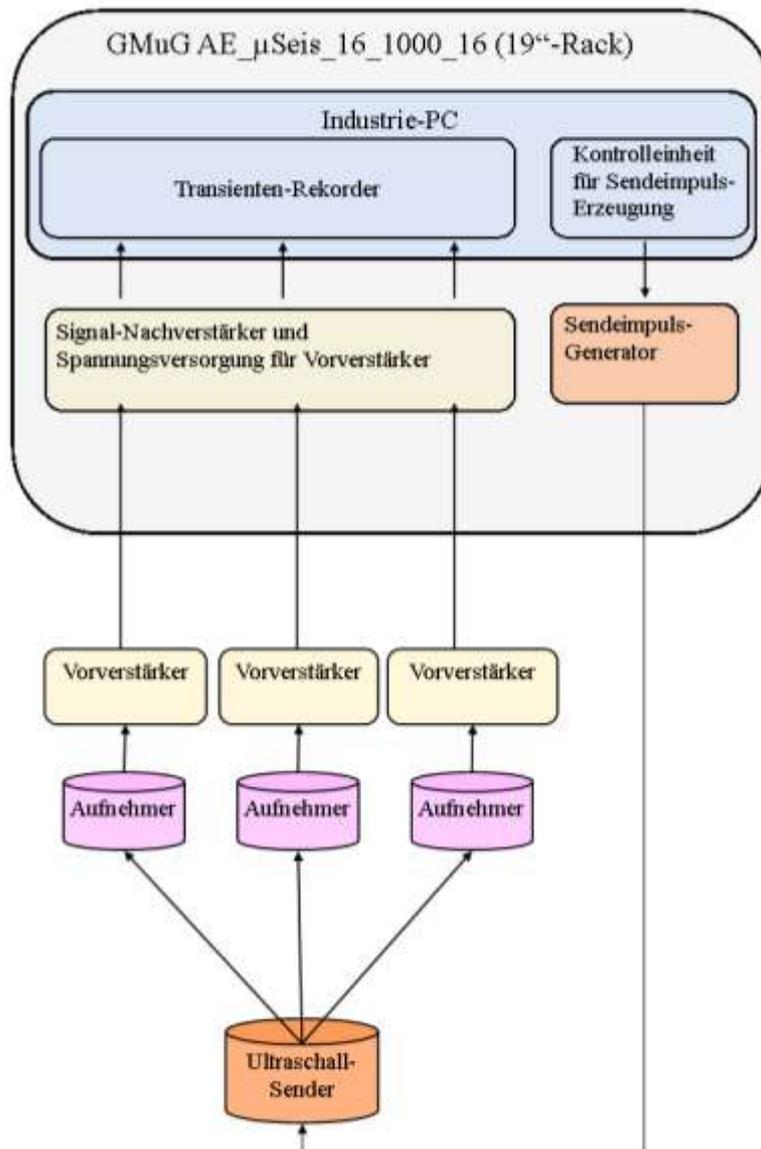


Abb. 4.1. Schematische Darstellung der Messanlage

4.2.2 Bohrlochsonden / Sondenordnung

In den vier Instrumentierungsbohrungen (Durchmesser 101 mm), die im Abstand von etwa 15 Metern um die Mitte des Großbohrlochs herum angeordnet sind, wurden insgesamt 12 Bohrlochsonden für die kontinuierliche mikro-seismische Überwachung installiert. Zusätzlich wurde je eine Sendesonde und eine weitere Empfangssonde installiert, die für Kalibrier- bzw. Testmessungen verwendet wurden.

Abb. 4.2 zeigt in einer perspektivischen Darstellung die zur Ortung installierten Sonden und die Lage des Großbohrlochs. Die zusätzliche Empfangssonde (Nr. 8) liegt unmittelbar unterhalb der Sonde Nr. 6 und die Sendesonde (Nr. 16) liegt unmittelbar oberhalb der Sonde Nr. 14 (beide Sonden auf dem mittleren Niveau). Die beiden in der Abbildung angedeuteten Ebenen geben die Lage der oberen Sohle und die Lage der unteren Firste wieder. Das Ko-

ordinaten-Dreibein im oberen Bereich der Abbildung stellt die Orientierung des Sensornetzwerkes im Raum dar. Rot zeigt nach Osten, blau zeigt nach Norden und grün zeigt nach unten. Die Länge der Achsen entspricht 10 m. Bei der Darstellung der Großbohrung wird noch der geplante senkrechte Verlauf der Bohrung angenommen, während die vier Instrumentierungs-Bohrungen entsprechend der Vermessung dargestellt sind. Der blaue Bereich der Großbohrung stellt in etwa den verfüllten Bereich dar.

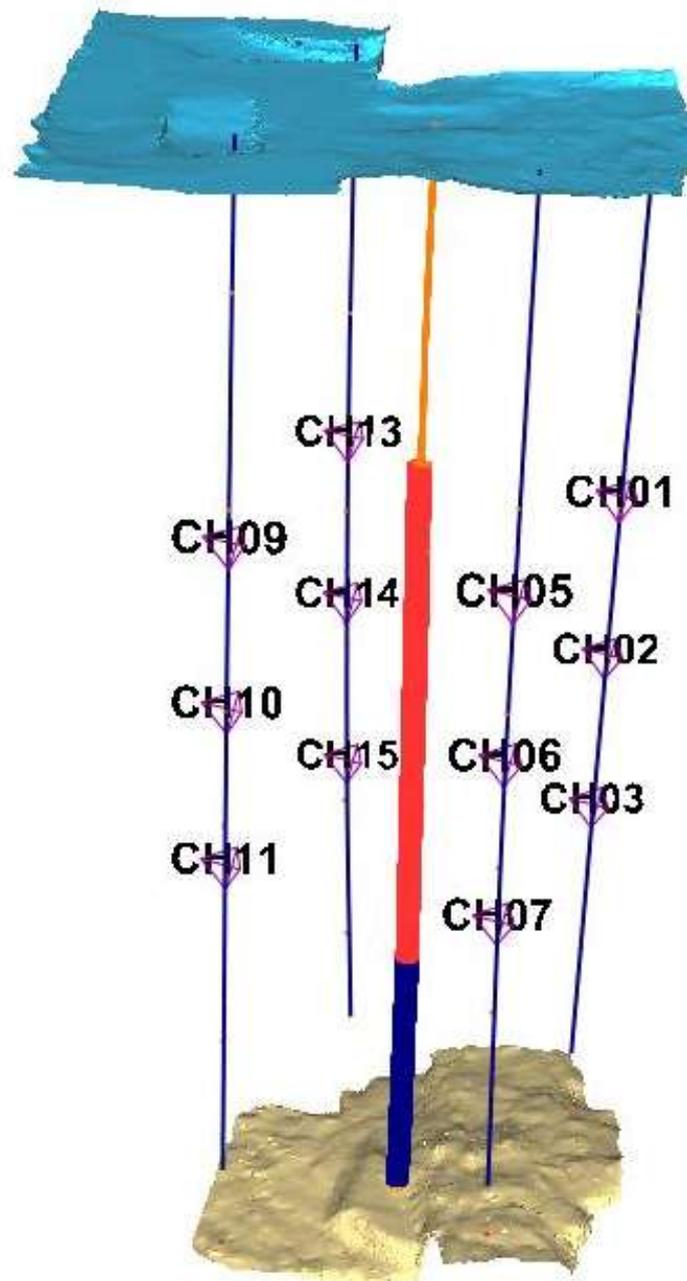


Abb. 4.2. Perspektivische Darstellung der Sensorpositionen relativ zur Großbohrung

In Abb. 4.3 sind die Sondenpositionen in den vier Instrumentierungsbohrungen (schwarze Quadrate) und die Position des Großbohrlochs (roter Kreis) in einer Aufsicht dargestellt.

In allen vier Bohrungen befinden sich jeweils drei Aufnehmer für die mikro-seismische Überwachung sowie in Bohrung AE_02 der zusätzliche Empfänger und in Bohrung AE_04 der seismische Sender. Die Sonden verteilen sich auf drei Niveaus etwa 30 m, 42 m und 55 m unterhalb der ersten Sohle. In Abb. 4.3 wird aus Gründen der Übersichtlichkeit nur die Position der jeweils obersten Sonde gezeigt.

Für die mikro-seismische Überwachung sind Sonden mit zwei verschiedenen Aufnehmertypen installiert worden. Dabei handelt es sich zum Einen um acht Bohrlochsonden vom Typ GMuG MA-BLw 90, und zum Anderen um vier Sonden vom Typ M50-BLw 90. Die Aufnehmer der Sonden MA-BLw 90 sind im Frequenzbereich zwischen 1 und 200 kHz empfindlich, mit schwach ausgeprägten Resonanzen bei etwa 70 kHz und 130 kHz. Die Aufnehmer der Sonden M50-BLw 90 sind ähnlich aufgebaut wie diejenigen der Sonden MA-BLw 90; sie sind jedoch hauptsächlich im Frequenzbereich 1 bis 50 kHz empfindlich. Der Frequenzbereich ist zwar gegenüber dem vom Typ MA-BLw 90 eingeschränkt, dafür wird eine höhere Empfindlichkeit im Frequenzbereich unterhalb von 50 kHz erreicht. Da die mikro-seismischen Signale in diesem Vorhaben ihre Hauptenergie unterhalb von 50 kHz haben, ist die Empfindlichkeit des Sondenarrays durch die teilweise Verwendung des Aufnehmertyps M50-BLw 90 erhöht worden. Auf dem oberen und unteren Niveau der Sondenanordnung befinden sich die Sonden vom Typ MA-BLw 90 und auf dem mittleren Niveau die Sonden vom Typ M50-BLw 90.

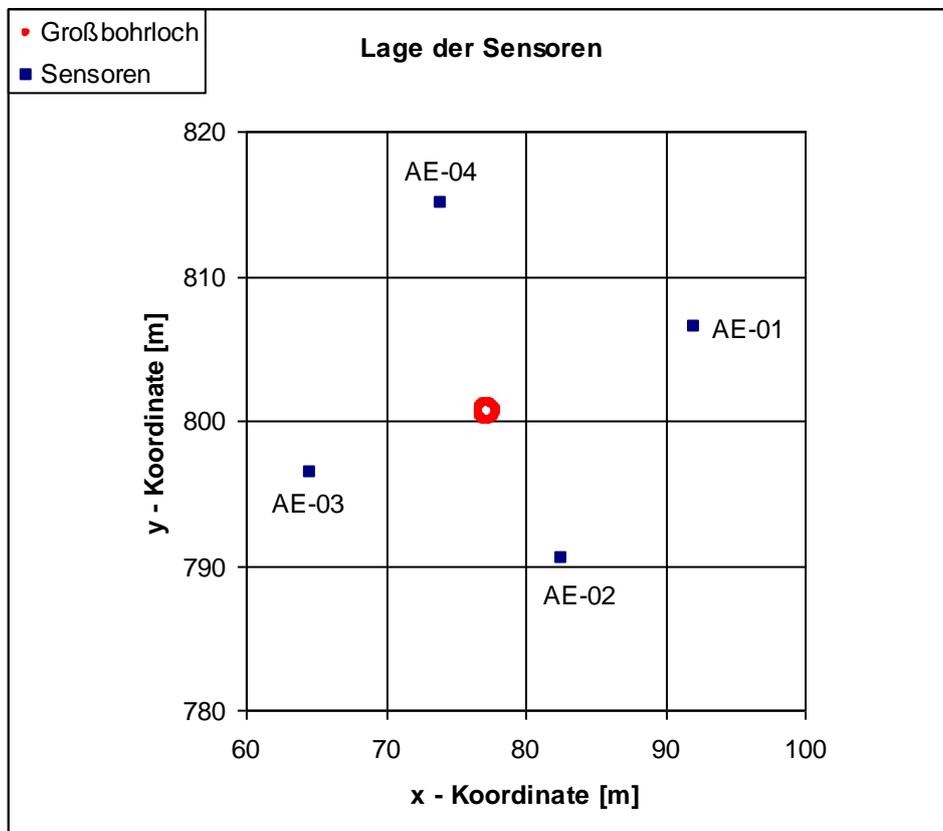


Abb. 4.3. Aufsicht auf das Sondenetzwerk. Mit blau sind die Sensoren gekennzeichnet, mit rot die Lage des Großbohrlochs. Gezeigt wird der jeweils oberste Sensor.

Jeder Aufnehmer ist mit einem Koppelstück zur flächigen Ankopplung an die Bohrlochwand versehen. Zur Ankopplung wird der Aufnehmer mit einer starken Feder, die während der Installation der Sonde pneumatisch niedergehalten wird, dauerhaft an die Bohrlochwand gepresst. In die Sonde ist ein Vorverstärker vom Typ GMuG VV 30, der das sehr kleine Signal um 30 dB verstärkt, eingebaut. Zur Installation wird ein Gestänge benutzt; die Kabel und der Pneumatikschlauch werden außen am Gestänge geführt. Mehrere Sonden können im Strang hintereinander eingebaut werden, wobei die Ausrichtung der Aufnehmer über das Gestänge kontrolliert wird.

4.2.3 Installation / Optimierung

Für die Überwachung des Versuchsortes im Umfeld des GBL wurde ein mikro-seismisches Messarray in vier Bohrungen installiert, das nachfolgend beschrieben ist. Weiterhin hängt die Qualität der Ortung wesentlich von den exakten Sondenkoordinaten sowie der Kenntnis der spezifischen Eigenschaften des Salzgebirges ab, die hier sehr genau bestimmt wurden.

4.2.3.1 Installation

Die Installation der Messanlage und der Bohrlochsonden wurde in drei Schritten durchgeführt.

- (1) Im ersten Schritt wurden am 6. und 14. Januar 2010 die Sonden Nr. 1, 2 und 3 in der Bohrung AE_01, die Sonden Nr. 5, 6 und 7 in der Bohrung AE_02 und die Sonden Nr. 13, 14 und 15 in der Bohrung AE_04 installiert. Zusätzlich wurde in der Bohrung AE_02 die Sonde (Nr. 8) vom Typ M90-BLw 90 installiert, die gegenüber dem Sondentyp M50-BLw 90 mit einem Aufnehmer mit höherem Frequenzbereich (1 – 90 kHz) ausgestattet ist. In der Bohrung AE_04 wurde zusätzlich die Sonde (Nr. 16) vom Typ MTr-BLw 90 installiert. Diese Sonde ist eine Sendesonde, die seismische Wellen im Frequenzbereich von etwa 5 bis 100 kHz abstrahlt.
- (2) Im zweiten Schritt wurden am 17. und 18. Februar 2010 zwei Sonden (Nr. 9 und Nr. 11) vom Typ MA-BLw 90 in der Bohrung AE_03 eingebaut.
- (3) Im dritten Schritt wurde dann am 29. und 30. März 2010 der Endzustand der Installation erreicht, indem zusätzlich zu den beiden bereits vorhandenen Sonden im Bohrloch AE_03 eine dritte Sonde (Nr. 10) vom Typ M50-BLw 90 installiert wurde.

In der Anlage 4.1 sind die Koordinaten der Bohrlochsonden tabellarisch wiedergegeben. Die Kanalbelegung an der Mikroakustik-Anlage entspricht der Sondennummerierung. Die zwei nicht belegten Messkanäle Nr. 4 und Nr. 12 dienen als Reserve. Alle Aufnehmer sind radial an die Bohrlochwand angekoppelt und zur Achse des Großbohrlochs ausgerichtet.

Als Bezug für die Teufe wurde Normal-Null gewählt; die für die Mikroakustik maßgebenden Sensorkoordinaten wurden ebenfalls in diesem Format angegeben. Bei der Angabe der Sensor- und der Ortungskordinaten werden intern (der besseren Handhabung wegen) nicht die kompletten hier angegebenen Rechts- und Hochwerte verwendet, sondern nur die letzten drei Vorkomma- sowie die beiden Nachkommastellen.

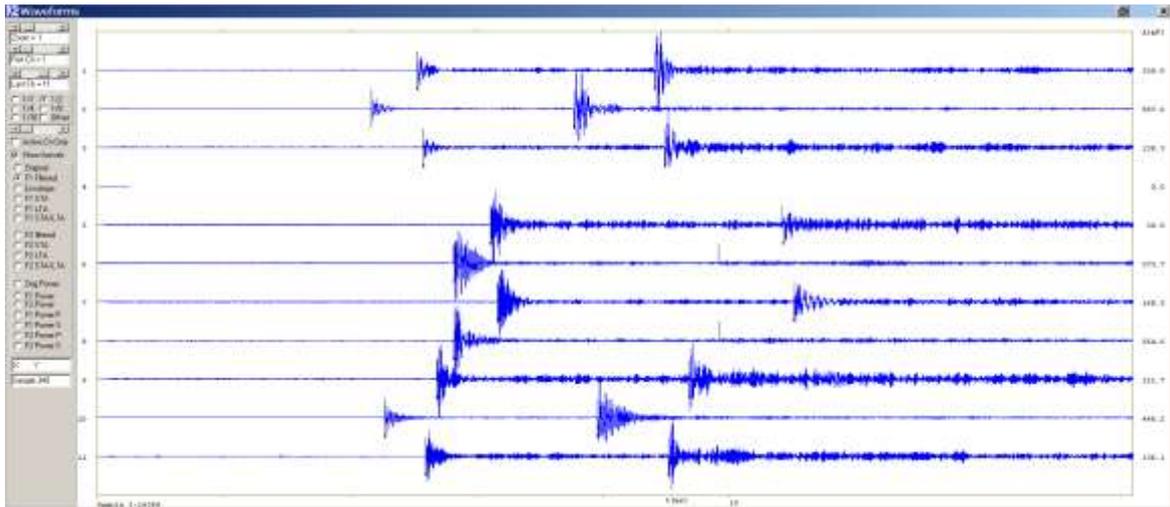


Abb. 4.4. Signale der Durchschallungsmessung

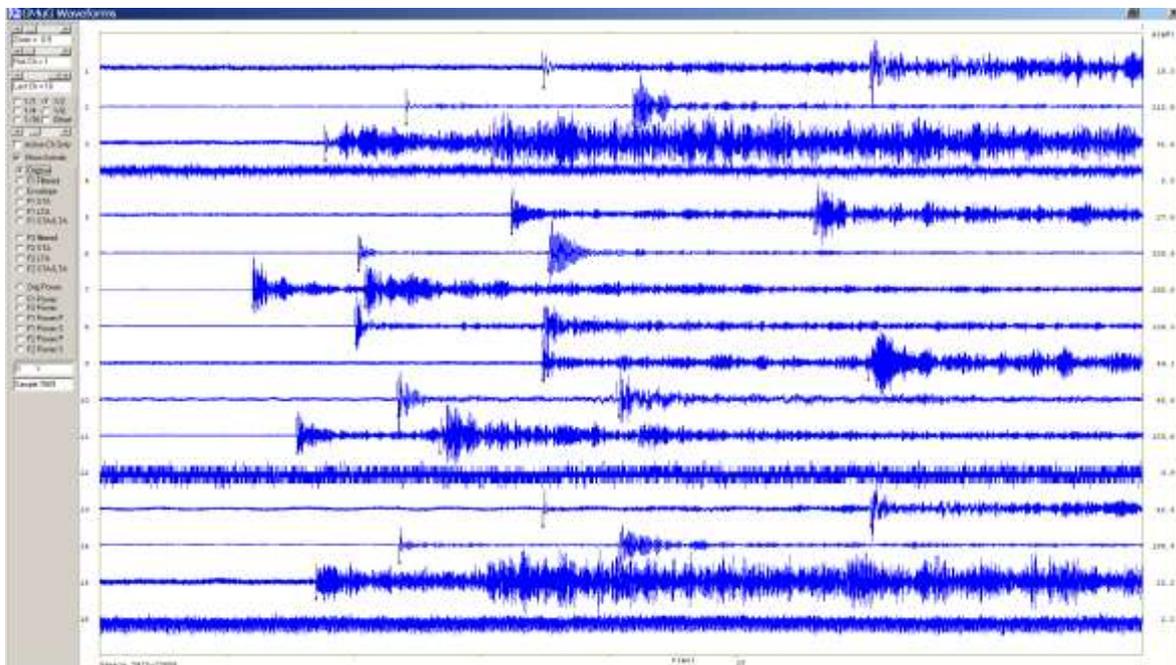


Abb. 4.5. Registrierte Signale eines mikro-seismischen Ereignisses aus der Phase der Erstellung des GB (Rohdaten)

4.2.3.2 Ermittlung der exakten Sondenkoordinaten

Zur exakten Bestimmung der Sondenkoordinaten wurden die Instrumentierungsbohrungen vom Betrieb mit einer Bohrloch-Vermessungssonde vermessen. Diese Koordinaten sind allerdings erst zu einem späteren Zeitpunkt für die in situ-Ortung verwendet worden. Alle Ortungsergebnisse, die zunächst in situ mit nur grob bestimmten Koordinaten erstellt wurden, sind durch Nachortungen mit den aufgezeichneten Wellenformen und den exakten Koordinaten ersetzt worden. Die Koordinaten der Bohrung AE_04 wurden außerdem anhand von Durchschallungsmessungen korrigiert (s. Abschnitt 4.2.3.3).

4.2.3.3 Ermittlung der Ausbreitungsgeschwindigkeit der P- und der S-Welle

Mit der in der Bohrung AE_04 installierten Sendesonde wurden zu verschiedenen Zeitpunkten Durchschallungsmessungen durchgeführt. Die abgestrahlten seismischen Wellen konnten mit allen Aufnehmern in den Bohrungen AE_01, AE_02 und AE_03 empfangen werden.

Abb. 4.4 zeigt die empfangenen Signale an den in den Bohrungen AE_01, AE_02 und AE_03 befindlichen Aufnehmern. Die P- und S-Einsätze werden vom Ortungsprogramm automatisch bestimmt und markiert. Mit diesen Einsatzzeiten und den berechneten Sensorkoordinaten (s. Abschnitt 4.2.3.2) wurden Ortungen mit verschiedenen P- und S-Geschwindigkeiten durchgeführt. Die Wellengeschwindigkeiten wurden iterativ variiert, bis sich die bestmögliche Ortungsgenauigkeit ergab. Diese ergibt sich als Minimum des Residuums (R). Die resultierenden Wellengeschwindigkeiten und das Residuum für das Optimierungsergebnis betragen: $V_p = 4572$ m/s, $V_s = 2618$ m/s und $R = 0,0063$ m. Sie entsprechen den bekannten Literaturdaten für intaktes Steinsalz.

Die Sensoren in Bohrung AE_04 können bei der Durchschallungsmessung nicht zur Ortung herangezogen werden, weil sie sich in der selben Bohrung wie der Sender befinden und deshalb nur geführte Bohrlochwellen erkannt werden können, die eine leicht unterschiedliche Schallgeschwindigkeit besitzen.

Das Ortungsergebnis weist eine Abweichung von den vermessenen Koordinaten der Sendesonde auf, was auf eine Ungenauigkeit bei der Vermessung des Bohrlochansatzpunktes zurückgeführt wird. Um dies auszugleichen, wurden für die Nachortungen die Koordinaten der drei Aufnehmer in Bohrung AE_04 um denselben Betrag verschoben. Die Abweichung beträgt: $dx = -0.17$ m, $dy = -0.28$ m und $dz = -0.17$ m

4.2.4 Ortungsverfahren

Für die Ortung sind die Ankunftszeiten der P- und der S-Welle an den verschiedenen Aufnehmern die entscheidenden Eingangsparameter. Zur Verbesserung der Signalqualität werden die Rohdaten zunächst mit einem digitalen Bandpassfilter bearbeitet. Abb. 4.5 zeigt die Rohdaten der Aufnahme eines mikro-seismischen Ereignisses aus der Phase der Erstellung des Großbohrlochs aus einer Teufe von $z = -62$ m. Die Ortung konnte mit 13 P- und 12 S-Einsätzen durchgeführt werden; das Residuum beträgt 0,056 m.

In Abb. 4.6 werden die bandpassgefilterten Signale gezeigt. Das Signal-zu-Rausch-Verhältnis hat sich durch die Filterung merklich erhöht. Für die Bestimmung des S-Einsatzes wird ein zusätzlicher Tiefpassfilter angewendet, weil so die Erkennbarkeit dieser Einsätze erhöht wird. Abb. 4.7 zeigt die zusätzlich gefilterten Signale.

Im Anschluss an die Bandpassfilterung und die Tiefpassfilterung für die S-Welle wird die Einhüllende des Signals mittels Hilbert-Transformation berechnet und mit einem modifizierten STA-zu-LTA-Algorithmus nach den Einsätzen der P- und der S-Welle durchsucht. Das STA-zu-LTA-Verhältnis ist das Verhältnis des Kurzzeitmittelwertes der Einhüllenden zu deren Langzeitmittelwert (STA: Short Term Average; LTA: Long Term Average) und wird üblicherweise in der Seismologie zur Erkennung von Welleneinsätzen verwendet.

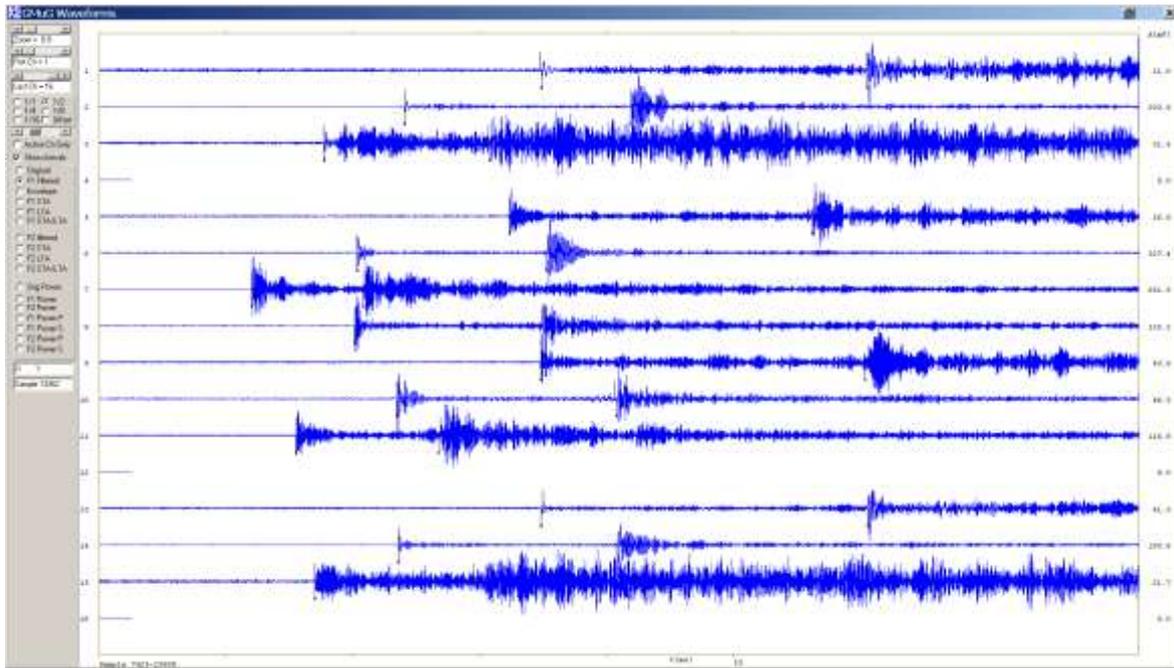


Abb. 4.6. Signale des oben gezeigten Ereignisses (Abb.) nach Bandpassfilterung zur besseren Erkennung der P-Einsätze

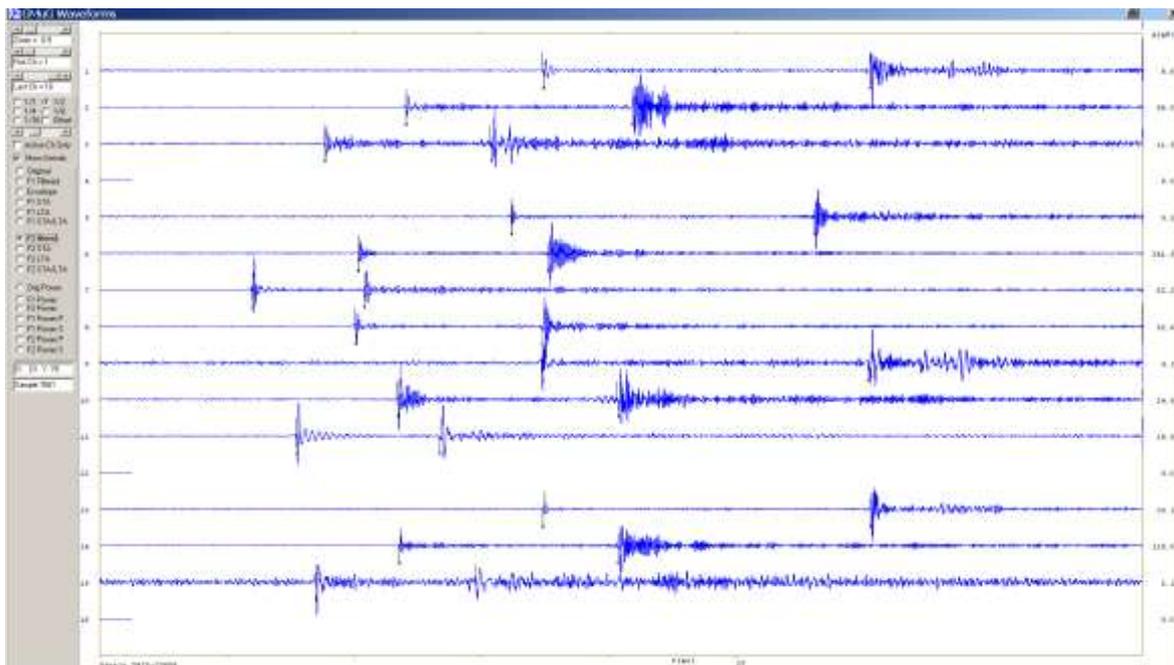


Abb. 4.7. Signale des oben gezeigten Ereignisses (Abb. und Abb.) nach weiterer Frequenzfilterung zur besseren Erkennung der S-Einsätze

Wenn eine genügende Anzahl von Welleneinsätzen gefunden wurde, wird die Ortung mittels Gradientenverfahren durchgeführt. Hierbei wird mit einem Least-Square-Verfahren der Ort bestimmt, für den die Abweichung der theoretischen Ankunftszeiten von den „gepickten“ Ankunftszeiten minimal wird. Liegt dieser Fehler (Residuum) oberhalb eines einstellbaren Grenzwertes, so wird derjenige Einsatz, der die größte Einzelabweichung hat, verworfen und die Ortung mit den übrig gebliebenen Einsätzen wiederholt. Dieser Vorgang wird solange fortgeführt, bis entweder der Fehler kleiner ist als vorgegeben oder bis die Anzahl der ver-

bliebenen Einsatzzeiten nicht mehr für eine Ortung ausreicht. Im letzteren Fall liegt dann kein Ortungsergebnis vor. Das Residuum und die Anzahl der P-Welleneinsätze und der S-Welleneinsätze werden als Maß für die Ortungsqualität verwendet. Es ist üblich, nur Ortungen mit einer Mindestanzahl von P-Einsätzen und einer Mindestanzahl von S-Einsätzen für die Auswertung heranzuziehen. Als zusätzliche Bedingung für eine gültige Ortung wird außer dem Maximalwert des (geduldeten) Residuums nur eine maximale Abweichung jedes einzelnen Einsatzes gestattet.

Um während der Messung zunächst möglichst alle mikro-seismischen Ereignisse zu erfassen, wird in situ mit geringer Qualitätsanforderung geortet; die Anforderung lautet: mindestens 4 P-Einsätze, mindestens 1 S-Einsatz und mindestens 6 Einsätze in Summe aus P- und S-Einsätzen.

Bei den Nachortungen kann die geforderte Anzahl von Einsätzen je nach Anforderung an die Ortungsqualität erhöht werden; in den folgenden Kapiteln gelten für die Nachortungen die folgenden Anforderungen: mindestens 7 P-Einsätze, mindestens 3 S-Einsätze und mindestens 11 Einsätze in Summe. Diese Anforderungen wurden gewählt, um die mikro-seismische Aktivität in verschiedenen Teilbereichen, zum Beispiel in unterschiedlichen Tiefenniveaus, besser beurteilen zu können.

Die Ortungsergebnisse werden im Folgenden in einem Vertikalschnitt (x-z-Ebene) und mindestens einer Aufsicht (x-y-Ebene) gezeigt. Auf die Darstellung eines zweiten Vertikalschnitts (y-z-Ebene) konnte im Folgenden verzichtet werden, da sich dieser aufgrund der symmetrischen Anordnung der Ortungen kaum von dem dargestellten Vertikalschnitt der x-z-Ebene unterscheidet. In den Vertikalschnitten ist die Bohrlochkontur durch zwei Linien angedeutet, um die Lage der Ortungsergebnisse relativ zum Großbohrloch anschaulich zeigen zu können. Diese Linien sind zweifarbig dargestellt, wobei rot für den verfüllten Bereich und blau für den unverfüllten Bereich des Großbohrlochs steht. In den Aufsichten zeigt ein roter Ring die Position des Großbohrlochs.

4.3 Zeitlicher Verlauf und Ortung der mikro-seismischen Aktivität

Als Maß für die mikro-seismische Aktivität wird die Rate der in situ erzielten Ortungen verwendet. Diese Ortungen werden mit geringer Qualitätsforderung erstellt und umfassen Ortungen aus dem gesamten Bereich, der mit dem Sondenarray überwacht werden kann (Gesamtaktivität). Dieser Bereich umfasst (1) den Sohlenbereich der ersten Sohle und (2) den Firstbereich der zweiten Sohle im Umkreis von etwa 30 m um das Sondenarray herum sowie (3) den Bereich dazwischen. Dies entspricht in etwa dem in Abb. 4.2 dargestellten Volumen.

Abb. 4.8 gibt als Übersichtsdarstellung den zeitlichen Verlauf der mikro-seismischen Aktivität des gesamten Überwachungsbereichs wieder, wie sie als in situ-Ortung aufgezeichnet wurde (ohne räumliche Diskriminierung, z.B. in relevante Teufenbereiche). Dargestellt ist in einer logarithmischen Skala die Anzahl der in situ georteten Ereignisse pro Tag. Einzelne Lücken in der Darstellung sind auf Phasen ohne Ortungsbetrieb zurückzuführen, die auf Stromausfall oder andere technische Gründe zurückzuführen sind.

Die Ortungsaktivität bis zur Erstellung des Großbohrlochs gegen Ende April 2010 setzt sich überwiegend aus Ortungen von der ersten Sohle und der Firste der zweiten Sohle zusam-

men, d.h. aus Ereignissen aus einer konturnahen Auflockerungszone (siehe Anlage 4.1 – Kap. 3.1). Die danach folgenden, zum Teil starken Erhöhungen der Aktivität sind durch die

- Erstellung des Großbohrlochs (Mai 2010),
- die zweiphasige Verfüllung des unteren Bereichs des Großbohrlochs mit Sorelbeton (Januar bis April 2011) und
- die nachfolgende Beaufschlagung des Großbohrlochs mit Gasdruck (ab Juni 2011) verursacht.

Einzelne kurzzeitige Erhöhungen der Ortungsrate sind durch Arbeiten im Bereich der ersten Sohle oder an der Firste der zweiten Sohle verursacht worden, wobei derartige Ereignisse für die weiteren Betrachtungen ausgeblendet werden.

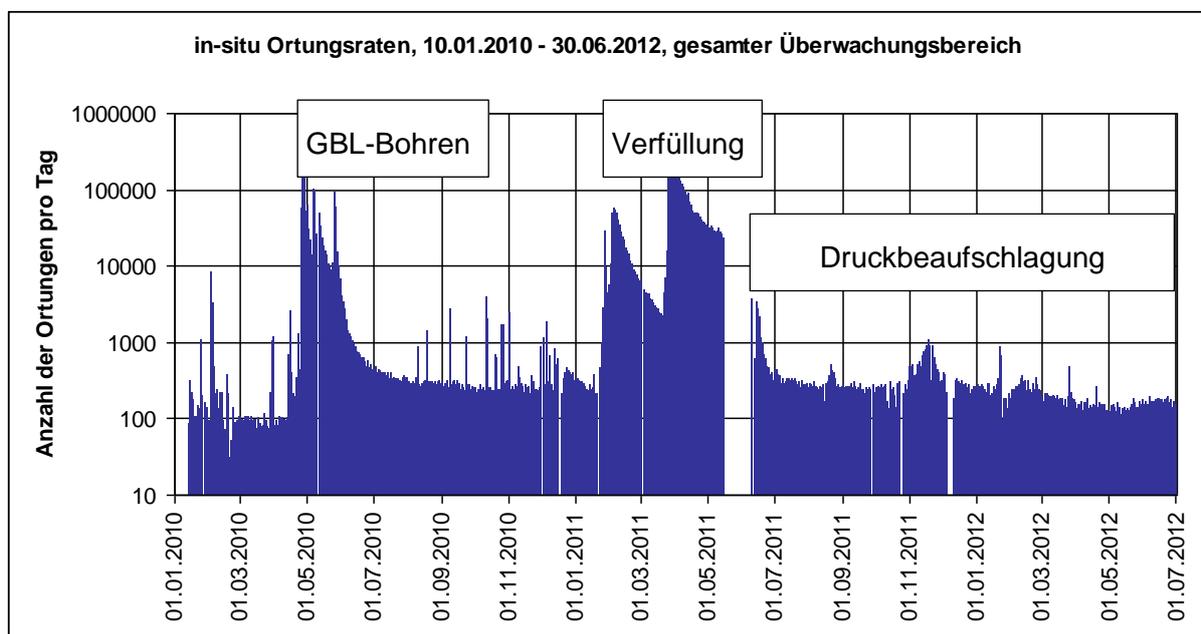


Abb. 4.8. Ortungsraten des gesamten Überwachungsbereiches über den bisherigen Überwachungszeitraum (in situ-Ortungen)

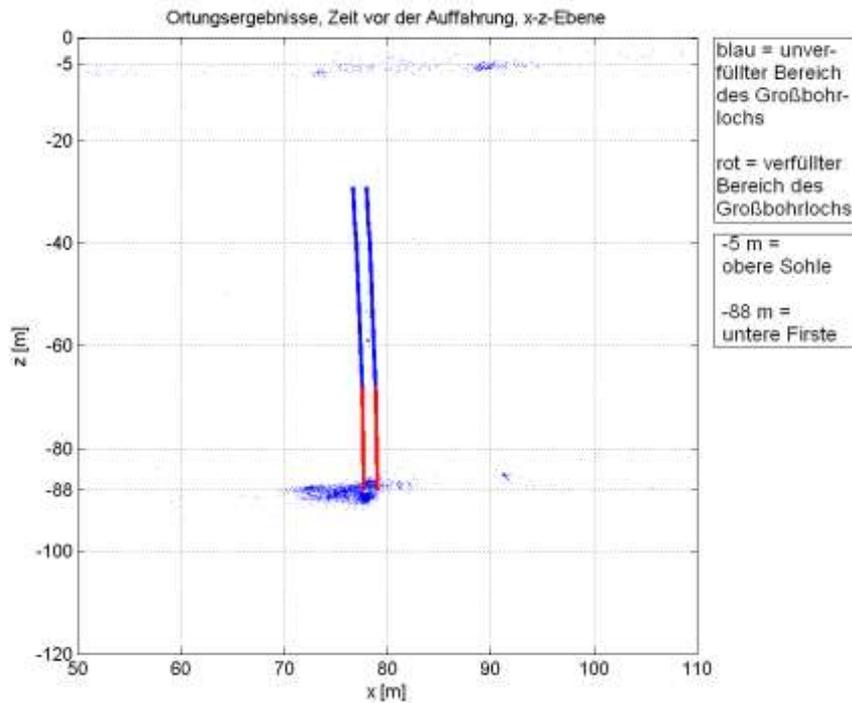
4.3.1 Ortungsergebnisse vor Auffahrung des GBL - Grundzustand

Abb. 4.9 zeigt die Ortungsergebnisse vom Beginn der mikro-seismischen Überwachung Mitte Januar 2010 bis zum Beginn der Auffahrung (25.04.2010). Die gemessenen Daten beschreiben quasi das mikroseismische „Grundrauschen“ am Versuchsort.

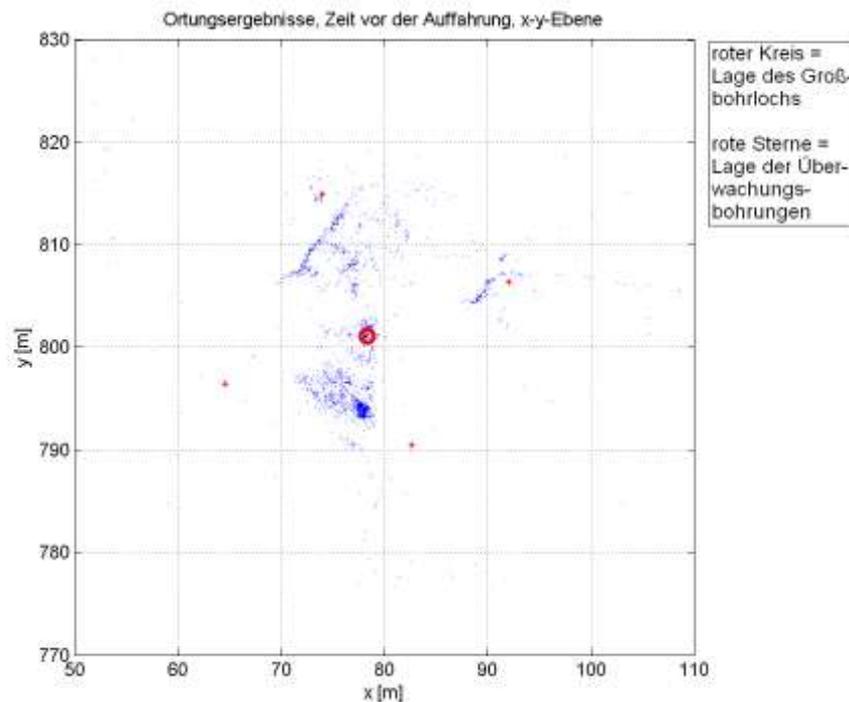
Der Vertikalschnitt (Abb. 4.9a) dokumentiert, dass sich die Ortungen auf die Bereiche der oberen Sohle ($z = -5$ m) und vor allem der Firste der unteren Sohle ($z = -88$ m) beschränken (Ausbildung der ALZ). Dazwischen sind nur einige wenige geortete Ereignisse zu erkennen, d.h. das Salzgebirge verhält sich aseismisch.

Die Aufsicht (Abb. 4.9b) zeigt, dass sich die Ortungen räumlich an einigen Stellen konzentrieren. Diese Bereiche sind mit den Arbeiten zur Vorbereitung der Auffahrung des Großbohrlochs im Bereich der oberen Sohle bzw. unteren Firste zu erklären (lokale Schrämarbeiten

zur Schaffung der notwendigen Firshöhe zum Aufstellen der Bohrmaschine, s. Vertiefungen in Abb. 3.6).



a) Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung



b) Aufsicht; isotrope Darstellung

Abb. 4.9. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit vor der Auffahrung des Großbohrlochs (14.01.2010 bis 25.04.2010). Anzahl der Ereignisse: 2967.

4.3.2 Ortungsergebnisse beim Auffahren des GBL

Die Auffahrung des GBL wurde kontinuierlich überwacht, wobei für mehrere Zeitabschnitte Ortungsergebnisse ausgewertet wurden, die den Fortschritt des GBL dokumentieren. Die jeweils georteten Ereignisse konzentrieren sich in dem Bereich des Großbohrlochs, der bereits aufgefahren wurde. Dort kommt es infolge mechanischer Einwirkungen (Ausbildung der ALZ mit Entlastung des Gebirges) sowie von Feuchtigkeit zu deutlichen Ereignissen, die die Kontur des Großbohrlochs abbilden und maximal 50 cm in das Steinsalz hineinreichen. In den Aufsichten ist eine deutliche Ausbuchtung der Ortungen in nordwestlicher Richtung zu erkennen, die den Verlauf der Bohrung widerspiegelt.

Die nachfolgenden Aufsichten zeigen teilweise nur die Ortungsergebnisse ausgewählter Tiefenbereiche. In diesen Fällen befindet sich neben der Aufsicht ein Vertikalschnitt, in dem der dargestellte Tiefenbereich grün in der Bohrlochkontur eingezeichnet ist.

Abb. 4.10 zeigt die Ortungsergebnisse vom 13.05.2010, also gegen Ende der Auffahrung des Großbohrlochs. Der Vertikalschnitt zeigt eine deutliche Konzentration der Ortungsergebnisse in einer Teufe zwischen -30 m und -36 m, was den obersten 10 m des Großbohrlochs entspricht. Bis in eine Teufe von -42 m ist noch eine erhöhte, wenn auch deutlich schwächere Aktivität (im Vergleich zum darüber liegenden Teufenbereich) zu erkennen. Zwischen -42 m und -55 m ist kaum noch mikro-seismische Aktivität zu erkennen. Erst ab einer Teufe von -55 m ist wieder, mit Unterbrechungen, eine schwache Aktivität zu erkennen.

Die Aufsicht von Abb. 4.10b zeigt den Teufenbereich, in dem sich die Aktivität am stärksten konzentriert (zwischen -30 m und -36 m). Die Ortungsergebnisse konzentrieren sich an der Bohrlochkontur. In südöstlicher Richtung ist zu erkennen, dass die Ortungen etwa 20 cm von der Bohrlochkontur entfernt liegen, wodurch sich eine leicht elliptische Form ergibt.

Abb. 4.11 zeigt die Ortungsergebnisse vom 26.05.2010, also etwa einen Monat nach dem Beginn der Auffahrung des Großbohrlochs. Im Vertikalschnitt sind drei Teufenbereiche mit erhöhter Aktivität zu erkennen. In einer Teufe zwischen -29 m und -42 m ist die Aktivität am größten und gleicht dabei dem, was schon im Vertikalschnitt von Abb. 4.10 zu erkennen war (große Aktivität zwischen -29 m und -37 m, zwei Meter tiefer Bereich fast ohne Aktivität, erhöhte Aktivität zwischen -39 m und -42 m). Der zweite Teufenabschnitt mit erhöhter, wenn auch deutlich geringerer Aktivität erstreckt sich mit Unterbrechungen zwischen -56 m und -68 m. Der dritte Teufenbereich mit einer erhöhten Aktivität liegt zwischen -72 und -84 m. Auch in diesem Teufenbereich ist die Aktivität wieder deutlich geringer als im obersten Teufenbereich erhöhter Aktivität. Zwischen den drei Bereichen ist keine nennenswerte Aktivität zu erkennen. Unterhalb von -42 m ist insgesamt eine größere Aktivität bemerkbar als am 13.05.2010.

Der Vertikalschnitt zeigt, dass die Aktivität im obersten Bereich des Großbohrlochs immer noch sehr stark ist, auch wenn die Arbeiten zur Auffahrung des Großbohrlochs schon seit etwa einem Monat beendet sind. Ein Abklingen der Aktivität ist aber auszumachen; am 13.05.2010 wurden gut 37.000 Ortungen registriert, am 26.05.2010 waren es nur noch gut 20.000 Ortungen.

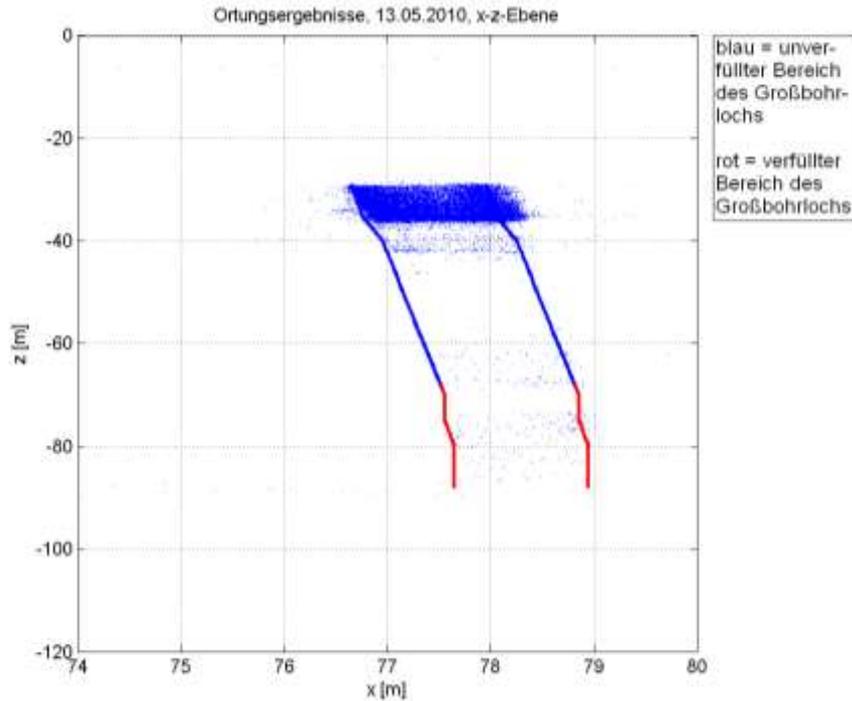


Abb. 4.10. a) Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung.

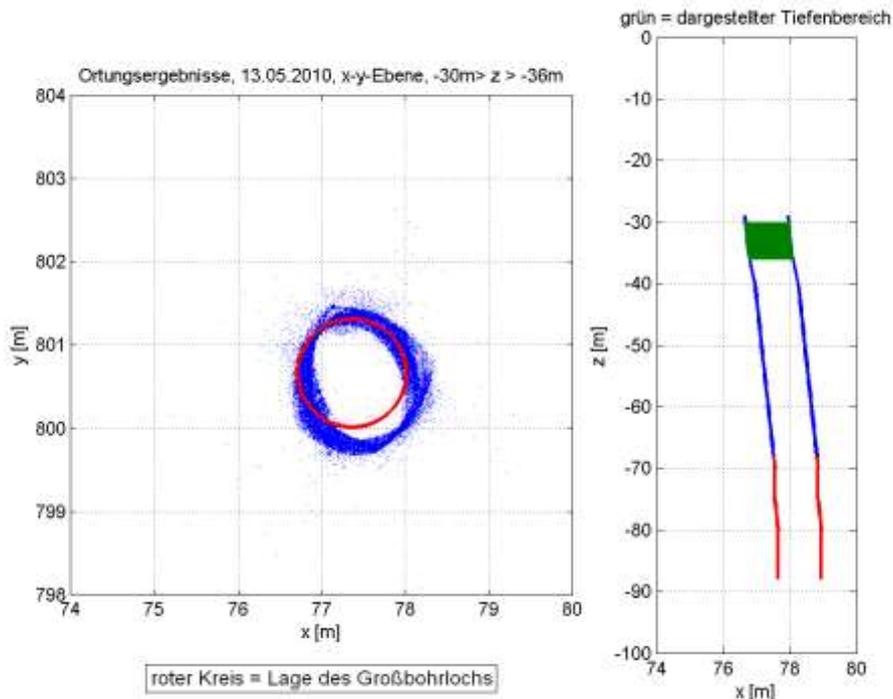


Abb. 4.10. b). Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit kurz nach dem Ende der Auffahrung des Großbohrlochs im angegebenen Tiefenbereich; Aufsicht (isotrope Darstellung).

Neben dem Vertikalschnitt zeigt Abb. 4.11 drei Aufsichten. Die erste Aufsicht zeigt den Tiefenbereich zwischen -30 m und -36 m, also den Tiefenbereich mit der größten Aktivität. Die beiden anderen Aufsichten zeigen die Tiefenbereich zwischen -39 m und -43 m bzw. unterhalb von -59 m (Zusammenfassung der beiden unteren Tiefenbereiche mit erhöhter Aktivität). Die Ortungen konzentrieren sich in allen drei Tiefenbereichen um die Bohrlochkontur,

wobei wieder eine leicht elliptische Form erkennbar ist, da die Ortungen im südöstlichen Teil des Bohrlochs etwa 20 cm von der Kontur entfernt liegen.

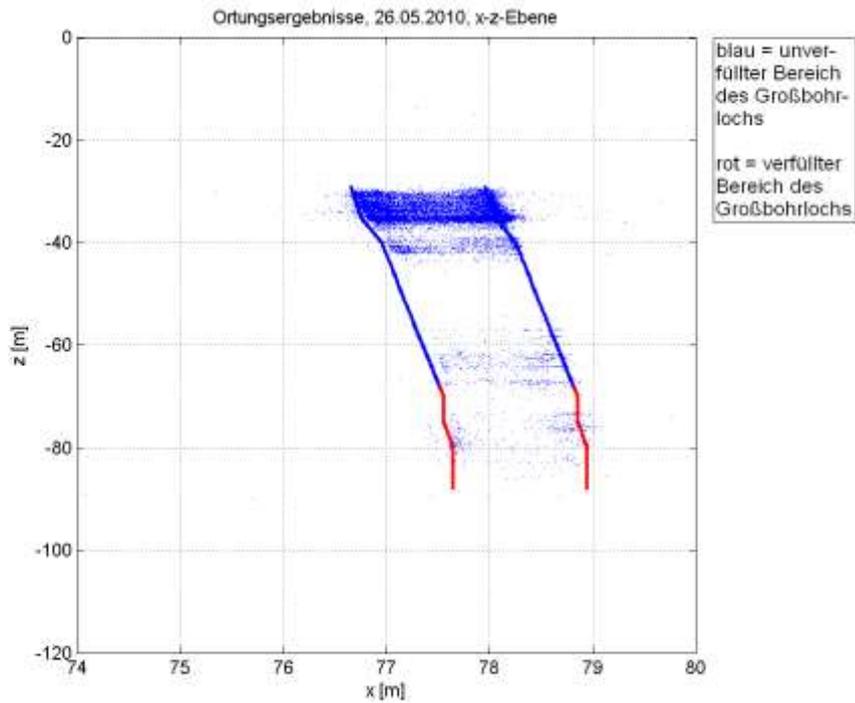


Abb. 4.11. a). Vertikalschnitt. Anzahl der Ortungen: 20882.

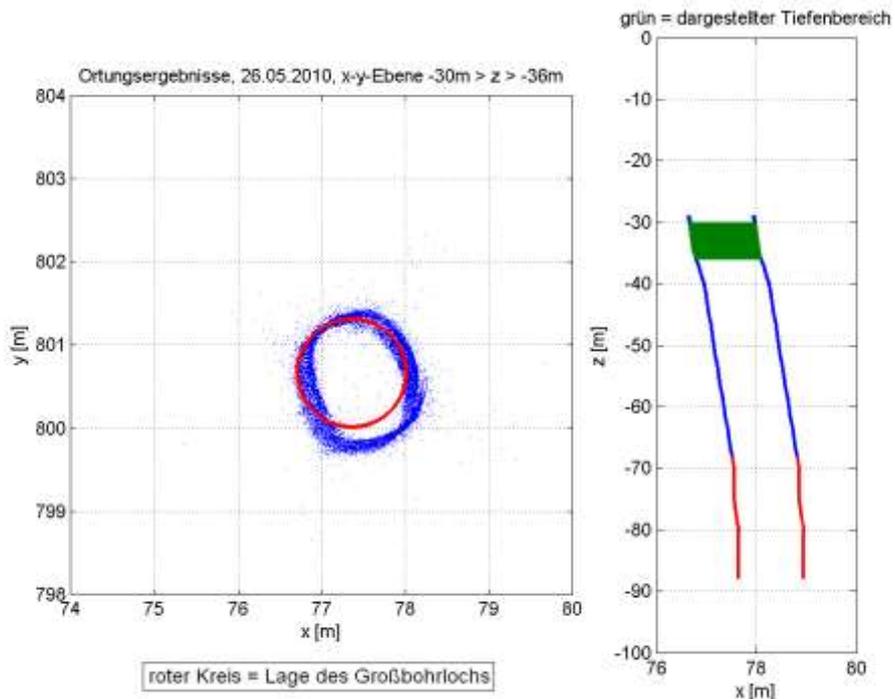


Abb. 4.11. b). Aufsicht 1 (isotrope Darstellung).

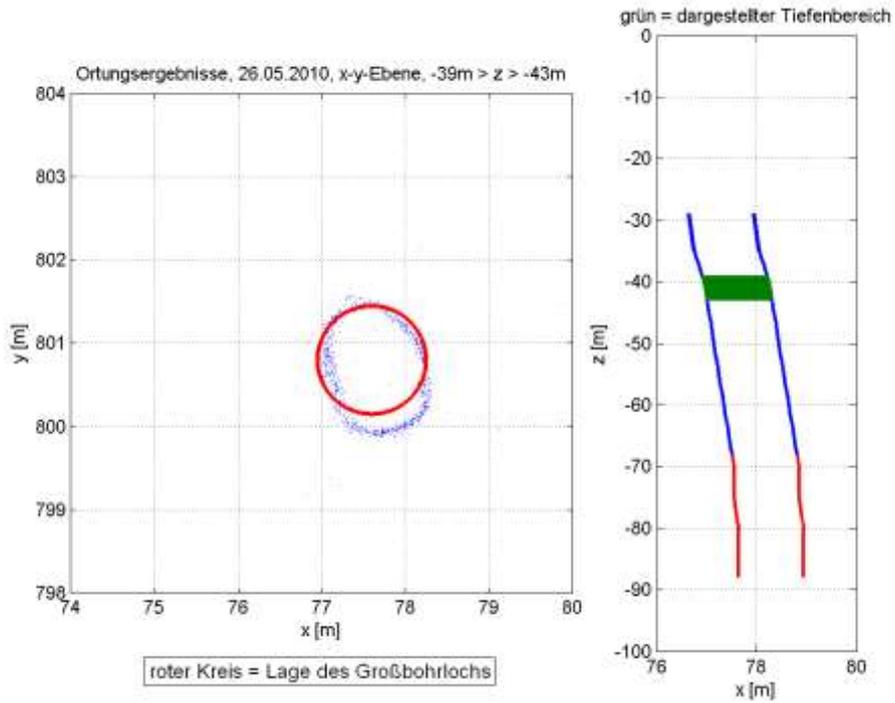


Abb. 4.11. c) Aufsicht 2 (isotrope Darstellung).

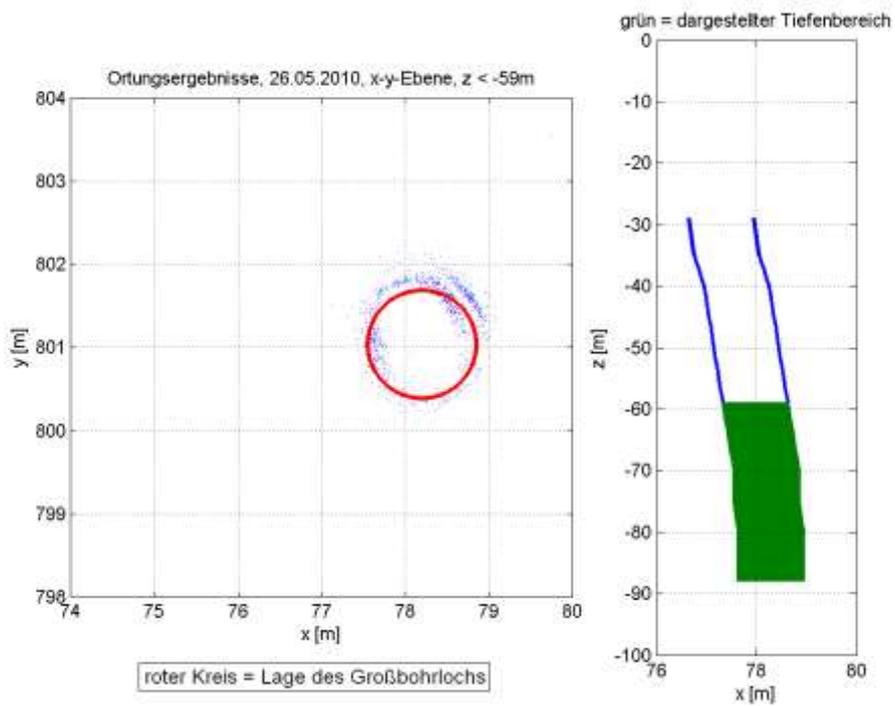


Abb. 4.11. d) Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit knapp einen Monat nach der Auffahrung des Großbohrlochs im angegebenen Tiefenbereich; Aufsicht 3 (isotrope Darstellung).

4.3.2.1 Ortungsergebnisse beim Verfüllen mit Sorelbeton

Insgesamt wurden 3 Verfüllabschnitte durchgeführt (für den genauen Ablauf s. Kap. 3.3.2):

- ca. 1 m³ (Testversuch mit DBM2 - Vorpfpfen über Stahlplatte): am 14.12.2010
- Betonierabschnitt I bis ca. 13 m - DBM2: am 26/27.01.2011
- Betonierabschnitt II bis Endhöhe bei ca. 21 m - Ecopiren©5: am 27.03.2011

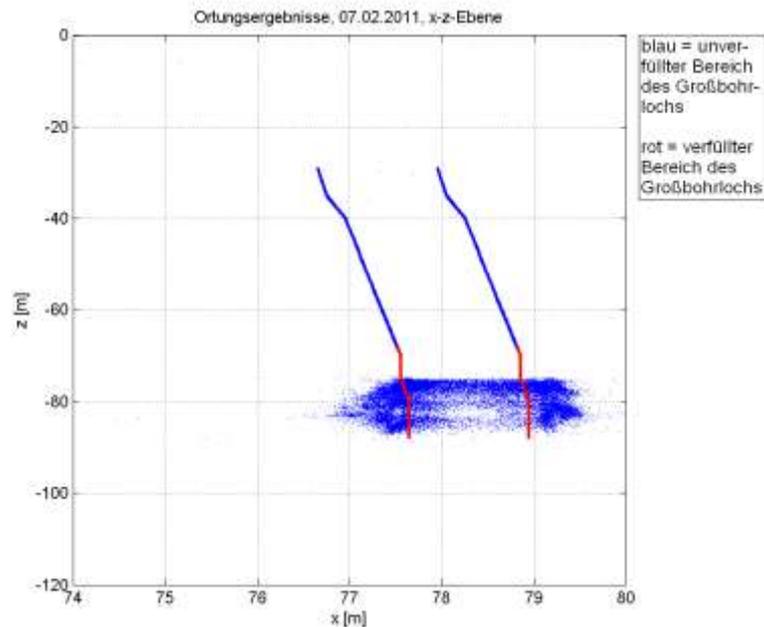


Abb. 4.12. a) Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 31891.

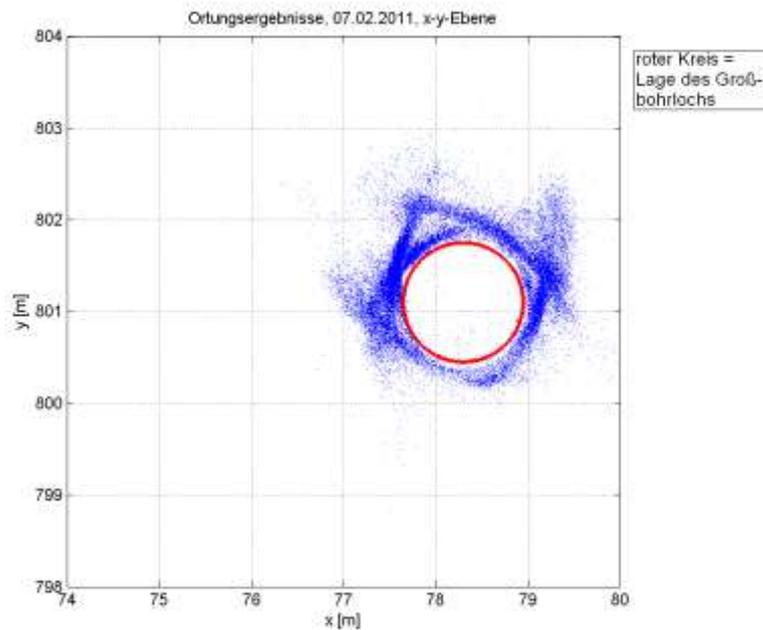


Abb. 4.12. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit der ersten Verfüllungsphase im gesamten Teufenbereich; Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 31891.

Abb. 4.12 zeigt die Ortungsergebnisse vom 07.02.2011, eine Woche nach der ersten Verfüllphase. Der Vertikalschnitt zeigt, dass sich die Ortungen in einer Teufe zwischen -75 m und -88 m konzentrieren. Dies entspricht dem Bereich des unteren/ersten Verfüllabschnitts. Oberhalb von -75 m sind keine Ortungen zu erkennen.

Die Aufsicht Abb. 4.12b zeigt, dass sich die Ortungen ringförmig um die Bohrlochkontur konzentrieren, aber in der Regel nicht mehr genau an bzw. auf der Kontur, sondern einige Zentimeter von der Bohrlochkontur entfernt im Steinsalz liegen. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die Ortungen nordwestlich, südwestlich und nordöstlich der Bohrlochkontur deutlich streuen und bis zu einem Meter von der Bohrlochkontur entfernt liegen.

Abb. 4.13 zeigt die Ortungsergebnisse vom 27.03.2011, am Tag während der zweiten Verfüllungsphase. Im Vertikalschnitt ist zu erkennen, dass sich die Ortungen in zwei schmalen Teufenniveaus konzentrieren, einmal in einer Teufe zwischen -66,5 m und -68,5 m und einmal in einer Teufe zwischen -73 m und -75 m. Der obere Teufenbereich liegt im Bereich der Oberkante der Bohrlochabdichtung. Der zweite Teufenbereich liegt im Tiefenbereich des zweiten Verfüllabschnitts (Ausbildung einer Trennfläche zwischen den beiden Verfüllmaterialien). Oberhalb von -66,5 m sind keine Ortungen zu erkennen, unterhalb von -75 m zeigt sich noch die abklingende Aktivität aus der ersten Verfüllungsphase.

Zwischen den beiden Teufenbereichen mit hoher Aktivität ist die mikro-seismische Aktivität wesentlich geringer, ist aber immer noch deutlich zu erkennen. Die beiden Aufsichten geben die beiden Teufenbereiche mit hoher Aktivität wieder. Beide Aufsichten zeigen, dass sich die Ortungen ringförmig um die Bohrlochkontur konzentrieren. Es ist ferner zu erkennen, dass die Ortungen gerade in nordwestlicher und südöstlicher Richtung einige Zentimeter von der Kontur entfernt liegen.

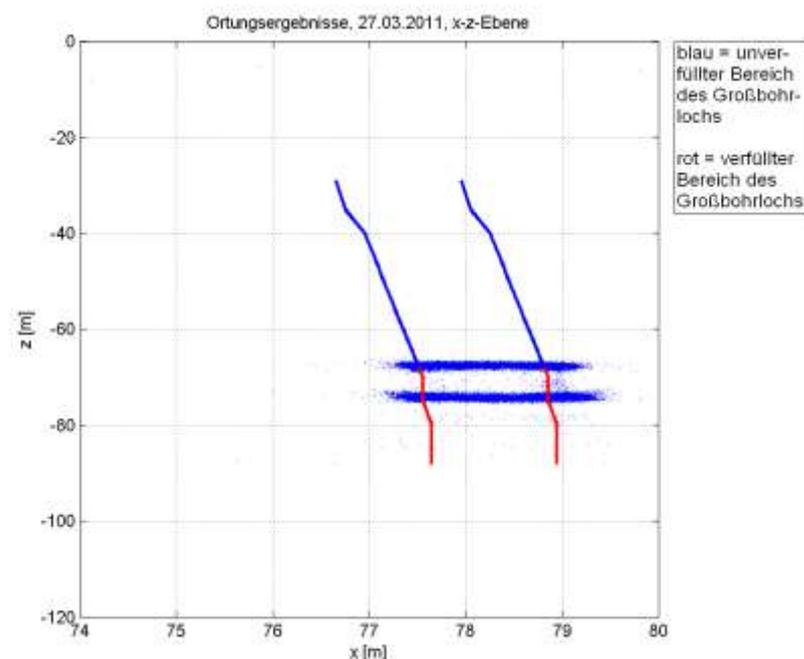


Abb. 4.13. a) Vertikalschnitt im gesamten Teufenbereich; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 62099.

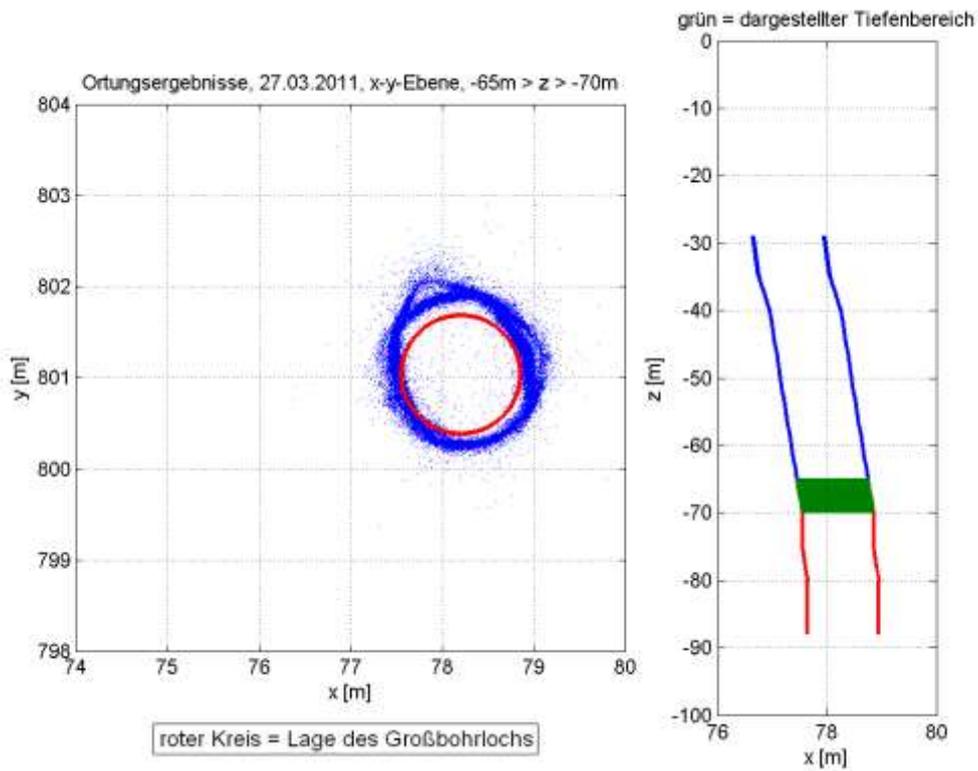


Abb. 4.13. b) Aufsicht 1 (isotrope Darstellung).

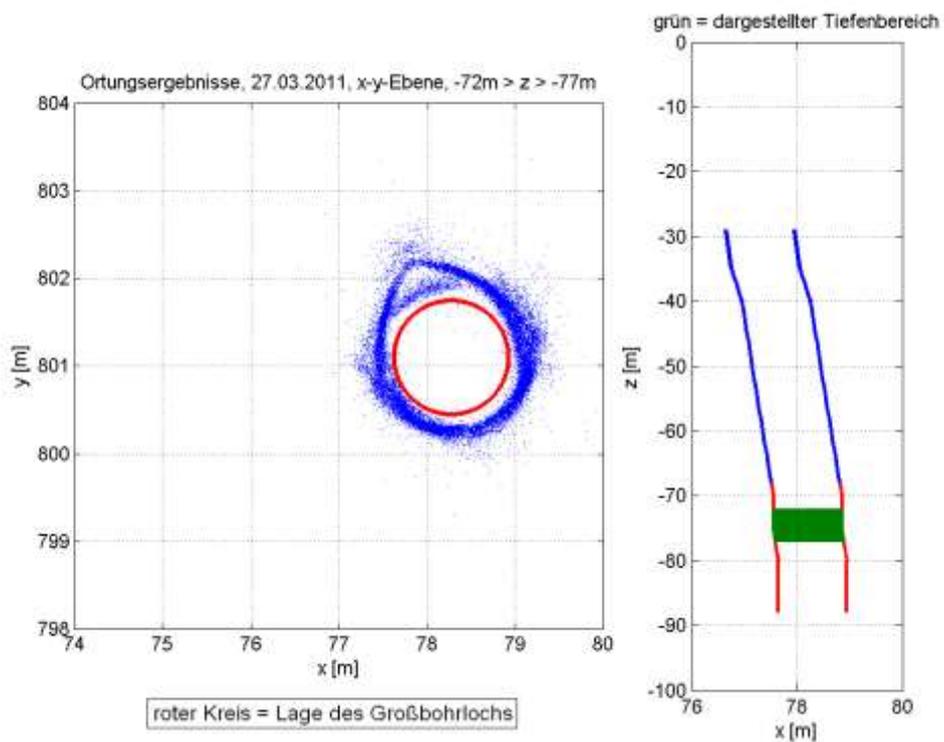


Abb. 4.13. c) Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit der zweiten Verfüllungsphase im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 2 (isotrope Darstellung).

Abb. 4.14 zeigt die Ortungsergebnisse vom 29.04.2011, also etwa einen Monat nach Fertigstellung des Bohrlochverschlusses. Der Vertikalschnitt zeigt zwei Teufenbereiche erhöhter mikro-seismischer Aktivität, einen in einer Teufe zwischen -66 m und -69 m (Grenze zwischen dem verfüllten und dem nicht verfüllten Bereich des Großbohrlochs) und einen zweiten in einer Teufe zwischen -71 m und -75 m, also im Bereich des zweiten Verfüllungsabschnitts des Großbohrlochs. Im unteren Teufenbereich erhöhter Aktivität fällt diese geringer aus als im darüber liegenden Teufenbereich erhöhter Aktivität. In dem Bereich zwischen diesen beiden Teufenbereichen ist eine deutlich geringere Aktivität zu erkennen. Oberhalb von -66 m bzw. unterhalb von -75 m ist keine nennenswerte Aktivität festzustellen.

Im Vergleich mit Abb. 4.13 zeigt sich in Abb. 4.14, dass die Anzahl der Ortungen pro Tag seit dem Ende der Verfüllungsarbeiten Ende März 2011 deutlich abgenommen hat (gut 60.000 Ortungen am 27.03.2011 auf gut 10.000 Ortungen am 29.04.2011). Aber gerade im oberen Teil des Bohrlochverschlusses, also in dem Teil, der zuletzt verfüllt wurde, ist die durch die Verfüllung verursachte Aktivität noch nicht weit abgeklungen, im Gegensatz zum Teil des Bohrlochverschlusses, der während der ersten Verfüllphase verfüllt wurde und in dem sich keine Aktivität mehr zeigt.

Die beiden Aufsichten von Abb. 4.14 zeigen die beiden im Vertikalschnitt zu erkennenden Teufenbereiche mit erhöhter Aktivität in zwei separaten Abbildungen (-65 m > z > -70 m und -70 m > z > -75 m). Im oberen Tiefenbereich (Aufsicht 1) liegen die Ortungen ringförmig um die Bohrlochkontur konzentriert, wobei sie eine etwa 75 cm breite Ringscheibe bilden. Diese Ringscheibe schließt nicht exakt an die Bohrlochkontur an, sondern beginnt erst 5 bis 15 cm von der Bohrlochkontur entfernt. Im unteren Tiefenbereich (Aufsicht 2) konzentrieren sich die Ortungen auf eine schmale Ringstruktur von nur einigen Zentimetern Breite. Der Abstand dieser Ringstruktur zur Bohrlochkontur beträgt dabei etwa 75 cm.

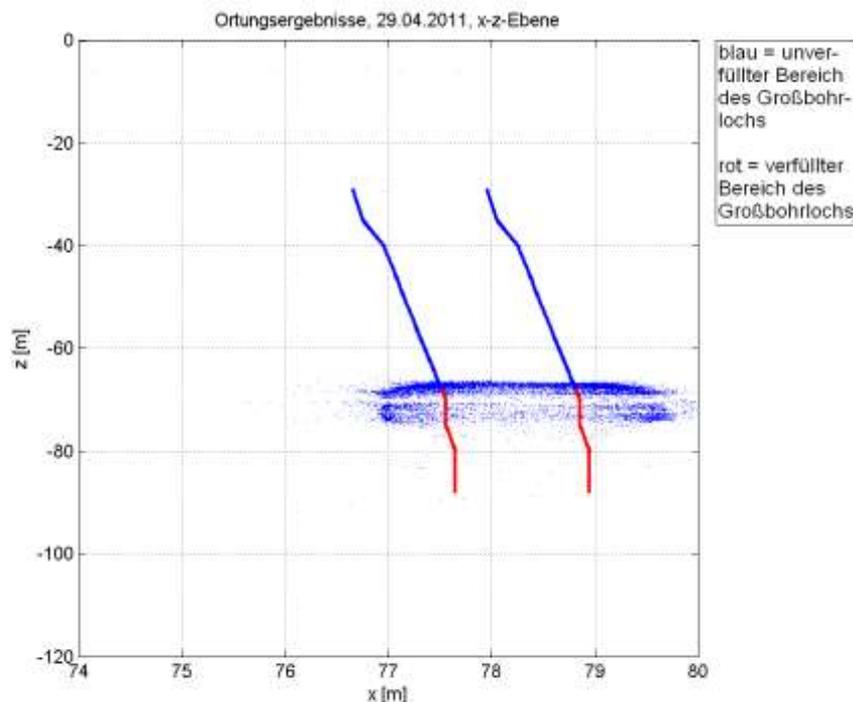


Abb. 4.14. a). Vertikalschnitt im gesamten Teufenbereich; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 12885.

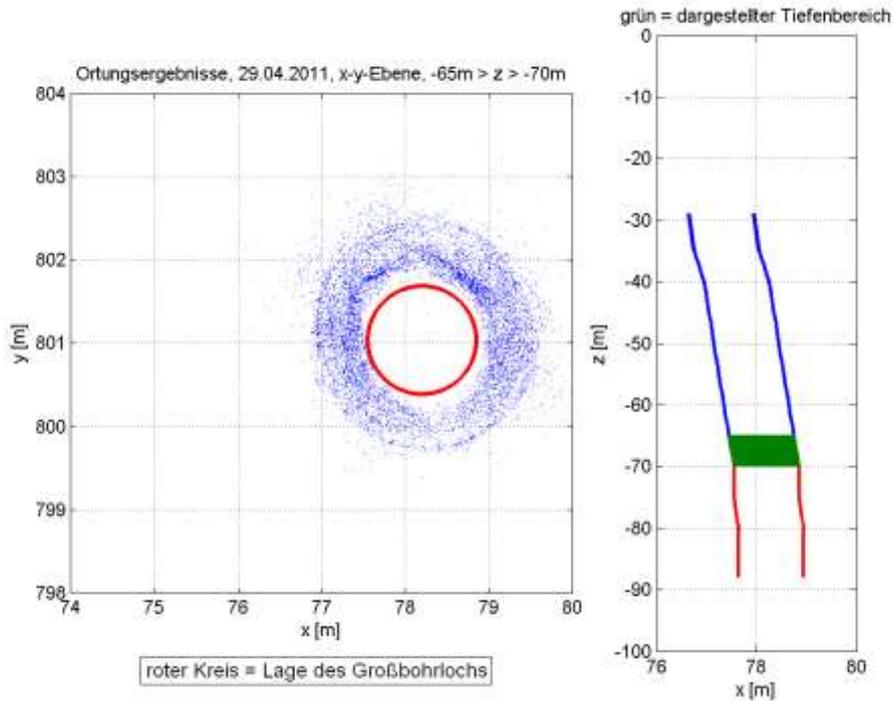


Abb. 4.14. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) für den Zeitpunkt einen Monat nach Beendigung der Verfüllung im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 1 (isotrope Darstellung).

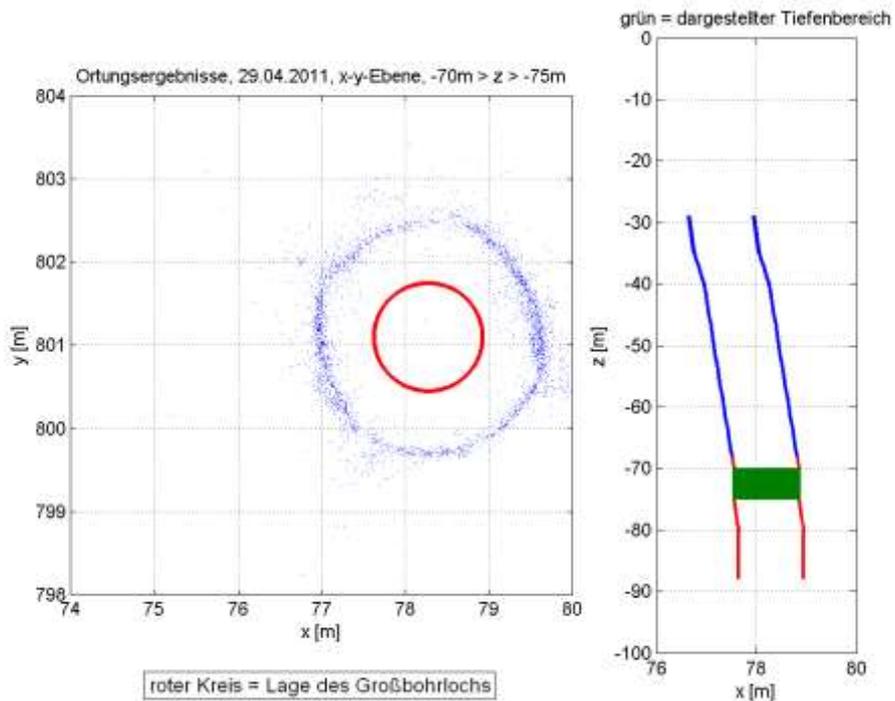


Abb. 4.14. c) Ortungsergebnisse (Nachortungen) für den Zeitpunkt einen Monat nach Beendigung der Verfüllung im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 2 (isotrope Darstellung) - .

