

**Beweissicherungsprogramm zum
geomechanischen Verhalten von
Salinarbarrieren nach starker
dynamischer Beanspruchung
und Entwicklung einer
Dimensionierungsrichtlinie
zum dauerhaften Einschluss**



**Institut
für
Gebirgsmechanik
GmbH**

**Beweissicherungsprogramm zum geomechanischen Verhalten
von Salinarbarrieren nach starker dynamischer Beanspruchung
und Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie
zum dauerhaften Einschluss**

Betreuung: Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe
Wassertechnologie und Entsorgung
Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
seit 01.10.2009
Projektträger Karlsruhe Wassertechnologie und Entsorgung
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Förderkennzeichen: 02C1264

Projektleiter: Dr. - Ing. habil. Wolfgang Minkley

Bearbeiter: Dipl.- Ing. Ulrich Wüste
Dr. Till Popp
Dipl. - Geol. Dirk Naumann
Dipl. - Ing. Michael Wiedemann
Dr.- Ing. J. Bobinsky
Prof. Jacek Tejchman

Leipzig, 31.01.2010

A handwritten signature in blue ink, likely belonging to Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley, the project leader.

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer

„Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter dem Förderkennzeichen 02C1264 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren“.

Inhaltsverzeichnis

1	Wissenschaftliche Aufgabenstellung	4
2	Stand von Wissenschaft und Technik	9
3	Untersuchungs- und Arbeitsprogramm	14
3.1	<i>Bezug zu den förderpolitischen Zielen des BMBF- und BMWi - Förderprogrammes</i>	14
3.2	<i>Gesamtziele des Vorhabens</i>	15
3.3	<i>Arbeitsprogramm</i>	17
4	Vervollständigung der Schädigungsmechanik	21
4.1	<i>Ausgangspunkt</i>	21
4.2	<i>Nicht-lokale Theorie</i>	26
4.3	<i>Erweiterung des visko-elasto-plastischen Stoffmodells zu einem nicht-lokalen konstitutiven Modell</i>	28
4.4	<i>Verifizierung nicht-lokales visko-elasto-plastisches Stoffmodell</i>	30
5	Untersuchungen zu Schädigungsauswirkungen in einer Salinarbarriere	37
5.1	<i>Untertägige geomechanische Felduntersuchungen zur Barrierenintegrität</i>	37
5.1.1	Untersuchungskonzeption / Bohrprogramm	37
5.1.2	Untertagebohrarbeiten und Probennahme	39
5.1.3	Geologische Charakterisierung relevanter Salinarbereiche	40
5.1.4	Wirkender Spannungszustand in der Steinsalzbarriere	44
5.1.5	Hydraulische Integrität der Leine-Steinsalzbarriere	50
5.2	<i>Laboruntersuchungen an Salinargestein</i>	64
5.2.1	Schädigungszustand von Kernproben aus der Wetterstrecke	65
5.2.2	Laboruntersuchungen zur Wechselwirkung Schädigung / Permeabilität	78
5.2.3	Laboruntersuchungen an Anhydrit bzw. Anhydrit/Steinsalz-Kontakten	96
5.3	<i>Untersuchungen zu Schädigungsauswirkungen in einer Salinarbarriere nach starker dynamischer Beanspruchung</i>	107
5.3.1	Experimentelle Untersuchungsergebnisse und gebirgsmechanische Berechnungen	107
5.3.2	Synthese Modellrechnungen mit Befund aus Labor- und Felduntersuchungen	115
6	Geomechanische Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für ein Endlager in der flachen und steilen Lagerung	118
6.1	<i>Einlagerungskonzepte</i>	118
6.2	<i>Geologische Modelle für die Untersuchung der Integrität der salinaren Schutzschichten</i>	120
6.2.1	Steile Lagerung	121
6.2.2	Flache Lagerung	122
6.3	<i>Grundlagen der gebirgsmechanischen Modellierung</i>	123

6.3.1	Berechnungsverfahren	123
6.3.2	Verwendete Stoffmodelle	124
6.3.3	Bewertung der Integrität der Salinarbarrieren	136
6.3.4	Modellbildung	140
6.3.5	Thermomechanische Berechnung für die steile Lagerung	150
6.3.6	Thermomechanische Berechnung für die flache Lagerung	158
6.4	<i>Zusammenfassung der Ergebnisse</i>	160
7	Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie für die erforderliche Mächtigkeit von Salinarbarrieren zur Erlangung des vollständigen Einschlusses	162
7.1	<i>Endlagerung im Salz und Barrierenintegrität</i>	162
7.2	<i>Isolationspotential von Salzgesteinen</i>	164
7.3	<i>Beanspruchbarkeit von Salinarbarrieren</i>	166
7.3.1	Mechanisch-hydraulische Bedingungen für Dichtheitsverlust	166
7.3.2	Weiterentwicklung der Modellvorstellungen zum Dichtheitsverhalten von Salinarbarrieren	169
7.3.3	Integritäts- und Dichtheitsverlust von Salinarbarrieren - Erfahrungen aus dem Kali- und Steinsalzbergbau-	177
7.4	<i>Endlagerrelevante Barrierebeanspruchungen</i>	185
7.4.1	Konvergenzinduzierte Beanspruchung	185
7.4.2	Thermomechanische Beanspruchung	188
7.4.3	Gasdruckinduzierte Beanspruchung	190
7.4.4	Dynamische Beanspruchung	196
7.5	<i>Vollständiger Einschluss</i>	198
7.5.1	Konstitutive Modelle für Salinargesteine und Schichtflächen	198
7.5.2	Dimensionierung erforderlicher Barrieremächtigkeiten	199
7.5.3	Geotechnische Barrieren	201
8	Ausblick	204
9	Resümee	206
	Literaturverzeichnis	209

1 Wissenschaftliche Aufgabenstellung

Für chemisch- und radio-toxischen Abfall wird in Deutschland die Entsorgung in tiefen geologischen Formationen mit vollständigem Einschluss angestrebt. Zielstellung dabei ist, die Abfallstoffe möglichst nachsorgefrei und dauerhaft von der Biosphäre fernzuhalten, ein Sicherheitsanspruch, den zuverlässig nur ein geologisches System gewährleisten kann. Das entscheidende Sicherungsglied stellen dabei die geologischen Barrieren dar. Die Geomechanik hat die Aufgabe nachzuweisen, dass die mechanische und hydraulische Integrität der geologischen Barrieren unter den gegebenen geogenen und anthropogenen Randbedingungen im Langzeitprozess dauerhaft erhalten bleiben.

Bei den geomechanischen Beanspruchungen der geologischen Barrieren ist zwischen den statischen, den planmäßigen, aus der Hohlraumauffahrung resultierenden Einwirkungen und dynamischen, den außergewöhnlichen Einwirkungen zu unterscheiden. Statische und dynamische Beanspruchungen unterscheiden sich deutlich in ihrem Schädigungspotential, wie aus bestehenden Erfahrungen und vorliegenden Forschungsergebnissen zur Prognose der dynamischen Langzeitstabilität von Grubengebäuden im Salinar (FKZ 02C0639/3) hervorgeht.

Der Nachweis der Langzeitsicherheit für eine UTD bzw. ein Endlager zur Entsorgung chemisch- und radio-toxischen Abfalls ist gesichert und überzeugend zu erbringen, wenn ein dauerhafter Einschluss in tiefen geologischen Formationen experimentell gestützt werden kann.

Für das durch bergmännische Aufschlüsse ungestörte Salinargebirge weisen Untersuchungen die Dichtheit und den Einschluss von Fluiden über geologische Zeiträume nach (SIEMANN, 2007). Dass diese grundsätzliche Eigenschaft auch bei ausreichend mächtigen Salinarbarrieren unter den konvergenzbedingten, thermomechanisch induzierten Spannungsumlagerungen und Schädigungen um Hohlraumauffahrungen erhalten bleibt, kann durch geomechanische Untersuchungen nachgewiesen werden.

Die Vermittelbarkeit des Salzkonzeptes in Deutschland ist schwierig, da der Weg des Nachweises des dauerhaften, vollständigen Einschlusses im Salzgebirge nicht konsequent genug verfolgt wurde und stattdessen die Betrachtung von Störfallszenarien in den Vordergrund der Diskussion gerückt ist. Ein Grund hierfür war die aus heutiger Sicht falsche Weichenstellung mit der Auswahl von stillgelegten, ehemaligen Kali- und Steinsalzbergwerken für nicht wärmeentwickelnde radioaktive Abfallstoffe sowohl in der Bundesrepublik Deutschland (MÖLLER, 2007) als auch in der ehemaligen DDR. Bei Gewinnungsbergwerken steht die optimale ökonomische Ausbeutung der mineralischen Rohstoffe der Lagerstätten im Vordergrund und nicht die Anlage ausreichend mächtiger Salinarbarrieren zur dauerhaften Trockenhaltung der Gruben. Die Geschichte des Kali- und Salzbergbaus mit der großen Anzahl ersoffener Gruben liefert hierfür ein nicht zu übersehendes Zeugnis (siehe Kap. 7.3.3).

Der Nachweis der Langzeitsicherheit auf der Basis von Modellrechnungen zum Grundwassertransport von Radionukliden in der Geosphäre ist wegen des grundsätzlichen Problems der Abbildung der realen (hydro-) geologischen Gegebenheiten in Modellen (unvollständige Datengrundlage) über einen Zeitraum von einer Million Jahre nicht möglich. Diese Schlussfolgerung ist für alle Endlageroptionen in unterschiedlichen Gesteinsformationen zu ziehen. Bei der Betrachtung von Zeiträumen in dieser Größenordnung müssen auch geodynamische Vorgänge, welche die Datenlage in nicht prädiktiver Weise verändern können, berücksichtigt werden.

Das hydraulische System im Gebirge besitzt eine hohe Sensitivität insbesondere gegenüber dynamischen Belastungsvorgängen aufgrund der starken Abhängigkeit der hydraulischen Leitfähigkeit von der Kluftöffnungsweite, so dass Berechnungen zum Radionuklidtransport über lange Zeiträume immer nur Prognosecharakter besitzen werden und nicht expressis verbis als Langzeitsicherheitsnachweis dienen können.

Die Nagra äußert sich zu diesem Problem noch konsequenter und stellt klar (OECD, 2004), „...dass die durch Modellierung ermittelten Dosisraten nur Indikatoren für die Langzeitsicherheit – nicht aber Langzeitprognosen – sind“.

Unter den gegebenen Randbedingungen, der erforderlichen Isolation der Abfälle über eine Million Jahre, lässt sich ein wissenschaftlich-technischer Nachweis der Langzeitsicherheit nur für ein Bauwerk in einem einfachen, robusten geologischen System führen.

Der Nachweis der Langzeitsicherheit für eine UTD bzw. ein Endlager zur Entsorgung chemisch- und radio-toxischen Abfalls ist nur dann gesichert zu erbringen, wenn die Wirksamkeit des einschlusswirksamen Gebirgsbereiches unter extremen Beanspruchungen experimentell belegt werden kann.

Hierbei kann in Deutschland auf die praktischen Erfahrungen eines 150-jährigen Kali- und Steinsalzbergbaus und auf Erkenntnisse, die aus Fehleinschätzungen zu ziehen sind, zurückgegriffen werden (BERGMANNSSVEREIN, 2002; EISENBACH & PAULINYI, 1999; FULDA & HAUSKE, 1990).

Von fundamentaler Bedeutung für die Langzeitsicherheit von UTV, UTD und Endlagern in plastisch-viskos reagierenden Salinargesteinen ist die aus Gebirgsschlägen im Kalibergbau abzuleitende Schlussfolgerung (MINKLEY, 2003):

„Die stärksten bergbauinduzierten dynamischen Beanspruchungen, welche die aus natürlicher Seismizität in Deutschland möglichen Belastungen um ein Vielfaches übertreffen und im Vergleich mit statischen Beanspruchungen weitaus kritischere deviatorische Belastungsfälle für die geologischen Barrieren darstellen, sind ab einer bestimmten Mächtigkeit der Salinarbarrieren nicht mehr im Stande deren Integrität und Dichtheit zu verletzen.“

Da die Endlagerung in speziell aufzufahrenden Bergwerken erfolgen soll, bietet die Analyse dieser Ereignisse praktisch Einblicke in geodynamische „Versuchsabläufe“ unter extremen Beanspruchungen im Maßstab 1:1 und stellt somit einen originären Datenfundus zur Ableitung erforderlicher Mindestmächtigkeiten für Salinarbarrieren zur Verfügung.

Für eine in situ gegebene Mächtigkeit einer geologischen Salinarbarriere, lässt sich damit gegenüber einem Integritäts- und Dichtheitsverlust eine Sicherheit ausweisen, die letztendlich auf experimentell abgesicherten „Crash-Tests“ mehrere Quadratkilometer großer Grubenfelder basiert, bei denen die umgebenden Barrieren plötzlich Verrückungen von bis zu mehreren Metern unterworfen worden sind.

Die dabei aufgetretenen dynamischen Beanspruchungen der umgebenden geologischen Salinarbarrieren waren um ein Vielfaches höher, verglichen mit dem seismischen Lastfall beim Durchlaufen von Erdbebenwellen mit der in Deutschland maximal möglichen Stärke. D. h. die großen Gebirgsschläge im Kalibergbau stellen den Extremfall der dynamischen Beanspruchung von abdichtenden Salinarbarrieren dar, der aufgrund des ablaufenden Herdmechanismus mit den großen Gebirgsverrückungen und der Lage des Hypozentrums in der Lagerstätte weit über der Beanspruchung liegt, die sich allein aus der natürlichen Seismizität in Deutschland ergibt.

Bei einem Endlager im Steinsalz ist davon auszugehen, dass bei ausreichender Dimensionierung der Tragelemente sowie Einbettung in Versatz Entfestigungsvorgänge die Systemstabilität nicht beeinträchtigen. Damit ist gewährleistet, dass die Salinarbarrieren um ein Endlager selbst bei einem Betrachtungszeitraum von einer Million Jahre, geringeren dynamischen Beanspruchungen unterworfen werden, als beim Kollaps eines Grubenfeldes. D. h. Gebirgsschläge stellen worst case Szenarien der mechanischen Beanspruchung und dilatanten Schädigung für Salinarbarrieren dar. Für ein Endlager im Salzgebirge lässt sich somit gegenüber anderen Endlageroptionen basierend auf experimentellen Untersuchungsergebnissen der Nachweis der Erdbebensicherheit erbringen.

Auf der Grundlage eines Beweissicherungsprogramms zum Verhalten geologischer Salinarbarrieren nach extremen Beanspruchungen ist der Nachweis der Langzeitsicherheit nach dem Prinzip des vollständigen Einschlusses auf experimentell gesicherter Datenbasis durch eine größere Anzahl außerplanmäßiger „Großversuche“ in situ durchführbar.

Im Rahmen des vorliegenden Projektes bestand die Aufgabe, die In-situ-Untersuchungen zum geomechanischen Verhalten von Salinarbarrieren nach starker dynamischer Beanspruchung am Beispiel des letzten großen Gebirgsschlages in der UTV Teutschenthal vorzunehmen, wo zum Zeitpunkt des Kollaps im Ostfeld die Versatzarbeiten zur Stabilisierung des Abbaufeldes gerade angelaufen waren.

In Deutschland wird sowohl bei der Untertageverwertung (UTV), d. h. dem untertägigen Versatz gefährlicher Abfälle in Salzformationen gemäß Versatzverordnung (VersatzV, 2006) als auch bei der Untertagedeponierung (UTD) gemäß Deponieverordnung (DepV, 2006) der Nachweis des vollständigen Einschlusses der Abfälle verlangt. Vollständiger Einschluss bedeutet, dass unabhängig vom eingelagerten Schadstoffinventar bei wahrscheinlichen und zu betrachtenden weniger wahrscheinlichen Entwicklungen, wie z. B. Gebirgsschlägen, Erdbeben keine Schadstoffe in das Grundwasser gelangen und eine Beeinträchtigung der Biosphäre auszuschließen ist.

Im Unterschied zu den Radionukliden im radioaktiven Abfall bleibt bei den chemotoxischen Stoffen das toxikologische Gefährdungspotential zeitlich praktisch unverändert. Der Langzeitsicherheitsnachweis zum vollständigen Einschluss für eine UTV oder UTD wird grundsätzlich über einen vergleichbar langen Nachweiszeitraum wie für ein Endlager für radioaktive Abfälle geführt in dem sich auch chemotoxische Stoffe befinden.

In Chemotox (2009) wird dazu festgestellt:

„Nach derzeitigem Kenntnisstand ist der Nachweis des vollständigen Einschlusses nur im Wirtsgestein Steinsalz führbar. Für günstige Endlagerstandorte in Steinsalzformationen und geeignete Endlagerkonzepte kann anhand der Eigenschaften des Salzes (dauerhafter Erhalt der Barriere, Flüssigkeits- und Gasdichtheit, langfristiger Verschluss der Endlagerhohlräume durch Konvergenz) und der Integrität der Barrieren und Verschlüsse gezeigt werden, dass, solange das Wirtsgestein als solches erhalten bleibt, keine Stoffe aus dem einschlusswirksamen Gebirgsbereich freigesetzt werden.

Bezüglich der chemotoxischen Stoffe ergibt sich für diesen Fall die bereits beschriebene Analogie zur Vorgehensweise bei der Untertagedeponierung oder dem untertägigen Versatz gefährlicher Abfälle. Analog zur Deponieverordnung kann, wenn der vollständige Einschluss belegt ist, auf Modellrechnungen zu nicht planbaren Ereignisabläufen verzichtet werden, sofern plausibel dargelegt wird, ob und wie sich nicht planbare Ereignisse auswirken werden.“

Die zugelassenen und in Betrieb befindlichen UTD und UTV in Deutschland, für die ein Nachweis zum vollständigen Einschluss geführt worden ist, befinden sich alle in flacher Salzablagerung:

- UTD Herfa Neurode
- UTD Zielitz
- UTD/UTV Sondershausen
- UTV Unterbreizbach
- UTV Bernburg
- UTV Teutschenthal

Die vorliegenden praktischen Erfahrungen, wissenschaftlichen Untersuchungsmethoden und Kriterien beim Nachweis der Integrität und Dichtheit der Salinarbarrieren zur Erlangung des vollständigen Einschluss bei der untertägigen Entsorgung chemotoxischen Abfalls können auch für die Endlagerung radioaktiver Abfälle in Salzformationen genutzt werden.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

In Deutschland ist die Suche nach der am besten geeigneten Gesteinsformation für die Endlagerung radioaktiver Abfälle noch nicht entschieden. Einvernehmen besteht darüber, dass die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen, in einem speziell für diesen Zweck neu aufzufahrenden untertägigen Endlager-Bergwerk, erfolgen soll.

Sowohl die Verbringung chemisch-toxischen Abfalls als auch die Endlagerung radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Gesteinsformationen ist weltweit die einzig anerkannte Alternative für ihre langfristig sichere Entsorgung, um eine Gefährdung sowohl heute lebender als auch zukünftiger Generationen auszuschließen. Hierbei ist unter Zugrundelegung eines Mehrbarrierensystems neben der Konzeption der technischen Barrieren eine günstige geologische Gesamtsituation eines Standortes mit einem geeigneten Wirtsgestein ausschlaggebend. Wird von einem Konzept mit einem dichten Einschluss der Abfälle ausgegangen, kommt Salzgesteinen oder tonigen Sedimentgesteinen (Ton bzw. Tonsteine) aufgrund ihrer geologischen Barrierewirksamkeit im Gegensatz zu Konzepten, die auf kristallinen Felsgesteinen oder geklüfteten Sedimenten basieren, eine besondere Bedeutung zu.