4.4 Zeitliche und räumliche Ortungsergebnisse während Druckbeaufschlagung

Während der Beaufschlagung des Großbohrlochs mit Druckluft wurde mikro-seismische Aktivitäten gemessen, die sich auf durch die Druckbeaufschlagung verursachte Spannungsänderungen sowohl in dem das die Bohrung umgebende Salzgestein wie auch im Verschlusspfropfen zurückführen lassen. Die Druckbeaufschlagung begann am 15.06.2011 und wurde zunächst in drei Stufen bis etwa 8 bar (erste Stufe), bis etwa 35 bar (zweite Stufe) und bis etwa 56 bar (dritte Stufe) durchgeführt. Nach der dritten Druckstufe trat während des weiteren Druckanstiegs bis 68 bar ein Laugen- und Gasaustritt auf, der einen weiteren Druckanstieg verhinderte und wieder auf ein Druckniveau entsprechend der dritten Stufe führte.

Die Ortungsergebnisse wurden für die als räumliche Auswertung zur Separierung bestimmtes Effekte in vier verschiedenen Teufenbereichen betrachtet,

1. den Bereich des Bohrlochverschlusses,
2. den unverfüllten Bereich des Großbohrlochs sowie
3. den Bereich der oberen Sohle und
4. der unteren Firste.

Abb. 4.15 zeigt die Ortungsraten (Nachortungen) für den gesamten Überwachungsbereich ab dem Beginn der Druckbeaufschlagung am 15.06.2011 bis zum Ende der Nachortungen am 31.03.2012. Die Zeitskala ist in Tagen seit der Auffahrung des Großbohrlochs angegeben. Der Verlauf des Gasdrucks (Druckkurve) ist im unteren Teil des Bildes als rote Kurve wiedergegeben.

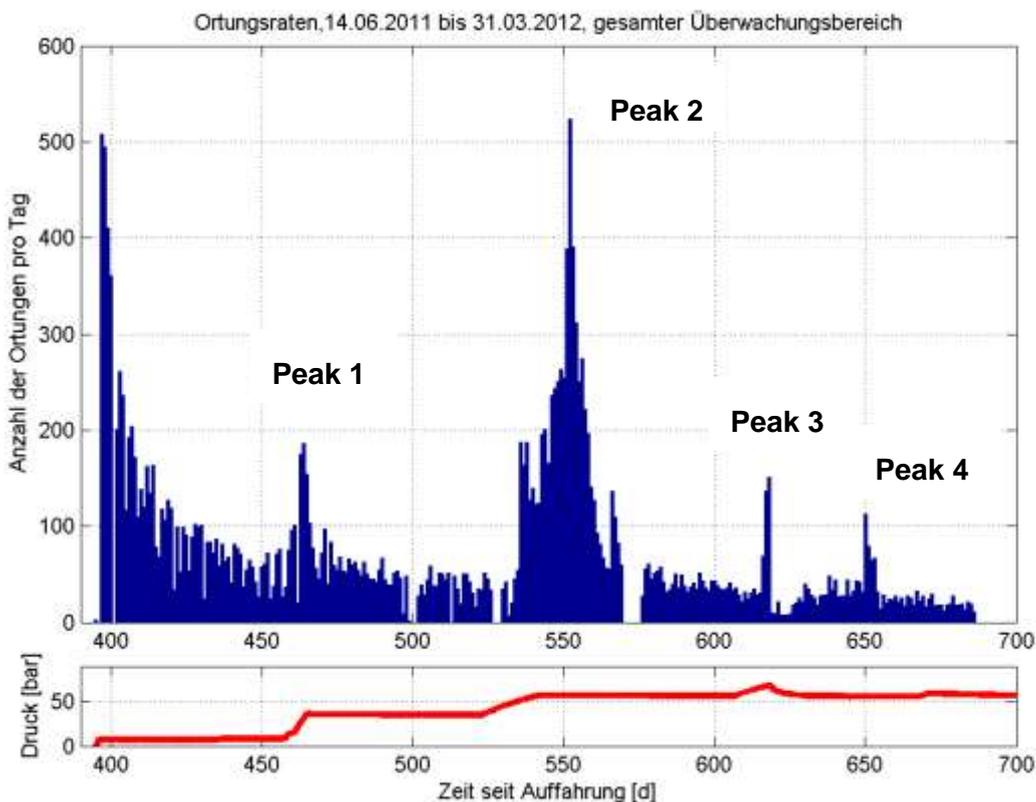


Abb. 4.15. Ortungsraten (Nachortungen) im gesamten Überwachungsbereich während der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).

Zu Beginn des dargestellten Zeitraumes liegt die Ortungsrate bei etwa 500 Ereignissen pro Tag; sie klingt bis etwa zum 470. Tag auf etwa 80 Ereignisse pro Tag ab. Diese Aktivität wird hauptsächlich noch von den Spannungsumlagerungen des zweiten Verfüllabschnitts verursacht. Bis zum Ende des dargestellten Zeitbereichs ist ein weiteres Abklingen zu beobachten, das von vier deutlichen Peaks, nämlich Peak 1 am Tag 464 (22.08.2012), Peak 2 am Tag 552 (18.11.2011), Peak 3 am Tag 618 (23.01.2012) und Peak 4 am Tag 650 (24.02.2012) unterbrochen ist.

Die Peaks 1 bis 3 korrelieren mit den Phasen der Druckerhöhung. Peak 1 passt zur zweiten Stufe der Druckbeaufschlagung (auf etwa 35 bar), Peak 2 passt zur dritten Stufe der Druckbeaufschlagung (auf etwa 56 bar). Dabei ist zu erkennen, dass die Erhöhung der mikro-seismischen Aktivität kurz nach dem Beginn der weiteren Druckbeaufschlagung beginnt und die Aktivität ihr Maximum bei Peak 1 und Peak 2 erst erreicht, nachdem die Druckkurve wieder ein konstantes Niveau erreicht hat.

Peak 3 korrespondiert mit der Vorphase des Fluiddurchbruch, bei dem es zu einem Laugen- und Gaszutritt in die zwei Instrumentierungsbohrungen AE_01 und AE_04 kam, gefolgt von einem Abfall des Gasdrucks (vgl. Kap. 3.6.2). Die Aktivität erhöhte sich zunächst drei Tage lang, um dann (während des Laugen- und Gasaustritts) schlagartig auf einige wenige Ereignisse pro Tag abzufallen.

Bei Peak 4 handelt es sich um ein Ereignis, das aus der Druckbeaufschlagung an der parallel betriebenen Gasinjektionsbohrung resultierte. Es wird in Kapitel 4.4.1.2 explizit diskutiert.

4.4.1.1 Teufenbereich des Bohrlochverschlusses

Abb. 4.16 zeigt die Aktivität aus dem Teufenbereich des Bohrlochverschlusses. Zu Beginn der Druckbeaufschlagung ist noch das Abklingen der mikro-seismischen Aktivität zu erkennen, die von der Erstellung des Bohrlochverschlusses verursacht wurde. Dieses Abklingen ist nach 50 Tagen weitestgehend beendet und führt von 462 Ereignissen pro Tag am 16.06.2011 (Tag 400) zu nur noch 28 Ereignissen pro Tag am 08.08.2011 (Tag 450). Danach klingt die Aktivität auf weniger als 10 Ereignisse pro Tag ab, es sind nur noch Erhöhungen der Aktivität im Bereich von Peak 1, 2 und 3 zu erkennen. Die Zeitskala ist in Tagen seit der Auffahrung des Großbohrlochs angegeben. Die Ortungen (Nachortungen) der mikro-seismischen Ereignisse sind in den Abb. 4.17, Abb. 4.18 und Abb. 4.19 in einem Vertikalschnitt (x-z-Ebene) und einer Aufsicht (x-y-Ebene) dargestellt.

Abb. 4.17 zeigt die Ortungsergebnisse während der zweiten Druckstufe (35 bar, leicht abfallend), zu der Zeit von Peak 1. Dem Vertikalschnitt (Abb. 4.17a) ist zu entnehmen, dass sich die Ortungen auf zwei Teufenniveaus ($z = -67$ m und $z = -75$ m) konzentrieren. Das untere Teufenniveau liegt im Bereich des Pfropfens, zwei bis drei Meter oberhalb der Grenze zwischen den beiden Verfüllungsphasen. Der obere Teufenbereich ($z = -67$ m) liegt an der Oberkante des Bohrlochverschlusses. Die Aufsicht zeigt eine ringförmige Anordnung der Ortungen um das Großbohrloch; die Ortungen verteilen sich auf einem gut 75 Zentimeter breiten Saum um die Kontur des Großbohrlochs herum. Diese Saumbreite entspricht der Saumbreite, die schon in den beiden Aufsichten von Abb. 4.13 und Abb. dokumentiert ist. Auch die beiden Teufenniveaus erhöhter Aktivität entsprechen den Teufen, die schon während der zweiten Verfüllungsphase eine deutlich erhöhte Aktivität gezeigt haben (siehe Abb. 4.13).

Abb. 4.18 zeigt die Ortungsergebnisse während der dritten Druckstufe (56 bar), zu der Zeit von Peak 2. Im Vertikalschnitt (Abb. 4.18 a) ist in einer Teufe von zwischen -78,5 m und -80 m (Übergangsbereich der beiden Verfüllungsphasen) ein Cluster zu erkennen, welches aus knapp 3.000 Ereignissen besteht. Die Aufsicht zeigt, dass sich die Ortungen um das Großbohrloch verteilen, sich dabei aber teilweise von der Bohrlochkontur gelöst haben und erst in einem Abstand von etwa 0,5 m von der Kontur beginnen. Die Verteilung der Ortungen um das Großbohrloch herum ähnelt dabei den Ergebnissen aus der Zeit der zweiten Verfüllungsphase.

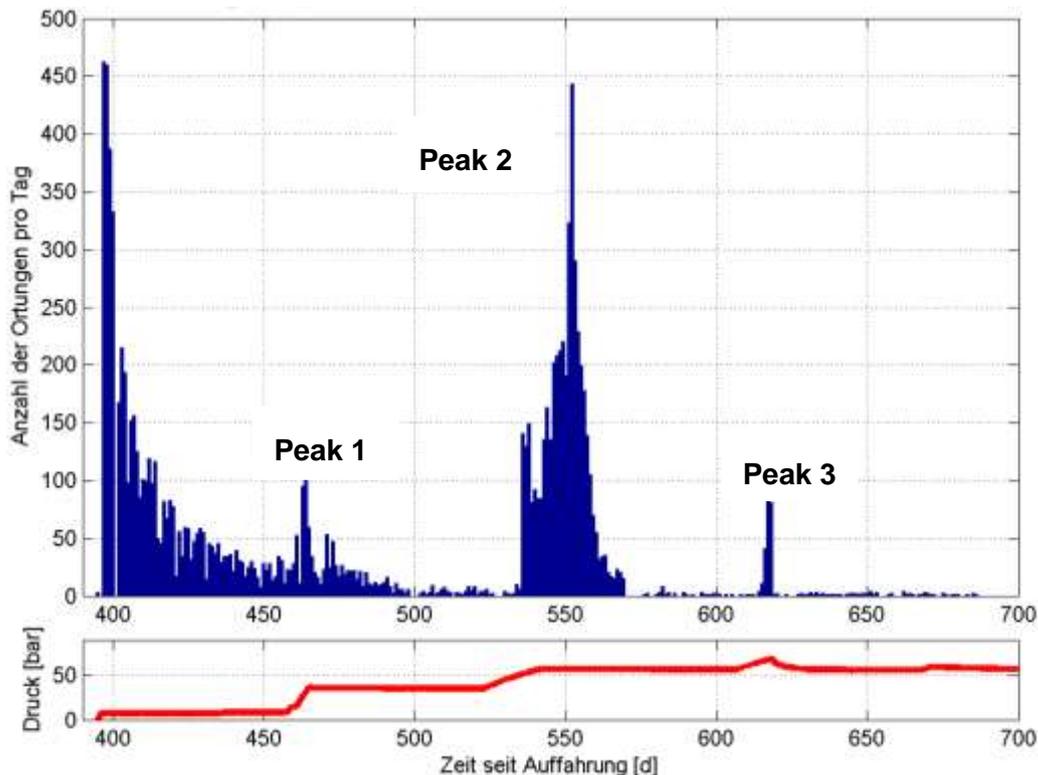


Abb. 4.16. Ortungsraten (Nachortungen) im Tiefenbereich des Bohrlochverschlusses, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).

Abb. 4.19 zeigt die Ortungsergebnisse in den drei Tagen vor Erreichen des Druckmaximums nach Beginn der dritten Druckerhöhungsphase (Peak 3). Bei den Darstellungen ist die Veränderung der Achseneinteilung (x- und y-Achse) im Vergleich zu den beiden vorherigen Bildern zu beachten. Im Vertikalschnitt ist ein Cluster im Tiefenbereich der zweiten Verfüllungsphase zu erkennen, diesmal in einer Teufe von $z = -71,5$ m, also etwa drei Meter unterhalb der Oberkante des Bohrlochverschlusses. Das Cluster befindet sich in einer Teufe zwischen den beiden Clustern von Peak 1 (siehe Abb. 4.18). Die Aufsicht zeigt, dass sich die Ortungen dieses Clusters nicht in der Nähe der Bohrlochkontur befinden, sondern in einem Cluster etwa 5 bis 15 m nordöstlich des Großbohrlochs bzw. in einem etwas kleineren Cluster 5 bis 15 m östlich des Großbohrlochs.

Während der Prozess der Gaspermeation in der Durchtrittszone vergleichsweise geringe Aktivitäten induzierte, führte das Ausfließen („Plätschern“) der Lösung in den Instrumentierungsbohrungen zu relativ starken, kontinuierlichen Geräusche. Sie führten zu einer andauernden Triggerung der Mikroakustik-Anlage und schränkten damit für den Zeitraum von zwei Tagen die Ortungsfähigkeit der Anlage deutlich ein. So konnten am 23.01.2012 (Beginn des

Auslaufens der Lauge) 10.384 in situ-Ortungsversuche, aber nur 661 in situ-Ortungen registriert werden. Am 24.01.2012 (Ende des Auslaufens der Lauge) lag dieses Verhältnis sogar bei über 150.000 in situ-Ortungsversuchen im Vergleich zu 127 in situ-Ortungen.

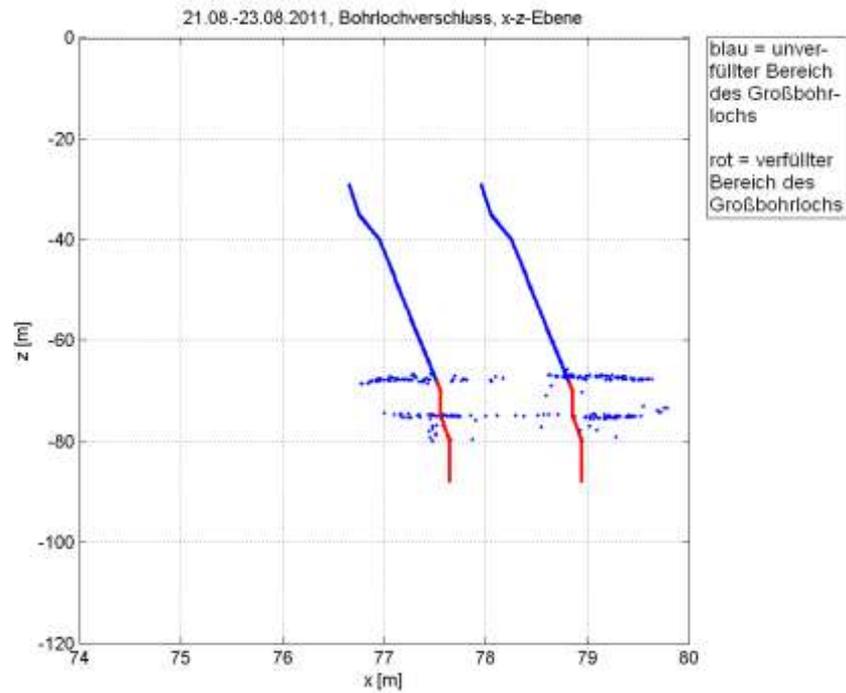


Abb. 4.17. a) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Vertikalschnitt; Anzahl der Ortungen: 265.

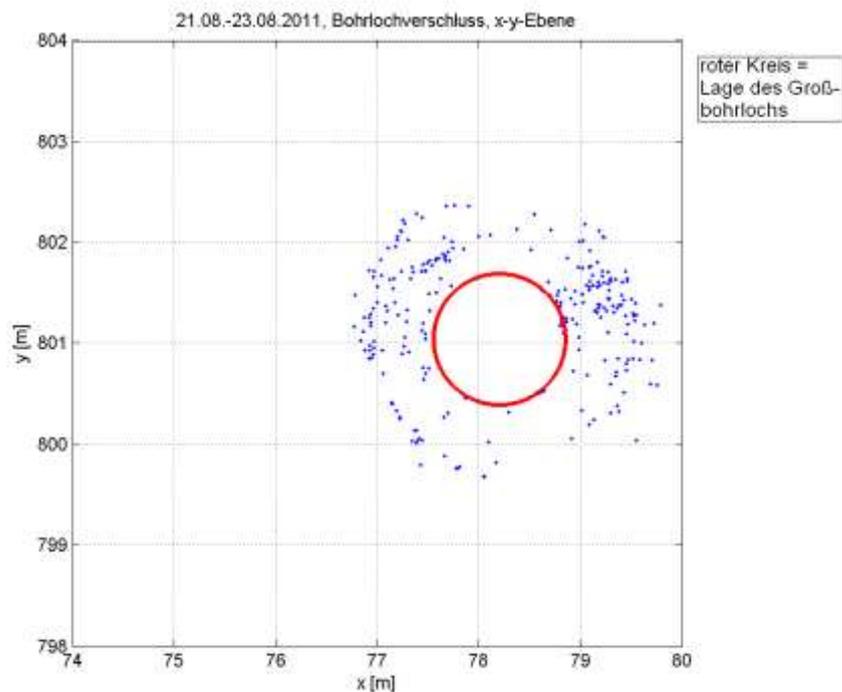


Abb. 4.17. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 265.

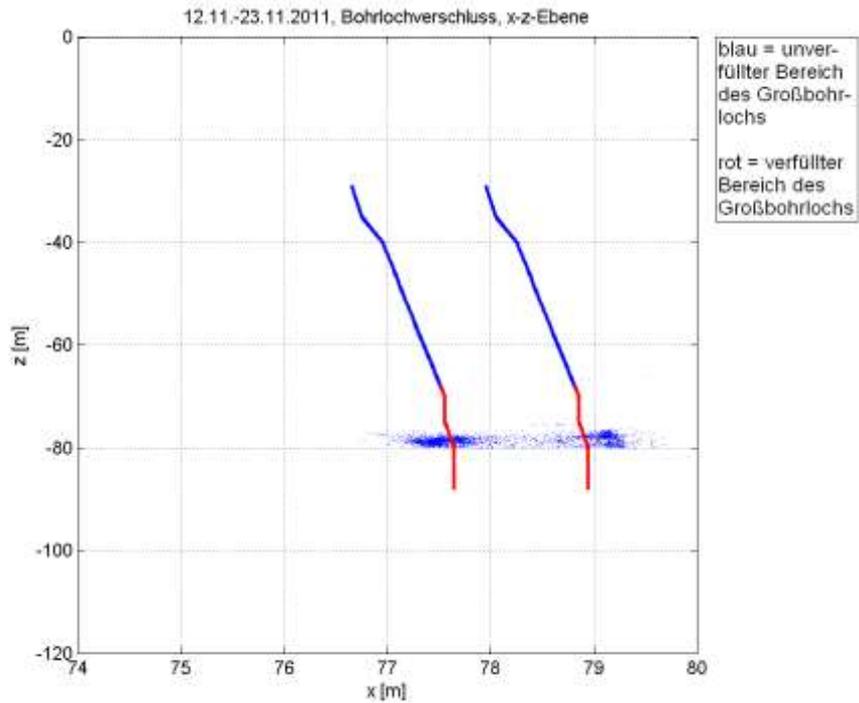


Abb. 4.18. a) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der dritten Druckerhöhung (Peak 2); Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 2835.

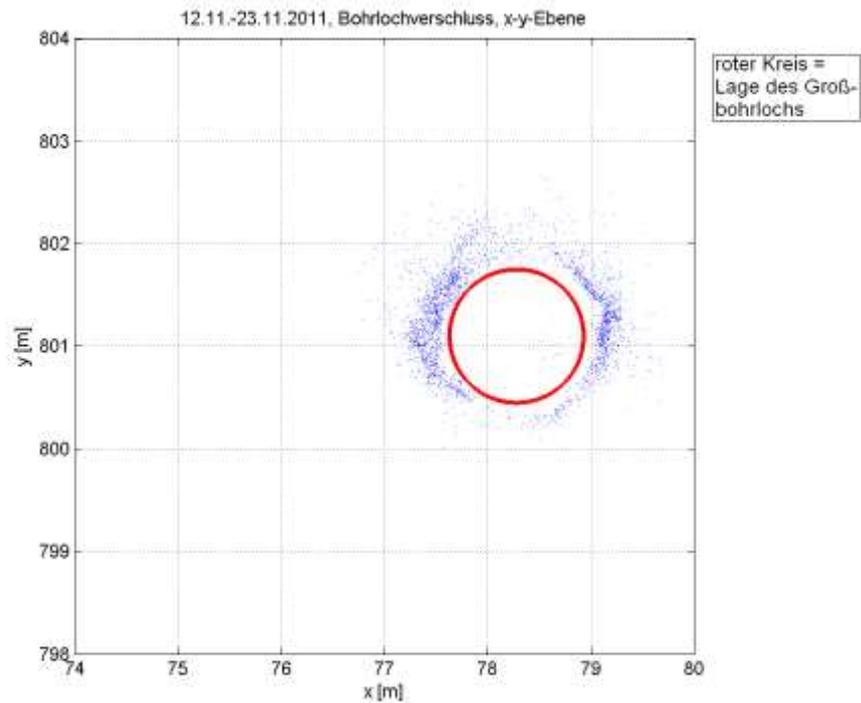


Abb. 4.18. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der dritten Druckerhöhung (Peak 2); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 2835.

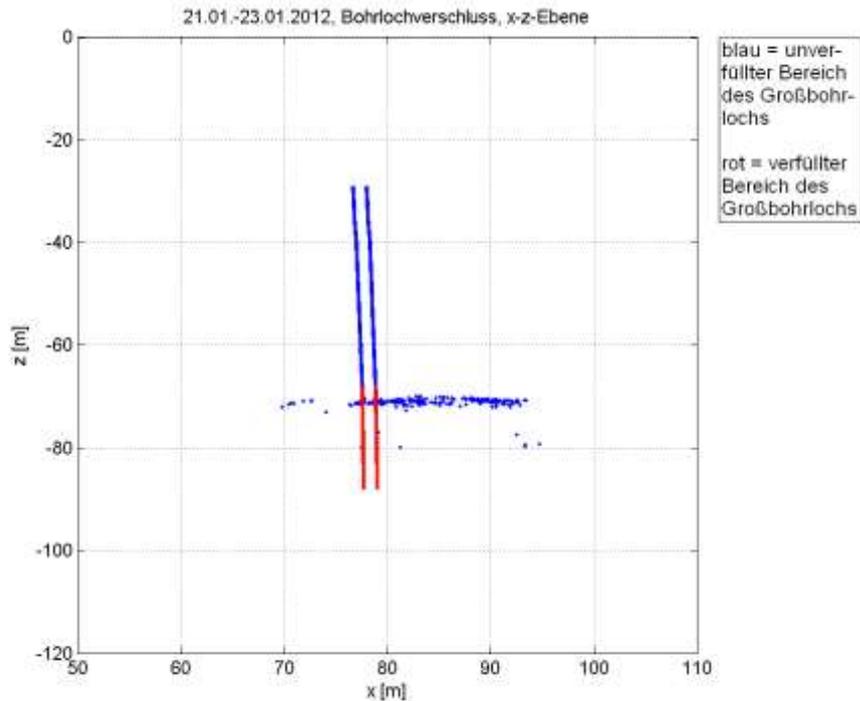


Abb. 4.19. a) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der vierten Druckerhöhung (Erreichen des Druckmaximums, Peak 3); Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 251.

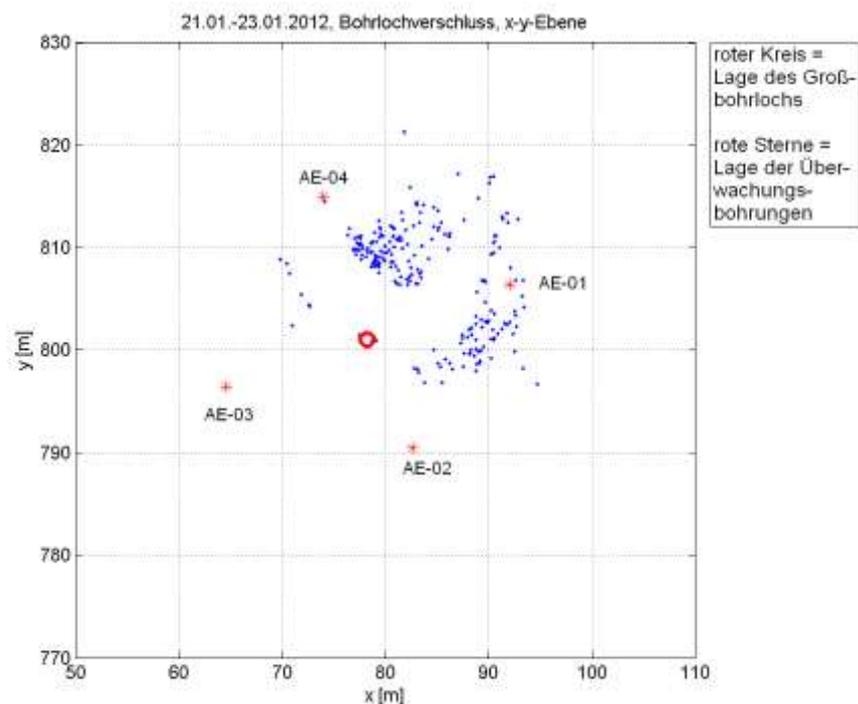


Abb. 4.19. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der vierten Druckerhöhung (Erreichen des Druckmaximums, Peak 3); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 251.

4.4.1.2 Unverfüllter Bereich des Großbohrlochs

Abb. 4.20 zeigt die Aktivität aus dem nicht verfüllten Teufenbereich des Großbohrlochs während der Druckbeaufschlagung. In diesem Bereich sind Peak 1 und 4 zu erkennen. Vor, zwischen und nach diesen Peaks liegt die mikro-seismische Aktivität unterhalb von 10 Ereignissen pro Tag. Die Verfüllung des Großbohrlochs zu Beginn des dargestellten Zeitraums spielt im unverfüllten Bereich des Großbohrlochs so gut wie keine Rolle mehr. Am ersten dargestellten Tag (14.06.2011) beträgt die Aktivität zwar noch gut 20 Ortungen, aber schon am nächsten Tag ist die Aktivität auf unter 10 Ortungen abgefallen. Die Zeitskala ist wieder in Tagen seit der Auffahrung des Großbohrlochs angegeben. Der Verlauf des Gasdrucks (Druckkurve) ist im unteren Teil des Bildes rot wiedergegeben. Die Ortungen (Nachortungen) der mikro-seismischen Ereignisse sind in den Abb. 4.21 und Abb. 4.22 in einem Vertikalschnitt (x-z-Ebene) und einer Aufsicht (x-y-Ebene) dargestellt.

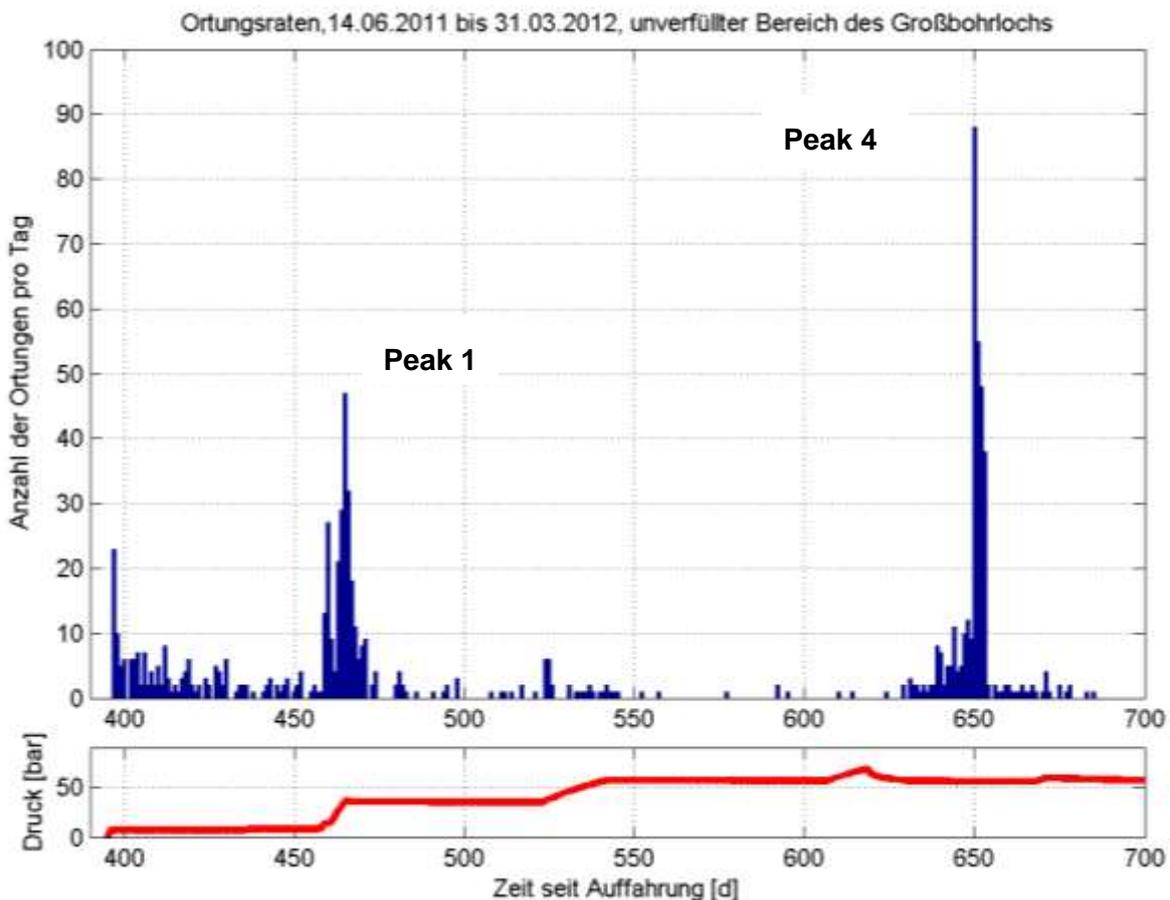


Abb. 4.20. Ortungsraten (Nachortungen) im Tiefenbereich des unverfüllten Großbohrlochs, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).

Abb. 4.21 zeigt die Ortungsergebnisse im Zeitbereich von Peak 1. Im Vertikalschnitt ist ein Cluster in einer Teufe zwischen -28 m und -35 m zu erkennen, also im obersten Bereich des Großbohrlochs, in dem schon nach der Erstellung des Großbohrlochs eine besonders hohe Aktivität zu verzeichnen war (Abb. 4.14). In der Aufsicht zeigt sich, dass diese Ortungen nahezu ringförmig um die Kontur des Großbohrlochs angeordnet sind, wobei eine leichte Häufung der Ortungen südwestlich und nordöstlich zu erkennen ist.

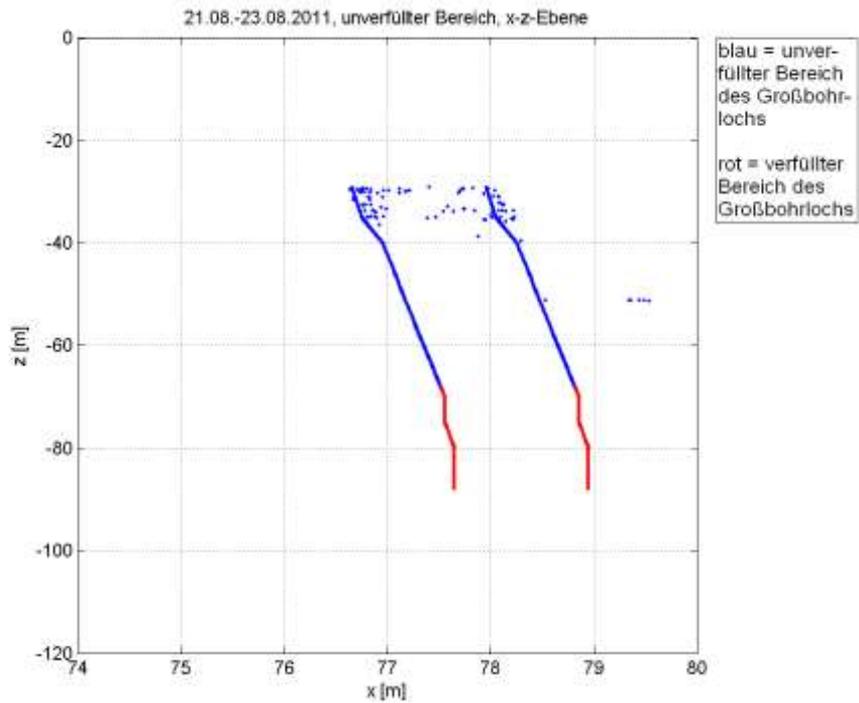


Abb. 4.21. a) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 97.

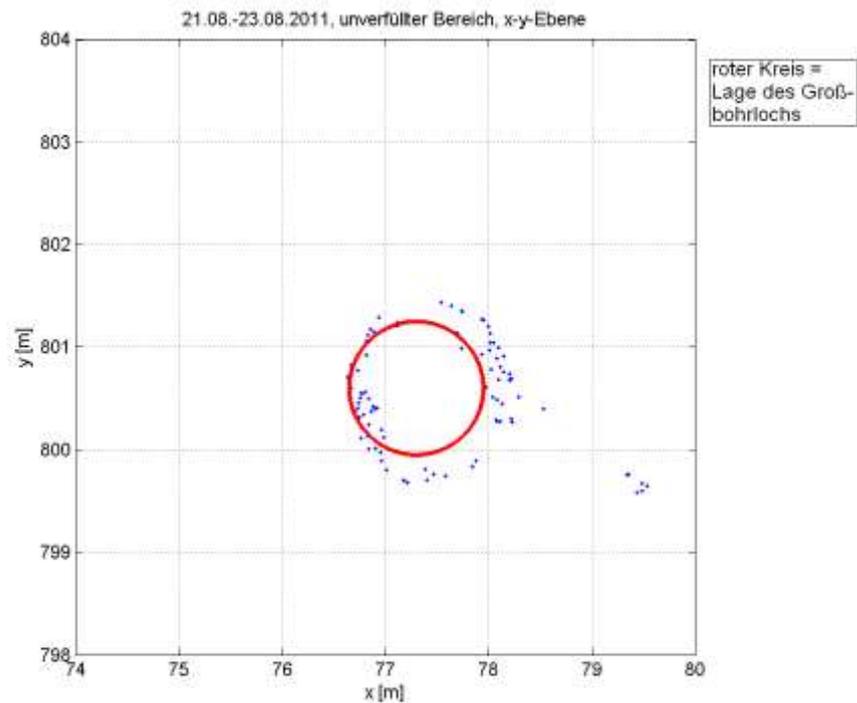


Abb. 4.21. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 97.

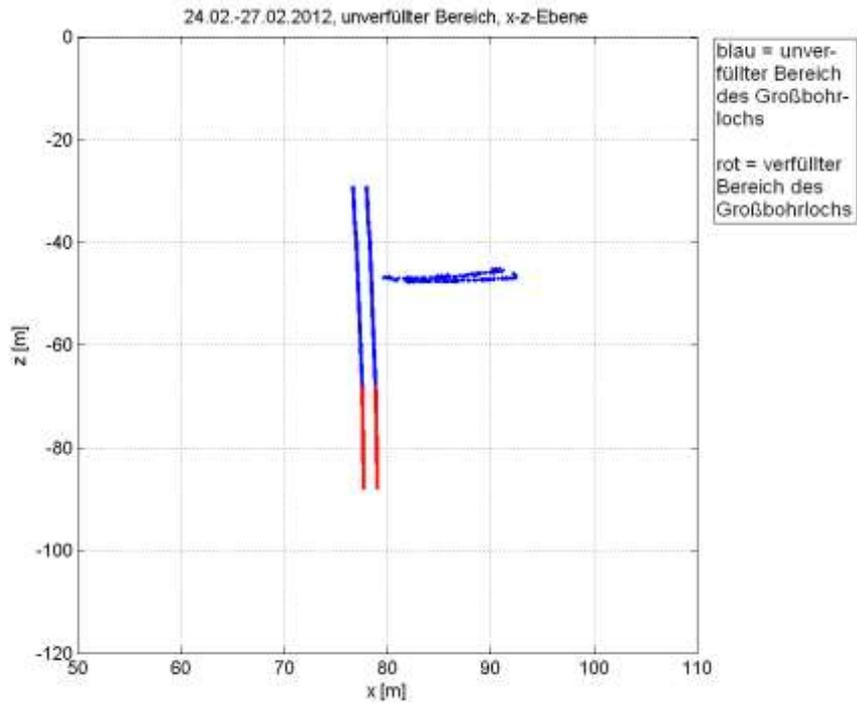


Abb. 4.22. a) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs und während der Zeit nach Peak 4; Vertikalschnitt; nicht-isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 326.

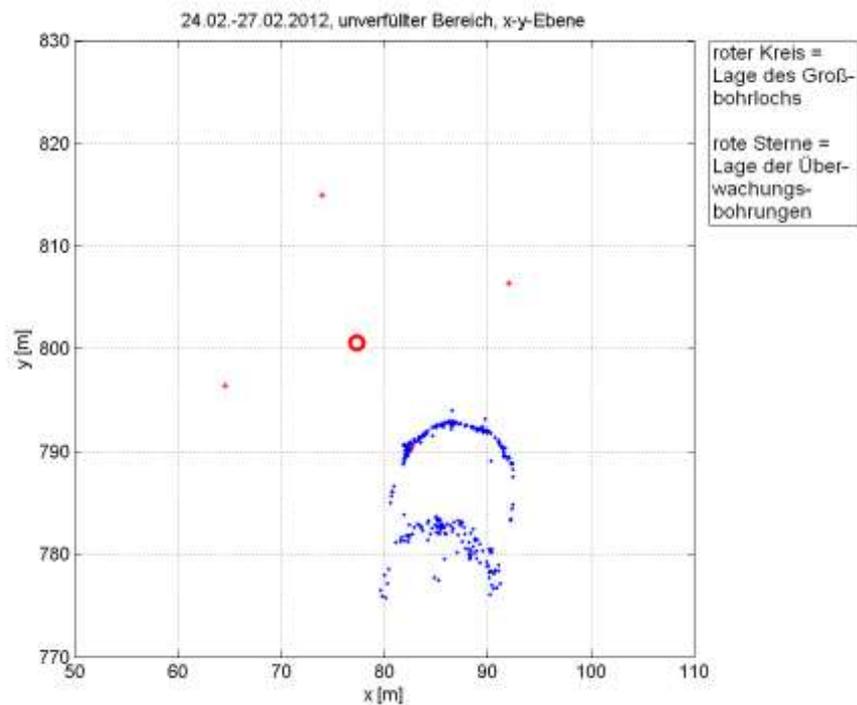


Abb. 4.22. b) Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs und während der Zeit nach Peak 4; Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 326.

Abb. 4.22 zeigt die Ortungsergebnisse in der Zeit nach Erreichen des Druckmaximums. Konzentriert man sich auf den Bereich innerhalb des Messarrays, dann treten keine mikro-seismischen Ereignisse mehr auf, was unmittelbar das Verheilen vorher entstandener Wegsamkeiten dokumentiert. Letzteres resultiert aus der Einstellung eines Druckniveaus entsprechend der 3. Druckstufe vor dem Gasdurchschlag.

4.4.1.3 Gasdurchbruch im Bereich der 62mm-Gasinjektionsbohrung

Das herausragende Ereignis in Abb. 4.22 ist insbesondere ein Cluster in einer Teufe von $z = -47$ m, was in etwa der Mitte des unverfüllten Bereichs des Großbohrlochs entspricht, allerdings nur mittelbar damit verknüpft ist. Vertikalschnitt und Aufsicht zeigen, dass die Ortungen dieses Clusters etwa 10 bis 20 m südöstlich vom Großbohrloch entfernt und somit außerhalb des Sondenarrays liegen. In der Aufsicht ist zu erkennen, dass die Ortungen zwei voneinander getrennte halbringförmige Strukturen bilden, in deren Zentrum die Gasinjektionsbohrung IFG ME01/09 liegt.

In dieser Bohrung ist am 24.01.2012 mit „Constant-Rate“-Gasinjektionstests begonnen worden, mit denen die Reaktion des Salzgebirges bei sehr schnellen Gasinjektionsraten untersucht werden sollte (s. Kap. 3.5.2). Danach wurden 14 Druckerhöhungsstufen mit Beträgen zwischen 5 und 10 bar durchgeführt. In der Druckstufe von ca. 9,5 auf 9,9 MPa kam es nach einer Standzeit von ca. $\frac{1}{2}$ Tag zu einem Gasdurchbruch, der allerdings nicht zu detektierbaren mikro-seismischen Ereignissen führte. Nach einer Selbststabilisierung des Gasdruckes auf einem Niveau von ca. 8 MPa wurde nach einer Standzeit von mehr als 2 Monaten die Gasdruckbeaufschlagung mit konstanten Injektionsraten fortgesetzt.

Der zeitliche Verlauf der stufenweisen Druckerhöhung bevor dem 1. Gasdurchbruch sowie die danach mit konstanten Gasinjektionsraten durchgeführten Test sind in Abb. 3.33 dargestellt. Danach kam es in der 1. Injektionsphase mit 50 ml/min bereits bei 8,2 MPa zu einem Gasdurchbruch, der allerdings nicht mit mikro-seismischen Ereignissen verknüpft war.

Im 2. Wiederholungszyklus mit einer Injektionsrate von 50 mL/min kam es bei einem Maximalwert von 8,04 MPa und einem anschließenden Druckabfall von mehreren MPa zu dem oben beschriebenen mikro-seismischen Ereignis einer kreisförmigen Gasausbreitung ins Gebirge. Dies ist überraschend, zumal die vorhergehenden Gasdurchbrüche und insbesondere der primäre Gasdurchbruch, ausgehend von einem maximalen Druckwert von fast 10 MPa mit einem anschließenden sehr schnellen Druckabfall auf 8 MPa mikro-akustisch nicht dokumentiert werden konnten. Offenbar ist infolge der mehrfachen Gasdruckbelastung bis zum Gasdurchbruch mit gleichzeitiger Aufsättigung des im Salzgebirge im Umfeld vorhandenen Porenraums die lokale Gasaufnahme-fähigkeit des Salzgebirges überschritten worden. Als Folge kam es zu einer lokalisierten druckgetriebenen Fluidinfiltration entlang von Schichtflächen in Richtung auf das GBL kam. Nach diesem Gasdurchbruch kam es zu einem signifikanten über mehrere Wochen andauernden Druckabfall, der sich danach wieder in Richtung eines stabilen Niveaus stabilisierte.

Der Vertikalschnitt in Abb. 4.22a zeigt, dass die Ortungen näher am Großbohrloch in etwa der gleichen Tiefe liegen, sich in größerer östlicher Entfernung aber auf zwei dicht beieinander liegende Tiefenniveaus verteilen, d.h. es liegt erneut kein singulärer Frac vor, wohl aber eine sehr lokalisierte Wegsamkeit. Bei den nachfolgenden Gasinjektionstests wurden keine signifikanten AE-Ereignisse mehr beobachtet.

4.4.1.4 Ereignisse im Bereich der ersten Sohle bzw. Firste der 2. Sohle

Abb. 4.23 zeigt beispielhaft die Aktivität aus dem Bereich der ersten Sohle, wobei die Ergebnisse für die Firste der 2. Sohle qualitativ ähnlich sind. Die Zeitskala ist in Tagen seit der Auffahrung des Großbohrlochs angegeben. Der Verlauf des Gasdrucks (Druckkurve) ist im unteren Teil des Bildes rot wiedergegeben. In diesem Abschnitt sind keine deutlichen Peaks erkennbar. Während des Druckaufbaus (Juli 2011 bis Januar 2012) zeigt sich ein leichter Anstieg der Ortungsraten von etwa 15 Ereignissen pro Tag auf etwa 30 Ereignisse pro Tag, unterbrochen von kurzen Zeiträumen ohne Ortungen aus dem Bereich der ersten Sohle. Nach dem Druckabfall wird wieder eine Ortungsrate erreicht, die etwa dem Niveau zu Beginn der Druckbeaufschlagung entspricht.

Die Ortungen dokumentieren, dass die Ereignisse letztlich aus der Auflockerungszone resultieren, wobei insbesondere neu angeschnittene Bereiche (z.B. Vertiefungen in der Firste oder Schrämarbeiten in der Sohle zum Aufstellen von Maschinen) jeweils durch erhöhte Aktivitäten angezeigt werden. Auch die Pfeilergrenzen sind durch eine erhöhte Aktivität zu erkennen.

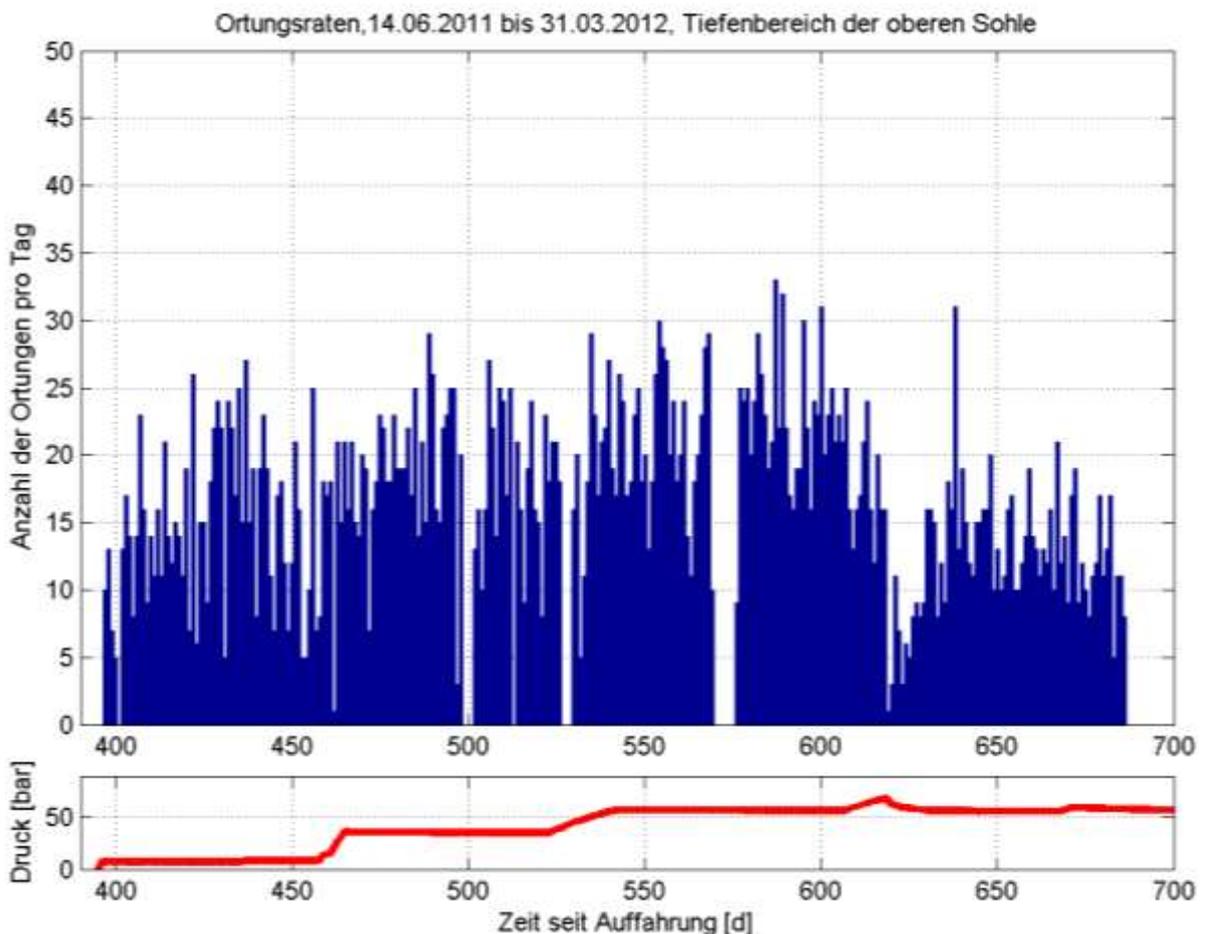


Abb. 4.23. Ortungsraten (Nachortungen) im Bereich der oberen Sohle, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).

5. Laboruntersuchungen Wirtsgestein Salz / Abdichtmaterialien

5.1 Einleitung

Die Laboruntersuchungen als Grundlage für die in Kap. 6 durchzuführenden Modellrechnungen haben folgende Zielsetzungen:

1. Charakterisierung der eingesetzten Dichtbaumaterialien bzgl. der
 - a. Mechanischen Integrität: Kompaktionsverhalten / Festigkeit
 - b. Hydraulischen Integrität: Gas- / Lösungspermeabilität
2. Bestimmung standortspezifischer Materialparameter von Steinsalz von der Versuchslokation für das verwendete EDVA-Stoffmodell.

Für die Untersuchung der eingesetzten Sorelbaustoffe, DBM2 und K+S Brucit, standen jeweils Rückstellproben aus den untertägigen Verfüllmaßnahmen zur Verfügung. Die Untersuchungen umfassen Festigkeits- und Permeabilitätsuntersuchungen mit Gas sowie Durchströmungstests mit Salzlösungen an großvolumigen Proben (Kap. 5.2)

Das Steinsalz-Probenmaterial für die Untersuchungen wurde aus dem mittleren Werra-Steinsalz in der Bandstrecke 0 am Schacht Springen 2 gewonnen, die als Fahrwendel von der 1. zur 2. Sohle führt (vgl. IFG, 2010a). Nach Herstellung von Zylinderprüfkörpern wurden umfangreiche Triaxialuntersuchungen zum Festigkeits- und Dilatanz- sowie Kriechverhalten durchgeführt. Ergebnisse zur gasdruckabhängigen Permeabilität wurden in Kap. 3.5.4 vorgestellt (für Details s. IFG, 2011a).

Die gesteinsmechanischen Laboruntersuchungen bilden die Basis zur Ableitung der EDVA-Parameter, die in **Anlage 5.1** bzgl. der Datenbasis, der Vorgehensweise und der Ergebnisse ausführlich vorgestellt werden.

5.2 Charakterisierung der verwendeten Sorel-Baustoffe - Indexversuche

5.2.1 Motivation zum Einsatz des DBM2 / K+S Brucit

Ausschlaggebend für die Wahl des DBM2 als bevorzugter Baustoff für die hier realisierte Schachtabdichtung waren ursprünglich die vom Hersteller (K-UTEC) angegebenen Eigenschaften:

- günstige verarbeitungstechnische Eigenschaften (Verarbeitungszeit: ca. 1 - 2h, Verpumpbarkeit, Ausbreitverhalten: nahezu selbstnivellierend mit Fließwinkeln von maximal 3°);
- vergleichsweise niedrige Reaktionstemperatur;
- signifikantes Quellverhaltens (mehrere MPa);
- gute geomechanische und hydromechanische Kennwerte.

Die wesentlichen Materialparameter (K-UTEC, 2008) sind in Tab. 5-1 sowie Tab. 5-2 zusammengefasst. Auf Basis dieser Parameter konnte der Integritätsnachweis für die bei der Druckbeaufschlagung zu erwartenden Belastungen analytisch geführt werden¹⁵.

Tab. 5-1. Qualitative Zusammensetzung sowie geomechanische und hydraulische Kennwerte der Rezeptur DBM 2 (für Details s.K-UTEC, 2008).

Qualitative Zusammensetzung						
Einsatzstoff			Rezeptur DBM 2			
Bindemittel			MgO			
Zuschlagstoffe			Quarzsand / Anhydritmehl			
Zusatzstoffe			Microsilica / Fließmittel			
Anmischflüssigkeit			MgCl ₂ -Lösung (410 - 430 g MgCl ₂ /L)			
Geo-mechanische Kennwerte						
	Elastische Konstanten		Scherfestigkeiten			
Probebezeichnung	E-Modul (GPa)	Querdehnzahl (-)	Einaxiale Druckfestigkeit (MPa)	Reibungswinkel (°)	Kohäsion (MPa)	Ersatzkompaktionsmodul
Rückstellproben	20,6	0,21	56,8 / 66,9	29	17,5	1,4 – 1,8
Bohrkerne	21,7	0,17	61,8			0,8 – 1,4
Hydromechanische Kennwerte						
Gaspermeabilität (m ²)			<2,5 · 10 ⁻¹⁹ m ²			
Lösungspermeabilität (m ²)			2 · 10 ⁻¹⁸ m ² bis <1 · 10 ⁻²⁰ m ²			

Der DBM 2 wird von der K-UTEC (unter Beteiligung von IFG) bezüglich seiner Eignung für ein Verschlussbauwerk im Anhydrit im ERAM Morsleben untersucht, insbesondere dahingehend, welche Quelldrücke sich zeitlich entwickeln und ob die Quellfähigkeit langfristig erhal-

¹⁵ Das Wirkprinzip des Großbohrlochverschlusses basiert auf einer kohäsiven Verfüllsäule aus Sorel-beton als lastabtragendes Element. Der Lastabtrag des wirkenden Gasdruckes ergibt sich aus der vorliegenden Haftreibung (sowie zusätzlich aus den aus dem Quelleffekt resultierenden Normalspannungen). Die Abschätzung des herrschenden Kräftegleichgewichts basiert auf der MOHR-COULOMB'schen Festigkeitsbeziehung:

$$\tau_{\text{Scher}} = \tan \phi \cdot \sigma_{\text{normal}} + c$$

Die mit bis zu 100 bar druckbeaufschlagte Querschnittsfläche beträgt $A_{\text{Stirn}} = \text{ca. } 1,35 \text{ m}^2$ gegenüber einer lastabtragend wirkenden Mantelfläche von $A_{\text{Mantel}} = \text{ca. } 82 \text{ m}^2$, ausgehend von den Abmessungen des Verschlusspfropfens. Damit ergeben sich folgende Kräftekonstellationen:

$$A_{\text{Stirn}} \cdot \sigma_{\text{Überdruck}} = A_{\text{Mantel}} \cdot \tau_{\text{Scher}}$$

Bringt man für die Kontaktfläche nur die Kohäsion (aus Tab. 5-2) ohne Quelldruck ($= \sigma_{\text{normal}}$) für einen Gasdruck von 10 MPa in Anwendung, ergeben sich folgende Wertepaare:

$$1,35 \cdot 10 \Leftrightarrow 82 \cdot 2,9$$

$$13,5 \Leftrightarrow 237,8$$

Daraus folgt für eine Druckbelastung ein Sicherheitsfaktor von ca. 17. Somit ist ein generelles Versagen des selbst-tragenden Dichtsystems ausgeschlossen.

ten bleibt. Für den Nachweis werden sowohl ein kleinmaßstäblicher Laborversuch in einem Drucktopf als auch ein großmaßstäblicher in situ-Versuch (ca. 40m³) in der Grube Bleicherode durchgeführt.

- (1) Kleinmaßstäblicher Versuch in der IFG-Versatzdruckzelle (steifer Einschluss mit ca. 110 l Volumen);
- (2) In situ-Versuch Bleicherode (Streckenabdichtung in einer Anhydritdurchfahrung mit Widerlagern aus Klinker – ca. 9 m Länge mit 40 m³ Baustoffvolumen)

Obwohl das Quelldruckverhalten des DBM2 in den beiden Versuchsmaßstäben unterschiedlich war, bilden die im Rahmen der Nachuntersuchungen der verschiedenen Untersuchungsmaterialien bestimmten Ergebnisse die Referenzbasis zur Bewertung der hier vorliegenden Eigenschaften.

Tab. 5-2. Festigkeitsparameter Kontaktfläche Sorelbeton/Steinsalz (IFG, unveröffentlichte Werte).

Kontaktfläche	Zugfestigkeit σ_z [MPa]	Scherfestigkeit	
		Reibungswinkel ϕ [°]	Kohäsion c [MPa]
SA-SF / Steinsalz	ca. 1 MPa	31	2,9

Im Gegensatz zum kleinmaßstäblichen Versatzzellenversuch, der unter Laborbedingungen durch K-UTEC-Mitarbeiter am IfG angemischt wurde, traten bei der untertägigen Verarbeitung des DBM2 am Versuchsort Merkers erhebliche Probleme auf (vgl. Kap. 3.3.2), so dass die Verfüllung nach Erreichen eines Verfüllstandes von ca. 13 m DBM2 mit einem von K+S standardmäßig eingesetzten Magnesia-Binder auf Basis von Brucit bis zu einer Endhöhe des Pfropfens von ca. 21 m fortgesetzt wurde. Eine ausführliche Beschreibung des K+S Brucit-Materials (Hersteller: MANNEKUS) wird in IFG (2011a) gegeben.

Das Laborprogramm am MgO-Beton DBM2 und am K+S Brucit umfasste Triaxialversuche zur Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens bei Erstbelastung sowie der Festigkeit. Weiterhin wurden Gasinjektionstests und Durchströmungstests mit MgCl₂-Lösung. Im Langzeitversuch durchgeführt.

An DBM2 standen drei entsprechend ihres Entnahmezeitpunktes unterschiedliche Chargen zur Verfügung:

- CH 7 (Zugabe von 100 l Lösung je Trockenmischung – 15 Sack a 25kg),
- CH 25 und CH 60, (Zugabe von 115 l Lösung je Trockenmischung – 15 Sack a 25kg)

die sich, wie nachfolgend gezeigt, offenbar als Folge der unterschiedlichen Lösungsanteile, in ihren Eigenschaften stark unterschieden, was allerdings nicht repräsentativ untersucht werden konnte.

Die vorliegenden Versuche haben somit Indexcharakter und das Versuchsziel ist der Vergleich der mechanischen und hydraulischen Eigenschaften der eingesetzten Sorelbaustoffe K+S Brucit und DBM2 untereinander, sowie des letzteren Materials mit den Referenz-Chargen des obigen Laborprogramms.

5.2.2 Petro-physikalische Charakterisierung

Als petro-physikalische Kenngrößen werden routinemäßig die Gesteinsdichten sowie die Ultraschallgeschwindigkeiten von P- und S-Wellen bestimmt.

Die Höhe sowie der Durchmesser der Prüfkörper wurden mit einer digitalen Schublehre auf $\pm 0,02$ mm gemessen und die Masse der Prüfkörper mit einem Fehler von $\pm 0,2$ g bestimmt. Davon ausgehend wurde die Dichte ρ der zylindrischen Prüfkörper berechnet. Die daraus resultierende Dichte ρ weist einen Fehler von ca. $0,002$ g/cm³ auf.

Die Messung der Ultraschall-Laufzeiten der P- und S-Wellen nach der Durchschallungsmethode dient der Bewertung der vorhandenen Probenintegrität bzgl. Auflockerung sowie der Bestimmung der dynamischen elastischen Konstanten. Im IFG Leipzig wird für die Laufzeitmessung der Ultraschallgeschwindigkeit das Gerät USD 10 (Hersteller: Krautkramer/Branson) in Verbindung mit den P-Wellengeber und -empfänger B 0,5 y (Senkrechtprüfköpfe: Frequenz 0,5 MHz) eingesetzt. Wegen der Ankopplungsschwierigkeiten an die Prüfkörper beträgt die Genauigkeit der Laufzeitmessung ca. $0,1$ μ s und damit die Genauigkeit der Geschwindigkeit ca. 10 m/s.

Aus den P- und S-Wellengeschwindigkeiten V_p und V_s werden die „dynamisch bestimmten“ elastischen Konstanten berechnet (GEBRANDE, H., 1982).

Tab. 5-3: Probenparameter – Abmessungen und Dichte sowie Ultraschallgeschwindigkeiten (\parallel bzw. \perp) zur Prüfkörperachse mit den daraus abgeleiteten dynamischen elastischen Konstanten (Mittelwerte).

IFG - Labor.-Nr.	DBM2					K+S Brucit			
	Festigkeit / Gasporm.		Durchströmung		Mittelwert	Festigkeit / Gasporm.		Durchstr.	Mittelwert
	459_1 / DBM2/CH7	459/4 DBM2/Ch 7	459/DBM2/ CH 60 (Pr 1)	459/DBM2/ CH 60 (Pr 2)		459_2 K+S 75.Mg.	459_2 K+S 75.Mg.	459/K+S	
Höhe h (mm) =	210,18	210,39	202,20	200,74		210,59	210,48	202,52	
Durchmesser (mm) =	104,67	103,83	105,11	104,78		103,39	103,48	102,66	
Masse M (g) =	3837,8	3846,9	3521,6	3622,7		3299,1	3298,0	3211,7	
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,122	2,160	2,007	2,093	2,10 $\pm 0,06$	1,866	1,863	1,916	1,88 $\pm 0,03$
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,34	4,34	3,20	3,37	3,8 $\pm 0,6$	4,32	4,33	4,44	4,4 $\pm 0,1$
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,48	4,42	3,17	3,33	3,8 $\pm 0,7$	4,33	4,35	4,46	4,4 $\pm 0,1$
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,41	4,41	3,02	3,34	3,8 $\pm 0,7$	4,32	4,34	4,43	4,4 $\pm 0,1$
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,50	2,50	-	-	2,5 $\pm 0,0$	2,34	2,34	2,39	2,4 $\pm 0,0$
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -									
E_d =	33,23	33,77	-	-	33,5 $\pm 0,4$	26,36	26,48	28,32	27,1 $\pm 1,1$
K_d =	22,24	22,73	-	-	22,5 $\pm 0,3$	21,15	21,31	23,12	21,9 $\pm 1,1$
G_d =	13,28	13,48	-	-	13,4 $\pm 0,1$	10,20	10,24	10,93	10,5 $\pm 0,4$
ν_d =	0,251	0,252	-	-	0,25 $\pm 0,00$	0,292	0,293	0,296	0,29 $\pm 0,00$

Die an den Laborproben gemessenen Dichten und Geschwindigkeitswerte sowie die daraus abgeleiteten elastischen Kennwerte sind in Tab. 5-3 als Mittelwerte zusammengestellt. Dabei zeigen sich für die DBM-2 Charge 7 und 60 erhebliche Unterschiede, die aus den bereits beschriebenen Schwierigkeiten beim untertägigen Mischprozess resultieren (vgl. IFG, 2011)¹⁶. Dabei wird die offenbar qualitativ deutlich bessere Charge 7 (höhere Dichte, sowie

¹⁶ Unter der Annahme, dass vor allem die Lösungszugabe die Baustoffqualität beeinflusst, wird abgeschätzt, dass das erste Drittel als qualitativ hochwertiger Baustoff (hier repräsentiert durch die Charge 7) und der restlich Teil als qualitativ schlechter einzustufen ist (vgl. Tab. 3-4).

messbare Scherwellen) für die Festigkeits- und Permeabilitätsuntersuchungen eingesetzt, während die Proben der für die Lösungspemeabilitätsmessungen eingesetzten CH 60 eine schlechtere Dichte aufweisen, d.h. weniger kompakt sind.

Auffällig sind die Unterschiede zwischen dem DBM2 und dem K+S Brucit, wobei letzteres Material trotz einer signifikant geringeren Dichte ($1,88 \pm 0,03 \text{ g/cm}^3$ gegenüber $2,10 \pm 0,06 \text{ g/cm}^3$) bzgl. der P-Wellengeschwindigkeiten vergleichbare Werte aufweist.

5.2.3 Untersuchung des Festigkeits- und Kompaktionsverhaltens

Ziel der durchgeführten triaxialen Kompaktions- und Drucktests war, über Indexversuche das Materialverhalten – Kompaktion/Festigkeit – der für die Verfüllung eingesetzten Materialchargen DBM 2 und Brucit und bereits vorliegende Ergebnisse zumindest qualitativ zu vergleichen. Allerdings zeigte sich erst während der Bearbeitung, dass die Materialeigenschaften des DBM 2 deutlich variierten, was durch die Beprobung nicht angemessen abgebildet wurde. Für die triaxialen Drucktests wurden ausschließlich Proben der Charge 7 verwendet, was vergleichsweise gute Ergebnisse lieferte, die aber mutmaßlich nur für die untersten 4 m der DBM 2-Verfüllsäule repräsentativ sind.

5.2.3.1 Versuchstechnik für triaxiale Kompressionsversuche

Für die Durchführung der triaxialen Druckversuche stehen im IFG Leipzig zwei servohydraulische Prüfmaschinen (RBA 2500 mit $F_{\max} = 2500 \text{ kN}$ - Hersteller: SCHENK/TREBEL bzw. D2000 mit $F_{\max} = 2000 \text{ kN}$ - Hersteller: GL TEST SYSTEMS) zur Verfügung, mittels denen in einer Druckzelle routinemäßig triaxiale Festigkeitsuntersuchungen nach dem Karman-Prinzip ($\sigma_1 \neq \sigma_2 = \sigma_3$) durchgeführt werden (Abb. 5.1). Die Axialbelastung bzw. -verformung und der Manteldruck können jeweils über eine Servohydraulik unabhängig voneinander geregelt werden.

Der gewünschte Manteldruck ($p_{c-\max} = 600$ bzw. 1000 bar) wird durch einen Druckübersetzer erzeugt. Aus der Axialdeformation und der gemessenen Volumenveränderung des lateralen Druckraumes (Kolbenverschiebung des Druckübersetzers) kann bei konstantem Manteldruck die Volumenänderung des Prüfkörpers, im Folgenden als Dilatanz bezeichnet, bestimmt werden. Die Manteldruckmessung erfolgt mit einem Druckaufnehmer (Hersteller: HOTTINGER/BALDWIN) mit einer Genauigkeit von $0,01 \text{ MPa}$.

Die Axialverformung des Prüfkörpers wird als Verschiebung des Druckstempels, der die Axialbelastung vermittelt, außerhalb der Druckzelle, d.h. nicht am Prüfkörper, als Mittelwert von drei induktiven Wegaufnehmern, die im Winkel von 120° zueinander angeordnet sind, gemessen. Deshalb muss, in allen Fällen bei denen die Eigenverformung des Druckstempels einen wesentlichen Beitrag zur Verformung liefert, eine Korrektur vorgenommen werden.

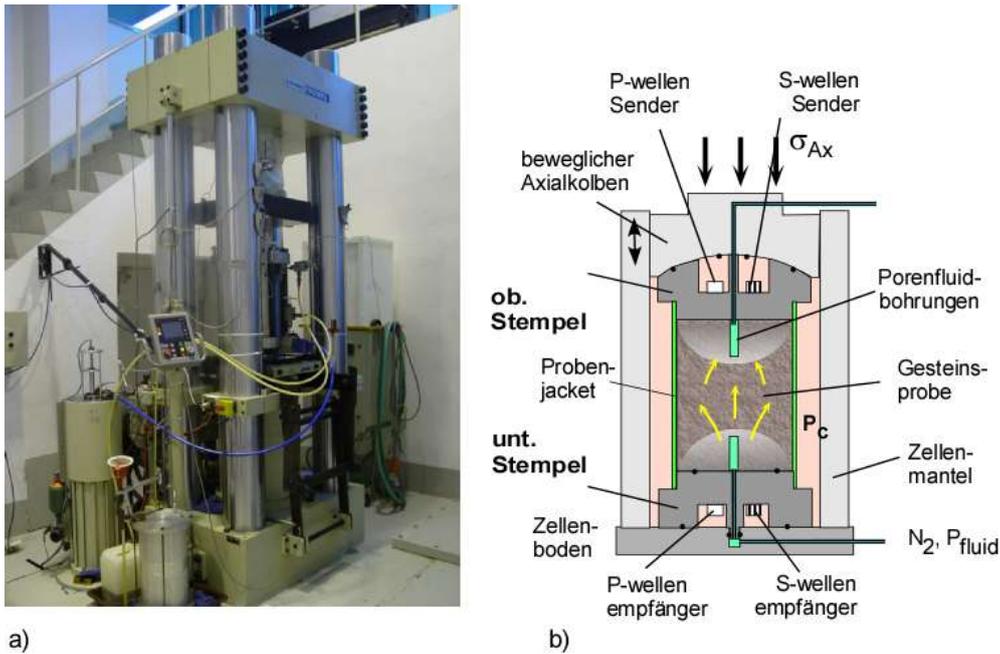


Abb. 5.1. Servohydraulisches Prüfsystem RBA 2500: a) Prüfmaschine im servohydraulischen Gesteinslabor des IFG; b) Druckzelle (Schemazeichnung) zur Simulation triaxialer Spannungs- und Verformungsbedingungen mit gleichzeitiger Durchschallung und Durchströmung bzw. Porendruckkontrolle.

5.2.3.2 Isostatische Kompaktionstests

In einem ersten Versuchsabschnitt wird das isostatische Kompaktionsverhalten untersucht. Unter isotroper Belastung wird bei geringen Belastungsraten von 0,1 MPa/s das Setzungsverhalten untersucht, indem bei den Spannungsniveaus 1 MPa, 2 MPa, 5 MPa, 10 MPa und 15 MPa Hysteresen gefahren werden. Aus den gemessenen Spannungs-Volumenverformungskurven kann der Kompaktionsmodul bei Erstbelastung als Sekantenmodul abgeleitet werden. Zur Veranschaulichung der Versuchsergebnisse sind in Abb. 5.2 Spannungs-Volumenverformungskurven der isotropen Triaxialversuche für verschiedene Materialchargen dargestellt.

Die Spannungs-Volumenverformungskurven für die Rückstellproben aus der GBL Verfüllung (DBM2 und K+S Brucit) weisen trotz der gefahrenen Hysteresen einen weitgehend geschlossenen Kurvenverlauf auf, was auf nur geringe plastische Volumenverformungsanteile schließen lässt.

Im Gegensatz dazu zeigen die Referenzproben unterschiedlich stark, zunehmend von der Charge im Versatzdruckzelle zu den verschiedenen Proben aus dem Dammbauwerk-Mitte, eine deutliche Öffnung der zyklisch gefahrenen Belastungskurven, d.h. diese Chargen kompaktieren plastisch, wobei mit geringer werdender Belastungsrate das Steifigkeitsniveau noch kleiner wird (hier nicht dargestellt).

Unabhängig davon dokumentieren die Ergebnisse der Charge 7, die die im ersten/unteren Drittel des GBL eingesetzten Materialien repräsentiert, relativ günstige Eigenschaften. Allerdings weisen die nachfolgenden Untersuchungen, die u.a. für die Charge 60 aus dem oberen Verfüllabschnitt durchgeführt wurden, nach, dass diese oberen Bereiche qualitativ schlechter sind.

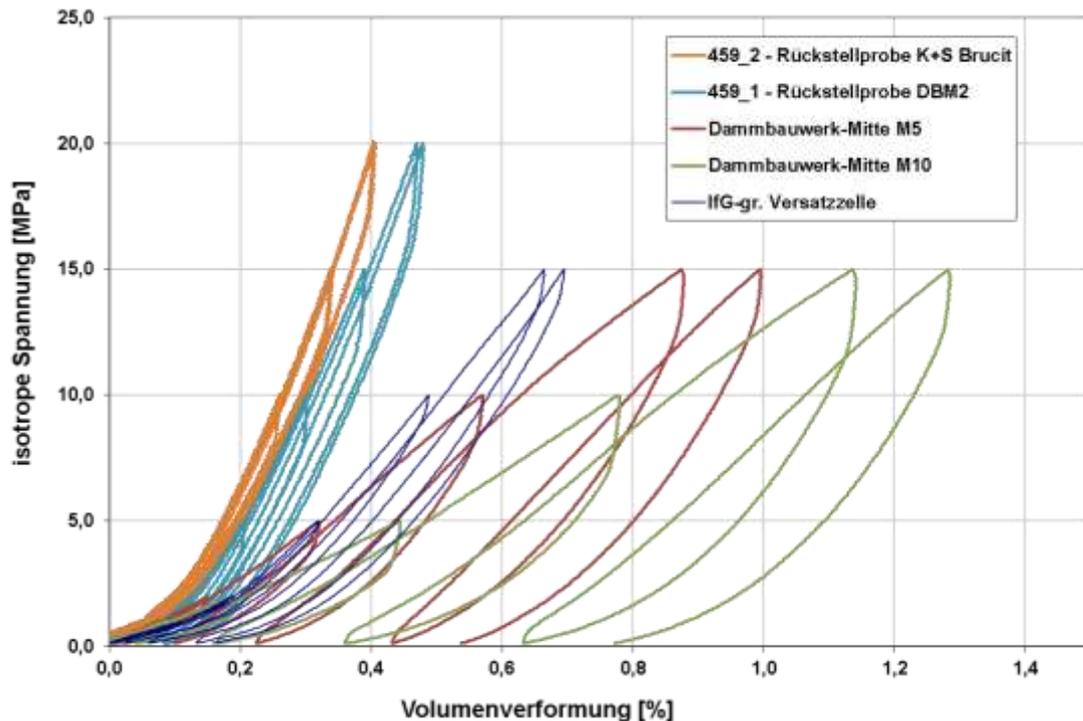


Abb. 5.2. Isostatische Kompaktionsversuche mit einer Belastungsrate von 0,1 MPa/s – Rückstellproben von DBM2 (Probe 459_1: Charge 7) bzw. K+S Brucit (Probe 459_2) vs. Ergebnisse aus Nachuntersuchungen aus dem IfG-Technikumsversuch-Gr. Versatzzelle sowie Dammversuchsbauwerk Bleicherode (Proben Dammbauwerk-Mitte M5 und M10).

5.2.3.3 Triaxiale Mehrstufenversuche zur Bestimmung der Kurzzeitfestigkeit

Der klassische triaxiale Kompressionsversuch erfolgte verformungsgeregelt (z.B. mit einer konstanten Verformungsrate von $9\%/h = 2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$), wobei mit der Verformung automatisch die dafür notwendige Axialkraft servo-hydraulisch nachgeregelt wird. Im Ergebnis erhält man eine Spannungsdehnungskurve, die abhängig vom Manteldruck zunächst eine zunehmende Verfestigung bis zum Probenbruch und danach den Übergang in ein Restfestigkeitsniveau zeigt. Gleichzeitig wird die Dilatanz bzw. die Volumendehnung gemessen.

Allerdings erfordert diese Versuchsführung eine ausreichende Zahl vergleichbarer Proben. Deshalb wurde aufgrund der begrenzten Probenzahl und der offensichtlichen Streuung der Materialeigenschaften des Füllmaterials entschieden, alternativ jeweils triaxiale Druckversuche in Mehrstufenversuchstechnik durchzuführen.

Dabei wird die Probe analog zu den konventionellen Einstufen-Druckversuchen bei konstantem Manteldruck axial unter Vorgabe einer definierten Verformungsrate verformt. Bei Erreichen charakteristischer Verschiebungen oder Spannungszustände nahe dem Bruchpunkt (Annäherung an ein Maximum) wird die Belastung der Probe rapide abgebrochen, so dass im Idealfall keine signifikante Schädigung des Prüfkörpers eingetreten ist. Bei den Mehrstufentests am DBM2 wurden jeweils vier Stufen bei $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$, 4 MPa , 6 MPa und 10 MPa realisiert (vgl. exemplarisch Abb. 5.3). Im Fall des K+S Brucits erwies sich das Material als so fest und spröde, dass nur ein realer Bruchfestigkeitswert bestimmt werden konnte (vgl. Abb. 5.4).

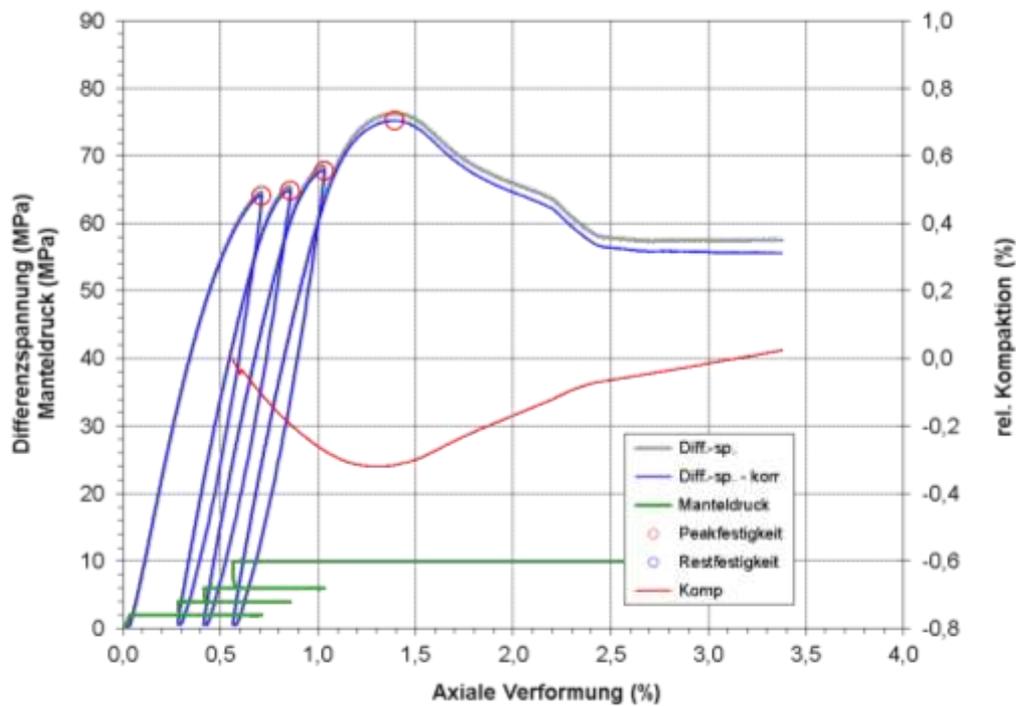


Abb. 5.3. Festigkeits- und Verformungsverhalten von DBM2 - CH7 (459_1) im Mehrstufenversuch: Spannungs-Verformungskurve σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . Zusätzlich ist für die Belastungsstufe bei $\sigma_{\text{min}} = 10$ MPa die Dilatanzkurve (rot) dargestellt.

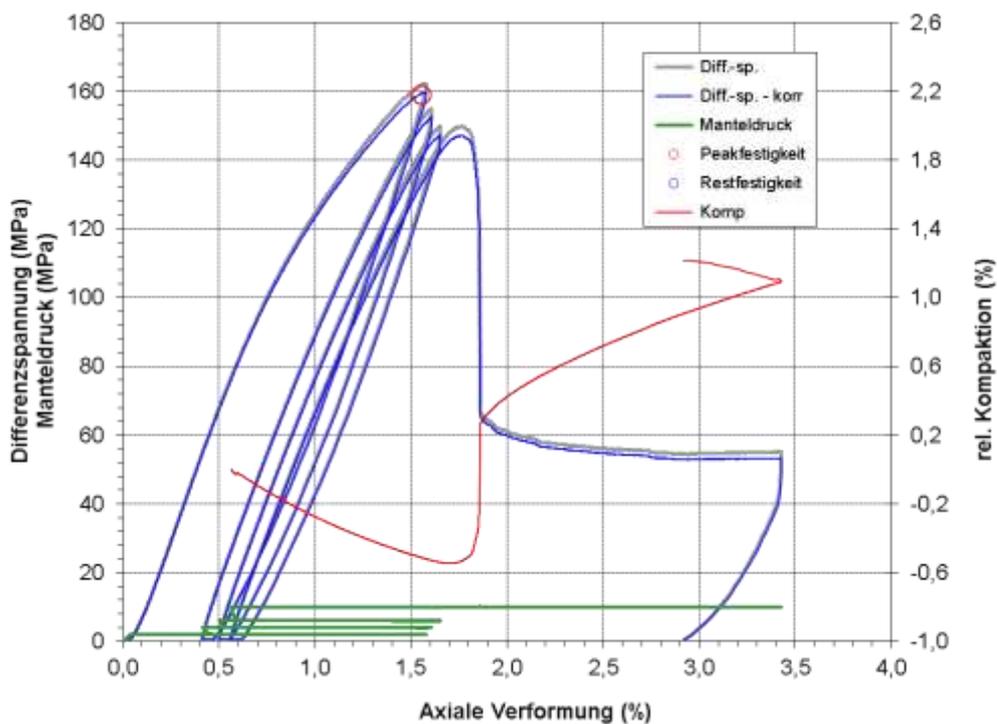


Abb. 5.4. Festigkeits- und Verformungsverhalten von K+S Brucit (459_2) im Mehrstufenversuch: Spannungs-Verformungskurve σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . Zusätzlich ist für die Belastungsstufe bei $\sigma_{\text{min}} = 10$ MPa die Dilatanzkurve (rot) dargestellt.

Tab. 5-4. Festigkeitswerte der verschiedenen Labortests an aus DBM2 (Charge 7) und K+S Brucit bestehenden Probenkörpern sowie die daraus abgeleiteten MOHR-COULOMB-Parameter.

	p_c (MPa)	ε_1 (%)	$\sigma_{\text{Diff-failure}}$ (MPa)	$\sigma_{1\text{-failure}}$ (MPa)
459/1	DBM2/CH7			
Stufe 1	2,0	0,71	64,20	66,2
Stufe 2	4,0	0,86	64,93	68,9
Stufe 3	6,0	1,03	67,89	73,9
Stufe 4	10,0	1,39	75,24	85,2
	ϕ (°) =	24,8		
	C (MPa) =	19,2		
	σ_1 (MPa) =	60,1		
459/4	DBM2/CH7			
Stufe 1	2,0	0,97	67,15	69,1
Stufe 2	4,0	1,13	68,49	72,5
Stufe 3	6,0	1,40	72,16	78,2
Stufe 4	10,0	1,80	77,38	87,4
	ϕ (°) =	23,5		
	C (MPa) =	21,0		
	σ_1 (MPa) =	64,0		
459/2	K+S Brucit			
Stufe 1	2,0	1,55	159,03	161,0

Die aus den Versuchen ermittelten Materialparameter (z.B. Spitzenfestigkeit je Druckstufe) sind in Tab. 5-4 zusammengefasst bzw. in Abb. 5.5 als klassisches MOHR-COULOMB-Diagramm der vorliegenden Spitzenfestigkeitsmesswerte (σ_{Peak}) dargestellt.

Die für an Brucit-Material bzw. der Charge 7 des eingebrachten DBM2 ermittelten triaxialen Festigkeiten sind wesentlich höher, als die Referenzfestigkeiten für den MgO-Beton aus der Versatzdruckzelle sowie des Versuchsbauwerkes Bleicherode. Insbesondere die Festigkeit des K+S Brucit-Materials mit ca. 160 MPa ist ein ungewöhnlich hoher Wert, wie er nach den Erfahrungen des IFG für andere MgO-basierte Baustoffe bisher noch nicht gemessen wurde. Da der Baustoff als reiner Brucit-Binder hergestellt wird, bildet sich offenbar ein extrem dichtes und festes Gefüge aus.

Ausgehend von der allgemeinen Geradengleichung gilt:

$$\sigma_1 = \sigma_0 + a \cdot \sigma_3$$

mit σ_1 = triaxiale Druckfestigkeit für einen definierten Manteldruck σ_3 ; a = Steigungsparameter

Daraus lassen sich zumindest für den DBM2 (CH 7) die MOHR-COULOMB-Parameter mit Reibungswinkel und Kohäsion (sowie einaxiale Festigkeit) ableiten:

$$\begin{aligned} \phi \text{ (°)} &= 24,1 \pm 0,9 \\ C \text{ (MPa)} &= 20,1 \pm 1,2 \\ \sigma_1 \text{ (MPa)} &= 62,1 \pm 2,7 \end{aligned}$$

Anzumerken ist, dass die für die Charge 7 (qualitativ hochwertiger Materialansatz) bestimmten Festigkeitswerte nahezu den Herstellerangaben aus Tab. 5-1 entsprechen, während die Referenzwerte aus der Versatzdruckzelle bzw. dem Versuchsdamm deutlich niedriger liegen. Es kann eingeschätzt werden, dass die vergleichsweise schlechteren Festigkeiten, die für Proben aus dem Versuchsdamm Bleicherode bestimmt wurden, auch repräsentativ für die oberen zwei Drittel des GBL-Verschlusses sind.

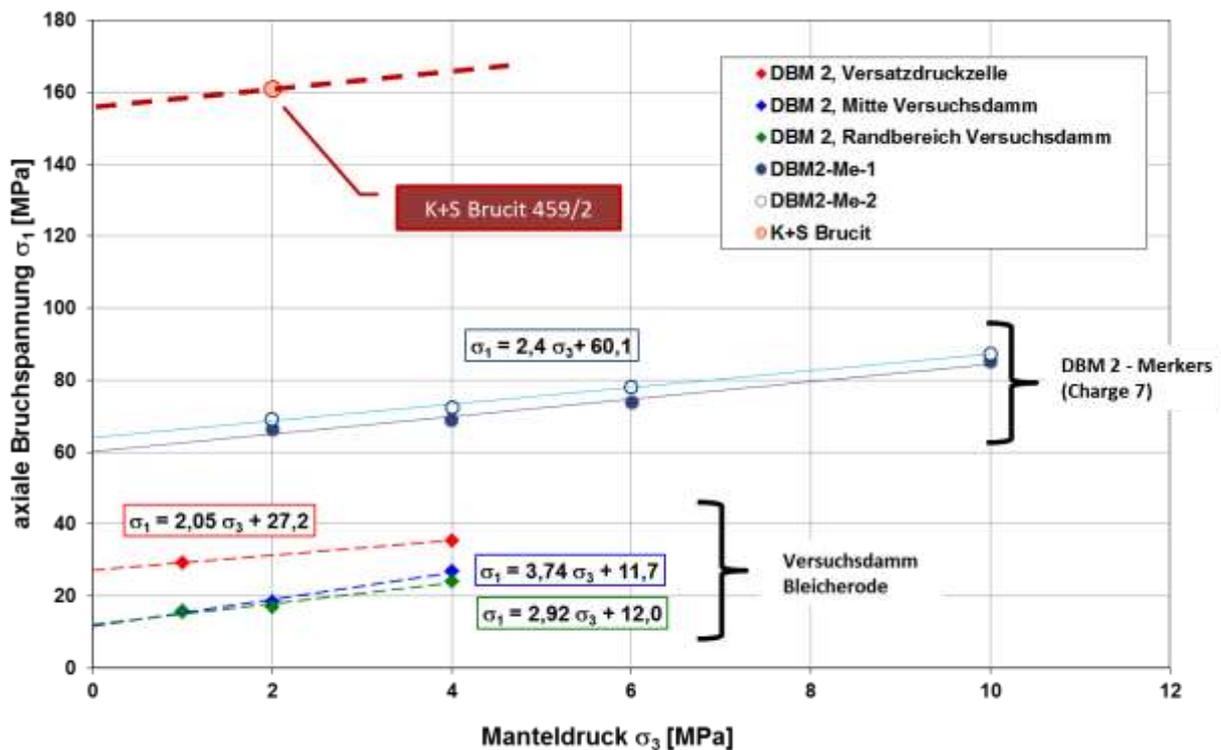


Abb. 5.5. MOHR-COULOMB-Diagramm (σ_1 vs. kleinste Hauptspannung σ_{\min} bzw. Manteldruck σ_3). Für die zwei zur Verfüllung des GBL eingebrachten Baustoffchargen (Charge 7: Proben DBM2-Me-1 und 2) im Vergleich mit den Referenzmaterialien aus der IFG-Versatzdruckzelle sowie des Versuchsdamms Bleicherode.

5.2.4 Bestimmung hydraulischer Kennwerte

Analog zu den Festigkeitsuntersuchungen sind die hier über Indexversuche erzielten Ergebnisse nur eingeschränkt repräsentativ für die eingebrachten DBM2-Variitäten.

Ergebnisse zum primären Wassergehalt und Sättigung, sowie zu den Lösungspereabilitäten liegen nur für die Charge 60 vor, die mit einem relativ großen Lösungsanteil hergestellt worden ist, was zu vergleichsweise schlechten Materialeigenschaften geführt hat. Sie sind mutmaßlich repräsentativ für die oberen zwei Drittel der Verfüllsäule (vgl. Tab. 3-4).

Im Gegensatz dazu wurden die Gaspermeabilitätstests nur an Probenmaterial der Charge 7 durchgeführt, die anhand der mechanischen Eigenschaften als hochwertig angesehen wurde und das erste/untere Drittel der Verfüllsäule repräsentiert.

5.2.4.1 Bestimmung Wassergehalt und Sättigung

Zur Bestimmung des Feuchtigkeits- bzw. Flüssigkeitsgehaltes z.B. eines Baustoffs wird eine definierte Menge von originärem Baustoff (m_{pf}) entnommen und im Trockenschrank bei 105°C über 24h getrocknet und nach der Abkühlung gewogen (m_{Tf}). Der dabei aufgetretene Massenunterschied m_w (Flüssigkeitsmasse) entspricht dem gravimetrischen Flüssigkeitsgehalt des Baustoffs.

Je nach Referenz wird der Flüssigkeitsgehalt unterschiedlich angegeben:

- (1) Der gravimetrische Flüssigkeitsgehalt $w_T = \frac{m_w}{m_d} \cdot 100\%$ bezieht die Flüssigkeitsmasse m_w auf die Trockenmasse m_d . Beim gravimetrischen Flüssigkeitsgehalt sind auch Werte über 100 % möglich.
- (2) Gelegentlich wird der gravimetrische Flüssigkeitsgehalt auch auf die Gesamtmasse bezogen und entspricht damit dem Massenanteil:

$$w_G = \frac{m_w}{m_d + m_w} \cdot 100\% .$$

Die unterschiedlichen Definitionen des Flüssigkeitsgehalts lassen sich bei bekannten Dichten ineinander umrechnen. Allerdings ergeben sich in der Praxis häufig Definitionsprobleme.

Deshalb wird hier nachfolgend zumeist der volumetrische Flüssigkeitsgehalt $\theta = \frac{V_w}{V_T} \cdot 100\%$ angegeben. Er entspricht dem Flüssigkeitsvolumen V_w bezogen auf das Gesamtvolumen V_T (Volumenanteil, veraltet „Volumenprozent“).



Abb. 5.6. Gay - Lussac - Pyknometer

Die Bestimmung der Feststoffdichte ρ_T erfolgte an der getrockneten Substanz mittels eines sogenannten Gay - Lussac - Pyknometers (Abb. 5.6). Dafür werden nacheinander folgende Massen bestimmt:

1. m Masse des Pyknometers (gereinigt, getrocknet) [g]
2. m_1 Masse des Pyknometers mit getrockneter Probe [g]
3. m_2 Masse des Pyknometers mit Probe und Messflüssigkeit [g]
4. m_3 Masse des Pyknometers mit Messflüssigkeit [g]

Als Messflüssigkeit wird hier zur Vermeidung von Anlöseprozessen Cyclohexan verwendet. Die Dichte der Messflüssigkeit ρ_{FL} wird vor jedem Versuch individuell für die herrschenden Laborbedingungen (insbesondere Temperatur) bestimmt. Da das nutzbare Volumen und Eigengewicht des Pyknometers bekannt sind, wird das mit Messflüssigkeit gefüllte Pyknometer gewogen und über die Nettomasse deren Dichte nach obiger Formel bestimmt.

Die Feststoffdichte ρ_T der Probe ergibt sich nach folgender Gleichung:

$$\rho_T = \frac{(m_1 - m) \cdot \rho_{FL}}{(m_3 - m) - (m_2 - m)}$$

Die verschiedenen Kenngrößen sind für die untersuchten Proben in Tab. 5-5 zusammengefasst. Es wird deutlich, dass beide Materialien hohe Flüssigkeitssättigungen aufweisen, wobei die Porosität des K+S Brucits gegenüber dem DBM2 deutlich niedriger ist.

Tab. 5-5. Dichte-Kenngrößen, Wassergehalt, Porosität und Sättigung für den DBM2 (CH 60) und K+S Brucit.

Lab.-Nr.	Rohdichte der "feuchten" Probe (g/cm ³)	Trockendichte Probe (g/cm ³)	Wassergehalt nach 24 Stunden Trocknung bei 105°C (Gew.-%)	Sättigung (%)	Porosität (%)
DBM2 - CH 60	1,962	1,765	11,2	71	32
K+S Brucit	1,917	1,756	9,2	95	19

5.2.4.2 Methodik – Bestimmung Gas-Permeabilität

Die am IFG eingesetzte Untersuchungsmethodik zur Bestimmung der Permeabilität mittels N₂ basiert auf der DARCY-Gleichung für laminare Gasströmungen über die Messung der Durchflussraten. Dafür werden zwei Versuchsaufbauten eingesetzt, wobei das Messfluid immer von unten injiziert wird (Abb. 5.7):

(1) axiale Zylindergeometrie:

Die Einleitung des Messfluids erfolgt hier analog zu den Empfehlungen von SCHREINER (2006) über zwei in die Stirnflächen der Salzprobe gestoßene Sackbohrungen ($\varnothing = 3$ bis 5 mm; $l = 25$ bis 50 mm, je nach Probengröße), wobei auf die Stirnflächen zur Vermeidung von Randumläufigkeiten vollflächig Metallplatten geklebt sind: Sie werden zusätzlich zu den Stempeln hin durch O-Ringe abgedichtet (Abb. 5.7a). Aufgrund der Einleitung über die Bohrlochstummel werden Endflächeneffekte, die infolge Reibung während axialer Deformation auftreten können, minimiert und gleichzeitig wird das Verhältnis Länge/Querschnitt der Probe günstiger.

Die Berechnung der Permeabilität erfolgt mittels:

$$k = \frac{2 \cdot p_0 \cdot q_0 \cdot \eta \cdot l}{A(p_1^2 - p_2^2)} \quad (5-1)$$

mit	k	= Permeabilität (m^2)	A	= Querschnittsfläche (m^2)
	l	= Länge der Probe (m)	η	= dynamische Viskosität ($Pa \cdot s$)
	q_0	= Flussrate unter Normaldruck (m^3/s)	p_1	= Druck primärseitig (N/m^2)
	p_0	= Druck bei Gasdurchflussmessung (N/m^2)	p_2	= Druck sekundärseitig (N/m^2)

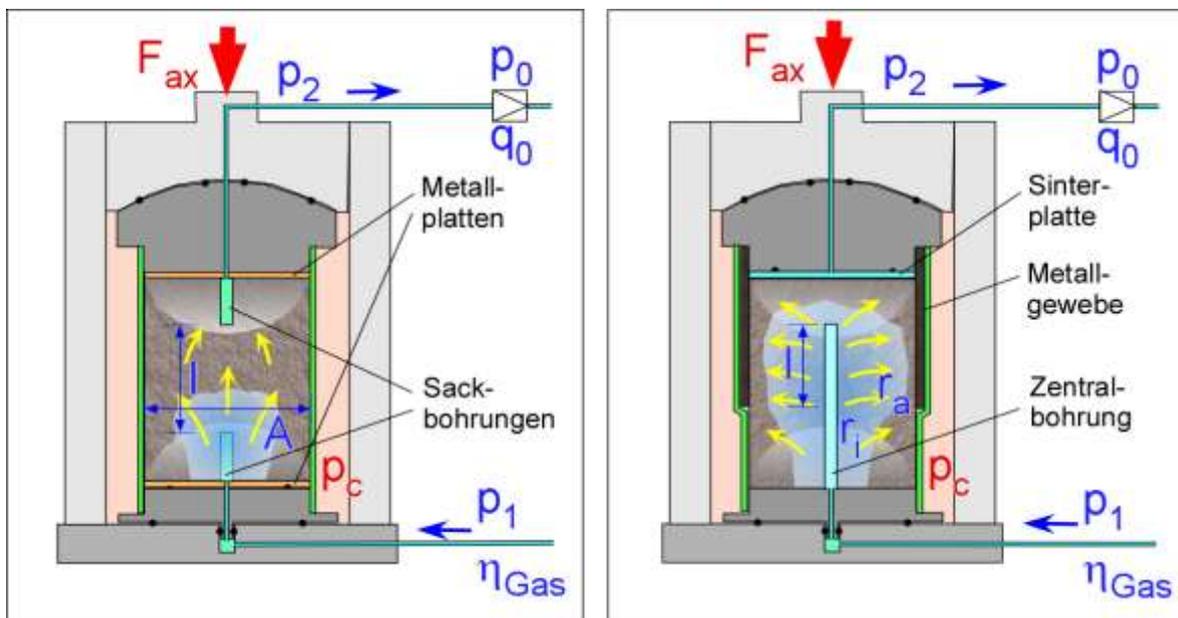
(2) **radiale Zylindergeometrie:**

Die Einleitung erfolgt über eine zur Probenhöhe 3/4 tiefe Zentralbohrung ($\varnothing = 3 - 5$ mm), wobei diese Stirnseite zum Stempel hin, analog zu oben, durch eine Metallplatte abgedichtet wird (Abb. 5.7b). Auf der Außenseite ist von der Gegenseite bis 3/4 über dem Fuß der Probe ein doppellagiges Metallgewebe aufgebracht, das mit einer Sinterscheibe an der oberen Stirnseite der Probe überlappt. Für die Berechnung wird als l nur die Überlappung zwischen dem Sintergewebe und der Endtiefe der Zentralbohrung angesetzt.

Die Berechnung der Permeabilität erfolgt mittels:

$$k = q_0 \cdot \eta \cdot \frac{2p_0}{p_1^2 - p_2^2} \cdot \frac{\ln\left(\frac{r_A}{r_i}\right)}{2\pi l} \quad (5-2)$$

mit	r_i	= Radius Bohrung (m)	r_A	= Radius Probe (m)
	l	= Länge des Probensegments (m)	μ	= dynamische Viskosität ($Pa \cdot s$)
	q_0	= Flussrate unter Normaldruck (m^3/s)	p_1	= Druck primärseitig (N/m^2)
	p_0	= Druck bei Gasdurchflussmessung (N/m^2)	p_2	= Druck sekundärseitig (N/m^2)



a)

b)

Abb. 5.7. Versuchsanordnung mit den relevanten Messgrößen zur Bestimmung der Permeabilität mittels Durchströmung von Zylinderproben mit a) axialer und b) radialer Geometrie.

Die Messung der Gasdurchflussraten für Stickstoff erfolgt mittels Massedurchflussreglern der Fa. BRONKHORST, die sowohl die Gasbeaufschlagung mit einer definierten Flussrate (primärseitig) als auch eine sehr präzise Messung der Volumenströme (sekundär/primärseitig) erlauben. Es werden zwei Regler der BRONKHORST®-Baureihe EL-FLOW F-230 mit einem Durchflussmessbereich¹⁷ von (0)... 10...500 NmL/min N₂ bzw. (0)... 0,4...20 NmL/min N₂ eingesetzt, die je nach Vordruck (bis max. 400 bar) und Probedimensionen einen Permeabilitätsmessbereich k zwischen $\leq 10^{-15}$ und $\geq 10^{-20}$ m² abdecken (Hinweis: Bei radialer Durchströmung liegt die Messgrenze ca. eine Größenordnung niedriger).

5.2.4.1 Ergebnisse Gaspermeabilität – DBM2 und Brucit

Es liegen Ergebnisse von zwei mehrtägigen Injektionstests (radiale Injektionsgeometrie) für eine DBM2-Probe (CH 7) und eine K+S Brucitprobe vor (für die petro-physikalische Charakterisierung s. Tab. 5-3).

Bei beiden Proben wurde zunächst eine isostatische Belastung von 10 MPa aufgebracht. Nach einstündiger Kompaktion wurde in axiale Wegregelung umgeschaltet, um zu vermeiden, dass durch den Gasüberdruck der Stempel abgehoben werden konnte. Der Mantel- σ_3 wurde bei konstant 10 MPa gehalten. Der Gasdruck wurde, wie vorher beschrieben, über eine zentrale Sackbohrung aufgebracht und das radial durch die Probenmantelfläche zur Probenaußenseite dringende Gas über eine auf dem Mantel aufgebrachte Gaze gesammelt und mittels Sinterplatte als Gassammler in den oberen Probenstempel abgeleitet, von dem aus das durchgetretene Gas über ein Leitungssystem zu einem Durchflussmesser geführt wurde (vgl. (Abb. 5.7).

Die Ergebnisse beider Tests sind jeweils in Abb. 5.8 und Abb. 5.9 dargestellt.

Qualitativ zeigen beide Proben die gleiche Charakteristik, bei beiden Proben ist bis zu Gasdrücken bis ca. 90 bar kein Gasdurchtritt messbar, d.h. beide Materialien sind gasdicht. Im Falle der DBM2-Probe bei ca. 96 bar bzw. beim K+S Brucit bei einem Gasdruck von ca. 100 bar kommt es zu einem messbarem Gasdurchtritt, entsprechend einer Permeabilität von ca. 10^{-20} m². Nach Verschließen der Injektionsleitung sinkt der Vordruck jeweils ab, wobei die Ausgasung ebenfalls geringer wird, allerdings kommt es nicht schlagartig zu einem vollständigen Abdichtung des Gasdurchtritts.

Obwohl es sich bei den hier vorliegenden Gastransportprozessen jeweils um 2-Phaseneffekte handelt, d.h. um relative Gaspermeabilitäten, kann für die weiteren Betrachtungen davon ausgegangen werden, dass der installierte Sorelpfropfen auch für hohe Gasdrücke gasdicht ist, solange der Fluiddruck kleiner als die wirkende Hauptspannung ist. Gleichzeitig wirken kapillare Sperrdrücke. Erst wenn diese überwunden sind, kann Gas unter Lösungsverdrängung in den Baustoff eintreten.

Da der obere Abschnitt des Pfropfens aus sehr dichtem Brucit besteht, ist zu erwarten, dass eine lokale Umströmung nur über die Auflockerungszone bzw. Kontaktfuge zwischen Baustoff und Gebirge möglich ist.

¹⁷ Die gemessenen Gasdurchflussraten beziehen sich standardmäßig auf Normvolumen (z.B. mL) bei Atmosphärendruck pro Zeiteinheit (z.B. min): NmL/min.

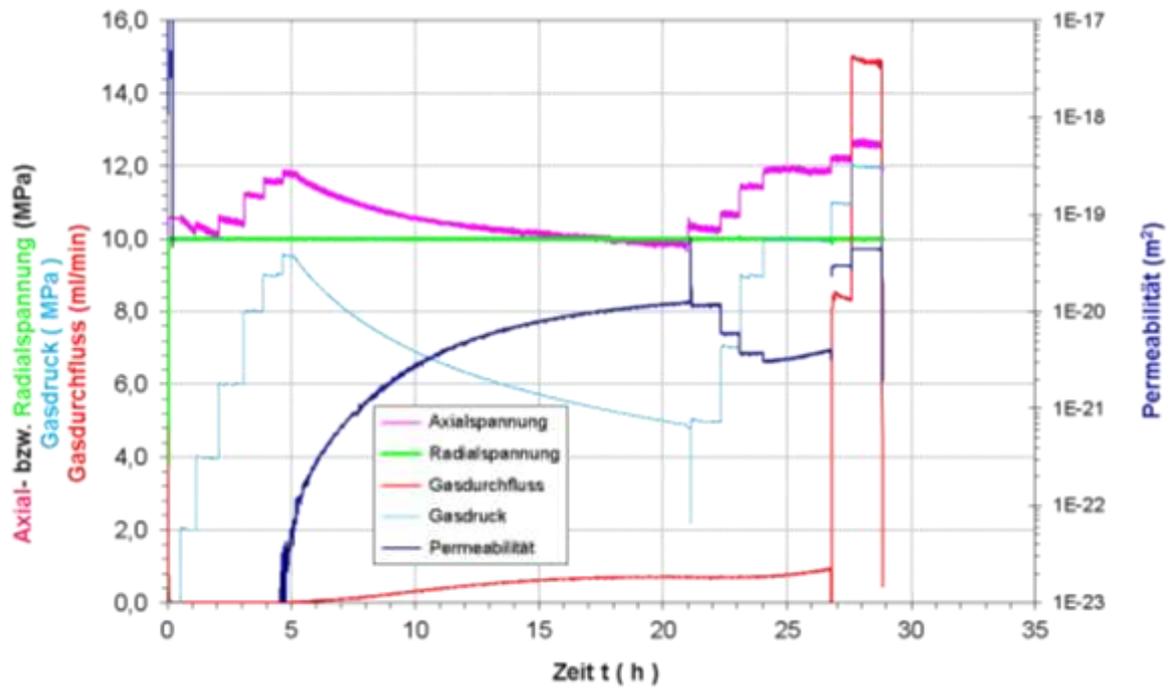


Abb. 5.8. Mehrstufengasinjektionstest DBM2 – Druckeinspannung ca. 10 MPa / radiale Injektionsgeometrie.

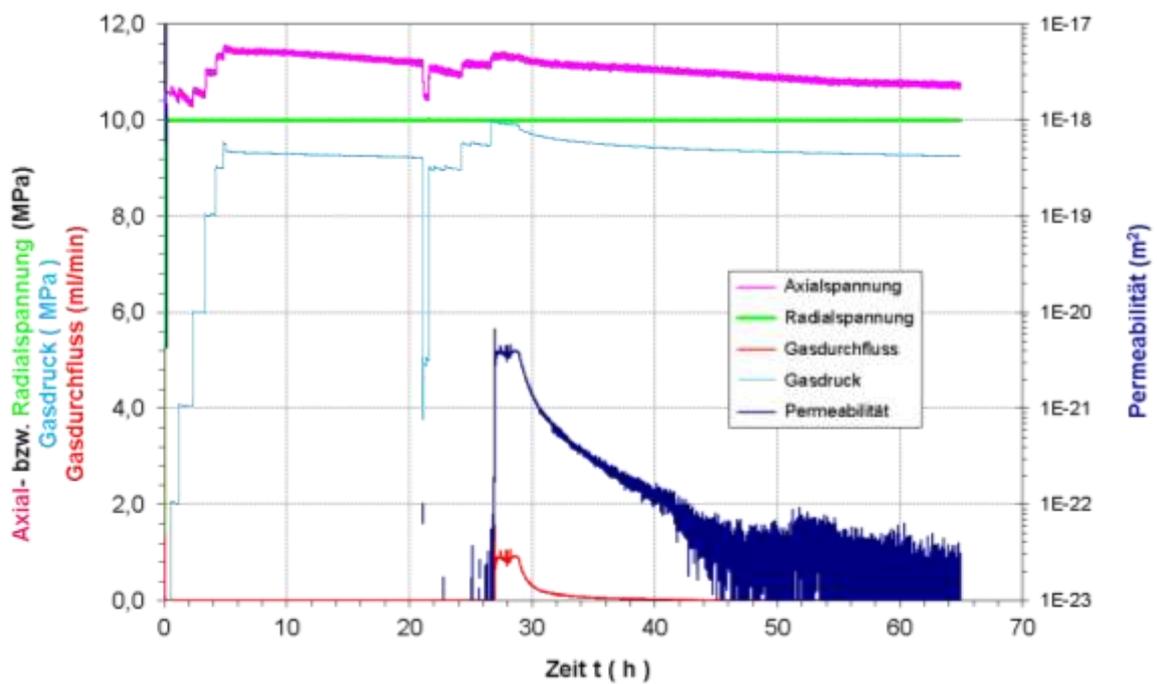


Abb. 5.9. Mehrstufengasinjektionstest K+S Brucit – Druckeinspannung ca. 10 MPa / radiale Injektionsgeometrie.

5.2.4.2 Bestimmung der Lösungspermeabilität

Die Eignung der für die Abdichtung eingesetzten Sorel-Baustoffe hängen neben der Größe des durchströmten Porenraums, d.h. der gas- bzw. lösungszugänglichen Porosität, vor allem von der Lösungspermeabilität ab, zumal der Dichtpfropfen mit ca. 2m³ Salzlösung überschichten wurde. Da in den vorangegangenen Untersuchungen nachgewiesen wurde, dass aufgrund von 2-Phaseneffekten der Dichtpfropfen quasi gasdicht ist, stellt die Lösungspermeabilität somit das entscheidende Maß für die hydraulische Integrität des Materials (vgl. Kap. 3.5.4).

Die Bestimmung der Permeabilität, die das Strömungsverhalten von Fluiden im Porenraum eines Gesteins quantifiziert, basiert auf der DARCY-Gleichung:

$$Q = \frac{A \cdot k \cdot \Delta p}{\eta \cdot \Delta l} \quad (5-3)$$

mit

- k = Permeabilität (m²)
- A = Querschnittsfläche (m²)
- l = Länge der Probe (m)
- η = dynamische Viskosität (Pa · s)
- Q = Flussrate (m³/s)
- ΔP = Druckdifferenz (N/m²)

Danach wird die Flussrate eines Fluids durch eine Probe bei einer gegebenen Druckdifferenz von der Viskosität des strömenden Mediums, dem Geometriefaktor der Probe (axiale Durchströmungsgeometrie) und der Permeabilität (mit der Dimension einer Fläche) gemessen. Die Permeabilität wird als SI-Einheit in m² bzw. traditionell in D (DARCY) angegeben (1 D entspricht ~10⁻¹² m²).

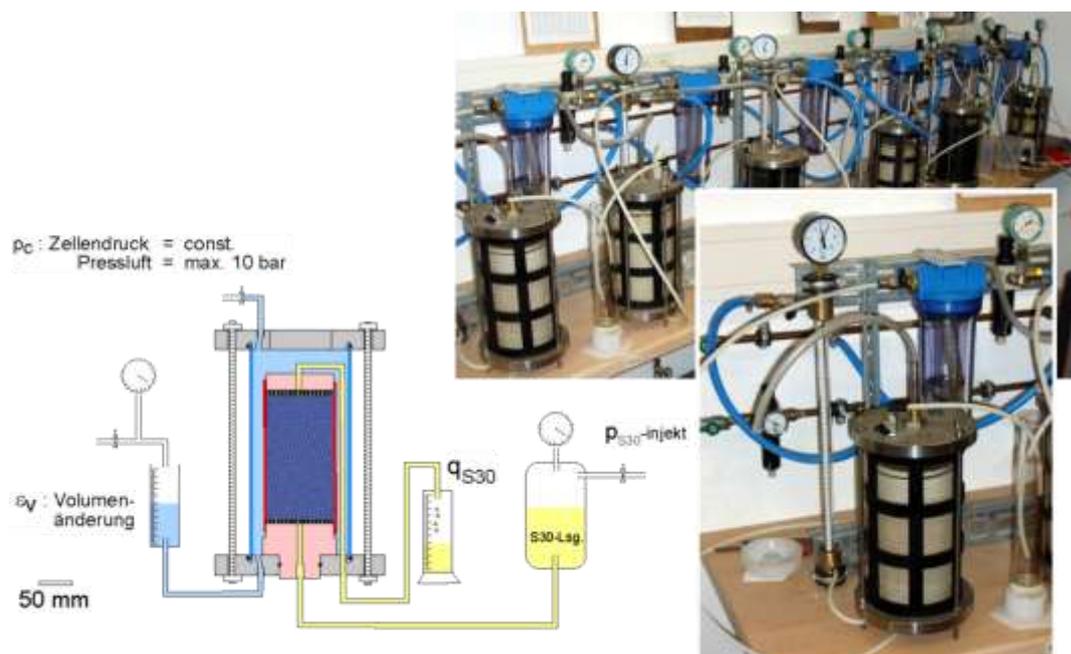


Abb. 5.10. Versuchsanordnung zur Bestimmung der Lösungspermeabilität großvolumiger Gesteins- oder Baustoffproben.

Bei den hier vorgestellten Untersuchungen wurde die Permeabilität unter stationären Fließbedingungen als Lösungsdurchlässigkeit mittels einer hochsalinaren Magnesiumchlorid-dominierten Salzlösung ((410 – 430 g MgCl_2/L , $\eta \approx 5,6 \text{ mPa} \cdot \text{s}$) bestimmt. Dabei wurden die vorhandenen Langzeitdurchströmungszellen des IFG eingesetzt (vgl. Abb. 5.10).

Die zylindrischen Baustoffproben sind jeweils durch eine Gummimanschette sowie die mit Siebplatten ausgestatteten axialen Stempelplatten gegen das Zellendruckmedium (Wasser) abgedichtet. Sie werden in der Triaxialzelle hydrostatisch mit einem Zellendruck 5,5 bar vorbelastet. Anschließend wird die Probe unter Vorgabe eines einseitigen Lösungsdrucks von ca. 4,0 bar durchströmt, wobei über ein Messbürettensystem die ein- und austretenden Lösungsmengen gemessen werden können.

Es liegen Ergebnisse von Durchströmungsversuchen an zwei DBM2 Prüfkörpern der Charge 60 sowie an einer K+S Brucitprobe vor (für die petrophysikal. Charakterisierung der Einzelproben s. Tab. 5-3). In Abb. 5.11 sind die primär eintrittsseitig gemessenen Lösungsmengen dargestellt, wobei sich erhebliche Unterschiede zeigen. Während das K+S Brucit-Material nahezu undurchlässig ist, sind die injizierten Lösungsmengen beim DBM2 um mehrere Größenordnungen höher, wobei es bei der Probe 1 noch nach 7 Tagen (injizierte Lösungsmenge ca. 48 cm^3) zu einem Lösungsdurchtritt kam. Anschließend waren die Ein- und Austrittsmengen im Rahmen der Messgenauigkeit gleich, d.h. stationärer Fluss wurde erzielt.

Für den DBM2 (CH 60) werden Lösungspermeabilitäten von $1 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ (Probe 1 – stationärer Lösungsdurchtritt) bzw. $5 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ (Probe 2) sowie für den K+S Brucit von ca. $1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ abgeleitet, wobei letzterer Wert die Grenze der Messauflösung der hier verwendeten Durchströmungszellen darstellt. Nur bei der DBM2-Probe 1 liegen stationäre Durchströmungsbedingungen vor, so dass die Messwerte für die beiden anderen Proben mutmaßlich noch zu hoch sind.

5.2.4.3 Bewertung der hydraulischen Integrität des Dichtpfropfens

Der nach dem Abbinden aus Sorelphasen bestehende Dichtpfropfen besteht primär aus zwei Baustoffkomponenten mit einer Mächtigkeit der 1. Betoniercharge (DBM2) von 12,95 m bzw. von ca. 8,00 m für den zweiten Verfüllabschnitt (K+S Brucit), so dass insgesamt eine Pfropfen-Mächtigkeit von ca. 21,0 m realisiert wurde (s. Kap. 3.3.2).

Der Nachweis der Dichtheit des aus zwei Baustoffkomponenten bestehenden Sorelpfropfen des GBL ist Voraussetzung für die Durchführung des Gasdruckversuches im Bohrloch mit Untersuchung der Gasdruckbelastbarkeit von Steinsalz. Die an Rückstellproben aus der Verfüllung des GBL hergestellten Laborprüfkörpern gemessenen Gaspermeabilitäten weisen praktisch die Dichtheit der eingesetzten Baustoffe gegenüber Gas aus (s. Kap. 5.2.4.2). Ursächlich sind mutmaßlich 2-Phaseneffekte mit kapillaren Sperrdrücken.

Da der Pfropfen mit Salzlösung überschichtet worden ist, die als Sperrflüssigkeit wirkt, steht zunächst die Durchlässigkeit der eingesetzten Dichtbaustoffe gegenüber Lösung im Vordergrund. Dabei wurden für den DBM2 (CH 60) Lösungspermeabilitäten von $1 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ bzw. $5 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ sowie für den K+S Brucit von ca. $1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ bestimmt (s. Kap. 5.2.4.2). Bzgl. des DBM2 ist festzuhalten, dass die Qualität während der Füllung, abhängig von der zugesetzten MgCl_2 -Lösung offenbar deutlich variiert.

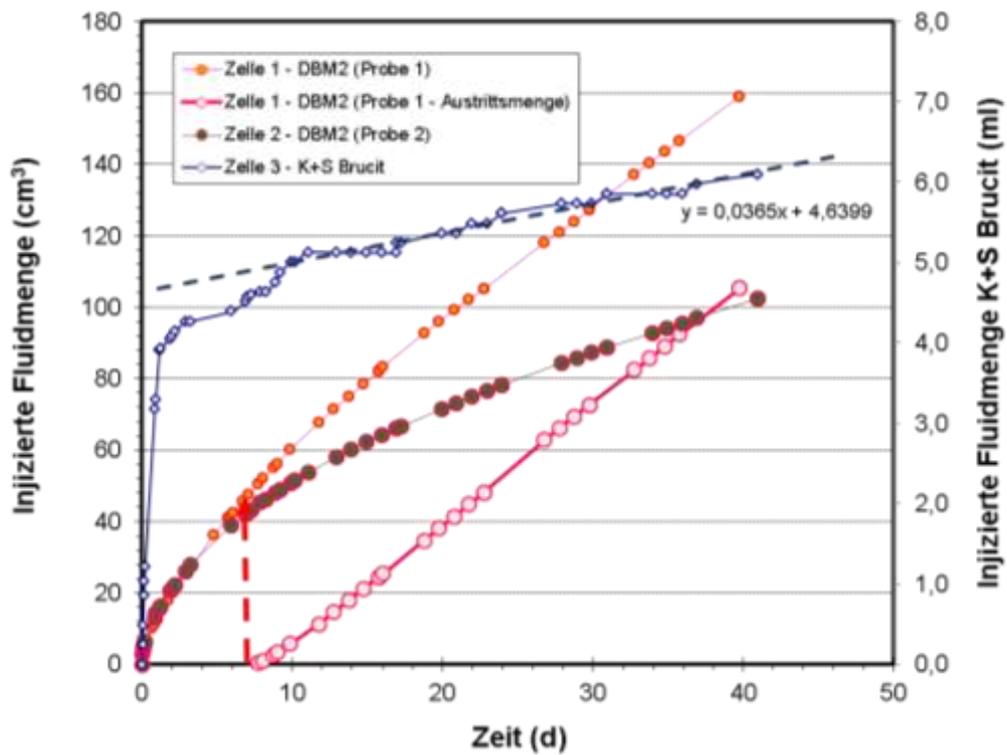


Abb. 5.11. Durchströmungsversuche der vorliegenden Sorelchargen als Rückstellproben von DBM2 (CH60) - 2 Proben - und K+S Brucit – 1 Probe.

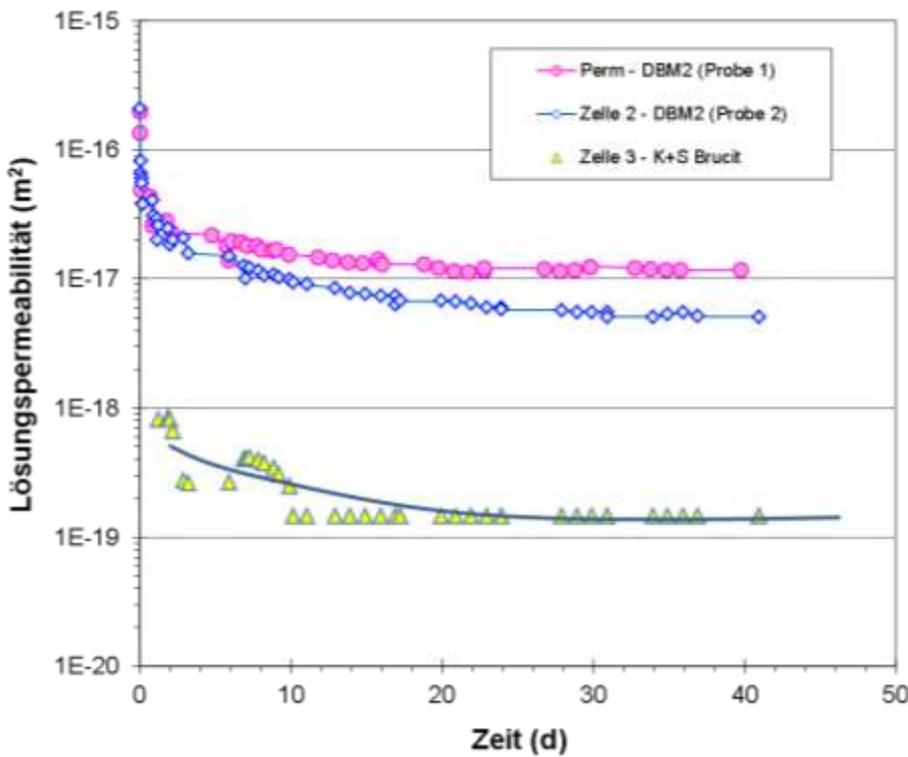


Abb. 5.12. Lösungspermeabilitäten der untersuchten Sorelchargen als Rückstellproben von DBM2 (CH60) - 2 Proben - und K+S Brucit – 1 Probe – Abschätzung auf Basis der eintrittsseitig gemessenen Fluidinjektionsraten.

In den nachfolgenden hydraulischen Abschätzungen wird deshalb zunächst nur der obere 8 m mächtige Verfüllabschnitt betrachtet.

Die Dichtheit eines Dichtbauwerks hängt neben den Eigenschaften des Dichtbaustoffs (hier Lösungspemeabilität und aufzusättigendes Porenvolumen) vor allem von der im Konturbereich vorliegenden Auflockerungszone sowie der Kontaktzone zwischen Baustoff und Salzgebirge ab. Im Ergebnis der mechanischen Modellrechnungen zum vorliegenden Schädigungszustand in der Kontur (Kap. 6.3.3) wird nachgewiesen, dass aufgrund der geringen Teufenlage die Schädigung (Dilatanz) in der Kontur so gering ist, dass sie nicht zu einer signifikanten Permeabilitätserhöhung beiträgt. Die in der GBL-Kontur bei einer Teufe von 0,25 m, 0,75 m und 1,5 m durchgeführten lokalen Permeabilitätsbestimmungen weisen im Ergebnis der Auswertung der gemessenen Druckabfallkurven eine Salzgesteinspermeabilität $< 10^{-20} \text{ m}^2$ aus (vgl. Kap. 3.5.1). Dies deckt sich mit einer extrem geringen mikroseismischen Aktivität, wie sie durch das AE-Monitoring nachgewiesen wird (vgl. Kap. 4.3).

In den nachfolgend dargestellten Prognoserechnungen wird deshalb auf die Einbeziehung der ALZ verzichtet.

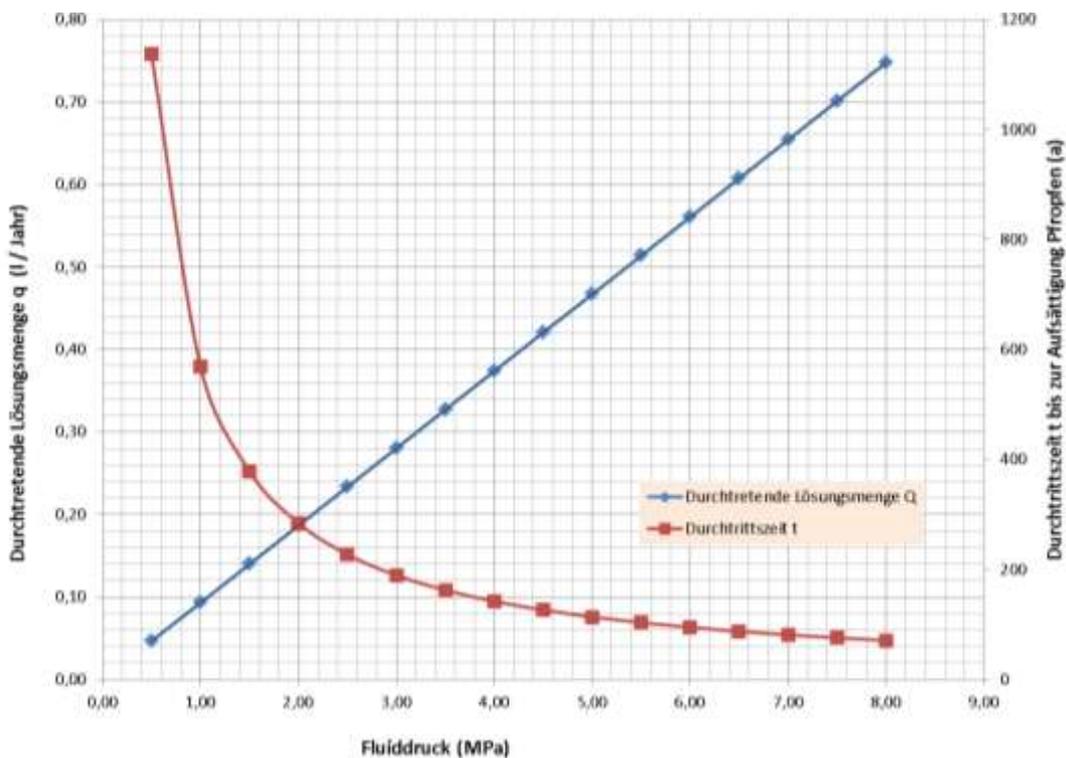


Abb. 5.13. Abschätzung der Druckabhängigkeit der durch den Dichtpfropfen (aus K+S Brucit mit einer Länge von 8 m) durchtretenden Salzlösung sowie die Zeit bis zur vollständigen Aufsättigung des teilgesättigten Porenraums.

Die Abschätzung der Durchflussrate bei Lösungsdruckbeaufschlagung eines Dichtpfropfens erfolgt analog zur Auswertung der Lösungspemeabilitätsmessungen (Kap. 5.2.4.2) nach dem Gesetz von DARCY (wie 5-3) mit

$$Q = \frac{A \cdot k \cdot \Delta p}{\eta \cdot \Delta l}$$

mit	k	= Permeabilität [m ²]	1,0 · 10 ⁻¹⁹
	η	= dynamische Viskosität [Pa·s]	5,6 · 10 ⁻³ gesättigte MgCl ₂ -Lösung
	A	= Querschnittsfläche der Dichtung [m ²]	1,33 (für den GBL-Ø von 1,3m)
	Δl	= Länge Widerlager [m]	8
	Q	= Durchflussrate [m ³ /s]	
	p	= Fluiddruck Widerlageroberkante [N/m ²]	6,0 · 10 ⁶

Unter der Einschränkung, dass hier nur der aus dem K+S Brucit bestehende Dichtpfropfen betrachtet wird, ist in Abb. 5.13 die druckabhängige Durchtrittsrate dargestellt. Unter Annahme der vorgenannten Materialparameter ergibt sich beispielsweise bei einem Lösungsdruck von 6 MPa (bzw. 60 bar) eine Durchtrittsmenge von 0,56 L/a. Diese Menge ist so gering, dass die Volumenänderung bzgl. der Gasbilanzrechnungen und -messungen vernachlässigbar ist.

Unter der Voraussetzung, dass die Permeabilität im Baustoff konstant ist, kann aus dem Gesetz von DARCY auch die Durchtrittszeit (Zeit, welche die Salzlösung von der Oberkante bis zum Durchtritt an der Unterkante des Propfens benötigt) analytisch mit nachfolgender Gleichung ermittelt werden:

$$t = \frac{\Delta l^2 \cdot \phi \cdot \eta}{2 \cdot p \cdot k} \quad (5-4)$$

mit ϕ = eff. Porosität: 0,01 (Gesamtporosität = 20 Vol.-%, Sättigung 95%, vgl. Kap. 5.2.4)

Für die hier betrachteten Verhältnisse errechnet sich für einen Lösungsdruck von 6 MPa eine Durchtrittszeit von ca. 95 Jahren.

Im Ergebnis dieser Abschätzung wird eingeschätzt, dass die hydraulische Dichtheit des Dichtpfropfens grundsätzlich gegeben ist, selbst wenn nur die oberen 8 m des K+S Brucit-Materials angesetzt werden.

5.3 Hydro-mechanische Charakterisierung des Werra-Steinsalzes

Standortspezifische Materialparameter (Festigkeit / Dilatanz / Kriechen) für das verwendete EDVA-Stoffmodell sind die Voraussetzung für die Beschreibung der Schädigungsprozesse im Steinsalz unter den am Versuchsort zu erwartenden Belastungen. Zusätzlich wurden noch Indexversuche zur Gasdruckbelastbarkeit des am Versuchsort anstehenden Steinsalzes (Ergebnisse s. Kap. 3.5.4) sowie Festigkeitsversuche mit gleichzeitigem Monitoring der Gasdurchlässigkeit und der Dilatanz sowie der Varianz der Ultraschallgeschwindigkeiten (Vp und Vs) durchgeführt.

Das Laborprogramm umfasst im Detail:

- Bestimmung des Ausgangszustandes der Prüfkörper nach der Blockgewinnung und Prüfkörperpräparation mittels

- Probencharakterisierung über Ultraschallvermessung und Dichtebestimmung, einer mineralogisch-petrologische Bemusterung und Fotodokumentation
- Bereitstellung einer umfassenden Versuchsdatenbasis zur Ableitung der Stoffmodellparameter auf Basis deviatorischer Triaxialuntersuchungen mittels
 - Festigkeitsversuche mit Dilatanz- bzw. Volumenmessung
- Quantifizierung der Bruch- bzw. Schädigungsprozesse in Steinsalz zur Ableitung der Stoffmodellparameter auf Basis deviatorischer Triaxialuntersuchungen mittels
 - Permeabilität,
 - Dilatanz- bzw. Volumenmessung
 - Ultraschall (V_p , V_s)
- Quantifizierung der Verfestigungsprozesse mit Ableitung stationärer Kriechraten durch dreistufige triaxiale, dilatanzfreie Kriechversuche (hohe Einspannung mit Deviatoren unterhalb der Dilatanzgrenze), die in einem weiten Spannungsbereich und über einen möglichst langen Zeitraum gefahren wurden. Hier werden vier Mehrstufenkriechversuche mit jeweils drei Belastungsphasen durchgeführt:
 - Hydrostatische Vor-Konsolidation: $\sigma_3 = 20$ MPa (2 Wochen)
 - Mehrstufenversuch bei $\sigma_3 = 20$ MPa (Be- und Entlastung); Deviatoren: $s_{Diff} = 22$ MPa \Rightarrow 20 MPa; 18 MPa \Rightarrow 16 MPa; 16 MPa \Rightarrow 14 MPa

5.3.1 Probenahme, Prüfkörpercharakterisierung

Das Probenmaterial für die Untersuchungen wurde aus dem mittleren Werra-Steinsalz in der Bandstrecke 0 am Schacht Springen 2 gewonnen, die als Fahrwendel von der 1. zur 2. Sohle führt. Das Material wurde durch den Einsatz eines „Sägefischs“ mit einer Schwertlänge von 1,5 m in Form von vier Großblöcken gewonnen (siehe Abb. 5.14). Dabei sind zunächst zwei horizontale Schnitte mit je 2,5 m Länge und fünf vertikale Schnitte mit je 0,5 m Länge erstellt worden. Die Bereiche konnten anschließend durch hydraulische Pressen herausgebrochen werden. Es entstanden somit vier Blöcke mit Abmaßen von 0,5 x 0,5 x 1,5 m (siehe Abb. 3.1-2), von denen der konturnahe vordere Bereich (ca. 0,5 m) zusätzlich entfernt worden ist. Dies ist darin begründet, dass die Kontur der Strecke durch Sprengungen bei der Auffahrung beeinträchtigt wurde und sich somit nicht für die Verwendung als Probenmaterial eignet.

Aus diesem Probenblock wurden insgesamt 22 große zylindrische Prüfkörper sowie 8 kleine Prüfkörper (für Kriechuntersuchungen) hergestellt. Die Prüfkörper wurden analog zu Kap. 5.2.2 vermessen, gewogen und durchschallt. Die gemessenen Dichten und Geschwindigkeitswerte sowie die daraus abgeleiteten elastischen Kennwerte sind in Tab. 5-3 als Mittelwerte zusammengestellt. Dabei zeigen sich erhebliche Unterschiede, die neben lithologischen Einflüssen (z.B. Anhydritgehalt) vor allem aus einer Probenauflockerung resultieren.

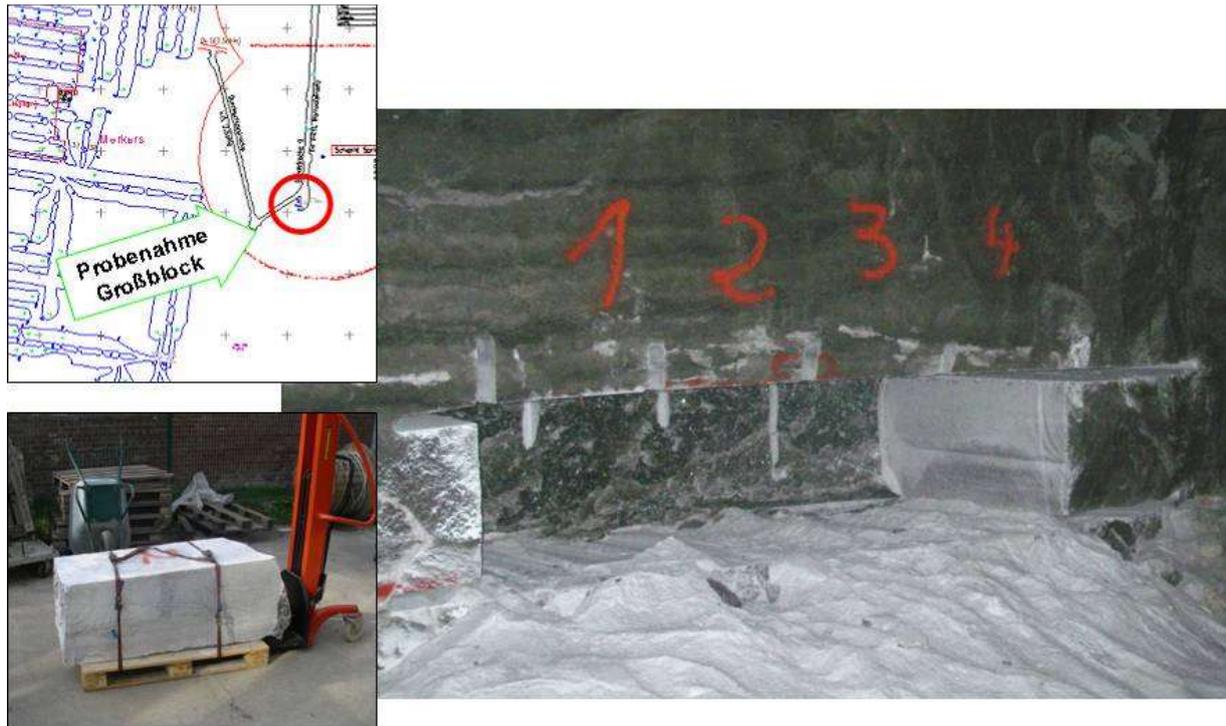


Abb. 5.14. Probematerial für Laboruntersuchungen. (re.) Großblockentnahmestelle in der Fahrwendel zwischen 1. und 2. Sohle (li. ob.) Lage der Großblockentnahmestelle im Grubenfeld Springen; li. unt. Abladen des Blocks am IFG.

Tab. 5-6: Probenparameter – Abmessungen und Dichte sowie Ultraschallgeschwindigkeiten (parallel bzw. senkrecht zur Prüfkörperachse mit den daraus abgeleiteten dynamischen elastischen Konstanten (Mittelwerte)).

Dichte	$V_p //$	$V_p \perp$	$V_s //$	Poissonzahl	K dy	E dy	G dy
[g/cm ³]	[km/s]	[km/s]	[km/s]		[GPa]	[GPa]	[GPa]
2,181 ±0,007	4,37 ±0,14	4,52 ±0,09	2,55 ±0,05	0,24 ±0,01	22,7 ±1,9	35,2 ±1,6	14,2 ±0,6

Bezüglich des hier relevanten Porenraumes wird vereinfacht zunächst nur die integrale Porosität betrachtet. Sie lässt sich für Steinsalz (hier näherungsweise als Steinsalz mit der Nebenkomponente Anhydrit beschrieben) über die Korrelation von Dichte mit den Ultraschallgeschwindigkeiten auf Basis der WYLLIE-Gleichung (WYLLIE et al., 1956) abschätzen (vgl. 2. Zw.-Ber.). Die Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeit von der Gesteinsdichte bzw. für unterschiedliche Porositätswerte ist in Abb. 5.15 als Nomogramm¹⁸ in Form von Isolinien dargestellt.

¹⁸ Zentrale Bezugspunkte des Diagramms sind die Endpunkte der reinen Mineralphasen, aus deren Volumenanteilen Dichte- und Geschwindigkeitswerte der rissfreien Mischphasen abgeleitet sind. Ausgehend von diesen Matrixkennwerten verschieben sich mit zunehmender Porosität die Geschwindigkeits/Dichtepaare in Form gekrümmter Kurvenscharen zu kleineren Werten. Wird von einem realistischen Porositätsspektrum bis 10% ausgegangen, hängt die Gesteinsdichte wesentlich vom Volumenverhältnis von Anhydrit und Steinsalz ab, während die P-Wellengeschwindigkeit infolge des großen Geschwindigkeitskontrasts zwischen Luft und der Gesteinsmatrix vor allem

Es zeigt sich, dass die Probenwerte (unabhängig von der Probengröße) eine gewisse Streuung hinsichtlich der Dichte aufweisen, während V_p in der Größenordnung von 4,5 km/s liegt. Die Probenvariabilität resultiert zunächst aus den variablen Anhydritgehalten (bis ca. 8%) und weniger aus einer Auflockerung (bis ca. 1%). Die aus dem Diagramm abgeleiteten Eigenschaften (niedrige Anhydritgehalte, geringe Porosität) entsprechen den Ergebnissen, wie sie z.B. für Staßfurt-Steinsalz mit vergleichbaren Anhydritgehalten experimentell bestimmt wurden (z.B. POPP et al. 1999).

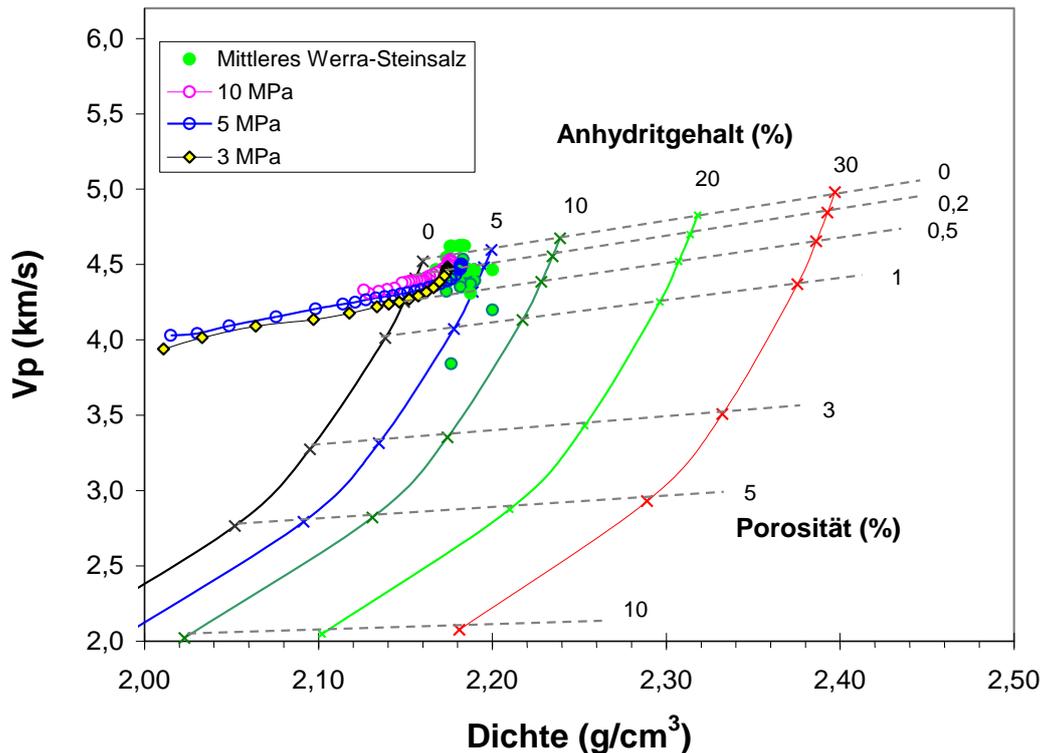


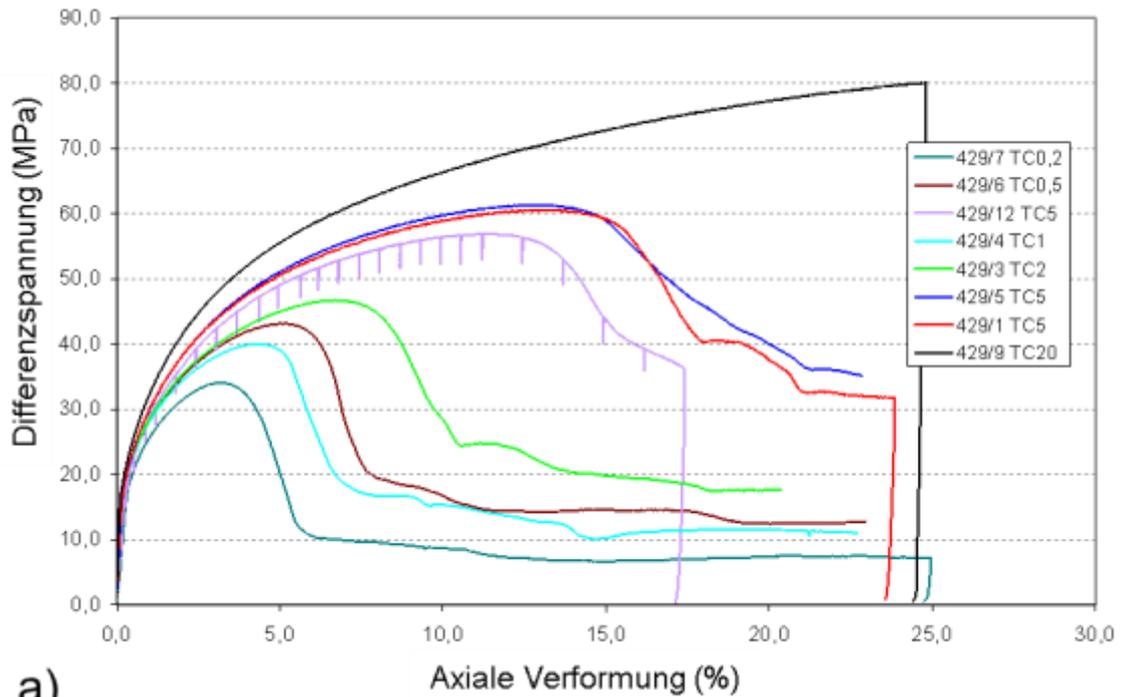
Abb. 5.15. Diagramm zur Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeiten von der Gesteinsdichte von Anhydrit-führendem Steinsalz mit unterschiedlichen luftgefüllten Porositäten. Dargestellt sind Geschwindigkeits/Dichtepaare von Kernproben aus dem Mittleren Werra-Steinsalz (vgl. Tab. 5-3). Zusätzlich sind die Messwerte von drei Triaxialversuchen dargestellt, bei denen während der Schädigung die Variation der Ultraschallgeschwindigkeiten und die Dilatanz gemessen wurden.

5.3.2 Triaxiale Standardversuche zur Bestimmung der Kurzzeitfestigkeit

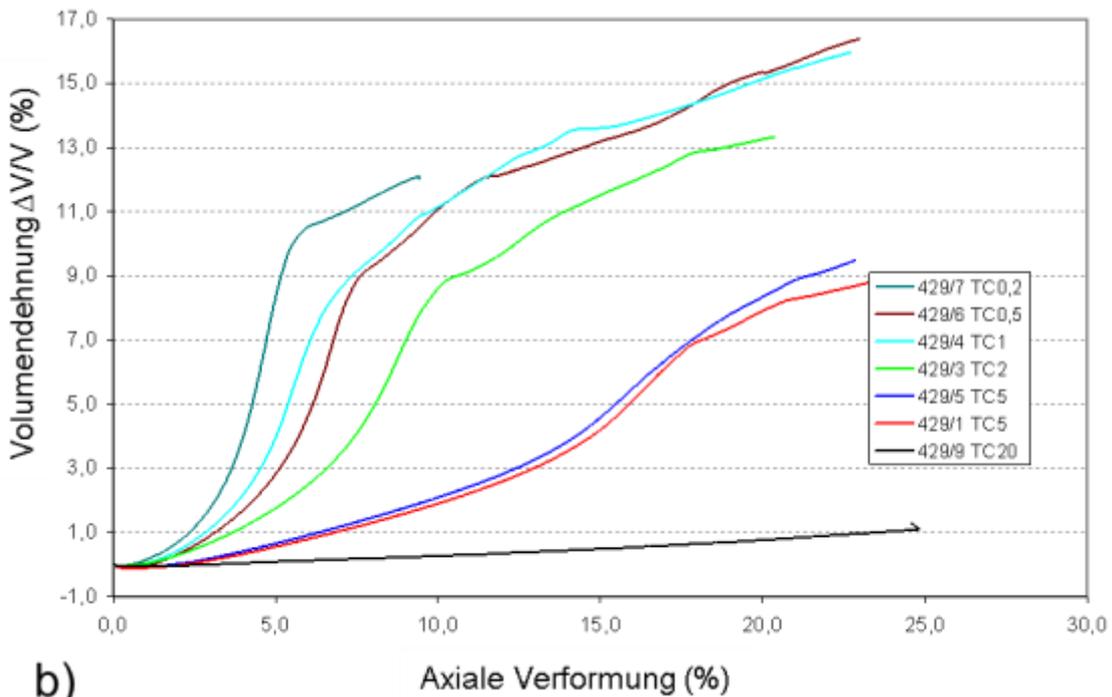
Den dreiaxialen Druckversuchen wurde eine hydrostatische Belastung vorangestellt. Die Axialbelastung σ_1 und der Manteldruck σ_3 wurden dabei unter der Bedingung $\dot{\sigma}_1 = \dot{\sigma}_3 = 0,05$ MPa/s erhöht, bis $\sigma_1 = \sigma_3 = 60$ MPa. Dieser Zustand wurde für eine kurze Zeit (ca. 1 h) konstant gehalten (Setzung). Danach wurde die Probenbelastung bis auf den Manteldruck für

durch den Porenraumanteil bestimmt wird (bei Anwesenheit von Salzlösung mit deutlich größerer Wellengeschwindigkeit wäre dieser Effekt reduziert).

den triaxialen Kompressionstest (TC) abgesenkt (die probenspezifischen Setzungskurven mit den daraus abgeleiteten Rissvolumina werden hier nicht weiter diskutiert).



a)



b)

Abb. 5.16. Festigkeits- und Verformungsverhalten von Proben aus dem Mittleren Werra-Steinsalz vom Versuchsort Springen. a) Spannungs-Verformungskurven: σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . b) Dilatanz-Verformungskurven ϵ_V vs. ϵ_{Ax} .

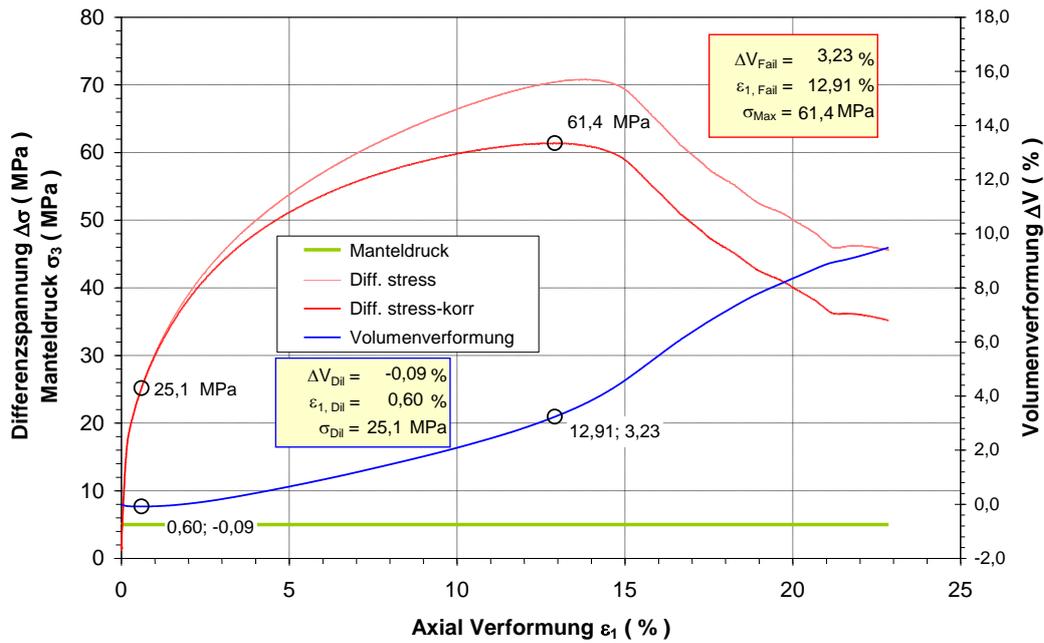


Abb. 5.17. Triaxialer Festigkeitsversuch mit Ableitung der spezif. Festigkeits- und Dilatanzparameter an der „Dilatanz“- bzw. Festigkeitsgrenze: 429/5_TC5.

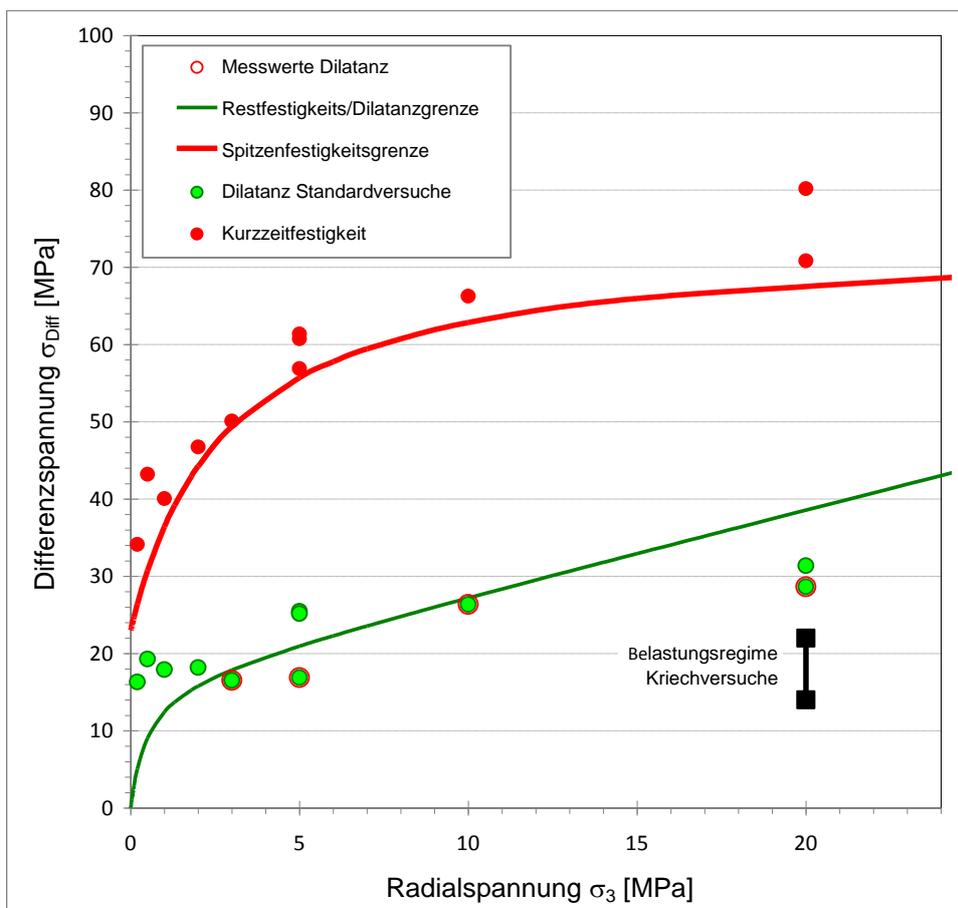


Abb. 5.18. Festigkeits- und Dilatanzwerte des Mittleren Werra-Steinsalzes am Versuchsort Merkers. Effektivspannung σ_{Diff} vs. kleinste Hauptspannung σ_{min} bzw. Manteldruck σ_3 . Zusätzlich sind die Festigkeits- und Dilatanzkurven des für die Berechnungen verwendeten Parametersatzes sowie die Belastungsbedingungen für die Kriechversuche dargestellt.

Tab. 5-7. Laboruntersuchungen am Mittleren Werra-Steinsalz.

a) Lithologische Charakterisierung

IFG - Labor.-Nr.	429/01	429/02	429/03	429/04	429/05	429/06	429/07	429/10
Höhe h (mm) =	160,33	160,27	160,16	160,03	160,22	160,10	160,05	160,10
Durchmesser (mm) =	80,03	79,95	79,97	80,00	80,00	80,00	80,00	80,00
Masse M (g) =	1754,7	1762,1	1751,5	1757,0	1751,4	1754,6	1760,1	1757,7
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,176	2,190	2,177	2,184	2,175	2,180	2,188	2,184
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,48	4,39	4,41	4,40	3,84	4,39	4,35	4,37
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,49	4,46	4,46	4,62	4,62	4,62	4,46	4,04
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,49	4,46	4,46	4,62	4,62	4,62	4,46	4,62
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,56	2,53	2,57	2,57	2,34	2,58	2,55	2,55
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -								
E_d =	35,76	35,15	35,69	35,75	28,73	35,85	35,30	35,24
K_d =	24,64	23,54	23,18	23,21	16,14	22,66	22,41	22,81
G_d =	14,21	14,05	14,35	14,37	11,94	14,50	14,26	14,18
ν_d =	0,258	0,251	0,243	0,243	0,203	0,236	0,237	0,243

b) Kenndaten zum Verformungs- und Festigkeitsverhalten sowie der Dilatanz.

IFG - Labor.-Nr.	429-1	429/02	429/03	429/04	429/05	429/06	429/07	429/10
Komp. 20 MPa /1h - ϕ (%) =	0,29	0,23	0,09	0,26	0,25	0,24	0,09	-
σ_3 (MPa) =	5,0	3,0	2,0	1,0	5,0	0,5	0,2	20,0
σ_{Dil} (MPa) =	25,46	16,53	18,19	17,92	25,15	19,28	16,33	31,38
ΔV_{Dil} (%) =	-0,12	-0,09	-0,03	-0,10	-0,09	-0,09	-0,05	-0,06
ϵ_{Dil} (%) =	0,61	0,14	0,18	0,19	0,60	0,28	0,29	0,92
σ_{Fail} (MPa) =	60,73	24,77	46,75	40,07	61,38	43,19	34,13	80,17
ΔV_{Fail} (%) =	3,09	3,07	3,10	2,59	3,23	2,94	2,04	1,09
ϵ_{Fail} (%) =	13,14	5,84	6,68	4,29	12,91	5,09	3,17	24,78

Der triaxiale Kompressionsversuch erfolgte verformungsgeregelt mit einer konstanten Verformungsrate von 9 %/h ($2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$). Die Prüfkraft F der für die triaxiale Einspannung maßgebliche Manteldruck σ_3 und die axiale Verformung Δh (Mittelwert aus drei voneinander unabhängigen Einzelmessungen) wurden während der Prüfung rechenstechnisch erfasst und gespeichert. Auf Basis der Messdaten wurden die versuchsrelevanten Parameter Festigkeit und Dilatanz in Abhängigkeit von der Verformung ausgewertet und dargestellt (vgl. Abb. 5.18).

Die durchgeführten Laborversuche decken bzgl. der realisierten Manteldruckstufen zwischen 0,2 und 20 MPa ein hinreichend repräsentatives Belastungsspektrum ab. Es umfasst sowohl rupturale Verformungsprozesse bei kleinen Einspannungen von wenigen MPa als auch den Übergang von bruchhaft zu plastisch (σ_{\min} zwischen 5 und 10 MPa) bis zur Dominanz plastischer Deformationsprozesse ($\sigma_{\min} \geq 10 \text{ MPa}$), wie aus dem Vergleich der Festigkeits- und Dilatanzentwicklung der durchgeführten Festigkeitsversuche hervorgeht (Abb. 5.16). Das Festigkeitsverhalten wird allgemein von zunehmender Probenverfestigung bis zum Probenbruch (= maximale Festigkeit) beherrscht, wobei bereits vor dem Probenbruch bei Über-

schreiten eines spezifischen Festigkeitswertes (= Dilatanzfestigkeit) dilatante Verformung (infolge von Mikrorissbildung) einsetzt. Die aus den Versuchen erhaltenen Materialparameter sind in Tab. 5-7 zusammengefasst.

Bei Druckversuchen mit höheren Manteldrücken (> 10 MPa) wurde versuchsbedingt (technische Begrenzung maximaler Prüfkörperstauchungen auf ≤ 20 %) kein Axialspannungsmaximum erreicht. Die ausgewiesenen maximalen Differenzspannungen nach Erreichen der Enddeformation von ca. 25 % lagen im Bereich von $(\sigma_{\text{Diff}})_{\text{MAX}} = 34$ bis 80 MPa.

Die als Kennwerte aus den Festigkeitsversuchen abgeleitete Maximal- bzw. Dilatanzfestigkeit werden in Abb. 5.18 mit den für die Berechnungen verwendeten Festigkeitsbeziehungen verglichen. Die Messwerte des Werra-Steinsalzes liegen danach geringfügig höher als die bisher angesetzten Asse-Steinsalz-Parametersätze.

5.3.3 Triaxiale Kompressionsversuche mit syndeformativem Monitoring

5.3.3.1 Einleitung

Die Untersuchung dilatanzbehafteter Verformungsprozesse mittels verschiedener physikalischer Messverfahren im Labormaßstab ist ein wichtiger Aspekt für die Diskussion potentieller Schädigungsprozesse bezüglich der daraus resultierenden Konsequenzen für die Durchlässigkeit von Steinsalz sowie ihrer Berücksichtigung in den Stoffmodellen.

Als sehr leistungsfähig hat sich dabei der kombinierte Ansatz der Messung von Ultraschallgeschwindigkeiten (V_p , V_s), der Dilatanz und der Permeabilität erwiesen. Allerdings stellen diese Untersuchungen noch kein Standardverfahren dar, so dass es insgesamt nur wenige Messungen für Salzgesteine gibt. Im Rahmen einer Studienarbeit (WENZEL, 2011), die in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Gebirgs- und Felsmechanik/Felsbau der BA Freiberg (Prof. H. Konietzky) durchgeführt wurde, bestand die Möglichkeit diese sehr personalintensiven Messungen im Vorhaben durchzuführen. Die Methodik ist im Vorgängervorhabens SR-2470 „Untersuchungen zur Barrierenintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept“ (IFG, 2007) ausführlich beschrieben.

Der Nachweis dilatanzbehafteter Verformungsprozesse, d.h. einer Volumenzunahme infolge von Mikrorissbildung, basiert entweder auf der direkten Bestimmung von Änderungen des Porenraums bzw. des Gesamtprobenvolumens oder aber der Messung physikalischer Parameter, die einen indirekten Rückschluss auf Rissbildung erlauben. Die Variation dieser Parameter ist schematisch in Abb. 5.19 für einen Festigkeitsversuch ($\dot{\epsilon} = \text{const.}$) dargestellt.

In Stadium I kommt es bei geringem Manteldruck und aufgelockerten Proben mit Erhöhung der Axialspannung zu einer Kompaktion mit Schließung vorhandener Mikrorisse oder der aufgelockerten Korngrenzen. Mit dem Übergang von schädigungsfreier zu schädigungsbehafteter Verformung zeigt sich ein Wechsel in der Variation der verschiedenen Parameter. Nach Untersuchungen an Steinsalz (z.B. POPP et al., 2001) kommt es bei einem Kompressionsversuch im Übergang zu Stadium II in axialer Richtung zu einem Maximum zunächst der Scherwellen- und gering verzögert der Longitudinalwellengeschwindigkeiten. Diese Unstetigkeit wird als erster Nachweis auf einsetzende Mikrorissbildung gedeutet, ohne dass makroskopisch eine Volumen- oder Permeabilitätszunahme messbar ist. Erst nach einer weiteren

Spannungserhöhung mit entsprechender Akkumulation der Schädigung durchläuft die Volumenänderung ein Minimum und nimmt ebenso wie die Durchlässigkeit zu. Mit Erreichen der Festigkeitsgrenze kommt es in der Regel zu einem Scherbruchversagen mit Ausbildung eines annähernd konstanten Restfestigkeitsniveaus (Stadium III).

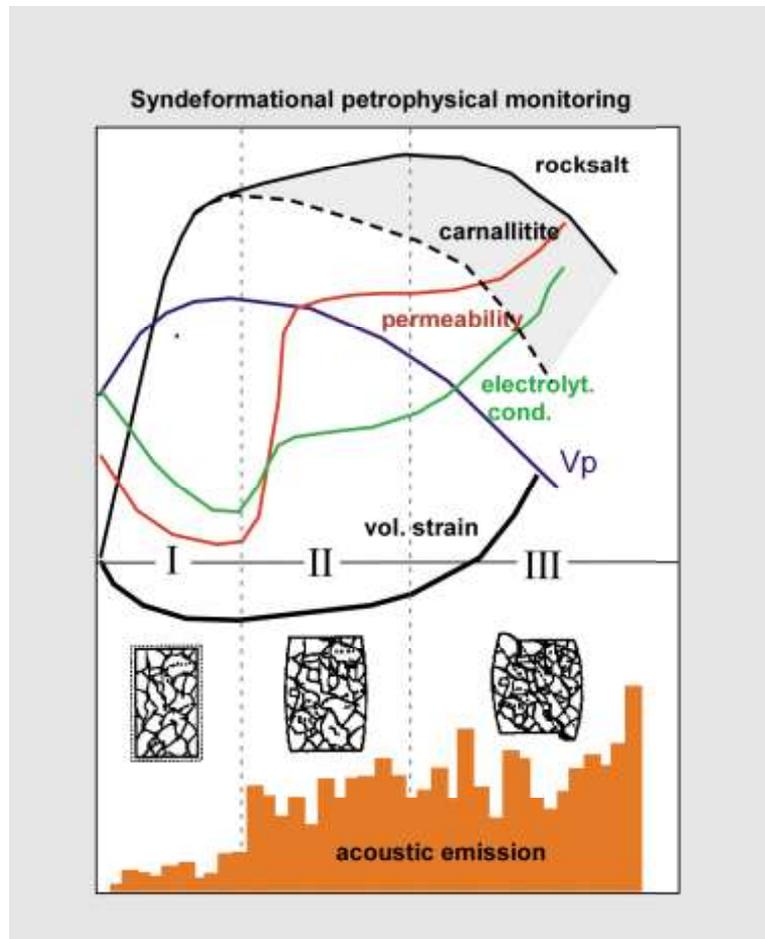


Abb. 5.19. Variation physikalischer Parameter während eines Festigkeitsversuchs mit progradierender Deformation: Volumenänderung, mikro-seismische Emission, Permeabilität und Ultraschallgeschwindigkeiten (verändert nach SCHULZE et al., 2002).