Nach dem derzeitigen Wissensstand wird das Integritäts- und Permeabilitätsverhalten einer geologischen Barriere im Wesentlichen von folgenden Prozessen beeinflusst:

- ☐ *geogene Vorgänge*
- ☐ *bergbauinduzierte Beanspruchungen*
- ☐ *thermomechanische Beanspruchungen*
- ☐ *Fluiddruck-generierte Beanspruchungen*

Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass das Salinargebirge im unverritzten Zustand als geologisch dicht zu charakterisieren ist.

Im Zusammenhang mit bergbauinduzierten, thermomechanischen Spannungs- und Verformungsfeldern und geogenen Vorgängen wird das Integritäts- und Permeabilitätsverhalten von Salinarbarrieren beeinflusst.

Der Nachweis der dauerhaften Funktionstauglichkeit der geologischen Barrieren, ist unter den in situ auftretenden statischen und dynamischen Beanspruchungsbedingungen zu führen. Während statische Beanspruchungen über einen weiten Spannungs- und Verformungsbereich eine schädigungsfreie Verformung plastisch-viskos reagierender Barrierengesteine zulassen, muss bei dynamischen Beanspruchungen eher mit dilatanter Gefügeschädigung bzw. Rissbildung gerechnet werden, da kriechfähige Gesteine bei hohen Verformungsgeschwindigkeiten größeren deviatorischen Beanspruchungen unterworfen werden und durch Superposition von statischen und dynamischen Beanspruchungen Grenzzustände eher erreicht werden können.

In der TA Abfall wird gefordert, dass Untertagedeponien für Standorte zu vermeiden sind, in denen die regionale Erdbebenintensität 8 (MSK) mit einer Wahrscheinlichkeit von 99 % überschritten wird. Wenn sich die Wahrscheinlichkeitsaussage auf einen Zeitraum von 100 Jahren bezieht entspricht dies einer Eintrittsrate von 10^{-4} pro Jahr, d. h. Untertagedeponien für chemisch-toxische Abfälle sind nicht an Standorten zu errichten, an welchen die Erdbebenintensität 8 einmal in 10 000 Jahren überschritten wird.

Für die Endlagerung radioaktiver Abfälle hat der AkEnd u. a. folgende geowissenschaftliche Ausschlusskriterien genannt: Großräumige Vertikalbewegungen, aktive Störungszonen, seismische Aktivität, vulkanische Aktivität. Standorte mit diesen ungünstigen Voraussetzungen sollten gemieden werden, da die vier genannten Szenarien langfristig betrachtet sicherheitsrelevante Auswirkungen auf ein Endlagersystem haben können.

Bei der Anwendung dieser Ausschlusskriterien wird u. a. auf folgende wesentlichen Probleme hingewiesen (AkEnd, 2000):

- ☐ „Eine scharfe Abgrenzung der Hebungs- und Senkungsgebiete für den Ausschluss einer Region ist nicht hinreichend möglich.“
- ☐ „Bei Langzeitbetrachtung ist die Unterscheidung zwischen abrupten Bewegungen durch Erdbeben und kontinuierlichem Kriechen an den Bewegungsflächen schwierig.“
- ☐ „Störungen, die heute als inaktiv angesehen werden, können im Betrachtungszeitraum wieder aktiv werden.“
- ☐ „Die Abgrenzung der seismischen Gefährdung ist nur pauschal möglich...“
- ☐ „Eine Prognose für eine Million Jahre ist nicht möglich.“
- ☐ „Die Gebiete des zu erwartenden Vulkanismus und dessen Einflussbereich lassen sich nur schwer abgrenzen.“

Die genannten Szenarien stehen in engem Zusammenhang und sind als geodynamische Vorgänge einzustufen. Die Unschärfe der Abgrenzung und Prognostizierbarkeit geodynamischer Gebiete bei Langzeitsicherheitsbetrachtungen hat zur Konsequenz, dass dynamische Vorgänge in der Umgebung eines Endlagers als Gefährdungsszenarium ins Kalkül gezogen werden müssen.

Diese Feststellung lässt sich auch nicht durch zusätzliche Erhebungen / Messungen zu den einzelnen Szenarien in ihrer grundsätzlichen Bedeutung in Frage stellen. Weitere Untersuchungen zur Verbesserung der Datenbasis werden zu keinem eindeutigen Ausschlusskriterium für das Auftreten dynamischer Vorgänge am Endlagerstandort führen, da im geologischen System immer ein erhebliches Datendefizit bestehen bleibt und dynamische Erscheinungen in so komplexen Systemen nicht allein deterministischen Regeln unterliegen, sondern in Form chaotischer Vorgänge ablaufen können.

Es sei darauf verwiesen, dass selbst relativ einfache Vorgänge, wie Reibungsinstabilität hervorgerufen durch stick-slip Bewegungen an vorgegebenen Gleitflächen, den Zustand eines chaotischen dynamischen Systems annehmen können (HOBBS, 1990).

Entscheidend für die Auswahl eines Endlagerstandortes wird damit die Fragestellung, wie die geologischen Barrieren bzw. das Wirtsgestein auf dynamische Vorgänge reagieren. Gibt es zwischen den einzelnen Endlageroptionen hinsichtlich der Schädigungsauswirkungen durch dynamische Beanspruchungen signifikante Unterschiede, die zu einem quantitativen, „scharfen“ Auswahlkriterium entwickelt werden können?

Zur Beantwortung der Frage müsste die Neigung zur Bildung von Wasserwegsamkeiten in verschiedenen Barrieregesteinen unter dynamischen Beanspruchungen untersucht werden. Im geklüfteten Gebirge kann sich die Durchlässigkeit infolge seismischer Ereignisse wesentlich verändern. Sowohl die Intensitätsskala MSK 1964 als auch die EMS 1998 (European Macroseismic Scale) weist Veränderungen hydraulischer Gebirgseigenschaften bei Erdbeben ab Intensitäten 6 aus (NEUMANN et al., 1986):

- Intensität 6: „Veränderung der Wasserführung von Quellen und Änderung des Brunnenwasserstandes.“
- Intensität 7: „Wasserführung von Quellen ändert sich. In einzelnen Fällen entstehen neue oder versiegen Wasserquellen.“
- Intensität 8: „Quellen entstehen bzw. versiegen. Vielfach ändern sich Wasserführung und Wasserstand.“

Die hohe Sensitivität, mit der das hydraulische System im geklüfteten Gebirge insbesondere auf dynamische Belastungsvorgänge reagiert, ist eine Folge der mechanisch-hydraulischen Kopplung. Die hydraulische Leitfähigkeit hängt stark von der Kluftöffnungsweite ab, sie ist proportional zur 3. Potenz der Kluftöffnungsweite, sogenanntes „kubisches Gesetz“ (ALVAREZ et. al., 1995).

Nicht bekannt ist, wie die Kluft- bzw. Matrixpermeabilität bei starker seismischer Energiefreisetzung in Hohlraumnähe verändert werden kann und ob Wegsamkeiten zu wasserführenden Horizonten oder Störungssystemen geschaffen werden können. Es ist herauszufinden, welche dynamischen Belastungswirkungen bei den unterschiedlichen Barrieregesteinen in ihren Schädigungsauswirkungen tolerierbar bleiben, ihre Schutzfunktion stark beeinträchtigen oder sie in nicht prädiktiver Weise verändern.

Die Geodynamik liefert bei Langzeitsicherheitsbetrachtungen für eine UTD bzw. für ein Endlager ein Haupt- bzw. Schlüsselszenario, quasi statische Beanspruchungen sind in ihrem Wirkungs- und Schädigungspotential demgegenüber von sekundärer Bedeutung.

Die Forderung des AKEND (2002), dass die geologischen Barrieren die Isolation der Radionuklide in der Größenordnung von einer Million Jahre gewährleisten sollen hat zur Konsequenz, dass für starke Erdbeben die Intensitätseintrittsrates höchstens 10^{-6} /Jahr betragen sollte. Bei einer probabilistischen Seismizitätsanalyse für Deutschland über einen Betrachtungszeitraum von 1 Million Jahre werden sich nur wenige Gebiete ausmachen lassen, in denen die makroseismische Intensität $I_0 = 8$ bei einer Eintrittsrates 10^{-6} /Jahr nicht überschritten wird. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass mit dem Eintreten starker Erdbeben am Endlagerstandort bei einem Betrachtungszeitraum von 1 Million Jahre zu rechnen ist!

Zusammenfassend ist zum Stand von Wissenschaft und Technik zu konstatieren:

- *Für Salzgesteine ist davon auszugehen, dass salinare Wirtsgesteinsformationen im unverritzten Zustand als geologisch dicht zu charakterisieren sind.*
- *Aus den im Kali- und Salzbergbau gesammelten praktischen Erfahrungen ist abzuleiten, dass Gesteine mit plastisch-viskosen Eigenschaften wie Salz und Salzton ihre Integrität und Dichtheit unter statischen Beanspruchungsbedingungen nur verlieren, wenn die Mächtigkeit der geologischen Barrieren in Wechselwirkung mit einer nicht dauerstandsicheren Dimensionierung des Grubengebäudes zu gering ist, was in der Vergangenheit zum Integritätsverlust geologischer Barrieren um Grubengebäude der steilen und flachen Lagerung geführt hat.*
- *Der Gebirgsbereich, der zur Aufnahme einer UTD bzw. eines Endlagerbergwerkes und für den dauerhaften Einschluss der eingelagerten Schadstoffe als geeignet ausgewählt worden ist bzw. wird, muss über einen sehr langen Zeitraum mechanisch stabil bleiben und seine Integrität bewahren sowohl unter den Belastungen die aus der Erstellung und dem Betrieb des Grubengebäudes resultieren, als auch unter den Beanspruchungen, welche in der Nachbetriebsphase eintreten können.*
- *Bei einer entsprechenden Dimensionierung des Grubengebäudes bzw. Endlagerbergwerkes ohne entfestigendes Tragsystem und ausreichend mächtigen Salinarbarrieren ist auf der Grundlage des Erfahrungsschatzes im Salzbergbau und dem vorliegenden wissenschaftlichen-technischen Kenntnisstand davon auszugehen, dass unter quasi-statischen Beanspruchungsbedingungen, die aus der untertägigen Hohlraumerstellung resultieren, die Integrität geologischer Salinarbarrieren nicht verletzt wird und die Impermeabilität in einem hinreichend mächtigen Gebirgsbereich um das Grubengebäude erhalten bleibt.*
- *Darüber hinaus lässt sich durch Untersuchungen zum Verhalten geologischer Salinarbarrieren nach extremen dynamischen Beanspruchungen (Beweissicherungsprogramm) in situ der Nachweis erbringen, dass auch die stärksten in Deutschland anzunehmenden Erdbeben bei ausreichender Bemessung der Salinarbarrieren ertragen werden können und nicht im Stande sind die Integrität und Dichtheit der Barrieren zu verletzen, d h. die Erdbebensicherheit im Langzeitprozess gegeben ist.*

Der Stand von Wissenschaft und Technik zum Nachweis der Barrierenintegrität eines Endlagerbergwerkes in einer Steinsalzformation geht davon aus, dass Sicherheitsnachweise allein auf Grundlage des Dilatanzkriteriums geführt werden können (BGR 2003 und DBE 1999). Es wird postuliert, solange das Dilatanzkriterium eingehalten wird, können die integritätsgefährdende Wegsamkeiten nicht entstehen. Das Laugendruck- bzw. Minimalspannungskriterium bleibt dann ohne Bedeutung, selbst wenn in hangenden Gesteinsschichten Wässer mit einem höheren Druck als die Gebirgseinspannung anstehen. Die experimentellen Untersuchungen zum Dilatanzverhalten von Steinsalz basieren dabei auf Laborversuchen (SCHULZE & POPP, 2002).

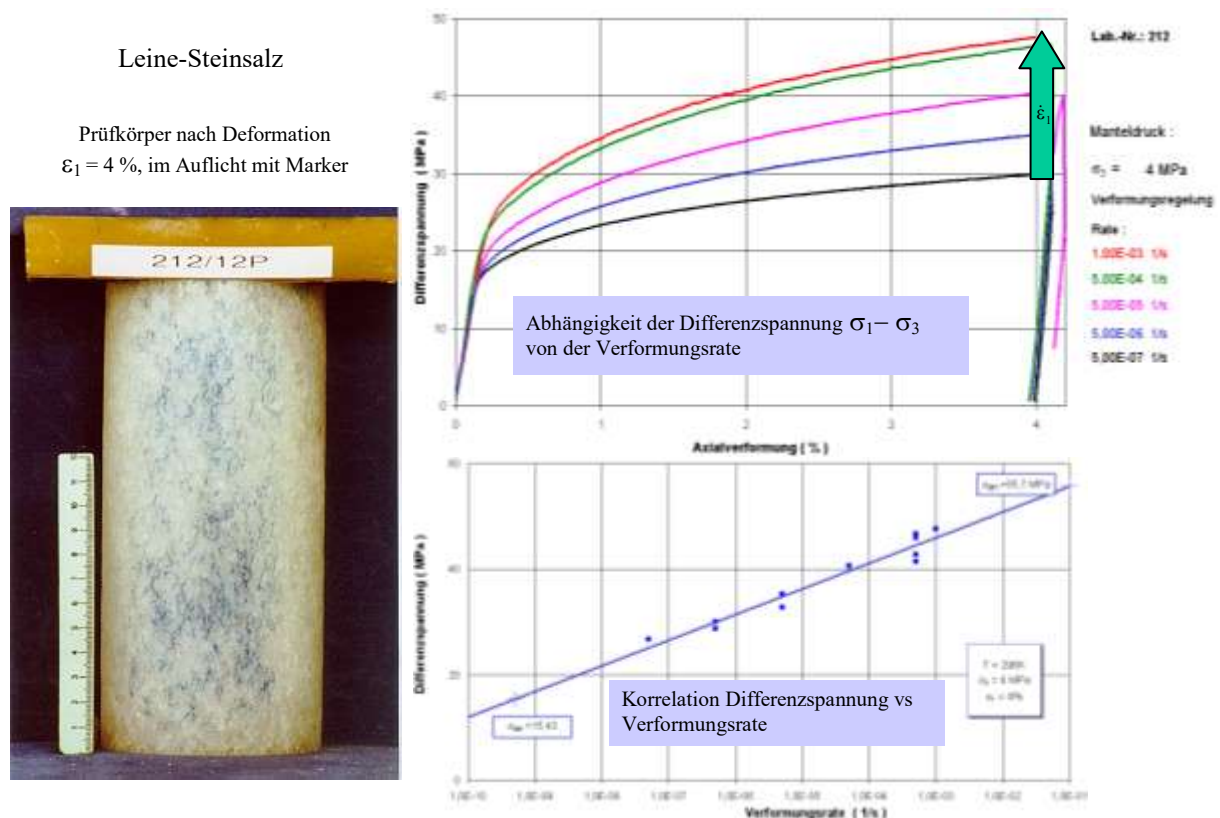


Abb. 2-1. Zunahme der deviatorischen Belastung (Differenzspannung) mit der Verformungsrate.

Dilatanz, d. h. Volumenzunahme durch Mikrorissbildung, entsteht im Salzgebirge bei vom isotropen Grundspannungszustand abweichenden deviatorischen Belastungsbedingungen. Die größten deviatorischen Beanspruchungen in kriechfähigen Salzgesteinen werden bei dynamischen Belastungen hervorgerufen, wenn die viskosen Eigenschaften infolge der kurzen Einwirkungsdauer nicht den Spannungsaufbau durch Kriechen begrenzen (Abb. 2-1). Durch Untersuchungen an Salinarbarrieren, die starken dynamischen Beanspruchungen unterworfen waren, lässt sich auf experimenteller Grundlage im in situ Großversuch eine erforderliche Barrieremächtigkeit zur Einhaltung des Dilatanzkriteriums ableiten. Bei Vorfinden einer nicht durchgehenden Verletzung des Dilatanzkriteriums innerhalb einer geologischen Steinsalzbarriere nach starker dynamischer Belastung ist verallgemeinernd festzustellen,

len, dass bei der gegebenen Mächtigkeit dilatante Schädigung, die zum Integrationsverlust führt, unter quasi statischen Belastungen sicher auszuschließen ist.

Aus neueren Untersuchungen im Labor (DÜSTERLOH & LUX, 2007) und in situ (POPP et. al 2007), aktuellen Versagensfällen von Salinarbarrieren im Kalibergbau (MINKLEY, 2008) sowie gekoppelten mechanisch-hydraulischen Berechnungen (MINKLEY, 2009) ist zu konstatieren, dass die Sicherheitsbeurteilung von Salinarbarrieren allein auf der Grundlage des mechanische Schädigung beschreibenden Dilatanzkriteriums nicht ausreicht. Bei der Nachweisführung zur Integrität und Dichtheit von Salinarbarrieren ist der von dilatanter Schädigung unabhängige Versagensmechanismus durch zeitabhängige, druckgetriebene hydraulische Vorgänge mit zu berücksichtigen.

3 Untersuchungs- und Arbeitsprogramm

3.1 Bezug zu den förderpolitischen Zielen des BMBF- und BMWi -Förderprogrammes

Das BMBF fördert im Rahmen der Vorsorgeforschung (Umwelt, Gesundheits- und Klimaforschung) die Entwicklung von Instrumentarien und Methoden zur Bewertung der Langzeitsicherheit von Untertagedeponien (UTD) und Untertageverwertung (UTV) zur Ablagerung von chemisch-toxischen Abfällen.

Durch das BMBF und den Projektträger des BMBF für Wassertechnologie und Entsorgung (PTWt+E) wurde im Oktober 2003 ein Sachverständigengespräch zum Thema „Untertägige Entsorgung von chemo-toxischen Abfällen“ einberufen, um die Aktualität und das weitere Bearbeitungserfordernis bestimmter thematischer Schwerpunkte im Förderkonzept Entsorgung 1997 – 2001 zu erörtern und zu prüfen. Im Ergebnis des Sachverständigenkreises wurde ein Votum zur Priorität von FuE-Schwerpunktthemen abgegeben.

Das vorliegende Projekt hat Bezug zu den als prioritär bezeichneten FuE-Schwerpunktthemen:

II Methodenentwicklung und Rechenprogramme für die Sicherheitsbewertung von Untertagedeponien oder UTV (B1+B6)

[B1.1-C] Systematische Ableitung von Szenarien für die zukünftige Entwicklung untertägiger Entsorgungseinrichtungen in salinaren und nicht salinaren Gesteinsformationen unter Berücksichtigung langzeitiger klimatischer und geologischer Entwicklungen sowie der Möglichkeit menschlicher Einwirkungen

[B6.1-C] Weiterentwicklung und Aktualisierung der Methoden und Rechenprogramme für Langzeitsicherheitsanalysen hinsichtlich vergleichender ökobilanzierender Analysen auf der Grundlage praxisbezogener Entsorgungskonzepte und spezifischer realitätsnaher Szenarien

V Verhalten der Wirtsgesteinsformation (B2)

[B2.1-C] Untersuchung und Modellierung des geomechanisch-hydraulisch- chemischen Verhaltens von Salzgesteinen unter Berücksichtigung von Bruch- oder Rissbildungen, auch unter dem Einfluss von Lösungen und Gasen

Im Förderkonzept des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie über „Schwerpunkte zukünftiger FuE-Arbeiten bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle (2002 – 2006)“ wird darauf hingewiesen, dass neben FuE-Arbeiten zu anderen Wirtsgesteinen der Know-how-Erhalt für das Wirtsgestein Salz von großem Interesse ist.

Das Vorhaben dient dieser Zielsetzung und nutzte die einmalige Gelegenheit an einem ca. 2000 m langen Streckenaufschluss in einer Salinarbarriere, welche beim Gebirgsschlag Teutschenthal 1996 extremen dynamischen Beanspruchungen unterworfen worden ist, experimentelle Untersuchungen durchzuführen, die in Verbindung mit geomechanischen Modellierungen die Sicherheitsbewertung entscheidend weiterentwickelt.

3.2 Gesamtziele des Vorhabens

Für Untertagedeponien und Endlager im Salzgebirge ist davon auszugehen, dass bei ungestörter Entwicklung (statische Beanspruchung) der vollständige, dichte Einschluss erreicht wird. Zur Beherrschung zufälliger Ereignisse (dynamische Beanspruchung, Gebirgsschläge, Erdbeben) sind ausreichend bemessene Salinarbarrieren, ein geologisches Mehrbarrierensystem und ein Tragsystem ohne Entfestigung die entscheidenden Voraussetzungen.

Die Wirksamkeit von Salinarbarrieren basiert im Wesentlichen auf ihrer Fähigkeit zur bruchlosen, dilatanzfreien Verformung unter statischen Beanspruchungen im Gebirge. Unter gebirgsdynamischen Einwirkungen anthropogenen oder geogenen Ursprungs (Gebirgsschläge, Erdbeben) besteht ein signifikant höheres Sicherheitsrisiko hinsichtlich einer Verletzung der Integrität und Dichtheit salinarer Barrieren. Hohe Verformungsgeschwindigkeiten, wie sie bei dynamischen Ereignissen auftreten, verursachen wesentlich stärkere Schädigungen in den geologischen Barrieren.

Geodynamische Vorgänge sind wegen ihrer sicherheitsrelevanten Auswirkungen auf eine UTD bzw. ein Endlager und ihres, angesichts eines Prognosezeitraumes von 1 Million Jahren nicht vorhersagbaren Auftretens, als Schlüsselszenarien zu betrachten.

Am Beispiel des letzten in Deutschland eingetretenen großen Gebirgsschlages, Teutschenthal 1996 ($M_L = 4,9$) sind Untersuchungen der Schädigungsauswirkungen in den das Bruchfeld umgebenden Salinarbarrieren durchzuführen.

Über dem zusammengebrochenen Ostfeld der Grube Teutschenthal wurde im Frühjahr 2005 im hangenden Leine-Steinsalz eine Wetterstrecke aufgefahren, welche die einmalige Gelegenheit bot, an einem vollständigen Profil über dem 1996 entstandenen Bruchfeld geomechanische Untersuchungen zur Beweissicherung der beanspruchten geologischen Barriere durchzuführen. Die geologische Hangendbarriere aus Rotem Salzton und Leine-Steinsalz hat eine Absenkung von über 1 m, davon 0,5 m dynamische Verrückung, erfahren.

Durch Spannungssondierungen entlang des Profils der Wetterstrecke wurde der Einspannungszustand in der geologischen Barriere Leine-Steinsalz nach der Gebirgsverrückung erkundet und gebirgsmechanischen Prognoserechnungen gegenübergestellt. Dabei war durch die experimentellen In situ–Untersuchungen herauszufinden, ob die minimale Hauptspannung in jedem Punkt der hangenden Steinsalzbarriere größer ist, als ein angenommener Fluiddruck in der entsprechenden Teufe, um das Minimalspannungs- bzw. Frac-Kriterium zu erfüllen und die Dichtheit der geologischen Barriere der UTV im Langzeitprozess zu gewährleisten.

Gleichermaßen wurden entlang des Profils der durchörterten Barriere über dem Bruchfeld Permeabilitätsmessungen im Leine-Steinsalz und zu Vergleichszwecken an Bohrkernen im Labor durchgeführt, mit denen experimentell das Dichtheitsverhalten des Barrieregesteins nach der extremen mechanischen Beanspruchung in situ gegenständlich überprüft worden ist (Einhaltung mechanisches Schädigungs- bzw. Dilatanzkriterium).

Im Ergebnis des Beweissicherungsprogramms und der gebirgsmechanischen Untersuchungen wird eine Dimensionierung für erforderliche Mächtigkeiten geologischer Salinarbarrieren zur Gewährleistung des dauerhaften Einschlusses entwickelt.

Für eine in situ gegebene Mächtigkeit der Salinarbarrieren lässt sich eine Sicherheit gegenüber einem Integritäts- und Dichtheitsverlust ausweisen, die letztendlich auf Versuchen im Maßstab 1:1 - „Crash-Tests“ mehrere Quadratkilometer großer Grubenfelder - basiert.

Das Störfallszenario Fluidzutritt von außen in ein Endlager über die geologischen Salinarbarrieren wird bei Dimensionierung mit Sicherheiten größer eins gegenstandslos, da eine die Barriere durchschlagende dilatante Schädigung auszuschließen ist. Ein Grundwasserzutritt ist dann nur noch möglich, wenn die minimale Hauptspannung in der Salinarbarriere unter den anstehenden Flüssigkeitsdruck abfällt, was bei Normalentwicklung nicht der Fall ist.

Als ungelöstes Problem verbleibt der Fluidaustritt aus einem Endlager im Fall einer Gasentwicklung. Aus bisher vorliegenden Erkenntnissen (SCHULZE, 2002) ist zu schlussfolgern, dass das Szenario Gasfrac eines Endlagers nur unter dynamischer Beanspruchung bei schnellem Gasdruckaufbau bzw. Abfall der minimalen Hauptspannung im umgebenden Gebirge (analog Gebirgsschlag Völkershausen 1989) in Erwägung zu ziehen ist.

Beim Gebirgsschlag Völkershausen 1989, dem bislang stärksten jemals im Bergbau ausgelösten Bruchvorgang, hat die liegende Steinsalzbarriere im Bereich einer störungsbedingten Ausdünnung des Unteren Werra-Steinsalzes auf weniger als 30 m ihre Dichtheit durch einen CO₂-Gasfrac verloren (MINKLEY, 2004b).

In gebirgsmechanischen Berechnungen, die am Versagensfall der Liegendbarriere durch Gasfrac beim Gebirgsschlag Völkershausen 1989 geeicht wurden, soll untersucht werden, bei welcher Steinsalzmächtigkeit unter dynamischer Belastung (stärkste in Deutschland zu erwartende Erdbeben) und unter Annahme des maximal möglichen Gasinnendruckes im Endlager ($p_{\text{GAS}} \leq \sigma_{\text{MIN}}$) ein Gasdurchschlag durch die Steinsalzbarrieren zu erwarten ist.

Die experimentellen und theoretischen Untersuchungen im Rahmen des Vorhabens zielen im Kern darauf, den Erhalt der mechanischen Integrität von Salinarbarrieren unter der maximal in Deutschland zu erwartenden Erdbebenstärke der makroseismischen Intensität 8 (EMS) durch ein Beweissicherungsprogramm am Beispiel des letzten großen Gebirgsschlages in Deutschland gegenständlich zu belegen, wofür die im Frühjahr 2005 abgeschlossene Durchörterung der hangenden Steinsalzbarriere über dem 1996 entstandenen Bruchfeld in Teutschenthal einmalige Voraussetzungen bietet.

Gemeinsam mit Forschungen des BMBF und BMWA zur Gaspermeation aus unterirdischen Hohlräumen im Salzgebirge (FZK 02C0952) sowie des BMU zur Barriereintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept in dem der Aspekt der „Selbstheilung“ von Salz und Tongestein nach Gasfrac-Initiierung im Vordergrund steht, sollen abschließende Erkenntnisse zur Beanspruchbarkeit von Salinarbarrieren geschaffen werden.

Die zu gewinnenden Erkenntnisse können auch für eine Dimensionierungsrichtlinie für Salinarbarrieren zur Gewährleistung des dauerhaften, dichten Einschlusses bei der Errichtung eines Endlagers in der steilen oder flachen Lagerung im Salinar genutzt werden.

3.3 Arbeitsprogramm

Die Bearbeitung des FuE-Vorhabens erfolgte in sechs Arbeitspaketen, die sich ergänzen und zur Lösung des Gesamtzieles der wissenschaftlich-technischen Problemstellung erforderlich waren:

AP 1: Vervollständigung der Schädigungsmechanik

AP 2: In-situ-Untersuchungen zu den Schädigungsauswirkungen in der Salinarbarriere nach starker dynamischer Beanspruchung

AP 3: Laboruntersuchungen zu den Schädigungsauswirkungen an gewonnenen Bohrkernproben aus der dynamisch beanspruchten Salinarbarriere

- AP 4:** Geomechanische Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für ein Endlager in der flachen und steilen Lagerung
- AP 5:** Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie für die erforderliche Mächtigkeit von Salinarbarrieren zur Erlangung des dauerhaften Einschlusses
- AP 6:** Erarbeitung des Abschlussberichtes und Dokumentation der Ergebnisse.

Diese Arbeitspakete untergliedern sich in folgende Arbeitsschritte:

zu AP 1 *Vervollständigung der Schädigungsmechanik*

Schädigungsphänomene in Gesteinen vollziehen sich letztendlich durch eine Konzentration bzw. Lokalisierung von Deformationen in bestimmten Bereichen. Salzgestein ist im unverritzten Zustand aufgrund seiner visko-plastischen Eigenschaften als Kontinuum anzusprechen. Insbesondere unter dynamischer Beanspruchung kommt es zur Scherzonenbildung, welche die Integrität und Permeabilität verändert.

Das im Rahmen des Vorhabens 02C0264 entwickelte visko-elasto-plastische Stoffmodell für Salzgesteine soll im Hinblick auf eine Beschreibung der Scherbandbreite und damit der Berücksichtigung von Maßstabeffekten vervollständigt werden, wobei eine Lösung im Rahmen eines polaren oder nicht-polaren Kontinuums gesucht wird (MÜHLHAUS, 1987; TEJCHMAN, 1997 UND BOBINSKI & TEJCHMAN, 2003).

Folgende Arbeitsschritte waren vorgesehen:

- AS 1.1 Analyse vorhandener Ansätze zur Modellierung der Scherzonenbildung und Entscheidung für eine umsetzbare Lösung unter den gegebenen Randbedingungen
- AS 1.2 Entwicklung der konstitutiven Beziehungen
- AS 1.3 Programmierung des Ansatzes in C++ und Erzeugung einer lauffähigen DLL (dynamic linked Library) für die Rechencodes FLAC und UDEC
- AS 1.4 Verifizierung der konstitutiven Beziehungen und Durchführung von Testrechnungen an ausgewählten Beispielen unter Berücksichtigung der Ergebnisse der In situ- und Laboruntersuchungen entsprechend AP 2 und AP 3

zu AP 2 *In-situ Untersuchungen zu den Schädigungsauswirkungen in der Salinarbarriere nach starker dynamischer Beanspruchung*

Die entsprechend Planung im Frühjahr 2005 fertig gestellte Wetterverbindung zwischen den Gruben Angersdorf und Teutschenthal führt über das beim Gebirgsschlag 1996 zusammengebrochene Ostfeld. Die Wetterstrecke durchörtert die Hangendbarriere an der Basis des Leine-Steinsalzes über dem Hauptanhydrit und ermöglichte sowohl Spannungssondierungen und Permeabilitätsmessungen in der Salinarbarriere direkt über dem Bruchfeld, den Abbaukanten sowie im Abbauvorfeld, in dynamisch weniger beanspruchten Bereichen der geologischen Hangendbarriere.

In der neu aufgefahrenen Wetterstrecke wurden in ausreichendem Abstand Messpunkte für die In-situ-Untersuchungen festgelegt an denen die Schädigungsauswirkungen in der Salinarbarriere nach der starken dynamischen Beanspruchung entlang eines etwa 2000 m langen Profils sondiert und Bohrkerne gewonnen wurden.

Folgende Arbeitsschritte sind durchgeführt worden:

- AS 2.1 Befahrung der Wetterstrecke und Festlegung der Bohransatzpunkte
- AS 2.2 Herstellung von 20 Sondierungsbohrungen im Leine-Steinsalz; 10 Kernbohrungen im Leine-Steinsalz
- AS 2.3 Bohrlochsondierung mit Bohrlochkamera
- AS 2.4 Durchführung von Frac-Messungen in 20 Bohrungen im Leine-Steinsalz zur Bestimmung der minimalen Hauptspannung
- AS 2.5 Messung der Permeabilität in 20 Bohrungen im Leine-Steinsalz

zu AP 3: *Laboruntersuchungen zu den Schädigungsauswirkungen an gewonnenen Bohrkernproben aus der dynamisch beanspruchten Salinarbarriere*

Die Laborversuche dienen der Verifizierung der Permeabilitätsmessungen in situ und der Untersuchung möglicher Schädigungsauswirkungen auf den Schichtverbund Steinsalz.

An den im AP 2 gewonnenen Bohrkernproben wurden folgende Bearbeitungsschritte und Untersuchungen vorgenommen:

- AS 3.1 Herstellung von 20 Steinsalzprüfkörpern
- AS 3.2 Bestimmung physikalischer und petrophysikalischer Parameter: Ultraschallmessung, Dichtebestimmung, Porenvolumen, mineralogisch-petrologische Bemusterung und Fotodokumentation
- AS 3.3 Durchführung von 20 Permeabilitätstests an den Leine-Steinsalzprüfkörpern unter triaxialen Einspannungsbedingungen entsprechend den Ergebnissen der Spannungssondierungen AP 2 in der Steinsalzbarriere.
- AS 3.4 Durchführung von 10 direkten Scherversuchen unter konstanter Normallast (CNL) entsprechend den Einspannungsbedingungen in situ zur Bestimmung der Scherfestigkeit der Schichtflächen

zu AP 4: *Geomechanische Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für ein Endlager in der flachen und steilen Lagerung*

Die für die Berechnungen erstellten ebenen Strukturmodelle orientieren sich an typischen Salinarstrukturen der flachen und steilen Lagerung des Zechsteins in Deutschland unter Berücksichtigung veröffentlichter Datenerhebungen im Rahmen von Untersuchungen des BMU

(SR 2487). Ebenso sind Untersuchungsergebnisse zum Selbstheilungsverhalten von Salinarbarrieren (BMU, SR 2470) in die geomechanischen Betrachtungen eingeflossen.

Für die Berechnungen wurde der diskontinuumsmechanische Reencode UDEC benutzt, unter Verwendung des im Rahmen der BMBF-Forschung entwickelten visko-elasto-plastischen Stoffmodells für Salzgesteine mit Entfestigung und Dilatanz (02C0264), des entwickelten Schermodells für Diskontinuitäten und Schichtflächen im Salinar (02C0892) sowie der im AP 1 zu entwickelnden Erweiterung zur Vervollständigung der Schädigungsmechanik. Damit standen für die numerische Simulation adäquate Stoffmodelle zur Verfügung mit denen die Salinargesteine und die geschichteten, diskontinuumsmechanischen Salinarstrukturen umfassend in gebirgsmechanischen Modellen abgebildet werden konnten.

Folgende Arbeitsschritte wurden durchgeführt:

- AS 4.1 Aufbau je eines generalisierten, typischen Strukturmodells für die flache und steile Lagerung
- AS 4.2 Durchführung gebirgsmechanischer Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für beide Endlagerfälle mit Variation der Mächtigkeit der Barriereschichten unter Berücksichtigung der Versatzwirkung, den aus den Hohlraum-auffahrungen resultierenden statischen Beanspruchungen sowie den thermomechanischen Beanspruchungen durch die wärmeentwickelnden radioaktiven Abfälle
- AS 4.3 Auswertung und Analyse der Berechnungsergebnisse

zu AP 5: *Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie für die erforderliche Mächtigkeit von Salinarbarrieren zur Erlangung des vollständigen Einschlusses*

In diesem Arbeitspaket wurden die im Vorhaben gewonnenen Untersuchungs- und Berechnungsergebnisse und die im Steinsalz und Kalibergbau vorliegenden praktischen Erfahrungen zu einer Dimensionierungsrichtlinie für erforderliche Mächtigkeiten von Salinarbarrieren zusammengeführt.

In die Betrachtungen einbezogen sind die Versagensfälle von Salinarbarrieren, die beim Gewinnungsbergbau mit unzureichenden Mächtigkeiten angelegt wurden (z. B. im Staßfurter Sattel, Asse-Sattel, Salzstock WAPNO usw. in der steilen Lagerung, Westfeld Merkers in der flachen Lagerung).

Folgende Arbeitsschritte wurden durchgeführt:

- AS 5.1 Analyse der Versagensfälle von Salinarbarrieren
- AS 5.2 Verallgemeinerung der in AP 2, AP 3 und AP 4 erzielten Untersuchungs- und Berechnungsergebnisse und Ableitung einer Dimensionierungsrichtlinie unter

Berücksichtigung praktischer Erfahrungen und Versagensfälle von Salinarbarrieren

zu AP 6: *Erarbeitung des Abschlussberichtes und Dokumentation der Ergebnisse*

4 Vervollständigung der Schädigungsmechanik

4.1 Ausgangspunkt

Schädigungsphänomene in Gesteinen vollziehen sich letztendlich durch eine Konzentration bzw. Lokalisierung von Deformationen in bestimmten Bereichen. Salzgestein ist im unverritzten Zustand aufgrund seiner visko-plastischen Eigenschaften als Kontinuum anzusehen. Insbesondere um Hohlraumöffnungen in der aufgelockerten Zone (EDZ) und unter dynamischen Beanspruchungen kommt es zur Lokalisierung von Scherzonen (Scherzonenbildung), welche die Integrität und Permeabilität verändert.

Das im Rahmen des Vorhabens 02C0264 entwickelte visko-elasto-plastische Stoffmodell für Salzgesteine (Abb. 4-1) soll im Hinblick auf eine Beschreibung der Scherbandbreite und damit der Berücksichtigung von Maßstabeffekten vervollständigt werden, wobei eine Lösung im Rahmen eines polaren oder nicht-polaren Kontinuums gesucht wird (MÜHLHAUS, 1987; TEJCHMAN, 1997, BOBINSKI & TEJCHMAN, 2003 und DOWSON, 1995).

Im Salz- und Kalibergbau ist die Lokalisierung irreversibler Verformungen in Zonen begrenzter Dicke ein bekanntes Phänomen, welches insbesondere an den Konturen der Strecken und Abbauhohlräume beobachtet werden kann (Abb. 4-2). Die geschädigte Zone um Strecken (EDZ) ist Gegenstand der Nahfeld-Untersuchungen bei der Endlagerung und erfordert die Entwicklung geeigneter Stoffmodelle zur mechanischen Beschreibung von Dilatanz und Entfestigung.