Aufgrund der beobachteten unterschiedlichen Sensitivität der verschiedenen Parameter für Rissbildung ist das seit den 1990er Jahren entwickelte Dilatanzmodell beispielsweise für Steinsalz modifiziert worden und erlaubt die Definition von Spannungsbereichen, in denen Schädigung oder Kompaktion mit anschließender Verheilung dominiert (vgl. CRISTESCU & HUNSCH, 1998).

Die Methoden zum Nachweis von Dilatanz basieren am IFG auf der simultanen Messung verschiedener physikalischer Parameter:

- (1) Integrale Volumenverformung
- (2) P- und S-Wellengeschwindigkeiten
- (3) Permeabilität (vgl. Untersuchungsmethodik in Kap. 0)

Das Untersuchungsprogramm umfasste vier triaxiale Kompressionsversuche bei Manteldrücken zwischen 3, 5, 10 und 20 MPa, bei denen jeweils ein syndeformatives Monitoring ver-

schiedener gesteinsphysikalischer Parameter, d.h. V_p , V_s , Permeabilität und Dilatanz, durchgeführt wurde.

Tab. 5-8. Kenndaten aus den durchgeführten Festigkeitsuntersuchungen an Werra-Steinsalz (Probenserie 373 – Großblock Grubenfeld Springen).

Probe	σ_{\min} (MPa)	$\sigma_{\text{eff,max}}$ (MPa)	ϵ_{Bruch} (%)	$\epsilon_{\text{Vol,Dil}}$ (%)	$\sigma_{\text{eff,Dil}}$ (MPa)	ϵ_{Dil} (%)
429/SZS/10	20	70,84	24,61	-0,05	28,63	0,73
429/SZS/11	5	56,88	11,49	-0,04	16,87	0,24
429/SZS/12	10	66,26	19,25	-0,08	26,34	0,86
429/SZS/13	3	50,08	8,09	-0,04	16,53	0,21

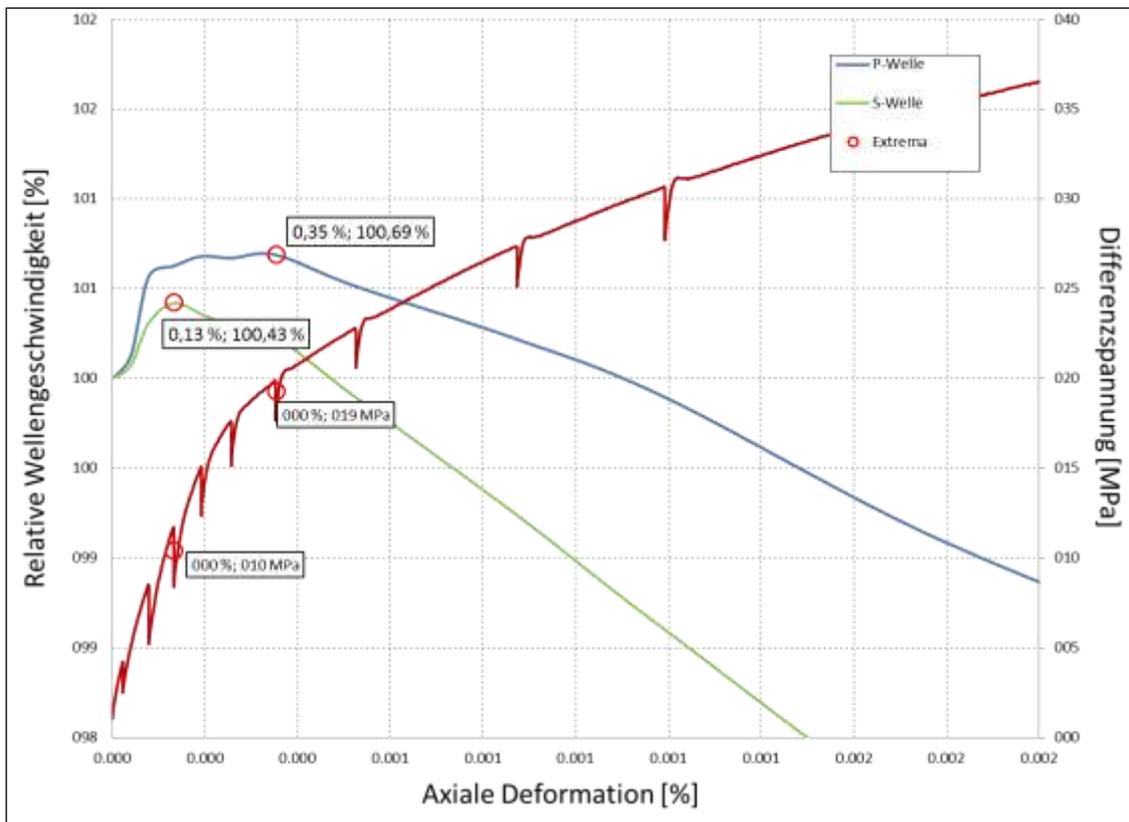


Abb. 5.20. Normierte Darstellung der Verläufe der seismischen Wellen und Ermittlung der Extremwerte (exemplarisch für Probe 429/SZS/11 bei 5 MPa Einspannung).

5.3.3.2 Messergebnisse

Es wurden vier Festigkeitsversuche mit gleichzeitiger Messung der verschiedenen Parameter durchgeführt. Nach erfolgter Vorkompaktion (hier $\sigma_{\min} = 20$ MPa, Kompaktionszeit ca. 1 h) wurden die Proben auf den eigentlichen Manteldruck (hier 3, 5, 10 sowie 20 MPa) entlastet und unter Vorgabe einer Verformungsrate von $2,5 \cdot 10^{-5}$ 1/s verformt. Dabei wurden simultan

die Volumenänderung der Probe, die Gaspermeabilität (die Differenz des primären Gasvordrucks p_1 zur Radialspannung betrug anfänglich, abhängig von der Radialspannung, minimal 10 bar und wurde sobald ein Durchfluss detektiert wurde abgesenkt bis auf wenige bar) sowie in unterschiedlichen Zeitabständen manuell die Ultraschallgeschwindigkeiten für Longitudinal- und Scherwellen gemessen¹⁹.

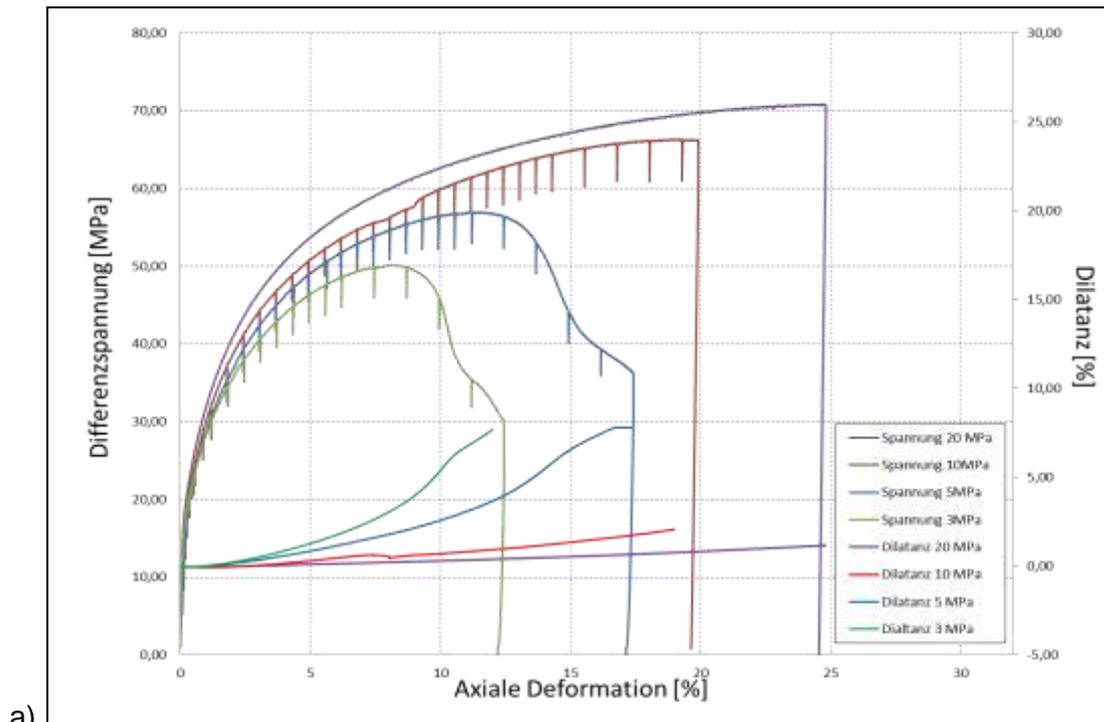
Während des Verformungsversuchs wird sukzessive der zur Aufrechterhaltung der Verformungsrate von $2,5 \cdot 10^{-5}$ 1/s notwendige Spannungsdeviator erhöht. Der Anstieg der Festigkeitskurve spiegelt die zunehmende Verfestigung der Proben mit der Verformung wider.

Als Folge der wirkenden Spannungen bei nur geringer radialer Einspannung kommt es unmittelbar im Übergang von schädigungsfreier zu schädigungsbehafteter Verformung zum Einsetzen von Dilatanz, wie es durch ein Minimum der Volumenverformungskurve bzw. durch ein Maximum von V_p und V_s angezeigt wird (vgl. Abb. 3.2-4). Nahezu gleichzeitig setzt infolge der zunehmenden Vernetzung von Mikrorissen eine Permeabilitätszunahme um ca. 5 Größenordnungen ein, die ausgehend von nahezu impermeabel ($< 10^{-20}$ m²) mit fortschreitender Verformung bei etwa 5 % bis in die Größenordnung von 10^{-15} m² reicht.

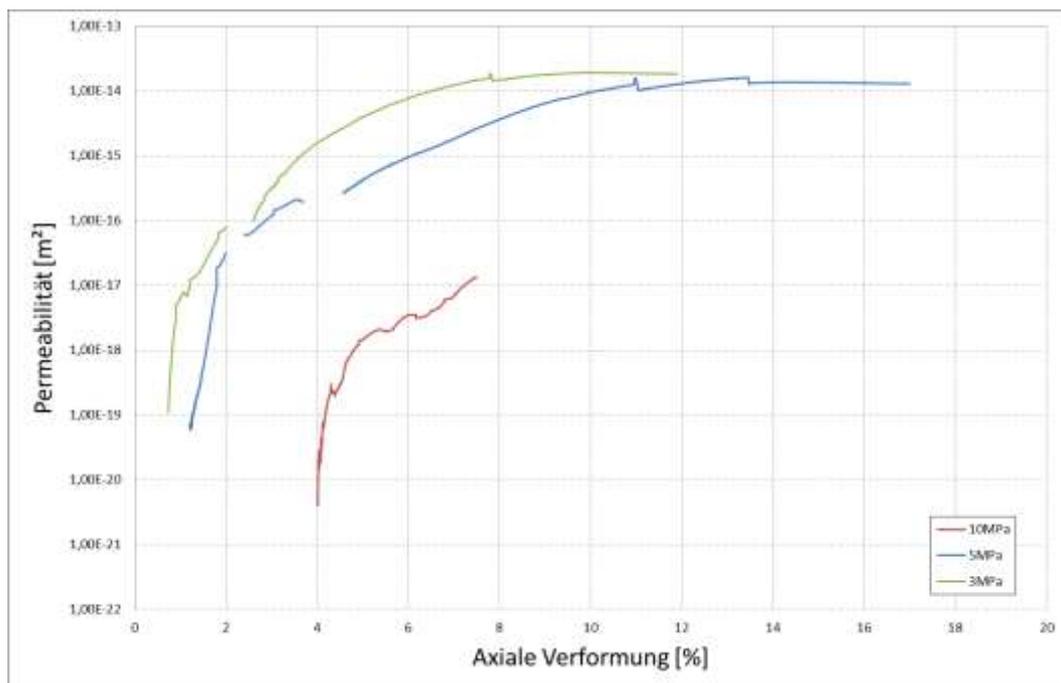
Die dabei ermittelten Versuchsergebnisse wurden bezüglich der Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze in Tab. 5-8 zusammengefasst bzw. in Abb. 5.21 vergleichend dargestellt. Sie verdichten gleichzeitig den in Tab. 5-4 zusammengestellten Datenfundus für die Ableitung der Stoffgesetzparameter.

Mit fortschreitender Verformung nehmen die Ultraschallgeschwindigkeiten ab, wobei dieser Effekt für die Scherwellen deutlich stärker ausgeprägt ist, so dass die Geschwindigkeitskurven scherenförmig auseinander laufen. Insgesamt entsprechen die Ergebnisse weitgehend den Beobachtungen von POPP et al. (2001), die insbesondere die unterschiedliche Geschwindigkeitsvariation von P- und S-Wellen auf die Ausbildung eines anisotropen Mikrorissgefüges mit vorzugsweise axial zur Verformungsachse ausgerichteten Rissen, die sich in Richtung der kleinsten Hauptspannung öffnen, zurückführen (vgl. Abb. 5.20).

¹⁹ IfG verfügt nur über einen manuellen Ultraschallreceiver USD 20N, so dass für die Messung der Laufzeiten für die Longitudinal- und Scherwellengeschwindigkeiten jeweils manuell umgeschaltet und ein neues Messfenster eingerichtet werden muss. Der Zeitaufwand beträgt wenige Minuten, wobei die Verformung unterbrochen wird, indem die Verformungsrate auf 0 gesetzt wird. Infolgedessen relaxiert die Probe, mit einem Spannungsabfall.



a)



b)

Abb. 5.21. Vergleich der Spannungsdehnungskurven, des Dilatanz- sowie des Durchlässigkeitsverhaltens bei Einspannung von σ_{\min} zwischen 3 und 20 MPa.

5.3.3.3 Korrelation Porosität und Ultraschallgeschwindigkeiten

Beim Einsatz von laborseismischen Verfahren zur Quantifizierung von Schädigungsprozessen im Steinsalz wird allgemein von der Annahme ausgegangen, dass V_p und V_s als integrale Messgrößen von Porenraumveränderungen unmittelbar mit Porositätsänderungen korreliert werden können. Dies eröffnet über die quantitative Korrelation der Porosität mit der Variation von Geschwindigkeitsmessungen die Möglichkeit einer einfacheren experimentellen,

aber indirekten Bestimmung eines Schädigungsparameters. Voraussetzung dafür allerdings ist, dass die Geschwindigkeits-Porositäts-Relationen zunächst anhand von Verformungsexperimenten, bei denen versuchsbegleitend Porositätsmessungen durchgeführt wurden, kalibriert werden. Problematisch ist jedoch, dass die Variation der Ultraschallgeschwindigkeiten neben der integralen Porosität, vor allem von der Anzahl, Verteilung und Geometrie von Mikrorissen, d.h. richtungsabhängig ist und auch von der Porenfüllung abhängt. Daraus resultiert, dass Messungen in wenigen diskreten Messrichtungen nur sehr eingeschränkt geeignet sind, einen integralen Schädigungszustand zu erfassen. Dies belegen Untersuchungen an Steinsalz (z.B. POPP et al., 2001), bei denen die Variation von V_p und V_s in axialer Probenrichtung sowohl unter Kompressions- als auch Extensionsbedingungen gemessen wurden.

Die in Abb. 5.22 dargestellten schematischen Messkurven zur schädigungsbedingten Variation von V_p oder V_s machen deutlich, dass eine Porositätsbestimmung allein auf der Basis von V_p oder V_s nicht eindeutig ist. Dies wird ebenfalls belegt, wenn die axial gemessenen P-Wellengeschwindigkeit in dem WYLLIE-Diagramm dargestellt werden (Abb. 5.15).

Die unterschiedliche Geschwindigkeitsabnahme für V_p und V_s resultiert aus der für Longitudinal- oder Scherwellen jeweils unterschiedlichen Effizienz der Rissmuster, deren Ausbildung von der Spannungsgeometrie abhängig ist. Nur die gleichzeitige Messung von V_p und V_s (im Idealfall für mehrere, voneinander unabhängige Richtungen) erschließt das Potential einer eindeutigen Porositätsbestimmung.

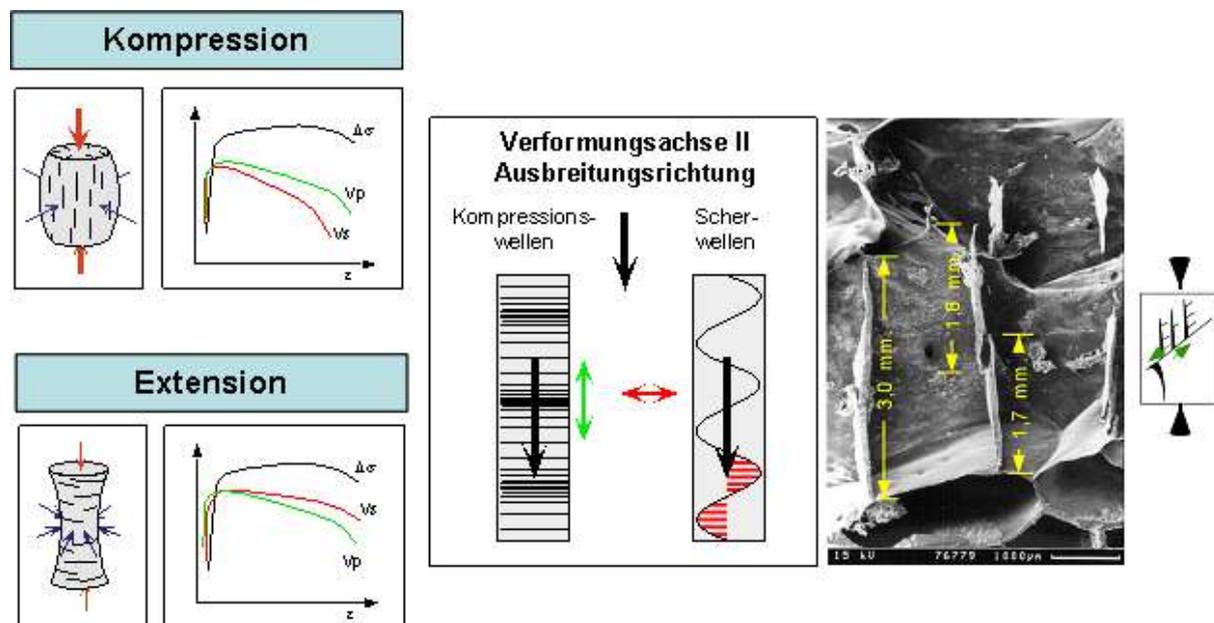


Abb. 5.22. Ausbreitung von Ultraschall in geschädigtem Steinsalz. (links): Variationsmuster von axial gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten (V_p , V_s) im Deformationsexperiment in Relation zur Probenrissgeometrie (Kompression vs. Extension). (mittig): Schemazeichnung zur Ausbreitungs- und Schwingungsrichtung von Kompressions- ($\Rightarrow V_p$) und Scherwellen ($\Rightarrow V_s$). (rechts): Reales Mikrorissgefüge in Steinsalz (Kunstharztränkungsversuch mit nachträglichem Auflösen der Salzmatrix, POPP, 2002)

Stellt man die Geschwindigkeitspaare V_p und V_s in einem gemeinsamen Diagramm dar, ergeben sich für Kompression und Extension separate Variationsfelder, die aufgrund der diskreten Messrichtung aus unterschiedlichen Rissgeometrien resultieren (Abb. 5.22). Da

aus den Verformungsversuchen mit gleichzeitiger Volumenmessung die Porosität bekannt ist, kann die experimentell beobachtete Geschwindigkeitsvariation für V_p und V_s mit Isolinien für verschiedene Porositätswerte aus Verformungsexperimenten in Extension und Kompression korreliert werden.

Der in den aktuellen Messungen ermittelte versuchsspezifische Verlauf der Kurvenscharen zeigt eine gewisse Streuung, was offenbar von dem jeweiligen Mikrorissgefüge herrührt. Allerdings ist der generelle Trend der Messkurven gleich und auch die Korrelation von Geschwindigkeitsvariation und Porositätsentwicklung zwischen den unterschiedlichen Versuchen ist zufriedenstellend. Damit kann das in Abb. 5.23 dargestellte V_p - V_s -Porositäts-Variationsdiagramm zur Porositätsbestimmung ($> 0,3\%$) genutzt werden.

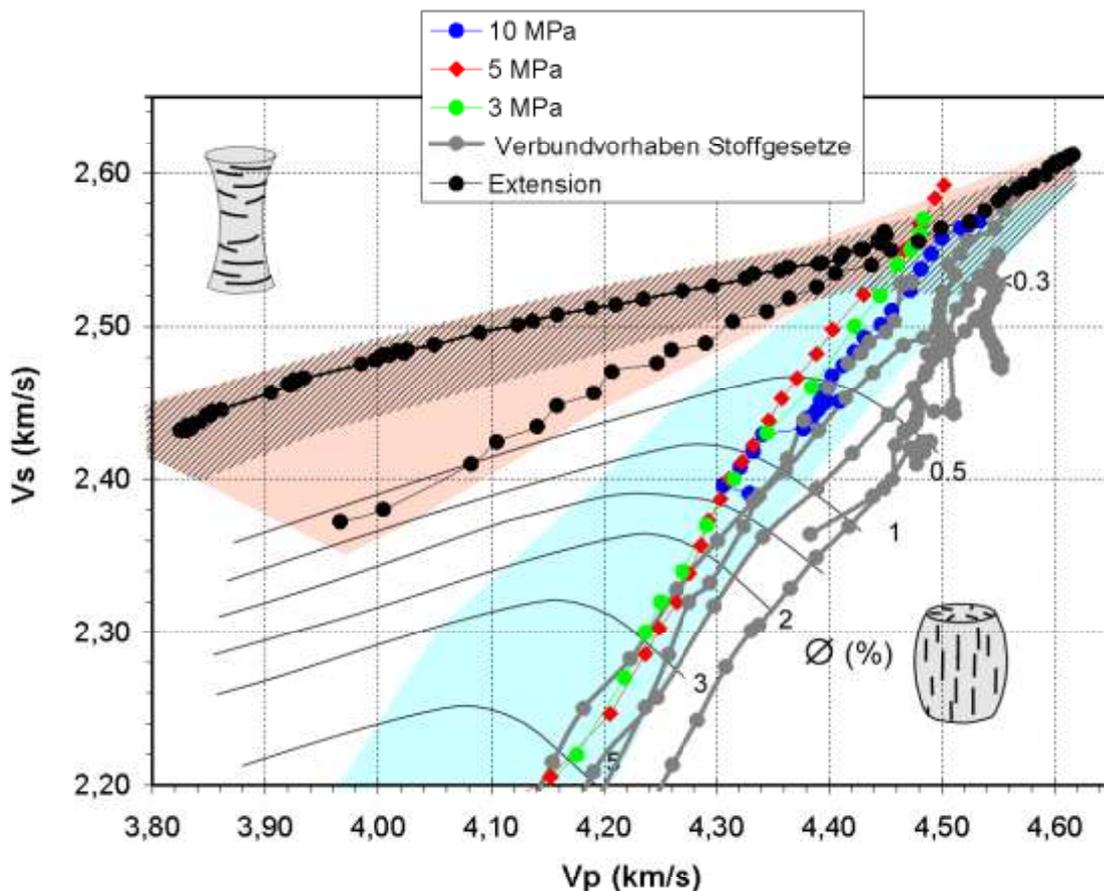


Abb. 5.23. Variationsfeld von V_p und V_s mit Isolinien der Porosität. Die Variationsfelder der Kennlinien von Verformungsexperimenten in Kompression (aktuelle Verformungsversuche Leine-Steinsalz: Großblock Angersdorf) und Extension (Literaturdaten) zeigen die Streuung der Messwerte. Zusätzlich sind schematische Rissmuster dargestellt.

5.3.3.4 Dilatanz- und Schädigungsgrenze

Das von der BGR entwickelte Dilatanzkonzept basiert auf der Festlegung eines Spannungskriteriums, auf dessen Basis wirkende Spannungsbedingungen innerhalb eines Gebirgsbereiches bezüglich eines möglichen Schädigungszustandes bewertet werden können (CRISTESCU & HUNSCH, 1998).

Die Dilatanzgrenze wird allgemein auf Basis von Kompressionsversuchen bestimmt, bei denen simultan mit der Deformation die Dilatanzentwicklung in der Probe gemessen wird. Im Spannungsraum ist eine Dilatanzgrenze als die Fläche definiert, auf der die volumetrische Dehnrates Null ist; oberhalb dieser Grenze nimmt das Gesteinsvolumen zu (die volumetrische Dehnrates ist negativ) und unterhalb ab (die volumetrische Dehnrates ist positiv). Der Dilatanzgrenze kommt damit die Bedeutung einer Stabilitätsgrenze oder Sicherheitsgrenze zu. Langfristig muss jedes Gestein versagen, dessen Spannungszustand sich oberhalb der Dilatanzgrenze befindet. Die fortschreitende Schädigung führt dort nicht nur zur kontinuierlichen Erhöhung des Volumens und der Permeabilität sondern auch zur Ausbildung von Bruchzonen und Bruchflächen.

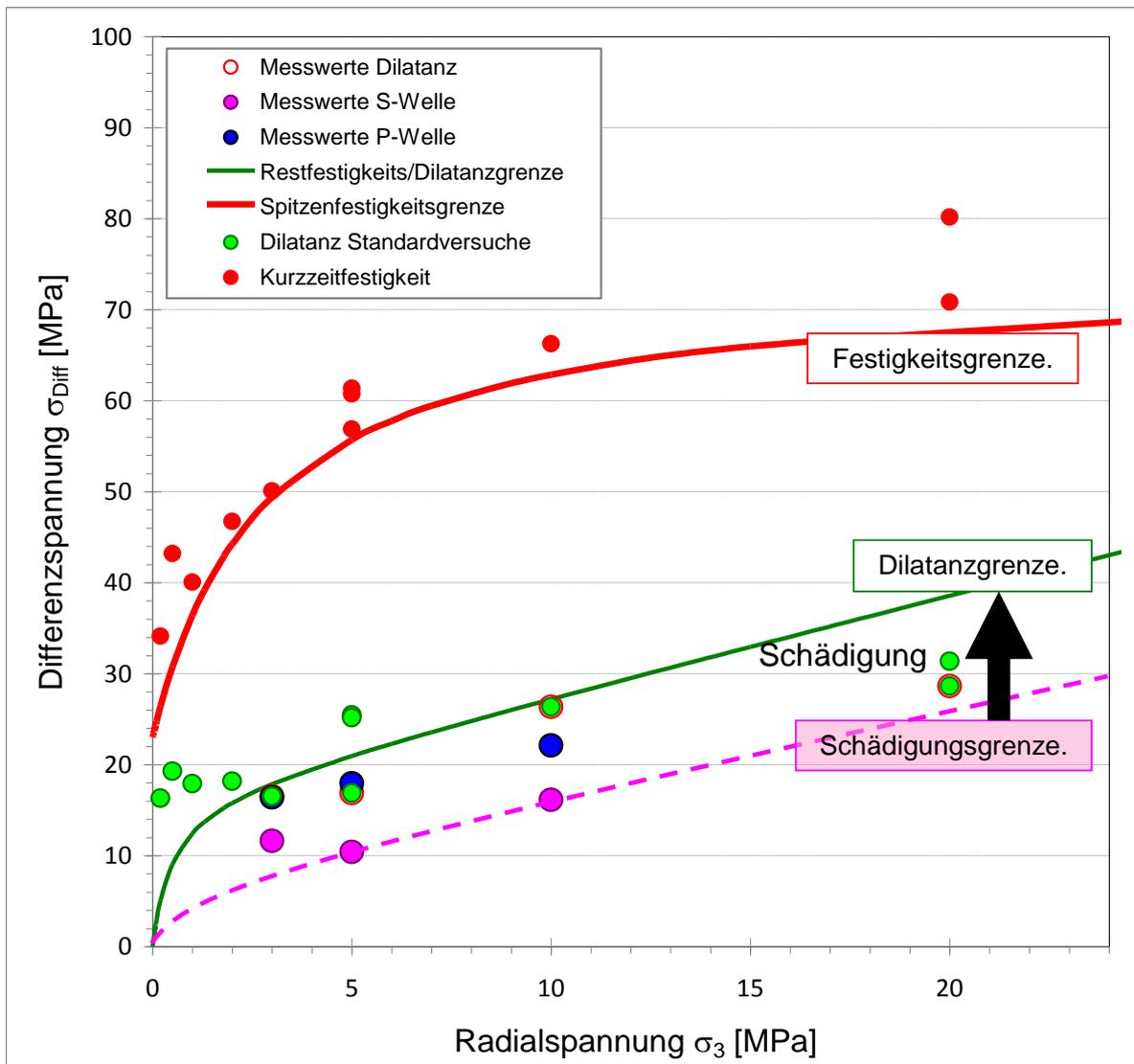


Abb. 5.24. Festigkeits- und Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze abgeleitet aus der Geschwindigkeits-signatur der verschiedenen gemessenen Parameter während kompressiver Belastung an Mittleren Werra-Steinsalz aus dem Grubenfeld Springen.

In den letzten beiden Jahren hat sich ein erheblicher Fortschritt in der Definition, der Formulierung und der Bestimmung der Dilatanzgrenze ergeben. Es zeigte sich, dass die Volumenzunahme erst bei höheren Differenzspannungen beginnt, als in der Gleichung von CRISTESCU & HUNSCHE (1998) angegeben. Die „alte“ Gleichung nach CRISTESCU & HUNSCHE hat jedoch vermutlich weiterhin Bedeutung, weil dort nach Ausweis von Ultraschalluntersuchungen (z.B. POPP et al., 2001) offenbar die erste Rissentwicklung beginnt. Die durch die „alte“ Gleichung beschriebene Grenze kann deshalb als „Mikroriss- oder Schädigungsgrenze“ definiert werden. Es ist zu prüfen, ob oberhalb der „Mikroriss-Grenze“ auch die Permeabilität erhöht ist, die Mikrorissbildung jedoch nicht fortschreiten kann und es deshalb nicht zu einer messbaren Volumenerhöhung kommt. Dieses Phänomen ist noch Gegenstand der Forschung.

Die am Mittleren Werra-Steinsalz vom Grubenfeld Springen durchgeführten Versuche ermöglichen aufgrund der Vielzahl von Messparametern eine Verifizierung des „neuen“ Dilatanzkonzeptes mit den zwei vorher definierten Spannungsgrenzen.

Abb. 5.24 fasst die Ergebnisse der triaxialen Kompressionsversuche der zwei Probenserien zusammen. Bemerkenswerterweise ergibt sich analog zu den wenigen bisher vorliegenden Literaturdaten ein deutlicher Unterschied für die spannungsabhängige Detektion des Auftretens von Schädigung, je nachdem, welcher Parameter betrachtet wird.

Bei kleinen Einspannungen ($\sigma_{\min} < 3$ MPa) liegen Schädigungs- und Dilatanzgrenze offenbar eng beieinander, weil die Schädigung sich unmittelbar mit der einsetzenden Verformung entwickelt. Mit zunehmendem Manteldruck nimmt die Effizienz der Rissbildung ab, d.h. die spannungsinitiierten Risse entwickeln relativ geringere Rissvolumina, wobei zusätzlich noch lokal auftretende Rekompaktionsprozesse die Dilatanz überlagern können. Als Folge verlaufen die verformungsabhängigen Dilatanzkurven mit Erhöhung des Manteldruckes flacher, d.h. eine Zunahme infolge Rissöffnung wird über die Dilatanzmessung relativ verzögert erfasst (vgl. Abb. 5.21). Im Gegensatz dazu können Ultraschallgeschwindigkeiten bereits strukturelle Gefügeänderungen an Korngrenzen detektieren, noch bevor es zu einer signifikanten Rissaufweitung kommt. In Kompressionsversuchen stellt dabei die Messung von Scherwellengeschwindigkeiten die relativ sensitivste Methode zur Detektion einsetzender Schädigung dar, weil sie mit der Schwingungsrichtung quer zur Probenachse aufgrund der anisotropen Rissöffnung bzw. -ausbreitung gegenüber Longitudinalwellen stärker durch die Öffnung steilstehender Risse beeinflusst werden (Abb. 5.22).

Die hier als kontinuierliche Messung durchgeführte Permeabilitätsbestimmung zeigt gegenüber den anderen Messparametern eine gewisse Streuung, wobei insbesondere im mittleren Manteldruckintervall (3 ... 10 MPa) eine Permeabilitätszunahme noch unterhalb der „Dilatanzgrenze“ ausgewiesen wird, was mit den üblichen Schädigungskonzepten zunächst nicht vereinbar ist. Allerdings weisen Gefügeuntersuchungen nach, dass die Rissbildungen in Steinsalzproben sehr komplex sind, wobei sowohl Korngrenzen lokal geöffnet werden können als auch intrakristalline Spaltrisse auftreten. Da Letztere nach Ausweis von Gefügeuntersuchungen (POPP, 2002) nicht interkonnektierend sind, resultiert die Permeabilitätszunahme mutmaßlich in erster Linie aus der Interkonnektion von geöffneten Korngrenzen, wobei hierfür keine signifikante Dilatanzzunahme erforderlich ist. Mit steigendem Manteldruck wird die Effizienz von intergranularen Mikrorissen für einen Fluidtransport geringer, d.h. das erreichbare Permeabilitätsniveau liegt niedriger. Dies wird durch aktuelle Permeabilitäts/Porositäts-Modelle bestätigt.

Insgesamt bestätigen die vorliegenden Untersuchungen ein Dilatanzkonzept, das bezüglich einer Schädigungs- und Dilatanzgrenze unterscheidet (für Details s. IFG, 2007).

5.4 Ableitung von Stoffgesetzparametern für das Günther-Salzer-Stoffmodell EDVA

Für die im Kapitel 6.3 beschriebenen Prognoserechnungen des IFG zur Beschreibung des primären Schädigungszustandes um das Bohrloch sowie der Gasdruckeinwirkungen wird für die Beschreibung des mechanischen Verhaltens der am IFG entwickelte Erweiterte-Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (EDVA) als Stoffmodell für primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen eingesetzt. Allerdings erfordert der Einsatz eine standortspezifische Parameterbestimmung. Dafür wurden im Rahmen des geomechanischen Begleituntersuchungsprogramms umfangreiche Laboruntersuchungen zur Bestimmung der Kriech- und Festigkeits- bzw. Dilatanzeigenschaften durchgeführt. Die Auswertung der Festigkeits- und Kriechversuche für den EDVA-Ansatz ist ausführlich in **Anlage 5.1** dargestellt.

Die Qualität der Parameterbestimmung ist abhängig von der Tropie des Probematerials, der Anzahl der Versuchsergebnisse und deren Qualität. Je größer die Streuung der Versuchsergebnisse ist, desto schwieriger ist es, repräsentative Stoffmodellparameter mit Hilfe der im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Methodik zu erhalten. Ab einer gewissen Ergebnisstreuung ist es daher sinnvoller, eine intuitive Parameteranpassung vorzunehmen, bei der die Modellparameter durch Parameterfit optimal an die Versuchsergebnisse angepasst werden können. Dabei ist es möglich die Streuung der Ergebnisse wie auch wenig prägnante Versuchsergebnisse auszugleichen.

Für die Parameterbestimmung für Steinsalz Na1 β aus der Lokation Springen wurde ein Parameterfit durchgeführt, da

- die in den Festigkeitsversuchen ermittelten Dilatanz- und Restfestigkeitsgrenzen sich teilweise stark voneinander unterscheiden, in der Stoffmodellformulierung jedoch davon ausgegangen wird, dass beide Grenzen näherungsweise identisch sind,
- einzelne Festigkeitsversuche nicht der allgemeinen Festigkeitssystematik folgten (z.B. war die Festigkeit bei $\sigma_3=0,5$ MPa größer als bei $\sigma_3=1$ MPa),
- auch bei großer Einspannung noch Dilatanz gemessen wurde, was untypisch ist,
- die Anzahl und die Qualität der Kriechversuche nicht optimal war, wodurch ein Abgleich der transienten Kriechparameter zwischen Festigkeits- und Kriechversuchen nicht möglich war.

Die für die Parameterbestimmung verwendete Dilatanz- /Restfestigkeitsgrenze beschreibt annähernd eine untere Einhüllende der gemessenen Dilatanz- bzw. Restfestigkeiten.

Die Beschreibung entsprechend Abb. 5.25 erfolgt mit:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$

$$\text{mit : } D_1 = 22 \text{ MPa} \quad D_2 = 1 \text{ MPa} \quad D_3 = 0,7 \text{ MPa}^{-1}$$

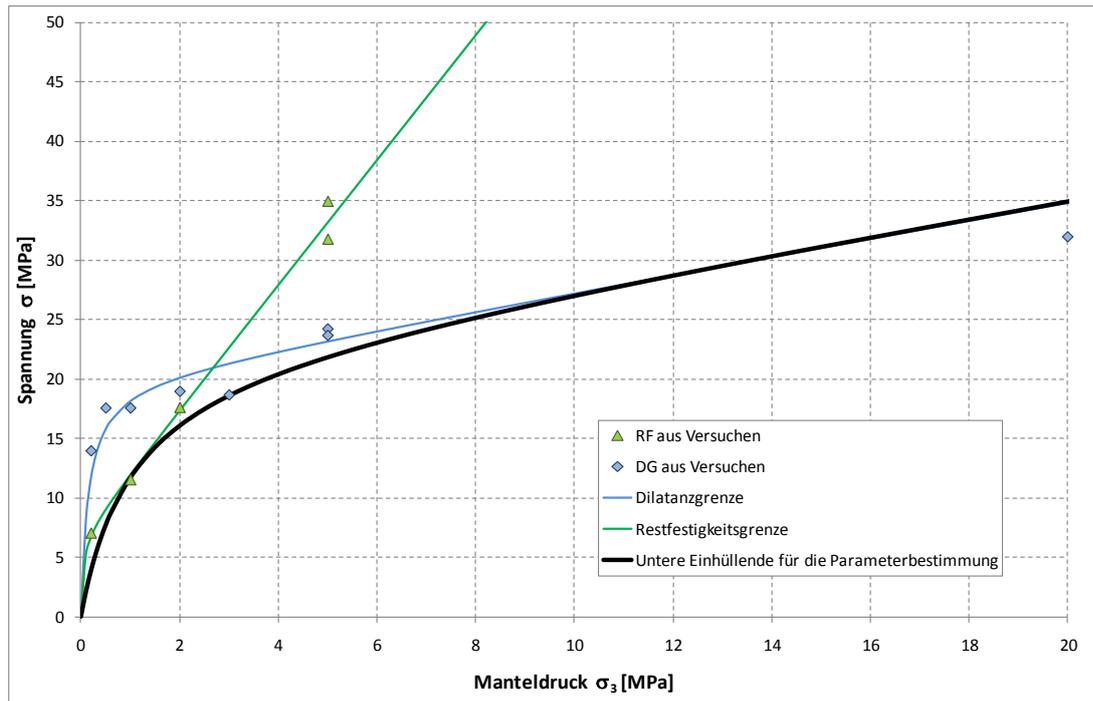


Abb. 5.25. Dilatanzgrenze für die Parameterbestimmung.

Die Anpassung des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens erfolgte mit dem Ziel, speziell das Dilatanzverhalten in guter Näherung wiedergeben zu können. Die Abb. 5.26 und Abb. 5.27 zeigen die Anpassung des Stoffmodellverhaltens mit den folgenden Modellparametern a_1 bis a_9 für die Schädigung entsprechend des Modellansatzes (für Details s. **Anlage 5.1**):

$$\begin{array}{lll}
 a_1 = 1,2 \cdot 10^{-3} & a_2 = 2 \cdot 10^{-2} & a_3 = -0,25 \\
 a_4 = 0,0 & a_5 = 1 \cdot 10^{-3} & a_6 = -0,3 \\
 a_7 = 0,5 & a_8 = 5,3 & a_9 = -0,52
 \end{array}$$

Für die transienten Kriechparameter des volumentreuen Kriechens können aus den Festigkeitsversuchen folgende Werte angepasst werden:

$$A_p = 5 \cdot 10^{-66} \text{ [d}^{-1}\text{]} \quad n_p = 31 \quad \mu = 9$$

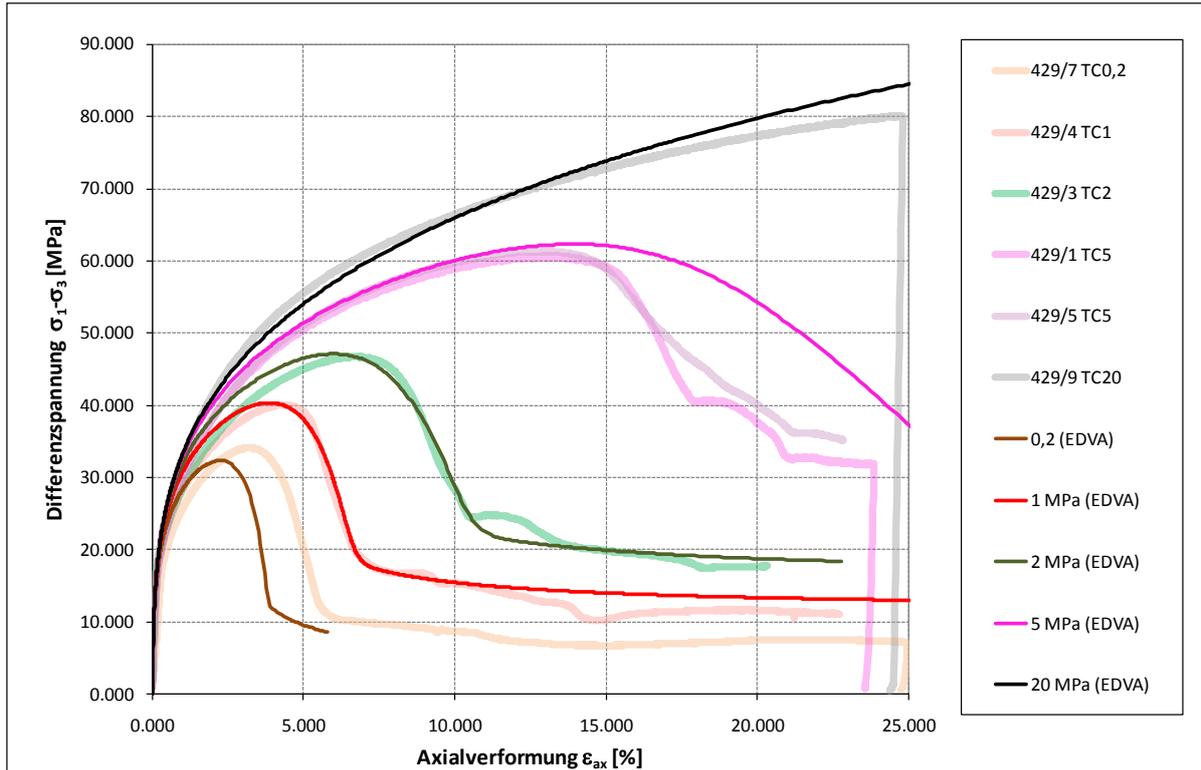


Abb. 5.26. Anpassung des Festigkeitsverhaltens.

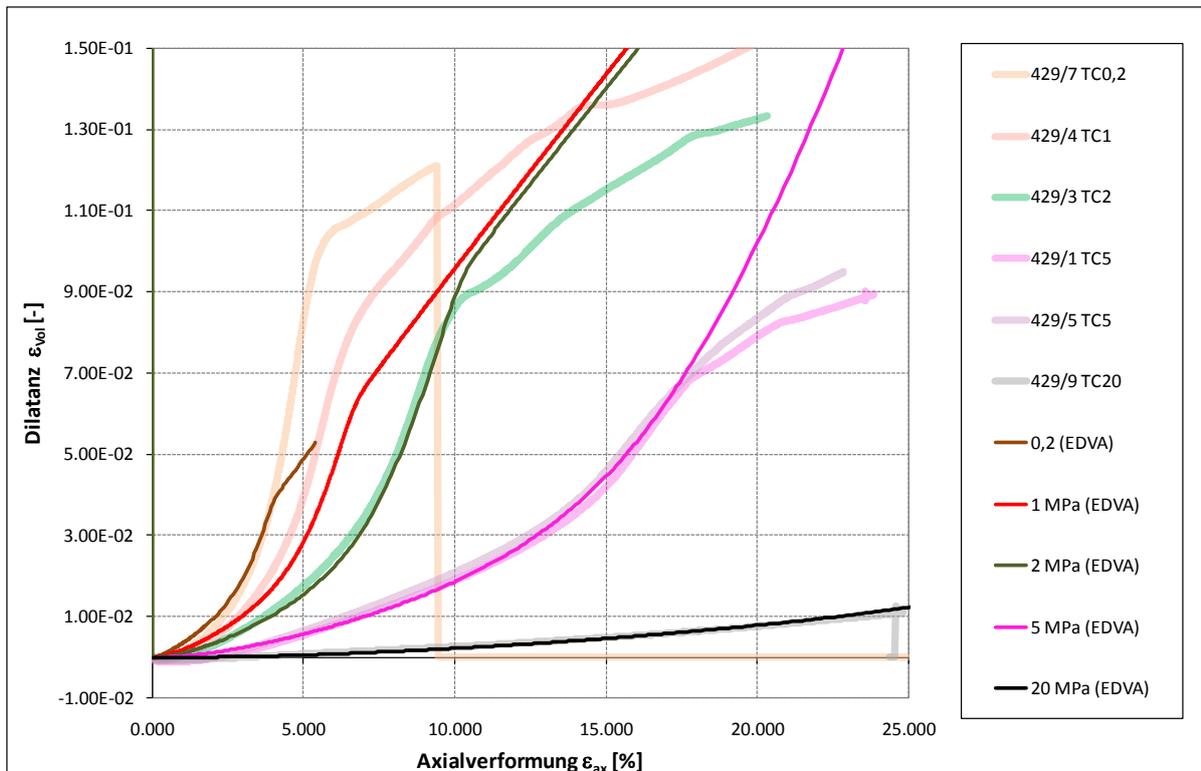


Abb. 5.27. Anpassung des Dilatanzverhaltens.

Der Spannungsexponent n_p wird im Dilatanzbereich abhängig von der minimalen Hauptspannungskomponente σ_3 und der Dilatanz ε_{Vol} beschrieben mit:

$$n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol}) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol};0} + n_1 \cdot \exp[n_2 \cdot \sigma_3] \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{Vol})]}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_4}}$$

$$n_{\varepsilon_{Vol};0} = 31 \quad n_1 = 0,0 \quad n_2 = 0,0 \quad n_3 = 0,0 \quad n_4 = 0,4$$

Da die Parameter n_1 bis n_3 Null sind, reduziert sich die Beschreibung auf:

$$n_p = g(\varepsilon_{Vol}) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol};0}}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_4}} \quad \text{mit : } n_{\varepsilon_{Vol};0} = 31 \quad n_4 = 0,4$$

Bei der Auswertung der 3 durchgeführten Mehrstufen-Kriechversuche fällt zunächst auf, dass die gemessenen Kriechverformungen von deutlich weniger als 1% nach einer Versuchsdauer von ca. 36 Tagen im Vergleich zu den Erfahrungswerten, die für Steinsalz vorliegen, relativ gering sind. So beträgt die Kriechverformung beispielsweise für Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Anhydritregion) nach einer Versuchsdauer von 50 Tagen ca. 1% für eine Differenzspannung von $\sigma_{Diff} = \sigma_1 - \sigma_3 = 18$ MPa und ca 3% für $\sigma_{Diff} = 22$ MPa.

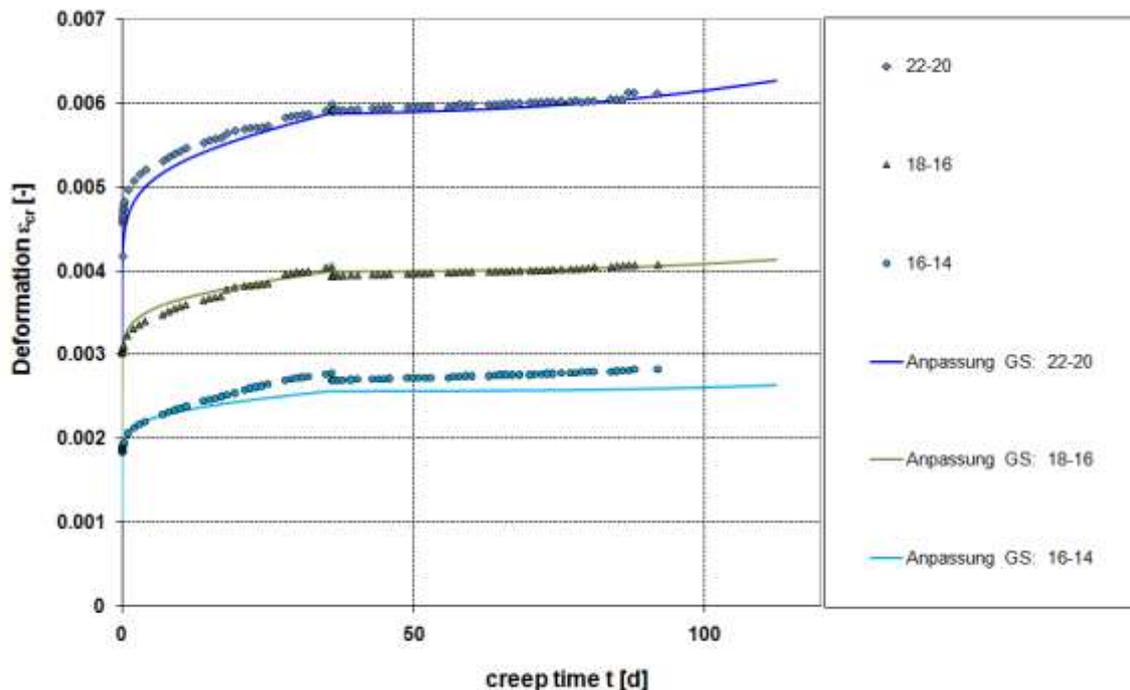


Abb. 5.28. Anpassung des Stoffmodells an die Mehrstufen-Kriechversuche

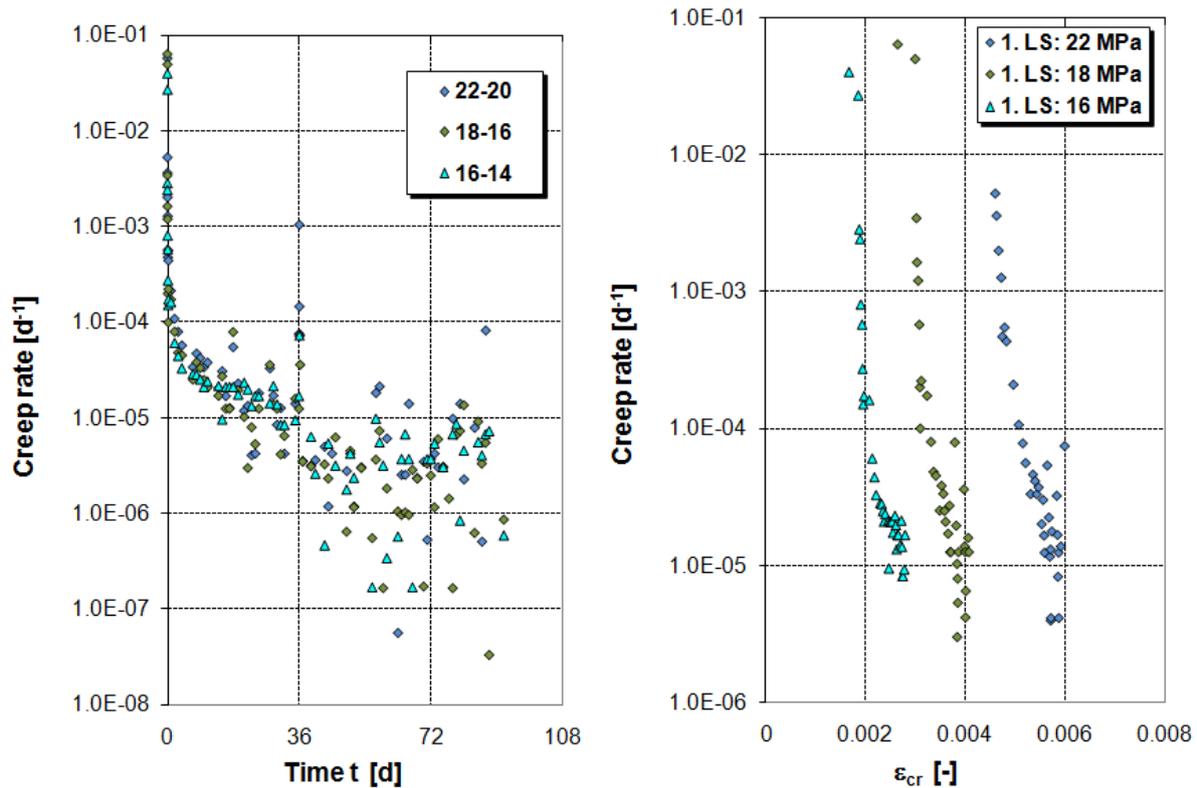


Abb. 5.29. Kriechraten im Mehrstufen-Kriechversuch (li.) beide Laststufen in Abhängigkeit von der Zeit mit Lastwechsel nach 36 Tagen; (re.) 1. Laststufe abhängig von der Kriechverformung).

Eine Anpassung des Stoffmodells an die Kriechversuche ist möglich und wurde durchgeführt (Abb. 5.28). Dabei zeigt sich, dass die transienten Kriechparameter, mit denen die Kriechversuche beschrieben werden können, deutlich geringer sind als die, mit denen die verformungsgeregelten Festigkeitsversuche angepasst werden konnten. Daraus folgt eine gewisse Unsicherheit für die Bestimmung der transienten Kriechparameter. Daher werden aufgrund der geringen Anzahl der Kriechversuche, der großen Streuung der Kriechraten und der im Vergleich mit den Erfahrungswerten überraschend geringen Kriechverformungen, die Kriechversuche nicht mit zur Bestimmung der transienten Kriechparameter herangezogen.

Die Auswertung der Versuche zeigt, dass die Kriechraten stark streuen (Abb. 5.29 - rechts). Eine einheitliche Tendenz, wonach die Rate mit wachsender Spannung zunimmt, ist nicht zu erkennen. Der Einfluss des Lastwechsels auf die Kriechrate wird kaum deutlich, da er durch die Ergebnisstreuung überlagert wird. In Abb. 5.29 - rechts sind die Raten für die erste Laststufe abhängig von der Verformung aufgetragen. Im Fall von stationärem Kriechen würde die Verformung mit einer konstanten Rate zunehmen. Die Kriechraten wären dann also konstant und sie würden keine signifikante Abhängigkeit von der wirkenden Belastung aufweisen. Die Abbildung zeigt aber, dass die Kriechraten sich noch „im freien Fall“ befinden. Daraus folgt, dass die Versuche aufgrund der begrenzten Versuchszeit (1. Laststufe: nur ca. 30 d) noch weit vom Erreichen des stationären Verhaltens entfernt sind. Da der Lastwechsel vor dem Erreichen der stationären Phase durchgeführt wurde, kann nach dem Lastwechsel die inverse transiente Kriechphase nicht zügig in einem neuen stationären Niveau entgegen streben, wodurch auch die 2. Laststufe keine brauchbaren Ergebnisse liefert.

Somit zeigt sich, dass die hier zugrunde liegenden Datenbasis nicht ausreichend zuverlässige Kriechparameter für das stationäre Kriechen bestimmen zu können. Deshalb wurde nachfolgend ein alternativer, statistisch begründeter Alternativ-Lösungsweg beschritten.

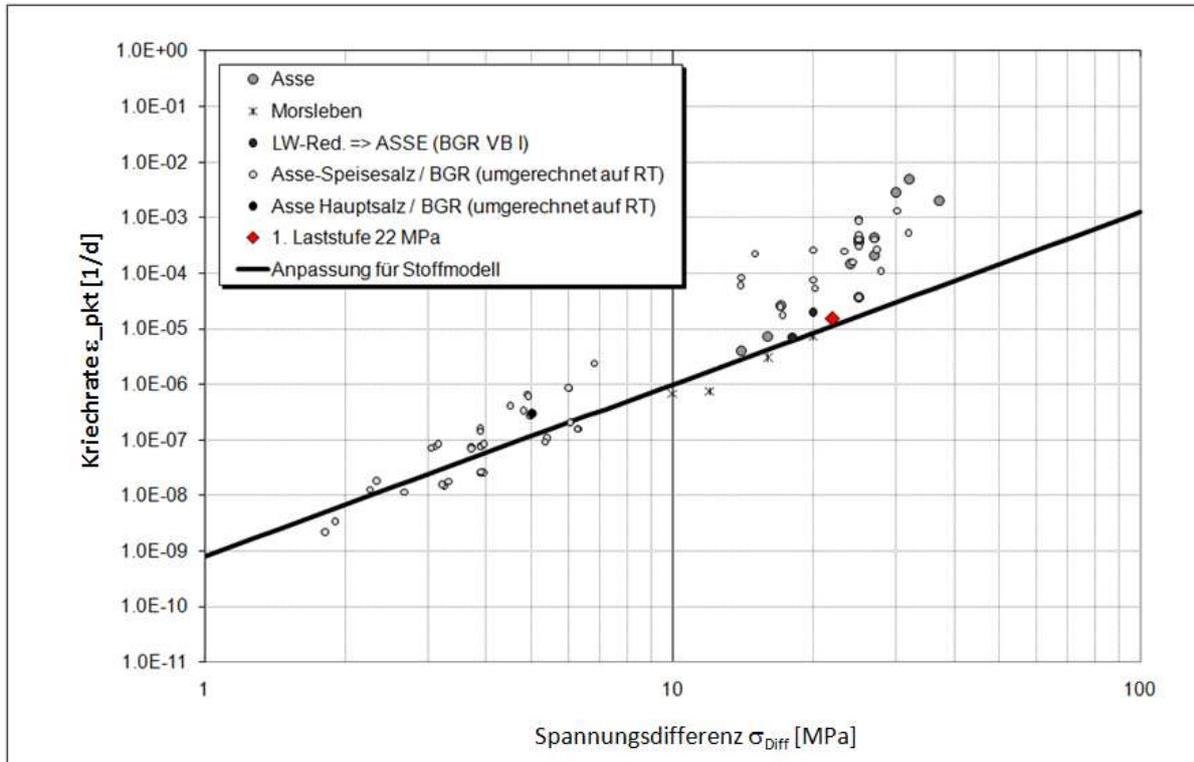


Abb. 5.30. Alternative Abschätzung des stationären Kriechverhalten Steinsalz Na1β Springen

Geht man davon aus, dass die gemessene Kriechrate bei einer Belastung von beispielsweise 22 MPa in der 1. Laststufe mit $\dot{\epsilon}_{cr} \approx 1,5 d^{-1}$ tendenziell zu hoch ist und trägt man diesen Wert dennoch in ein $(\dot{\epsilon}_{cr} - \sigma_{eff})$ -Diagramm ein, in das auch Kriechraten anderer Standorte mit eingetragen sind, zeigt sich, dass die Kriechraten für das untersuchte Steinsalz wahrscheinlich an der unteren Grenze der für Steinsalz typischen Bandbreite liegen. Abb. 5.30 wird genutzt, um eine Abschätzung des stationären Verhaltens für Steinsalz Na1β Springen zu ermöglichen. Die schwarze Kurve beschreibt die Anpassung für das Stoffmodell in der Form eines Potenzansatzes mit:

$$\dot{\epsilon}_{sek}^{cr} = A_s \cdot \sigma_{eff}^{n_s} \quad \text{mit : } A_s = 7,89 \cdot 10^{-10} [d^{-1}] \quad n_s = 3,1$$

Weiterhin wurde die Erholungszeit t_0 berechnet, die ein Eingabeparameter des Stoffmodells ist:

$$A_s = A_p \cdot \left(\frac{1}{A_p \cdot t_0} \right)^{\frac{\mu}{1+\mu}} \Rightarrow t_0 = \frac{1}{A_p} \cdot \left(\frac{A_s}{A_p} \right)^{-\frac{1+\mu}{\mu}}$$

Aus $A_p = 5 \cdot 10^{-66} [d^{-1}]$, $A_p = 5 \cdot 10^{-66} [d^{-1}]$ und $\mu = 9$ folgt dann eine Erholungszeit von $t_0 = 721,3$ Tagen.

6. Hydro-mechanische Simulationsrechnungen zur Gasausbreitung

6.1 Einführung

In diesem Abschnitt werden die Arbeiten zur (thermo)-hydro-mechanischen Modellierung der in der Grube Springen geplanten in situ-Versuche zur Ermittlung der Gasdruckbelastbarkeit beschrieben. Das Gastransportverhalten im Salzgebirge und insbesondere der Gastransport in der hohlraumnahen Kontur werden vor allem von der hohlrauminduzierten Schädigung (Auflockerungszone) bestimmt. Realistische Gasausbreitungsrechnungen erfordern die Simulation der Spannungsentwicklung und die daraus resultierende Schädigungsentwicklung, aus der sich unmittelbar die Gastransporteigenschaften ergeben. Diese Prozesse werden nachfolgend vereinfacht dargestellt und bilden die Basis der Bearbeitung.

Während Salzgesteine hinsichtlich ihrer Barriereigenschaften im konturfernen Bereich allgemein als hydraulisch dicht zu charakterisieren sind (s. Kap. 2), kommt es bei Hohlraumauffahrungen im Salzgebirge zur Ausbildung einer ALZ. Sie resultiert aus der sekundären Einwirkung der Hohlraumauffahrung mit einer mechanischen Entlastung (bzw. Belastung) und Rissbildung. Die Reichweite dieser hydraulisch relevanten Zone hängt u. a. vom Grundspannungszustand (Teufenlage), der Hohlraumgeometrie, der Auffahrungsart (schneidend bzw. sprengtechnisch) und den Salzgesteinseigenschaften sowie der Standzeit und dem Vorhandensein bzw. dem Volumenanteil lokaler Fluide (z.B. Kohlenwasserstoffe) ab. Die zeitliche Entwicklung der ALZ mit Spannungszustand und Auflockerung bzw. Freisetzung von Fluiden mit Absenkung des Porendrucks ist schematisch in Abb. 6.1 dargestellt.

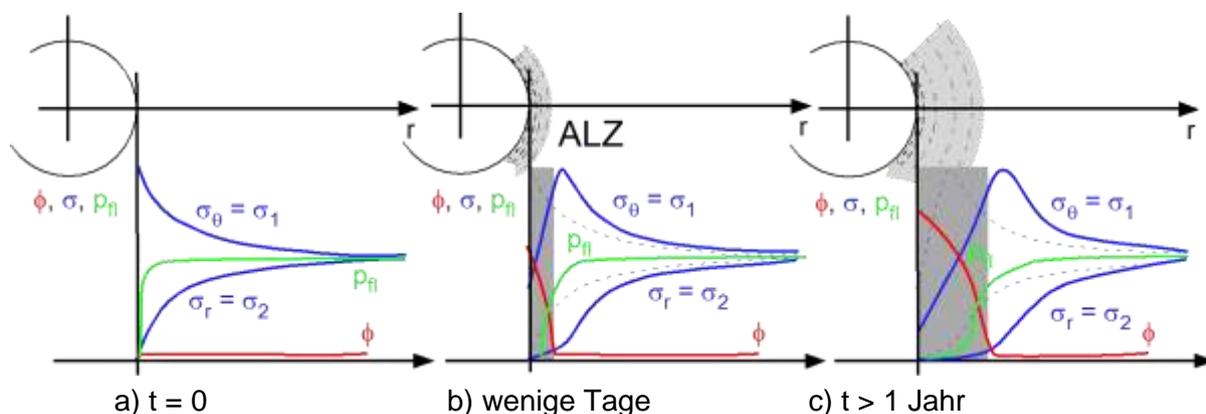


Abb. 6.1. Konturverhalten um einen kreisförmigen Streckenquerschnitt mit Ausbildung einer ALZ (Spannungsverteilung mit σ_θ - Tangentialspannung [$= \sigma_1$ größte Hauptspannung] und σ_r [$= \sigma_2$ kleinste Hauptspannung], Porosität ϕ und Porendruckvariation p_{fl}) – schematische Darstellung (ergänzt nach SALZER, 1989).

Danach liegt unmittelbar nach Auffahren des Hohlraums ($t = 0$) in der Kontur ein quasi-elastischer Spannungszustand vor, wobei die Radialspannung σ_r bis auf 0 abgesenkt und die Tangentialspannung σ_θ erhöht ist ($\sigma_\theta > \sigma_r$). Dadurch können konturnahe, Fluid-beladene Bereiche sofort ausgasen, wenn der Porendruck höher als die kleinste Hauptspannung ist (\rightarrow lokale Verletzung des Minimalspannungskriteriums), wodurch allerdings der Porendruck sofort abfällt. Gleichzeitig kommt es mit Überschreiten der Gesteinsfestigkeit innerhalb weniger

Tage (infolge der lokalen Verletzung des Dilatanzkriteriums) in der hohlraumnahen Kontur zu Plastifizierungsprozessen mit Ausbildung einer ALZ (d.h. Schädigung = Erhöhung der Porosität), die mit weiteren Ausgasungsprozessen bzw. einer räumlichen Ausdehnung der Porendruck-entlasteten Zone verbunden ist. Die Prozesse setzen sich im zeitlichen Verlauf über Spannungsumlagerungen infolge der Kriecheigenschaften des Salzgesteins noch fort und führen zu einer Ausweitung der ALZ.

Der Porendruck wirkt dabei in steter Rückkopplung mit den hydro-mechanischen Gesteinseigenschaften (\Rightarrow Effektivspannungskonzept), wobei aufgrund der geringen Porosität im Salzgebirge eingeschätzt wird, dass bei gleichzeitiger Mikrorissbildung und Druckentlastung die lokale Reichweite einer Porendruckwirkung sehr begrenzt ist. Über die druckgetriebene Schaffung neuer Wegsamkeiten sowie fortschreitender Konturentlastung mit lokaler Rissbildung können weitere Fluideinschüsse aktiviert werden, wodurch weiter entfernte, aber noch im konturnahen Bereich liegende Fluid-Vorkommen konnektiert werden. Gleichzeitig bildet sich eine entgaste „Dämmschicht“ (SALZER, 1989), die die weitere Freisetzung über eine Konturentspannung zumindest verzögert.

Baut sich im Hohlraum ein Gasdruck auf, kehrt sich der Ausgasungsprozess um und der freie Hohlraum wird entsprechend der vorliegenden Permeabilität zeitverzögert wieder aufgefüllt. Mit Erreichen der kleinsten Hauptspannungen kommt es infolge druckgetriebener Infiltration zu einer Vernetzung inhärent vorhandener Porenräume, woraus eine erhöhte Permeabilität resultiert. Anforderung an die Modellkonzepte ist es, diese Prozesse angemessen abzubilden.

Die Arbeiten wurden parallel vom IfG und der GRS Köln mit unterschiedlichen Rechentools durchgeführt, wobei für die verschiedenen Schritte ein wechselseitiger Abgleich der Vorgehensweise erfolgte:

- Ausgehend von dem am IfG entwickelten **E**rweiterten-**D**ehnungs-**V**erfestigungs-**A**nsatzes (EDVA) wurde mittels geomechanischer Modellrechnungen der Schädigungszustand der Kontur des Großbohrlochversuchs (z.B. Ausdehnung und Ausbildung der Auflockerungszone) quantifiziert. Infolge der günstigen Symmetriebedingungen konnten diese Simulationsrechnungen mit einem rotationssymmetrischen gebirgsmechanischen Strukturmodell in guter Näherung realisiert werden (IfG 2010a, b sowie 2011a, b). In Fortsetzung der Arbeiten wurde jetzt in FLAC^{3D} die Möglichkeit implementiert, den Gastransport als Strömung eines **kompessiblen** Mediums zu beschreiben. Diese Option stellt eine wesentliche Erweiterung dar und wird im Folgenden zunächst anhand einfacher Modellrechnungen im Vergleich mit analytischen Ergebnissen verifiziert (Kap. 6.3). Daran schließen sich Prognoserechnungen zur primären Ausgasung der Kontur sowie deren Wechselwirkung mit dem im GBL aufgebrachtem Gasdruck (bis 7 MPa) an. Allerdings konnte der Gasdurchbruch, der bei ca. 6,9 MPa erfolgte, aufgrund der begrenzten Vorhabenzeit nicht mit abgebildet werden, so dass hierfür ein Vergleich mit dem GRS-Ansatz noch aussteht.
- Auf Basis der aus den geomechanischen Modellrechnungen abgeleiteten geomechanischen Randbedingungen wurden durch die GRS Köln Prognoserechnungen zur gasdruckabhängigen Reichweite der Gastransportprozesse durchgeführt. Die Umsetzung dieser gekoppelten hydro-mechanischen Modellrechnungen erforderte die Weiterentwicklung der bei der GRS Köln verfügbaren rechentechnischen Modellierungstools

FLAC^{3D} und TOUGH2 (Kap. 6.4). Die Prognoserechnungen simulieren die experimentell vollzogene Druckbeaufschlagung des GBL, wie sie in Kap. 3.6.2.1 beschrieben ist.

Die ersten Prognoserechnungen (IFG, 2010a) mit dem rotationssymmetrischen Modell des Versuchsortes und seiner unmittelbaren Umgebung haben gezeigt, dass lediglich mit der Ausbildung einer sehr geringmächtigen ALZ um das zu beaufschlagende Großbohrloch in der Größenordnung von mehreren Millimetern zu rechnen ist. Auf Basis der in den vorhergehenden Zwischenberichten vorgestellten vorläufigen Modellrechnungen wurde gezeigt, dass die Auflockerung offenbar nur auf eine geringmächtige Auflockerungszone beschränkt ist. Dies wurde durch die in situ-Untersuchungen (mikroseismisches AE-Monitoring sowie Permeabilitätsmessungen in der GBL-Kontur belegt (vgl. Kap. 3.5.1 und 4).

Aufgrund der am Versuchsort nahezu horizontal vorliegenden Salzschieben (in radialer Richtung gleiche Eigenschaften und Spannungsrandbedingungen) ist es sinnvoll und gerechtfertigt für eine detaillierte mechanisch-hydraulisch gekoppelte Modellierung der Penetrationsprozesse um das Großbohrloch eine weitgehende Vereinfachung der Modellgeometrie in Form eines "Tortenstückmodells" zu nutzen (s. Abb. 6.2), auf dessen Basis die GRS gekoppelte hydraulisch-mechanische Modellrechnungen mittels TOUGH2 durchführt. In Kap. 6.4 werden die dafür notwendigen Modellanpassungen, Kalibrierungsrechnungen sowie Prognoserechnungen für die Effekte bei Gasdruckbelastung des Salzgebirges vorgestellt.

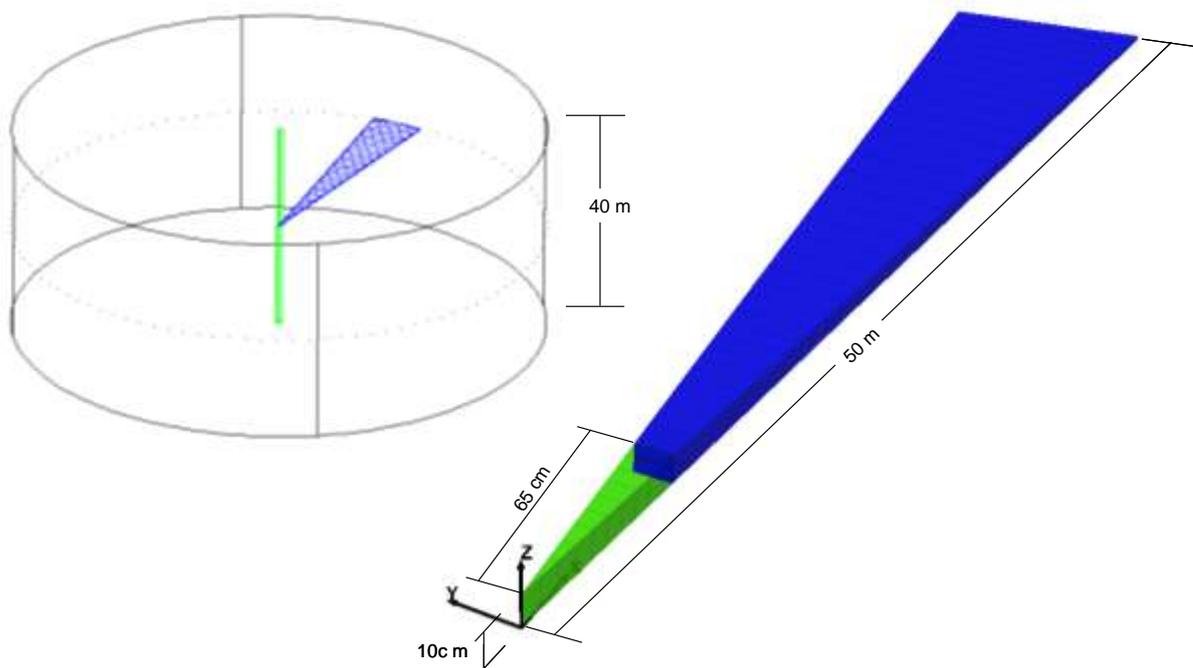


Abb. 6.2. Berechnungsmodell Tortenstück

6.2 Berechnungsmodell Tortenstück

Die Berechnungen zum Gasdruckversuch im GBL werden an dem in der Abb. 6.2 dargestellten Berechnungsmodell „Tortenstück“, das für einen charakteristischen Modellausschnitt in der Mitte des Bohrlochversuchs erstellt wurde, durchgeführt.

Aufgrund der im Vergleich zum Bohrlochdurchmesser ($\varnothing = 1,3 \text{ m}$) großen Höhe des druckbeaufschlagten Prüfraums von $H = 40 \text{ m}$, ist von einem weitgehend radial gerichteten Strömungsfeld auszugehen. Die Annahme einer unendlich langen Bohrung und damit die Reduzierung des Berechnungsmodells auf eine Scheibe ist sowohl für die mechanische Simulation als auch für die Simulation des Strömungsprozesses zulässig. Da die Geometrie der Bohrung kreisförmig ist, sind die Berechnungsgrößen in tangentialer Richtung bei gleichem Abstand zum Mittelpunkt über den Umfang gleich groß. Dementsprechend ist eine weitere Reduzierung des Berechnungsmodells auf ein Segment eines Vollkreises mit hier $11,25^\circ$, dessen seitliche Flächen in tangentialer Richtung unverschieblich gelagert und nicht gasdurchlässig sind, gerechtfertigt.

Der Außenradius des Modells „Tortenstück“, das mit dem Programm FLAC^{3D} erstellt wurde, beträgt 50 m . Die Bohrung hat einen Radius von 65 cm und die Höhe des Modells beträgt 10 cm .

6.3 Berechnungen des IFG mit dem Programm FLAC^{3D}

In den nachfolgenden Teilkapiteln wird der erreichte Bearbeitungsstand der Modellierungen des IFG vorgestellt.

Da mit dem Programm FLAC^{3D} planmäßig keine Strömungsprozesse kompressibler Gase, sondern lediglich Strömungsprozesse inkompressibler Flüssigkeiten berechnet werden können, wurde im ersten Bearbeitungsschritt mit FISH eine Routine programmiert, mit deren Hilfe Gaspermeationsprozesse simuliert werden können. Im Kapitel 6.3.1 erfolgt die Verifizierung der Programmergänzungen anhand eines einfachen Berechnungsbeispiels zur Gaspermeation, für das vergleichend Ergebnisse analytischer Berechnungen vorliegen.

Zur Vorbereitung auf die Prognoseberechnungen werden im Kapitel 6.3.2 mechanische Simulationen zur Überprüfung der Eignung des Berechnungsmodells durchgeführt. Dazu werden in den Berechnungen die Größe des Berechnungsausschnitts variiert und die Ergebnisse numerischer Berechnungen mit analytischen Lösungen verglichen.

Anschließend folgen im Kapitel 6.3.3 mechanische Prognoserechnungen zum Gasdruckversuch. Dabei werden zunächst die mechanischen Ausgangsbedingungen zu Beginn der Druckbeaufschlagung berechnet. Konkret wird das sich unter Berücksichtigung der Auffahrungsgeschichte einstellende Spannungsfeld sowie eine ggf. infolge der Auffahrung entstehende Auflockerungszone quantifiziert. Weiterhin folgt die Simulation der geplanten Druckbeaufschlagung, wobei der Gasdruck hier zunächst als rein mechanische Druckbelastung aufgeprägt wird.

Im Kapitel 6.3.4 folgen hydraulische Berechnungen. Der aktuelle Bearbeitungsstand umfasst die Simulation der Ausgasung über den Zeitraum von einem Jahr nach Auffahrung der Bohrung unter der Annahme eines Anfangsporendrucks im Salinar von 7 MPa (abgeschätzter mittlerer Teufendruck, entsprechend der lithostatischen Überdeckung). Mit der Berechnung

werden damit die hydraulischen Ausgangsbedingungen – die Porendruckverteilung im Berechnungsausschnitt - vor Beginn der Druckbeaufschlagung definiert.

Während im Kapitel 6.3.3 der Auffahrungsprozess mechanisch und im Kapitel 6.3.4 der Ausgasungsprozess hydraulisch simuliert werden, folgen im Kapitel 6.3.5 gekoppelte hydraulisch-mechanische Berechnungen zum Auffahrungs- und Ausgasungsprozess.

6.3.1 Gaspermeation mit dem Programm FLAC^{3D}, Programmanpassungen und Verifizierung

Mit dem Programm FLAC^{3D} können Strömungsprozesse inkompressibler Flüssigkeiten simuliert werden. Bei der Simulation von Strömungsprozessen idealer Gase muss deren Kompressibilität berücksichtigt werden. Da diese Option im Programm FLAC^{3D} planmäßig nicht zu Verfügung steht, wurde in dieser Bearbeitungsphase über FISH eine ergänzende Routine programmiert, die die Durchführung von Strömungsprozessen idealer Gase ermöglicht. Die Verifizierung der Programmergänzungen erfolgt anhand eines einfachen Berechnungsbeispiels, für das vergleichend Ergebnisse analytischer Berechnungen vorliegen.

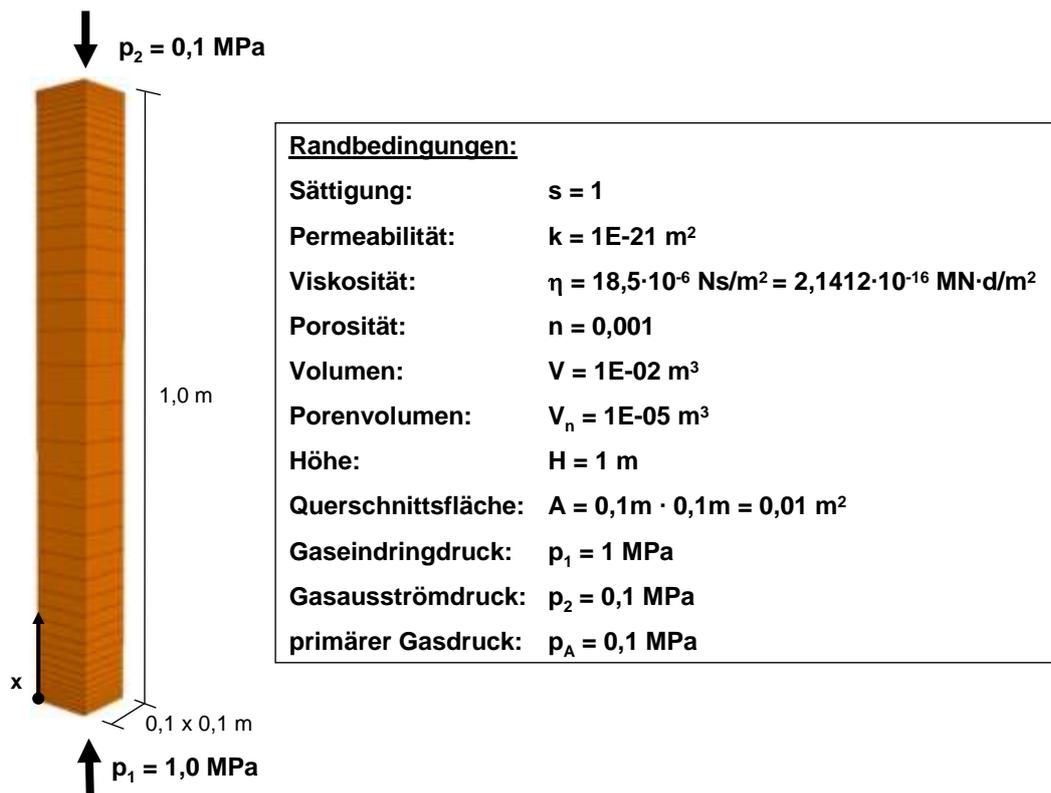


Abb. 6.3. Berechnungsbeispiel G zur Verifizierung der Gaspermeation, Modell und Berechnungsannahmen

Das Berechnungsmodell und die Berechnungsrandbedingungen sind in der Abb. 6.3 dargestellt. Simuliert wird die Durchströmung eines ein Meter hohen Rechtecks unter Berücksichtigung einer Permeabilität von $k = 1E-21 \text{ m}^2$, einer Porosität von $n = 0,001$ und einer dynamischen Viskosität von $\eta = 18,5 \cdot 10^{-6} \text{ Ns/m}^2$. Zu Beginn der Berechnung wirkt im gesamten Berechnungsausschnitt der Normdruck (Atmosphärendruck) von $p_A = p_0 = 1 \text{ bar}$. Das Berech-

nungsmodell wird unten mit einem Gasdruck von 1 MPa beaufschlagt und die Gaspermeation anschließend bis zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse simuliert.