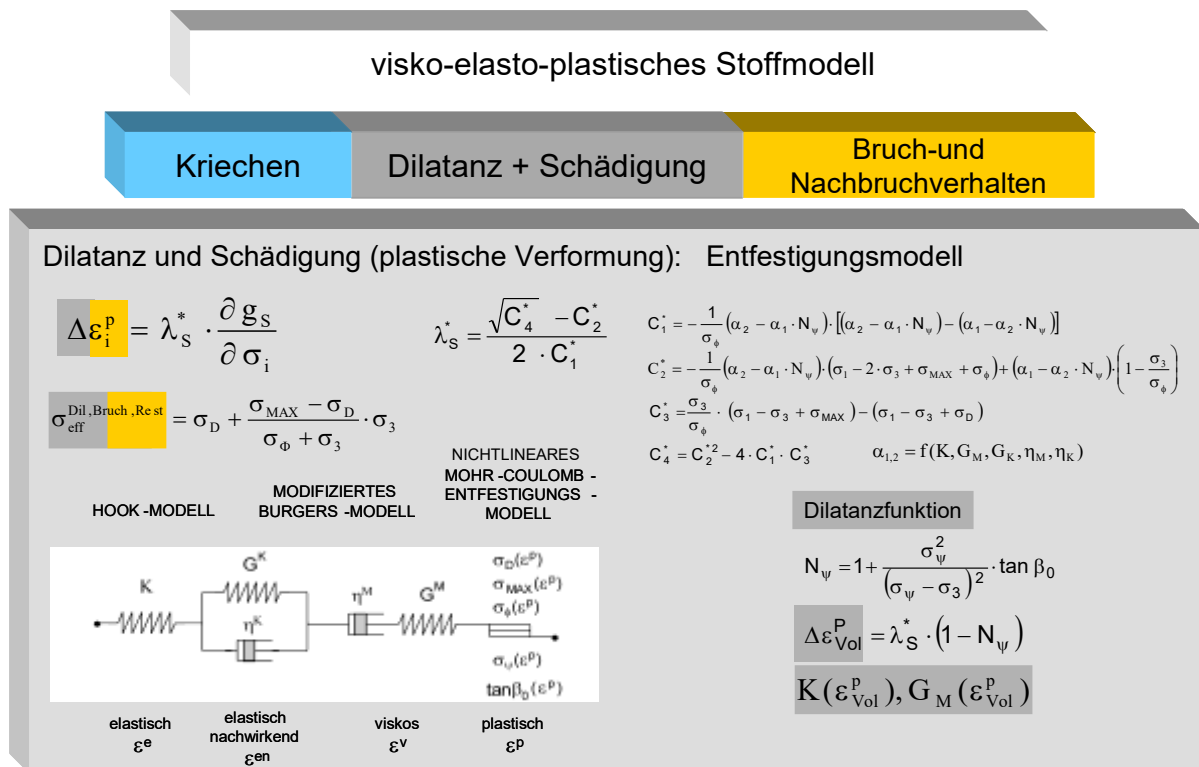


Abb. 4-1: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell für duktile und spröde Salinargesteine basierend auf der Plastizitätstheorie.

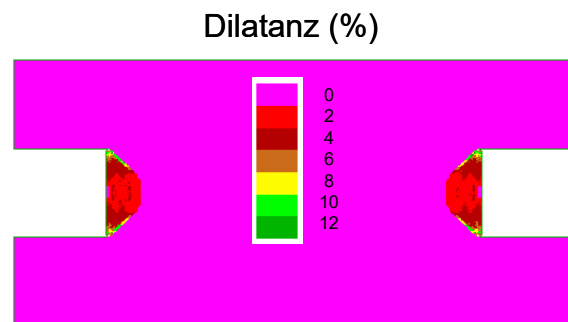


Abb. 4-2: Scherzonenbildung an Pfeilerkontur und mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechnete Lokalisierung von dilatanten Scherzonen

Im Zusammenhang mit der Verformungs- Lokalisierung im Gestein steht mit zunehmender Deformation ein Verlust an Tragfähigkeit, bekannt als strain softening, bis hin zu einem progressiven Versagensmechanismus.

Klassische FE-Modelle der Kontinuumsmechanik sind nicht in der Lage, die Dicke der Lokalisierungszone (Scherbandbreite) und den Abstand zwischen ihnen exakt zu beschreiben, da sie nicht über eine charakteristische Länge der Mikrostruktur verfügen. Bei der Modellierung derartiger Prozesse durch elasto-plastische Modelle mit Entfestigung zeigt sich, dass die

numerische Lösung stark netzabhängig ist, da die Differentialgleichungen der Bewegungen ihren Typ ändern. Diese Probleme bei der numerischen Beschreibung der Formierung von Riss- und Scherzonen können durch Einführung eines internen Längenmaßstabes zur Berücksichtigung der inhomogenen Mikrostruktur der Gesteine überwunden werden.

Die Analyse der vorhandenen Ansätze in der Literatur hat ergeben, dass zur Beseitigung dieser Defizite der kontinuumsmechanischen Standardmodelle vor allem folgende Modellansätze geeignet sind:

- ☐ *Cosserat Kontinuum*
- ☐ *Gradienten-Plastizitäts-Modelle*
- ☐ *nicht lokale Modelle.*

Die Cosserat Kontinuums Theorie erweitert die standardmäßig vorhandenen Verschiebungsfreiheitsgrade durch zusätzliche Rotationsfreiheitsgrade, durch die ein interner Längenmaßstab des Materials eingeführt wird. Der zusätzliche Freiheitsgrad durch Mikrorotation wird mit der beobachteten Kornrotation bei der Scherlokalisierung granularer Materialien in Verbindung gebracht und der interne Längenmaßstab steht in Beziehung zur Scherbandbreite. Das mikropolare Kontinuum ist nur effektiv, wenn Reibungsgleiten mit Scherrotation der dominante Verformungsmechanismus ist. Außerdem ist die Umsetzung komplexer Stoffmodelle in die Cosserat Kontinuums Theorie nicht trivial.

Die Einführung von Verformungsgradienten in die konstitutiven Beziehungen ist ein weiterer Weg zur numerischen Beschreibung von Schädigungsprozessen. Dadurch entstehen nicht lokale Wechselwirkungen auf mikrostrukturellem Niveau. In den Gradienten-Plastizitäts-Modellen werden Ableitungen höherer Ordnung der Verformungen zu bestimmten Teilen der konstitutiven Beziehungen addiert. Möglich ist die Einführung eines Gradienten-Terms zur Erweiterung der Fließgrenze oder der Fließregel. Gradienten-Plastizitäts-Modelle erscheinen attraktiv zur Vervollständigung der Entfestigungsplastizität, jedoch ist die Implementierung in existierende FEM- oder DEM-Codes schwierig. Ein weiterer Nachteil ist die Einführung einer globalen Variablen zusätzlich zu den konventionellen Verschiebungsfreiheitsgraden.

In vollständigen nicht lokalen Theorien wird eine Relation zwischen mittleren Spannungen und mittleren Verformungen eingeführt, die einen Zusammenhang zwischen makroskopischen und mikroskopischen Spannungen herstellt. Makroskopische Spannungen stellen eine Mittelung der schneller variierenden mikroskopischen Spannungen dar. Dies ist der physikalische Hintergrund der Theorie. Bei der praktischen Anwendung wird der Einfluss der Mittelung auf einen schmalen Bereich beschränkt, der durch den internen Längenparameter bestimmt wird. In den meisten Anwendungen ist die nicht lokale Formulierung auf bestimmte Größen der konstitutiven Beziehungen beschränkt, z. B. auf eine Statusvariable, die die Schädigungsentwicklung bestimmt, während Spannungen und Verformungen generell lokale Größen bleiben. Dadurch ist die Erweiterung eines elasto-plastischen Ansatzes mit Entfestigung zu einem nicht lokalen Modell relativ einfach.

Die Implementierung einer nicht lokalen Erweiterung in das im Vorhaben FKZ 02C1264 entwickelte visko-elasto-plastische Entfestigungsmodell erfolgte in Zusammenarbeit mit der Gdansk University of Technology.

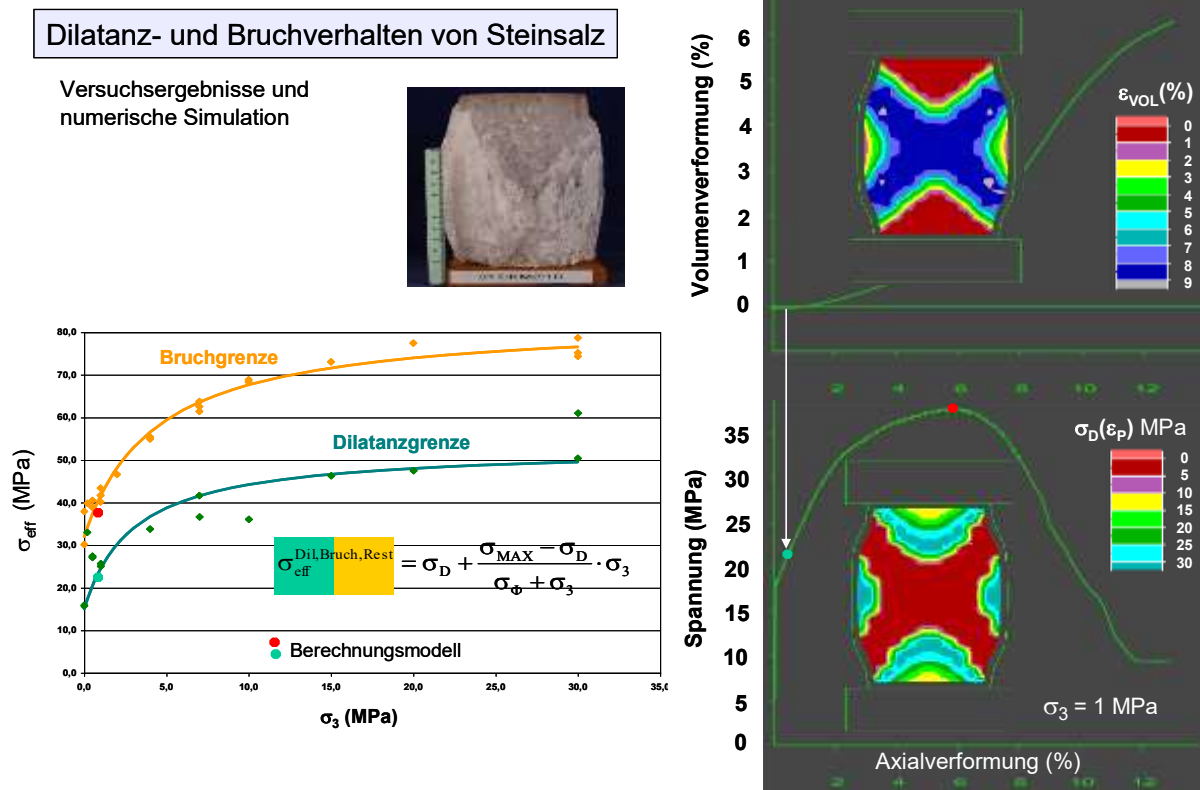


Abb. 4-3: Simulation Triaxialversuches an einem Steinsalzprüfkörper bei Manteldruck 1 MPa mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell (rechts) und Vergleich der berechneten Dilatanz- und Bruchfestigkeit mit experimentellen Untersuchungsergebnissen (links)

In Abb. 4-3 ist die numerische Simulation eines Triaxialversuches an einem Steinsalzprüfkörper mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell dargestellt. Aus der berechneten Spannungs-Verformungskurve ist ersichtlich, dass der Steinsalzprüfkörper zunächst eine Verfestigung erfährt, bei 38 MPa seine maximale Tragfähigkeit erreicht und mit weiter zunehmender Verformung ein Abfall auf die Resttragfähigkeit eintritt.

Aus der zugehörigen Volumen-Verformungskurve geht hervor, dass der Steinsalzprüfkörper am Anfang der Belastung eine Kompaktion erfährt, die nach wenigen Promille Axialverformung in eine Volumenzunahme übergeht. Der Punkt bei dem der Übergang von Kompaktion zu Volumenzunahme erfolgt wird bekanntlich als Dilatanzgrenze bezeichnet und ist zusammen mit experimentellen Versuchsergebnissen in Abb. 4-3 im Diagramm $\sigma_1 - \sigma_3$ vs σ_3 aufgetragen. Sowohl die Dilatanzgrenze als auch die Bruchgrenze und Restfestigkeit werden im visko-elasto-plastischen Stoffmodell mit einer Fließfunktion beschrieben mit den Parametern Druckfestigkeit $\sigma_D(\varepsilon^p)$, effektive maximale Festigkeit $\sigma_{\text{MAX}}(\varepsilon^p)$ und Krümmungsparameter $\sigma_\phi(\varepsilon^p)$, die von der plastischen Verformung abhängen.

Die Darstellung zeigt, dass sich die Dilatanzgrenze und die Bruchgrenze mit der Fließfunktion des Stoffmodells sehr gut beschreiben lassen, gleiches gilt für die Restfestigkeit, welche in Abb. 4-3 im Diagramm nicht dargestellt ist.

Die Flächenplots in Abb. 4-3 zeigen den Zustand des Prüfkörpers am Ende der Simulationsrechnung nach Erreichen des Restfestigkeitsniveaus. Die Druckfestigkeit ist in breit angelegten Scherzonen im Prüfkörper stark reduziert. Bereiche ohne Entfestigung des Steinsalzes in denen lediglich eine Verfestigung stattgefunden hat, befinden sich unterhalb der Druckstempel und in mittlerer Höhe der Umfangsfläche des Prüfkörpers. In diesen Bereichen ist auch die Volumenverformung gering. Die durch die Endflächenreibung zwischen Prüfkörper und Druckstempel hervorgerufenen typischen Druckkegel bilden sich in der Simulationsrechnung wie am realen Prüfkörpern aus. Insgesamt lässt sich mit dem kalibrierten Stoffmodell das Dilatanz- und Bruchverhalten von Steinsalz gut beschreiben.

In der folgenden Abb. 4-4 ist die Simulation eines Triaxialversuches an Carnallitit mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell dargestellt, wobei die Vernetzung variiert wurde. Man erkennt, dass sich das Spannungs-Verformungsverhalten insbesondere im Tragfähigkeitsmaximum und im post-failure-Bereich von einander unterscheiden. Der Grund hierfür liegt in der Lokalisierung der Scherverformung, die sich mit feinerer Vernetzung auf schmalere Scherbänder konzentriert.

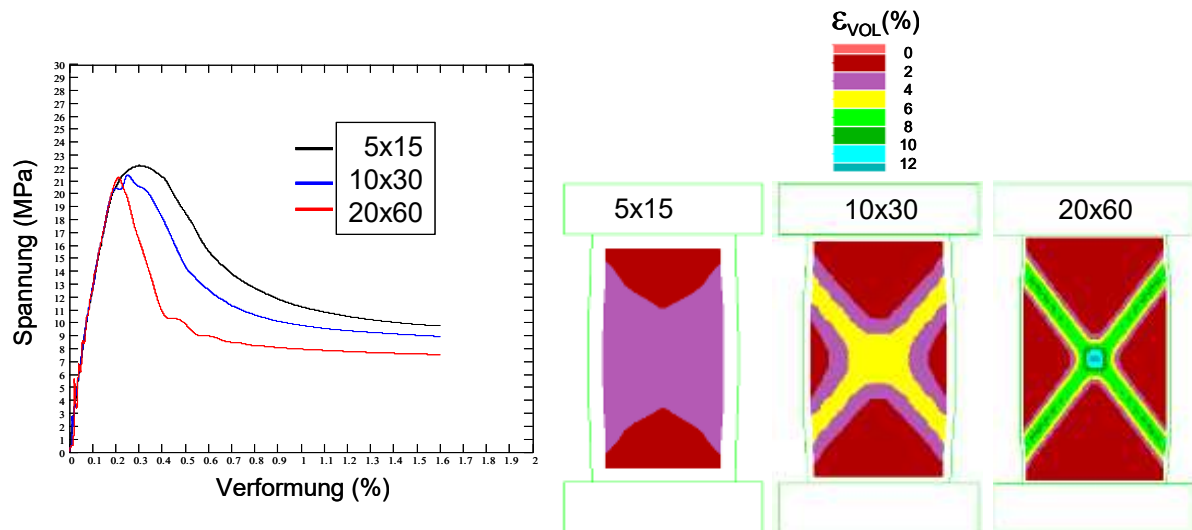


Abb. 4-4: Simulation Triaxialversuch an einem Carnallititprüfkörper bei Manteldruck 1 MPa mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell und berechnete dilatante Scherbänder in Abhängigkeit von der Vernetzung

Mit den zu einem nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell weiterentwickelten konstitutiven Beziehungen sollen die Unzulänglichkeiten bezüglich der Abbildung eines netzabhängigen Schädigungsverhaltens beseitigt werden.

4.2 Nicht-lokale Theorie

Klassische FE-Berechnungen der Kontinuumsmechanik sind nicht in der Lage die Ausbildung von Scherzonen und Rissen (strain localization) in Bezug auf die Scherbandbreite und den Abstand zwischen den Scherbändern richtig abzubilden, da sie nicht über eine interne charakteristische Länge der Mikrostruktur verfügen. Dies hat zur Folge, dass die Ergebnisse von der Feinheit der räumlichen Diskretisierung, der Vernetzungsgröße und Orientierung abhängig sind, da die Differentialgleichungen der Bewegungen ihre Form ändern und das Randwertproblem mathematisch unterbestimmt ist. Klassische konstitutive Materialmodelle erfordern deshalb zur akkuraten Beschreibung der Formierung von Scherzonen eine Erweiterung durch Einführung einer charakteristischen Länge der Mikrostruktur, um eine objektive netzunabhängige Lösung bezüglich des Spannungs- Verformungsverhaltens und des Bruchmusters zu erhalten. In der Kontinuumsmechanik existieren verschiedene Näherungen (zweiter Gradient, mikro-polar, nicht-lokal, viskos) zur Überwindung der mathematischen Unbestimmtheit des Randwertproblems durch Einführung einer charakteristischen Länge.

Im Folgenden wird die nicht-lokale Theorie zur Erweiterung des lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodells benutzt. Ein vollständiges nicht-lokales Modell setzt eine Beziehung zwischen den mittleren Spannungen und Verformungen voraus, definiert durch:

$$\bar{\sigma}_{ij}(x_k^a) = \frac{1}{A} \iiint \omega(x_k^a - x_k) \sigma_{ij}(x_k) dx_1 dx_2 dx_3 \quad (4-1)$$

und:

$$\bar{\varepsilon}_{ij}(x_k^a) = \frac{1}{A} \iiint \omega(x_k^a - x_k) \varepsilon_{ij}(x_k) dx_1 dx_2 dx_3 \quad (4-2)$$

mit x_k^a – Koordinate des betrachteten, aktuellen Punktes, x_k – Koordinaten der umgebenden Punkte; ω – Wichtungsfunktion und A – gewichtetes Volumen berechnet aus:

$$A(x_k^a) = \iiint \omega(x_k^a - x_k) dx_1 dx_2 dx_3 \quad (4-3)$$

Der Vektor $x_k^a - x_k$ kann ersetzt werden durch den Abstand r , gemessen vom Punkt x_k^a bis zu den Punkten x_k . Damit folgt aus (4-1) und (4-2) für homogenes Material :

$$\bar{\sigma}_{ij}(x_k^a) = \frac{1}{A} \int \omega(r) \sigma_{ij}(x_k) dV \quad (4-4)$$

und:

$$\bar{\varepsilon}_{ij}(x_k^a) = \frac{1}{A} \int \omega(r) \varepsilon_{ij}(x_k) dV \quad (4-5)$$

Als Wichtungsfunktion ω wird die Gaussverteilung für 2D Problemstellungen angesetzt:

$$\omega(r) = \frac{1}{l\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{r}{l}\right)^2} \quad (4-6)$$

wobei l die charakteristische Länge der Mikrostruktur ist. Es sei erwähnt, dass die Mittelung in (4-4) und (4-5) auf schmale repräsentative Bereiche um jeden Materialpunkt begrenzt ist. Der Einfluss von Punkten im Abstand $r=3l$ beträgt nur noch etwa 0,1% (Abb. 4-5).

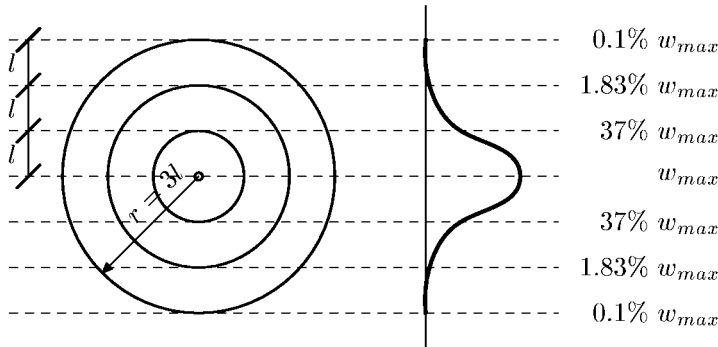


Abb. 4-5: Einflussregion der charakteristischen Länge l und Wichtungsfunktion ω

Das vollständige nicht-lokale Modell (Gleichungen (4-4) und (4-5)) stellt eine gute Näherung dar, benötigt jedoch einen hohen Rechenaufwand. Im Allgemeinen ist es ausreichend, Nicht-Lokalität nur für Variablen anzusetzen, welche die Materialentfestigung kontrollieren, während Spannungen und Verformungen lokale Größen bleiben. In elasto-plastischen Modellen wird die Rate des Entfestigungsparameters (plastische Verformungsrate) durch Mittelung entsprechend Brinkgreve's Beziehung (BRINKGREVE, 1994) angesetzt:

$$d\bar{\kappa}(x_k^a) = (1-m)d\kappa(x_k^a) + \frac{m}{A} \int \omega(r) d\kappa(x_k) dV \quad (4-7)$$

wobei m ein nicht-lokaler Parameter ist, der die Nichtlokalität bestimmt ($m > 1$, um Netzunabhängige FE-Ergebnisse zu erhalten). Da die Raten des Entfestigungsparameters am Anfang jeder Iteration unbekannt sind, ist eine Sub-Iteration zur Lösung von Bez. (4-7) erforderlich. In expliziten Rechencodes, wie FLAC und UDEC, bietet sich eine Approximation an. Bez. (4-7) lässt sich in inkrementale Form umschreiben und der Integraloperator kann durch Summation ersetzt werden:

$$\Delta\bar{\kappa}(x_k^a) = (1-m)\Delta\kappa(x_k^a) + \frac{m}{\sum_{j=1}^N \omega(r_j) A_j} \sum_{j=1}^N \omega(r_j) \Delta\kappa(x_k^j) A_j \quad (4-8)$$

mit N Anzahl der (Integrations-) Punkte des Models und A_j – zugehörige Fläche zum Punkt j . Durch Umgruppierung der Terme $\Delta\kappa(x_k^a)$ erhält man:

$$\Delta\bar{\kappa}(x_k^a) = (1 + m(A_d - 1))\Delta\kappa(x_k^a) + mA_r \quad (4-9)$$

wobei A_d und A_r definiert sind durch:

$$A_d = \frac{\omega(0)A_a}{\sum_{j=1}^N \omega(r_j)A_j}, \quad A_r = \frac{\sum_{j=1, j \neq a}^N \omega(r_j)\Delta\kappa(x_k^j)A_j}{\sum_{j=1}^N \omega(r_j)A_j} \quad (4-10)$$

Für einen gegebenen Zeitschritt n ist der Wert des Inkrements $\Delta\kappa$ im aktuellen Punkt bekannt. Ebenso sind die Werte der Inkremente der Entfestigungsparameter in allen Punkten auf Basis des Zeitschrittes $n-1$ bekannt. Da die Zeitschritte sehr klein sind folgt aus Bez. (4-9):

$$\Delta\bar{\kappa}^{(n)} = (1 + m(A_d - 1))\Delta\kappa^{(n)} + mA_r^{(n-1)} \quad (4-11)$$

4.3 Erweiterung des visko-elasto-plastischen Stoffmodels zu einem nicht-lokalen konstitutiven Modell

Das visko-elasto-plastische Entfestigungsmodell (Kap. 6.3.2.2) besitzt drei Entfestigungsparameter:

- *akkumulierte plastische Scherverformung* ε^P ,
- *akkumulierte plastische Zugverformung* ε_t^P ,
- *akkumulierte plastische Volumenänderung* ε_{VOL}^P .

Die plastische Verformung ε^P kontrolliert das Verfestigungs- bzw. Entfestigungsverhalten der einaxialen Druckfestigkeit σ_D , der maximalen effektiven Festigkeit σ_{MAX} , den Krümmungsparameters der Fließgrenze σ_ϕ , den Anstiegs der volumetrischen Verformungskurve $\tan\beta^0$ und den Krümmungsparameter der Dilatanzfunktion σ_ψ . Die plastische Verformung ε_t^P kontrolliert den aktuellen Wert der Zugfestigkeit σ_z . Die plastische Volumenänderung ε_{VOL}^P bestimmt die Änderung der elastischen Parameter Kompressionsmodul K und Schermodul G :

$$G = G_R + \frac{1}{1 + f\varepsilon_{VOL}^P} G_0, \quad (4-12)$$

mit G_R – Schermodul im post-failure Bereich und $G_0 = G - G_R$. f ist ein empirischer Faktor. Ein analoger empirischer Zusammenhang wird für die Abminderung des Kompressionsmoduls K mit zunehmender dilatanter Schädigung im visko-elasto-plastische Entfestigungsmodell verwendet. Da die Volumenzunahme (Dilatanz) entsprechend der Beziehung:

$$\varepsilon_{VOL}^P = (N_\psi - 1) \varepsilon_1^P, \quad (4-13)$$

mit der plastischen Verformung in Beziehung steht, sind bei der Verformungslokalisierung nur die beiden unabhängigen Mechanismen Scher- und Zugversagen im nicht-lokalen Modell zu betrachten. Zwei unabhängige Summationen entsprechend Bez. (4-10) und (4-11) sind durchzuführen. Vereinfachend wird für beide Entfestigungsprozesse die gleiche charakteristische Länge angenommen. Im Allgemeinen wird die Nicht-Lokalität aktiviert, wenn Materialentfestigung eintritt. Der lokale Parameter ε^P , von dem fünf unabhängige Variablen abhängen, wird bei der Berechnung durch den nicht-lokalen Parameter entsprechend Bez. (4-11) ersetzt. Es wird nicht unterschieden, ob sich die betrachteten Punkte im Verfestigungs- oder Entfestigungsregime befinden.

Aufgrund der Verwendung eines expliziten Zeitschrittalgorithmus in den Programmen FLAC und UDEC kann die Mittlung zur Berechnung der nicht-lokalen Größen nicht innerhalb des Stoffmodells erfolgen, sondern ist durch Programmierung von FISH- Routinen realisiert worden, die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell verknüpft sind. Zur Verifizierung des implementierten nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodells in die Rechencodes FLAC und UDEC sind Beispiele mit Zug- und Druckversagen gerechnet worden. Überprüft wurde dabei auch das Zusammenspiel mit lokalen Stoffmodellen innerhalb eines Berechnungsmodells (Abb. 4-6), sowie spezielle Randbedingungen, wie Axialsymmetrie.

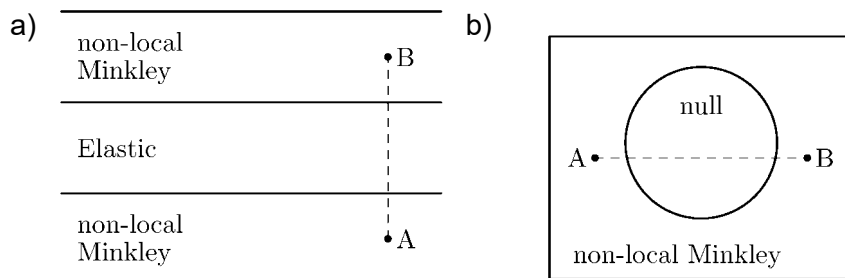


Abb. 4-6: Wechselwirkung zwischen lokalen und nicht-lokalen Stoffmodellen

4.4 Verifizierung nicht-lokales visko-elasto-plastisches Stoffmodell

Zur Verifizierung der nicht-lokalen Erweiterung des visko-elasto-plastisches Stoffmodell wurden ebene Berechnungsmodelle für einaxiale Zug- und Druckbelastung verwendet (Abb. 4-7 und Abb. 4-8).

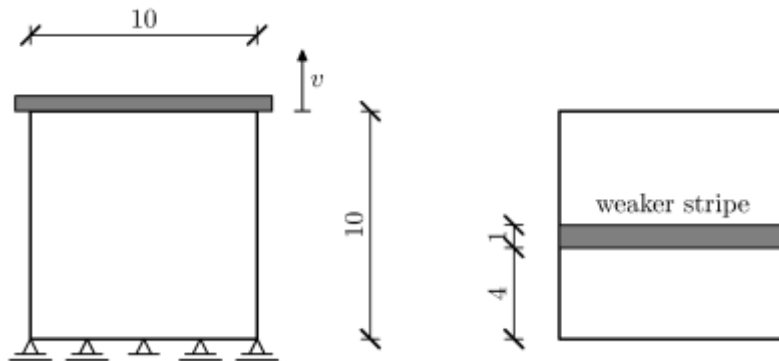


Abb. 4-7: Geometrie und Randbedingungen für einen Zugversuch (Dimensionen in cm)

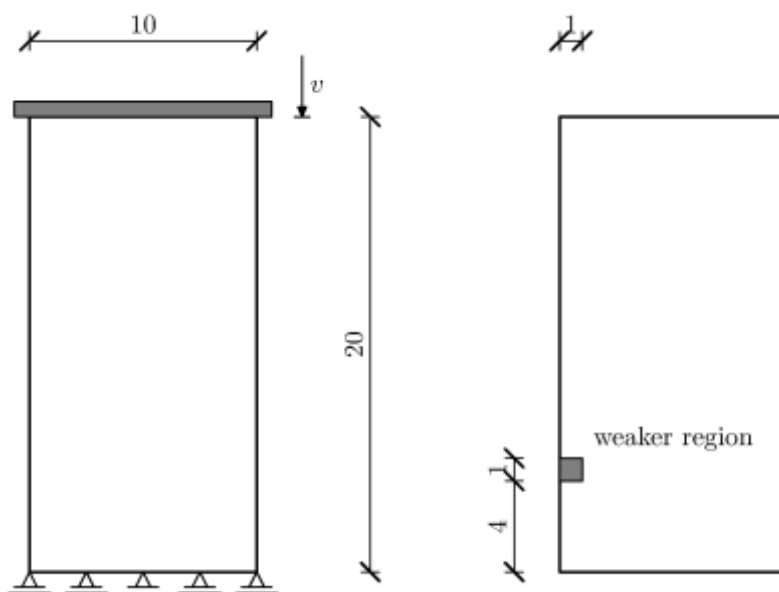


Abb. 4-8: Geometrie und Randbedingungen für einen Druckversuch (Dimensionen in cm).

Zur Initialisierung von Entfestigungsvorgängen sind in den Prüfkörper-Modellen Bereiche mit um 10% reduzierter Zug- bzw. Druckfestigkeit eingebaut.

Im ersten Testbeispiel wurde ein Salzprüfkörper mit den Abmessungen $10 \times 20 \text{ cm}^2$ einer einaxialen Kompression ausgesetzt (Abb. 4-9). Die beiden horizontalen Endflächen waren dabei reibungslos. Die Belastung des Prüfkörpers wurde durch Aufgabe einer konstanten vertikalen Verschiebung der oberen Endfläche mit $v = 4 \cdot 10^{-8} \text{ m/s}$ erzeugt. Folgende Materialparameter für das Salzgestein wurden angesetzt: $K = 6.7 \text{ GPa}$, $G^K = 2 \text{ GPa}$, $G^M = 4 \text{ GPa}$,

$\eta^M=10^{20}$, $\eta^K=10^{20}$, $m=0.17$, $f=0$, $K_R=6.7$ GPa, $G_R=4$ GPa, $\sigma_D=17.2$ MPa and $\sigma_z=1.16$ MPa. Die viskosen Eigenschaften sind durch Vorgabe hoher Viskositätswerte ausgeschaltet. Um ein lineares Mohr-Coulomb Modell zu simulieren wurden die folgenden Parameter angesetzt: $\sigma_\phi=10^3$ MPa, $\sigma_\psi=10^3$ MPa, $\tan\beta^0=0.7$ und $\sigma_{MAX}=3.6 \cdot 10^3$ MPa. Nach Erreichen der einaxialen Druckfestigkeit σ_D wurde von einer linear verlaufenden Entfestigung ausgegangen entsprechend eines Entfestigungsmoduls von 860 MPa. Die charakteristische Länge l wurde mit 7.5 mm angesetzt und der nicht-lokale Parameter mit $m=2$. Der Radius der beeinflussten Zone wurde mit $R=3l$ festgelegt.

Zur Analyse der Netzabhängigkeit wurden Berechnungen mit unterschiedlichem Vernetzungsgrad durchgeführt, mit einem groben (10×20), mittleren (20×40), feinen (30×60) und sehr feinen (40×80) Netz. Abb. 4-9 zeigt die Berechnungsergebnisse in Form von Flächenplots für die plastische Verformung (nicht-lokaler Entfestigungsparameter). Die Berechnungsergebnisse unterscheiden sich mit zunehmender feinerer Vernetzung nur wenig. Die Breite der Scherzone ist abgesehen vom groben Netz unabhängig von der Feinheit der Vernetzung.

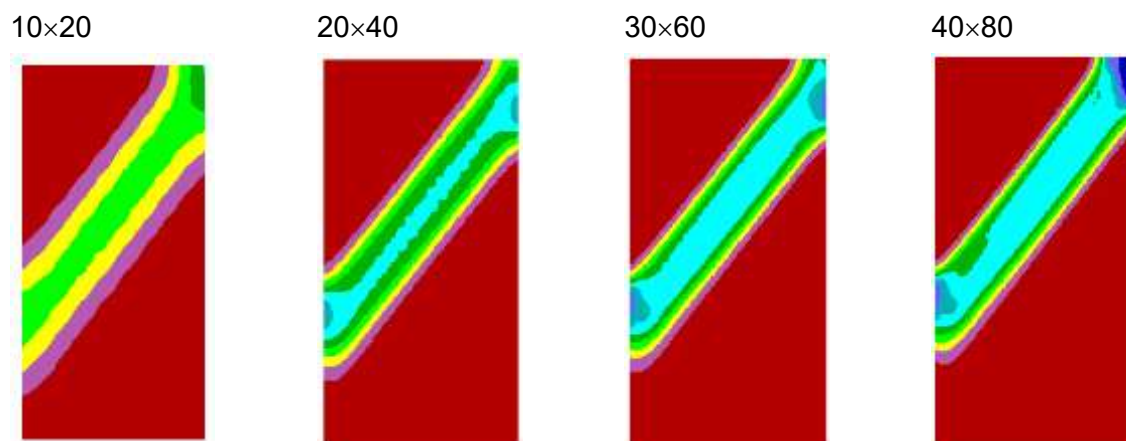


Abb. 4-9. Abhängigkeit der plastischen Verformung ε^P (nicht-lokaler Entfestigungsparameter) von der Vernetzung bei einaxialer Kompression und linearer Festheitsgrenze

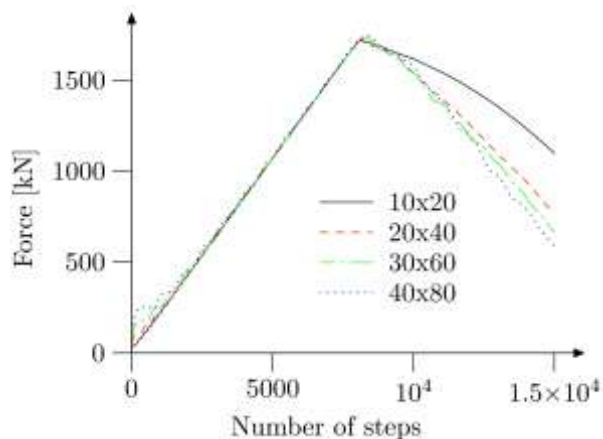


Abb. 4-10: Kraft-Verschiebungsdiagramm für einaxiale Druckbelastung bei linearer Festheitsgrenze

Die zugehörigen Kraft-Verschiebungskurven sind in Abb. 4-10 dargestellt. Mit feiner werden der Vernetzung ist nur noch eine geringe Veränderung der Entfestigungscharakteristik feststellbar.

Unter Verwendung des gleichen Parametersatzes wurden mit dem erweiterten nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell Berechnungen zur Verifizierung des mathematischen Algorithmus an axialsymmetrischen und ebenen Modellen ohne Axialsymmetrie durchgeführt. Die Berechnungen liefern identische Ergebnisse, sodass unter Ausnutzung von Symmetrieachsen der Rechenaufwand reduziert werden kann (Abb. 4-11). Auch unter Zugbeanspruchung verlief die Verifizierung erfolgreich.

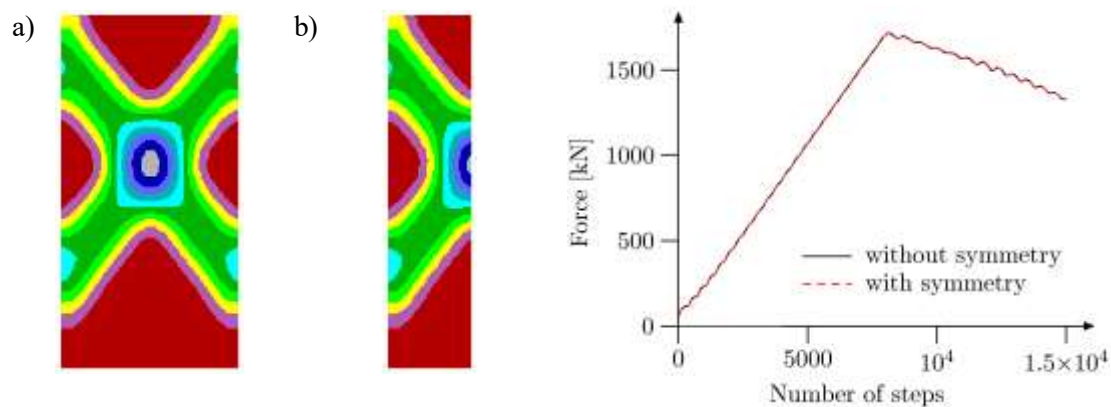


Abb. 4-11: Einaxialer Druckversuch ohne (a) und mit (b) Symmetrie

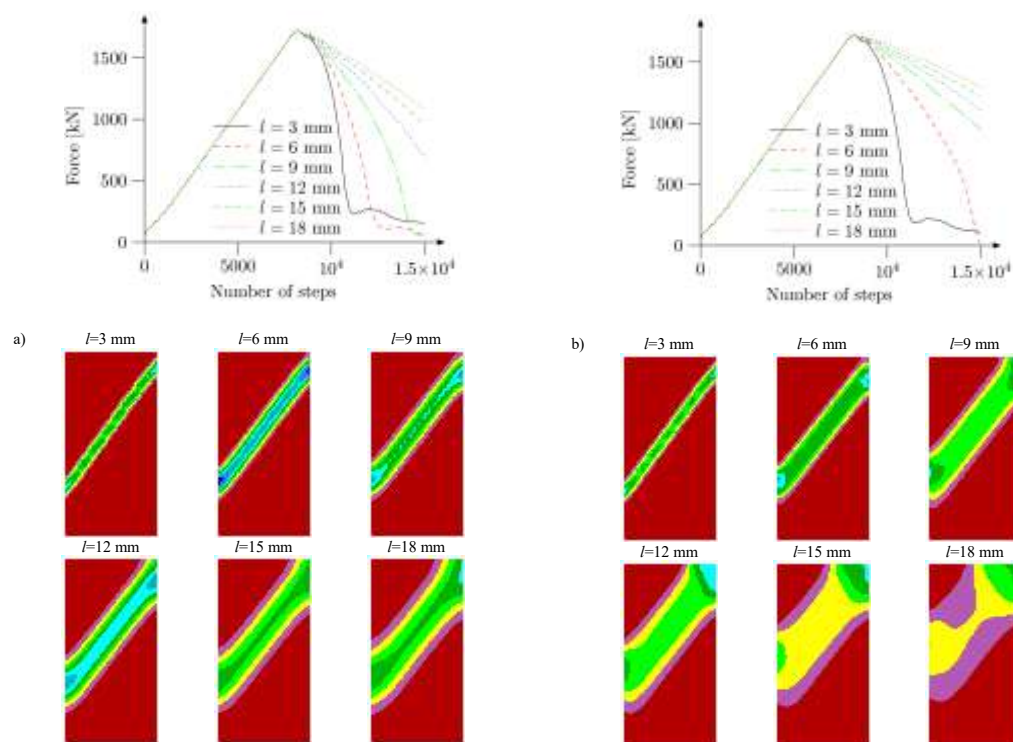


Abb. 4-12: Abhängigkeit der plastischen Verformung ε^P (nicht-lokaler Entfestigungsparameter) von der charakteristische Länge l bei einaxialer Kompression u. dem nicht-lokalen Parameter m ; a) $m = 1$ (links) und b) $m = 2$ (rechts)

In weiteren Berechnungen wurde der Einfluss der nicht-lokalen Parameter l und m untersucht, wobei die charakteristische Länge l der Mikrostruktur physikalischer Bedeutung besitzt. Ist die charakteristische Länge der Mikrostruktur klein, ist auch die Scherbandbreite gering, d. h. die Scherverformungen konzentrieren sich auf ein scharf begrenztes Scherband und die Tragfähigkeit fällt im Nachbruchbereich steil ab, was typisch für sprödes Materialverhalten ist (Abb. 4-12).