Die Durchströmung folgt dem DARCY-Ansatz entsprechend der Durchlässigkeit:

$$k_F = \frac{\dot{V}}{A} = -\frac{k}{\eta} \cdot \frac{dp}{dx}$$

mit:

\dot{V} - Gasdurchtrittsrate

k - Permeabilität

η - dynamische Viskosität

dp/dx - durch den Strömungswiderstand bedingter Gasdruckabfall bzw. Druckgradient der Durchströmung

Wegen der Kompressibilität gilt für ideale Gase:

$$\dot{V}_0 \cdot p_0 = \dot{V} \cdot p$$

mit:

\dot{V}_0 - Gasdurchtrittsrate im Normzustand (bezogen auf Atmosphärendruck)

p_0 - Normdruck: 1 bar

Damit gilt:
$$\frac{\dot{V}_0}{A} = -\frac{k}{\eta} \cdot \frac{dp}{dx} \cdot \frac{p}{p_0} \quad (6.1)$$

Wird vorausgesetzt, dass beim Eintrittsdruck p_1 die gleiche Gasrate \dot{V}_0 in die Probe eintritt, die beim Druck p_2 auf der Austrittsseite austritt (stationäre Strömung), dann gilt:

$$\frac{\dot{V}_0}{A} \int_0^H dx = -\frac{k}{\eta} \cdot \int_{p_1}^{p_2} \frac{p}{p_0} dp$$

$$\frac{\dot{V}_0}{A} \cdot H = \frac{k}{\eta} \cdot \frac{p_1^2 - p_2^2}{2p_0} \quad (6.2)$$

Die Gasdurchtrittsrate beträgt bei Einstellung stationärer Strömungsverhältnisse

$$\dot{V}_0 = \frac{A}{H} \cdot \frac{k}{\eta} \cdot \frac{p_1^2 - p_2^2}{2p_0},$$

und beträgt für das oben aufgeführte Berechnungsbeispiel

$$\dot{V}_0 = \frac{0,01}{1} \cdot \frac{1E-21}{2,1412E-16} \cdot \frac{1-0,01}{2 \cdot 0,1} = 2,3 \cdot 10^{-07} \frac{m^3}{d}.$$

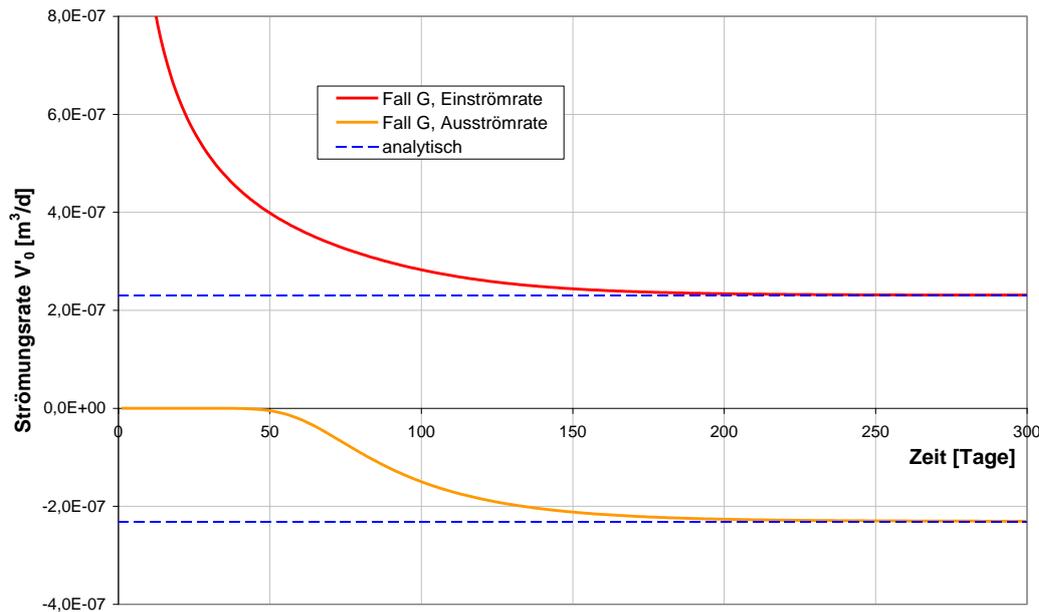


Abb. 6.4. Berechnungsbeispiel G, Ein- und Ausströmrate, Vergleich mit der analytischen Lösung.

In der Abb. 6.4 ist die zeitliche Entwicklung der Einströmrate und der Ausströmrate im Normzustand für das Berechnungsbeispiel G dargestellt. Nach Einstellung stationärer Strömungsverhältnisse zeigen die Ergebnisse der numerischen Berechnung sehr gute Übereinstimmung mit der analytischen Lösung (gestrichelte blaue Kurve).

Die Abhängigkeit ($p_1 > p(x) > p_2$) des sich bei stationärer Durchströmung in dem Rechteck einstellenden Gasdruckes von Abstand x von der Hochdruckseite ($x = 0$) lässt sich wie folgt beschreiben:

$$-\frac{dp}{dx} \cdot p = \frac{\dot{V}_0}{A} \cdot \frac{\eta}{k} \cdot p_0 \quad \text{aus (6.1)}$$

sowie
$$\frac{\dot{V}_0}{A} \cdot \frac{\eta}{k} \cdot p_0 = \frac{p_1^2 - p_2^2}{2 \cdot H} \quad \text{aus (6.2)}$$

folgt
$$-\frac{dp}{dx} \cdot p = \frac{p_1^2 - p_2^2}{2 \cdot H} \quad \text{bzw.} \quad \int_0^x \frac{dx}{H} = - \int_{p_1}^{p(x)} \frac{2p}{p_1^2 - p_2^2} dp$$

und damit
$$\frac{x}{H} = \frac{p_1^2 - p(x)^2}{p_1^2 - p_2^2} \quad \text{bzw.}$$

$$p(x) = p_1 \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^2\right) \cdot \frac{x}{H}}. \quad (6.3)$$

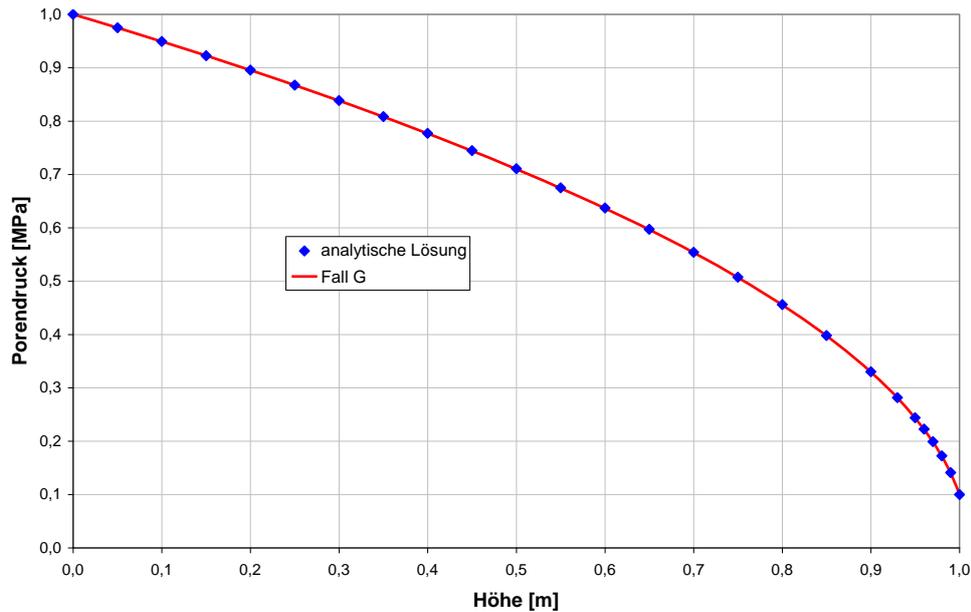


Abb. 6.5. Porendruckverteilung nach Einstellung stationärer Strömungsverhältnisse

In der Abb. 6.5 sind die im Ergebnis der numerischen Berechnungen sowie die analytisch ermittelte Porendruckverteilung im Berechnungsausschnitt nach Einstellung stationärer Strömungsverhältnisse dargestellt. Die Ergebnisse der numerischen Berechnung zeigen sehr gute Übereinstimmung mit der analytischen Lösung (blaue Quadrate).

Das durch die Probe bis zum Erreichen des stationären Strömungszustandes aufgenommene Gasvolumen $VG_{0,stat}$ (im Normzustand: Nm^3) folgt aus der Beziehung:

$$VG_{0,stat} = A \cdot n \cdot \int_0^H \frac{p(x)}{p_0} dx - V \cdot n \cdot p_A / p_0 \quad (6.4)$$

mit n - Porosität der Probe

$V = A \cdot H$ - Probenvolumen

p_A - primärer Gasdruck in den Poren

durch Einsetzen von (6.3) in Gleichung (6.4) und Integration

$$VG_{0,stat} = \frac{V \cdot n}{p_0} \cdot \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{p_1^3 - p_2^3}{p_1^2 - p_2^2} - p_A \right] \quad (6.5)$$

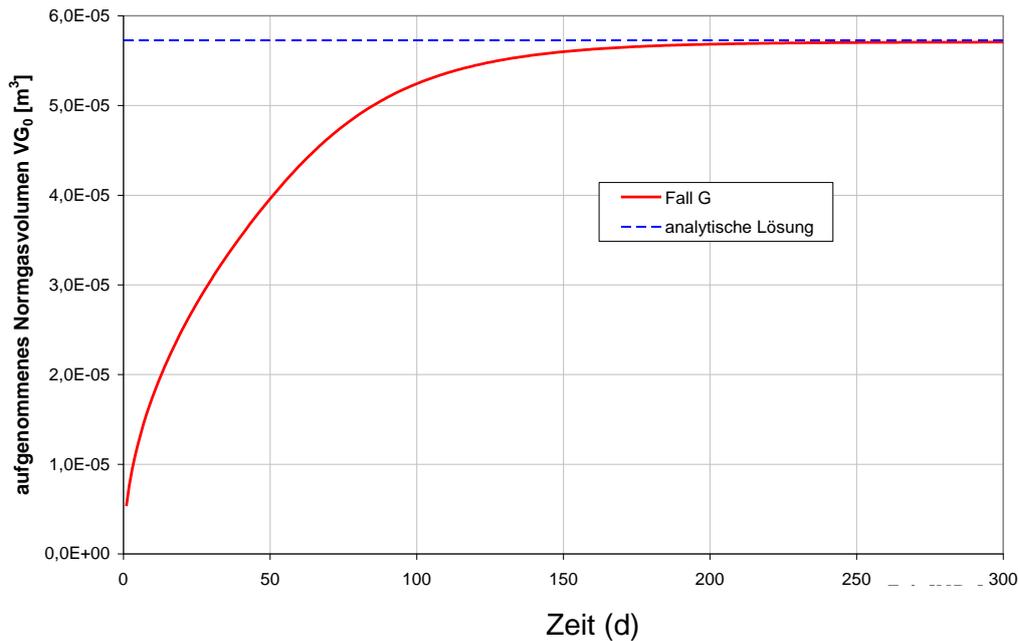


Abb. 6.6. Im Berechnungsausschnitt aufgenommenes Normgasvolumen

Unter Berücksichtigung der Randbedingungen aus dem Berechnungsbeispiel von $p_1 = 1 \text{ MPa}$ und $p_A = p_0 = p_2 = 0,1 \text{ MPa}$ ergibt sich rechnerisch bis zum Erreichen des stationären Strömungszustandes ein aufgenommenes Gasvolumen VG_0 (im Normzustand) von:

$$VG_{0,stat} = \frac{1E-02 \cdot 0,001}{0,1} \cdot \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{1^3 - 0,1^3}{1^2 - 0,1^2} - 0,1 \right] = 5,7 \cdot 10^{-05} m^3$$

Auch hier zeigt der Vergleich der analytischen Lösung mit den Ergebnissen der numerischen Berechnungen eine vollständige Übereinstimmung (Abb. 6.6).

6.3.2 Mechanische Berechnungen zur Überprüfung der Eignung des Berechnungsmodells

6.3.2.1 Berechnungsgrundlagen

Zur Überprüfung der Eignung des Berechnungsmodells wurden die Fälle a und b unter Verwendung des in Tab. 6-1 dargestellten Parameterdatensatzes für das Norton-Kriechen simuliert. Der vergleichsweise einfache Stoffansatz zur Beschreibung des Salinars wurde gewählt, da für diesen Ansatz für einen dickwandigen, druckbelasteten Zylinder eine analytische Lösung existiert, welche zur Kontrolle der Berechnungsergebnisse herangezogen werden kann.

Die Berechnungsfälle a und b unterscheiden sich hinsichtlich der Größe des untersuchten Berechnungsausschnittes. Der Außenradius des Modells beträgt beim Berechnungsfall a 50 m und beim Fall b 500 m

Tab. 6-1. Fälle a und b, Kennwerte und Größe des Berechnungsausschnittes

Fall	Außenradius des Modells [m]	Elastizitätsmodul [GPa]	Querdehnzahl [-]	Norton - Kriechen	
				Faktor A [1/d]	Exponent n [-]
a	50	27,5	0,25	7,13E-11	5
b	500				

Entsprechend den in situ-Bedingungen wurden im Primärzustand Spannungen von 7 MPa im Berechnungsmodell initiiert und als Randbedingung auf den äußeren Segmentbogen bei $R = 50$ m bzw. $R = 500$ m aufgeprägt. Die untere und obere sowie die vertikalen, seitlichen Begrenzungsflächen des Berechnungsmodells wurden jeweils normal zur entsprechenden Ebene unverschieblich gelagert. Im ersten Bauzustand (BZ) wurde die Herstellung der Bohrung durch das Löschen der entsprechenden Elemente im Modell simuliert und eine Kriechberechnung über einen Zeitraum von 100.000 Jahren durchgeführt.

6.3.2.2 Berechnungsergebnisse

In der Abb. 6.7 sind die Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse für den Fall a für verschiedene Zeitpunkte der Berechnung dargestellt. Weiterhin sind für die Zeitpunkte $t = 0$ (elastische Lösung) und $t = \infty$ die analytischen Lösungen für die Spannungsverteilung in einem dickwandigen, von außen druckbeaufschlagten Rohr (schwarze und rote gestrichelte Kurven) mit eingetragen.

Entsprechend der analytischen Lösung betragen die Tangentialspannungen unmittelbar nach dem Konturausbruch mit 14 MPa das doppelte des Grundspannungszustandes (7 MPa) und nähern sich mit zunehmendem Konturabstand dem Grundspannungszustand an. Die für den Fall a ermittelten elastischen Tangentialspannungen stimmen exakt mit der analytischen Lösung überein (Abb. 6.7).

Mit fortschreitender Berechnungszeit ist eine kontinuierliche Abnahme der Tangentialspannungen in der unmittelbaren Kontur und eine Umlagerung der Tangentialspannungen in konturfernere Bereiche zu beobachten. Nach einer Berechnungszeit von 10.000 Jahren stimmt die Tangentialspannungsverteilung nahezu mit der analytischen Lösung für die Zeit $t = \infty$ (rote gestrichelte Kurve) überein und nach einer Berechnungszeit von 100.000 Jahren sind visuell keine Abweichungen zwischen analytischer Lösung und dem Ergebnis der numerischen Berechnungen mehr zu beobachten.

Die Radialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse sind für den Fall a in der Abb. 6.8 für verschiedene Zeitpunkte der Berechnung dargestellt. Auch hier ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Kurven der analytischen Lösungen und den Ergebnissen der numerischen Berechnungen für die Zeitpunkte $t = 0$ (elastisch) und $t = \infty$ bzw. $t = 100.000$ Jahre zu beobachten.

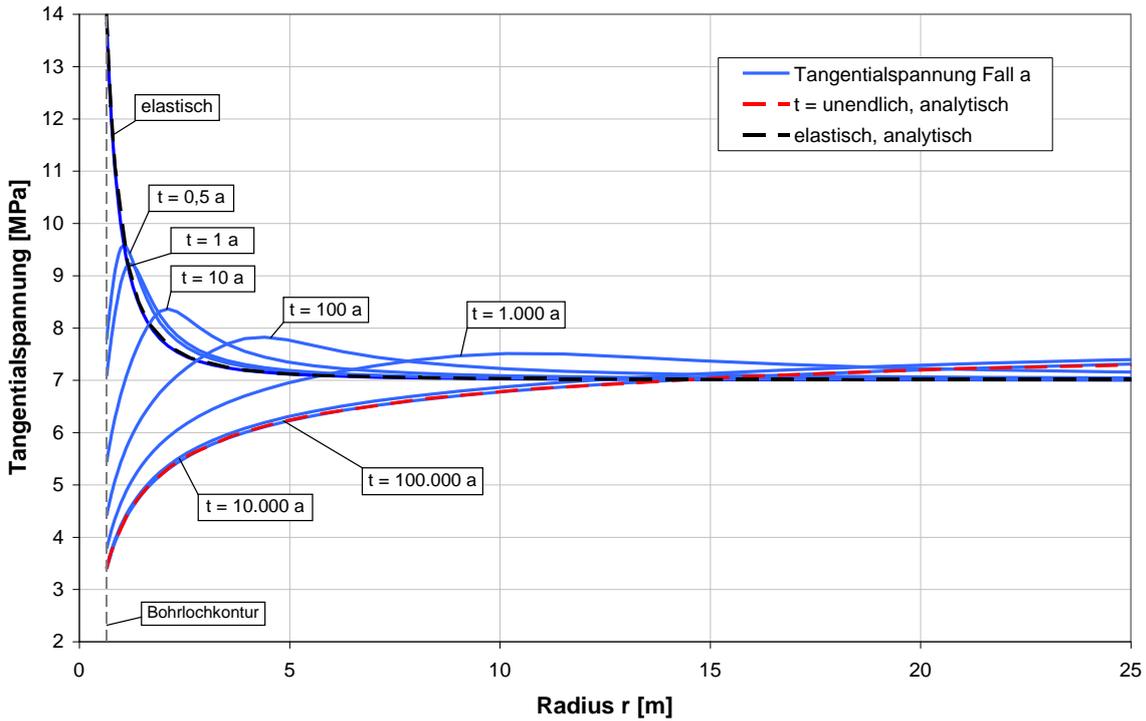


Abb. 6.7. Fall a, zeitliche Entwicklung der Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse

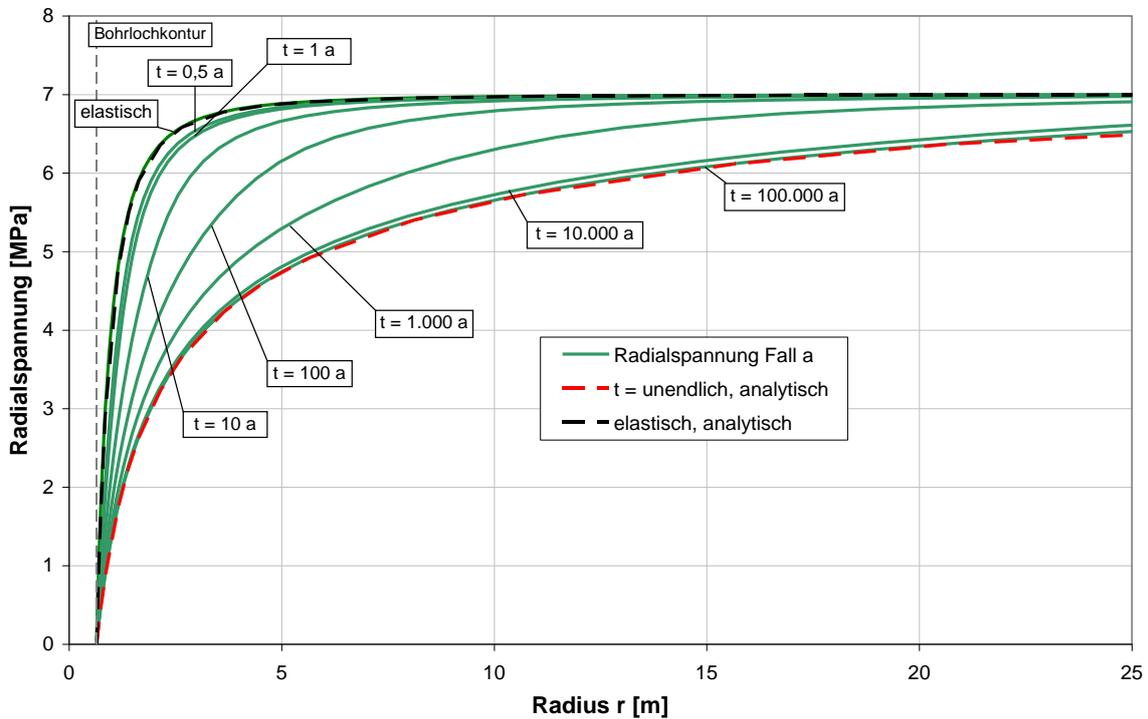


Abb. 6.8. Fall a, zeitliche Entwicklung der Radialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse

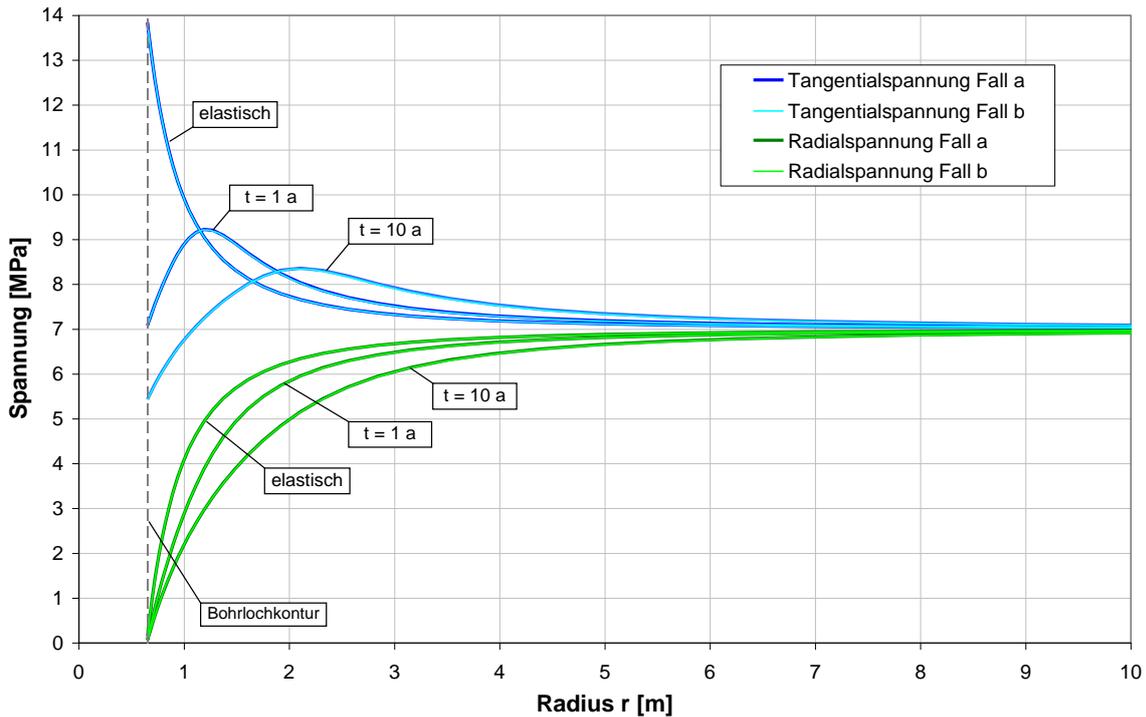


Abb. 6.9. Fälle a und b, zeitliche Entwicklung der Radial- und Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse

Abb. 6.9 enthält die zeitliche Entwicklung der Radial- und Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse für die Berechnungsfälle a ($R = 50$ m) und b ($R = 500$ m) für den Versuchszeitraum abdeckende Zeiten von $t = 0$, $t = 1$ Jahr und $t = 10$ Jahren. Die Spannungsverteilungen des Berechnungsfalls a (dunkelgrüne und dunkelblaue Kurven) und des Berechnungsfalls b (hellgrüne und hellblaue Kurven) zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Dementsprechend ist das Berechnungsmodell mit einem Außendurchmesser von $R = 50$ für die Aufgabenstellung ausreichend groß gewählt.

6.3.3 Mechanische Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch

6.3.3.1 Berechnungsgrundlagen

Analog zu den Berechnungen des vorhergehenden Kapitels wurden im Primärzustand Spannungen von 7 MPa im Berechnungsmodell initiiert und als Randbedingung auf den äußeren Segmentbogen bei $R = 50$ m aufgeprägt. Im ersten Bauzustand folgten die Herstellung der Bohrung durch das Löschen der entsprechenden Elemente im Modell und eine Kriechberechnung über einen Zeitraum von einem Jahr.

Entsprechend der Planung beginnt die Druckbeaufschlagung ca. 1 Jahr nach der Herstellung der Bohrung und es wird das in der Abb. 6.10 dargestellte Druckregime gefahren. Die Simulation der Druckbeaufschlagung erfolgte beim Berechnungsfall C im zweiten Bauzustand durch Aufprägen von mechanischen Spannungsrandbedingungen auf die Konturknoten der Bohrung.

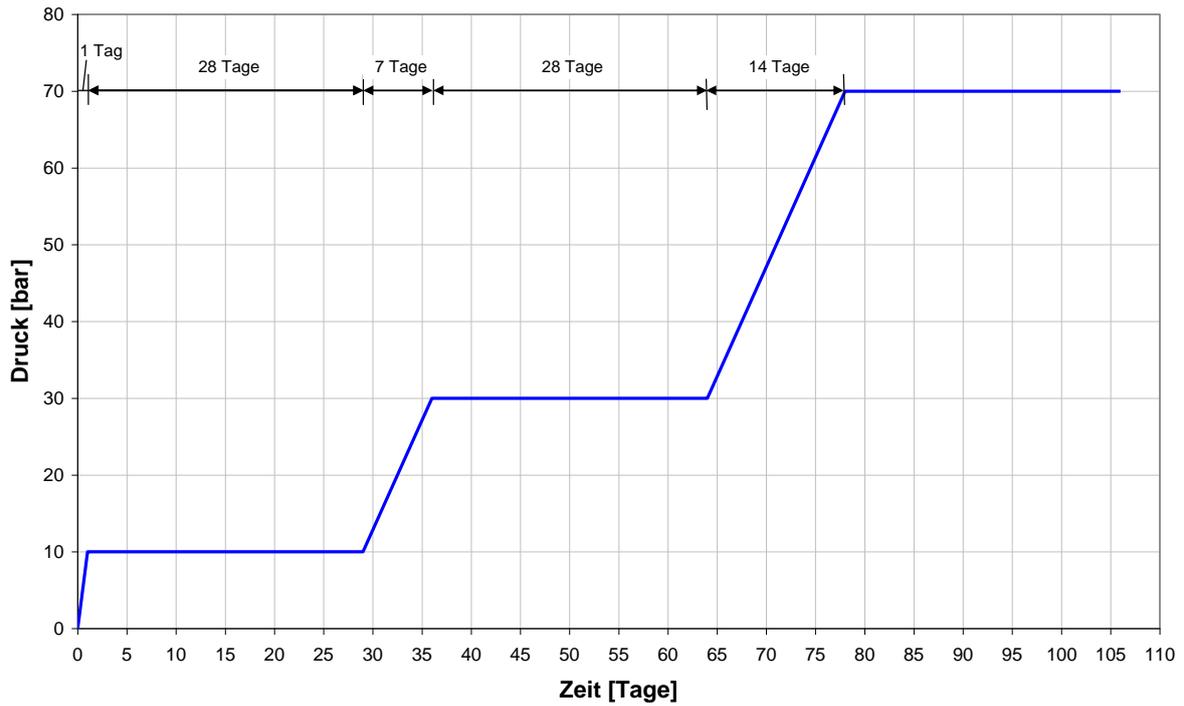


Abb. 6.10. Geplanter Druckverlauf. Hinweis: bei der tatsächlichen Versuchsdurchführung wurde, wie in Kap. 2.3 dargestellt, im Detail ein etwas anderes Druckregime realisiert, allerdings sind die zu beobachtenden Effekte jeweils qualitativ ähnlich.

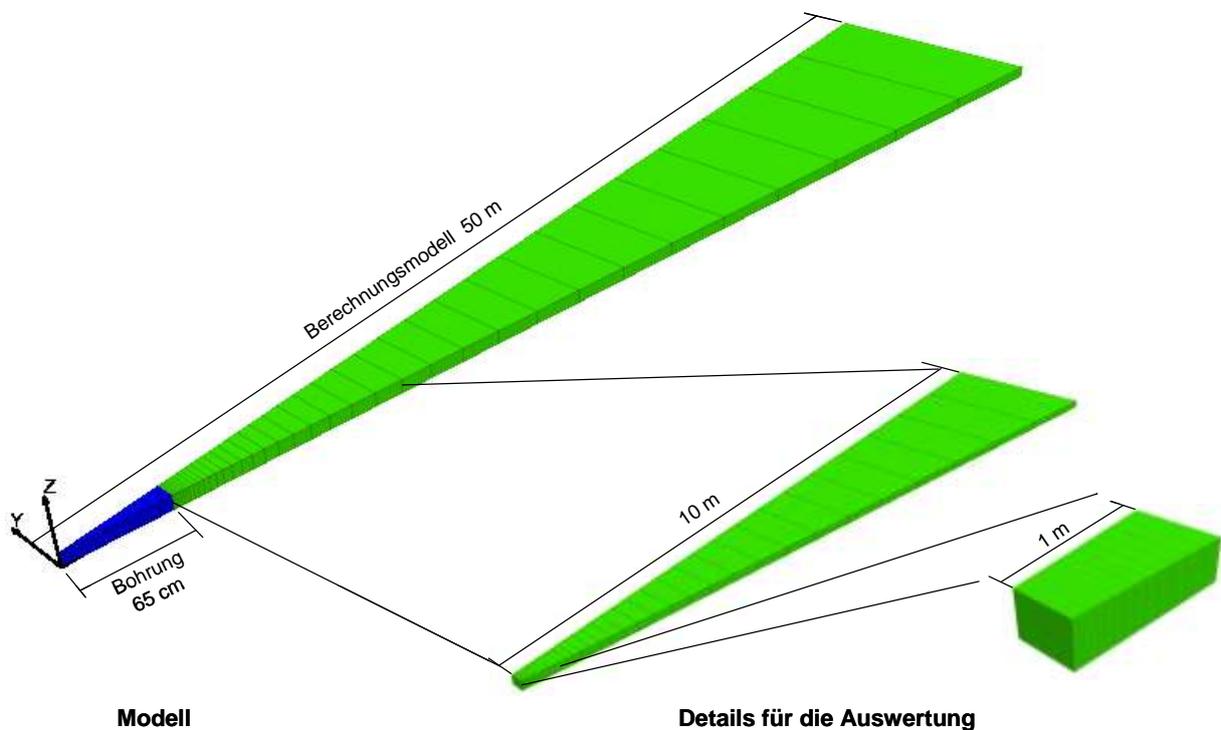


Abb. 6.11. Berechnungsmodell und Details für die Auswertung.

Das Steinsalz wurde in den mechanischen Prognoserechnungen mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach Günther/Salzer (GÜNTHER & SALZER, 2007, GÜNTHER, 2009) nachgebildet, da die in diesem Stoffansatz integrierte Beschreibung von Schädigungs-

und Dilatanzprozessen für die Aufgabenstellung wesentlich ist. Die zunächst verwendeten Kennwerte wurden aus Laborversuchen am Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen abgeleitet. In Kap. 5.4 sind die aktuell verwendeten und an Steinsalz der Versuchslokation verwendeten Materialparameter zusammengefasst.

In der Abb. 6.11 sind noch einmal das Berechnungsmodell sowie die für die Auswertung der Berechnungsergebnisse verwendeten Details dargestellt. Der 10 m tiefe Ausschnitt wird für Spannungsdarstellungen und das 1 m tiefe Detail wird für Dilatanzdarstellungen verwendet.

6.3.3.2 Berechnungsergebnisse

Die Entwicklung der Tangential-, Radial- und Vertikalspannungen sowie die Entwicklung der rechnerisch ermittelten Dilatanz sind in der Abb. 6.12 dargestellt. Die Abb. 6.13 und die Abb. 6.14 enthalten Flächenplots der Spannungsverteilungen sowie der Dilatanzverteilung zu den Zeitpunkten $t = 1$ Jahr des ersten Bauzustandes (unmittelbar vor Beginn der Druckbeaufschlagung) und $t = 78$ Tage des zweiten Bauzustandes (Zeitpunkt, an dem die Druckbeaufschlagung 7 MPa beträgt). In Abb. 6.15 ist der Spannungspfad – die Effektivspannungen σ_{eff}

$$(\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}})$$

über der kleinsten Hauptspannung σ_3 - für das Konturelement für verschiedene Zeitpunkte der Berechnung dargestellt, und es ist weiterhin die Dilatanzgrenze für das Salinar mit in der Abbildung eingetragen.

Mit dem Ausbruch des Großbohrlochs ($t = 0$) ist ein Anstieg der Tangentialspannungen auf 14 MPa (zweifache des Grundspannungszustandes) sowie infolge der Gleichgewichtsbedingungen ein Absinken der Radialspannungen auf nahezu 0 zu beobachten (Abb. 6.12). Es werden rechnerisch kurzzeitig Spannungszustände geringfügig oberhalb der Dilatanzgrenze ausgewiesen (Abb. 6.15, elastisch), so dass die Dilatanz mit dem Ausbruch rechnerisch auf einen sehr geringen Betrag von $1,7 \cdot 10^{-06}$ [-] steigt (Abb. 6.12, gelbe Kurve). In der Folgezeit bewirken Kriechprozesse Spannungsumlagerungen in Konturnähe der Bohrung. Der Spannungspfad für das Konturelement verschiebt sich zeitnah nach dem Ausbruch unterhalb die Kurve der Dilatanzgrenze, so dass rechnerisch im 1. Bauzustand keine weitere Dilatanzzunahme ausgewiesen wird. Ein Jahr nach der Herstellung des Großbohrlochs betragen die Tangentialspannungen im Konturelement ca. 6,7 MPa, die Vertikalspannungen ca. 3,5 MPa und die Radialspannungen nahezu 0 (Abb. 6.12 und Abb. 6.13). Die rechnerisch ermittelte Dilatanz ist so gering, dass daraus keine Schädigung bzw. Permeabilitätserhöhung abgeleitet wird.

Mit der Druckbeaufschlagung wird ein Anstieg der Radialspannungen ausgewiesen. Infolge der Gleichgewichtsbedingungen folgen die Radialspannungen im Konturelement dem Innendruck in der Bohrung (Abb. 6.12). In tangentialer Richtung wird die Salinarkontur gedehnt, so dass ein Absinken der Tangentialspannungen zu beobachten ist. In vertikaler Richtung sind dagegen kaum Spannungsänderungen zu verzeichnen.

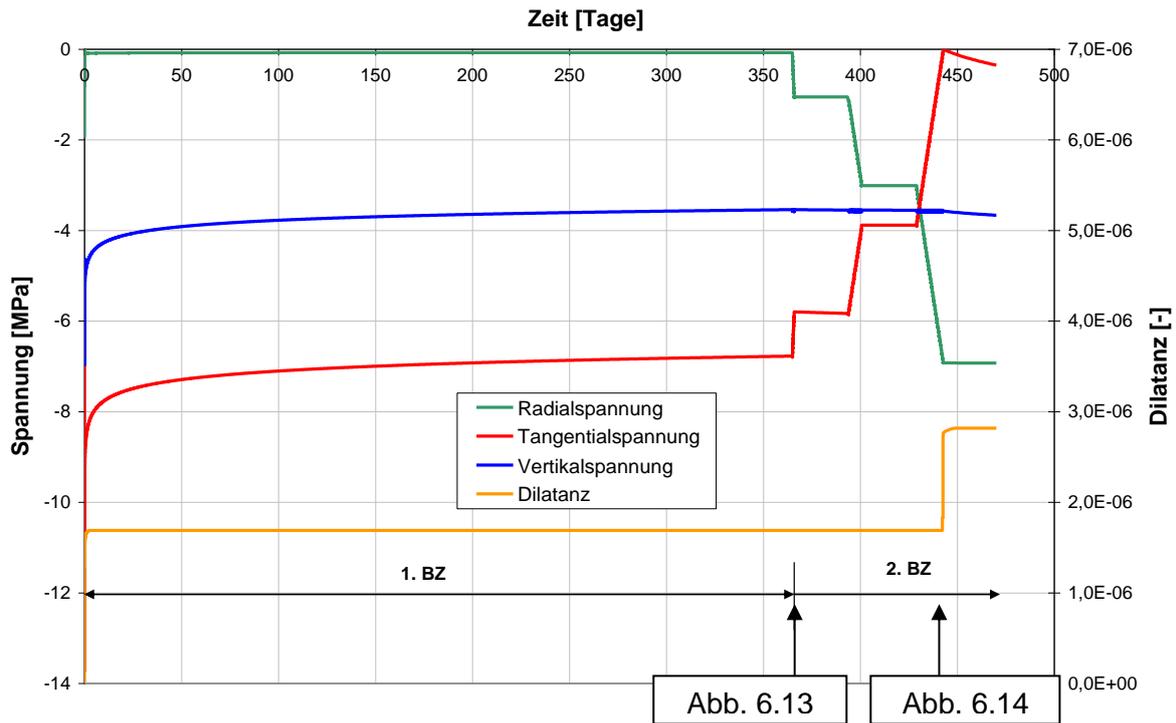


Abb. 6.12. Fall C, 1. und 2. Bauzustand, Spannungs- und Dilatanzentwicklung im Konturelement.

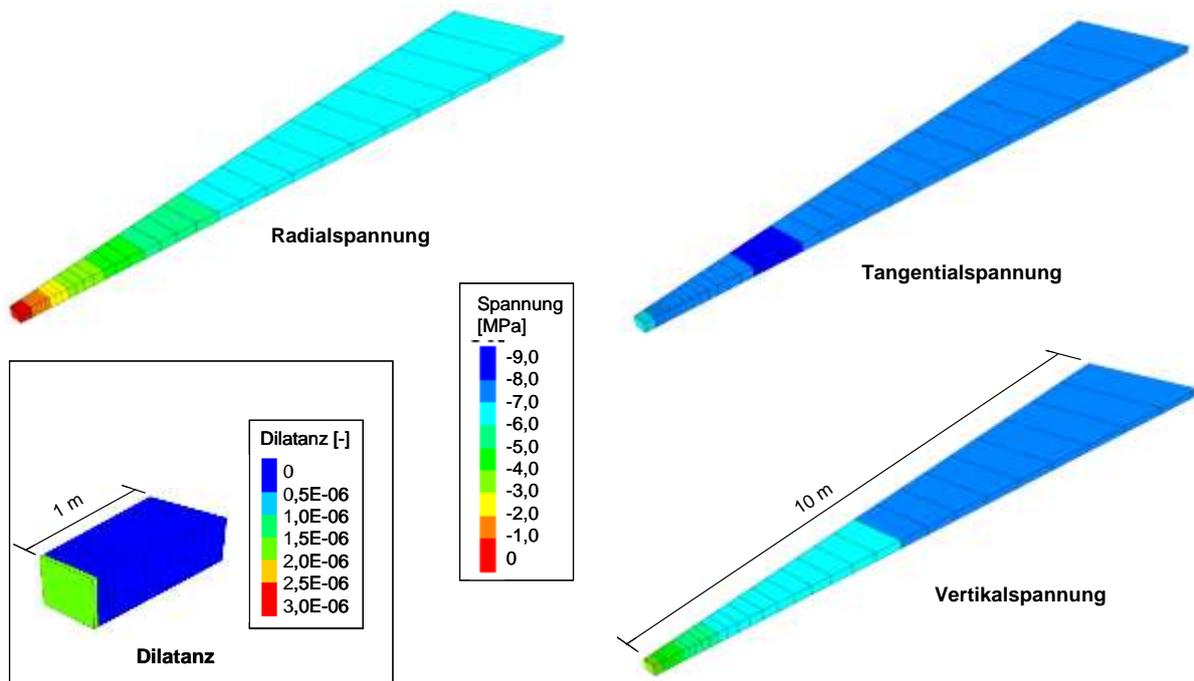


Abb. 6.13. Fall C, 1. Bauzustand, $t = 1$ Jahr, Spannungen und Dilatanz

Während der ersten Druckstufe (10 bar) ist bei den hier durchgeführten rein mechanischen Berechnungen eine Reduzierung des Spannungsdeviators zu beobachten. Während der zweiten Druckstufe (30 bar) stellen sich an der Kontur nahezu isotrope Spannungszustände ein (Abb. 6.12), so dass der Spannungspfad für das Konturelement weit unterhalb die Dilatanzgrenze sinkt (Abb. 6.15, $t = 36$ bzw. 64 Tage).

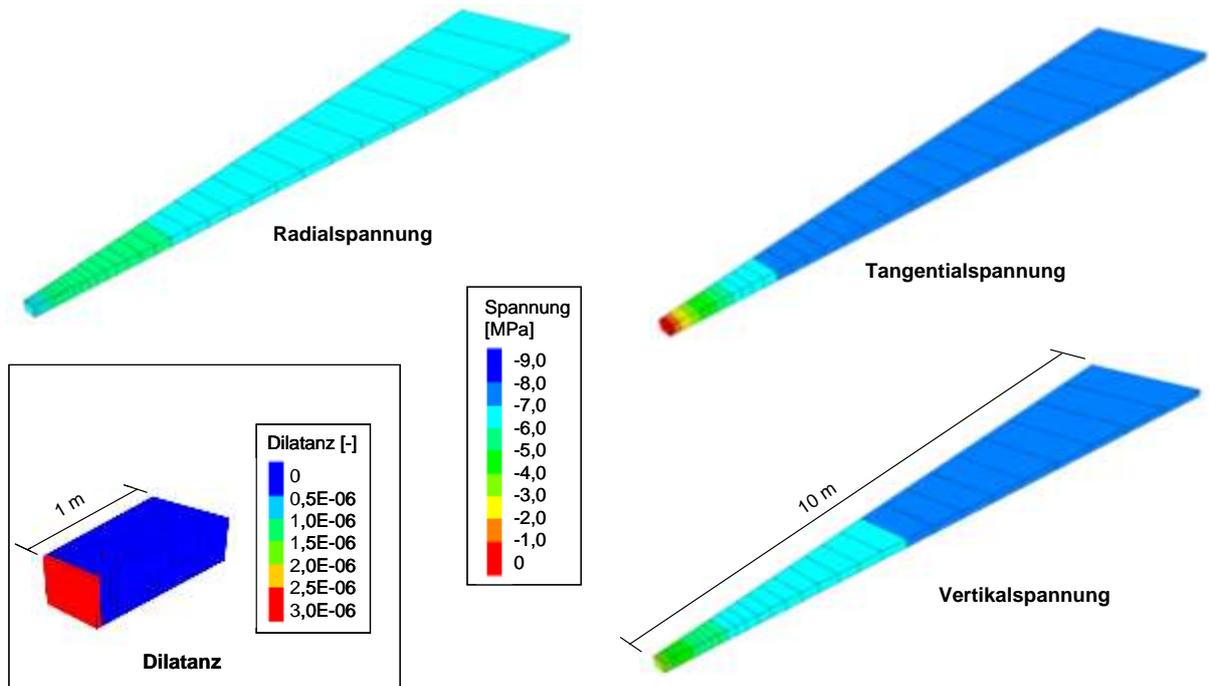


Abb. 6.14. Fall C, 2. Bauzustand, $t = 78$ Tage (Druckbelastung 7 MPa), Spannungen und Dilatanz

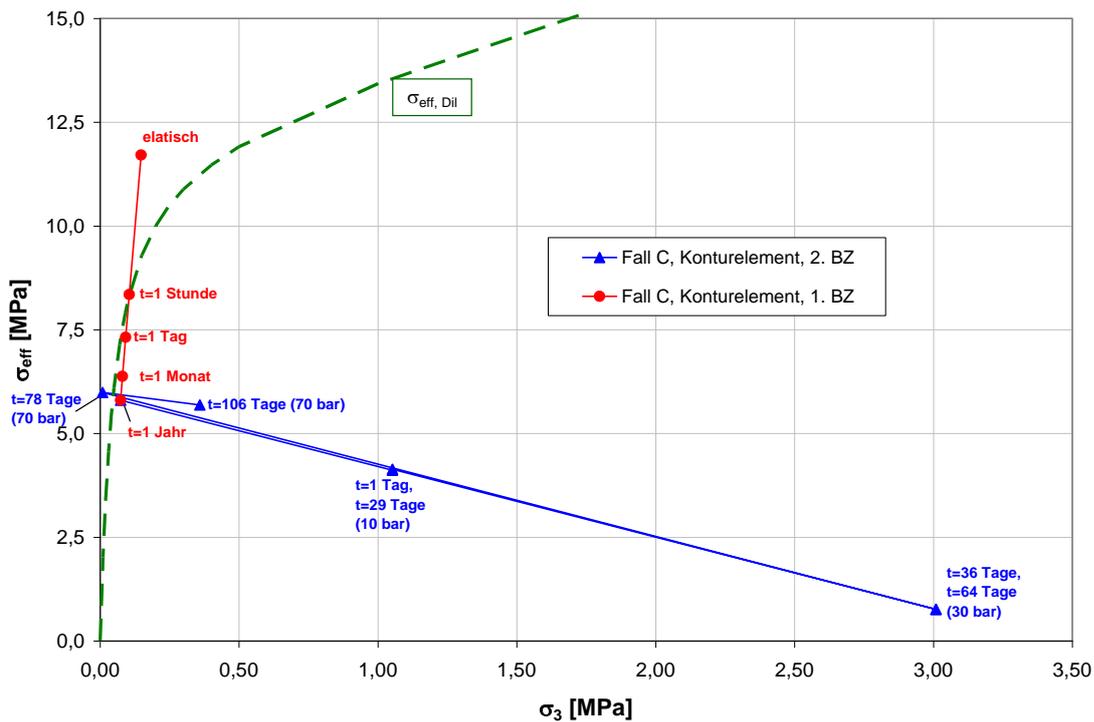


Abb. 6.15. Fall C, 1. und 2. Bauzustand, Spannungspfad im Konturelement.

Im Verlauf der dritten Druckstufe (Anstieg des Gasdrucks von 30 auf 70 bar) wird wieder ein deutlicher Anstieg des Spannungsdeviators im Konturelement ausgewiesen, jetzt aber in umgekehrter Richtung (Abb. 6.13). Mit Erreichen eines Innendrucks von 7 MPa fallen die Tangentialspannungen nahezu auf 0 ab, der Spannungspfad steigt kurzzeitig geringfügig über die Dilatanzgrenze und es wird rechnerisch ein sprunghafter Anstieg der Dilatanz auf $2,8 \cdot 10^{-06}$ [-] ausgewiesen (Abb. 6.12, Abb. 6.14 und Abb. 6.15). Auch hier wird aus der rein

mechanischen Berechnung aufgrund des geringen Betrags der errechneten Dilatanz keine Schädigung bzw. Permeabilitäts­erhöhung für die Salinarkontur abgeleitet.

Aus Beobachtungen unter Tage bzw. aus Laborversuchen (wie bereits in Kap. 2.4 zum Gas­transport in Salzgesteinen gezeigt) ist bekannt, dass bei Druckbelastungen in der Größen­ordnung des Grundspannungszustandes bzw. der minimalen Hauptspannung Permeabili­täts­erhöhungen im Salinar stattfinden können. Wie bereits erläutert, ist dies aus den Ergeb­nissen der rein mechanischen Berechnungen bei dem gewählten Druckverlauf nicht abzulei­ten. Für eine realitätsnahe Beschreibung der Situation ist nur zielführend, in den numeri­schen Berechnungen die mechanischen Prozesse mit dem Durchströmungsprozess zu koppeln, d.h. tatsächlich hydro-mechanische Rechnung durchzuführen. Dies wird in den nachfolgenden Kapiteln, ausgehend von einer zunächst nur hydraulischen Rechnung, im weiteren nachfolgenden Kapitel und insbesondere in Kap. 6.4 gezeigt)

6.3.4 Hydraulische Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch

Der vom IFG betrachtete Zeitraum der hydraulischen Berechnungen umfasst die Simulation der Ausgasung des Salinars im Großbohrloch über den Zeitraum von einem Jahr nach Auf­fah­rung der Bohrung. Mit der Berechnung werden damit die hydraulischen Ausgangsbedin­gungen – die Porendruckverteilung im Berechnungsausschnitt - vor Beginn der Druckbeauf­schlagung definiert.

Das Berechnungsmodell und die Berechnungsannahmen für die Simulation der Ausgasung sind in der Abb. 6.16 dargestellt. Die Berechnungen wurden an dem bereits bekannten Be­rechnungsmodell Tortenstück durchgeführt. Ausgehend von einem Anfangsporendruck im Salinar von $p_A = 7,0 \text{ MPa}$ (entsprechend den Primärspannungen) wurde über einen Zeitraum von einem Jahr die Ausgasung simuliert, wobei im Bohrloch ein konstanter Druck von $p_B = 0,1 \text{ MPa}$ (entsprechend dem Atmosphärendruck) angesetzt wurde. Die Permeabilität des Salinars beträgt in dieser ersten hydraulischen Berechnung $k = 1 \cdot 10^{-23} \text{ m}^2$, die Porosität $n = 0,002$ und die dynamische Viskosität des Gases $\eta = 18,5 \cdot 10^{-6} \text{ Ns/m}^2$.

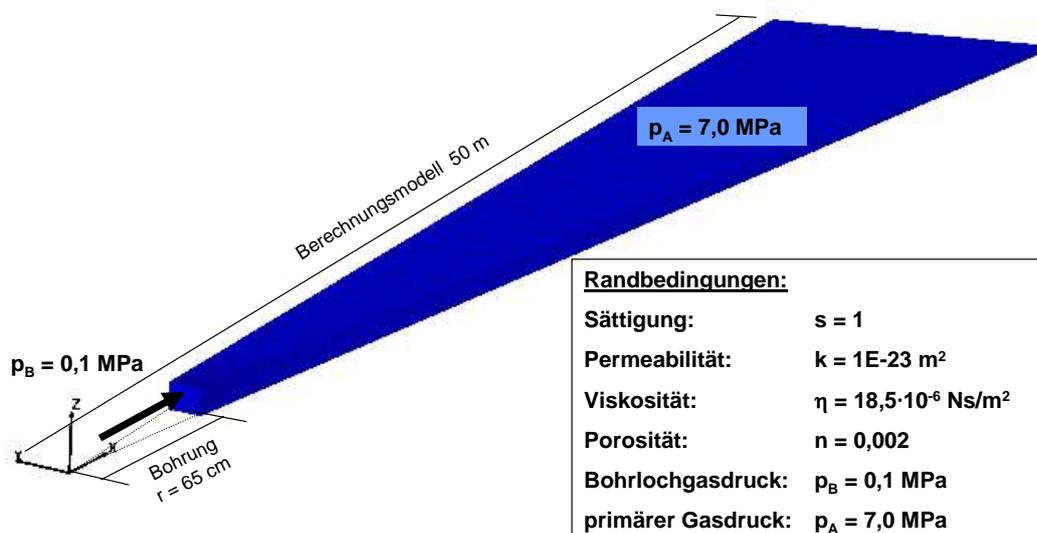


Abb. 6.16. Simulation der Ausgasung des Salinars (Fall H), Modell und Berechnungsannahmen

In Abb. 6.17 sind die Porendruckverteilung für verschiedene Zeitpunkte der Berechnung ($t = 10$ Tage, $t = 37$ Tage, $t = 100$ Tage und $t = 1$ Jahr) in Abhängigkeit vom Abstand von zur Bohrlochachse dargestellt. Weiterhin enthält die Abb. 6.17 für den Zeitpunkt $t = 1$ Jahr die Porendruckverteilung als Flächenplot.

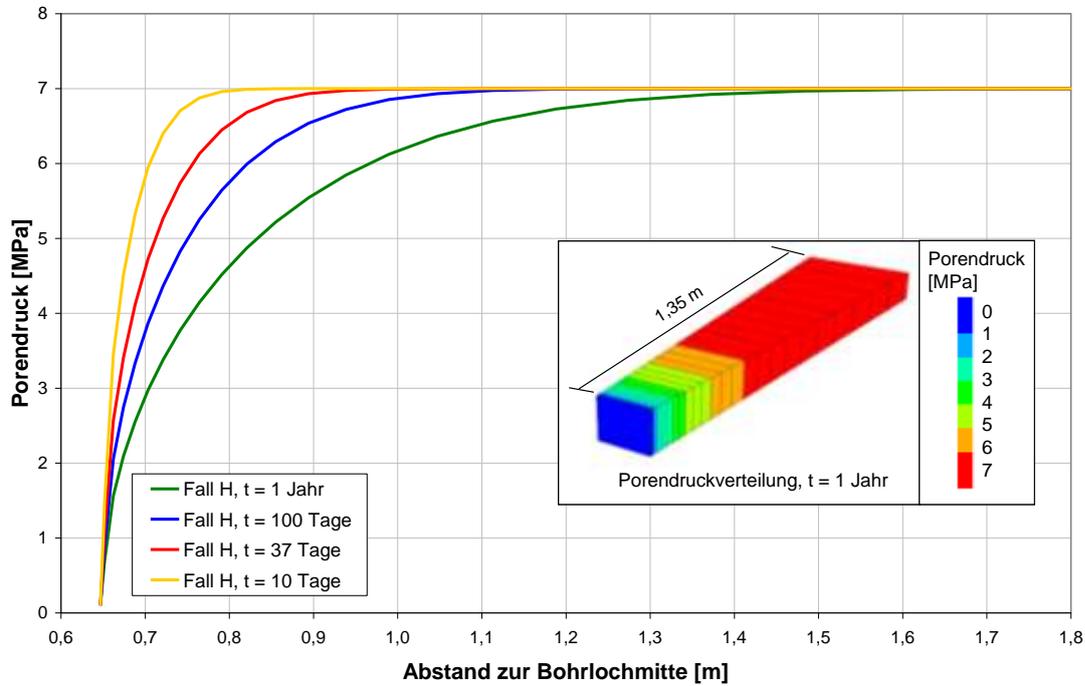


Abb. 6.17. Fall H, Porendruckentwicklung und Porendruckverteilung.

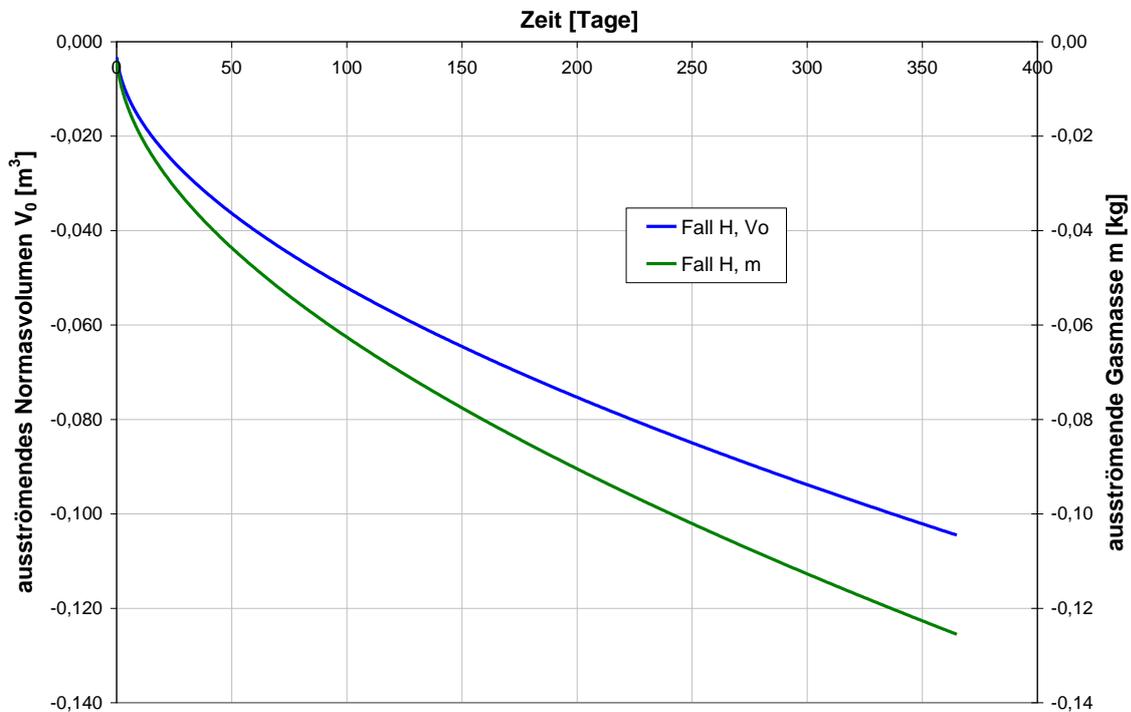


Abb. 6.18. Fall H, ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen.

Infolge der im Berechnungsbeispiel H sehr gering angenommenen Permeabilität schreitet die Gaspermeation langsam voran. Auch nach einem Jahr wird für eine Konturabstand von nur 5 cm (Abstand zur Bohrlochachse 0,7 m) rechnerisch noch ein Porendruck von ca. 3 MPa ausgewiesen (grüne Kurve der Abb. 6.17). Die Reduzierung des Porendrucks reicht zum Zeitpunkt $t = 1$ Jahr etwa bis in eine Tiefe von 80 bis 90 cm (Anstand zur Bohrlochachse ca. 1,5 m, grüne Kurve der Abb. 6.17).

Im Diagramm der Abb. 6.18 sind die zeitliche Entwicklung der ausströmenden Gasmasse sowie die zeitliche Entwicklung des ausströmenden Normgasvolumens (Gasvolumen bezogen auf $p_0 = 1$ bar) dargestellt. Ein Jahr nach der Herstellung der Bohrung sind im Ergebnis des Fallbeispiels H ca. 0,105 Normkubikmeter Gas ausgeströmt, was einer Gasmasse von ca. 0,125 kg entspricht.

6.3.5 Hydro-mechanisch gekoppelte Prognoseberechnungen zum GBL-Versuch

6.3.5.1 Berechnungsgrundlagen

Während im Kapitel 6.3.3 der Auffahrungsprozess mechanisch und im Kapitel 6.3.4 der Ausgasungsprozess hydraulisch simuliert wurden, folgen im Kapitel 6.3.5 gekoppelte hydraulisch-mechanische Berechnungen zum Auffahrungs- und Ausgasungsprozess.

Das Berechnungsmodell und die Berechnungsannahmen für die Simulation der Ausgasung in den gekoppelten hydraulisch-mechanischen Berechnungen sind in der Abb. 6.19 dargestellt. Ausgehend von Primärspannungen im Salinar von 7 MPa und einem Anfangsporendruck im Salinar von ebenfalls $p_A = 7,0$ MPa wurde nach der Primärspannungsermittlung und dem Ausbruch der Bohrung im ersten Bauzustand die Ausgasung über einen Zeitraum von einem Jahr simuliert.

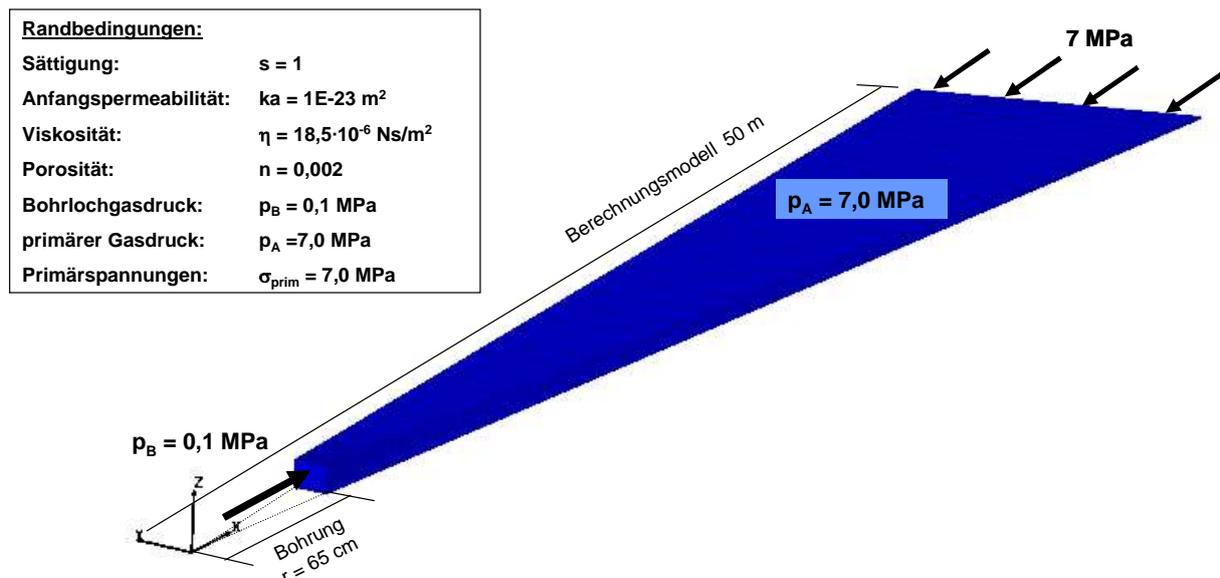


Abb. 6.19. Hydraulisch-mechanische Simulation der Ausgasung des Salinars, Modell und Berechnungsannahmen.

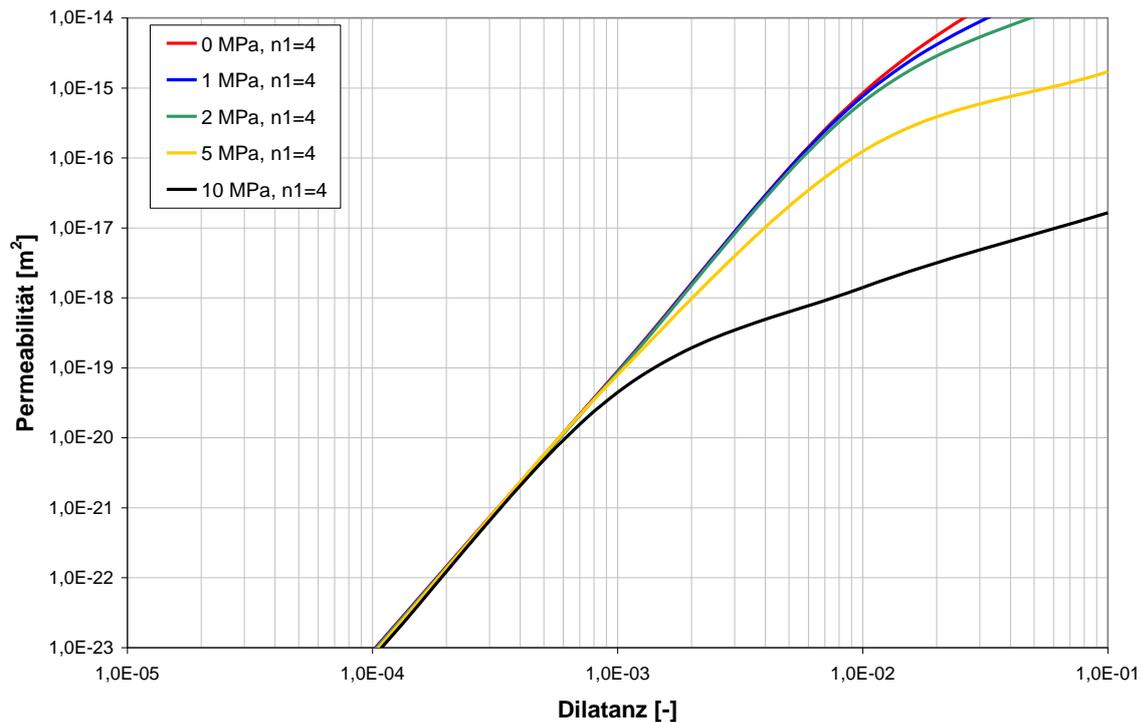


Abb. 6.20. Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung nach POPP (2002) ($n_1 = 4$).

Wie im Kapitel 6.3.3 erläutert, wurde das Steinsalz mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach GÜNTHER/SALZER (GÜNTHER & SALZER, 2007; GÜNTHER, 2009) nachgebildet. Die in diesem Stoffansatz integrierte Beschreibung von Schädigungs- und Dilatanzprozessen ermöglicht die Anpassung der Permeabilität im Berechnungsmodell in Abhängigkeit von der Schädigung. Konkret wurde die Permeabilität in Abhängigkeit von der errechneten Dilatanz (Summe der Dilatanz infolge von Zugbeanspruchung und infolge von Scherbeanspruchung) elementweise über den Berechnungszeitraum nach der in der Abb. 6.20 dargestellten Dilatanz - Permeabilitätsbeziehung korrigiert. Aus rechentechnischen Gründen wurde die Permeabilität nach oben auf einen Wert von $k = 1E-16 \text{ m}^2$ begrenzt. Weiterhin wurde in Elemente, die eine Permeabilität von $k = 1E-16 \text{ m}^2$ erreicht hatten keine weitere Schädigung akkumuliert und der Kompaktionsmodul dieser bereits stark geschädigten Elemente deutlich reduziert.

Die Ermittlung der für die Schädigung relevanten minimalen Spannung folgt dem Effektivspannungskonzept.

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{tot}} + \alpha \cdot p$$

mit: σ_{eff} = Effektivspannung (Druck negativ)

σ_{tot} = totale Spannung (Druck negativ)

p = Porendruck (positiv)

α = Biot-Faktor

Dem Biot-Faktor kann in FLAC^{3D} planmäßig lediglich ein Wert von $\alpha = 1,0$ zugewiesen werden. Da damit Prozesse im gering porösen Salinar nicht plausibel abgebildet werden können, wurde vorab eine Routine programmiert, die für den Stoffansatz Günther/Salzer die

Eingabe eines variablen Biot-Faktors ermöglicht. Die Festlegung des Biot-Faktors erfolgte in Anlehnung an KANSY (2007), der ausgehend von experimentellen Beobachtungen eine empirische Beziehung zwischen der durch dilatante Verformung induzierten Permeabilität und dem wirkenden Biot-Parameter bestimmt hat.

Tab. 6-2. Hydraulisch-mechanische Berechnungen zum Ausgasungsprozess, Berechnungsfälle.

Fall	Biot-Faktor α	Dilatanz - Permeabilitätsbeziehung
Ke	0,1	Abb. 6.20 ($n_1 = 4$), $1E-23 \text{ m}^2 \leq k \leq 1E-16 \text{ m}^2$
Kh	0,17	„
Ki	0,18	„
Kk	0,1	Abb. 6.20 ($n_1 = 4$), $0 \leq k \leq 1E-16 \text{ m}^2$
Kl	0,1	Abb. 6.21 ($n_1 = 3$), $0 \leq k \leq 1E-16 \text{ m}^2$

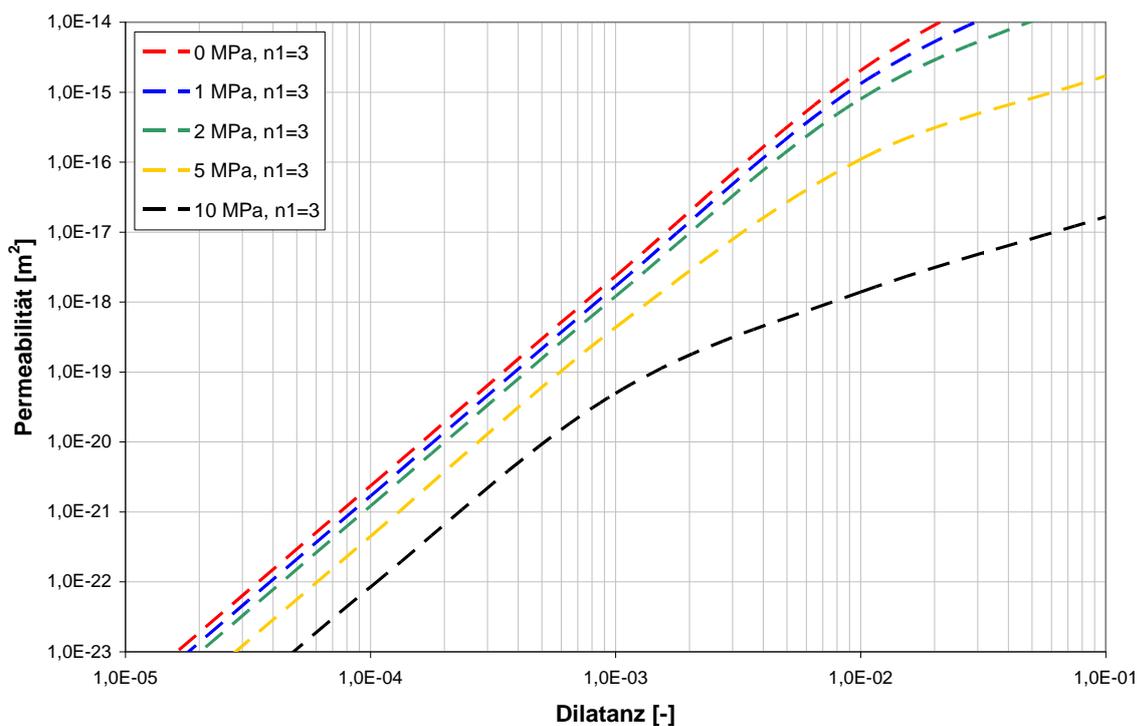


Abb. 6.21. Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung nach POPP, Variation mit $n_1 = 3$.

Die untersuchten Berechnungsfälle sind in der Tab. 6-2 zusammengestellt. Der Einfluss der Größe des Biot-Faktors wurde mit den Fällen Ke, Kh und Ki untersucht, wobei α zwischen 0,1 und 0,18 variiert (Tab. 6-2). Unter Berücksichtigung einer Anfangspermeabilität von $k = 1E-23 \text{ m}^2$ folgt die Permeabilitätsentwicklung in den Elementen bei diesen Berechnungsfällen der Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung nach POPP der Abb. 6.20.

Dem Gedanken folgend, dass ein Gastransport ausschließlich in Bereichen stattfindet, in denen das Salinar geschädigt ist, wurde die Anfangspermeabilität beim Berechnungsfall Kk zu 0 (aus rechen-technischen Gründen $k = 1E-50 \text{ m}^2$) gesetzt. Der Biot-Faktor beträgt wie beim

Fall Ke $\alpha = 0,1$ und die Permeabilitätsentwicklung folgt der Dilatanz - Permeabilitätsbeziehung nach POPP entsprechend der Abb. 6.20.

Mit dem Berechnungsfall Ki wird der Einfluss einer Variation der Dilatanz - Permeabilitätsbeziehung untersucht. Unter Berücksichtigung einer Anfangspermeabilität von $k = 0$ folgt die Permeabilitätsentwicklung beim Berechnungsfall Ki der in der Abb. 6.21 dargestellten Variation der Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung nach POPP (2002). Während die Konstante n_1 in den Kurvendarstellungen der Abb. 6.20 $n_1 = 4$ beträgt, wurde in der in Abb. 6.21 dargestellten Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung $n_1 = 3$ angenommen. Im Vergleich werden vor allem für geringe Dilatanzwerte in der Abb. 6.21 größere Permeabilitäten ausgewiesen. Der Biot-Faktor beträgt beim Fall Ki wie bei den Fällen Ke und Kk $\alpha = 0,1$.

6.3.5.2 Berechnungsergebnisse

6.3.5.2.1 Variation des Biot-Faktors, Fälle Ke, Kh und Ki

Fälle Ke ($\alpha = 0,1$) und Kh ($\alpha = 0,17$):

Die Berechnungsergebnisse für die Fälle Ke und Kh sind in der Abb. 6.22 bis Abb. 6.26 zusammengestellt. Dabei enthalten Abb. 6.22 und die Abb. 6.23 beispielhaft für den Fall Kh für den 1. BZ Flächenplots der effektiven Minimalspannung bzw. eine Darstellung der zeitlichen Entwicklung der totalen und effektiven Spannungen für das 2. Randelement sowie die Porendruckentwicklung in diesem Element. In der Abb. 6.24 ist die Entwicklung der Dilatanz infolge von Scherbeanspruchung und in der Abb. 6.25 ist die nach Abb. 6.20 daraus abgeleitete Permeabilitätsentwicklung für die konturnahen Elemente für beide Berechnungsfälle dargestellt. Die Porendruckentwicklung für die konturnahen Elemente ist beispielhaft für den Fall Kh in der Abb. 6.26 aufgetragen.

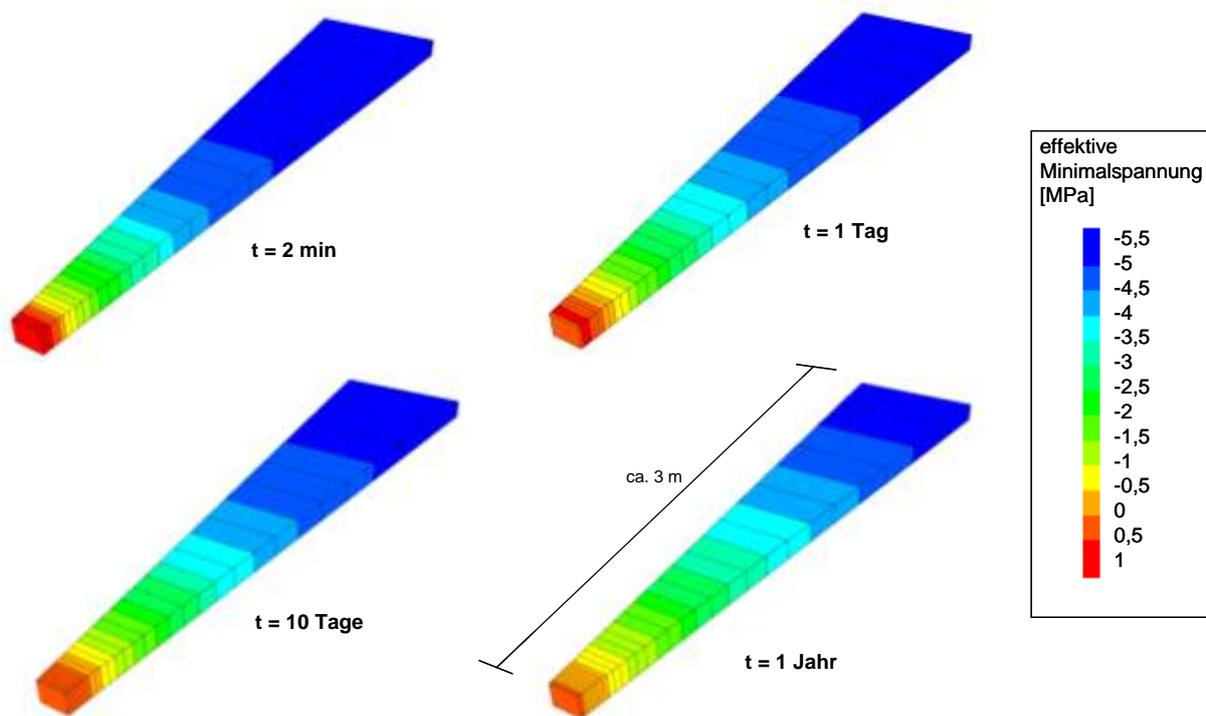


Abb. 6.22. Fall Kh ($\alpha = 0,17$), 1. BZ, effektive Minimalspannung.

Mit dem Ausbruch des Großbohrlochs ist gegenüber den Primärspannungen infolge der Gleichgewichtsbedingungen sowie dem anfangs wirkenden Porendruck von 7 MPa in den konturnahen Elementen ein Absinken der effektiven Radialspannungen (entsprechen den effektiven Minimalspannungen) bis in den Zugbereich zu beobachten (Abb. 6.22 und Abb. 6.23). Mit fortschreitender Berechnungszeit fällt der Porendruck in den konturnahen Elementen (Abb. 6.26) und die effektiven Minimalspannungen steigen auf nahezu 0 MPa (Abb. 6.22 und Abb. 6.23).

Aufgrund der in den Berechnungsbeispielen angenommenen Zugfestigkeit des Salinars von $\sigma_z = 1,0$ MPa und den in den Berechnungsfällen Ke und Kh angesetzten Biot-Faktoren werden zwar Zugspannungen, jedoch keine Zugfestigkeitsüberschreitungen und damit auch keine Dilatanz infolge von Zugbeanspruchung ausgewiesen.

Im Unterschied zum mechanischen Berechnungsfall C des Kapitels 6.3.3 werden bei den Berechnungsfällen Ke und Kh infolge der Beanspruchung in den Randelementen rechnerisch Scherfestigkeitsüberschreitungen ermittelt und dementsprechend über den Berechnungszeitraum Dilatanz infolge von Scherbeanspruchung akkumuliert (Abb. 6.24). Die sich nach Abb. 6.20 daraus entwickelte Permeabilität in den konturnahen Elementen ist in der Abb. 6.25 dargestellt. Beim Berechnungsfall Ke ($\alpha = 0,1$) beträgt die errechnete Dilatanz kleiner 0,1 ‰, so dass nach der Beziehung in Abb. 6.20 noch keine Erhöhung der Permeabilität gegenüber der Anfangspermeabilität von $k_a = 1E-23$ m² abzuleiten ist (Abb. 6.25, durchgezogene Kurven). Auch beim Berechnungsfall Kh ($\alpha = 0,17$) werden nur sehr geringe Dilatanzbeträge ausgewiesen, so dass hier lediglich für die 3 Randelemente (Konturabstand bis ca. 3 cm) geringe Permeabilitätserhöhungen ($k_{max} = 2,6E-23$ m² für $t = 1$ Jahr) errechnet werden (Abb. 6.25, gepunktete Kurven).

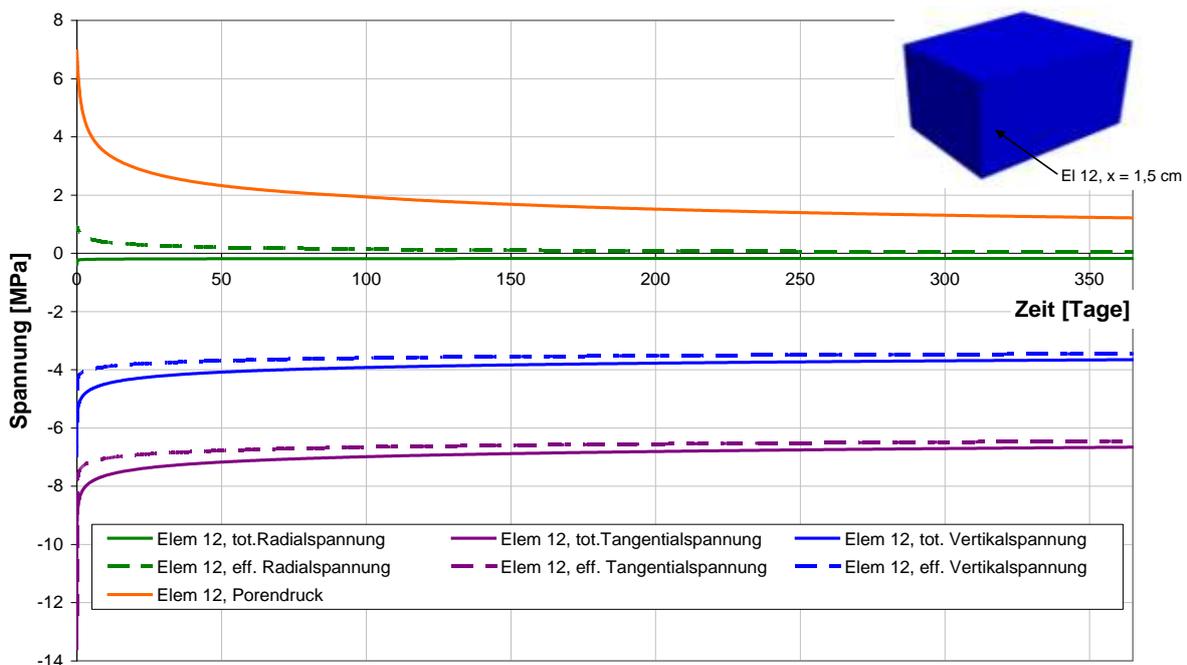


Abb. 6.23. Fall Kh, 1. BZ, Spannungsentwicklung im 2. Randelement.