Ein Beispiel für ein derartiges Materialverhalten liefert das Salzgestein Carnallit, das für seine Sprödbrocheigenschaften bekannt ist. Bei Steinsalz vollzieht sich die Schädigung über breiter angelegte Scherzonen mit einem moderaten Tragfähigkeitsabfall, was durch eine größere charakteristische Länge der Mikrostruktur erfasst werden kann (Abb. 4-12).

Mit Zunahme des nicht lokalen Parameters m werden die Scherzonen breiter und die Entfestigung vollzieht sich langsamer. Zusammenfassend lässt sich feststellen, je größer die Werte von l und m sind, umso breiter wird der Entfestigungsbereich.

Weitere Berechnungen mit dem nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell wurden für spröde reagierenden Carnallit mit nicht linearer Festigkeitsgrenze durchgeführt mit den Parametern: $K=5$ GPa, $G^K=2$ GPa, $G^M=3$ GPa, $m=0.17$, $f=0$, $K_R=5$ GPa, $G_R=3$ GPa, $\sigma_D=5$ MPa and $\sigma_z=1.16$ MPa, $\sigma_\phi=13$ MPa, $\sigma_\psi=3.3$ MPa, $\tan\beta^0=0.9$, $\sigma_{MAX}=90$ MPa, $\eta^M=10^8$ MPa/d und $\eta^K=10^6$ MPa/d (Abb. 4-13).

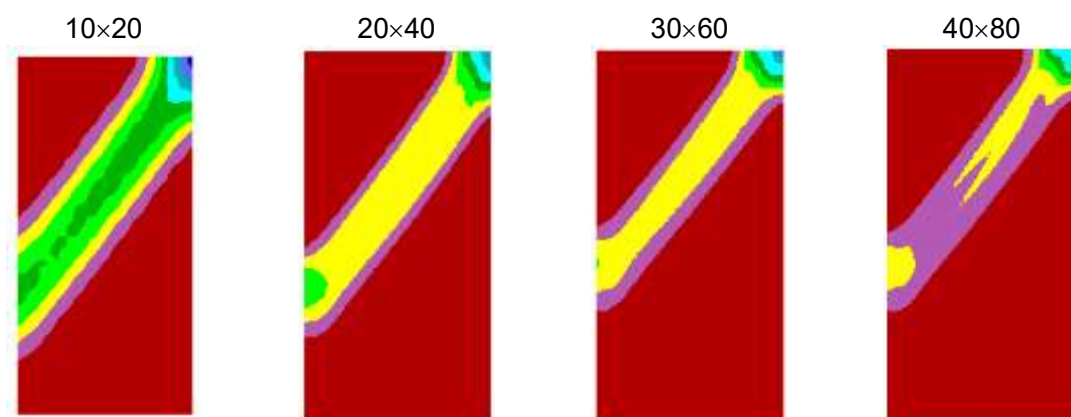


Abb. 4-13. Abhängigkeit der plastischen Verformung ε^P (nicht-lokaler Entfestigungsparameter) von der Vernetzung bei einaxialer Kompression und nicht linearer Festigkeitsgrenze

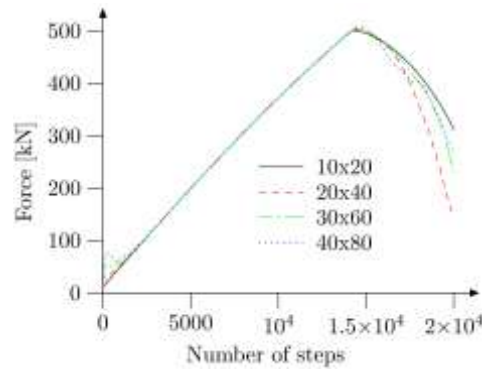


Abb. 4-14: Kraft-Verschiebungsdiagramm für einaxiale Druckbelastung mit nicht linearer Festigkeitsgrenze

Nach Erreichen der einaxialen Druckfestigkeit σ_D wurde von einer linear verlaufenden Entfestigung ausgegangen entsprechend eines Entfestigungsmoduls von 500 MPa. Die Verformungsgeschwindigkeit betrug $2 \cdot 10^{-8}$ m/s. Die übrigen nicht-lokalen Parameter wurden mit $l=7.5$ mm, $m=2$ und $R=3l$ angesetzt.

Wie die Berechnungsergebnisse zeigen, ist die Scherbandbreite weitgehend unabhängig von der Vernetzung und der Traglastabfall vollzieht sich in einem eng begrenzten Bereich (Abb. 4-13 und Abb. 4-14).

Die vorangehend dargestellten Berechnungen zur Verifizierung des erweiterten nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodells wurden mit dem Rechencode FLAC durchgeführt. Ein analoges Testprogramm des Stoffmodells ist auch im Rechencode UDEC erfolgreich durchgeführt worden. Als Beispiel wird ein einaxialer Zugversuch dargestellt.

Die Prüfkörpergeometrie der 10×10 cm² großen Probe ist Abb. 4-7 zu entnehmen. Die Zugbelastung wurde durch Vorgabe einer konstanten Verschiebungsgeschwindigkeit mit $v=3 \cdot 10^{-3}$ m/s am oberen Prüfkörperende erzeugt. Um zu gewährleisten, dass das Zugversagen in der Mitte des Prüfkörpers anläuft, wurde dort ein 10 mm breiter Streifen mit einer um 10% reduzierten Festigkeit modelliert. Für das Salzgestein wurden die folgenden Parameter verwendet: $K=6.7$ GPa, $G^K=2$ GPa, $G^M=4$ GPa, $\eta^M=10^{20}$ MPa/d, $\eta^K=10^{20}$ MPa/m, $m=0.17$, $f=0$, $K_R=6.7$ GPa, $G_R=4$ GPa, $\sigma_\phi=6.7$ MPa, $\sigma_D=17.2$ MPa, $\sigma_z=1.16$ MPa, $\sigma_\psi=1.2$ MPa, $\beta^0=0$ and $\sigma_{MAX}=86$ MPa. Nach Überschreiten der Zugfestigkeit σ_z wurde ein konstanter Entfestigungsmodul von 600 MPa vorgegeben. Für die nicht-lokalen Parameter wurde angesetzt: Charakteristische Länge $l = 7.5$ mm, $m = 2$ und der Radius der beeinflussten Zone wurde mit $R=2l$ festgelegt. Drei verschiedene Vernetzungen wurden generiert: Ein grobes Netz mit 10×10 Elementen, ein mittleres mit 20×20 und ein feines mit 30×30 Elementen.

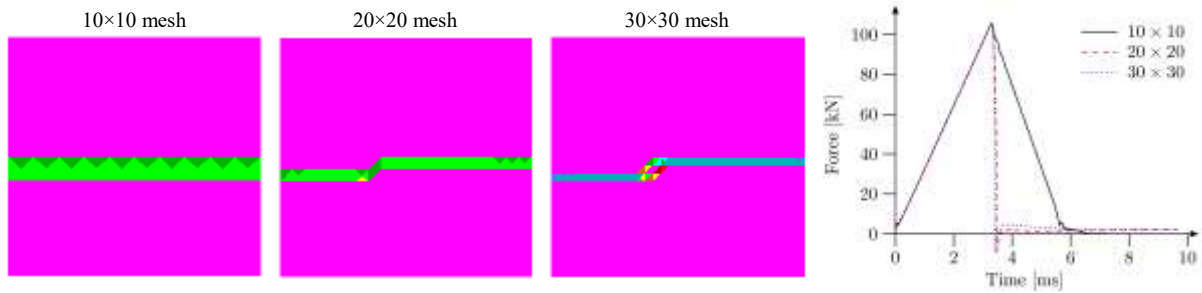


Abb. 4-15: Simulation einaxialer Zugversuch mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell

Zunächst wurde die Berechnung mit dem lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse zeigen sowohl bezüglich der Breite der versagenden Zone als auch des Entfestigungsverhaltens eine stark ausgeprägte Abhängigkeit von der Vernetzung. Die Lokalisierung der Verformung vollzieht sich in einer ein Element breiten Zone (Abb. 4-15).

Die Wiederholung der Berechnungen mit dem nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell liefert ein weitgehend netzunabhängiges Ergebnis, was die Breite der Entfestigungszone und das Entfestigungsverhalten mit dem vorgegeben konstanten Entfestigungsmodul angeht (Abb. 4-16).

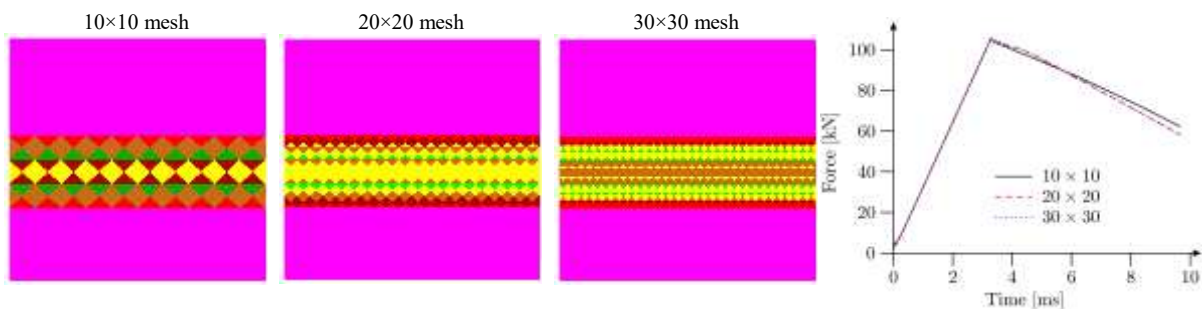


Abb. 4-16: Simulation einaxialer Zugversuch mit dem nicht-lokalen visko-elasto-plastischen Stoffmodell

4.5 Schlussfolgerungen

Das im Rahmen des Vorhabens 02C0264 entwickelte visko-elasto-plastische Stoffmodell für Salinalgesteine ist zu einem nicht-lokalen Modell weiterentwickelt worden. Damit lässt sich die Lokalisierung von Scherzonen (strain localization) bei Entfestigungsvorgängen netzunabhängig in numerischen Modellen beschreiben. Durch Einführung der charakteristischen Länge der Mikrostruktur kann die Scherbandbreite an den in situ ablaufende Entfestigungsprozesse in Abhängigkeit von der mineralischen Zusammensetzung und Kornstruktur der anstehenden Salzgesteine angepasst werden.

Die Implementierung des erweiterten nicht-lokalen Modells in die Rechencodes FLAC und UDEC ist durch Testrechnungen mit linearer und nicht-linearer Fließgrenze bei Druck- und Zugversagen verifiziert worden. Das nicht-lokale Modell zur netzunabhängigen Beschreibung von Schädigungserscheinungen erfordert aufgrund der nicht-lokalen Betrachtung von Deformationsprozessen innerhalb eines definierten Einflussbereiches einen höheren Rechenaufwand.

5 Untersuchungen zu Schädigungsauswirkungen in einer Salinarbarriere

5.1 Untertägige geomechanische Felduntersuchungen zur Barrierenintegrität

5.1.1 Untersuchungskonzeption / Bohrprogramm

Zielstellung der Arbeiten ist die Beweissicherung der in einer Teufe von ca. 750 m durch den Gebirgsschlag 1996 beanspruchten geologischen Barriere bezüglich ihres vorliegenden Einspannungs- und Schädigungszustandes (mehr als 12 Jahre danach).

Die zwischen April 2003 bis Juni 2005 über dem zusammengebrochenen Ostfeld der Grube Teutschenthal neu aufgefahrenen Wetterverbindungsstrecke durchörtert die Hangendbarriere an der Basis des Leine-Steinsalzes über dem Hauptanhydrit entlang eines etwa 2000 m langen Profils (Anlage 5.1). Sie bietet somit einmalige Aufschlussverhältnisse sowie günstige Infrastrukturbedingungen (Abb. 5-1).

Die geomechanischen Felduntersuchungen umfassten sowohl Spannungssondierungen und Permeabilitätsmessungen als auch eine Probennahme durch Bohrkerne (Abb. 5-2):

- in der Salinarbarriere direkt über dem Bruchfeld,
- den Abbaukanten sowie im Abbauvorfeld und
- in dynamisch weniger beanspruchten Bereichen der geologischen Hangendbarriere.

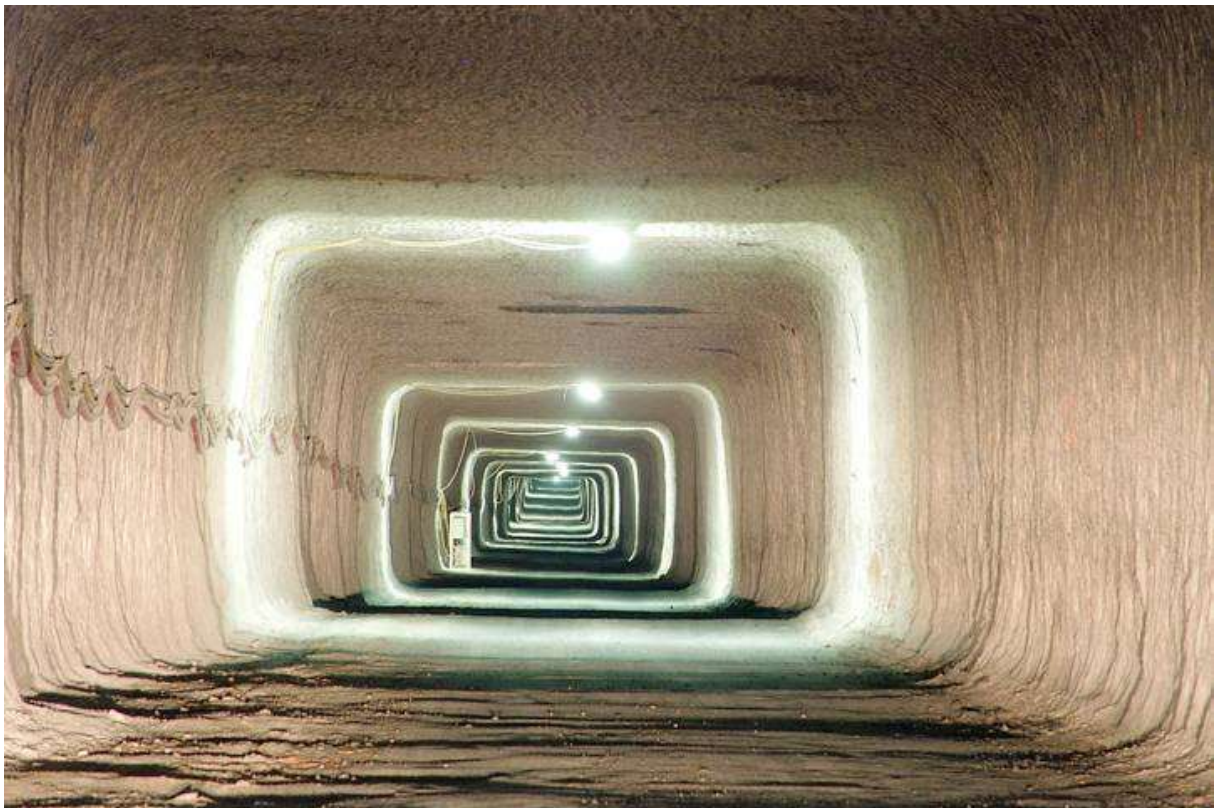


Abb. 5-1. Blick in die neue, mittels einer Teilschnittmaschine aufgefahrenen Wetterverbindungsstrecke im Bereich des Grubenfeldes Teutschenthal (Streckenquerschnitt ca. 18,2 m² – Bildquelle: GTS).

Allerdings musste das im Projektantrag vorgesehene Untersuchungsprogramm modifiziert werden, da das LAGB Halle keine Genehmigung zur Durchführung von Bohrungen aus der Wetterstrecke in den Hauptanhydrit erteilte. In der Konsequenz liegen keine Ergebnisse aus Hydrofrac- oder Permeabilitätsmessungen zur Barrierenintegrität im Hauptanhydrit vor.

Deshalb wurde das Untersuchungsprogramm im Leine-Steinsalz erweitert, indem über einen Zeitraum von etwa einem Jahr eine integrale hydraulische Druckbeaufschlagung des relevanten Steinsalzhorizontes in zwei speziell abgedichteten Sondierbohrungen durchgeführt wurde. Ebenfalls zusätzlich wurde aufgrund der vorgefundenen lithologischen Variabilität des in der Wetterstrecke aufgeschlossenen Leine-Steinsalzes im Grubenfeld Angersdorf ein Großblock gewonnen, der Referenzmaterial für weitergehende Laboruntersuchungen lieferte.

Das untertägige Bohrprogramm im Bereich der Neuen Wetterstrecke 2005 umfasst:

- Herstellung von 20 Sondierbohrungen im Leinsteinsalz mit Bohrlochteufen zwischen 15 und 16 m (42 mm Durchmesser) im Leine-Steinsalz zur Durchführung der Frac- und Permeabilitätsmessungen sowie Bohrlochkamerabefahrungen (vgl. Anlage 5.2),
- Durchführung von 10 Kernbohrungen im Leine-Steinsalz (100 mm Kerndurchmesser) mit Kernlängen zwischen 3 und 5 m $\Rightarrow$ Probenmaterial für Laboruntersuchungen (vgl. Anlage 5.3),

sowie im Grubenfeld Angersdorf

- Durchführung von Kernbohrungen mit Übergang Leine-Steinsalz / Hauptanhydrit (100 mm Kerndurchmesser) in der Rampe des „Neuen Wetterflachens 1994“¹ zwischen der 3a-Sohle zum Füllort Schacht Saale $\Rightarrow$ Probenmaterial für Scher- tests² (vgl. Anlage 5.4).
- Erbohren eines Großblockes im Leine-Steinsalz zwischen den Steinsalzgewinnungskammern IX und VIII (vgl. Anlage 5.5).

Das untertägige geomechanische Untersuchungsprogramm in den 42 mm-Sondierbohrungen umfasste:

- Bestimmung des wirkenden Einspannungszustandes in der Salinarbarriere mittels Hydrofracmessungen im Leine-Steinsalz,
- Bestimmung der Permeabilität mittels
 - Kurzzeit-Pulstests (24h) und Konstantrateninjektionstests, sowie
 - über integrale Langzeitmessungen (Versuchszeitraum: ca. 1 Jahr) in zwei speziell abgedichteten Bohrungen
- Wirtsgesteincharakterisierung und Überprüfung der Qualität des Bohrlochzustandes mittels Kamerabefahrung

¹ Diese 1994 neu aufgefahrne Verbindungsstrecke diente bis zum Gebirgsschlag 1996 als Hauptwetterstrecke für den auf der 3a-Sohle befindlichen ehemaligen Grubenlüfter sowie als Zufahrtstrecke bzw. Fluchtweg zum Schacht Halle.

² Allerdings musste die Zahl der hierfür geplanten Bohrungen reduziert werden, da aufgrund der Festigkeitsunterschiede von Steinsalz und Anhydrit die Bohrkern mechanisch stark geschädigt waren und somit nur noch eingeschränkt für Laboruntersuchungen genutzt werden konnten.

5.1.2 Untertagebohrarbeiten und Probennahme

Die durchgeführten Bohrungen sind in Anlage 5.1 sowie in Abb. 5-2 im Risswerk der Grube Teutschenthal dargestellt, wobei insbesondere die Lage zum darunter liegenden Grubengebäude des 1996 kollabierten Ostfeldes deutlich wird. Die Gesamtlänge der Neustreckenauf-fahrung (einschließlich der Zufahrtsrampe von der 3a-Sohle sowie der Zuwegung vom Schacht im Grubenfeld Angersdorf) beträgt etwa 3,5 km, wobei das ca. 2000 m lange Untersuchungsprofil das etwa 2,5 km² große, verbrochene Areal des Bruchfeldes abdeckt. Im östlichen Teil in Richtung Angersdorf ist der Hauptgrubenlüfter installiert, wobei zusätzlich eine Umfahrung mit zwei Wettertoren eingerichtet wurde. Der starke Wetterstrom in der Strecke von Teutschenthal nach Angersdorf erschwerte stark die *In-situ*-Arbeiten.

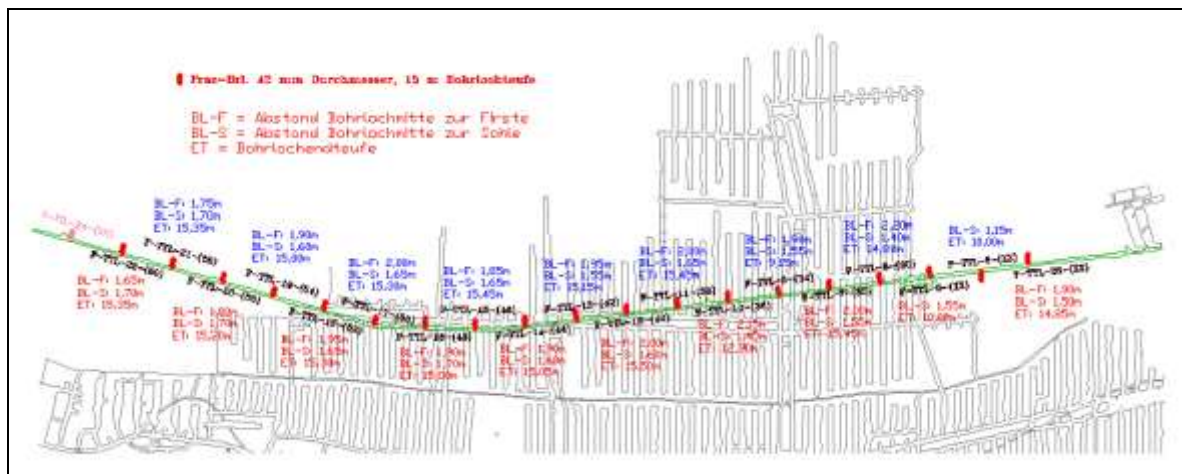


Abb. 5-2. Lage der 19 Bohrlocher für Hydrofrac- und Permsondierungen im Bereich der Wetterverbindungsstrecke sowie Angaben zum Bohrlochabstand zur Firste bzw. Sohle sowie die Endtiefe des jeweiligen Bohrloches.

Für die Erstellung der Bohrungen wurde Kleinbohrtechnik mit Luftspülung unter Verwendung einer 42 mm-PCD-Vollbohrkrone bzw. einer 100 mm-Kernbohrkrone eingesetzt. Die unterschiedlichen Vorortsituationen sowie die jeweils eingesetzte Technik sind in den Anlagen 5.2 bis 5.5 dargestellt. Für die Gewinnung des Großblockes (Anlage 5.4) wurde eine fest fixierte 2-Säulenbohrmaschine mit mechanischem Vorschub verwendet, mittels der der Block durch Loch-an-Loch-Bohren über einen Vollschnittbohrkopf bis zu einer Teufe von ca. 3 m zunächst herausgeschnitten und dann am Ende abgebrochen wurde.

Es wurden insgesamt 19 Hydrofracbohrungen, beginnend im Osten (1. Nische hinter dem Wettertor, Angersdorfer Seite) und fortlaufend nach Westen, gestoßen. Der Abstand der Sondierbohrungen für die Hydrofrac- und Permeabilitätsmessungen beträgt ca. 100 m. Abb. 5-2. Drei Bohrlöcher befinden sich östlich des Hauptgrubenlüfters, die restlichen westlich davon.

Für die Probennahme wurde an jedem 2. Bohrort noch eine Kernbohrung mit einem Durchmesser von ca. 100 mm gestoßen, wobei jeweils zwischen 3 und 4 m Kern erbohrt wurden.

Die Bohrungen wurden jeweils senkrecht auf den Stossverlauf horizontal angesetzt (mit Ausnahme der ca. 12,5° einfallenden Bohrung F-TTL-24) und verlaufen annähernd nach Norden mit Endteufen zwischen 15 und 16 m. Die Ausrichtung nach N sollte ein Anbohren des unterlagernden Hauptanhydrites (A3) vermeiden. Im Mittel wurden alle Bohrungen in 1,60 m Abstand zur Sohle gestoßen. Die Bohrlöcher weisen eine max. Tiefe von ca. 15,3 m auf (Bohrlöcher F-TTL-5, 6 und 9 bohrtechnisch bedingt nur ca. 10 m). Genaue Angaben zu Abständen zwischen den Bohrpunkten bzw. Bohrlochabständen zu Firste und Sohle sind im Anlage 5.1 enthalten.

Während der Bohrarbeiten wurden keine signifikanten Feuchtstellen oder Laugenzutritte registriert. Im Laufe der fortschreitenden *In-situ*-Arbeiten wurde allerdings eine deutliche Feuchtstelle verbunden mit Ausblühungen im Stoßbereich des Bohrloches F-TTL-18 erfasst. Diese konnten allerdings durch einfaches Nachschneiden beseitigt werden um einen entsprechenden Durchmesser für die 42 mm-Sonde zu gewährleisten.

5.1.3 Geologische Charakterisierung relevanter Salinarbereiche

Stratigraphisch liegt der in der Wetterstrecke aufgeschlossene relevante Untersuchungshorizont im Leine-Steinsalz. Die Leine-Folge ist im Raum Teutschenthal in randnaher Deckenfazies entwickelt (vgl. Tab. 5-1, für zusammenfassenden Überblick der geologischen Randbedingungen s. Arge, 1996, GFEconsult, 2005).

Mit der Neuauffahrung der Wetterstrecke wird in der Rampe von der 3a-Sohle, die im hangenden Teil des Kaliflözes Staßfurt liegt, bis zum eigentlichen Niveau der Wetterstrecke der untere Teil des für die Grube Teutschenthal charakteristischen Schichtprofils der Leinefolge aufgeschlossen. Es umfasst das für das südliche Zechsteinbecken typische Profil von Grauem Salzton und Hauptanhydrit, auf den in der Normalausbildung das max. 2 m mächtige Basis-Salz folgt.

Tab. 5-1. Gliederung des Zechstein 3 (Leinefolge – Z3) im Raum Teutschenthal

Tonflocken- und Schwadensalz	Na ₃ U+I	z3TS	ca. 40 m mächtig
Anhydritmittelsalz	Na ₃ η	z3AS	10 – 20 m mächtig
Basissalz	Na ₃ α	z3LS	0 – 2 m
Hauptanhydrit	A3	z3AN	30 – 50 m
Grauer Salzton	T3	z3T	
(mit Deckanhydrit)	A2r		10 – 12 m

Danach fehlen infolge der im gesamten Saale-Unstrut-Revier und im Südharz vorliegenden Schichtlücke die sonst im zentralen Zechsteinbecken auftretenden vergleichsweise reinen Steinsalzpartien des dominierenden Hauptsalzes (progressive Salzfolge) sowie Kalisalzflöze (wie sie z.B. in Aschersleben/Bernburg/Staßfurt/Morsleben bzw. Zielitz entwickelt sind). Daran schließt sich mit einem Übergangsbereich das rötliche, tonig-anhydritische Anhydritmit-

telsalz (rezessive Steinsalzfolge) des oberen Profilitails vom Leine-Salz an. Es ist 10 – 20 m mächtig und wird großflächig von Schwaden- und Tonflockensalz überlagert.

Das in der Wetterstrecke aufgeschlossene Steinsalz verläuft überwiegend knapp über dem liegenden, im Mittel 30 – 50 m mächtigen Hauptanhydrit A3, d.h. in der 10 bis 20 m mächtigen Steinsalzpartie zwischen Hauptanhydrit und Anhydritmittelsalz. Infolge der nicht erwarteten Welligkeit der Anhydritoberfläche ist die in den Kernproben angetroffene Steinsalzausbildung lokal unterschiedlich.

Nach ARGE (1996) lässt sich die Heterogenität des anstehenden Steinsalzes bezüglich Färbung, Verunreinigungen, Schichtung und Kristallinität auf unregelmäßige Abscheidungsbedingungen und zechsteinzeitliche Umbildungen am Rande des Ausscheidungsbeckens zurückführen.

Als vergleichsweise homogeneres Referenzmaterial für die Laboruntersuchungen wurde Leine-Steinsalz aus dem Bereich des unteren Sohlenniveaus der Steinsalzabbaukammern des Grubenfeldes Angersdorf in Form eines Großblockes gewonnen.



Abb. 5-3. Kernbohrung 5 (Kerngewinn 3,10 m; Auflicht).



Abb. 5-4. Detailausschnitt Anhydriteinschaltung Kernbohrung 1 (Laborprobe 376/13: Kerndurchmesser ca. 10 cm; Auflicht).

5.1.3.1 Lagerungsverhältnisse und Lithologie Leine-Steinsalz

Das in der annähernd horizontal verlaufenden Wetterstrecke (Abb. 5-1) anstehende Steinsalz zeichnet sich am Stoß durch eine diffus erkennbare nahezu horizontal liegende Schichtung des Steinsalzes aus, wobei aber aufgrund der vorliegenden Welligkeit des Hauptanhydrits bzgl. Farbe und Korngrößen lithologisch variierende Salzpartien aufgeschlossen sind. Nach dem Kernbefund fallen die Schichten in einem flachen Winkel von ca. 5 – 10° zur Bohrlochachse ein, so dass mit zunehmender Bohrlochteufe unterschiedliche Anhydritmittel sukzessive geschnitten werden (Abb. 5-3). Dies resultiert aus der generellen Lage der Grube Teutschenthal an der NE - Flanke des NW - SE streichenden Teutschenthaler Sattels mit einem mittleren Schichteinfallen von durchschnittlich 7° nach Norden.

Das Steinsalz ist überwiegend blass rötlich bis braun-orange sowie partienweise schmutziggrau gefärbt. Die blass rötlichen Reinsalzbänke zeichnen sich überwiegend durch eine augenscheinlich gleichmäßige Beschaffenheit aus (Abb. 5-4) und sind häufig mittel- bis grobkristallin ausgebildet³. Der in Form von Schlieren, Flasern oder Fetzen vorliegende Anhydritanteil ist zumeist < 10 % und der Steinsalzanteil entsprechend mehr als 90 % an der mineralischen Zusammensetzung (vgl. lithologische Charakterisierung anhand der petrophysikalischen Eigenschaften Kap. 5.2.1.2).

Die in unregelmäßiger Verteilung auftretenden grauen Anhydriteinschaltungen (bzw. -schnüre) mit 0,5 bis zu cm-Mächtigkeit sind sehr inhomogen, d.h. lokal verfaltet und mitunter auch ausgedünnt oder abgerissen. Sie erscheinen aufgrund des Kernbefundes unregelmäßig angeordnet im dm- bis zu m-Abstand. Allerdings lassen die Kernaufnahmen keine umfassende Bewertung der generellen Lagerungsverhältnisse zu.

Die feinkristallinen Anhydritschnüre weisen häufig einseitig eine interne Feinschichtung im Millimeter-Bereich auf, die durch dunkelgrau-braune Farbabstufungen (vermutlich Tonverunreinigungen) erkennbar ist. Sie bilden aufgrund des abrupt ausgeprägten Materialwechsels von sehr reinem Steinsalz zu feinkristallinen bis dichten Anhydrit-(Steinsalz-)partien potentielle Trenn- bzw. Löserflächen. An solchen geomechanischen Schwächezonen wurde in entsprechenden Kernbereichen z. T. Kernzerfall infolge Schichtablösungen beobachtet. Diese Bereiche können somit auch diskrete Wegsamkeiten darstellen (vgl. Abb. 5-4).

5.1.3.2 Hauptanhydrit

Der Hauptanhydrit (A3, auch Leine-Anhydrit) ist nach älteren geologischen Aufnahmen im Raum Teutschenthal großräumig weitgehend gleichartig entwickelt und gliederbar (ARGE, 1996). Er untergliedert sich in dreizehn Zonen (KOSMAHL, 1969).

Die Zonen 1 bis 8 sind in unterschiedlichen Abstufungen grau - bis schwarzgrau gefärbt und besitzen insbesondere im unteren Teil einen relativ hohen Karbonatanteil, der in Form von Lagen oder Masern ungleichmäßig verteilt im sonst massigen und feinkristallin ausgebildeten Anhydritgestein vorkommt. Diese Zonen weisen in den verschiedenen Aufschlüssen z. T.

3 Zur Beschreibung wird die standardmäßig bei der BGR-Hannover benutzte Korngrößeneinteilung benutzt: • feinkörnig: < 0,5cm • mittelkörnig: 0,5 – 2 cm • grobkörnig: 2 – 6 cm.

erhebliche Schichtmächtigkeitsschwankungen auf, die bis zur Auffahrung der Wetterstrecke nicht erklärt werden konnten.

Nach Ausweis der dort profilhaft durchgeführten Radarmessungen ist die Basis des Hauptanhydrits gemeinsam mit der liegenden Schichtenfolge eben gelagert, während die Oberfläche morphologisch sehr differenzierter gestaltet ist. Die variable Morphologie der leicht gewellten Hauptanhydritoberfläche wird in Abständen von 50 bis 300 m durch z. T. steil aufragende Kuppen oder Klippen von 10 – 30 m Breite (vergleichbar zu Wellenberg) überragt. Die Mächtigkeit des normal entwickelten Hauptanhydrits liegt bei ca. 40 m - 50 m. Im Klippenbereich kann die Mächtigkeit um bis zu 10 m anwachsen.

Als Erklärung der Schichtmächtigkeitsschwankungen wird die Umwandlung (Entwässerung) des primär als Gips sedimentierten Sulfatgesteins unter dem Leine-Steinsalz angeführt. Dabei werden große Mengen von Kristallwasser freigesetzt, die in Form des dabei entstandenen Anhydrit/Gips-Kristallbreies aufsteigen und noch teilweise in die darüber liegenden Steinsalzschieben eingepresst werden, wobei sich Anhydrit schichten- oder fingerartig absetzt. Dies führt zu einer lokalen Verstärkung des Anhydritmittels im Leine-Steinsalz.

Der entsprechende Kuppenanhydrit vertritt nach der feinstratigraphischen Gliederung des Hauptanhydrits die oberen Abschnitte des A3 (13, 12 sowie die darunter direkt folgenden Teile von Abschnitt 8).

5.1.3.3 Kontaktbereich Hauptanhydrit / Leine-Steinsalz

Der Übergang Hauptanhydrit (A3) zum Leine-Steinsalz (Na3) ist in den Grubenfeldern Teutschenthal und Angersdorf nur in der Neuen Wetterstrecke 2005 sowie im Neuen Wetterflachen 1994 am Schacht Halle für eine Probennahme aufgeschlossen, wobei eine Beprobung in der Zufahrtrampe der Neuen Wetterstrecke 2005 aus logistischen Gründen nicht möglich war. Die Bearbeitung konzentrierte sich deshalb auf das Grubenfeld Angersdorf.

Der Übergang zwischen Hauptanhydrit und überlagerndem Steinsalz ist je nach Ausbildung des Anhydrits unterschiedlich (GFEconsult, 2005):

- In der Normalausbildung ergibt sich innerhalb von Dezimetern ein vergleichsweise scharfer Übergang, wobei auf den dunkel- bis hellgrauen Anhydrit, der feinkristallin bis hornsteinartig dicht ausgebildet ist, mittelkörniges rot- bis orange-braunes Steinsalz folgt.
- In Wall- oder Klippenausbildung liegt ein hellgrau bis bräunlichgrauer Anhydrit vor, der mit bräunlichem Steinsalz pegmatit- oder streifenartig im cm-Maßstab verwachsen ist (vgl. Abb. 5-5). Da der Anhydrit im m- bis 10er-m-Maßstab teilweise seitlich eingeschoben ist, liegt zumeist keine horizontale Schichtenabfolge vor, sondern die Grenze Na3-A3 ist unscharf, häufig steil (bis 70°) einfallend.

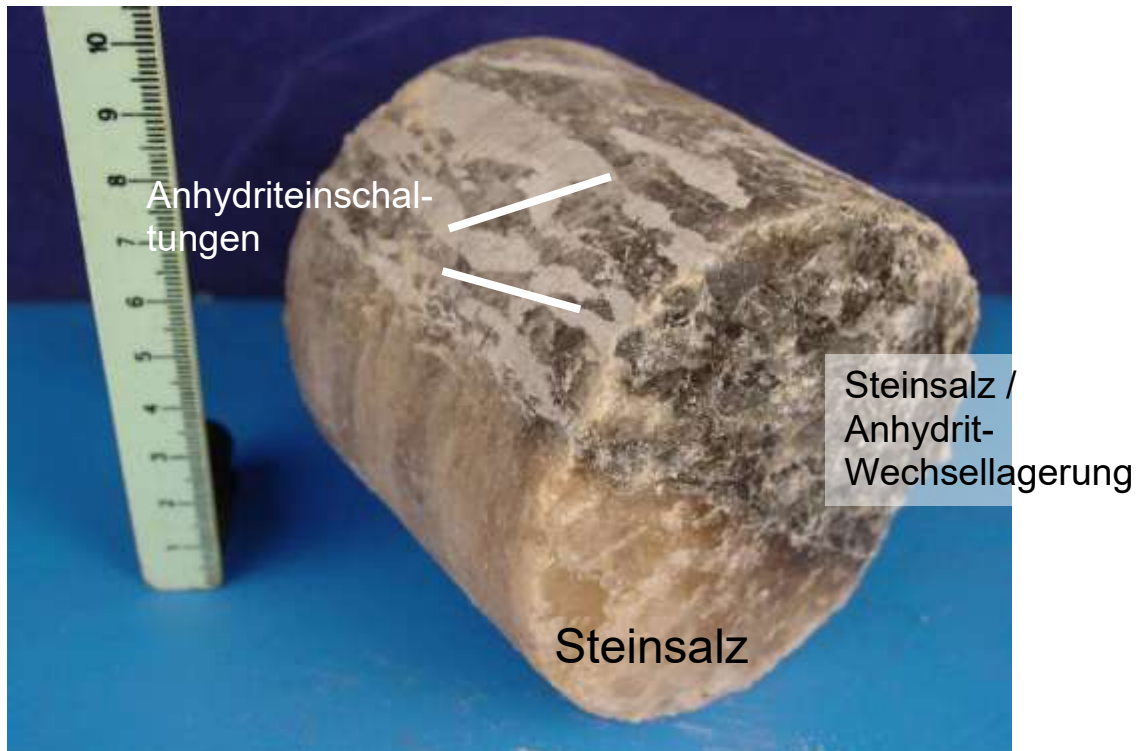


Abb. 5-5. Kernprobe aus dem Übergangsbereich Hauptanhydrit (A3) – Leinsteinsalz (Na3) mit streifenartiger Verwachsung.