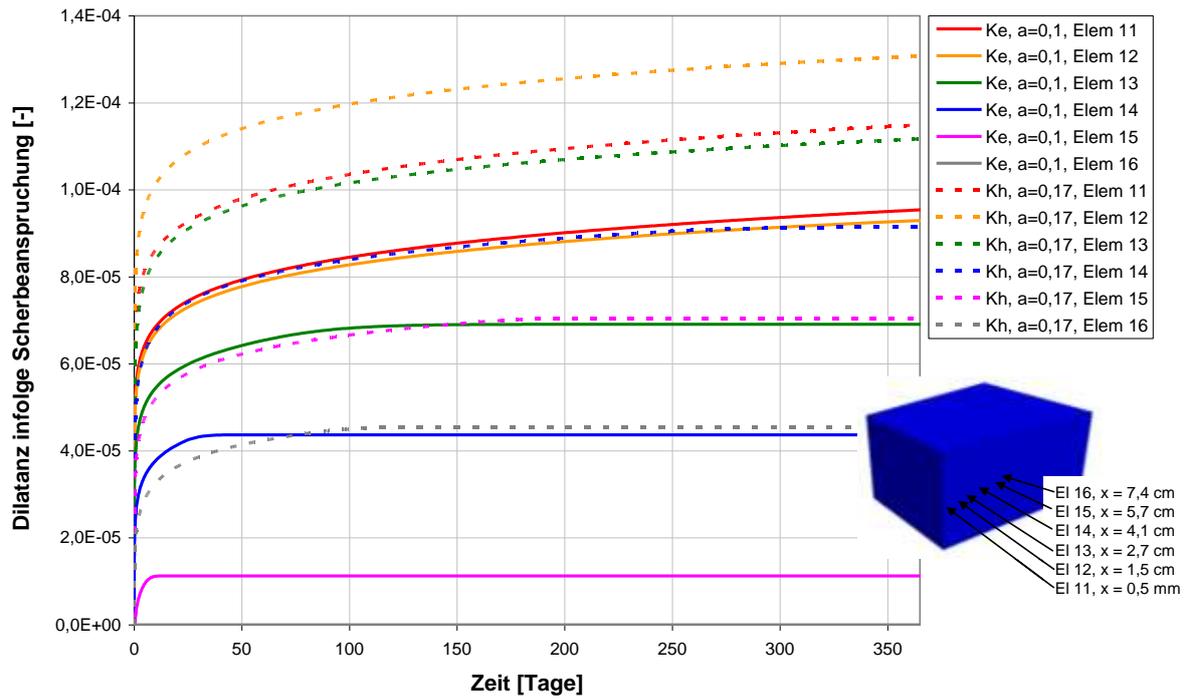


Abb. 6.24. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$) und Kh ($\alpha = 0,17$), 1. BZ, Dilatanz infolge von Scherbeanspruchung in den konturnahen Elementen.

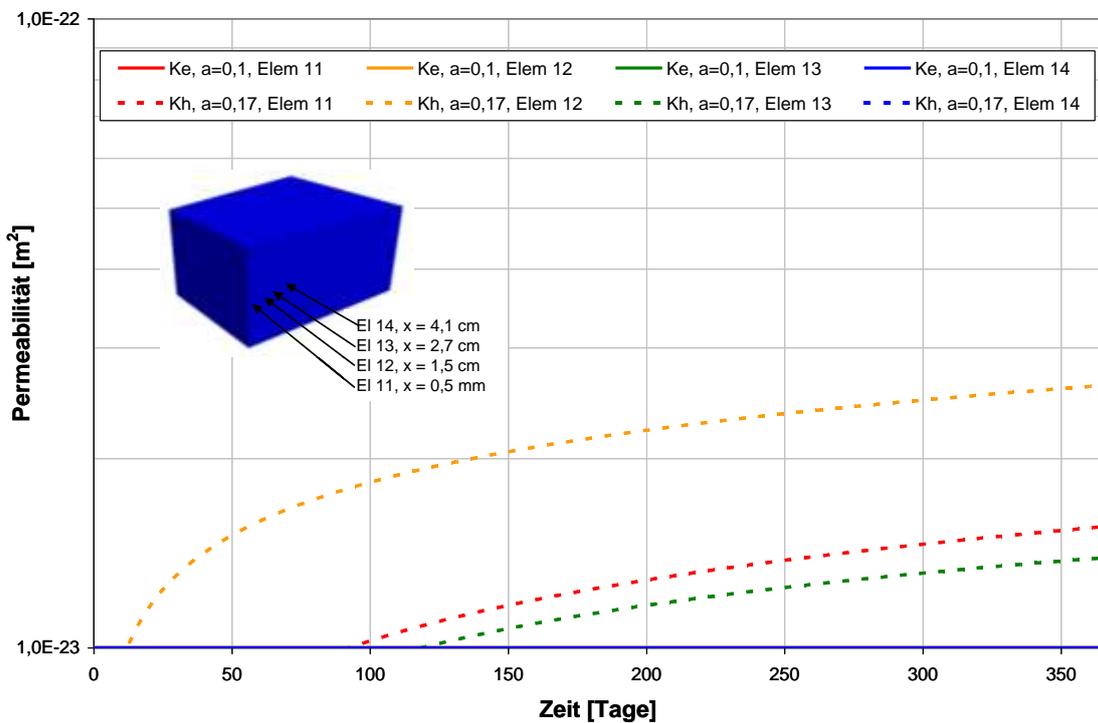


Abb. 6.25. Fälle Ke und Kh, 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.

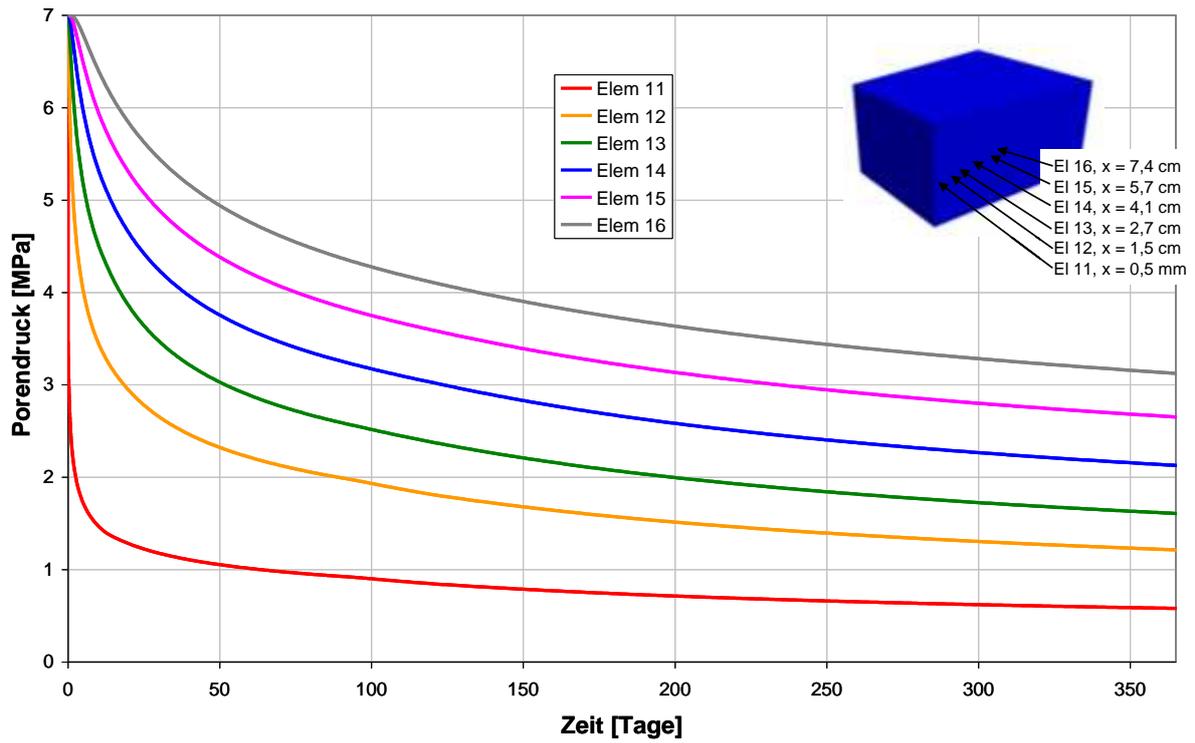


Abb. 6.26. Fall Kh, 1. BZ, Porendruckentwicklung in den konturnahen Elementen.

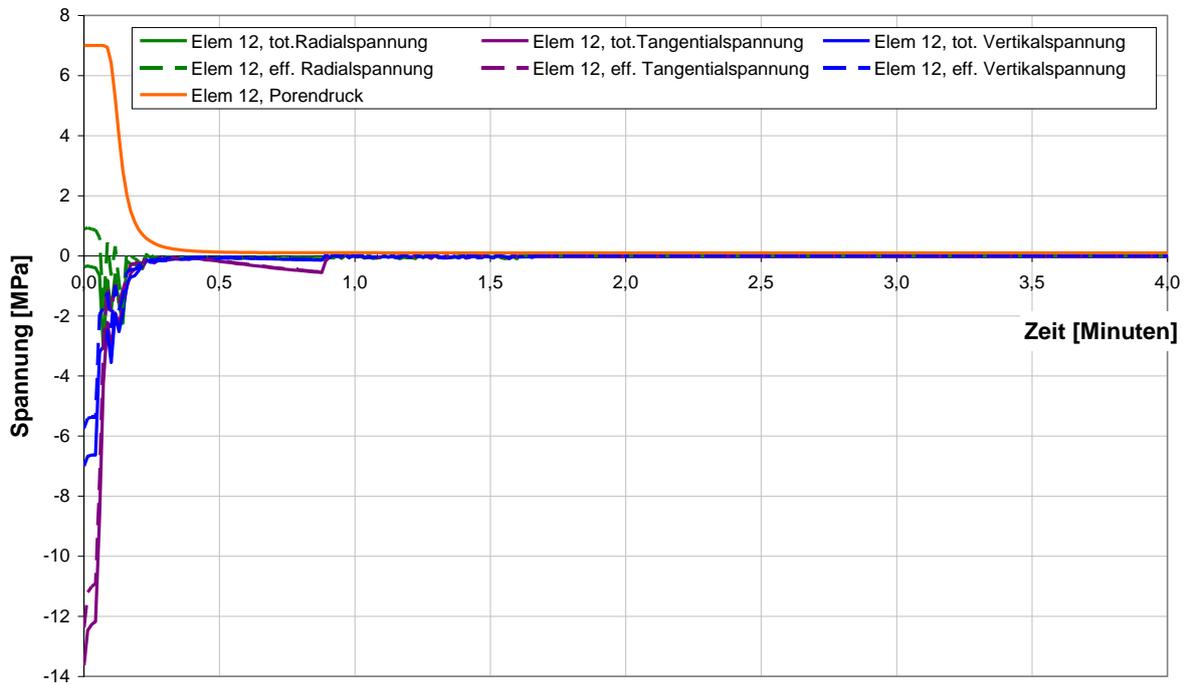


Abb. 6.27. Fall Ki, 1. BZ, Spannungsentwicklung im 2. Randelement.

Fall Ki ($\alpha = 0,18$):

In der Abb. 6.27, Abb. 6.28 und Abb. 6.29 sind für einen Zeitraum von 4 Minuten nach Ausbruch der Bohrung die Spannungsentwicklung für das zweite Randelement, sowie die Dilatanzentwicklung und die Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen dargestellt.

Im Unterschied zu den Fällen Ke und Kh werden beim Fall Ki ($\alpha = 0,18$) in den ersten beiden Konturelementen Zugfestigkeitsüberschreitungen ausgewiesen. Mit dem Überschreiten der Zugfestigkeit verlieren die Elemente die Fähigkeit Zugspannungen aufzunehmen. Es werden in den Elementen Dilatanz infolge von Zug- und Scherfestigkeitsüberschreitungen akkumuliert (Abb. 6.28, rote und gelbe durchgezogene und Strichpunktcurven) und Spannungen können nicht mehr aufgenommen werden (Abb. 6.27). Die Permeabilität der beiden Randelemente erhöht sich innerhalb der ersten zwei Minuten rechnerisch auf den hier angenommenen Grenzwert von $k = 1E-16 \text{ m}^2$ (Abb. 6.29). Dementsprechend wird das Ausgasen beschleunigt und der Porendruck sinkt nahezu auf den im Bohrloch anstehenden Atmosphärendruck (Abb. 6.27, orange Kurve).

Die Abb. 6.31 bis Abb. 6.33 enthalten die Dilatanzentwicklung, die Permeabilitätsentwicklung und die Porendruckentwicklung für den gesamten Berechnungszeitraum, der für den Fall Ki aufgrund der großen erforderlichen Rechenzeiten aktuell 37 Tage (ca. 0,1 Jahre) beträgt. In der Abb. 6.30 ist die Spannungsentwicklung beispielhaft für das dritte Randelement dargestellt.

Die Spannungsdarstellungen für das dritte Randelement (Abb. 6.30) zeigen, dass hier anfangs ebenfalls Zugspannungen, jedoch keine Zugfestigkeitsüberschreitungen ausgewiesen werden. In diesem sowie in einigen Folgeelementen werden Scherfestigkeitsüberschreitungen ermittelt und dementsprechend über den Berechnungszeitraum Dilatanz infolge von Scherbeanspruchung akkumuliert (Abb. 6.31). Die errechneten Dilatanzbeträge sind jedoch mit maximal 0,2 ‰ für das 3. Randelement zum Zeitpunkt $t = 37$ Tage gering. Während sich für die ersten beiden Elemente infolge der Zugfestigkeitsüberschreitung die Grenzpermeabilität von $k = 1E-16 \text{ m}^2$ einstellt, werden für die Folgeelemente im Berechnungszeitraum geringe Permeabilitäten zwischen $k = 1E-22 \text{ m}^2$ und $k = 1E-23 \text{ m}^2$ ausgewiesen (Abb. 6.32).

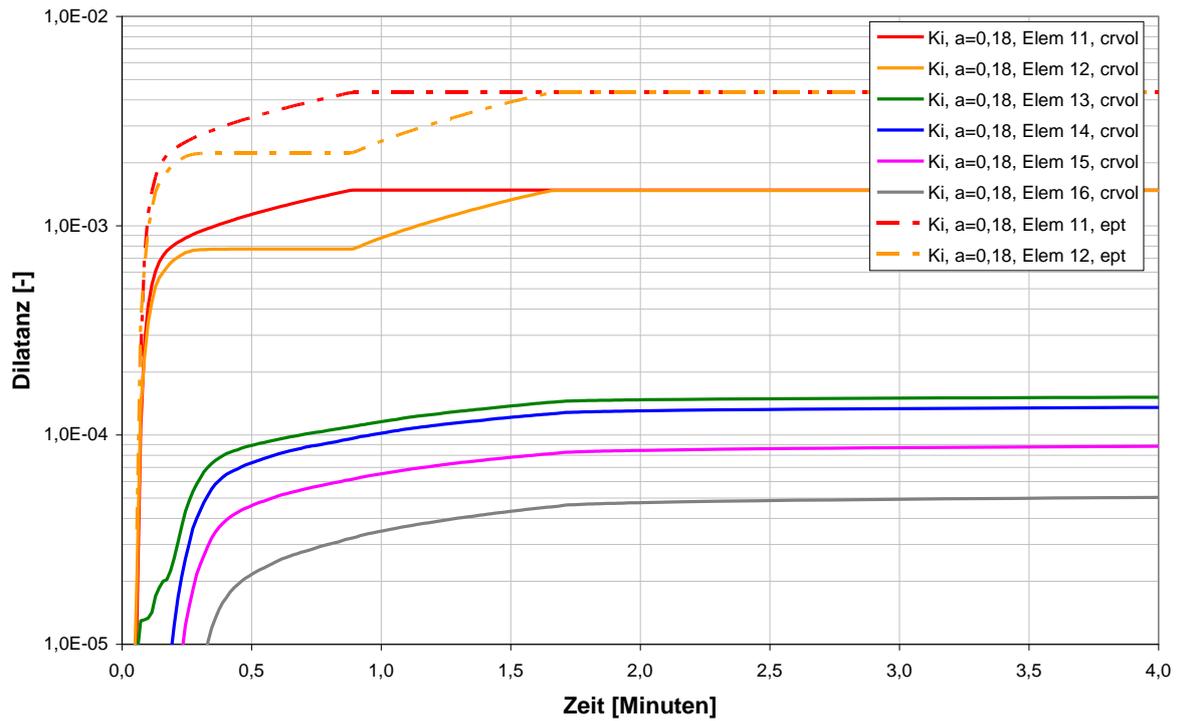


Abb. 6.28. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Dilatanzentwicklung in den konturnahen Elementen.

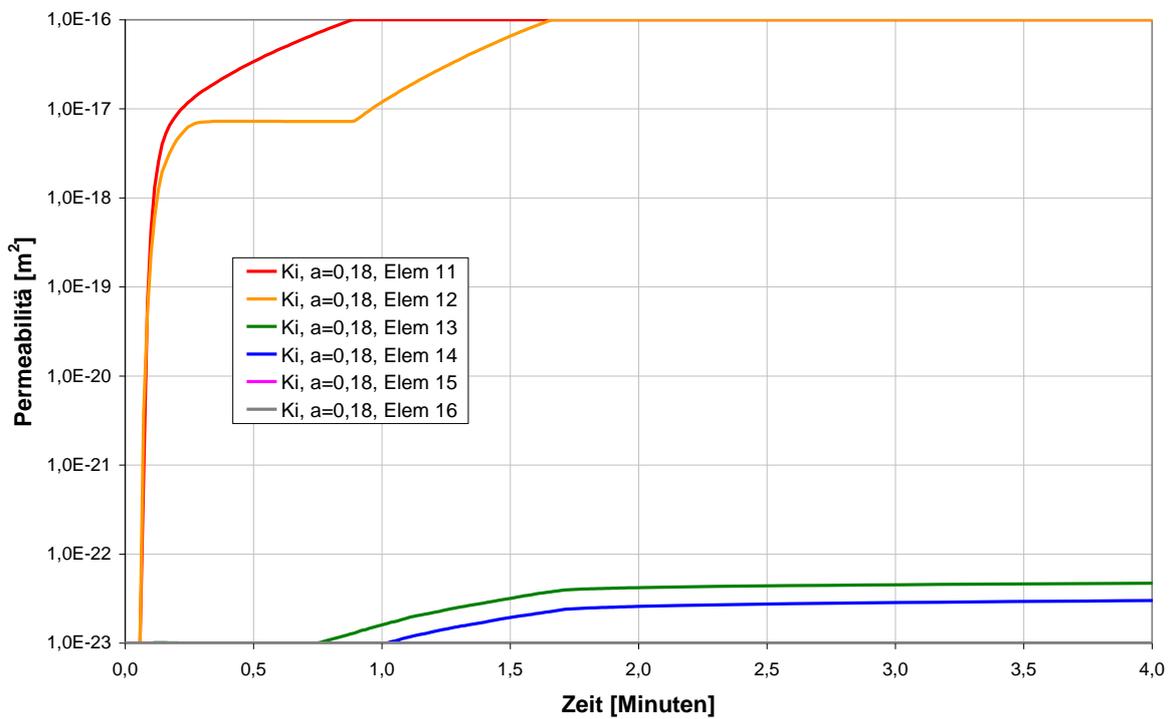


Abb. 6.29. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.

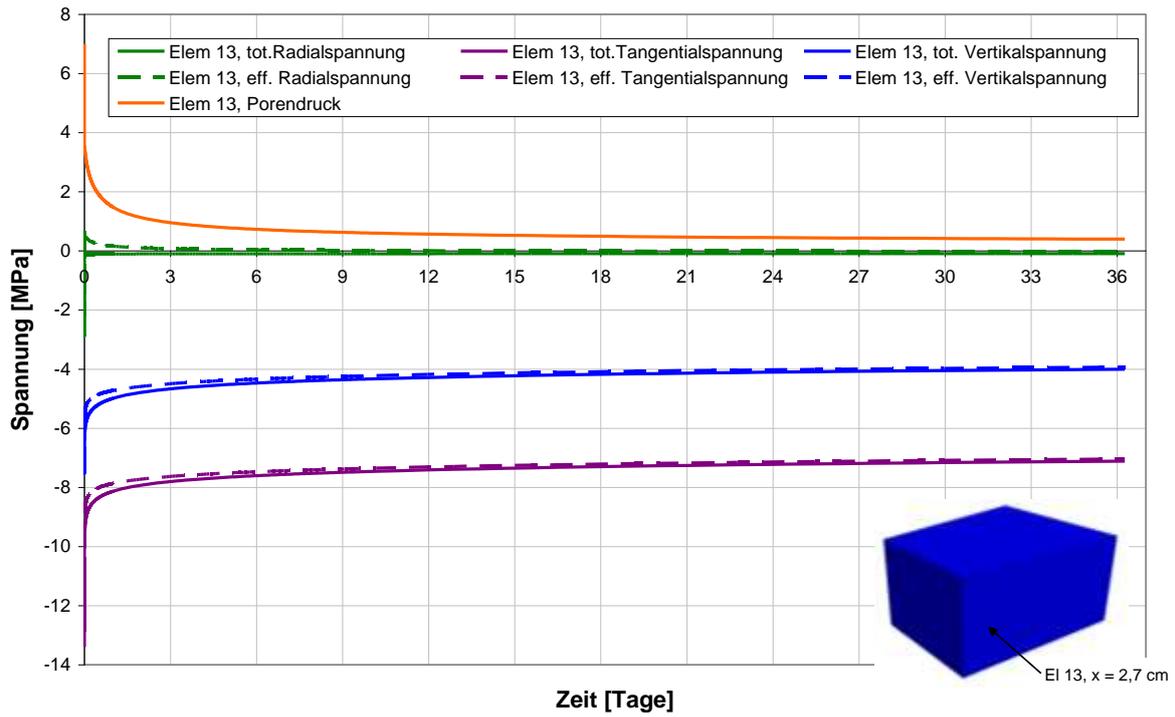


Abb. 6.30. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Spannungsentwicklung im 3. Randelement.

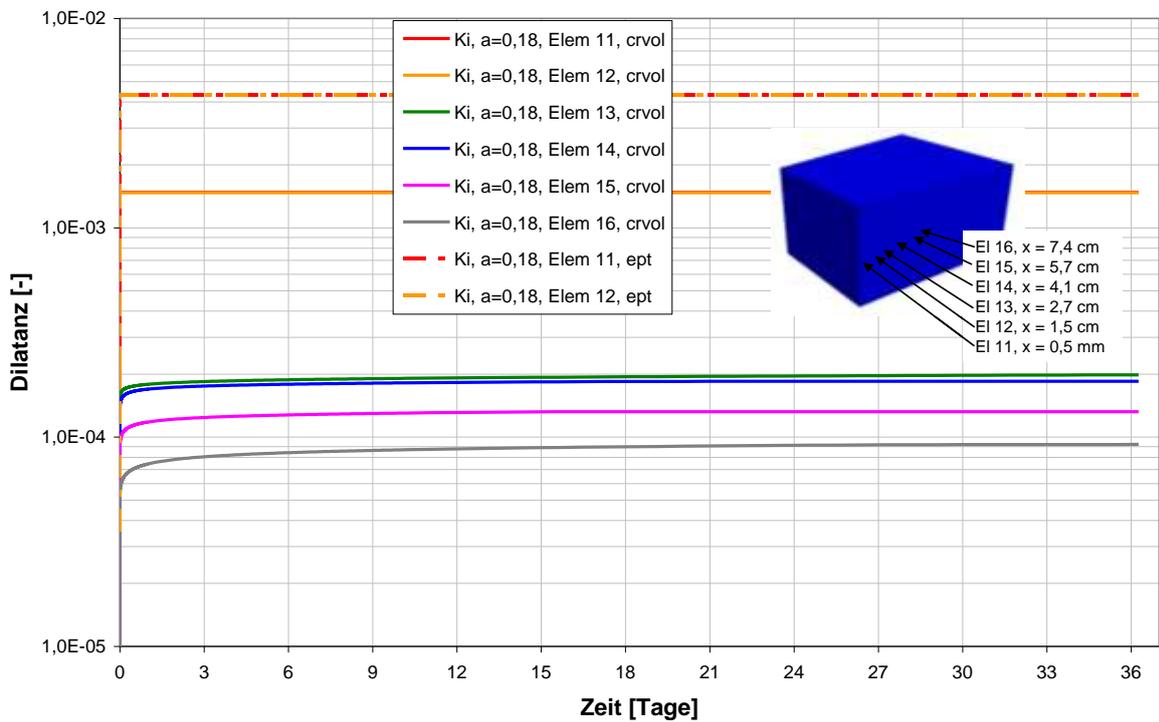


Abb. 6.31. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Dilatanzentwicklung in den konturnahen Elementen.

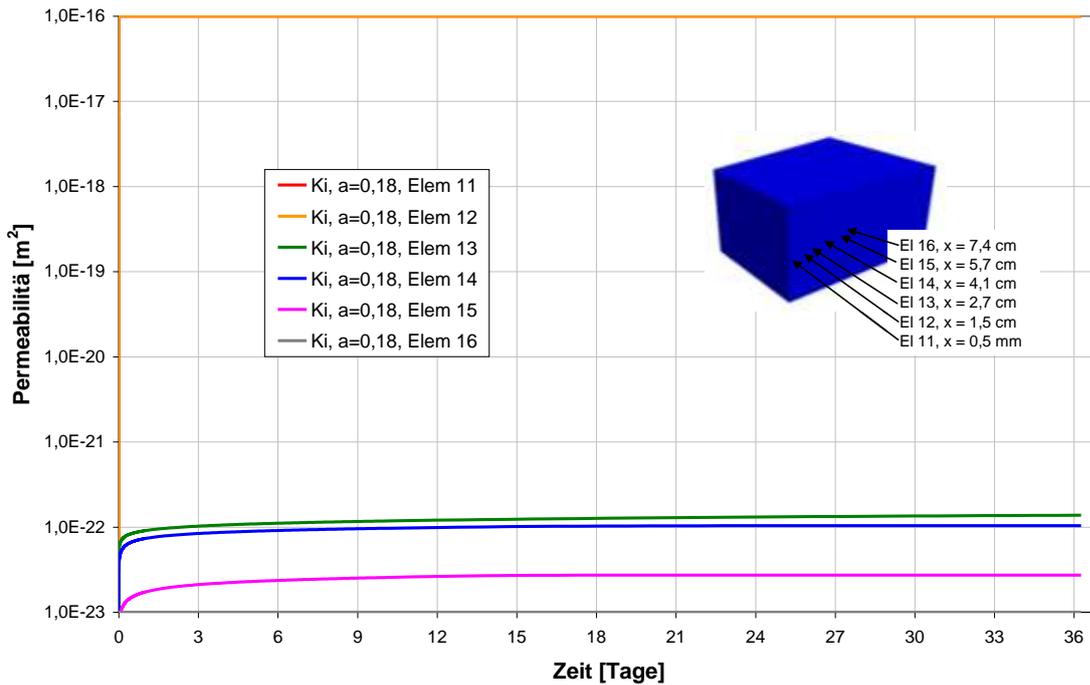


Abb. 6.32. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.

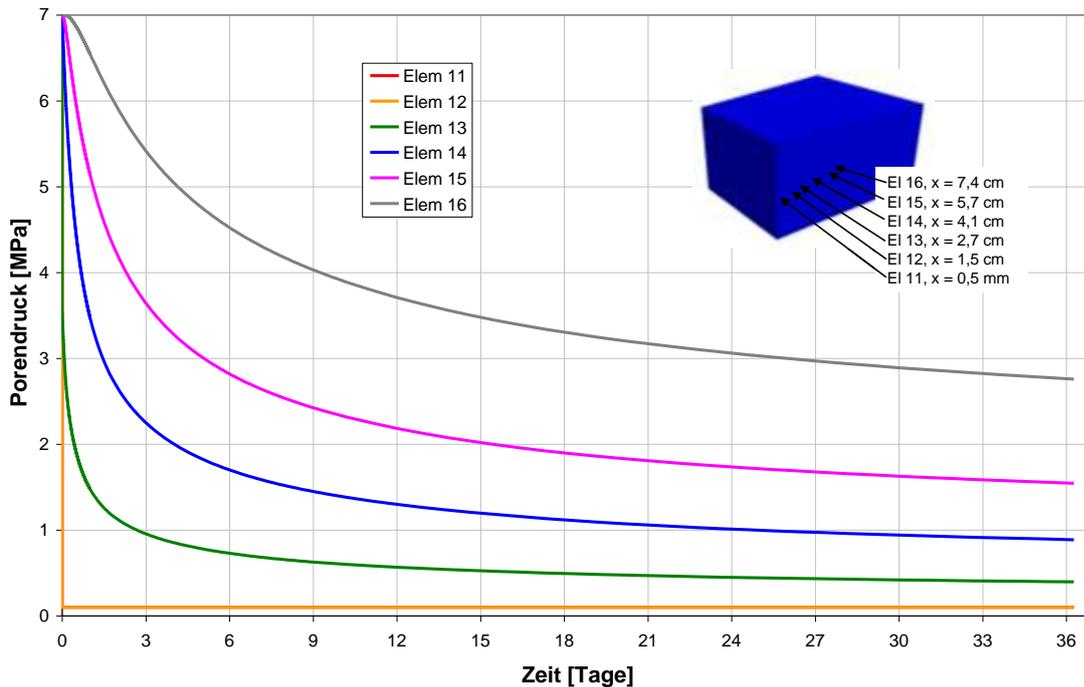


Abb. 6.33. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Porendruckentwicklung in den konturnahen Elementen.

Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$):

In der Abb. 6.34 bis Abb. 6.36 sind einige Ergebnisse für die drei vorgestellten Berechnungsfälle zusammenfassend dargestellt. Beim Berechnungsfall Ke (durchgezogene Kurven in den genannten Anlagen) wurde über den Berechnungszeitraum keine Erhöhung der Permeabili-

tät gegenüber der Anfangspermeabilität von $k_a = 1E-23 \text{ m}^2$ errechnet (Abb. 6.36, Permeabilität in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse). Demzufolge wurden beim Fall Ke für das ausströmende Normgasvolumen, die ausströmende Gasmasse und die Porendruckverteilung die gleichen Werte bzw. Kurven ermittelt, wie beim hydraulischen Berechnungsfall H des Kapitels 6.3.4 (Vergleich der Abb. 6.18 mit Abb. 6.34 sowie der Abb. 6.17 mit Abb. 6.35).

Im Ergebnis der Berechnungen des Falls Kh (gepunktete Kurven der Abb. 6.34 bis Abb. 6.36) wurde lediglich im Bereich weniger Zentimeter eine geringe Permeabilitätserhöhung von $k \leq 2,6E-23 \text{ m}^2$ ausgewiesen (Abb. 6.36, grüne Punktcurve für $t = 1$ Jahr). Dementsprechend sind die Unterschiede der für die Fälle Ke und Kh errechneten ausströmenden Gasvolumina und Gasmassen sowie die Unterschiede der Porendruckverteilungen gering (Vergleich der durchgezogenen und gepunkteten Kurven in Abb. 6.34 und Abb. 6.35).

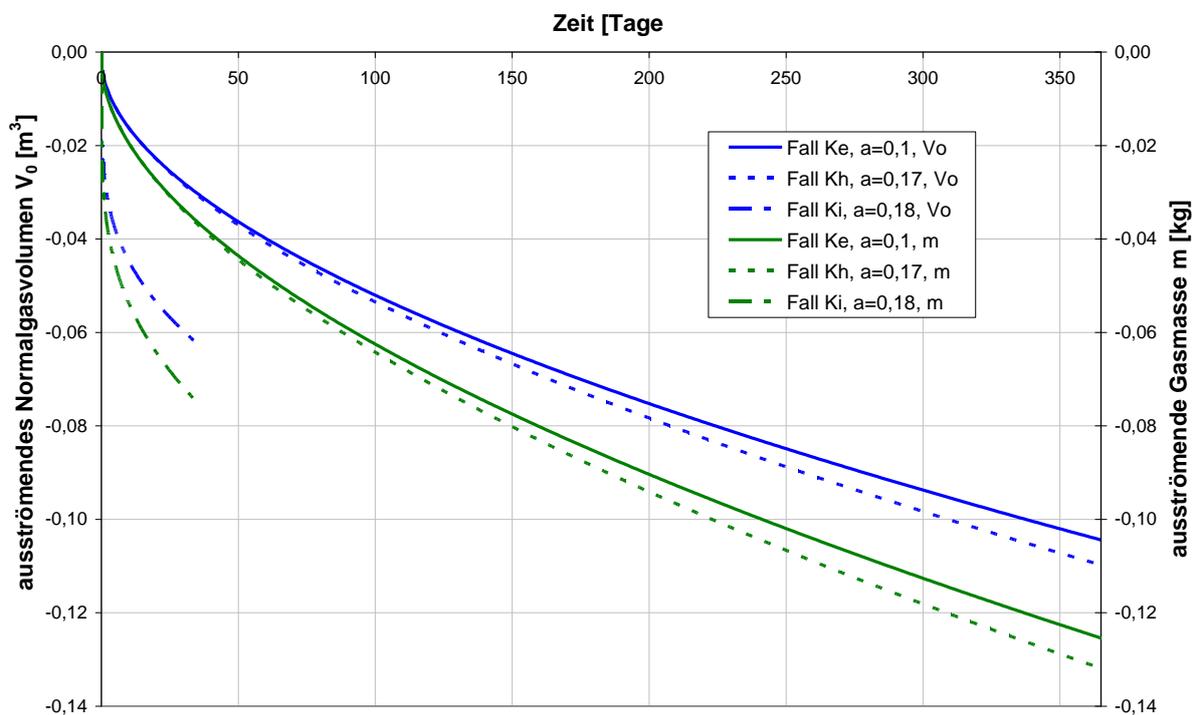


Abb. 6.34. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen

Beim Fall Ki (Strichpunktcurven der Abb. 6.34 bis Abb. 6.36) wurde infolge der Zugfestigkeitsüberschreitungen in den ersten beiden Radelementen nach dem Ausbruch der Bohrung eine Permeabilitätserhöhung bis zu angesetzten Grenzpermeabilität von $k = 1E-16 \text{ m}^2$ und für die Folgeelemente eine sehr geringe Permeabilitätserhöhung errechnet. Die radiale Ausdehnung der Zone, in der eine Erhöhung der Permeabilität ausgewiesen wurde beträgt beim Fall Ki nach 10 Tagen bereits 7 cm, während für den Fall Kh nach einem Zeitraum von einem Jahr lediglich bis in eine Tiefe von ca. 3 cm Dilatanz ermittelt wurde (Abb. 6.36. gelbe Strichpunktcurve und grüne Punktcurve). Das ausströmende Normgasvolumen sowie die ausströmende Gasmasse sind im Ergebnis der Berechnungen des Falls Ki dementsprechend für den Anfangszeitraum höher als bei den Berechnungsfällen Ke und Kh (Abb. 6.34).

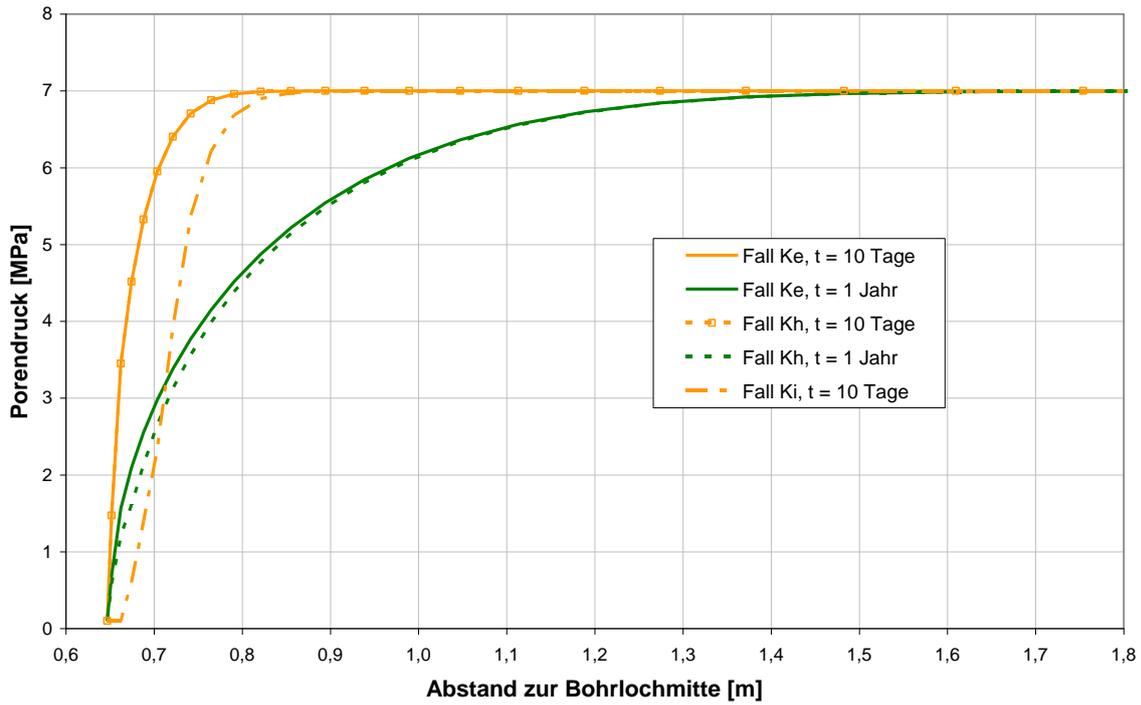


Abb. 6.35. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), Porendruckverteilung für die Zeitpunkte $t = 10$ Tage und $t = 1$ Jahr.

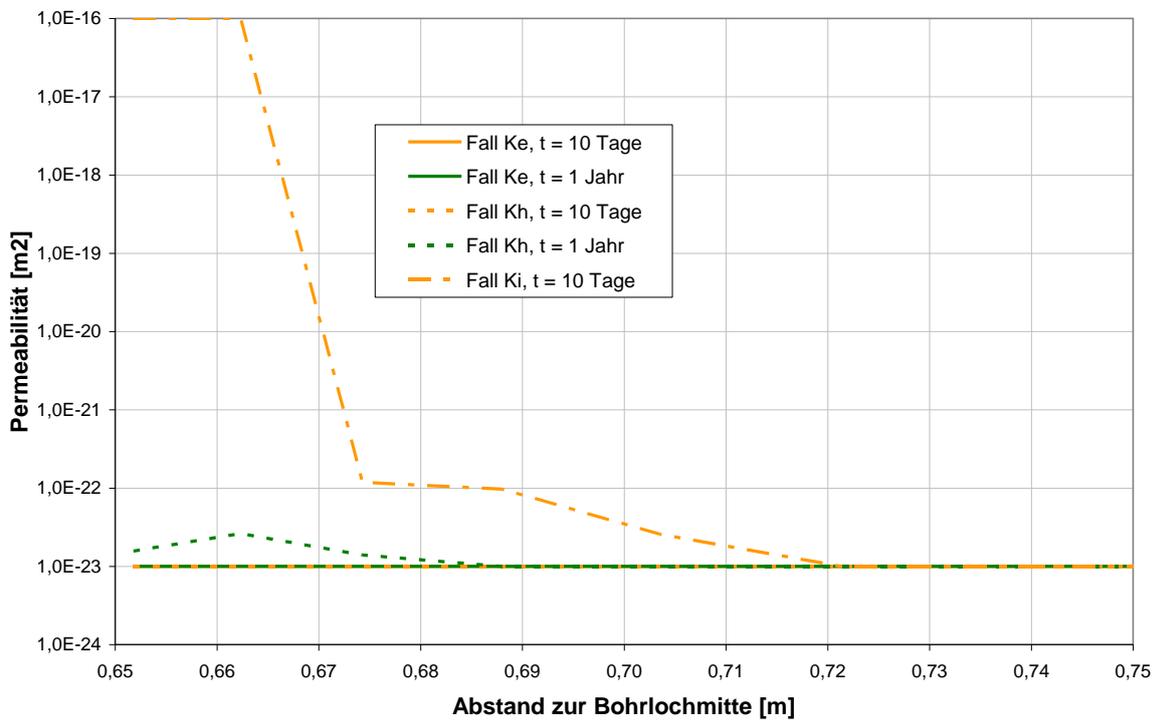


Abb. 6.36. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), Permeabilitätsverteilung für die Zeitpunkte $t = 10$ Tage und $t = 1$ Jahr.

6.3.5.2.2 Variation der Anfangspermeabilität (Fall Kk) und der Permeabilitäts – Porositätsbeziehung (Fall KI)

Wie bereits erläutert, wurde die Anfangspermeabilität beim Berechnungsfall Kk zu Null (aus rechentechnischen Gründen $k = 1E-50 \text{ m}^2$) gesetzt. Unter der Annahme eines Gastranportes ausschließlich in dilatanten Gebirgsbereichen soll untersucht werden, ob der daraus resultierende langsamere Porendruckabbau rechnerisch zur Entwicklung höherer Permeabilitäten im Konturbereich führt.

Mit dem Berechnungsfall KI wird der Einfluss einer Variation der Dilatanz - Permeabilitätsbeziehung untersucht. Unter Berücksichtigung einer Anfangspermeabilität von ebenfalls $k = 0$ folgt die Permeabilitätsentwicklung beim Berechnungsfall KI der in der Abb. 6.21 dargestellten Variation der Dilatanz – Permeabilitätsbeziehung nach Popp, bei der im Vergleich vor allem für geringe Dilatanzwerte größere Permeabilitäten ausgewiesen werden, als bei der Beziehung nach Abb. 6.20.

Der Biot-Faktor beträgt bei den Berechnungsfällen Kk und KI wie beim Fall Ke $\alpha = 0,1$.

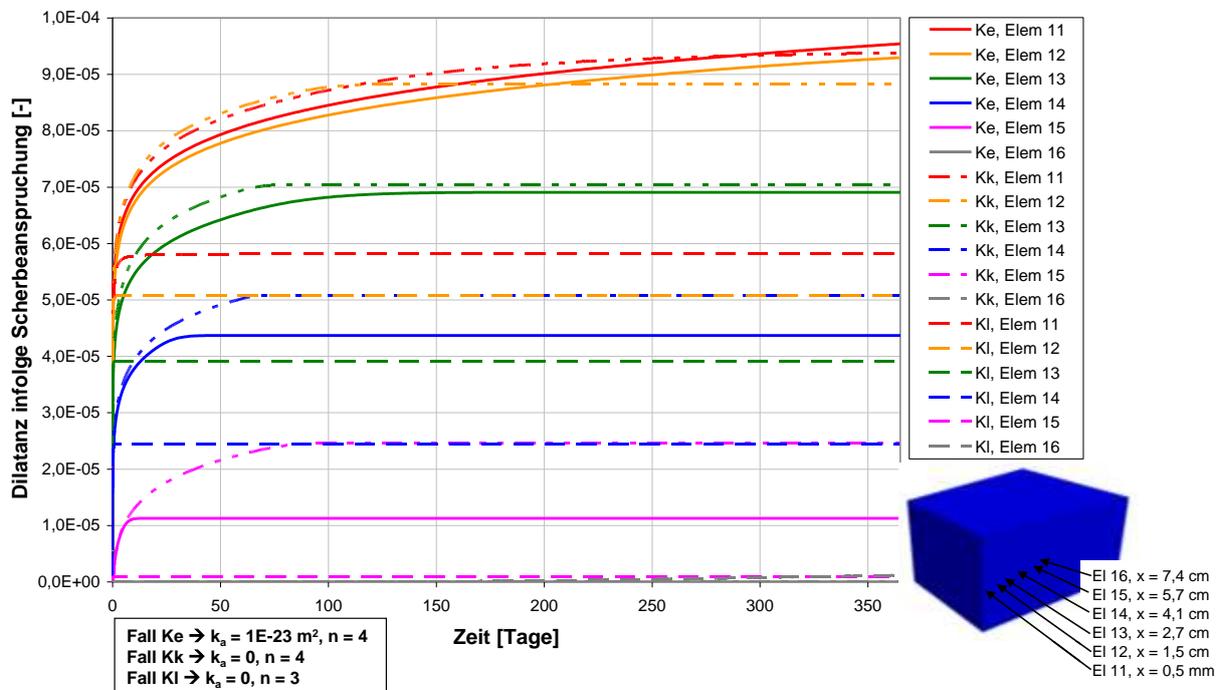


Abb. 6.37. Fälle Ke, Kk und KI, 1. BZ, Dilatanzentwicklung infolge Scherbeanspruchung in den konturnahen Elementen

Die Berechnungsergebnisse – die Dilatanzentwicklung in den konturnahen Elementen, die Permeabilitätsverteilung und die Porendruckverteilung nach einem Jahr sowie die ausströmenden Gasmassen und Normgasvolumina- sind für die Fälle Ke, Kk und KI vergleichend in der Abb. 6.37 bis Abb. 6.40 dargestellt.

Der Vergleich der durchgezogenen Kurven (Fall Ke) mit den Strichpunktcurven (Fall Kk) der Abb. 6.37 zeigt, dass der aus der geringeren Anfangspermeabilität beim Fall Kk resultierende langsamere Porendruckabbau rechnerisch zu ungünstigeren Spannungen und damit zur Entwicklung höherer Dilatanzbeträge im Konturbereich führt. Die Unterschiede sind jedoch gering.

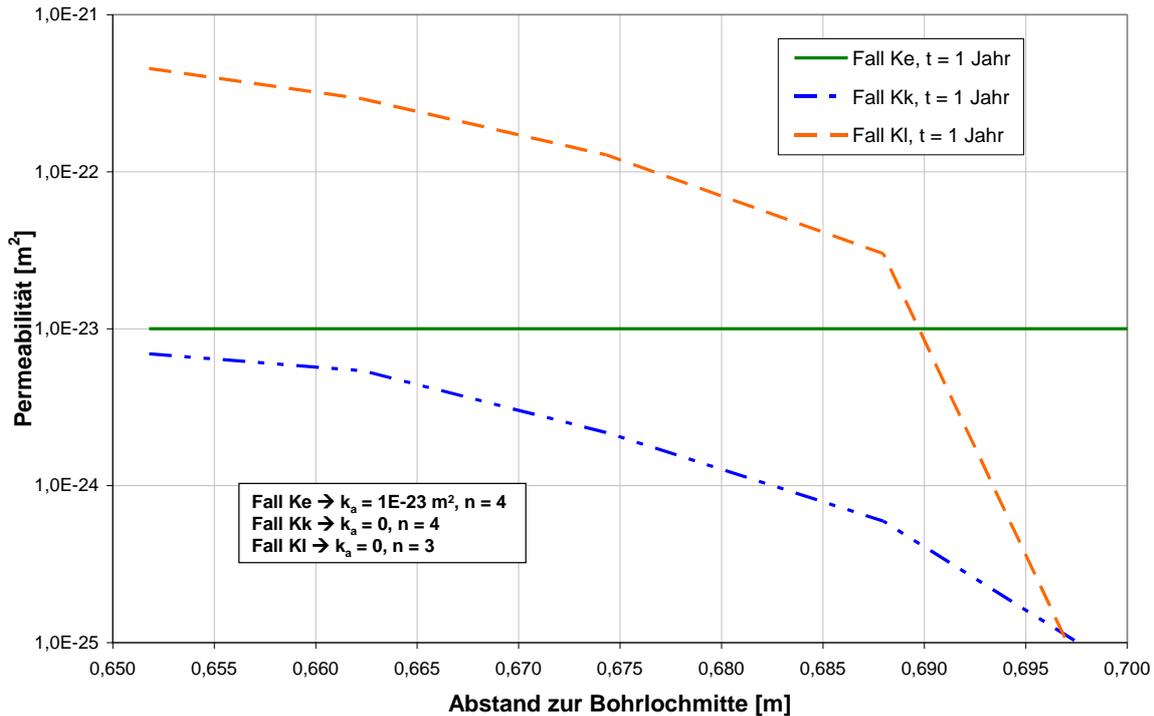


Abb. 6.38. Fälle Ke, Kk und Kl, Permeabilitätsverteilung.

Wie bereits erläutert, beträgt die errechnete Dilatanz beim Fall Ke kleiner 0,1 ‰, so dass nach der Beziehung in Abb. 6.20 noch keine Erhöhung der Permeabilität gegenüber der Anfangspermeabilität von $k_a = 1E-23 \text{ m}^2$ abzuleiten ist (Abb. 6.38, durchgezogene grüne Kurve). Beim Fall Kk ist die errechnete Dilatanz zwar geringfügig größer als beim Fall Ke, jedoch folgt die Permeabilitätsentwicklung der Permeabilitäts-Dilatanzbeziehung der Abb. 6.20, nach der für die geringen Dilatanzwerte für die ersten 5 cm Permeabilitäten von lediglich $1E-26 \leq k \leq 7E-24$ ausgewiesen werden (blaue Strichpunktcurve der Abb. 6.38), während der tiefere Berechnungsausschnitt praktisch undurchlässig ist. Dementsprechend ist das rechnerisch ermittelte austretende Normgasvolumen beim Fall Kk deutlich geringer als bei Fall Ke und die Porendruckentlastung reicht beim Fall Kk nicht so weit in den Berechnungsausschnitt (Abb. 6.40 und Abb. 6.39, Vergleich der durchgezogenen Kurven und der Strichpunktcurven). Die Ergebnisse der Fälle Ke und Kk zeigen, dass die schwierig zu benennende Anfangspermeabilität des Salinars deutlichen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse hat und damit ein Unsicherheitsfaktor bei der Bewertung der Versuchsergebnisse im weiteren Projektverlauf sein wird.

Die Dilatanzentwicklung für die konturnahen Elemente ist für den Fall Kl (Permeabilitäts-Dilatanzbeziehung nach Abb. 6.21) in den gestrichelten Kurven der Abb. 6.37 dargestellt. Da die Permeabilität nach der Beziehung in Abb. 6.21 bei gleicher Dilatanz höher ist als nach der Beziehung in Abb. 6.20, sinkt der Porendruck in den Randelementen beim Fall Kl in der Anfangsphase stärker als bei den Fällen Ke und Kk. Dies wiederum bewirkt zeitnah günstigere Spannungszustände, so dass beim Fall Kl letztlich geringere Dilatanzwerte als bei den Fällen Ke und Kk akkumuliert werden. Die ausströmenden Normgasvolumina sind anfangs beim Fall Kl infolge der höheren Permeabilitäten in den konturnahen Elementen deutlich größer als bei den Fällen Ke und Kk (Abb. 6.40). Da die Permeabilität bei den konturferneren Elementen praktisch 0 ist (wie beim Fall Kk), weichen die Beträge der Normgasvolumina der

Fälle Kk und KI zum Ende der Berechnung nur wenig voneinander ab. In beiden Fällen kann aufgrund der Berechnungsannahmen aus tieferen Gebirgsbereichen kein Gas nachströmen. Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass auch die Wahl der Permeabilitäts-Porositätsbeziehung ein wesentlicher Einflussfaktor ist.

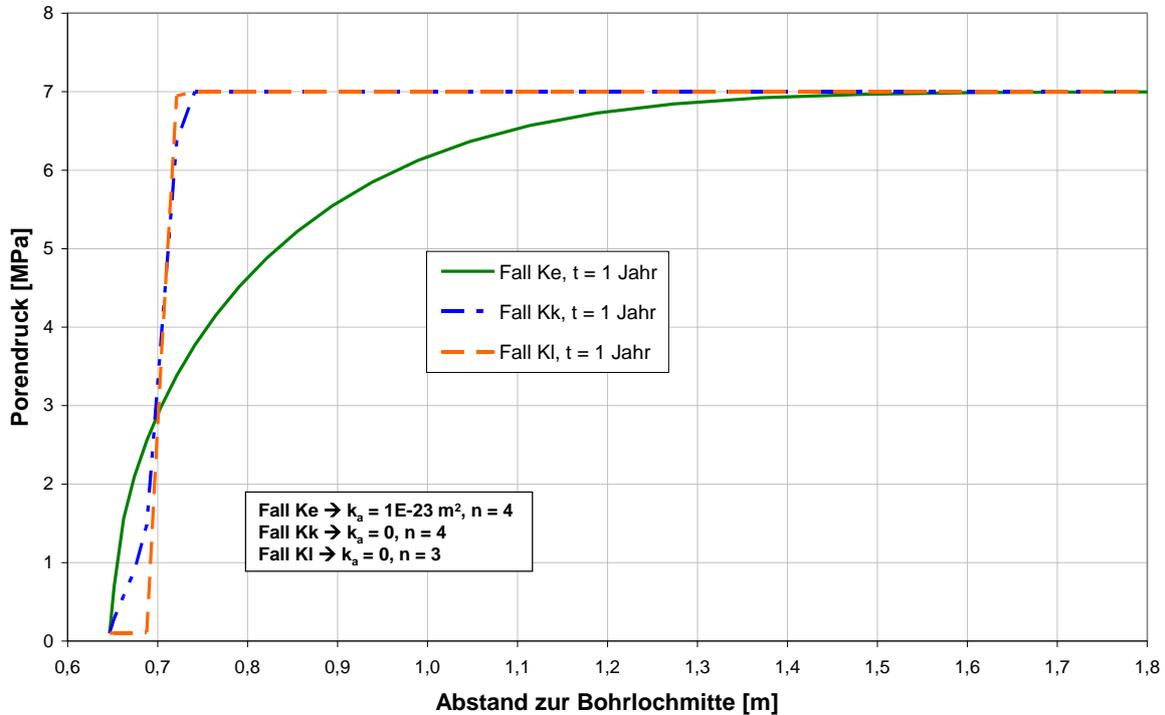


Abb. 6.39. Fälle Ke, Kk und KI, Porendruckverteilung.

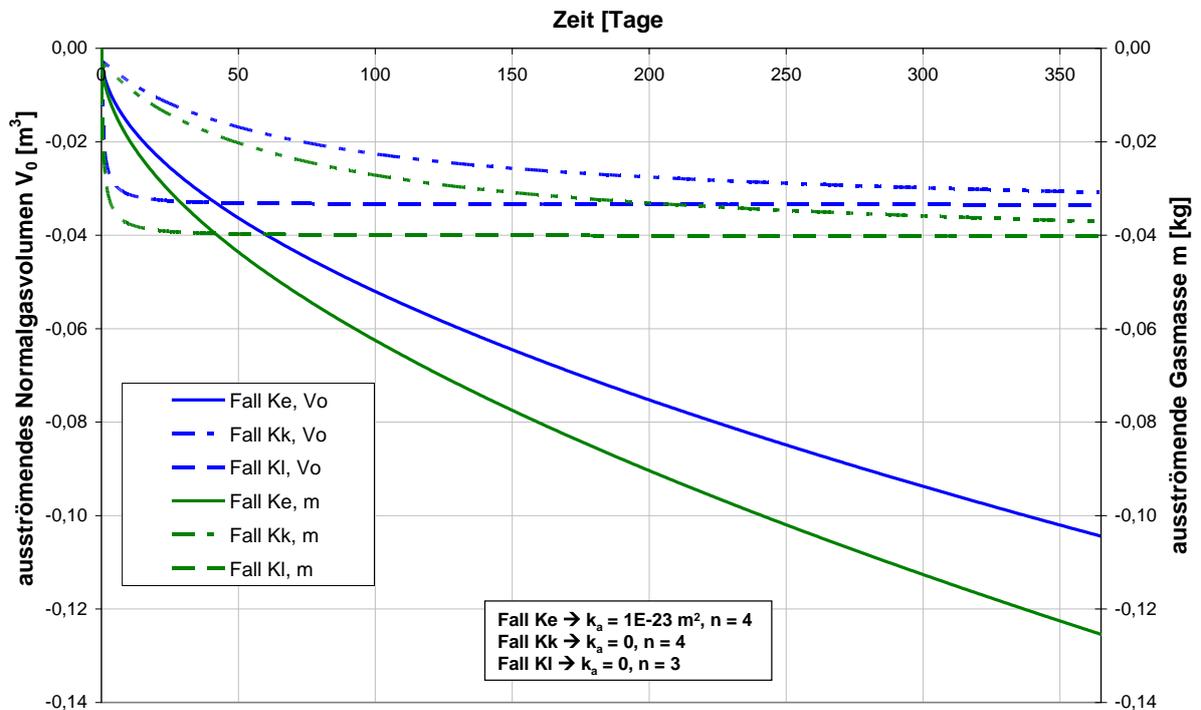


Abb. 6.40. Fälle Ke, Kk und KI, ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen.

6.4 Gekoppelte geomechanisch/hydraulische Modellrechnungen (GRS)

Autor: S. Hotzel (GRS)

6.4.1 Einführung

Zielstellung der von der GRS durchgeführten Arbeiten war die Durchführung von gekoppelten hydraulisch-mechanischen Modellrechnungen, wobei der Schwerpunkt in der Qualifizierung und Verifizierung der aktuell verwendeten Rechenansätze auf Basis der im Vorhaben neu gewonnenen experimentellen Daten lag. Die Modellrechnungen wurden mit dem innerhalb der letzten Dekade entwickelten Simulationstool TOUGH2/FLAC^{3D} durchgeführt, das auf einer Kombination des hydrodynamischen Codes TOUGH2 inklusive Zustandsgleichungsmodul „EOS7“ mit dem Programmsystem FLAC^{3D} basiert (Navarro et al., 2008). Während mit Hilfe von FLAC^{3D} die mechanische Komponente des gekoppelten Prozesses simuliert wird, wird mit TOUGH2 der Gastransport im Salinar nachgebildet. In beiden Programmen wird das Salinar als ein poröses Kontinuum dargestellt, und sein mechanisches Verformungsverhalten, wie auch die Strömungsprozesse der in seinem Porenraum befindlichen Fluiden, werden mit den Methoden der Kontinuumsmechanik modelliert.

In Kapitel 6.4.2 werden zunächst die Modellannahmen vorgestellt, die in Absprache mit dem IFG für diesen Modellversuch getroffen wurden. Gleichzeitig werden die in diesem Zusammenhang wichtigen Eigenschaften des Simulationstools TOUGH2/FLAC^{3D} erläutert und grundlegende Programmierarbeiten, die speziell zur Umsetzung der genannten Modellannahmen notwendig waren, aufgeführt. In Kapitel 6.4.3 folgen im Detail die Ergebnisse der Modellrechnungen. Dabei werden den Rechenergebnissen und Analysen der Ausgasungsphase – der Periode von Bohrlöcherstellung bis Beginn der Gasinjektion – das Unterkapitel 6.4.3.1 und den Rechenergebnissen und Analysen der Injektionsphase – der Periode von Beginn der ersten Gasinjektion bis Versuchsende – das Unterkapitel 6.4.3.2 gewidmet. Gemeinsame Aspekte der Ausgasungs- und Injektionsphase werden in Unterkapitel 6.4.3.3 dargestellt, und in Unterkapitel 6.4.3.4 folgen Ergebnisse und Erkenntnisse aus Modellrechnungen mit Parametervarianten. In Kapitel 6.4.3.4 werden die Ergebnisanalysen zusammengefasst und Perspektiven für zukünftige weitergehende Modellrechnungen skizziert.

6.4.2 Die Modellannahmen

Die gekoppelten hydraulisch-mechanischen Prognoserechnungen der GRS basieren auf den folgenden Modellannahmen, die in Absprache mit dem IFG entwickelt wurden:

- Modellgebiet:
 - Das Modellgebiet ist das in Kapitel 0, Abb. und Abb. 6.11 vorgestellte „Tortenstein“ (Segment eines Hohlzylinders mit Innenradius = Bohrradius = 65 cm, Außenradius 50 m, Höhe 10 cm, Öffnungswinkel 11,25° und 1-dimensionaler Aufteilung in 50 Elemente mit logarithmisch gleichförmiger Zunahme ihrer linearen Ausdehnung in radialer Richtung von innen nach außen).

- Mechanik:
 - Das mechanische Modell ist durch eine äußere Spannungsrandbedingung (am äußeren Segmentbogen bei $R = 50$ m) in Höhe des Gebirgsdrucks und durch ausschließlich in radialer Richtung verschiebliche Gitterpunkte ausgezeichnet. Die Spannungsrandbedingung an der Kontur ist zeitabhängig und gleich dem Gasdruck im Bohrloch (s. u.).
 - Als Materialgesetz für das Steinsalz wird der einfache Potenz-Ansatz für das Kriechen nach Norton (Stoffgesetz „mechanical power“ in FLAC^{3D}) verwendet. Schädigungsprozesse werden darin nicht abgebildet.
- Hydraulik:
 - Um potentielle Kapillardruck-Effekte zunächst unberücksichtigt zu lassen, erfolgen sämtliche hydraulische Rechnungen einphasig (nur Luft, kein Wasser).
 - Als Anfangszustand wird für unverritztes Steinsalz Gas-gesättigter Porenraum unter lithostatischem Druck angenommen
 - Das unverritzte Steinsalz hat eine Porosität $\varphi_0 = 0,2 \%$ und Permeabilität $k_0 = 10^{-23} \text{ m}^2$. Diese Werte werden als Ausgangswerte den hydraulischen Rechnungen zugrunde gelegt, solange Porosität bzw. Permeabilität nicht in Abhängigkeit vom mechanischen Zustand berechnet werden. Als Temperatur wird $T = 17 \text{ °C}$ angesetzt (isotherme Rechnungen).
 - Die für die hydraulische Rechnung benötigte Geometrie (Volumina und Verbindungsflächen) der 50 Elemente und des Bohrlochs bleibt generell unabhängig von der Mechanik und zeitlich konstant.
- Kopplung zwischen Mechanik und Hydraulik
 - Für die „M→H-Kopplung“, d.h. die Abhängigkeiten der hydraulischen Parameter von den mechanischen Parametern, werden die Modellannahmen getroffen, dass
 - die Porosität φ unabhängig von der Mechanik und zeitlich und räumlich konstant ist ($\varphi \equiv \varphi_0$) und dass
 - die Permeabilität $k = k(\sigma_{\min, \text{eff}})$ direkt von der minimalen Effektivspannung abhängt (ohne dass ein Materialversagen, eine Schädigung oder eine Porositätszunahme ausgewiesen wird).

Diese Annahmen gründen auf den Ergebnissen früherer Gasinjektionsversuche (IFG, 2007). Die Kopplungsfunktion $k(\sigma_{\min, \text{eff}})$, eine Tangens-Hyperbolicus-Funktion, ist in Abb. 6.41 grafisch dargestellt und explizit angegeben (vgl. Kap. 2.4.1).

- Für die „H→M-Kopplung“, d.h. die Abhängigkeit des mechanischen Spannungszustands von den hydraulischen Parametern, wird angenommen, dass wegen der niedrigen Porosität der Einfluss des Porendrucks auf die Mechanik vernachlässigt werden kann. Damit ist gemeint, dass Änderungen des Porendrucks keine Änderungen der totalen Hauptspannungen hervorrufen. Der zeitliche Verlauf der totalen Spannungen ist deshalb in dieser Beziehung unab-

hängig von der Hydraulik. *Effektivspannungen* sind zwar immer abhängig vom Porendruck; sie haben jedoch keinen Einfluss auf die Entwicklung der totalen Spannungen, weil das verwendete Materialmodell keine Schädigung und kein Versagen beinhaltet, für welche die Effektivspannungen relevant wären.

- Der hydraulisch berechnete²⁰ Gasdruck im Bohrloch wird bzgl. des mechanischen Modells als zeitabhängige Spannungsrandbedingung an der Kontur behandelt. In dieser Beziehung ist der Spannungsverlauf also auch abhängig von der hydraulischen Rechnung.

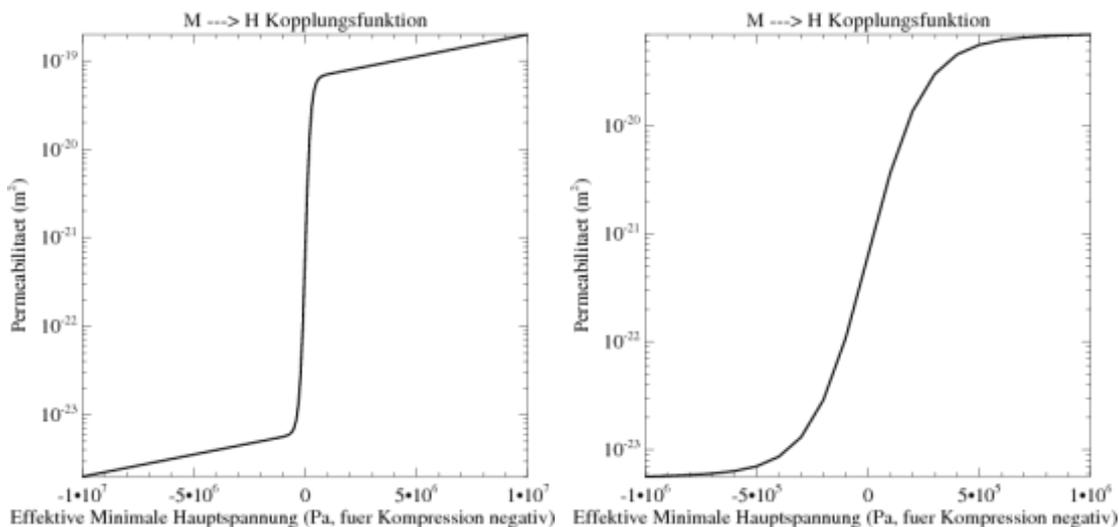


Abb. 6.41. Kopplungsfunktion Effektivspannung→Permeabilität. Auf der rechten Seite ist der zentrale Bereich vergrößert dargestellt. Die Funktionsparameter stammen aus IFG (2007) (dort Abb. 4-33, Test 2): $\log(k/m^2) = -23,2 + 4,0(1+\tanh(4,0(\sigma_{\min,\text{eff}}/\text{MPa}))/2 + 0,05(\sigma_{\min,\text{eff}}/\text{MPa}))$. Da gemäß FLAC^{3D}-Konvention kompressive Spannungen negativ sind, ist $\sigma_{\min,\text{eff}} \equiv \sigma_{\min} + (!)$ Porendruck. Trotz dieser Konvention bezeichnet $\sigma_{\min}(!)$ die in ihrem Betrag(!) kleinste kompressive totale Hauptspannung bzw. – falls Zugspannungen auftreten – die stärkste(!) totale Hauptspannung im Zugbereich (s. a. Fußnote 22, S. 200).

6.4.2.1 Versuchsablauf

Als Ausgangszustand wird für unverritztes Steinsalz Gas-gesättigter Porenraum unter lithostatischem Druck angenommen.

- Die mechanische Rechnung startet mit einem isostatischen Gleichgewichtszustand („Gebirgsdruck“) unmittelbar vor Ausbruch der Bohrung. Der Ausbruch der Bohrung markiert den Start der Rechnung und wird im mechanischen Modell durch Löschen des zentralen Zylinderelementes und Setzen der mechanischen Spannungsrandbedingung an der Kontur (s. o.) umgesetzt. Im hydraulischen Modell wird, wie nachfolgend für die Ausgasungsphase beschrieben, zum Start der Rechnung die Druckrandbedingung an der Kontur auf 1 bar gesetzt.

²⁰ Der Gasdruck im Bohrloch wird der hydraulischen Rechnung zeitweise als Randbedingung vorgegeben, zeitweise wird er in der hydraulischen Rechnung ermittelt (s. Unterkapitel 6.4.2.1).

- Um die Phase zwischen Erstellung des Bohrlochs und Beginn der Druckbeaufschlagung zu simulieren, wird zunächst die Ausgasung vom Gebirge ins Bohrloch für eine Zeitspanne von 395 Tagen modelliert. Als Randbedingung gilt während dieser Zeit Atmosphärendruck (1 bar = 0,1 MPa) im Bohrloch.
- Die Druckbeaufschlagung der anschließenden Injektionsphase wird als zeitabhängige Druck-Randbedingung im Bohrloch folgendermaßen formuliert: In fünf Zyklen erfolgt ein zeitlich linearer Anstieg der Bohrlochdruck-Randbedingung auf vorgegebene Werte, die der experimentell im Bohrloch gemessenen Druckverlaufskurve entnommen sind (siehe Abb. 6.42 und Tab. 6-3). Dies kann als Druck-geregelte Belastungsvorgabe bezeichnet werden. Während dieser Zyklen wird das Bohrloch für das Hydraulik-Modell nicht als Teil eines geschlossenen Modellgebietes behandelt, sondern als Druckrandbedingung (eines offenen Systems) an der Kontaktfläche zum innersten Element des Tortenstücks (d.h. an der Kontur). Zwischen den Injektionszyklen wird der Bohrlochdruck gemäß der Fluss-Bilanz zwischen Bohrloch und Gebirge auf Basis einer Null-Fluss-Randbedingung an allen Modellrändern berechnet (geschlossenes System), wobei in diesen Phasen das Bohrloch als ein Element des hydraulischen Modellgebietes behandelt wird. In diesen Phasen wird demnach der Bohrlochdruck für das Hydraulikmodell *nicht* als Randbedingung vorgegeben, sondern mit diesem berechnet. (Für das mechanische Modell ist der jeweilige Druck im Bohrloch *immer* Spannungsrandbedingung an der Kontur.)

Abb. 6.42 zeigt den im Experiment gemessenen Druckverlauf²¹ im Bohrloch. Die in die Modellrechnungen als Druckvorgabe einfließenden Bohrlochdrücke sind in der Abbildung als Sternchen gekennzeichnet, die zugehörigen Zeitmarken als senkrechte Linien. Für die Modellrechnungen wird die Injektionsphase in fünf Injektionszyklen strukturiert. Die Injektionsphase beginnt mit dem ersten Injektionszyklus 395 Tage nach Bohrerstellung bzw. nach der 395 Tage langen Ausgasungsphase. Die unterschiedlich langen Injektionszyklen bestehen jeweils aus einer Kompressionsphase und einer Haltephase. In der Kompressionsphase wird der Gasdruck im Bohrloch zwischen einem Zeitpunkt t_{start} und einem Zeitpunkt t_{stop} linear (d.h. mit konstanter Rate $\Delta p/\Delta t$) auf einen vorgegebenen Zielwert $p(t_{\text{stop}})$ angehoben. In der Haltephase wird kein Gas dem Bohrloch zugeführt oder entnommen, und der sich einstellende Bohrlochdruck wird in der Modellrechnung je nach Gasaustausch zwischen Bohrloch und Gebirge ermittelt. Da das Ende der Haltephase eines Injektionszyklus' mit dem Beginn der Kompressionsphase des nächsten Zyklus' zusammenfällt, ist der Bohrlochdruck zu diesen Zeitpunkten $p(t_{\text{start}})$ nicht a priori bekannt. Eine Ausnahme ist lediglich der erste Zyklus, weil er unmittelbar an die Ausgasungsphase anschließt, während der das Gas im Bohrloch Atmosphärendruck hat.

Im 3., 4. und 5. Injektionszyklus entsprechen die für die Modellierung gewählten Druck-Zielwerte $p(t_{\text{stop}})$ den tatsächlich im Bohrloch gemessenen Drücken (aber siehe Fußnote 21). Im 1. und 2. Injektionszyklus wurden hingegen Druck-Zielwerte gewählt, die einem repräsentativen Durchschnittswert des Druckniveaus während der Haltephasen entsprechen.

²¹ Die Messgeräte zeigen Druckdifferenz zum Umgebungsdruck an. Da in diesem Kapitel 6.4 in allen Diagrammen ausschließlich absolute Drücke gezeigt werden; wurde hier den gemessenen Druckwerten 0,1 MPa hinzuaddiert.

Dies deshalb, weil die in der Zeit der ersten beiden Injektionszyklen noch aufgetretenen Druckverluste und nachträglichen Druckerhöhungen (siehe z.B. bei $t \approx 480$ Tagen und bei $t = 436$ Tagen) bei der Modellierung nicht nachvollzogen werden sollen. Sie haben für die Modellierung der Gasausbreitung im Steinsalz keinerlei Bedeutung.

Tab. 6-3 fasst die Vorgaben für die Modellrechnungen bzgl. des zeitlichen Ablaufs der Injektionszyklen zusammen.

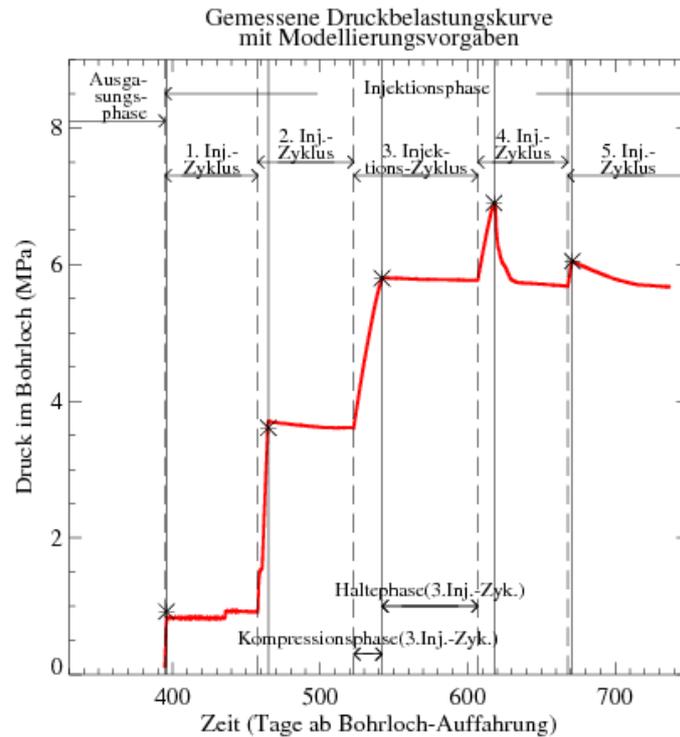


Abb. 6.42. Gemessene Druckbelastungskurve (rot) und daraus abgeleitete Modellierungsvorgaben: Gestrichelte Hilfslinien markieren die fünf Zeitpunkte, bei denen die Injektionszyklen in den Modellrechnungen beginnen. Durchgezogene Hilfslinien markieren die Zeitpunkte, bei denen die jeweiligen Gas-Injektionen enden; Symbole auf diesen Linien markieren die zugehörigen Bohrlochdrücke, die am Ende der jeweiligen Gas-Injektionen erreicht sein sollen. Die hier grafisch dargestellten Modellierungsvorgaben sind in tabellarischer Form in Tab. 6-3 zusammengefasst.

Tab. 6-3. Druckbelastungs-Vorgaben für die Modellrechnungen, abgeleitet aus der gemessenen Druckkurve im Bohrloch

Injektionszyklus Nr.	1	2	3	4	5
Beginn der Injektion bei $t_{\text{Start}} =$ (in Tagen)	395	458	523	607	668
Ende der Injektion bei $t_{\text{Stopp}} =$ (in Tagen)	396	465	542	618	671
Erreichter Bohrlochdruck $p(t_{\text{Stopp}}) =$ (in MPa)	0,92	3,61	5,80	6,90	6,05

6.4.2.2 Modellierungs-Strategie

Um die Abhängigkeit der Rechenergebnisse von den zentralen Eingabeparametern zu untersuchen, wurden verschiedene Parametervarianten durchgerechnet:

- Für den lithostatischen Druck wurden Werte von 7 MPa, 6,8 MPa und 5,5 MPa durchgerechnet. Wegen der Ähnlichkeit der Ergebnisse mit den beiden erstgenannten Werten, werden hier nur die Ergebnisse mit 6,8 und 5,5 MPa Gebirgsdruck präsentiert. Der Gebirgsdruck bestimmt gleichzeitig die Anfangsbedingung der Spannung, die Anfangsbedingung des Porendrucks und die äußere Spannungs-Randbedingung (s. o.). Motiviert werden diese Varianten aus der Überlegung, dass bei einem räumlich inhomogenen Spannungsfeld die lokal kleinsten²² Gebirgsspannungen für die Gasausbreitung entscheidend sein könnten. Da die tatsächliche 3-dimensionale Versuchs-Geometrie (Strecke, Pfeiler, AE-Bohrungen) im Modell nicht berücksichtigt wird, werden auch keine Inhomogenitäten im Spannungsfeld abgebildet. Die Modellrechnung mit einem reduzierten Gebirgsdruck, bei der der Gasdruck im Bohrloch bis auf Werte deutlich über dem (reduzierten) Gebirgsdruck angehoben wird, soll diesem Aspekt Rechnung tragen.
- Für die M→H-Kopplungsfunktion $k = k(\sigma_{\min, \text{eff}})$ wurde alternativ auch die Variante $k = k(\sigma_{yy, \text{eff}})$ verwendet, d.h. die Permeabilität ist hier nicht mehr von der effektiven Minimalspannung, sondern von der effektiven Tangentialspannung abhängig (mit derselben mathematischen Funktion $k(x)$). Motiviert wird diese Variante aus der Überlegung, dass aus geometrischen Gründen, effektive Zugspannungen in tangentialer Richtung einen größeren Einfluss auf die Fluidmobilität in radialer Richtung haben sollten als effektive Zugspannungen in radialer Richtung.

Der Rechenlauf mit 6,8 MPa Gebirgsdruck und M→H-Kopplungsfunktion $k = k(\sigma_{\min, \text{eff}})$ wird nachfolgend als „Basis“-Rechenlauf bezeichnet. Die anderen Rechenläufe mit reduziertem Gebirgsdruck und/oder alternativer (Tangentialspannungs-)Kopplungsfunktion werden als Varianten behandelt. Während die Basis-Rechnung zunächst in den Kapiteln 6.4.3.1 bis 6.4.3.3 umfassend präsentiert und analysiert wird, werden die Varianten im Kapitel 6.4.3.4 dann hinsichtlich ihrer Unterschiedlichkeit zur Basis-Rechnung diskutiert.

6.4.2.3 Programmtechnische Herausforderungen

Die o. g. Modellannahmen stellen in zwei Punkten besondere Anforderungen an die programmtechnische Implementierung: Zum einen ist die Kopplungsfunktion $k(\sigma_{\min, \text{eff}})$, durch ihren logarithmisch steilen Verlauf numerisch schwierig zu handhaben. Zum anderen erfordert die Struktur der Injektionszyklen mit Kompressionsphase und Haltephase eine alternierende Art der Randbedingung.

²² Gemäß FLAC^{3D}-Konvention sind kompressive Spannungen negativ. Da in den hier präsentierten Rechnungen *alle* auftretenden totalen Spannungen im Kompressionsbereich liegen (also negativ sind) und deshalb keine Verwechslungsgefahr besteht, werden in dieser Arbeit weniger starke Kompressionsspannungen als „kleiner“ und stärkere Kompressionsspannungen als „größer“ bezeichnet. Die im Text genannten und in den Abbildungen gezeigten totalen Spannungswerte sind deshalb durchweg Absolutwerte der totalen Spannungen.

1. Die in Abb. 6.41 dargestellte Kopplungsfunktion $k(\sigma_{\min, \text{eff}})$ kommt durch ihren steilen Verlauf im Bereich $p_{\text{gas}} \approx |\sigma_{\min}|$ einem binären Schalter für die Durchlässigkeit des Fluides nahe. Leicht entstehen zeitliche und räumliche Schwingungen im System bei Permeabilität und Druck: Im konturnahen Bereich führt nach Simulationsbeginn ein hoher „Überdruck“ (Porendruck größer als minimale Hauptspannung) zu einer um Größenordnungen erhöhten Permeabilität. Das Abströmen geschieht rasch, so dass der Porendruck nahe hinter der Kontur schnell sogar unter die minimale Hauptspannung sinkt. Dies wiederum verhindert ein weiteres Abströmen, das aus dem Gebirge nachströmende Gas führt zu einem erneuten Überdruck, und der Zyklus beginnt von vorne.

Dieses Problem konnte durch eine Erweiterung der automatischen Zeitschrittweitensteuerung von TOUGH2/FLAC^{3D} zufriedenstellend gelöst werden. Entscheidend war die neu eingeführte Möglichkeit, auch noch ganz am Ende eines Zeitschrittes (d.h. eines TOUGH2→FLAC^{3D}→TOUGH2-Iterationszyklusses), wenn die Permeabilitäten für den nächsten Zeitschritt berechnet worden sind, den Zeitschritt zu verwerfen (hier z.B. aufgrund von zu großen Sprüngen in den neu berechneten Permeabilitäten) und mit einer reduzierten Zeitschrittweite zu wiederholen.

In Kauf zu nehmen ist hierbei allerdings eine deutlich erhöhte Rechenzeit. Die im folgenden Kapitel vorgestellten Simulationsergebnisse basieren auf einem Rechenlauf, der für die gut zwei Jahre modellierte Zeit 6632 Zeitschritte aufwendete. Die benötigte Rechenzeit betrug 6 Stunden.

2. Die Druckbeaufschlagung des Bohrlochs erfolgt in mehreren Gasinjektionszyklen, bei denen jeweils ein (quasi Druck-geregelter) linearer Druckanstieg auf einen vorgegeben Zielwert (Kompressionsphase) gefolgt wird von einer Haltephase ohne Druck-Regelung. Programmtechnisch bedeutet das nicht nur eine zeitlich veränderliche Randbedingung in den Kompressionsphasen, sondern auch eine alternierende Art der Randbedingung: nämlich einerseits Druck-Randbedingung in der Ausgasungsphase und in den Kompressionsphasen und andererseits Fluss-Randbedingung in den Haltephasen.

Die dafür notwendige Möglichkeit eines flexiblen Wechsels der Art der Randbedingung während eines Rechenlaufs wird nun von einem zusätzlichen TOUGH2-Modul bereitgestellt.

6.4.3 Ergebnisse der Modellrechnungen

Die in diesem Kapitel in den Unterkapiteln 6.4.3.1 bis 6.4.3.3 vorgestellten Simulationsergebnisse sind die Ergebnisse *eines* Basis-Rechenlaufes. Unterschiedliche Probleme in der Ausgasungsphase und in der Injektionsphase wurden zuvor in zahlreichen separaten Test-Rechenläufen behandelt und gelöst. Am Schluss musste dann aus programmtechnischer Sicht nicht mehr zwischen Ausgasungsphase und Injektionsphase unterschieden werden. Weder ist ein manuelles Eingreifen am Ende der Ausgasungsphase erforderlich, noch sind unterschiedliche physikalische Prozesse für Ausgasungs- und Injektionsphase programmiert.

Dass in den folgenden Unterkapiteln dennoch zunächst die Ergebnisse für die Ausgasungsphase und anschließend die Ergebnisse für die Gasinjektionsphase vorgestellt werden, hat

rein praktische Gründe: Die Grafiken würden ansonsten mit Informationen überlastet; außerdem sind unterschiedliche physikalische Phänomene in der Ausgasungsphase und in der Injektionsphase von Wichtigkeit. Im Unterkapitel 6.4.3.4 werden schließlich die Ergebnisse der Varianten-Rechnungen vorgestellt.

Der Rechenlauf simuliert eine Zeit ab Auffahrung des Bohrlochs (=Beginn des Kriechens und der Ausgasung bei $t = 0$) von gut zwei Jahren (Ende der Simulation bei $t = 7 \cdot 10^7$ s). Dabei beginnt die Injektionsphase mit dem Start des 1. Injektionszyklus' 395 Tage nach Bohrloch-Erstellung. In diesem Rechenlauf wurde die simulierte Zeit in 6632 Zeitschritten durchlaufen, d.h. 6632 erfolgreiche TOUGH2→FLAC^{3D}→TOUGH2-Iterationszyklen wurden durchgeführt. (Die weiteren, nicht-erfolgreichen Iterationszyklen wirken sich nur auf die Rechenzeit, aber nicht auf das Rechenergebnis aus.) In jedem TOUGH2/FLAC^{3D}-Zeitschritt führt FLAC^{3D} für die Berechnung des Kriechvorgangs durchschnittlich 200 Unter-Zeitschritte durch, so dass insgesamt die Gebirgsmechanik mit über 1 Mio. FLAC^{3D}-„Steps“ berechnet wurde. Aufgrund der Modellannahmen (siehe Kapitel 6.4.2) wird der Kriechprozess vom TOUGH2-seitig berechneten Porendruck nicht direkt beeinflusst. Er wird hingegen sehr stark beeinflusst vom TOUGH2-seitig berechneten bzw. per Randbedingung vorgegebenen Bohrlochdruck. Aber selbst wenn der Kriechprozess gänzlich unbeeinflusst von der hydraulischen Entwicklung abläufe (während der gesamten Ausgasungsphase ist dies wegen des auf 0,1 MPa fixierten Bohrlochdrucks der Fall), so müsste dennoch der Kriechprozess sequentiell und synchron zur hydraulischen Entwicklung berechnet werden, um die für die M→H-Kopplung benötigten Minimalspannungen an den 6632 Zeitpunkten bereitzustellen.

6.4.3.1 Ausgasungsphase

Die Entwicklung des Porendrucks im Gebirge nach Erstellung des Bohrlochs zum Zeitpunkt $t = 0$ ist in Abb. 6.43 dargestellt. Zu sechs verschiedenen Zeitpunkten ist das radiale Profil des Porendrucks aufgezeichnet. Zur leichteren Orientierung sind die Bohrlochkontur bei 0,65 m und die Druck-Anfangsbedingung (AB) bei 6,8 MPa als dünne Linien eingefügt.

Ein Abfall des Porendrucks von mindestens 10 % bezogen auf die Anfangsbedingung reicht bereits nach einem Tag einen Meter weit ins Gebirge hinein. Zu diesem Zeitpunkt sind bereits 0,52 kg Luft (entsprechend 0,44 m³ bei 1 bar, 20 °C) pro Meter Bohrlochlänge und bezogen auf den Vollkreis²³ aus dem Gebirge in das Bohrloch ausgegast. Die weitere Ausgasung geschieht dann sehr viel langsamer. Nach einem guten Jahr (vor Beginn der Injektionsphase) ist der 10 %-ige Abfall des Porendrucks lediglich einen weiteren Meter ins Gebirge vorgedrungen. In jedem Fall kann festgestellt werden, dass die Ausgasung bei den hier zugrundeliegenden Modellannahmen wesentlich schneller geschieht als bei den Berechnungen auf Basis der vom IFG modellierten Schädigungs- und Dilatanzprozessen, wie ein Vergleich von Abb. 6.43 mit Abb. 6.17 zeigt.

²³ Wegen des Modellgebiets als schmales „Tortenstück“ mit geringer Höhe ist der für das Modellgebiet berechnete Wert um den Faktor 320 kleiner. Sämtliche im Text genannten Werte sind auf den Vollkreis und 1 m Bohrlochlänge bezogen.

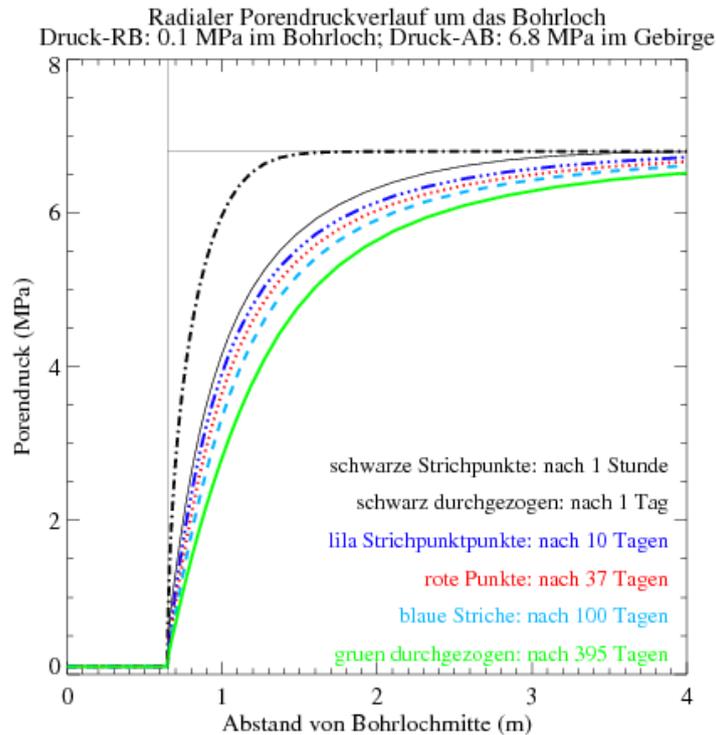


Abb. 6.43. Radialer Porendruckverlauf zu sechs verschiedenen Zeitpunkten während der Ausgasungsphase

Die Erklärung für die schnelle anfängliche Ausgasung zu Beginn und die relativ langsame Ausgasung später kann aus der nachfolgenden Abbildung herausgelesen werden. In Abb. 6.44 werden die radialen Verläufe des Porendrucks und der minimalen Hauptspannung miteinander verglichen. Die Linien (ob durchgezogen oder gestrichelt) geben den Verlauf des Porendrucks wieder; ihre Farben und Linienmuster entsprechen denen aus der vorangegangenen Abbildung, wobei aus Gründen der Übersichtlichkeit nur drei der zuvor sechs Zeitpunkte dargestellt sind. Die Symbole (Dreieck, „+“ und „x“) geben den Verlauf der minimalen Hauptspannung wieder; ihre Farben entsprechen den Farben der korrespondierenden Porendruck-Linien, jeweils zum entsprechenden Zeitpunkt.

Man erkennt, dass kurz nach dem Beginn der Rechnung das Porendruckprofil deutlich über dem Spannungsprofil liegt, während zu späteren Zeitpunkten Porendruck- und Spannungsprofil fast identisch sind.

Zu Beginn der Rechnung, mit dem Erstellen der Bohrung, fällt die minimale Hauptspannung zur Bohrlochkontur hin durch den elastischen Teil des Materialgesetzes instantan gegen den Wert ab, der als Randbedingung an der Bohrlochkontur anliegt; in diesem Fall 0,1 MPa (zur zeitlichen Entwicklung der Radialspannung siehe auch Abb. 6.9). Dann liegt der Porendruck weit über der minimalen Hauptspannung und die Kopplungsfunktion (Abb. 6.41) liefert eine relativ große Permeabilität im Bereich $k = 10^{-20}$ bis 10^{-19} m^2 . Die Luft kann nun relativ schnell aus dem konturnahen Bereich ausgasen; aber eben nicht unendlich schnell, weshalb der Porendruck noch einige Zeit deutlich größer als die Radialspannung ist (schwarze Kurve in Abb. 6.44). In den folgenden Stunden und Tagen ist die Ausgasung so stark, dass der Porendruck bis auf die Werte der minimalen Hauptspannung absinkt. Nun drosselt die Kopplungsfunktion den Ausgasungsprozess durch eine um Größenordnungen reduzierte Permeabilität.

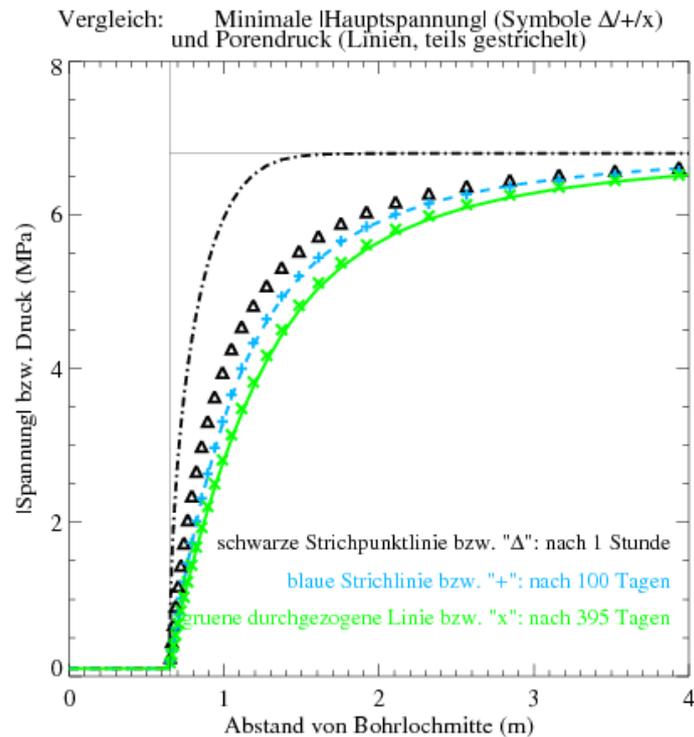


Abb. 6.44. Vergleich der radialen Verläufe des Porendrucks und des Betrages der minimalen Hauptspannung zu drei verschiedenen Zeitpunkten während der Ausgasungsphase. (In der $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ -Konvention sind kompressive Spannungen negativ.)

Die weitere Entwicklung des Porendrucks und der minimalen Hauptspannung, ab etwa 10 bis 100 Tage nach Auffahrung des Bohrlochs, wird durch einen andern Prozess dominiert: Kriechen. Wäre das Materialgesetz rein elastisch und würden die Radialspannungen nicht mit der Zeit zurückgehen, würden die Porendrücke durch die Ausgasung langsam aber sicher unter die Radialspannungen abfallen, wobei die dadurch weiter absinkende Permeabilität den Ausgasungsprozess schließlich praktisch stoppen würde. Durch den Kriechprozess sinken die Radialspannungen langsam ab und die Porendrücke folgen, gesteuert durch die Kopplungsfunktion, synchron (blaue und grüne Kurve in Abb. 6.44). Wichtig ist, dass sich die Radialspannungen unabhängig von den Porendrücken entwickeln (keine $\text{H} \rightarrow \text{M}$ -Kopplung). Es sind die Porendrücke, die sich über die starke $\text{M} \rightarrow \text{H}$ -Kopplung, den Radialspannungen angleichen.

Die Permeabilitätsentwicklung ist in Abb. 6.45 nochmals explizit dargestellt. Die bereits angesprochene große Permeabilität zu Beginn der Simulation und die Abflachung der Kurve ab etwa $t = 60$ Tage sind im linken Diagramm zu erkennen. Im rechten Diagramm ist der radiale Verlauf der Permeabilität zu vier verschiedenen Zeitpunkten dargestellt.

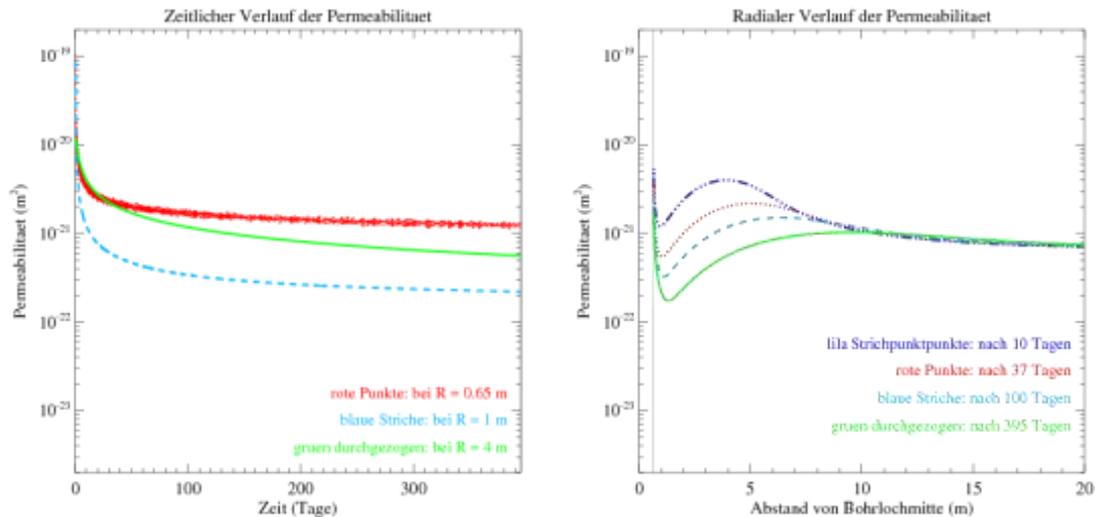


Abb. 6.45. Radiale und zeitliche Verläufe der Permeabilität während der Ausgasungsphase

Man erkennt, dass das radiale Permeabilitätsprofil ein Minimum durchläuft. Dieses liegt zunächst bei $x \approx 1$ m, wandert aber über das Jahr etwas nach außen bis etwa 1,5 m Abstand von der Bohrlochmitte. Das Permeabilitätsminimum ist der Flaschenhals der Ausgasung und unmittelbar bestimmend für die Ausgasungsgeschwindigkeit. Es kann in dem Bereich von einigen Dezimetern hinter der Kontur entstehen, weil hier die Radialspannung nicht nahe Null liegt (wie direkt an der Kontur) und zusätzlich das Radialspannungsprofil nicht flach (wie weit weg von der Kontur) sondern steil verläuft. In diesem Bereich schafft es die Ausgasung am besten, den Porendruck in die Nähe oder leicht unter die Minimalspannung zu drücken, so dass sich ein Minimum in der Permeabilität einstellt. Die Lage und die Tiefe des Permeabilitätsminimums hängen demnach mittelbar vom Kriechprozess ab.

6.4.3.2 Gasinjektionsphase

Nach 395 Tagen Ausgasung beginnt die Gasinjektionsphase. Die Druckbeaufschlagung geschieht in fünf Injektionszyklen wie in Kapitel 6.4.2.1 beschreiben. Abb. 6.46 zeigt den Druckverlauf im Bohrloch als Ergebnis der Modellrechnung (in blau) im Vergleich mit dem gemessenen Druckverlauf (in rot). Man sieht, dass es in diesem Basis-Rechenlauf bei keinem der Injektionszyklen zu einem merklichen Druckverlust im Bohrloch kommt, und dass deshalb vor allem der 4. und 5. Injektionszyklus nicht adäquat nachgerechnet werden können. Zu einem Gas-Durchbruch wie im Experiment beobachtet, kommt es in der Modellrechnung nicht.

Der Gasdruck (Porendruck) im Gebirge in der Injektionsphase ist in Abb. 6.47 dargestellt. Zu sieben verschiedenen Zeitpunkten ist das radiale Profil des Porendrucks aufgezeichnet. Wie in Abb. 6.43 sind die Bohrlochkontur bei 0,65 m und die Druck-Anfangsbedingung bei 6,8 MPa als dünne Linien eingefügt.²⁴

²⁴ Die Farbkodierung der Zeitpunkte in der Injektionsphase ist nicht mit der Farbkodierung in den Abbildungen zur Ausgasungsphase identisch. In allen Fällen steht die Farbfolge orange→schwarz→lila→rot→blau→grün→dunkelblau für eine zeitliche Ordnung früher→später.

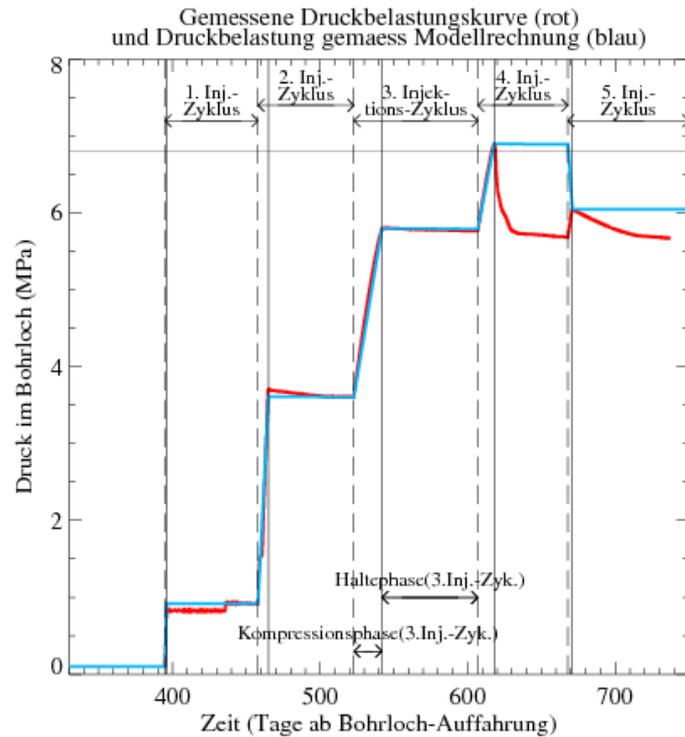


Abb. 6.46. Zeitlicher Verlauf des Gasdrucks im Bohrloch. Bei der Modellierung als Randbedingung vorgegeben sind die Bohrlochdrücke jeweils in den Kompressionsphasen. In den Haltephasen gehören sie zu den Rechenergebnissen; hier dargestellt im Ergebnis der Basis-Rechnung. Die dünne waagrechte Linie kennzeichnet den gewählten Gebirgsdruck (6,8 MPa).

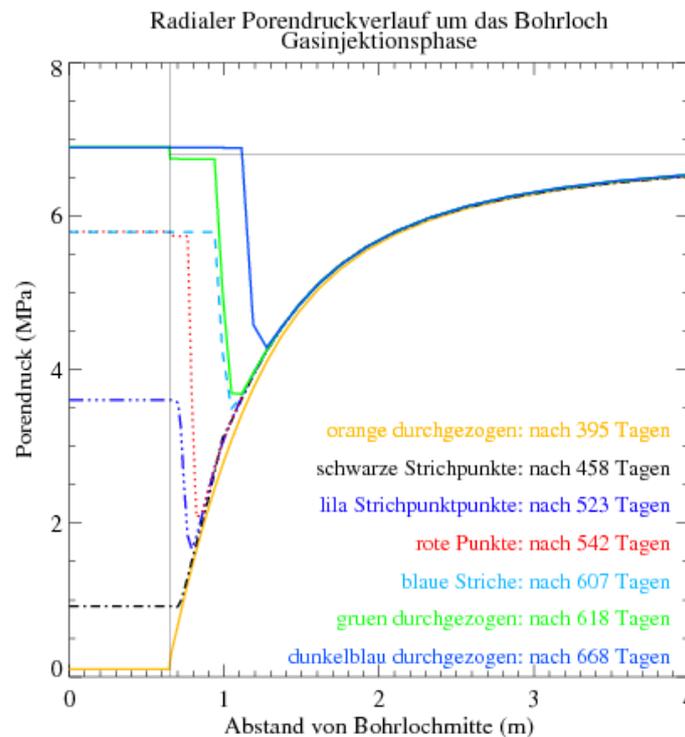


Abb. 6.47. Radialer Porendruckverlauf zu verschiedenen Zeitpunkten während der Injektionsphase

Die dargestellten Zeitpunkte umspannen die ersten vier Injektionszyklen.²⁵ Die ersten drei dargestellten Zeitpunkte, also die orange, schwarze und lila Linie entsprechen den Anfangszeitpunkten der ersten drei Injektionszyklen (was gleichzeitig die Zeitpunkte am Ende der Ausgasungsphase bzw. des ersten und zweiten Injektionszyklus sind). Von den letzten vier dargestellten Zeitpunkten entsprechen die beiden blauen Linien ebenfalls Anfangszeitpunkten, und zwar des 4. und des 5. Injektionszyklus. Diese fünf Linien umspannen also die ersten vier Injektionszyklen als deren Anfangs- bzw. End-Zeitpunkte. Zusätzlich sind für den 3. Injektionszyklus (rote Linie) und den 4. Injektionszyklus (grüne Linie) die Porendruckverläufe zu den Zeitpunkten t_{Stopp} aufgeführt. Der 3. und der 4. Injektionszyklus sind also hier besonders detailliert dargestellt, insgesamt mit den letzten fünf Linien (lila bis dunkelblau).

Man erkennt, dass sich nur bei der ersten Druckanhebung (auf 0,92 MPa) die Luft zeitnah in den kleinen, konturnahen Gebirgsbereich ausbreiten kann, in dem der Porendruck niedriger als im Bohrloch ist. Ab der zweiten Druckanhebung (auf 3,61 MPa) bildet sich hingegen kurz hinter der Kontur ein tiefes Druck-Minimum aus, das nur äußerst langsam abgebaut (d.h. aufgefüllt) wird. An dieser Situation ändert sich auch im 4. Injektionszyklus nichts, bei dem der Bohrlochdruck bis auf über den (für die Modellrechnung postulierten) Gebirgsdruck angehoben wird. Bis zum Ende des 4. Injektionszyklus sind lediglich 0,31 kg Luft (entsprechend 0,26 m³ bei 1 bar, 20 °C) ins Gebirge eingedrungen.

Ursache für die Ausbildung des Minimums ist der Effekt des Bohrlochdrucks als Spannungs-Randbedingung für den mechanischen Zustand, denn dadurch führt der Druckanstieg im Bohrloch zum Anstieg der minimalen Hauptspannung²⁶ im konturnahen Bereich (s. Abb. 6.12). Ein Anheben der Minimalspannung führt wegen der M→H-Kopplung $k = k(\sigma_{\text{min,eff}})$ lokal zu einem Absinken der Permeabilität, jedenfalls dann, wenn der Porendruck nicht lokal um denselben Betrag steigt. Nun geschieht jedoch die Anhebung der Minimalspannung hinter der Kontur immer mit einem zeitlichen Vorsprung gegenüber einer entsprechenden Erhöhung des Porendruckes, denn sie geschieht immer im elastischen Sinne sofort, während sich der Porendruck erst über einen advektiven Fluss-Prozess ausbreiten muss. Die Permeabilität sinkt deshalb hinter der Kontur bei jeder Druckerhöhung im Bohrloch zunächst einmal ab,²⁷ so dass kein Gas aus dem Bohrloch diesen Bereich passieren und tiefer ins Gebirge eindringen kann.

Die Permeabilitätsentwicklung in der Injektionsphase ist in Abb. 6.48 dargestellt und zeigt diesen Effekt nochmals im Detail. Die Farben der Linien entsprechen denen aus der vorangegangenen Abbildung zu den entsprechenden Zeitpunkten, wobei aus Gründen der Übersichtlichkeit nur fünf Zeitpunkte dargestellt sind. Auf der linken und der rechten Seite sind dieselben Daten dargestellt; lediglich der dargestellte Bereich der x-Achse ist unterschied-

²⁵ Der 5. Injektionszyklus ist hier nicht dargestellt, weil die Modellrechnung statt der Kompressionsphase eine Expansionsphase einfügen musste, um den gewünschten Druck-Zielwert zu erreichen, so dass in diesem Zeitabschnitt ein in der Realität nicht stattgefundener Prozess (Gasentnahme statt -injektion) simuliert wurde.

²⁶ d.h. ihres Betrages, s. a. Fußnote 22, S. 198.

²⁷ Diese Situation ändert sich grundlegend erst dann, wenn die Hauptspannung in radialer Richtung nicht mehr die minimale Hauptspannung ist. Im Konturelement ist dies bei einem Bohrlochdruck über 3,6 MPa der Fall, 20 cm hinter der Kontur erst bei einem Bohrlochdruck über 5,5 MPa.

lich, um die dargestellten Permeabilitätsverläufe einfacher mit Abb. 6.45 (Permeabilitäten Ausgasungsphase) bzw. Abb. 6.47 (Porendrücke Injektionsphase) vergleichen zu können.

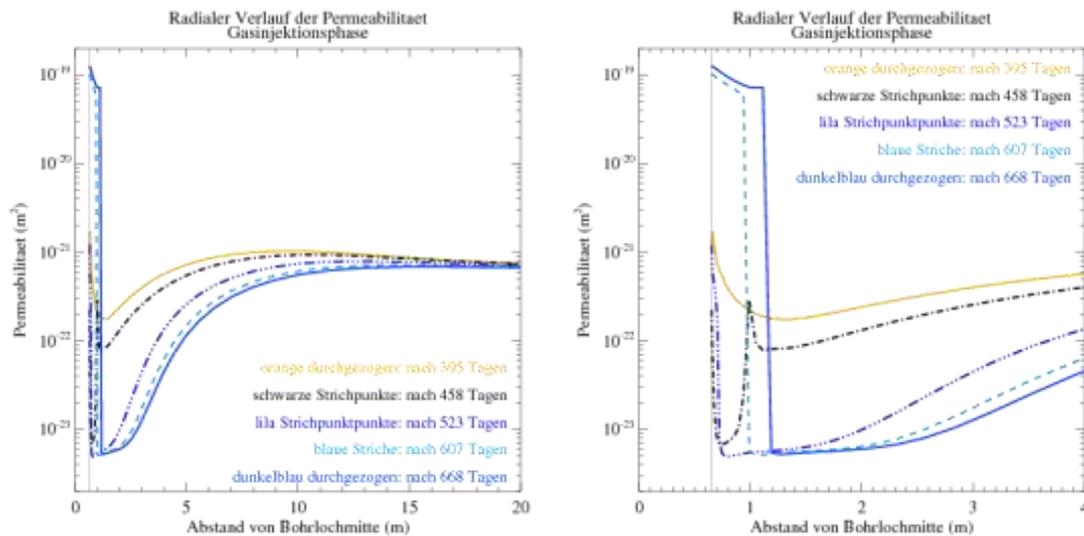


Abb. 6.48. Radialer Permeabilitätsverlauf zu verschiedenen Zeitpunkten während der Injektionsphase. Auf der rechten Seite ist der konturnahe Bereich vergrößert dargestellt.

Die erste dargestellte Linie (orange, zu Beginn der Injektionsphase) ist identisch mit der letzten dargestellten Linie von Abb. 6.45 (am Ende der Ausgasungsphase). Neben dem bereits in der Ausgasungsphase existierenden Permeabilitätsminimum entsteht ein neues, um etwa eineinhalb Größenordnungen tieferes Minimum. Es entsteht sehr früh – bereits im 1. Injektionszyklus – und noch konturnäher als das alte Minimum, wie auf dem rechten Diagramm zu erkennen ist. Erst bei einem Bohrlochdruck von 5,8 MPa (dritte Druckstufe, hellblau) werden zumindest die ersten Dezimeter Salzgestein mit Gas „aufgefüllt“ (d.h. Porendruck \approx Bohrlochdruck), so dass die Permeabilität hier um vier Größenordnungen ansteigt. Die Ursache dafür, dass sich der Permeabilitätsverlauf im 3. Injektionszyklus qualitativ ändert, ist nur zu einem kleinen Teil der weiter gestiegene Porendruck-Gradient, der den advektiven Darcy-Fluss antreibt, und auch nicht die längere Zeitspanne, die der (wegen der kleinen Permeabilität minimale) Gasfluss andauert. Vielmehr herrscht bei einer mechanischen Druck-Randbedingung von etwa 3,6 MPa ein nahezu isotroper Spannungszustand im Konturelement (s. Abb. 6.12). Bei einer weiteren Anhebung der radialen Druck-Auflast wird die Tangentialspannung zur minimalen Hauptspannung, und in weiterer Folge sinkt die Minimalspannung mit zunehmender Druck-Auflast (während sie bis dahin anstieg). Dadurch ändert sich $\sigma_{\min, \text{eff}}$ nun sehr schnell und wechselt vom Kompressions- in den Zugbereich. Gerade in dem Bereich $\sigma_{\min, \text{eff}} \approx 0$ ist die Permeabilität mit besonders hoher Potenz von $\sigma_{\min, \text{eff}}$ abhängig (vgl. Abb. 6.41), so dass es zu dem Permeabilitätssprung um vier Größenordnungen kommen kann.

Bereits wenige Dezimeter hinter der Kontur wird der isotrope Spannungszustand auch in der vierten und höchsten Druckstufe nicht erreicht. Dies ist auch in Abb. 6.48 zu erkennen und zwar daran, dass in diesem Bereich (Bohrlochabstand 1,2–10 m) die Permeabilitäten mit steigendem Bohrlochdruck bei praktisch gleichbleibendem Porendruck immer weiter absinken; hier ist also nach wie vor die ansteigende Radialspannung und nicht die absinkende Tangentialspannung die minimale Hauptspannung.

Das bedeutet nicht, dass das Gas überhaupt nie weiter in das Gebirge vordringen kann. Wie ein Vergleich der roten und der blauen Kurve, oder der grünen und der dunkelblauen Kurve in Abb. 6.47 zeigt, dringt das Gas in den Haltephasen der höheren Druckstufen durchaus weiter in das Gebirge vor, obwohl sich die totalen Spannungen in diesen Phasen praktisch nicht verändern.²⁸ Das Gas schafft sich über die Zeit auch selbst die notwendigen höheren Permeabilitäten, denn wenn der Gasdruck in einem Bereich anfängt zu steigen, steigen über $\sigma_{\min, \text{eff}}$ auch die Permeabilitäten, das Gas kann immer leichter eindringen, und der Gasdruck-Anstieg beschleunigt sich selbst, bis er nahezu schlagartig in diesem Bereich auf Bohrloch-druckniveau emporschnellt.

Die Geschwindigkeit, mit der dieses Vordringen stattfindet, hängt sehr stark von den modellierten physikalischen Details dieses Eindringprozesses ab, aber auch – vor allem dort, wo mikrophysikalische Prozesse in dem gewählten kontinuumsmechanischen Modell nicht abgebildet werden (können) – von den numerischen Details. So treten bei dem beschriebenen Vordringen des Gases extrem hohe Permeabilitätssprünge zwischen benachbarten Gitterelementen auf (s. Abb. 6.48 rechts). Hier bekommt eine große Bedeutung, wie die Permeabilität zweier Nachbarelemente für die Berechnung des Gasflusses zwischen diesen Elementen gemittelt werden soll.²⁹ Ebenso die Frage, ob die räumliche Auflösung bei dem aus 50 Elementen bestehenden Gitternetz ausreichend ist. Diese Aspekte werden in Kap. 6.4.4 nochmals aufgegriffen.

6.4.3.3 Gesamtbetrachtung Ausgasung und Injektion

Neben den experimentell schwer zu bestimmenden Gasdruckprofilen im Gebirge ist aus experimenteller Sicht die Gasbewegung vom Bohrloch ins Gebirge (oder in umgekehrter Richtung) von besonderem Interesse, weil diese relativ gut gemessen werden kann.

Abb. 6.49 zeigt den Gasaustausch zwischen Gebirge und Bohrloch für die gesamte Simulation. Wie in Abb. 6.34 und Abb. 6.40, welche die Gasbilanz in den Modellrechnungen mit dem Erweiterten-Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz darstellen, ist auch hier die Vorzeichenkonvention so gewählt, dass negative Werte eine negative Massenbilanz für das Gebirge bedeuten. Der Nullpunkt der Massenbilanz ist im linken Diagramm auf den Nullpunkt der Zeitachse (=Simulationsbeginn=Erstellung des Bohrlochs) geeicht. Im rechten Diagramm auf den Beginn der Injektionsphase. Die Massenbilanz ist angegeben pro Meter Bohrlochlänge (s. a. Fußnote 23, S. 202).

Man erkennt einen sehr steilen Abfall der linken Kurve in den ersten Tagen der Rechnung. Anschließend wird die Kurve deutlich flacher um von $t = 50$ bis 395 Tage mit fast konstanter Steigung bis auf $-1,7$ kg abzusinken. Hier zeigt sich wieder die bereits oben in der Diskussion zu Abb. 6.44 beobachtete Zweiteilung der Ausgasungsphase: Im ersten Teil mit hoher Ausgasungsrate wird die Geschwindigkeit des Prozesses von der (hohen) Permeabilität im konturnahen Bereich bestimmt. Im zweiten Teil mit niedrigerer Ausgasungsrate wird die Geschwindigkeit des Prozesses letztlich von der Kriechgeschwindigkeit gesteuert.

²⁸ Lediglich durch den Fließprozess kommt es stets zu kleinen Spannungsumlagerungen.

²⁹ In den hier präsentierten Modellrechnungen wurde das harmonische Mittel gewählt, was für die hydraulische Kontinuumsmechanik als das natürliche Wichtungsverfahren angesehen werden kann.

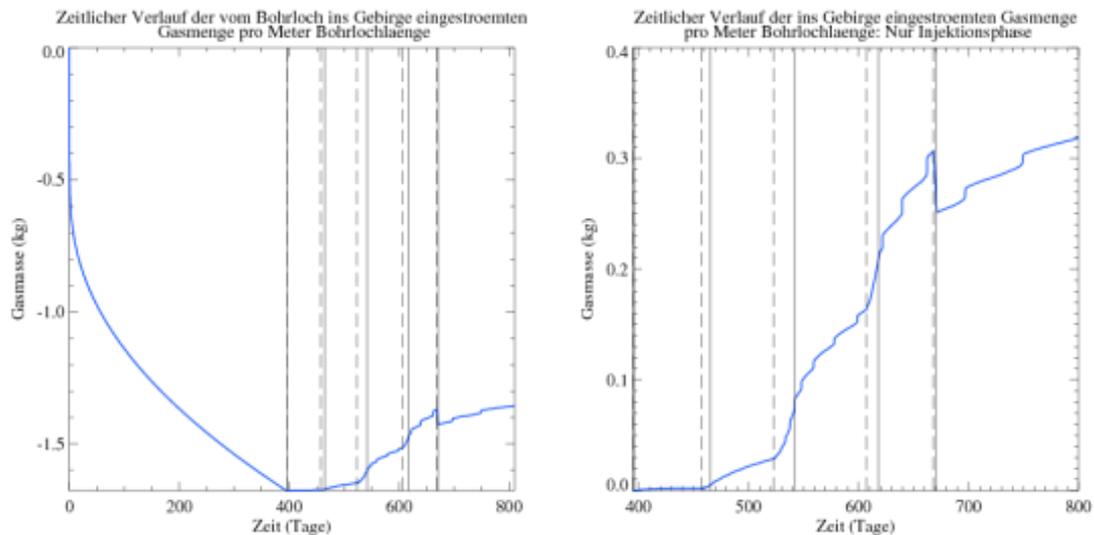


Abb. 6.49. Aus dem Bohrloch ins Gebirge abgeströmte Gasmenge pro Meter Bohrlochlänge. Negativ für negative Massenbilanz im Gebirge. Senkrechte Hilfslinien kennzeichnen die Zeitpunkte der Kompressions- und Haltephasen der fünf Injektionszyklen (vgl. Abb. 6.42).

Nachdem das Bohrloch verschlossen ist, ist die Gasbilanz über eine genaue Messung der injizierten Gasmenge und des Gasdrucks im Bohrloch (bei angenommener Verlustfreiheit) prinzipiell bestimmbar. Deshalb ist im rechten Diagramm von Abb. 6.49 die Massenbilanz nochmals alleine für die Injektionsphase dargestellt. Zur genauen zeitlichen Orientierung sind die Zeitpunkte der Kompressions- und Haltephasen der fünf Injektionszyklen gekennzeichnet.

Zu Beginn der Injektionsphase bei $t = 395$ Tage, wenn das Bohrloch verschlossen und der Gasdruck im Bohrloch auf 0,92 MPa angehoben wird, kommt der Ausgasungsprozess augenblicklich zum Stillstand. Der Grund dafür liegt nicht darin, dass der Bohrlochdruck bereits zu einem Bereich mit einem in das Gebirge weisenden Porendruck-Gefälle geführt hätte. Vielmehr wird durch die Anhebung der Minimalspannung ein Permeabilitätsminimum erzeugt, das eine Gasströmung in seinem Bereich praktisch unterbindet (s. Abb. 6.47 und Abb. 6.48).

Auch in den darauffolgenden Injektionszyklen kann nur sehr wenig Gas ins Gebirge eindringen, bis zum Ende des 4. Injektionszyklus' 0,31 kg (entsprechend $0,26 \text{ m}^3$ bei 1 bar, $20 \text{ }^\circ\text{C}$). Lediglich in einem kleinen Gesteinsbereich von wenigen Dezimetern Tiefe wird der Porendruck auf Bohrlochdruck angehoben. Der dort verfügbare Porenraum ist jedoch insgesamt so klein, dass dem Bohrloch nur so wenig Gas entzogen wird, dass der Bohrlochdruck in den Haltephasen nur unmerklich absinkt. Deshalb ist der 5. Injektionszyklus' auch nicht mehr aussagekräftig. Da der Bohrlochdruck am Ende des 4. Injektionszyklus' höher ist als der Druck-Zielwert im 5. Injektionszyklus, wird der Bohrlochdruck in der folgenden „Kompressionsphase“ zwangsläufig reduziert statt erhöht. Dadurch strömt kurzfristig wieder Gas aus dem konturnahen Bereich zwischen Kontur und Porendruck-Minimum in das Bohrloch zurück.

6.4.3.4 Rechenergebnisse aus den Parametervarianten

Um die Abhängigkeit der Modellierungsergebnisse von zwei wichtigen Modellparametern zu untersuchen, wurden verschiedene Parametervarianten durchgerechnet (Erläuterungen s. Kap. 6.4.2.2):

- a. Reduzierter Gebirgsdruck: 5,5 MPa
- b. M→H-Alternative: M→H-Kopplung von Tangential- statt Minimalspannung abhängig
- c. Reduzierter Gebirgsdruck und M→H-Alternative

Diese Parametervarianten sind nicht mit der Zielsetzung konzipiert worden, die Ergebnisdifferenzen zwischen Großversuch und Modellierung zu untersuchen und zu einer Übereinstimmung zu bringen. Vielmehr wurden sie bereits geplant, bevor die Versuchsergebnisse der entscheidenden 4. und 5. Injektionsphase vorlagen.

Hier werden die qualitativen Ergebnisunterschiede zwischen den Varianten-Rechnungen und der in Kap. 6.4.3.1 bis 6.4.3.3 präsentierten Basis-Rechnung zusammengestellt:

- a. Reduzierter Gebirgsdruck: Obwohl in dieser Variante der Gasdruck im Bohrloch den lithostatischen Druck bereits im 3. Injektionszyklus überschreitet und im 4. Injektionszyklus deutlich überschreitet, unterscheiden sich die Ergebnisse qualitativ nicht von der Basis-Rechnung. Quantitativ lässt sich feststellen, dass in der Ausgasungsphase eine geringere Gasmenge in das Bohrloch abströmt (weil der Druckgradient zwischen anfänglichem Porendruck und Bohrlochdruck kleiner ist) und in der Injektionsphase eine größere Gasmenge in das Bohrloch einströmt (ebenfalls aufgrund des – jetzt größeren – Druckgradienten. jeweils im Vergleich zur Basis-Rechnung).
- b. M→H-Alternative: Diese Variante unterscheidet sich gegenüber der Basis-Rechnung vor allem im Permeabilitätsverlauf in der Ausgasungsphase und im Porendruckverlauf in der Injektionsphase. Die Tangentialspannung liegt während der Ausgasungsphase durchweg über der angenommenen anfänglichen Gebirgsspannung und nimmt in den ersten Dezimetern/Metern hinter der Kontur ihre höchsten Werte ein (s. Abb. 6.7). Die Permeabilität ist deshalb hier bei der M→H-Alternative insbesondere in Konturnähe extrem niedrig, wie Abb. 6.50 (links) zeigt, und verhindert effektiv die Ausgasung (lediglich 0,08 kg statt 1,7 kg in der Basis-Rechnung). Die Ausgangssituation zu Beginn der Injektionsphase ist insofern anders als im Basis-Fall, als dass hier der ausgegaste Gesteinsbereich viel kleiner ist. Deshalb kann der Porenraum hinter der Kontur schnell mit Luft aufgefüllt werden (bis zum Druck-Gleichgewicht mit dem Bohrlochdruck), und es entstehen keine Druck- und Permeabilitätsminima (Abb. 6.50 rechts). Beim Wieder-Auffüllen des Porenraums mit Luft hilft auch, dass hier die für die Permeabilität relevante Spannungskomponente bei Erhöhung des Bohrlochdruckes nicht ansteigt (wie im Basis-Fall), sondern absinkt. Die Permeabilitäten sind zwar immer noch sehr klein – kleiner als im Basis-Fall zum entsprechenden Zeitpunkt, aber doch größer als in der Ausgasungsphase. Deshalb ist auch die in der Injektionsphase bis zum 4. Injektionszyklus ins Gebirge eingepresste Gasmenge zwar kleiner als im Basis-Fall, aber doch größer als die in der Ausgasungsphase dem Gebirge entzogene Gasmenge, so dass hier insgesamt die Gasbilanz für das Gebirge positiv ausfällt.

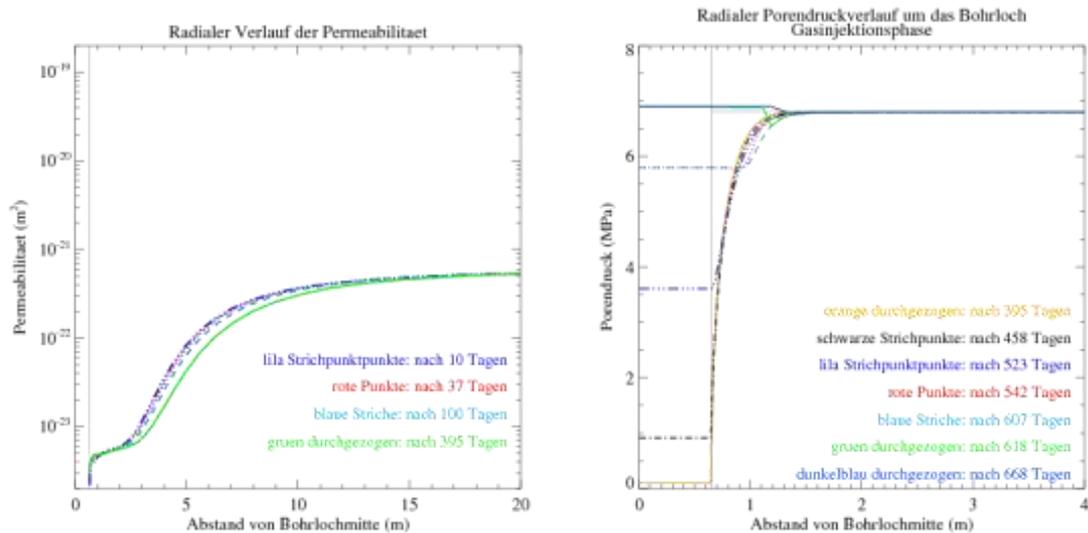


Abb. 6.50. Variante b: $M \rightarrow H$ -Kopplung von Tangential- statt Minimalspannung abhängig. Qualitative Unterschiede zur Basis-Rechnung zeigen sich im Vergleich des Permeabilitätsverlaufs (links) mit Abb. 6.45 und des Porendruckverlaufs (rechts) mit Abb. 6.47.

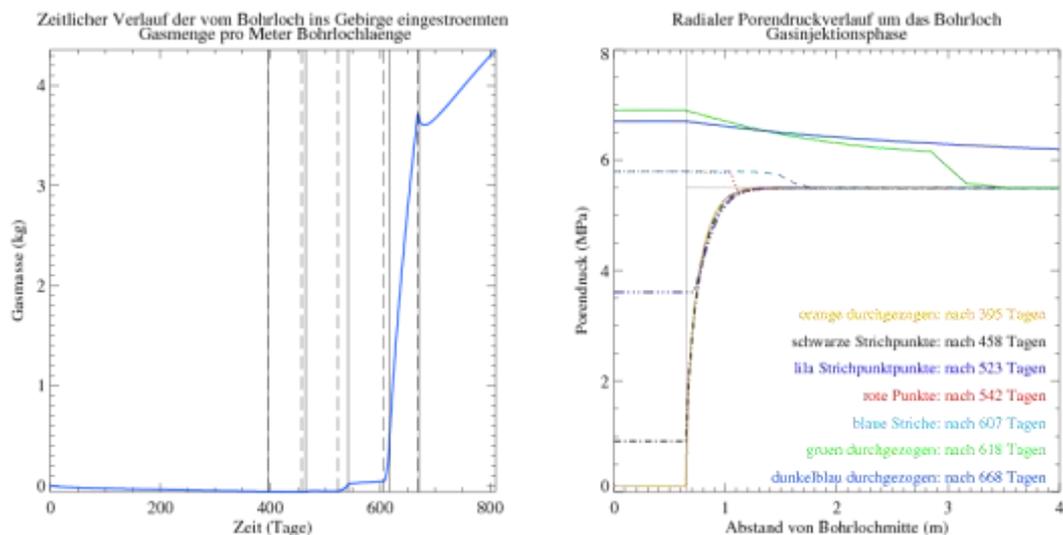


Abb. 6.51. Variante c: Reduzierter Gebirgsdruck und $M \rightarrow H$ -Alternative in Kombination: Qualitative Unterschiede zur Basis-Rechnung zeigen sich im Vergleich des Porendruckverlaufs (rechts) mit Abb. 6.47 und im Vergleich des zeitlichen Verlaufs der ins Gebirge eingeströmten Gasmenge (links) mit Abb. 6.49 (hier unterschiedliche y-Achsen-Skalierung!).

- c. Reduzierter Gebirgsdruck und $M \rightarrow H$ -Alternative: Diese Variante ähnelt in der Ausgasungsphase der Variante b. Die Ergebnisse der Injektionsphase unterscheiden sich aber überraschend deutlich von allen anderen Varianten: Abb. 6.51 zeigt rechts den Porendruckverlauf im Gebirge während der Injektionsphase und links den Gasaustausch zwischen Gebirge und Bohrloch für die gesamte Simulation. Wie oben für Variante b ausgeführt, entstehen auch in dieser Variante keine Druck- und Permeabilitätsminima, so dass sich hier bereits im 3. Injektionszyklus ein Zustand einstellt, wo

der Porendruck flächendeckend über dem anfänglichen Porendruck und über der hier relevanten Tangentialspannung liegt³⁰. Ersteres führt zu einer Flussrichtung ins Gebirge hinein und letzteres zu einer hohen Permeabilität. Beides zusammen führt zu einem – relativ zur Basis-Rechnung – sehr starken Gasfluss im 4. Injektionszyklus vom Bohrloch ins Gebirge (Abb. 6.51 links). Nicht nur ist die Gasbilanz nach Ausgasungs- und Injektionsphase insgesamt für das Gebirge positiv, wie in Variante b, sondern auch die absolute Gasmenge, die in der Injektionsphase ins Gebirge strömt, übertrifft die entsprechende Menge der Basis-Rechnung um eine gute Größenordnung. In der Haltephase des 4. Injektionszyklus‘ kommt es aufgrund der starken Abströmung erstmals zu einem merklichen Absinken des Gasdrucks im Bohrloch; allerdings immer noch nicht in dem Maße, wie es im Großversuch zu beobachten ist, wo der Bohrlochdruck innerhalb kurzer Zeit auf den Ausgangsdruck des 4. Injektionszyklus‘ zurückfällt.

6.4.4 Status Simulationsrechnungen / Offene Fragen

Die hier präsentierten Arbeiten haben wichtige Ergebnisse für die Gasausbreitung in Steinsalz geliefert. Aus ihnen lassen sich die folgenden Ansätze für eine Weiterentwicklung der Gasausbreitungs-Modellierung ableiten:

1. Der relativ starke Gasfluss nach der 4. Druckstufe in Rechenfall-Variante c war im Vorfeld nicht erwartet und ergibt sich auch erst durch die Berücksichtigung der Ausgasungsphase (und den dementsprechenden Anfangszustand für die Injektionsphase). Die Modellierung von Ausgasungs- und Injektionsphase mit einem einheitlichen Modellsystem hat sich demnach nicht nur als machbar, sondern auch als zweckdienlich und wichtig herausgestellt.
2. Die angenommene H→M-Kopplung mit voller Wirkung des Bohrloch-Druckes als Radialspannung und keiner Wirkung des Porendruckes auf die Gesteinseigenschaften kann in Konturnähe unter bestimmten Voraussetzungen zu einer „Auflockerungszone“ mit extrem niedriger Permeabilität, unterhalb derer von unverritztem Steinsalz, führen. Hier sollte die Wirkung einer modifizierten Kopplung – nur anteilige Wirkung des Bohrloch-Druckes und/oder anteilig gemäß Biot-Faktor wirkender Einfluss von Porendruck-Änderungen auf den Spannungszustand – untersucht werden..
3. Die M→H-Kopplung mit Tangens-Hyperbolicus-Abhängigkeit der Permeabilität ist die zentrale Schnittstelle bei der hier präsentierten Versuchs-Modellierung. Auch andere Einflussgrößen (z.B. H→M-Kopplung) entfalten ihren Einfluss über ihre Kombination mit der M→H-Kopplung. Auch Varianten der M→H-Kopplung können zu stark unterschiedlichen Rechenergebnissen führen (siehe Rechenfall-Variante c). Hier wäre es lohnenswert, die genaue Form der Permeabilitäts-Abhängigkeit (z.B. von effektiver Minimalspannung, Tangentialspannung, Mittlerer Spannung, ...) evtl. auch in Abhängigkeit von geometrischen Einflussgrößen neu festzulegen.

³⁰ Die Tangentialspannung ist aufgrund des als radiale Auflast wirkenden Bohrlochdruckes hier deutlich niedriger als der in Abb. 6.7 und qualitativ für die Ausgasungsphase gültige Verlauf.

4. Bezüglich der Permeabilitätsänderungen werden im kontinuumsmechanischen Modell keine weiteren Vorgaben gemacht oder benötigt, welche mikrophysikalischen Modelle (z.B. Vernetzung von Porenraum) für die Permeabilitätsänderungen verantwortlich sind (s. nächstes Kapitel). Bei der numerischen Umsetzung des Flussprozesses sind aber numerische Vorgaben nötig, die ggf. in ihrer Wirkung auch einem physikalischen Prozess entsprechen können. Bei den hier präsentierten Modellierungsergebnissen treten z.B. gelegentlich extrem hohe Permeabilitätssprünge bei gleichzeitig großem Druckgradienten zwischen benachbarten Gitterelementen auf, wodurch die Vorgabe wichtig wird, wie die Permeabilität zweier Nachbarelemente gemittelt werden soll. Diesbezüglich sollte untersucht werden, ob weitere numerische Vorgaben ergebnisrelevant sind, und die als solche identifizierten Vorgaben sollten in ihrer physikalischen Bedeutung analysiert werden. Alternativ könnten evtl. an den identifizierten Stellen mikrophysikalische Phänomene explizit in das Rechenprogramm implementiert werden.
5. Die in Kap. 6 angenommene vereinfachte Geometrie war erforderlich, um mit einem einfach zu handhabenden Modellgebiet – sowohl bezüglich der erforderlichen Rechenzeit als auch der Ergebnisauswertung und -interpretation – die Erfahrung zu sammeln, die notwendig ist, um eine so komplexe Modellierung durchzuführen. Gleichzeitig deuten mehrere Versuchsergebnisse (z.B. im Experiment die inhomogene und anisotrope Gasausbreitung oder in der Modellierung die Reichweite der Gasausbreitung z.T. bis zum Bohrloch-Abstand der Messbohrungen, welche eine Senke für das einströmende Gas dargestellt hätten) darauf hin, dass eine detailgetreuere Abbildung der Versuchsgeometrie zu substantiellen Unterschieden in den Modellierungsergebnissen führen könnte. Zur Durchführung von derartigen Modellrechnungen liegen am Versuchsstandort optimale Verhältnisse vor, weil einerseits die Geologie einfach ist und zum anderen die Hohlräume bereits aufwändig vermessen wurden.

Weiterhin könnten sehr hohe Permeabilitätssprünge zwischen benachbarten Gitterelementen darauf hindeuten, dass die Gitterauflösung zu grob ist. Hier sollten ein moderates Abweichen von den Symmetrieanahmen und eine feinere räumliche Auflösung in Betracht gezogen werden, wobei wegen des überproportionalen Anstiegs der Rechenzeit mit der Anzahl der Gitterelemente jede Modellgebietserweiterung gut begründet sein muss.

Der im letzten Punkt angesprochene Aspekt einer möglicherweise erheblichen Beeinflussung der Gasausbreitung durch die Mess-Bohrungen lässt sich nicht nur durch eine verfeinerte Geometrie in weiterentwickelten Modellierungen untersuchen. Auch experimentell wäre die Möglichkeit einer Untersuchung durch Verfüllung der Mess-Bohrungen und Wiederholung der Druckbeaufschlagung des Großbohrlochs gegeben. Versuchsergebnisse dieser Art wären für die spätere Validierung von weiterentwickelten Modellen zur Simulation der Gasausbreitung in Steinsalz von allergrößter Bedeutung (s. Kap. 7.3).

7. Zusammenfassung / Status Gastransport / Ausblick

Die aus der in Kap. 1 beschriebenen Aufgabenstellung und den Untersuchungsschwerpunkten vorliegenden Ergebnisse werden nachfolgend zusammengefasst.

7.1 Zusammenfassung Vorhabensergebnisse

7.1.1 In situ-Ergebnisse

In der ehemaligen Kaligrube Merkers ist ein Großversuch zur Untersuchung der Gasdruckbelastbarkeit des Salzgebirges durchgeführt worden. Unter Ausnutzung der Lagerstättensituation - geschichtete Salzlagerstätte mit den zwei Kaliflözen Hessen und Thüringen, die jeweils über ein Kammer-Pfeiler-System abgebaut wurden, und dem Mittleren Werra-Steinsalz (Mächtigkeit ca. 82 m) dazwischen – wurde ein Versuchsort zur Untersuchung der Gasdruckbelastbarkeit von Steinsalz und den daraus resultierenden Effekten eingerichtet. Mittels einer Rolllochbohrmaschine wurde von der 2. Sohle ein vertikales Großbohrloch mit einem Durchmesser 1,30 m und einer Länge von 60 m erstellt, woraus nach Abdichtung des unteren Zugangs ein nutzbares Hohlraumvolumen für die Druckbeaufschlagung von 50 m³ resultierte.

Dieses Bohrloch wurde nach Aufbau eines Gerüsts mit Druck-, Dehnungs- und Temperaturgebern in zwei Messebenen instrumentiert, wobei die Messleitungen über gasdichte Durchführungen nach unten aus dem Bohrloch herausgeführt wurden. Gleichzeitig bestand ein hydraulischer Zugang vom Hohlraumvolumen über ein durch ein Packersystem abgedichtetes Bohrloch zur 1. Sohle sowie über ein Druckrohr nach unten zur 2. Sohle. Zusätzlich wurden im Bereich des später eingebrachten Sorelpfropfens bei ca. 7,5 m Höhe drei GLÖTZL-Druckkissen (auf der Kontur sowie axial und vertikal ausgerichtet) installiert.

Bei der Verfüllung des unteren Bohrlochabschnittes mit dem vorgesehenen MgO-Binder DBM2 traten unerwartet große Probleme bei der Verarbeitung auf, die zu erheblichen zeitlichen Verschiebungen geführt haben, weil zunächst eine andere Mischtechnik installiert werden musste. Letztlich wurde in zwei Verfüllkampagnen über ein ca. 60 m langes Fallrohr von der 1. Sohle ein Sorelpfropfen von ca. 21 m Höhe, bestehend aus DBM2 (13 m) und einem Brucit-Material (8 m) eingebracht. Zusätzlich wurde dieser Pfropfen noch mit ca. 2 m³ Salzlösung als hydraulische und kapillare Sperrschicht gegen ein Eindringen von Gas in den Verschlusspfropfen überschichtet.

Parallel dazu wurden ein mikro-seismisches Messarray zur Überwachung des Versuchsorts eingerichtet (s. Kap. 4) und mehrere Messbohrlöcher zur Bestimmung der Gas-Permeabilität des anstehenden Salzgebirges sowie zur Messung des Spannungszustandes entlang eines vertikalen Teufenprofils zwischen den beiden Abbausohlen als wesentliche gesteinsmechanische Rahmenbedingungen erstellt.

Die Analyse der Spannungsbedingungen am Versuchsort mit den experimentellen Hydrofracmessungen, der Abschätzung des lithologischen Spannungszustandes anhand des lithologischen Teufenprofils sowie einer geomechanischen 2D-Modellierung zeigten keine eindeutigen Ergebnisse, weil die Effekte des Kammer-Pfeiler-Systems die Spannungsverteilung

innerhalb des Mittleren Werra-Steinsalzes erheblich überlagern. Unabhängig davon dokumentieren die Messungen sowie Modellrechnungen, dass die abbaubedingte Entspannung des Mittleren Werra-Steinsalzes auf die hangenden bzw. liegenden Bereiche mit einer Ausdehnung von 10 – 15 m beschränkt ist. Damit lagen für die Durchführung der Druckbeaufschlagung günstige Rahmenbedingungen vor, wobei je nach Verfahren ein σ_{\min} zwischen 6 und 8 MPa ausgewiesen wurde.

Die lokale Dichtheit des Salzgebirges wurde durch eine Permeabilitätsbohrung aus dem GBL heraus in die Hohlraumkontur untersucht, wobei, abgesehen von einer geringen Auflockerung um die Messbohrung selber, bereits für den Konturabstand 25 cm eine Dichtheit von kleiner als 10^{-20} m^2 (unter der Auflösungsgrenze der Messmethodik) bestimmt wurde.

In der parallel zum GBL verlaufenden 62 mm-Permeabilitätsbohrung (ca. 100 L druckbeaufschlagtes Gasvolumen) wurden über einen Zeitraum von mehr als 1100 d Drucktests (insgesamt 14 Druckstufen sowie ein nachfolgendes Belastungsregime mit unterschiedlichen konstanten Gasinjektionsraten) durchgeführt. Dabei kam es in der Druckstufe bei ca. 99 bar zu einem Gasdurchschlag, wobei sich der Gasdruck anschließend auf einem Druckniveau von ca. 80 bar stabilisierte. Der gegenüber den Bedingungen des GBL erhöhte Spannungswert resultiert aus der Überzugswirkung des Pfeilers unterhalb der Bohrung.

Die Auswertung der Gasinjektionstests mit einem einfachen analytischen Verfahren mit radialer Gasströmung unter Aufsättigung eines definierten Porenraums ergab eine mittlere Gaspermeabilität in der Größenordnung von 10^{-23} m^2 vor dem Gasdurchschlag, sowie eine Zunahme um vier Größenordnungen beim Gasdurchschlag bis auf $>10^{-20} \text{ m}^2$. Danach ging die Gaspermeabilität mit dem Absinken des Gasdruckes auf den ursprünglichen Wert zurück. Damit werden die Ergebnisse aus den Bohrlochtests des Vorgängervorhabens IfG (2007) unmittelbar bestätigt, die ebenfalls entsprechende Größenordnungen, sowohl für die Gasdichtheit des Salzgebirges als auch für die Zunahme der Permeabilität beim Gasdurchbruch zeigten. Allerdings traten bei den nachfolgenden Gasinjektionstests (mit konstanten Injektionsraten von 50 bzw. 200 ml/min) deutlich größere Effekte bereits bei 80 bar auf, die gleichzeitig mit signifikanten mikro-seismischen Ereignissen verknüpft waren. Sie belegen einen Gasdurchbruch entlang einer horizontalen Durchtrittsfläche in Richtung des GBL (s. Kap. 4.4.1.3. Nach dem Gasdurchschlag geht die mikro-seismische Aktivität entlang der Gasdurchtrittsfläche auf 0 zurück, was zumindest qualitativ den Prozess der Selbstabdichtung dokumentiert.

Der in den beiden Bohrlochversuchen beobachtete Effekt – Permeabilitätszunahme um bis zu 4 Größenordnungen beim Erreichen bzw. Überscheiden der kleinsten Hauptspannung korrespondiert mit den Ergebnissen aus Gasinjektionstests an Salzproben vom Untersuchungsort. Bei den zylindrischen Proben wurde mittels einer radialen Injektionsgeometrie über eine Zentralbohrung (Simulation des Bohrlochversuchs) die Gasdurchlässigkeit in Abhängigkeit vom wirkenden Gasdruck bzw. der Differenz zur kleinsten Hauptspannung σ_3 gemessen. In der grafischen Darstellung der vorgenannten Größen zeigt sich ein S-förmiger Kurvenverlauf, der sich mittels des in IfG (2007) entwickelten Sinus-Hyperbolicus-Ansatzes sehr gut beschreiben lässt und auch Basis der in Kap. 6.4 beschriebenen Ausbreitungsrechnungen war.

Mit der Druckbeaufschlagung des GBL wurde 140 Tage nach Erstellung des Dichtpfropfens begonnen, nach Gleichgewichtseinstellung der Spannungsrandbedingungen im Sorelpfrop-

fen (Abnahme des Quelldrucks auf ein Niveau zwischen 0,5 und 1 MPa) und Equilibrierung der Messgeber. Insgesamt wurden 7 Druckstufen mit einer Gesamtversuchsdauer von 450 Tagen realisiert. Nach Einstellung einer Druckstufe bei ca. 35 bar konnte noch vorhandene technische Undichtigkeiten an den Kabeldurchführungen abgedichtet werden. Die anschließend gemessene Druckkonstanz dokumentiert nicht nur die hohe Gasdichtheit des Gesamtsystems, sondern auch die hydro-mechanische Integrität des Sorelpropfens, obwohl formal bereits das Minimalspannungskriterium deutlich verletzt ist.

In der Druckstufe bei ca. 57 bar steigen nach einer Haltezeit die gemessenen Druckspannungen (unterschiedlich) stark an, wobei gleichzeitig noch starke mikro-seismische Ereignisse auftraten (insbesondere an der Grenzfläche zwischen den beiden Baustoffchargen, s. Kap. 4.4.1.1), was als Folge einer lokalen Umströmung des Pfropfens über die geringmächtige ALZ bzw. die Kontaktzone gedeutet wurde. Unabhängig davon bleibt die HM-Integrität des Verschlusses erhalten.

Bei der nachfolgenden Druckerhöhungsphase kam es am 23.01.2012 (Messtag 618) nach einem Maximalwert von 67,85 bar zu einem Gasdurchbruch in Richtung der AE-Bohrungen AE-01 und AE-04. Er war bereits im Vorfeld durch eine erhöhte AE-Aktivität über mehrere Tage angezeigt (s. Kap. 4.4). Als Folge kam es in den beiden Bohrungen zunächst zu einem Lösungsaustritt (Auspressen von Salzlösung aus der hydraulischen Sperrschicht des GBL), gefolgt von Gas, wobei in Übereinstimmung der AE-Ortung und Kamera-Befahrung eine ca. 2 m mächtige Salzsequenz als integral durchlässige Schicht identifiziert wurde. Damit wird der Prozess der druckgetriebenen Fluidinfiltration bzw. -permeation unmittelbar dokumentiert, wobei eine lithologische Schichtung offenbar die Fluidausbreitung innerhalb eines Schichtpaketes kanalisiert.

Eine nochmalige Erhöhung auf 59,4 bar (Druckstufe 5) führte zu einer zeitlich degressiven Druckabnahme, wobei sich der Gasdruck auf einem Niveau zwischen 57 und 56 bar stabilisierte, d.h. auf dem Niveau wie in der Druckstufe vor der Druckerhöhung mit dem Gasdurchschlag. Die resultierende Druckabfallrate ist praktisch identisch wie vorher, d.h. die Dichtheit des Salzgebirges hat sich jeweils durch den Druckabfall wiederhergestellt. Die Wiederherstellung der ursprünglichen Dichtheit korrespondiert mit einer Abnahme der AE-Aktivitäten.

Dies zeigt analog zu den neu durchgeführten Laborversuchen mit Gasinjektionstests an Steinsalzproben vom Versuchsort (Kap. 3.5.4) sowie den Beobachtungen aus dem Vorgängervorhaben (IFG, 2007), dass die druckinduzierte Aufweitung der Fließwege bei Überschreiten der Minimalspannung reversibel ist. **Bezüglich Wiederherstellung der Integrität bedeutet dies, dass ein (integraler) Gaspermeationsprozess bzw. die hier beobachtete druckgetriebene Fluidinfiltration entlang von Schichtflächen nicht zu einem Aufreißen des Gebirges im Sinne eines Fracs führt sondern die temporäre Erhöhung der Durchlässigkeit als „natürliches“ Sicherheitsventil wirkt.** Damit bestätigt dieser Bohrlochversuch die grundsätzlichen Beobachtungen aus dem Vorgängervorhaben.

Bei der Absenkung des Gasdruckes auf 25 bar war über eine Beobachtungszeit von ca. 100 Tagen keine signifikante Druckänderung messbar, d.h. das Gebirge ist trotz des vorher beobachteten Gasdurchbruchs wieder absolut gasdicht.

Die tiefenabhängige Auswertung der Verformungsmessungen der druckbelasteten Salzkontur im GBL dokumentiert, dass es bei der Druckbelastung zu einer spontanen elastischen Hohlraum aufweitung kommt, die über analytische Beziehungen zur Beschreibung der radia-

len Dehnung mittels eines mittleren Schervmoduls von $G \approx 10 \text{ GPa}$ beschrieben werden kann. In länger andauernden Haltephasen kam es vermutlich noch zu einer zusätzlichen kriechbedingten Hohlraumaufweitung, wobei die messtechnischen Effekte in der Größenordnung der Messauflösung lagen.

Insgesamt konnten mit dem Großversuch die ursprünglichen Vorhabensziele, insbesondere mit der Beobachtung des druckinduzierten Gasdurchbruchs und der anschließenden Verheilungsphase, nach Schaffung der technischen Voraussetzungen – ein gasdichtes Gesamtsystem - erreicht werden, wobei die großmaßstäblich zu beobachtenden Effekte qualitativ den aus den kleinmaßstäblichen Bohrlochtest entsprechen. Allerdings zeigt sich, **dass zumindest im Salzgebirge, wo Schichtflächen vorkommen, integrale Permeationsprozesse durch gerichtete Fluidinfiltration überlagert sein können.** Dabei ist zu konstatieren, dass die druckgetriebene Infiltration von Fluiden ein von dilatanter Schädigung unabhängiger zeitabhängiger, druckgetriebener Versagensmechanismus ist, der im Wirtsgestein wirksam ist. Er findet über eine hydraulische Aufweitung von Wegsamkeiten im mikro- und makroskopischen Maßstab (d.h. Korngrenzen, Schichtflächen) statt (MINKLEY et al., 2010, 2012). Hier besteht noch ein erheblicher Forschungsbedarf (s. Kap. 7.3 sowie Anlage 1.3 FEP „Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein“).

Aufgrund der entstandenen Verzögerung beim Abdichten des GBL ließen sich die ursprünglich im Nachgang der Druckbeaufschlagung geplanten Arbeiten nicht mehr durchführen. Zur Abklärung der hier beobachteten Phänomene sind insbesondere lokale Probennahmen und Permeabilitäts- und Hydrofracmessungen im Salzgebirge im Bereich der mutmaßlichen Gasdurchtrittsfläche sowie des Sorelpfropfens und dessen Kontaktfuge zum Gebirge erforderlich.

7.1.2 Mikro-seismische Messungen

Zur Überwachung der Riss- und Mikrorissbildung im Umfeld des Großbohrlochs während der Gasdruckbeaufschlagung wurde am untertägigen Versuchsort von GMuG ein Netzwerk mit 12 mikro-seismischen Bohrlochsonden eingerichtet, die in vier Bohrlöchern um das Großbohrloch installiert wurden. Das mikro-seismische (oder mikro-seismische) Monitoring wurde Anfang 2010 in Betrieb genommen. Es zeichnet autonom vor Ort die mikro-seismische Aktivität des Gebirges auf und führt vorläufige Ortungen durch.

Die bereits vor Beginn der bergmännischen Arbeiten am Großbohrloch begonnenen mikro-seismischen Messungen weisen eine inhärent bereits vorliegende geringe Aktivität im Sohlenbereich der ersten Sohle und im Firstbereich der zweiten Sohle nach. Sie wird durch Mikrorisse erzeugt, die aus Spannungsumlagerungen mit Ausbildung einer ALZ (im jeweiligen Sohlen- und Firstbereich) sowie Änderungen der Luftfeuchtigkeit resultiert („Grundrauschen“). Anschließend wurden die weiteren Arbeitsschritte am GBL begleitet:

- (1) Auffahrung des GBL
- (2) Instrumentierung mit Messeinrichtungen / Hohlraumverfüllung in mehreren Phasen
- (3) Gasdruckbeaufschlagung

Die bei der Erstellung des Großbohrlochs induzierten Spannungsumlagerungen und die mögliche Einwirkung von Feuchtigkeit auf das freigelegte Salzgestein bewirken anfänglich eine sehr hohe Mikrorissaktivität im Nahbereich der Bohrlochoberfläche infolge der primären

Ausbildungen der ALZ, wobei die Reichweite mit wenigen Dezimetern extrem klein ist. Die resultierende mikro-seismische Aktivität war über einen Zeitraum von mehr als zwei Monaten stark erhöht, bevor sie wieder auf ein konstantes niedriges Niveau abgefallen ist.

Die Erstellung des Verschlusspfropfens durch Verfüllen des unteren Bereichs des Großbohrlochs mit Sorelbeton hat die höchste mikro-seismische Aktivität während des Versuchszeitraums verursacht. Insbesondere der zweite Verfüllabschnitt, der mit einer gegenüber dem ersten Verfüllabschnitt geänderten Betonmischung durchgeführt wurde, hat mit einer maximalen Aktivität von über 200.000 georteten Ereignissen pro Tag (über 8.000 geortete Ereignisse pro Stunde), und das über einen Teufenbereich von nur etwa 10 Metern, die mit Abstand höchste Aktivität gebracht. Hierbei konzentrierten sich die Ereignisse nur anfänglich auf den Nahbereich der Oberfläche des Großbohrlochs, um nach kurzer Zeit bis etwa einen Meter von der Oberfläche entfernt weiter ins Gestein einzudringen. Hierbei handelt es sich offenbar um zeitabhängige Effekte aus Spannungsumlagerungen in der Gesteinskontur infolge von Kriechprozessen.

Die starke Aktivität im Anschluss an die zweite Verfüllphase konzentrierte sich zudem auf zwei schmale Tiefenbereiche, die einerseits die Oberkante und andererseits die interne Trennfläche des über zwei Verfüllphasen hergestellten Sorelpfropfens kennzeichnen.

Die Gasdruckbeaufschlagung in mehreren Stufen führte zu einer schrittweisen Eskalation der AE-Ereignisse, wobei in der 2. Druckstufe bei ca. 35 bar erneute Aktivitäten in den vorher beschriebenen Bereichen auftraten.

Der während der maximalen Druckbeaufschlagung aufgetretene Laugen- und Gasaustritt an zwei Instrumentierungsbohrungen erfolgte in etwa im Teufenbereich zwischen den beiden oben genannten Horizonten (Oberkante bzw. Trennfläche Sorelpfropfen), d.h. im Bereich des Brucitbinders. Das Phänomen des Fluiddurchbruchs wurde durch ein Ereigniscluster, das bereits wenige Tage vor dem Austritt auftrat, angezeigt.

Es wird davon ausgegangen, dass die beiden genannten Horizonte durch die hohe Aktivität während der zweiten Verfüllphase eine Vorschädigung erlitten haben und spätestens ab dem Auftreten der erneuten Aktivität in der dritten Druckstufe eine geringe Wegsamkeit für die Lauge gebildet haben. Ein sehr langsames Penetrieren von Lauge entlang der ALZ im Salzgestein bzw. der Kontaktfuge führt offensichtlich nicht zu einer messbaren mikro-seismischen Aktivität. In der dritten Druckstufe und bei der maximalen Druckbeaufschlagung kam es offensichtlich zu einer Erhöhung der Spannungsdeviatoren, die ausreichte, um Mikrorissbildung mit einhergehender messbarer Mikroakustik zu generieren.

Anders als es aufgrund der Form des Großbohrlochs zu erwarten gewesen wäre, bilden die georteten Ereignisse in vielen Fällen, vor allem während der Erstellung des Großbohrlochs, aber auch während der beiden Verfüllphasen, keine ideale Kreisform. Eine mögliche Ursache für diese Abweichung von der idealen Kreisform liegt darin begründet, dass bzgl. der Sensorkoordinaten eine methodische Ungenauigkeit in der Größenordnung von < 1 dm vorliegt (z.B. infolge der Schwierigkeiten bei der Gestänge-Einmessung oder Abweichungen der Bohrungen von der Senkrechten). Außerdem beeinflussen Abschattungseffekte die Laufwege der Schallwellen (die Schallwellen müssen teilweise durch die Auflockerungszone um das Großbohrloch herumlaufen, um zum Sensor zu gelangen) und somit auch die Ortungsergebnisse. Schließlich können auch Inhomogenitäten im Gestein, zum Beispiel makroskopische Risse, die Ausbreitung der Schallwellen und die Ortung beeinflussen.

Insgesamt dokumentieren die Ergebnisse der AE-Messungen eine bisher nicht erreichte Messqualität mit einer relativen Ortungsgenauigkeit kleiner 20 cm.

7.1.3 Laboruntersuchungen – Charakterisierung Steinsalz / Sorelbaustoffe

Die Laboruntersuchungen dienten als Grundlage für die in Kap. 6 dargelegten Modellrechnungen. Sie hatten als Zielsetzungen vor allem die hydro-mechanische Charakterisierung der eingesetzten Dichtbaumaterialien sowie die Bestimmung standortspezifischer Materialparameter von Steinsalz von der Versuchslokation für das verwendete EDVA-Stoffmodell.

Ausschlaggebend für den Einsatz des DBM2 waren günstige Eigenschaften laut Herstellerangaben sowie gute Erfahrungen aus Voruntersuchungen, wobei wie in Kap. 3.3.2 beschrieben, erhebliche Probleme bei seiner untertägigen Verarbeitung auftraten. Deshalb wurde der ursprüngliche von K+S präferierte Brucit-Binder doch noch verwendet, wobei für beide Baustoffe materialspezifische in situ-Eigenschaften bestimmt werden sollten. Für die Untersuchung der eingesetzten Sorelbaustoffe, DBM2 und K+S Brucit, standen jeweils Rückstellproben aus den untertägigen Verfüllmaßnahmen zur Verfügung. Die Untersuchungen umfassten Festigkeits- und Permeabilitätsuntersuchungen mit Gas sowie Durchströmungstests mit Salzlösungen an großvolumigen Proben (Kap. 5.2).

Bei der Untersuchung einzelner Rückstellproben, die als Indexversuche nur eingeschränkt die verschiedenen Materialchargen repräsentieren, wurde deutlich, dass die Materialeigenschaften des DBM2 stark variierten, offenbar abhängig vom zugesetzten Lösungsvolumen. Isostatische Kompaktionsversuche an DBM2, die mit einem optimalen Lösungsanteil (z.B. Ch 7) hergestellt wurden, weisen in Analogie zu früheren Ergebnissen aus kleinmaßstäblichen und damit ebenfalls optimalen DBM2-Ansätzen ein sehr geringes und damit günstiges Kompaktionsverhalten auf. Dies gilt uneingeschränkt auch für das untersuchte Brucitmaterial. Dies wird auch durch die Ergebnisse aus den triaxialen Mehrstufenversuchen an Material der Charge 7 zur Bestimmung der triaxialen Druckfestigkeit bestätigt, die nahezu den Herstellerangaben entsprechen. Hingegen weisen Vergleichsproben aus dem Versuchsdamm Bleicherode, bei denen analog zu den hier später hergestellten Ansätzen in den oberen zwei Dritteln des DBM2-Pfropfens (vgl. Kap. 3.3.2.1) zur Erzielung verbesserter Verarbeitungseigenschaften mehr Anmischlösung zugesetzt wurde, nur noch deutlich weniger als halb so hohe Festigkeitswerte aus.

Im Gegensatz dazu wurde für die Festigkeit des K+S Brucit-Materials mit ca. 160 MPa ein ungewöhnlich hoher Wert für die einaxiale Druckfestigkeit gemessen, wie er nach den Erfahrungen des IFG für andere MgO-basierte Baustoffe bisher noch nicht beobachtet wurde.

Diese qualitativen Unterschiede werden auch durch die hydraulischen Kennwerte belegt, wobei der DBM2 (Charge 60) eine sehr hohe Porosität von 32% (ca. 70% Sättigung) gegenüber dem K+S-Brucit mit einer Porosität von 19% (95% Sättigung) aufweist. Die mittels $MgCl_2$ -Lösungen bestimmten Lösungspereabilitäten betragen ca. $10^{-19} m^2$ für den K+S-Brucit bzw. nur $5 \cdot 10^{-18} - 1 \cdot 10^{-17} m^2$ für den DBM2 (Ch. 60).

Unabhängig davon wird auf Basis von Prognoserechnungen mittels einfacher analytischer Betrachtungen eine integrale hydro-mechanische Dichtheit und Stabilität des Sorelpfropfens nachgewiesen.

Zur Charakterisierung der hydro-mechanischen Eigenschaften des am Versuchsort Springen anstehenden Werra-Steinsalzes wurde ein umfangreiches Laborprogramm durchgeführt, das Standarduntersuchungen (triaxiale Kriech- und Festigkeitsversuche) zur Ableitung von EDVA-Parametern umfasste. Das Probenmaterial wurde aus einem Großblock hergestellt, der im mittleren Werra-Steinsalz in der Fahrwendel von der 1. zur 2. Sohle entnommen worden war.

Für die Untersuchung dilatanzbehafteter Verformungsversuche wurden als Ergänzung der Standardmethodik mit Bestimmung der Volumenzunahme infolge von Mikrorissbildung während der Verformung im Rahmen einer Studienarbeit an der BAF Freiberg noch die Ultraschallgeschwindigkeiten V_p und V_s sowie die Gas-Permeabilität simultan mit der Deformation gemessen. Die Variation dieser Parameter erlaubt indirekt einen Rückschluss auf Rissbildung.

Es zeigte sich, dass die Volumenzunahme erst bei höheren Differenzspannungen beginnt, als in der Gleichung von CRISTESCU & HUNSCHE (1998) angegeben. Diese „alte“ CRISTESCU & HUNSCHE-Gleichung hat jedoch vermutlich weiterhin Bedeutung, weil dort nach Ausweis von Ultraschalluntersuchungen (z.B. POPP et al., 2001) offenbar die erste Rissentwicklung beginnt. Die durch die „alte“ Gleichung beschriebene Grenze wird deshalb als „Mikroriss- oder Schädigungs-Grenze“ definiert. Es ist zu prüfen, ob oberhalb der „Mikroriss-Grenze“ auch die Permeabilität erhöht ist, die Mikrorissbildung jedoch nicht fortschreiten kann und es deshalb nicht zu einer messbaren Volumenerhöhung kommt. Dieses Phänomen ist noch Gegenstand der Forschung.

Im Ergebnis der Analyse der an Werra-Steinsalz vom Versuchsort Springen durchgeführten Laborversuche liegen als Zusammenfassung die folgenden Materialparameter für das EDVA-Stoffmodell vor:

Kriechparameter:

$$A_p = 5 \cdot 10^{-66} \text{ [d}^{-1}\text{]} \quad \mu = 9 \quad t_0 = 721,3 \text{ [d]}$$

$$n_{\varepsilon_{\text{Vol};0}} = 31 \quad n_4 = 0,4$$

Dilatanz-/ Restfestigkeitsgrenze:

$$D_1 = 22 \text{ MPa} \quad D_2 = 1 \text{ MPa} \quad D_3 = 0,7 \text{ MPa}^{-1}$$

Schädigungs -/ Dilatanzparameter:

$$a_1 = 1,2 \cdot 10^{-3} \quad a_2 = 2 \cdot 10^{-2} \quad a_3 = -0,25$$

$$a_4 = 0,0 \quad a_5 = 1 \cdot 10^{-3} \quad a_6 = -0,3$$

$$a_7 = 0,5 \quad a_8 = 5,3 \quad a_9 = -0,52$$

7.1.4 Numerische Simulationsrechnungen

Begleitend zu den experimentellen Untersuchungen untertage wurden umfangreiche Simulationsberechnungen zur Gasdruckbelastbarkeit des Salzgebirges durchgeführt, wobei im Vordergrund weniger eine 1 : 1-Simulation der gemessenen Druckverläufe, als vielmehr die Entwicklung eines grundsätzlichen Prozessverständnisses zum Gastransportverhalten im Salzgebirge im Vordergrund steht.

Dieses Transportverhalten und insbesondere der Gastransport in der hohlraumnahen Kontur werden vor allem von der hohlrauminduzierten Schädigung (Auflockerungszone) bestimmt. Realistische Gasausbreitungsrechnungen erfordern die Simulation der Spannungsentwicklung und die daraus resultierende Schädigungsentwicklung, aus der sich unmittelbar die Gastransporteigenschaften ergeben. Bisher lagen vergleichbare Rechnungen, die einen Gastransport im dichten Salzgebirge physikalisch korrekt abbilden, nicht vor.

Aufgrund der komplexen Randbedingungen erfolgte die Bearbeitung mit zwei unterschiedlichen Ansätzen, wobei über Schnittstellen (z.B. ein gleicher Modellaufbau) für bestimmte Simulationsergebnisse ein wechselseitiger Abgleich und somit eine Verifizierung möglich war.

Am Versuchsort liegen nahezu horizontal Salzsichten vor (in radialer Richtung gleiche Eigenschaften und Spannungsrandbedingungen), wobei das GBL senkrecht dazu vertikal erstellt wurde. Deshalb ist es sinnvoll und gerechtfertigt für eine detaillierte mechanisch-hydraulisch gekoppelte Modellierung der Penetrationsprozesse um das Großbohrloch eine weitgehende Vereinfachung der Modellgeometrie in Form eines "Tortenstückmodells" zu nutzen, in dessen Zentrum das GBL liegt. Auf dieser Basis wurden von beiden Arbeitsgruppen (GRS Köln und IfG) gekoppelte hydraulisch-mechanische Modellrechnungen durchgeführt, wobei trotz der Unterschiede der eingesetzten Berechnungs-Tools jeweils ein methodischer Abgleich erfolgte.

Ausgehend von dem am IfG entwickelten EDVA-Ansatz wurde unter der Verwendung von FLAC^{3D} mittels geomechanischer Modellrechnungen der Schädigungszustand der Kontur des Großbohrlochversuchs (z.B. Ausdehnung und Ausbildung der Auflockerungszone) quantifiziert. Zusätzlich wurde in FLAC^{3D} die Möglichkeit implementiert, den Gastransport als Strömung eines kompressiblen Mediums zu beschreiben. Nach Verifizierung dieser Rechenoption wurden Prognoserechnungen zur primären Ausgasung der Kontur sowie deren hydro-mechanische Wechselwirkung mit dem im GBL aufgetragenen Gasdruck (bis 7 MPa) durchgeführt. Allerdings konnte aus Zeitgründen der Gasdurchbruch, der im Großversuch bei ca. 6,9 MPa erfolgte, nicht simuliert werden (Kap. 6.3).

Ausgehend von durch die IfG-Rechnungen abgeleiteten geomechanischen Randbedingungen wurden durch die GRS Köln gekoppelte hydro-mechanische Prognoserechnungen zur gasdruckabhängigen Reichweite der Gastransportprozesse durchgeführt, wobei die bei der GRS Köln verfügbaren rechen-technischen Modellierungstools FLAC^{3D} und TOUGH2 für die Aufgabenstellung angepasst und weiterentwickelt wurden (Kap. 6.4). Die Prognoserechnungen simulieren die experimentell vollzogene Druckbeaufschlagung des GBL, wie sie in Kap. 3.6.2.1 beschrieben ist.

Mit dem von der GRS Köln entwickelten Simulationstool TOUGH2/FLAC^{3D} können Strömungsprozesse im Steinsalz auf Basis eines hydraulisch-mechanisch-gekoppelten kontinuumsmechanischen Modells berechnet werden. Die im Kapitel 6.4 präsentierten Modellie-

rungsarbeiten der GRS beinhalten eine Basis-Rechnung und drei Variantenrechnungen für den Gasinjektions-Großversuch.

Die entscheidenden zugrundeliegenden Modellannahmen wurden in Absprache und in Zusammenarbeit von GRS und IFG festgelegt:

- Durch Symmetrieannahmen stark vereinfachte Geometrie („Tortenstück“).
- Intrinsische Porosität stellt Fließwegesystem für Gasausbreitung bereit; Gasfluss und Gas-(Poren-)Druck-Entwicklung gemäß Darcy-Gesetz; keine Sekundär-Porosität.
- M→H-Kopplung: Permeabilität über Tangens-Hyperbolicus-Funktion lokal aus Effektivspannungen bestimmt (für jedes Gitterelement); Porosität konstant.
- H→M-Kopplung: Keine lokale Kopplung der Spannung an den Porendruck, aber:
- Gasdruck im Bohrloch wirkt als Radialspannung an der Kontur.

Sie gelten sowohl für die Basis- als auch für die Varianten-Rechnungen. Letztere modellieren den Injektionsversuch bei Annahme

- einer reduzierten Gebirgsspannung bzw.
- einer M→H-Kopplung mit Abhängigkeit von der tangentialen Effektivspannung anstelle der minimalen Effektivspannung.

Die durchgeführten Modellrechnungen zeigen, dass die Berechnung der Gasausbreitung im Steinsalz auf Basis der genannten Modellannahmen mit dem TOUGH2/FLAC^{3D} prinzipiell möglich ist, wobei keine 1 : 1 Simulation der im Großversuch gemessenen Druckverläufe erreicht wurde.

In allen Rechenfällen wird der Gasfluss der höheren Druckstufen unterschätzt und insbesondere das im Experiment im 4. Injektionszyklus plötzlich auftretende Gasfluss-Maximum vom Bohrloch ins Gebirge nicht richtig prognostiziert. In der Rechenfall-Variante c wird für den 4. Injektionszyklus zumindest ein starker Anstieg des Gasflusses vorhergesagt.

Die Varianten sind kein Versuch der Modell-Anpassung an die Ergebnis-Daten des Großversuchs. Vielmehr sollen sie eine erste Abschätzung erlauben, wie groß das Ergebnis-Spektrum ist, das mit den hier getroffenen Modellannahmen erwartet werden kann. Außerdem soll durch die Analyse der Modellierungsergebnisse das Systemverständnis weiterentwickelt werden, um auf Grundlage der hierbei gewonnenen Erkenntnisse Ansätze für eine Modifizierung der Modellannahmen entwickeln zu können.

Diese Arbeiten konnten im Rahmen des Forschungsvorhabens nicht mehr durchgeführt werden, wobei aber festzuhalten ist, dass die grundsätzliche Eignung beider Modellansätze zur Beschreibung des Gastransportprozesses im dichten Salzgebirge gezeigt werden konnte.

7.2 Status Gastransport in Salzgesteinen - Relevanz der Untersuchungen für PA

Aus geomechanischer Sicht liegen infolge der langjährig durchgeführten Untersuchungen (s. Kap. 2) umfangreiche Ergebnisse zu den druckabhängigen Gastransporteigenschaften von Steinsalz vor, die durch die hier durchgeführten Untersuchungen weiter bestätigt werden. Damit kann eingeschätzt werden, dass ein grundsätzliches Prozessverständnis der aus der Gasbildung im Endlager resultierenden Fragen als Grundlage für die Durchführung einer Langzeitsicherheitsanalyse („Performance Assessment“ – PA) existiert, wie es u.a. im FEP „Druckgetriebene Infiltration von Fluiden in Salzgestein“ (s. Anlage 1.3) zusammengefasst ist.

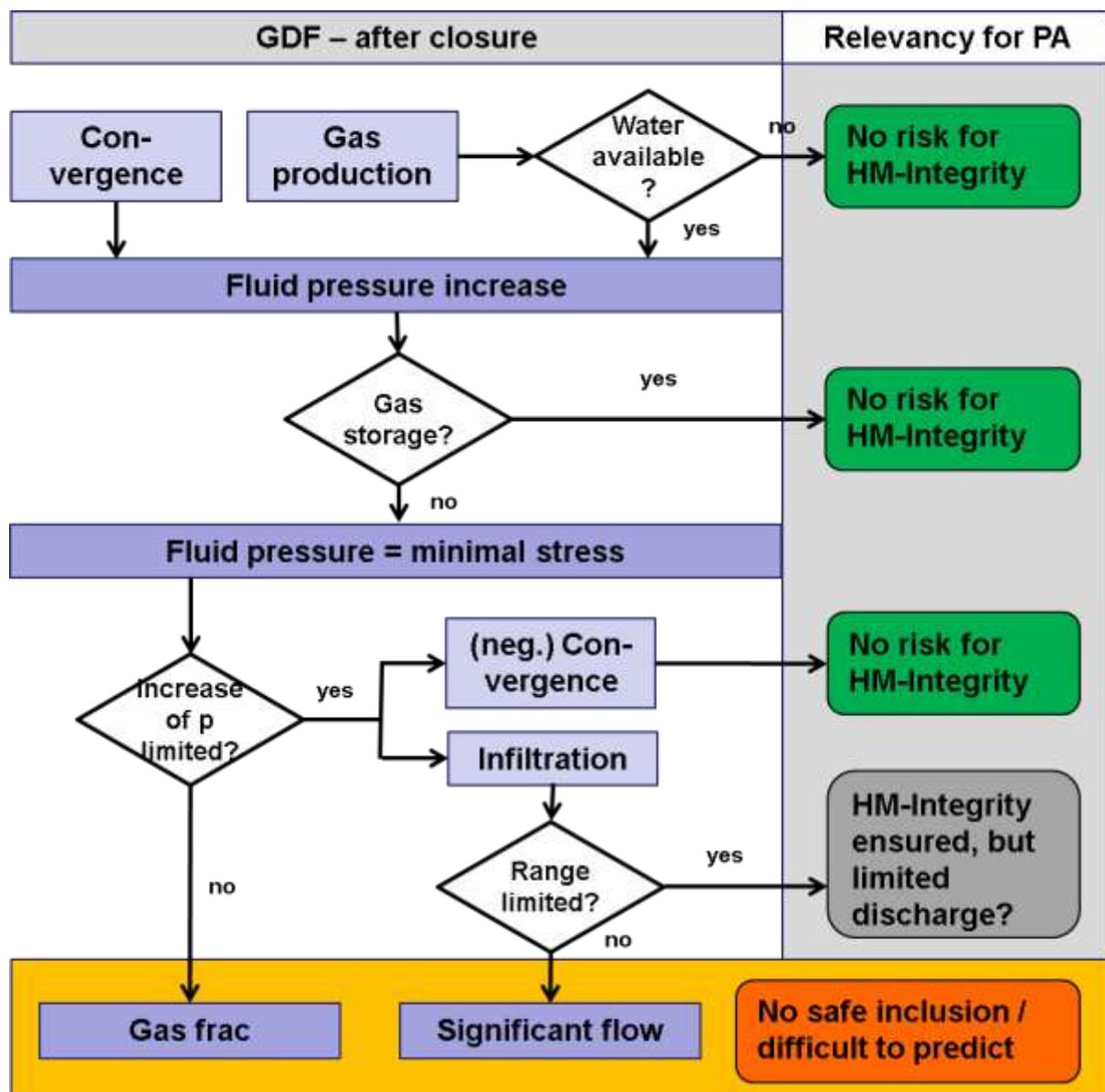


Abb. 7.1. Fließschema zur Darstellung und Bewertung der Einwirkungen möglicher Gasbildungsszenarien unter verschiedenen Rahmenbedingungen (z.B. Gasbildung, Speichervolumen Poren- druck und Wirtgesteinseigenschaften) für die Langzeitsicherheit (HM = Hydro-Mechanical, GDF = Geological Disposal Facility, PA = Performance Assessment) (aus POPP & HOCH, 2012).

Exemplarisch ist in Abb. 7.1 ein schematisches Fließschema zur Darstellung und Bewertung der Einwirkungen möglicher Gasbildungsszenarien unter verschiedenen Rahmenbedingungen (z.B. Gasbildung, Speichervolumen Porendruck und Wirtgesteinseigenschaften) für die Langzeitsicherheit dargestellt. Für die Bewertung fluiddruckinduzierter Auswirkungen wird bei der rechentechnischen Nachweisführung zur Integrität und Dichtheit von Salinarbarrieren (HM-integrity) allgemein das Minimalspannungskriterium (neben dem Dilatanzkriterium) herangezogen (vgl. Kap. 2.3). Es besagt, dass die in der Steinsalzbarriere wirksamen Fluiddrücke stets kleiner als die kleinste Hauptspannung im Gebirge sein müssen. Wenn dies nicht eingehalten wird, ist formal das Minimalspannungskriterium verletzt, woraus Einwirkungen auf die Barrierenintegrität resultieren können (z.B. Austritt von Radionukliden in die Biosphäre oder Zutritt von Lösungen ins Endlager).

In der Nachverschlussphase eines Endlagers wird es im zeitlichen Verlauf durch Konvergenz und Gasbildung unvermeidlich zu einem Druckanstieg kommen (vgl. RSK, 2005, RÜBEL et al., 2004, 2008). Infolge der Kompaktion des als Salzgrus eingebrachten Versatzmaterials (Anfangsporosität) bis auf ca. 1±1% Restporosität, wird sich im Versatz ein lokaler Porendruck von mehreren 10-er bar aufbauen, der allerdings dort gespeichert wird (POPP et al., 2012). Die Menge des gebildeten Gases hängt von der im Endlager verfügbaren Wassermenge (sowie der Art der Abfälle, z.B. HAW oder LAW) ab (vgl. RSK, 2005). Ist das Wasserangebot aus den Abfällen oder dem Wirtsgestein gering, z.B. für HAW in einem Endlager in einem Salzstock, ergibt sich aus einer geringfügigen Gasbildung unmittelbar, dass keine Einwirkung für die Barrierenintegrität entsteht.

Kommt es im Endlager infolge von Gasbildung zu einem Fluiddruck, ist die Option einer Speicherung der Gase im Endlager zu betrachten. Abhängig vom verfügbaren Speichervolumen (z.B. durch Einbringen von nicht kompaktierendem Versatz (z.B. Basaltschotter) mit einem signifikanten Restvolumen) kann der Druckanstieg auf einen Wert unterhalb der kleinsten Hauptspannung σ_{\min} begrenzt werden, so dass kein kritischer Spannungszustand entsteht.

Im Rahmen der vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben (VSG) wurden Simulationsrechnungen zur Fluidodynamik innerhalb des Grubengebäudes durchgeführt. Dabei wurde auch überprüft, ob es zu einer Gaspermeation ins Gebirge kommt (KOCK et al., 2012). Die Ergebnisse zeigen, dass zwar in den meisten Berechnungsfällen (Referenz- und Alternativszenarien) der lithostatische Druck (18,8 MPa) von den Gasdrücken im Endlager nicht erreicht wird, ein Gaspermeationsszenario aber nicht vollständig ausgeschlossen werden kann.

Wenn der sich entwickelnde Gasdruck die kleinste Hauptspannung erreicht bzw. überschreitet sind verschiedene Szenarien möglich, wobei nach IFG (2007) vor allem die Druckaufbaurate bzw. der dabei erreichte Überdruck entscheidend ist:

- (1) Bei Überschreiten der wirkenden Gebirgsspannungen durch den Gasdruck kann es zu einer schädigungsfreien Aufweitung des Hohlraums („negative“ Konvergenz) mit entsprechenden Spannungsumlagerungen kommen, so dass der Druckanstieg begrenzt ist.

Dieser Prozess ist physikalisch möglich und auch durch Modellrechnungen abbildbar (z.B. Kap. 6.3). Allerdings sind die resultierenden Effekte für eine Druckkompensation vermutlich nicht ausreichend. Die im GBL durchgeführten Messungen dokumentieren zwar, dass bei einem schnell steigenden Gasdruck eine elastische Hohlraumdehnung

eintritt (Kap. 3.6.2.3), der Volumeneffekt ist jedoch gering. Eine zusätzliche Hohlräumeaufweitung durch Kriechprozesse ist ebenfalls allenfalls für Langzeitprozesse relevant, weil die aus dem Gasüberdruck resultierenden Spannungsdeviatoren nur sehr klein sind.

- (2) Das Überschreiten der lokal jeweils vorhandenen Minimalspannung σ_{\min} (und der hydraulischen Zugfestigkeit) um mehrere MPa durch den Fluiddruck kann zur Bildung eines singulären Risses (Gas- oder hydraulischer Frac) führen, welcher sich dann in Richtung der größten Gebirgshauptspannung fortpflanzt. Dieser Prozess würde zu einem unkontrollierbaren und nicht zu quantifizierenden Austritt von Schadstoffen in die Biosphäre führen („No safe inclusion / difficult to predict“).

Die Ausbildung derartiger bruchhafter Strukturen wurde bisher nur im Laborversuch mit extrem hohen Druckaufbauraten beobachtet. Aufgrund der in IFG (2007) dargestellten und hier bestätigten Ergebnissen wird ein derartiges Ereignis bei den in einem Endlager zu erwartenden Druckaufbauraten als unwahrscheinlich eingeschätzt.

- (3) Ein hoher Fluiddruck kann mit Überschreiten der lokal jeweils vorhandenen Minimalspannung σ_{\min} infolge mechanischer Gesteinsdeformation zu einer lokalen Aufweitung des Porenraums des Salzgesteins und zur Bildung einer sogenannten Sekundärporosität (Schädigung) führen.

Dieser Prozess erfordert weiträumige Verschiebungen und Spannungsumlagerungen im kompakten Salzgebirge, die nur sehr lokal wirksam sein können. Gleichzeitig spricht die auch hier im Großmaßstab beobachtete weitgehend reversible Permeabilitätszunahme infolge eines Gasdurchschlags gegen die dilatante Schaffung von Porosität.

- (4) Das Überschreiten des Gebirgsdrucks durch einen Fluiddruck kann zu einer Erhöhung der lokalen Permeabilität (Sekundärpermeabilität) des Salzgesteins durch die elastische Aufweitung von Korngrenzen mit Erhöhung der Permeabilität führen (Vergrößerung des Porenvolumens ohne Zerstörung der Kristallstruktur, d.h. ohne Schädigung). Dabei kann Fluid in das Gestein eindringen und dort gespeichert werden. Dieser Prozess wird als Infiltration bzw. Permeation bezeichnet (vgl. IFG, 2007; LUX et al. 2010).

Die Permeabilität erhöht sich so lange, bis sich ein Gleichgewicht zwischen dem Druckanstieg und dem Infiltrationsprozess einstellt. Sinkt der Fluiddruck wieder unter den Gebirgsdruck bzw. σ_{\min} , so wird die ursprüngliche Permeabilität des ungestörten Salzgesteins wieder hergestellt (Selbstverheilungsmechanismus).

Diese Option stellt nach den hier vorliegenden Ergebnissen für Steinsalz den wahrscheinlichsten Prozess dar (vgl. auch IFG, 2007). Anzumerken ist, dass die druckgetriebene Infiltration von Fluiden ein von dilatanter Schädigung unabhängiger zeitabhängiger, druckgetriebener Versagensmechanismus ist, der im Wirtsgestein wirksam ist, d.h. für einen Fluidtransport ist nicht die gleichzeitige Verletzung des Dilatanzkriteriums Voraussetzung. Die Fluidausbreitung findet über eine hydraulische Aufweitung von Wegsamkeiten im mikro- und makroskopischen Maßstab (d.h. Korngrenzen, Schichtflächen) statt.

Ausgehend von der Annahme, dass druckgetriebene Gasinfiltration der wahrscheinliche Prozess ist, bedeutet dessen Stattfinden nicht, dass sich bei Überschreiten von σ_{\min} Wegsamkeiten bilden, die zu einem Entweichen von Fluiden aus dem Endlager oder zu einem Zutritt von Lösung führen, wobei letzteres explizit standortspezifisch im Rahmen einer Langzeitsicherheitsanalyse zu zeigen ist („*HM-Integrity ensured, but limited discharge?*“).

Die Analyse der Reichweite von Fluidinfiltrationsprozessen im Langzeitprozess hat mittels numerischer Simulationstools zu erfolgen, wobei im Vorhaben unterschiedliche Ansätze angewendet wurden (Kap. 6). Sie berücksichtigen allerdings nicht die hier beobachtete lokalisierte Fluidausbreitung in potentiellen Wegsamkeiten entlang von Diskontinuitäten (z.B. Klüfte, Schichtflächen).

7.3 Offene Fragen / Weiterführende Arbeiten

Das durchgeführte Vorhaben dokumentiert erstmalig eine Gasfreisetzung im dichten Salzgebirge für ein repräsentatives Gasvolumen von 50 m^3 , wobei die gerichtete Fluidausbreitung mittels des vorhandenen mikroseismischen Netzwerkes quasi-online verfolgt werden konnte. Infolge einer Überschreitung der kleinsten wirkenden Hauptspannung im Sinne des Minimalspannungskriteriums kam es bei einem Gasdruck von ca. 68 bar zu einem integralen Fluiddurchbruch entlang einer ca. 2 m mächtigen Salzschieht, wobei ein Lösungs- und Gasaustritt in den ca. 20 m entfernten AE-Messbohrungen beobachtet wurde.

Die mit der Fluidausbreitung stattfindende Druckabsenkung führte nach wenigen bar Druckverlust zu einer Selbstabdichtung, womit die vorher in IFG (2007) erzielten Ergebnisse auch im Großversuch bestätigt wurden. Allerdings ist die beobachtete Reichweite von mehreren 10-er Metern unerwartet groß. Weiterhin dokumentieren die Ergebnisse, dass die bisherigen Vorstellungen eines hydraulisch-homogenen Salzgebirges zumindest dann revidiert werden müssen, wenn im Salzgebirge Schichtflächen vorkommen. Daraus ergeben sich noch offene Fragen bzgl. folgender Effekte:

- Reichweite und Quantifizierung der Gas- bzw. Fluidausbreitungsprozesse im Salzgestein zur Bestimmung eines möglichen Schadstoffaustrages;
- Beim Prozess der druckabhängigen Fluidinfiltration wird unterstellt, dass entlang des Infiltrationspfades der volle Fluiddruck wirksam ist. Im Sinne eines Effektivspannungsansatzes ist eher wahrscheinlich, dass entsprechend einer hydraulischen Drossel eine Abminderung des wirksamen Fluiddruckes erfolgt, d.h. die Infiltration ist in ihrer Reichweite endlich. Allerdings fehlen hierfür der Nachweis bzw. numerische Werkzeuge, die diese Prozesse angemessen abbilden.
- Bei den bisherigen (und auch hier verwendeten) Simulationstools wird zumeist eine homogene Fluidausbreitung im Sinne einer Porositätsaufsättigung zu Grunde gelegt, obwohl zahlreiche Beobachtungen zeigen, dass insbesondere eine Fluidausbreitung entlang von Diskontinuitäten (z.B. lithologisch, hydro-mechanisch) erfolgt. Zur Absicherung der vorliegenden Ergebnisse einer druckgetriebenen Fluidinfiltration sind weitergehende experimentelle Ergebnisse, die im Rahmen von Labor- und Felduntersuchungen gewonnen werden müssen, sowie qualifizierte numerische Rechentools erforderlich.

In einem Anschlussvorhaben bietet der bereits bestehende Großversuch optimale Voraussetzungen, die in Kap. 6.4.4 genannten Fragestellungen für den Prozess einer Fluiddruckwirkung entlang von Schichtflächen zu bearbeiten. Ausgehend von einer Fortführung der bereits vorliegenden Druckzyklen können über das versuchsbegleitende AE-Monitoring die druckgetriebenen Fluidinfiltrationsprozesse räumlich dargestellt und quantifiziert werden.

Die dabei gewonnenen Ergebnisse bilden die Basis zur Weiterentwicklung und Kalibrierung vorhandener numerischer Simulationstools, insbesondere zur Beschreibung lokalisierter Fluidausbreitung im Salzgebirge (MINKLEY et al. (2010, 2012).

Ziel der der Untersuchungen muss sein, eine essentielle Verbesserung des Prozessverständnisses druckgetriebener Infiltrationsprozesse und gleichzeitig eine Weiterentwicklung der hydro-mechanischen Modellansätze für die Analyse des Trag- und Barriereverhaltens von Salzgesteinen unter Einwirkung druckgetriebener Fluidinfiltration im Langzeitprozess, wie sie im Rahmen einer Langzeitanalyse unerlässlich sind, zu erreichen.

Literatur

- ALKAN, H. (2009): Percolation Model for Dilatancy-Induced Permeability of the Excavation Damaged Zone in Rock Salt, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46, p. 716 – 724.
- BEAUHEIM, R.L. & ROBERTS, R.M. (2002): Hydrology and hydraulic properties of a bedded evaporite formation. *J. Hydrology* 591, 66 88.
- BEER, W., 1996. Kalilagerstätten in Deutschland.- *Kali und Steinsalz* 12 (1), S. 18 – 30.
- Cristescu, N. & Hunsche, U. (1998): *Time effects in Rock Mechanics*. Wiley & Sons, Chichester.
- GEBRANDE, E, H. (1982): *LANDOLT-BÖRNSTEIN, Neue Serie, Gruppe V, Bd. 1, Physikalische Eigenschaften der Gesteine (Teilband b)*, Springer-Verlag.
- BRACKE, G., POPP, T., PÜTTMANN, W., KIENZLER, B., LOMMERZHEIM, A., MOOG, H. (2012): Berücksichtigung der Kohlenwasserstoffvorkommen in Gorleben in der VSG. Bericht der Arbeitsgruppe „Kohlenwasserstoffe“, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-2XX, ISBN: 978-3-939355-XX-X, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- CALDER N., AVIS J., SENGER R. & LEUNG H. (2000): Modifying TOUGH2 to support modeling of gas transport through saturated compacted bentonite as part of the large-scale gas injection test (LASGIT) in Sweden, *Proceedings of TOUGH Symposium 2006*, Lawrence Berkeley National Laboratory, California, May 15-17, 2006.
- CONEN, O. (2000): Einfluss von Salzlaugen auf die Permeabilitäts- und Porositätsentwicklung von Steinsalz unter endlagerungsrelevanten Bedingungen. Diss. TU Darmstadt, Fachbereich Maschinenbau, 115 S.
- DAVIES, P. B. (1991): Evaluation of the role of threshold pressure in controlling flow of waste-generated gas into bedded salt at the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP). Sandia Rep. SAND 90-3246.
- DEFRA et al. (2008): Defra, BERR, Welsh Assembly Government, Department of the Environment Northern Ireland, *Managing Radioactive Waste Safely: A Framework for Implementing Geological Disposal*, Cm7386, June 2008. ISBN 0101738625.
- FINSTERLE, S. (2009): *iTOUGH2-IFC: An Integrated Flow Code in Support of Nagra's Probabilistic Safety Assessment. User's Guide and Model Description*. Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkeley, California, 2009
- GEBRANDE, H. (1982): *LANDOLT-BÖRNSTEIN, Neue Serie, Gruppe V, Bd. 1, Physikalische Eigenschaften der Gesteine (Teilband b)*, Springer-Verlag.
- GIES, H., GRESNER, H., HERBERT, H.-J., JOCKWER, N., MITTELSTÄDT, R., MÖNIG, J. & NADLER, F. (1994): Das HAW-Projekt Versuchseinlagerung hochradioaktiver Strahlenquellen im Salzbergwerk Asse: Stoffbestand und Petrophysik des Steinsalzes im HAW-Feld: (Asse, 800 m-Sohle), *GSF-Bericht* 16/94, ISSN 0721-1694, 186 S.
- GRS, BGR, DBE TEC (2008): Überprüfung und Bewertung des Instrumentariums für eine sicherheitliche Bewertung von Endlagern für HAW - Projekt ISIBEL, Final Report, April 2008.
- GÜNTHER, R.-M. & K. SALZER (2007): A model for rock salt, describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy. In K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, & H.R. Hardy, Jr. (eds.), *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mech. Behavior of Salt*. Hannover 2007. Lisse: Francis & Taylor (Balkema). S. 109 – 117.
- GÜNTHER, R.-M. (2009): Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz, Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens.- Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg, Heft 2009-4; Freiberg.
- HÄFNER, F., BELOHLAVEK, K.-U., BEHR, A., FÖRSTER, S. & POHL, A. (2001): Abschlussbericht zum BMBW- Forschungsvorhaben „In-situ Ermittlung von Strömungskennwerten natürlicher Salzgesteine in Auflockerungszonen gegenüber Gas und Salzlösungen unter gegebenen Spannungsbedingungen im Gebirge“, TU Bergakademie Freiberg, Institut für Bohrtechnik Fluidbergbau.
- HAGEMANN, S., JAVERI, V., SPRENGER, H. & ZIESCHE, U. (2006): Gasfreisetzung aus chemisch-toxischen Abfällen in Untertagedeponien. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben mit dem Förderkennzeichen 02 C 0689. GRS-215. ISBN 978-3-939355-16-8.
- IFG (2007): Abschlussbericht zum UFOPLAN-Vorhabens SR-2470 „Untersuchungen zur Barrierenintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept“, 255 S.

- IFG (2009): Bearbeitungskonzept Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 80 S.
- IFG (2010a): 1. Zwischenbericht Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 132 S.
- IFG (2010b): 2. Zwischenbericht Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 82 S.
- IFG (2011a): 3. Zwischenbericht Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 120 S.
- IFG (2011b): 4. Zwischenbericht Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 144 S.
- HOCH A.R., CLIFFE K.A., SWIFT B.T. & RODWELL W.R. (2004): Modeling Gas Migration in Compacted Bentonite: Gambit Club Phase 3 Final Report, Posiva Oy, Posiva 2004-02.
- HUNSCHKE, U., SCHULZE, O., WALTER, F. & PLISCHKE, I. (2003): Projekt Gorleben - Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein, BGR Abschlussbericht, AP 9G2138110000.
- INSELMANN, R. (1985): Dichte-Messungen in der Bundesrepublik Deutschland. Erdöl-Erdgas, 101(3), 6–78.
- ITASCA Inc. (1996): Flac2D Ver. 3.3. User's Manual. Minneapolis, USA.
- JAHNE, H., OETTEL, S. & VOITEL, R., 1970: Die feinstratigraphische Gliederung des Salinars im Zechstein 1 des Werra-Kaligebietes.- Ber. deutsch. Ges. geol. Wiss, A, Geol. Paläont., 15: S. 505-515; Berlin.
- JAVERI, V. & BALTES, B., (2008): Three Dimensional Analyses of Combined Gas, Heat and Nuclide Transport in a Repository Considering Thermo-Hydro-Geo-Mechanical Processes.- The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG) 1-6 October, 2008, Goa, India, S. 1264-1271.
- JAVERI, V. (2006): Three-dimensional analyses of coupled gas, heat and nuclide transport in a repository including rock salt convergence. Proceedings.- TOUGH Symposium 2006, Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkeley, California, May 15–17, 2006.
- KANSY, A. (2007): Einfluss des Biot-Parameters auf das hydraulische Verhalten von Steinsalz unter der Berücksichtigung des Porendrucks. ISBN 389720889X, Papierflieger.
- KOCK, I., EICKEMEIER, R., FRIELEING, G., HEUSERMANN, S., KNAUTH, M., MINKLEY, W., NAVARRO, M., NIPP, H.-K., VOGEL, P. (2012): Integritätsanalyse der geologischen Barriere, Bericht im Arbeitspaket 9.1, Abschlussbericht im Vorhaben „Vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben“, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), GRS-Bericht 286, Juli 2012.
- K-UTEC (2008): Erfolgskontrollbericht zum Fördervorhaben 02C1214 - Verbundprojekt: Weiterentwicklung von Magnesiabindern von der Strömungsbarriere hin zu einem Verschlusselement im Salinar – Hauptprojekt.-
- LUX, K.-H., WOLTERS, R., DÜSTERLOH, U. (2010): Weiterentwicklung der EDV-Software INFIL zur Simulation des druckgetriebenen Infiltrationsprozesses von Fluiden in ein nicht permeables Barrierengebirge (Salinar). BMBF FKZ 02C1355. TU Clausthal, 232 S.
- MARSCHALL P., HORSEMAN S., GIMMI T. (2005): Characterisation of Gas Transport Properties of the Opalinus Clay, a Potential Host Rock Formation for Radioactive Waste Disposal. Oil and Gas Science and Technology - Rev. IFP, Vol. 60 (2005), No. 1, S. 121-139.
- MARSCHALL, P., CUSS, R., WIEZOREK, K. & POPP, T. (2008): State of the Art on Gas Transport in the Tunnel Nearfield / EDZ. NF-PRO-Report. RTDC4 – WP 4.4: EDZ long term evolution. Deliverable 4.4.1. 77 pages.
- MINKLEY, W. (2003): Geomechanische Bewertung geologischer Barrieren. 6. Statusgespräch zu FUE-Vorhaben auf dem Gebiet der Entsorgung gefährlicher Abfallstoffe in tiefen geol. Formationen am 27. und 28. Mai 2003 in Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte FZKA-PT Nr. 8, S. 193 - 206.
- MINKLEY, W., WÜSTE, U., POPP, T., NAUMANN, D., WIEDEMANN, M., BOBINSKY, J. & TEJCHMAN, J. (2010). Beweissicherungsprogramm zum geomechanischen Verhalten von Salinarbarrieren nach starker dynamischer Beanspruchung und Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie zum dauerhaften Einschluss. BMBF-Projekt FKZ 02C1264. – Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG): 214 S.; Leipzig.
- MINKLEY, W., KNAUTH, M. & WÜSTE, U. (2012). Integrity of salinar barriers under consideration of discontinuum-mechanical aspects. In: Berest et al. Mechanical Behavior of Salt. Proc. of the 7th Conf.

- On the Mechanical Behaviour of Salt, Paris, France, 16-19 April 2012, CRC Press (Balkema). 469-478.
- MOCKA, N. (1994): Der Systemkuppenabbau in der Grube Unterbreizbach. Kali und Steinsalz, 11, H 8/9, S. 256 – 262.
- NAVARRO, M. (ED.), BALTES, B., BEUTH, T., BRACKE, G, FISCHER, H., FISCHER-APPELT, K., HOTZEL, S., JAVERI, V., KINDT, A., LAMBERS, L., LARUE, J., MCSTOCKER, B., OPPERMAN, U., SCHRÖDL, E. (2008): Verfolgung und Bewertung der Fortentwicklung des Standes von Wissenschaft und Technik beim Nachweis der Langzeitsicherheit von Endlagern, Abschlussbericht zum Vorhaben SR 2548. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-A-3418, 2008.
- PEACH, C. J. (1991): Influence of Deformation on the fluid transport properties of salt rocks, Diss. Universität Utrecht, *Geologica Ultraiectina* 77, Utrecht, ISSN 0072-1026 No. 77.
- POPP, T. (2002): Transporteigenschaften von Steinsalz.- *Meyniana*. 54, 113-129.
- POPP, T., KERN, H. & SCHULZE, O. (2001): The evolution of dilatancy and permeability in rock salt during hydrostatic compaction and triaxial deformation.- *J. Geophys. Res.* 106 , No. B3, 4061-4078.
- POPP, T., SALZER, K., WEISE, D. & WIEDEMANN, M. (2010): Hydraulische Barrierenintegrität von carnallitischen Salzgebirge.- Kali und Steinsalz, Heft 2/2010, 16 – 23.
- POPP, T., SALZER, K., SCHULZE, O., STÜHRENBERG, D. (2012): Hydro-mechanische Eigenschaften von Salzgrusversatz - Synoptisches Prozessverständnis und Datenbasis. VSG-Memo (unveröffentlicht).
- POPP, T. & HOCH, A. (2012): Gas Generation and Migration through Evaporites. Report SERCO/005126/002, Im Auftrag von NDA RWMD (NPO004726).
- RODWELL, W., COOL, W., CUNADO, M. JOHNSON, L., MÄNTYNEN, M., MÜLLER, W., SELLIN, P., SNELLMAN, M., TALANDIER, J., VIENO, T. & VINES, S. (2003): A thematic network on gas issues in safety assessment of deep repositories for radioactive waste (Gasnet), Final Report, European Commission, EUR 20620EN, 45 S.
- RSK (Reaktor-Sicherheitskommission) (2005): RSK-Stellungnahme: Gase im Endlager (379. Sitzung). - <http://www.rskonline.de/>.
- RÜBEL, A., NOSECK, U., MÜLLER-LYDA, I., KRÖHN, K.-P., STORCK, R. (2004): Konzeptioneller Umgang mit Gasen. - Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-205; Braunschweig.
- RÜBEL, A., MÖNIG, J. (2008): Gase in Endlagern im Salz. - Workshop der GRS in Zusammenarbeit mit dem PTKA-WTE, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-242; Braunschweig.
- SALZER, K. (1989): Theorie und Berechnungsmodelle zur Untersuchung der Auslösungsvorgänge von Gas-Salz-Ausbrüchen im Kalibergbau. *Freiburger Forschungshefte*, Vol. A 787.
- SCHULZE, O. (2002): Auswirkung der Gasentwicklung auf die Integrität geringdurchlässiger Barrieregesteine. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover.
- SCHULZE, O. & POPP, T. (2002): Untersuchungen zum Dilatanzkriterium und zum Laugendruckkriterium für die Beurteilung der Integrität eines Endlagerbergwerkes in einer Steinsalzformation. *Z. angew. Geol.*, 2/2002, 16 – 22.
- SENGER, R., LANYON, B., MARSCHALL, P., VOMVORIS, S. & FUJIWARA, A. (2006): TOUGH2/ITOUGH2 Analysis of the Gas Migration Test (GMT) at the Grimsel Test Site (Switzerland). *Proceedings, TOUGH Symposium 2006*, Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkeley, California.
- SKRZYPPEK, J., MAYER, G., WILHELM, S., NIEMEYER, M., FOLLE, S., ROLFS, O. & SUTER, D. (2005): Untersuchung der Gasbildungsmechanismen in einem Endlager für radioaktive Abfälle und der damit verbundenen Auswirkungen auf die Führung des Nachweises der Endlagersicherheit. *Colenco Power Engineering*, Bericht (erstellt im Auftrag des BfS, Stand 31.05.2005), Colenco Bericht 3161/28, 102 S., Baden (CH).
- STORMONT, J. C. & DAEMEN, J. J. K. (1992): Laboratory study of gas permeability changes in rock salt during deformation. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 29, S. 325 - 342.
- WEBER, J. R. & WALLNER, M. (1996): Einschätzung der Permeabilitätsverhältnisse im Grubengebäude Morsleben. 2. Zwischenbericht 1996.- BGR, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, unveröffentlicht; Hannover.
- WENZEL, A. (2011): Untersuchung des Schädigungsverhaltens von Steinsalz bei triaxialer Verformung unter Verwendung eines Multi-Methoden Monitorings. Studienarbeit. Technische Universität Bergakademie Freiberg Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau - Institut für Geotechnik. Lehrstuhl für Gebirgs- und Felsmechanik/Felsbau. 49 S. (+ Anhänge).

WOLF, J.W., ALTMAIER, M., BEHLAU, J., BEUTH, T., BRACKE, G., BUBE, C., BUHMANN, D., DRESBACH, C., HAMMER, J., KELLER, S., KIENZLER, B., KLINGE, H., KRONE, J., LOMMERZHEIM, A., METZ, V., MÖNIG, J., MRUGALLA, S., POPP, T., RÜBEL, A., WEBER, J.R. (2012a): Erstellung eines FEP-Kataloges für die vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben. Bericht zum Arbeitspaket 7, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-282, ISBN: 978-3-939355-58-8, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.

WOLF, J.W., ALTMAIER, M., BEHLAU, J., BEUTH, T., BRACKE, G., BUBE, C., BUHMANN, D., DRESBACH, C., HAMMER, J., KELLER, S., KIENZLER, B., KLINGE, H., KRONE, J., LOMMERZHEIM, A., METZ, V., MÖNIG, J., MRUGALLA, S., POPP, T., RÜBEL, A., WEBER, J.R. (2012b): Dokumentation des FEP-Kataloges für die vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben. FEP-Katalog zum Arbeitspaket 7, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-283, ISBN: 978-3-939355-59-5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1: Skalenspezifische Bearbeitung der Gastransporteigenschaften des dichten Salzgebirges (IFG, 2007).....	4
Abb. 2.1: Synoptisches Bild der Transportprozesse der in Hohlräumen akkumulierten Korrosions- und Degradationsgase aus einem Endlager in Tongesteinen (aus MARSHALL et al., 2005). a) Phänomenologische Beschreibung anhand eines mikrostrukturellen Modells; b) grundlegende Transportmechanismen c) geomechanisches Regime; und d) Wirkung des Gastransports auf die Integrität der Wirtsgesteinsbarriere.	12
Abb. 2.2: Zustandsbedingungen in einem Endlager im Steinsalz für die Bewertung der hydraulischen Langzeitsicherheit eines Endlagers nach Hohlraumauffahrung mit Betriebs-, Verschluss- und Nachbetriebsphase. Eine Bewertung der wechselseitigen Prozesse Schädigung/Verheilung kann auf Basis des Dilatanzkonzeptes erfolgen, während die Rahmenbedingungen zum Verständnis eines möglichen Gasfracszenarios unter Langzeitbedingungen noch nicht allgemein geklärt und deshalb Inhalte der Untersuchungen sind (IFG, 2007).	14
Abb. 2.3: Darstellung der Bruchgrenze und der Dilatanzgrenze für Steinsalz sowie der im dilatanten und kompressiblen Bereich dominierenden Prozesse, auf Basis der Versuchsserien S8 und S9 (aus HUNSCHKE et al., 2003).....	16
Abb. 2.4: Datenbasis zur Gaspermeabilität von Steinsalz mit progressiver Annäherung des Gasdruckes an den Einspannungszustand. Zusätzlich sind Tangens-Hyperbolicus-Kurven als Modellanpassung dargestellt (IFG, 2007).	20
Abb. 2.5: Mikrostrukturen in Abhängigkeit von Permeabilitätsentwicklung bei Gasdruckbelastung. (li.) Druckbelastung mit $\Delta p \approx 3$ MPa (Steinsalzprobe 345_4_40_27); (re.) Druckbelastung mit $\Delta p \leq 0,5$ MPa (Steinsalzprobe 182/2/16).	21
Abb. 2.6: Simulation eines Druckaufbaus in einem Hohlraum im Salzgebirge unter Vorgabe verschiedener Gasdruckanstiegsraten für Labor- und Bohrlochversuche. Zusätzlich sind für die durchgeführten Feldtests Ergebnisse aus Simulationsrechnungen dargestellt (IFG, 2007). Hinweis: Beachte die jeweiligen Dimensionen der Hohlräume.	22
Abb. 3.1. Prinzipskizze des Bohrlochschafts mit der Instrumentierung für die Gasdruckbeaufschlagung – Stand 31.10.2011.....	28
Abb. 3.2. Geologischer Schnitt durch die Werra-Lagerstätte. Quelle: Kali und Salz GmbH, Kassel.....	30
Abb. 3.3. Lithologisches Profil AE-Messbohrung IFG-ME 04/09 – Bohrung von der 1. Sohle (Geologische Aufnahme: Dipl. Geol. M. PIPPIG, Werk Merkers).....	31
Abb. 3.4. Lithologische Ausbildung des mittleren Werra-Steinsalzes ($\text{Na1}\beta_4$) am Versuchsort - Detailgefügeausschnitte.	32
Abb. 3.5. Horizontale Grubenrisse des Versuchsortes mit der Position des Bohrlochschaftes: (li.) 1. Sohle – Flöz Hessen (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4) und (re.) 2. Sohle – Flöz Thüringen.	33
Abb. 3.6. 3D-Darstellung des Versuchsortes – Morphologie und Lage der AE-Bohrungen: (blau): Oberkante der 1. Sohle; (braun) Firste der 2. Sohle.....	34
Abb. 3.7. In situ-Situation 1. Sohle. 360°Panorama-Übersicht mit zwei Messplätzen für Langzeit-Perm-Messung und AE-Monitoring. In der Sohle Bohransatzpunkte für 4 AE-Bohrungen und Pilotbohrung GBL.	35
Abb. 3.8. Bohrplatz mit ONRAM-Bohrmaschine zur Erstellung eines Vertikal-AE-Bohrlochs.	37
Abb. 3.9. Lage der Bohrungen im Versuchsort 1. Sohle – Flöz Hessen (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4) – Feldausschnitt 100 m x 100 m.	39
Abb. 3.10. Versuchsort 2. Sohle – Schachtgerüst als Zugang zum GBL in der Firste.	40

Abb. 3.11. Auffahrung des 1300mm-Großbohrlochs am Versuchsort 2. Sohle mittels Rollochbohrmaschine GB-75. a) Übersichtsaufnahme der Vorortsituation mit aufgestellter Vertikalbohrlafette sowie Zubehör und Ladefahrzeug; b) Ansetzen der Bohrkronen mit Pilot; c) Detailansicht Schüttrinne zum Abführen des Bohrkleins und Abtransport mittels Lader.	41
Abb. 3.12. LAYHER-Gerüstkonstruktion. (a) Schemazeichnung des Tragsystems mit Detailelementen; (b) Blick in das Großbohrloch mit quadratischem Grundriss sowie in 2m-Abständen befestigten, halbseitigen Podesten.	42
Abb. 3.13. 1300 mm-Großbohrloch. (a) Vertikale Vermessung mit 13 Messpunkten: Verlauf nach SSW; (b) Blick ins Großbohrloch; (c) Detailansicht der Kontur mit Ultraschallmessgeber.	43
Abb. 3.14. UEZ-Zwangsmischer. (li.) Mischer mit Mischtrommel auf Lastrahmen mit Handeichsel. (re.) geöffnete Mischtrommel mit Mischarmen.	45
Abb. 3.15. Dokumentation des Betoniervorgangs am 26/27.01.2011.	47
Abb. 3.16. Einsatz der K+S Mischmaschine UNIGROUT 200-100E-02 von Atlas Copco (Leistung: ca. 3 m ³ /h; Max. Pumpenkapazität: 0 – 100 l/min; CEMAG 401E – Rührwerk mit 400 l Fassungsvermögen): Pumpen der MgOH ₂ -Suspension in den Vorratsbehälter.	49
Abb. 3.17. Auswertung Video-Kamerabefahrung des GBL - Profilschnitt mit Referenzhöhen charakteristischer Schachteinbauten.	50
Abb. 3.18. Dokumentation der Betonoberflächen für die zwei Betonierabschnitte. a) DBM2; b) MgO-Bohrlochzement (K+S).	51
Abb. 3.19. Instrumentierung GBL. a) Vertikalschnitt mit 2 Messebenen; b) Horizontalschnitt zur Richtung der Messgeber bzw. Bohrungen.	53
Abb. 3.20. GLÖTZL-Konvergenzextensometer 1300mm im Teleskop. (li.) Schemazeichnung (Quelle GLÖTZL); (re.) Untertagesituation mit Detailaufnahme zur Befestigung der Druckplatten.	54
Abb. 3.21. GLÖTZL-Extensometer (auf Basis eines MTS-Temposonics Positions-Sensors mit vier Ring-Magneten als Messstellen: 0,1 m, 0,3 m, 0,5 m und 1,0 m - Gesamtlänge Geber 1000mm) (Quelle: GLÖTZL).	54
Abb. 3.22. GLÖTZL-Druckkissen EEKE10/20 K200 A Z4 (Kissengröße 10cm x 20cm – Ausführung mit Messbereich 0-200bar).	55
Abb. 3.23. Elektrische Durchführungen (DF) im Drucktopf Prüfraum Großbohrloch. (oben) Durchführungen mit Steckeranschlussleiste – mehrpolige Stecker sowie BNC-Anschlüsse; (unten) Steckerbelegungsplan.	57
Abb. 3.24. Kompressor-Einheit zur Druckluftherzeugung. a) Vorortsituation 2. Sohle: Industrie-Kompressor ATLAS-COPCO mit 270l Druckbehälter und nachgeschalteter Maximator – Druckluftverstärkerstation. b) Detailbild Maximator – Druckluftverstärkerstation mit pneumatischem Funktionsbild.	58
Abb. 3.25. Vertikale und horizontale Spannungsverteilung im Bereich des GBL auf Basis von Hydrofrac-Spannungsmessungen. (links) Vertikalprofil im mittleren Werra-Steinsalz zwischen der 1. Und 2. Sohle (aus den Bohrungen lFG-ME-02/09 und lFG-ME-03/09; (mitte) Schematischer Vertikalschnitt durch den Versuchsort mit GBL und unterer Abdichtung sowie (rechts) horizontale Spannungsverteilung in der Kontur ausgehend von einer Bohrung ca. 5 m oberhalb der Firste von der 2. Sohle – Flöz Thüringen.	60
Abb. 3.26. Lage des gebirgsmechanischen Modells. Geologie – Modellschnitte W-O bzw. N-S. 61	
Abb. 3.27. Spannungsverteilung vor Auffahrung des Bohrlochschaftes - 2010 (2. Phase – 59 Jahre nach Auffahrung 2. Sohle).	62
Abb. 3.28. Spannungszustand 2010 - Vergleich mit Frac-Messungen (2. Phase – 59 Jahre nach Auffahrung 2. Sohle – für Details s. 1. Zw.-Ber. – lFG2010a).	63

Abb. 3.29. Messstelle zur Bestimmung der integralen Gaspermeabilität am BfS-Versuchsstandort Merkers (Östliche Hauptstrecke Schacht Springen3 / Ort 29 / Querort 4).....	67
Abb. 3.30. Druckbeaufschlagung der Bohrung IFG-ME-01/09 (Gasvolumen ca. 115 l): 1. Sohle - westl. Hauptstr. V. Schacht 3 Ort 29 S - Qu 4 – Stand 13.09.2012. Ab der 3. Druckstufe wurden Druckabfallraten über Interpolation der Messabschnitte ermittelt, s. entsprechende Druckabfallraten in bar/d (Beginn der Messungen: 7.10.2009 - 11:30).....	67
Abb. 3.31. Druckabfallraten vs. mittlerer Gasdruck (Datenbasis aus Abb. 3.30).....	69
Abb. 3.32. Zeitlicher Druckverlauf bei Gasdurchschlag (20.10.2011) in der 14. Druckstufe bei ca. 100 bar (Detailausschnitt aus Abb. 3.30).....	70
Abb. 3.33. Zeitlicher Druckverlauf nach dem Gasdurchschlag in der 14. Druckstufe und Stabilisierung des Druckwertes bei ca. 8 MPa: Beginn der Konstantraten-Injektionstests (blaue Markierung) mit anschließenden Druckbeobachtungsphasen (Detailausschnitt aus Abb. 3.30).....	71
Abb. 3.34. Auswertung der Drucktests am Standort "Gaspermeation" mittels der zwei eingesetzten Verfahren: „r-Geometrie“ – „simple radial gas-flow“; Hinweis: $\sigma_{\min} \approx 9,9$ MPa (nominal).....	73
Abb. 3.35. Gaspermeabilität von Steinsalz als Funktion der Druckdifferenz von Minimalspannung σ_{\min} (gegeben durch den Manteldruck p_c) und Gasdruck p_p . Injektionstests mit kontinuierlicher Manteldruckabsenkung bzw. –erhöhung bei konstant anliegendem Gasdruck von $p_i = 10$ MPa mit stationärer Durchflussmessung.....	75
Abb. 3.36. Druck- und Temperaturentwicklung im Baustoff. a) Betonierphase mit Ansteifen des Baustoffs – 26/27.01.2011. b) Langzeitbeobachtungsphase bis zum 27.09.2011 – Hinweis: die Kurve HDR1 entspricht dem Gasdruck im Hohlraum.....	77
Abb. 3.37. Messdaten in ihrer zeitlichen Variation nach Inbetriebnahme der Messwerterfassungsanlage zum 01.11.2011 – (0-Punkt: 15.05.2010 – Fertigstellung GBL); Beginn Druckbeaufschlagung: 15.06.2011 – Messtag 396.....	79
Abb. 3.38. Druckbeaufschlagung des GBL (Stand 15.09.2012). a) Gesamter Zyklus, Hinweis: Nach Einbau eines zusätzlichen Drucktopfes als gasdichte Durchführung wird die Druckentwicklung in diesem abgedichteten Teilvolumen zusätzlich überwacht. b) Teilausschnitt Druckverlauf vor und nach Einbau eines zusätzlichen Dichttopfes als gasdichte Durchführung.....	81
Abb. 3.39. Dokumentation der Gasdurchtrittzone zum AE-1 (Video-Befahrung 03.02.2012). a) Horizontaler Gas- und Lösungsaustritt (diffus verteilte Partikel): 13,90 m. b) Massive $MgCl_2$ -Auskristallisation: 15,07 m. c) unbeeinflusster Bohrlochabschnitt, oberhalb der Austrittsstelle: 16,12 m).....	83
Abb. 3.40. Adiabatische Druckentlastung des GBL am 06.06.2012 – Zeitlicher Druck- und Temperaturverlauf (2 Messgeber).....	84
Abb. 3.41. Zeitliche Änderungen der Betondruckgeber (BDr1 – 3) im Bereich des DBM2-Propfens bei Gasdruckbeaufschlagung (Messebene bei ca. 9 m oberhalb Firste von der 2. Sohle).....	85
Abb. 3.42. Zylindrisches Bohrloch in einem unendlich ausgedehnten elastischen Medium.....	87
Abb. 3.43. Radiale Dehnung des GBL für die vier Messlängen der zwei Extensometer – Messwert vs. analytische Prognose.....	88
Abb. 4.1. Schematische Darstellung der Messanlage.....	90
Abb. 4.2. Perspektivische Darstellung der Sensorpositionen relativ zur Großbohrung.....	91
Abb. 4.3. Aufsicht auf das Sondennetzwerk. Mit blau sind die Sensoren gekennzeichnet, mit rot die Lage des Großbohrlochs. Gezeigt wird der jeweils oberste Sensor.....	92
Abb. 4.4. Signale der Durchschallungsmessung.....	94

Abb. 4.5. Registrierte Signale eines mikro-seismischen Ereignisses aus der Phase der Erstellung des GB (Rohdaten)	94
Abb. 4.6. Signale des oben gezeigten Ereignisses (Abb.) nach Bandpassfilterung zur besseren Erkennung der P-Einsätze	96
Abb. 4.7. Signale des oben gezeigten Ereignisses (Abb. und Abb.) nach weiterer Frequenzfilterung zur besseren Erkennung der S-Einsätze	96
Abb. 4.8. Ortungsraten des gesamten Überwachungsbereiches über den bisherigen Überwachungszeitraum (in situ-Ortungen)	98
Abb. 4.9. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit vor der Auffahrung des Großbohrlochs (14.01.2010 bis 25.04.2010). Anzahl der Ereignisse: 2967.	99
Abb. 4.10. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit kurz nach dem Ende der Auffahrung des Großbohrlochs im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht (isotrope Darstellung).....	101
Abb. 4.11. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit knapp einen Monat nach der Auffahrung des Großbohrlochs im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 3 (isotrope Darstellung).....	103
Abb. 4.12. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit der ersten Verfüllungsphase im gesamten Teufenbereich; Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 31891.	104
Abb. 4.13. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für die Zeit der zweiten Verfüllungsphase im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 2 (isotrope Darstellung).....	106
Abb. 4.14. Ortungsergebnisse (Nachortungen) für den Zeitpunkt einen Monat nach Beendigung der Verfüllung im angegebenen Teufenbereich; Aufsicht 2 (isotrope Darstellung) -	108
Abb. 4.15. Ortungsraten (Nachortungen) im gesamten Überwachungsbereich während der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).	109
Abb. 4.16. Ortungsraten (Nachortungen) im Tiefenbereich des Bohrlochverschlusses, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).....	111
Abb. 4.17. Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 265.	112
Abb. 4.18. Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der dritten Druckerhöhung (Peak 2); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 2835.	113
Abb. 4.19. Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des Bohrlochverschlusses, während der vierten Druckerhöhung (Erreichen des Druckmaximums, Peak 3); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 251.	114
Abb. 4.20. Ortungsraten (Nachortungen) im Tiefenbereich des unverfüllten Großbohrlochs, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).....	115
Abb. 4.21. Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs, während der zweiten Druckerhöhung (Peak 1); Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 97.	116
Abb. 4.22. Ortungsergebnisse (Nachortungen) im Bereich des nicht verfüllten Bohrlochs und während der Zeit nach Peak 4; Aufsicht; isotrope Darstellung. Anzahl der Ortungen: 326.	117
Abb. 4.23. Ortungsraten (Nachortungen) im Bereich der oberen Sohle, im Zeitraum der Druckbeaufschlagung (rote Kurve).	119
Abb. 5.1. Servohydraulisches Prüfsystem RBA 2500: a) Prüfmaschine im servohydraulischen Gesteinslabor des IFG; b) Druckzelle (Schemazeichnung) zur Simulation triaxialer Spannungs- und Verformungsbedingungen mit gleichzeitiger Durchschallung und Durchströmung bzw. Porendruckkontrolle.....	125

Abb. 5.2. Isostatische Kompaktionsversuche mit einer Belastungsrate von 0,1 MPa/s – Rückstellproben von DBM2 (Probe 459_1: Charge 7) bzw. K+S Brucit (Probe 459_2) vs. Ergebnisse aus Nachuntersuchungen aus dem IfG-Technikumsversuch-Gr. Versatzzelle sowie Dammversuchsbauwerk Bleicherode (Proben Dammbauwerk-Mitte M5 und M10).....	126
Abb. 5.3. Festigkeits- und Verformungsverhalten von DBM2 - CH7 (459_1) im Mehrstufenversuch: Spannungs-Verformungskurve σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . Zusätzlich ist für die Belastungsstufe bei $\sigma_{min} = 10$ MPa die Dilatanzkurve (rot) dargestellt.	127
Abb. 5.4. Festigkeits- und Verformungsverhalten von K+S Brucit (459_2) im Mehrstufenversuch: Spannungs-Verformungskurve σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . Zusätzlich ist für die Belastungsstufe bei $\sigma_{min} = 10$ MPa die Dilatanzkurve (rot) dargestellt.	127
Abb. 5.5. MOHR-COULOMB-Diagramm (σ_1 vs. kleinste Hauptspannung σ_{min} bzw. Manteldruck σ_3). Für die zwei zur Verfüllung des GBL eingebrachten Baustoffchargen (Charge 7: Proben DBM2-Me-1 und 2) im Vergleich mit den Referenzmaterialien aus der IfG-Versatzdruckzelle sowie des Versuchsdamms Bleicherode.....	129
Abb. 5.6. Gay - Lussac - Pyknometer	130
Abb. 5.7. Versuchsanordnung mit den relevanten Messgrößen zur Bestimmung der Permeabilität mittels Durchströmung von Zylinderproben mit a) axialer und b) radialer Geometrie.....	132
Abb. 5.8. Mehrstufengasinjektionstest DBM2 – Druckeinspannung ca. 10 MPa / radiale Injektionsgeometrie.	134
Abb. 5.9. Mehrstufengasinjektionstest K+S Brucit – Druckeinspannung ca. 10 MPa / radiale Injektionsgeometrie.	134
Abb. 5.10. Versuchsanordnung zur Bestimmung der Lösungspemeabilität großvolumiger Gesteins- oder Baustoffproben.	135
Abb. 5.11. Durchströmungsversuche der vorliegenden Sorelchargen als Rückstellproben von DBM2 (CH60) - 2 Proben - und K+S Brucit – 1 Probe.....	137
Abb. 5.12. Lösungspemeabilitäten der untersuchten Sorelchargen als Rückstellproben von DBM2 (CH60) - 2 Proben - und K+S Brucit – 1 Probe – Abschätzung auf Basis der eintrittsseitig gemessenen Fluidinjektionsraten.	137
Abb. 5.13. Abschätzung der Druckabhängigkeit der durch den Dichtpfropfen (aus K+S Brucit mit einer Länge von 8 m) durchtretenden Salzlösung sowie die Zeit bis zur vollständigen Aufsättigung des teilgesättigten Porenraums.	138
Abb. 5.14. Probematerial für Laboruntersuchungen. (re.) Großblockentnahmestelle in der Fahrwendel zwischen 1. und 2. Sohle (li. ob.) Lage der Großblockentnahmestelle im Grubenfeld Springen; li. unt. Abladen des Blocks am IfG.	141
Abb. 5.15. Diagramm zur Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeiten von der Gesteinsdichte von Anhydrit-führendem Steinsalz mit unterschiedlichen luftgefüllten Porositäten. Dargestellt sind Geschwindigkeits/Dichtepaare von Kernproben aus dem Mittleren Werra-Steinsalz (vgl. Tab. 5-3). Zusätzlich sind die Messwerte von drei Triaxialversuchen dargestellt, bei denen während der Schädigung die Variation der Ultraschallgeschwindigkeiten und die Dilatanz gemessen wurden.	142
Abb. 5.16. Festigkeits- und Verformungsverhalten von Proben aus dem Mittleren Werra-Steinsalz vom Versuchsort Springen. a) Spannungs-Verformungskurven: σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . b) Dilatanz-Verformungskurven ϵ_V vs. ϵ_{Ax}	143
Abb. 5.17. Triaxialer Festigkeitsversuch mit Ableitung der spezif. Festigkeits- und Dilatanzparameter an der „Dilatanz“- bzw. Festigkeitsgrenze: 429/5_TC5.	144
Abb. 5.18. Festigkeits- und Dilatanzwerte des Mittleren Werra-Steinsalzes am Versuchsort Merkers. Effektivspannung σ_{Diff} vs. kleinste Hauptspannung σ_{min} bzw. Manteldruck σ_3 . Zusätzlich sind die Festigkeitskurven des bisher für den EDVA-Ansatz verwendeten Parametersatzes sowie die Belastungsbedingungen für die Kriechversuche dargestellt.	144

Abb. 5.19. Variation physikalischer Parameter während eines Festigkeitsversuches mit prograder Deformation: Volumenänderung, mikro-seismische Emission, Permeabilität und Ultraschallgeschwindigkeiten (verändert nach SCHULZE et al., 2002).	147
Abb. 5.20. Normierte Darstellung der Verläufe der seismischen Wellen und Ermittlung der Extremwerte (exemplarisch für Probe 429/SZS/11 bei 5 MPa Einspannung).	148
Abb. 5.21. Vergleich der Spannungsdehnungskurven, des Dilatanz- sowie des Durchlässigkeitsverhaltens bei Einspannung von σ_{\min} zwischen 3 und 20 MPa.	150
Abb. 5.22. Ausbreitung von Ultraschall in geschädigtem Steinsalz. (links): Variationsmuster von axial gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten (V_p , V_s) im Deformationsexperiment in Relation zur Probenrissgeometrie (Kompression vs. Extension). (mittig): Schemazeichnung zur Ausbreitungs- und Schwingungsrichtung von Kompressions- ($\Rightarrow V_p$) und Scherwellen ($\Rightarrow V_s$). (rechts): Reales Mikrorissgefüge in Steinsalz (Kunstharztränkungsversuch mit nachträglichem Auflösen der Salzmatrix, von POPP, 2002).	151
Abb. 5.23. Variationsfeld von V_p und V_s mit Isolinien der Porosität. Die Variationsfelder der Kennlinien von Verformungsexperimenten in Kompression (aktuelle Verformungsversuche Leine-Steinsalz: Großblock Angersdorf) und Extension (Literaturdaten) zeigen die Streuung der Messwerte. Zusätzlich sind schematische Rissmuster dargestellt.	152
Abb. 5.24. Festigkeits- und Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze abgeleitet aus der Geschwindigkeitssignatur der verschiedenen gemessenen Parameter während kompressiver Belastung an Mittleren Werra-Steinsalz aus dem Grubenfeld Springen.	153
Abb. 5.25. Dilatanzgrenze für die Parameterbestimmung.	156
Abb. 5.26. Anpassung des Festigkeitsverhaltens.	157
Abb. 5.27. Anpassung des Dilatanzverhaltens.	157
Abb. 5.28. Anpassung des Stoffmodells an die Mehrstufen-Kriechversuche	158
Abb. 5.29. Kriechraten im Mehrstufen-Kriechversuch (li.) beide Laststufen in Abhängigkeit von der Zeit mit Lastwechsel nach 36 Tagen; (re.) 1. Laststufe abhängig von der Kriechverformung).	159
Abb. 5.30. Alternative Abschätzung des stationären Kriechverhalten Steinsalz Na1 β Springen	160
Abb. 6.1. Konturverhalten um einen kreisförmigen Streckenquerschnitt mit Ausbildung einer ALZ (Spannungsverteilung mit σ_θ - Tangentialspannung [= σ_1 größte Hauptspannung] und σ_r [= σ_2 kleinste Hauptspannung], Porosität ϕ und Porendruckvariation p_{fl}) – schematische Darstellung (ergänzt nach SALZER, 1989).	161
Abb. 6.2. Berechnungsmodell Tortenstück	163
Abb. 6.3. Berechnungsbeispiel G zur Verifizierung der Gaspermeation, Modell und Berechnungsannahmen	165
Abb. 6.4. Berechnungsbeispiel G, Ein- und Ausströmraten, Vergleich mit der analytischen Lösung.	167
Abb. 6.5. Porendruckverteilung nach Einstellung stationärer Strömungsverhältnisse.	168
Abb. 6.6. Im Berechnungsausschnitt aufgenommenes Normgasvolumen	169
Abb. 6.7. Fall a, zeitliche Entwicklung der Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse	171
Abb. 6.8. Fall a, zeitliche Entwicklung der Radialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse.	171
Abb. 6.9. Fälle a und b, zeitliche Entwicklung der Radial- und Tangentialspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Bohrlochachse	172

Abb. 6.10. Geplanter Druckverlauf. Hinweis: bei der tatsächlichen Versuchsdurchführung wurde, wie in Kap. 2.3 dargestellt, im Detail ein etwas anderes Druckregime realisiert, allerdings sind die zu beobachtenden Effekte jeweils qualitativ ähnlich.	173
Abb. 6.11. Berechnungsmodell und Details für die Auswertung.	173
Abb. 6.12. Fall C, 1. und 2. Bauzustand, Spannungs- und Dilatanzenwicklung im Konturelement.	175
Abb. 6.13. Fall C, 1. Bauzustand, t = 1 Jahr, Spannungen und Dilatanzenwicklung.	175
Abb. 6.14. Fall C, 2. Bauzustand, t = 78 Tage (Druckbelastung 7 MPa), Spannungen und Dilatanzenwicklung.	176
Abb. 6.15. Fall C, 1. und 2. Bauzustand, Spannungspfad im Konturelement.	176
Abb. 6.16. Simulation der Ausgasung des Salinars (Fall H), Modell und Berechnungsannahmen.	177
Abb. 6.17. Fall H, Porendruckentwicklung und Porendruckverteilung.	178
Abb. 6.18. Fall H, ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen.	178
Abb. 6.19. Hydraulisch-mechanische Simulation der Ausgasung des Salinars, Modell und Berechnungsannahmen.	179
Abb. 6.20. Dilatanzenwicklung – Permeabilitätsbeziehung nach POPP (2002) ($n_1 = 4$).	180
Abb. 6.21. Dilatanzenwicklung – Permeabilitätsbeziehung nach POPP, Variation mit $n_1 = 3$	181
Abb. 6.22. Fall Kh ($\alpha = 0,17$), 1. BZ, effektive Minimalspannung.	182
Abb. 6.23. Fall Kh, 1. BZ, Spannungsentwicklung im 2. Randelement.	183
Abb. 6.24. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$) und Kh ($\alpha = 0,17$), 1. BZ, Dilatanzenwicklung infolge von Scherbeanspruchung in den konturnahen Elementen.	184
Abb. 6.25. Fälle Ke und Kh, 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.	184
Abb. 6.26. Fall Kh, 1. BZ, Porendruckentwicklung in den konturnahen Elementen.	185
Abb. 6.27. Fall Ki, 1. BZ, Spannungsentwicklung im 2. Randelement.	185
Abb. 6.28. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Dilatanzenwicklung in den konturnahen Elementen.	187
Abb. 6.29. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.	187
Abb. 6.30. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Spannungsentwicklung im 3. Randelement.	188
Abb. 6.31. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Dilatanzenwicklung in den konturnahen Elementen.	188
Abb. 6.32. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Permeabilitätsentwicklung in den konturnahen Elementen.	189
Abb. 6.33. Fall Ki ($\alpha = 0,18$), 1. BZ, Porendruckentwicklung in den konturnahen Elementen.	189
Abb. 6.34. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen.	190
Abb. 6.35. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), Porendruckverteilung für die Zeitpunkte t = 10 Tage und t = 1 Jahr.	191
Abb. 6.36. Fälle Ke ($\alpha = 0,1$), Kh ($\alpha = 0,17$) und Ki ($\alpha = 0,18$), Permeabilitätsverteilung für die Zeitpunkte t = 10 Tage und t = 1 Jahr.	191
Abb. 6.37. Fälle Ke, Kk und Kl, 1. BZ, Dilatanzenwicklung infolge Scherbeanspruchung in den konturnahen Elementen.	192
Abb. 6.38. Fälle Ke, Kk und Kl, Permeabilitätsverteilung.	193
Abb. 6.39. Fälle Ke, Kk und Kl, Porendruckverteilung.	194

Abb. 6.40. Fälle Ke, Kk und Kl, ausströmende Gasmasse und ausströmendes Normgasvolumen.	194
Abb. 6.41. Kopplungsfunktion Effektivspannung→Permeabilität. Auf der rechten Seite ist der zentrale Bereich vergrößert dargestellt. Die Funktionsparameter stammen aus IFG (2007) (dort Abb. 4-33, Test 2): $\log(k/m^2) = -23,2 + 4,0(1+\tanh(4,0(\sigma_{\min,\text{eff}}/\text{MPa}))) / 2 + 0,05(\sigma_{\min,\text{eff}}/\text{MPa})$. Da gemäß FLAC ^{3D} -Konvention kompressive Spannungen negativ sind, ist $\sigma_{\min,\text{eff}} \equiv \sigma_{\min} + (!)$ Porendruck. Trotz dieser Konvention bezeichnet $\sigma_{\min(!)}$ die in ihrem Betrag(!) kleinste kompressive totale Hauptspannung bzw. – falls Zugspannungen auftreten – die stärkste(!) totale Hauptspannung im Zugbereich (s. a. Fußnote 23, S. 200).	197
Abb. 6.42. Gemessene Druckbelastungskurve (rot) und daraus abgeleitete Modellierungsvorgaben: Gestrichelte Hilfslinien markieren die fünf Zeitpunkte, bei denen die Injektionszyklen in den Modellrechnungen beginnen. Durchgezogene Hilfslinien markieren die Zeitpunkte, bei denen die jeweiligen Gas-Injektionen enden; Symbole auf diesen Linien markieren die zugehörigen Bohrlochdrücke, die am Ende der jeweiligen Gas-Injektionen erreicht sein sollen. Die hier grafisch dargestellten Modellierungsvorgaben sind in tabellarischer Form in Tab. 6-3 zusammengefasst.	199
Abb. 6.43. Radialer Porendruckverlauf zu sechs verschiedenen Zeitpunkten während der Ausgasungsphase.	203
Abb. 6.44. Vergleich der radialen Verläufe des Porendrucks und des Betrages der minimalen Hauptspannung zu drei verschiedenen Zeitpunkten während der Ausgasungsphase. (In der FLAC ^{3D} -Konvention sind kompressive Spannungen negativ.)	204
Abb. 6.45. Radiale und zeitliche Verläufe der Permeabilität während der Ausgasungsphase.	205
Abb. 6.46. Zeitlicher Verlauf des Gasdrucks im Bohrloch. Bei der Modellierung als Randbedingung vorgegeben sind die Bohrlochdrücke jeweils in den Kompressionsphasen. In den Haltephasen gehören sie zu den Rechenergebnissen; hier dargestellt im Ergebnis der Basis-Rechnung. Die dünne waagrechte Linie kennzeichnet den gewählten Gebirgsdruck (6,8 MPa).	206
Abb. 6.47. Radialer Porendruckverlauf zu verschiedenen Zeitpunkten während der Injektionsphase.	206
Abb. 6.48. Radialer Permeabilitätsverlauf zu verschiedenen Zeitpunkten während der Injektionsphase. Auf der rechten Seite ist der konturnahe Bereich vergrößert dargestellt.	208
Abb. 6.49. Aus dem Bohrloch ins Gebirge abgeströmte Gasmenge pro Meter Bohrlochlänge. Negativ für negative Massenbilanz im Gebirge. Senkrechte Hilfslinien kennzeichnen die Zeitpunkte der Kompressions- und Haltephasen der fünf Injektionszyklen (vgl. Abb. 6.42).	210
Abb. 6.50. Variante b: M→H-Kopplung von Tangential- statt Minimalspannung abhängig. Qualitative Unterschiede zur Basis-Rechnung zeigen sich im Vergleich des Permeabilitätsverlaufs (links) mit Abb. 6.45 und des Porendruckverlaufs (rechts) mit Abb. 6.47.	212
Abb. 6.51. Variante c: Reduzierter Gebirgsdruck und M→H-Alternative in Kombination: Qualitative Unterschiede zur Basis-Rechnung zeigen sich im Vergleich des Porendruckverlaufs (rechts) mit Abb. 6.47 und im Vergleich des zeitlichen Verlaufs der ins Gebirge eingeströmten Gasmenge (links) mit Abb. 6.49 (hier unterschiedliche y-Achsen-Skalierung!).	212
Abb. 7.1. Fließschema zur Darstellung und Bewertung der Einwirkungen möglicher Gasbildungsszenarien unter verschiedenen Rahmenbedingungen (z.B. Gasbildung, Speichervolumen Porendruck und Wirtgesteinseigenschaften) für die Langzeitsicherheit (HM = Hydro-Mechanical, GDF = Geological Disposal Facility, PA = Performance Assessment) (aus POPP & HOCH, 2012).	224

Tabellenverzeichnis

Tab. 1-1. Projektablauf und Rahmenterminplan zum Vorhaben „Auswirkungen der Gasbildung“ – Stand: 30.06.2012.	6
Tab. 3-1. Untergliederung des Werra-Steinsalzes (Na1 bzw. z1NA) vom Liegenden zum Hangenden:.....	30
Tab. 3-2. Verzeichnis der im Rahmen des Vorhabens ausgeführten Bohrungen.	38
Tab. 3-3. Spezifikation der Anmischverhältnisse nach K-UTEC Vorgaben zur Herstellung des DBM2 (je 100 kg-Charge).	46
Tab. 3-4. Realisierte Anmischverhältnisse für die Herstellung des zum Verschluss des GBL eingesetzten DBM2, entsprechend des Betonierfortschritts.	46
Tab. 3-5. Teufenbilanz der eingebauten Messgeber sowie der Oberkante der jeweiligen Verfüllabschnitte (zusätzlich sind Messwerte von GMuG aufgeführt, die allerdings eine systematische Abweichung von ca. 3m infolge eines anderen Referenzpunktes aufweisen).	49
Tab. 3-6. Gesteinsdichten und Wichten im Lagerstättenprofil.	59
Tab. 3-7. Kenndaten zur Permeabilität und Porosität der numerischen Rückrechnung der drei durchgeführten Permtests bei 0,25 m, 0,75 m und 1,5 m Konturabstand im GBL.	66
Tab. 3-8. Druckbelastungsregime der Bohrung IFG-ME-01/09 – Beobachtungsphasen nach Druckerhöhung mit den mittleren Druckabfallraten für die Druckstufe.	68
Tab. 3-9. Druckbelastungsregime der Bohrung IFG-ME-01/09 – Injektionsstufen mit konstanten Gasinjektionsraten und anschließenden Beobachtungsphasen nach Gasdurchbruch (mit den mittleren Druckabfallraten für die verschiedenen Belastungsstufen).....	71
Tab. 3-10. Druckbelastungsregime des GBL – charakteristische Druck-/Zeitpunkte.	82
Tab. 5-1. Qualitative Zusammensetzung sowie geomechanische und hydraulische Kennwerte der Rezeptur DBM 2 (für Details s.K-UTEC, 2008).	121
Tab. 5-2. Festigkeitsparameter Kontaktfläche Sorelbeton/Steinsalz (IFG, unveröffentlichte Werte). 122	
Tab. 5-3: Probenparameter – Abmessungen und Dichte sowie Ultraschallgeschwindigkeiten (\parallel bzw. \perp) zur Prüfkörperachse mit den daraus abgeleiteten dynamischen elastischen Konstanten (Mittelwerte).	123
Tab. 5-4. Festigkeitswerte der verschiedenen Labortests an aus DBM2 und K+S Brucit bestehenden Probenkörpern sowie die daraus abgeleiteten MOHR-COULOMB-Parameter.....	128
Tab. 5-5. Dichte-Kenngrößen, Wassergehalt, Porosität und Sättigung für den DBM2 (CH 60) und K+S Brucit.	131
Tab. 5-6: Probenparameter – Abmessungen und Dichte sowie Ultraschallgeschwindigkeiten (parallel bzw. senkrecht zur Prüfkörperachse mit den daraus abgeleiteten dynamischen elastischen Konstanten (Mittelwerte).	141
Tab. 5-7. Laboruntersuchungen am Mittleren Werra-Steinsalz.	145
Tab. 5-8. Kenndaten aus den durchgeführten Festigkeitsuntersuchungen an Werra-Steinsalz (Probenserie 373 – Großblock Grubenfeld Springen).	148
Tab. 6-1. Fälle a und b, Kennwerte und Größe des Berechnungsausschnittes	170
Tab. 6-2. Hydraulisch-mechanische Berechnungen zum Ausgasungsprozess, Berechnungsfälle.	181
Tab. 6-3. Druckbelastungs-Vorgaben für die Modellrechnungen, abgeleitet aus der gemessenen Druckkurve im Bohrloch	199

Abkürzungsverzeichnis

ALZ	Auflockerungszone (synonym zur EDZ im Text verwendet)
AE	Acoustic emission (synonym zu SE im Text verwendet)
BfS	Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter (D)
BGS	Natural Environment Research Council - British Geological Survey (GB)
BNC	koaxiale Steckverbinder mit einem Bajonettverschluss (Bayonet Neill Concelman)
EDVA	<u>E</u> rweiterter- <u>D</u> ehnungs- <u>V</u> erfestigungs- <u>A</u> nsatz
FLAC	Fast Lagrangian Analysis of Continua
FORGE	Fate of Repository Gases (EU-Vorhaben)
GBL	Grossbohrloch
GDF	Geological Disposal Facility
GMuG	Gesellschaft für Materialprüfung und Geophysik (D)
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH (D)
HM	hydraulisch-mechanisch gekoppelte Prozesse
IfG	Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig (D)
LAW	schwachradioaktive Abfälle
NAGRA	National Cooperative for the Disposal of Radioactive Waste (CH)
PA	Performance Assessment
SE	Schallemission (synonym zu AE im Text verwendet)
SKB	Svensk Kärnbränslehantering AB (S)
THMC	Thermisch-hydraulisch-mechanisch-chemisch gekoppelte Prozesse
TGL	Technischen Normen, Gütevorschriften und Lieferbedingungen
TOUGH	Numerical Tools for Multiphase Flow and Transport Processes in Permeable Media
VSG	Vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben

Anlagenverzeichnis

- Anlage 1.1 POPP, T., K. SALZER, W. MINKLEY, S. HOTZEL & HOCH, A. (2013): Gas Generation and Migration through Salt Formations. FORGE-Symposium „Gas generation and migration – Implications for the performance of geological repositories for radioactive waste disposal“, Luxembourg, February 5–7, 2013 – Abstract.
- Anlage 1.2 POPP, T. & HOCH, A. (2012): Gas Generation and Migration through Evaporites. Report SERCO/005126/002, Im Auftrag von NDA RWMD (NPO004726).
- Anlage 1.3 FEP Nr.: 2.2.11.01: Druckgetriebene Infiltration von Fluiden in Salzgestein - Stand: 17.10.2012 (aus WOLF, J.W., ALTMAIER, M., BEHLAU, J., BEUTH, T., BRACKE, G., BUBE, C., BUHMANN, D., DRESBACH, C., HAMMER, J., KELLER, S., KIENZLER, B., KLINGE, H., KRONE, J., LOMMERZHEIM, A., METZ, V., MÖNIG, J., MRUGALLA, S., POPP, T., RÜBEL, A., WEBER, J.R. (2012b): Dokumentation des FEP-Kataloges für die vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben. FEP-Katalog zum Arbeitspaket 7, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-283, ISBN: 978-3-939355-59-5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- Anlage 1.4 DÖRNER, D., PHILIPP, J., MANTHEI, G., POPP, T. (2012): Monitoring of Acoustic Emission activity around a large-diameter borehole in rock salt. 21st International Acoustic Emission Symposium, November 27 – 30, 2012, Okinawa, Japan (in press).
- Anlage 2.1 IFG (2012a): Literaturstudie – Status Gasproblematik in einem Endlager in tonigen Wirtsgesteinen (Teilbericht) Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 39 S.
- Anlage 4.1 PHILIPP, J., DÖRNER, D. (2012): Mikro-akustische (bzw. mikro-seismische) Messungen - Messbericht und Interpretation. GMuG-Bericht.- 46 S.
- Anlage 5.1 IFG (2012b): Der EDVA-Modellansatz. Forschungsvorhaben (FKZ) 3609R03222 „Auswirkungen der Gasbildung im Endlager auf den einschlusswirksamen Gebirgsbereich“.- 24 S.