5.1.4 Wirkender Spannungszustand in der Steinsalzbarriere

5.1.4.1 Das „hydraulic fracturing“-Verfahren

Die Bestimmung der Magnitude der kleinsten im Gebirge wirkenden Hauptspannung erfolgt im IfG routinemäßig mittels des Hydrofrac-Verfahrens.

Das Prinzip der Frac-Methode bzw. des hydraulischen Aufreißens besteht in der künstlichen Risserzeugung im Gebirge in der Umgebung eines abgepackerten Bohrlochabschnittes und der Ermittlung des Druckgleichgewichtes zwischen Innendruck (Riss) und der senkrecht zur Rissfläche wirkenden Gebirgsdruckkomponente. Die entscheidenden Vorgänge und daraus abzuleitenden Messwerte sind dabei:

- (1) *Aufreißvorgang:* Aufgrund eines Überdrucks in einem abgepackerten Bohrlochabschnitt werden an der Bohrlochkontur Spannungen erzeugt, die größer sind als die wirkende Druckeinspannung zuzüglich der Zugfestigkeit bzw. der hydraulischen Aufreißfestigkeit des Gesteins. Dies führt zum Aufreißen des Gebirges, welches durch einen deutlichen Druckabfall im Fracsystm gekennzeichnet ist. Dieser Druckwert, genannt FRACDRUCK (P_{frac}), ist allerdings von vielen Randbedingungen abhängig und daher nur bedingt für die Ableitung einer Gebirgsspannungskomponente geeignet. Durch anschließendes Verpressen einer hinreichend großen Ölmenge wird infolge der Wechselwirkung zwischen Fluiddruck und Gebirgsdruck eine Rissausbreitung von der Bohrlochkontur ins Gebirge erzeugt.

(2) *Einstellen des Druckgleichgewichtes:* Nach Beendigung des Verpressvorganges und Verschließen der Injektionsleitung sinkt der Druck im Fracsystem ab und nähert sich asymptotisch einem Endwert. Dieser Druckwert wird als RUHEDRUCK (P_{ruhe}) bezeichnet. Dieser Zustand wird erfahrungsgemäß etwa eine Stunde nach Einstellung des Verpressvorganges erreicht. Um einen eventuell längeren Einstellvorgang des Druckgleichgewichtes abzukürzen, wird versucht, über eine geeignete Versuchsführung die minimale Hauptspannung „einzugrenzen“. Hinzu kommt, dass eine zu lange Phase der Einstellung des Druckgleichgewichtes zur Verfälschung der Messergebnisse infolge von Migrationsvorgängen des Fluids in das Gestein (Permeation) bzw. von Undichtigkeiten des hydraulischen Systems führen kann. Ein hydraulisches System gilt als dicht, wenn der Druckabfall im System kleiner als 2 % des Messwertes in einer halben Stunde ist (in Anlehnung an die Definition technische Dichtheit aus Technische Regeln Druckbehälter (TRB).

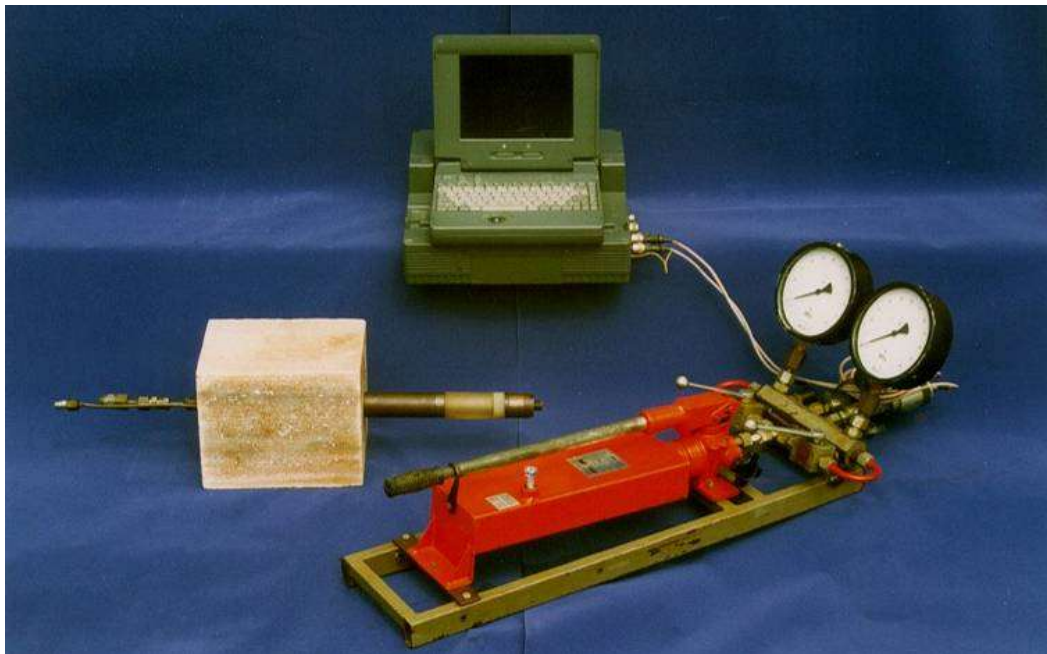


Abb. 5-6. Frac-Equipment des Instituts für Gebirgsmechanik Leipzig bestehend aus Zweikreis-Doppelpacker-Sonde, Handpumpe und Datenerfassung.

Durch Untersuchungen zur räumlichen Lage von Fracrissen, die im Rahmen eines BMBF-Auftrages vom IfG Leipzig in Zusammenarbeit mit der Fa. GMuG, Ober-Mörlen, durchgeführt wurden (SALZER et al. 1995), konnte nachgewiesen werden, dass sich die Rissebene in ausreichender Entfernung zum Messbohrloch immer senkrecht zur minimalen Hauptspannung im Gebirge ausrichtet, so dass der angezeigte Ruhedruck dieser Hauptspannungskomponente entspricht. Dies bestätigt die aus langjährigen Erfahrungen des IfG Leipzig bei Labor- und *in-situ*-Messungen gewonnene Erkenntnis, dass mit diesem Messverfahren im Salzgestein lediglich die minimale Hauptnormalspannung ermittelt werden kann.

Die vom IfG Leipzig zu Fracversuchen in der Wetterstrecke Teutschenthal verwendete Messapparatur (42 mm Sonde) besteht im Wesentlichen aus folgenden Baugruppen (Abb. 5-6):

- Doppelpacker-Frac-Sonde mit Zweikreisssystem, Durchmesser 42 mm (die Abdichtung des Prüfraumes erfolgt durch zwei hydraulisch-gespannte Elastomerpacker);
- Handkolbenpumpe mit Pumpvolumen von: 4 cm³/Hub und 1 cm³/Hub;
- Druckaufnehmer mit einem Messbereich von 0...20 bar, 0...200 bar, 0...600 bar bzw. 0...1000 bar (je nach Anforderung);
- getrennte Frac- und Packerleitungen;
- Rechnergestützte Messwerterfassungseinrichtung (Datenwandler, Datenlogger).

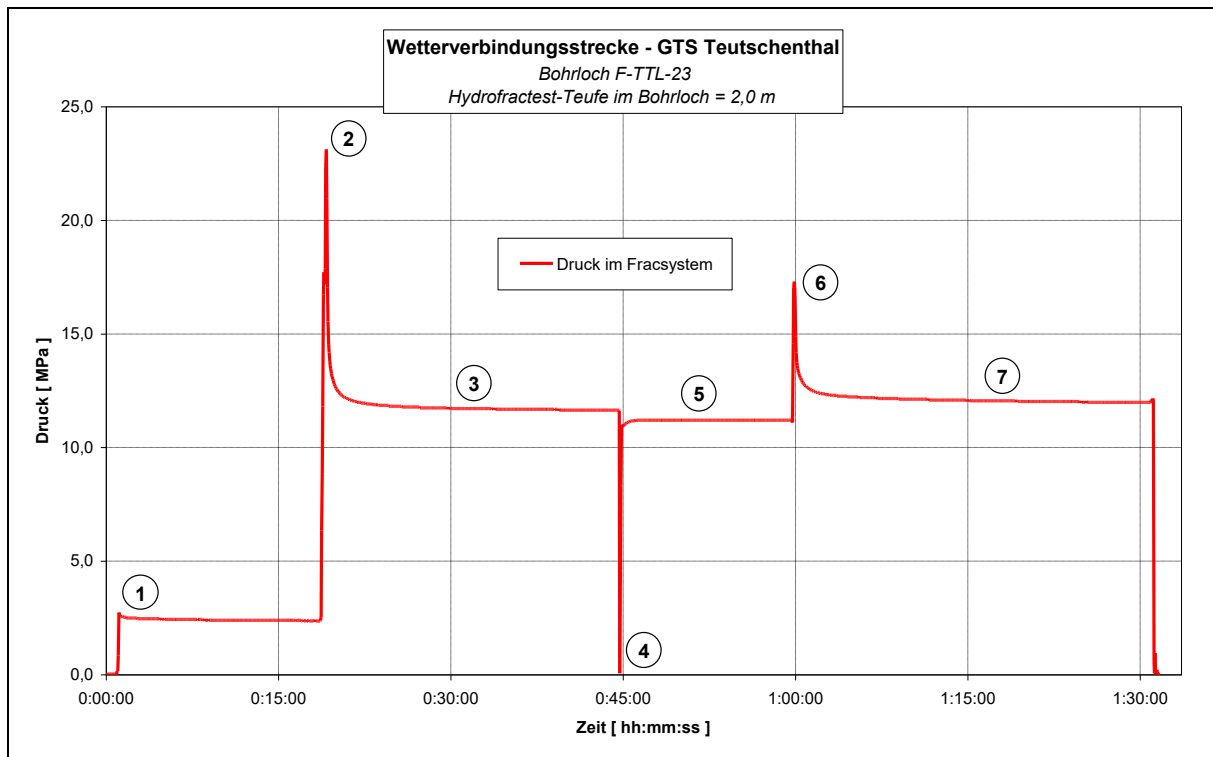


Abb. 5-7. Versuchsregime (Druck/Zeit-Verlauf) eines Hydrofrac-Tests mit Refrac: Bohrloch 23 - 2,0m Bohrlochtiefe.

Als Versuchsablauf bei der Durchführung von hydraulischen Aufreißversuchen im Salzgestein hat sich folgendes Regime in zahlreichen Versuchen als zweckmäßig erwiesen:

- (1) Dichtheitstest zur Überprüfung der primären Dichtheit des Systems – standardmäßig ca. 15 min (für die Durchführung der Permtests ist diese Phase entsprechend verlängert)
- (2) Druckerhöhung bis zum Aufreißen (*Frac*) des abgepackerten Bohrlochabschnittes
- (3) Beobachtung des Druckabfalls – ca. 30 min
- (4) Entspannung des Systems
- (5) Dichtheitstest bei etwa 90 % des Endwertes der Druckabfallkurve (sekundäre Dichtheit) – ca. 15 min
- (6) erneutes Aufreißen und Risserweiterung (*Refrac*) – 30 min
- (7) Beobachtung des Druckabfalls – ca. 30 min

In Abb. 5-7 ist ein typischer Frac-Refrac-Verlauf der durchgeführten Versuchsserie mit seinen entscheidenden Phasen (1 bis 7) während des „hydraulic fracturing“ dargestellt.

Die Zeitdauer der Versuche wird im Wesentlichen durch die geologischen Bedingungen bestimmt (Homogenität des Salzgesteins, kristalliner Aufbau, Permeationsverhalten). Entsprechend der typischen Druckverläufe für den zweiten Teil des Versuches (Dichtheitstest und Refrac), wird die minimale Hauptspannung von zwei Seiten eingegrenzt:

1. Untere Einhüllende: Druckkonstanz bei etwa 90 % der ersten Druckabfallkurve (5);
2. Obere Einhüllende: Ruhedruck nach vorher genanntem Kriterium (7).

Die minimale Hauptspannung wird aus den Endwerten der Dichtheits- und Druckabfallkurven gemittelt.

Der Dichtheitsnachweis bei ca. 90 % des Endwertes der Druckabfallkurve des Fracversuches beschreibt den Druck im Fracsystem, bei dem der durch den Frac erzeugte Riss im Gebirge nach Beobachtung des Druckabfalls und nach völliger Entlastung nicht wieder geöffnet werden kann. Eine Vergrößerung der Rissfläche ist in jedem Fall durch Druckverlust im System zu erkennen.

5.1.4.2 Ergebnisse der Spannungssondierungen mittels „hydraulic fracturing“

Zur Bestimmung des wirkenden Einspannungszustandes des Salzgebirges von der aufgelockerten Hohlraumkontur bis ins Unverritzte wurde jeweils pro Bohrung ein vollständiges Teufenprofil mit 5 Messpunkten in folgenden Konturabständen vermessen⁴: ca. 2,00 m (Zone 1), ca. 5,00 m (Zone 2), ca. 8,35 m (Zone 3), ca. 11,35 m (Zone 4) und ca. 14,5 m (Zone 5). Von den durchgeführten Messungen waren 86 verwertbar. Die Ergebnisse der Einzelmessungen sind in Anlage 5.6 getrennt für die verschiedenen Bohrungen tabellarisch dargestellt.

In der Auswertung der teufenabhängigen Einzelmessungen (Abb. 5-8) wird deutlich, dass die Minimalspannungen mit wachsender Bohrlochteufe zunehmen, und zwischen 4 und 8 m Teufe ein bohrlochspezifisches Maximum bzw. Plateau erreichen. Dies entspricht der Ausdehnung der entspannten Zone als Folge der Streckenauffahrung, wobei der mit einem mittleren Wert von ca. 16 MPa abgeschätzte lithostatische Teufendruck in Bohrungen, die über dem ehemaligen Ostfeld liegen, nicht erreicht wird.

In Anlage 5.7 ist der Verlauf der minimalen Einspannung entlang der untersuchten Wetterstreckenprofils separiert nach den verschiedenen Zonen zusammengestellt. Im Ergebnis zeigt sich eine starke Streuung der verschiedenen Bohrungen, die aber offenbar mit dem darunter befindlichem Grubengebäude korreliert ist.

⁴ Der Öldruck wird dabei in einem abgepackten Bohrlochintervall von ca. 10 cm Länge aufgebracht. Als Bezugspunkt wird jeweils die Mitte des Frac-Intervalls angegeben.

Für die detaillierte Bewertung der lateralen Spannungsvariation ist in Abb. 5-9 der Verlauf der minimalen Einspannung über das komplette W-E Profil in einer Bohrlochtiefe von 5,00 m (Zone 2) exemplarisch dargestellt.

Eine – im Zentralbereich oberhalb des Bruchfeldes – ausgeprägte Zone mit Einspannungen deutlich unterhalb des Teufendruckes, d.h. bis zu $\sigma_{\min} \geq 8 \text{ MPa}$ ist offensichtlich. Sie resultiert hauptsächlich aus der durch den Gebirgsschlag hervorgerufenen Entspannung über dem Bruchfeld.

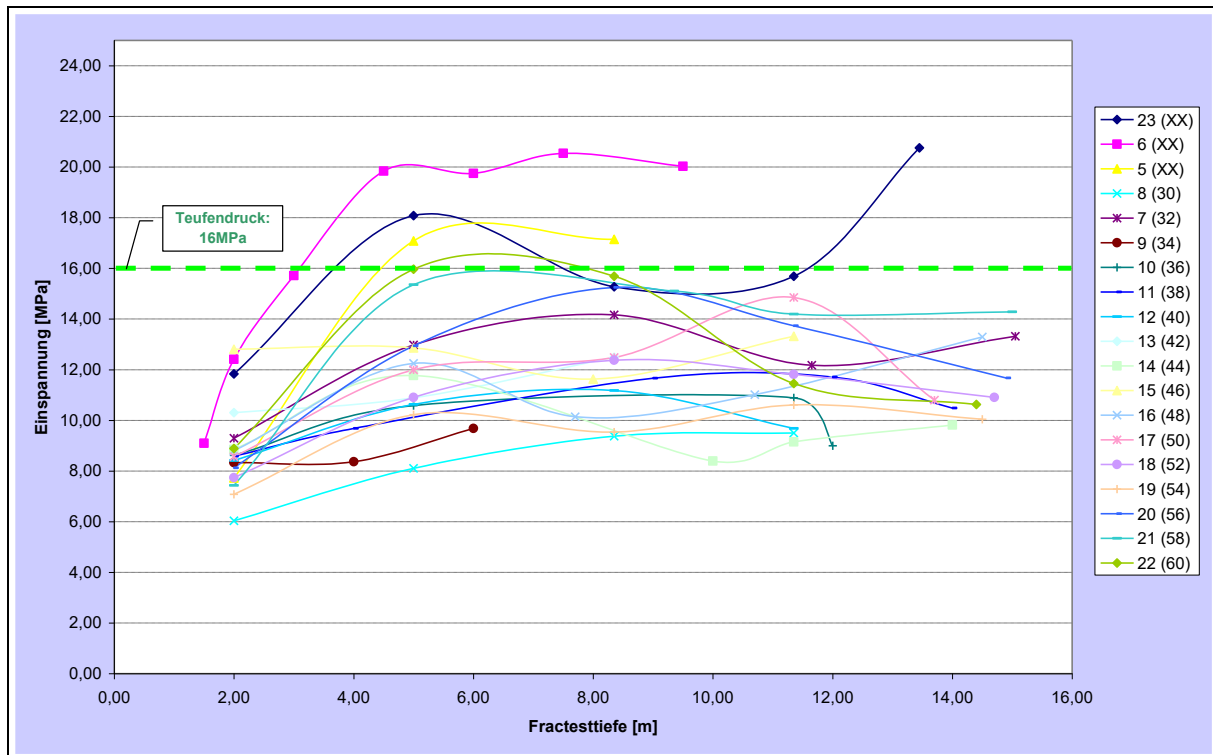


Abb. 5-8. Verlauf der minimalen Hauptspannung in verschiedenen Frac-Bohrlöchern über der Bohrlochtiefe.

Die westliche und östliche Bruchfeldbegrenzung werden deutlich detektiert. Zudem zeigen sich lokale „Tiefs“ im Bereich starker Unterbauung (um F-TTL-19 sowie F-TTL-8 und 9) sowie lokaler „Hochs“ (F-TTL-15) in Bereichen mit geringer Unterbauung. Außerhalb des Bruchfeldes kommt man offensichtlich in Minimalspannungsbereiche, die dem Teufendruck entsprechen. Ein lokales „Hoch“ im Osten im Bereich von F-TTL-5 und 23 lässt sich durch typische Spannungshochs im Randbereich von Pfeilern / unverritzten Bereichen (Abbauvorfeld) erklären.

Diese Einschätzung wird bei Betrachtung der übrigen Zonen 3 (8,35 m), 4 (11,35 m) und 5 (14,5 m), die in Anlage 5.7 jeweils als Einzeldiagramme gezeigt werden, bestätigt. Lediglich Zone 1 (Versuche in 2,00 m Bohrlochtiefe) weist eine sehr diffuse Streuung aus, die durch den Hohlraum-bedingten Einfluss der Wetterstrecke erklärbar ist.

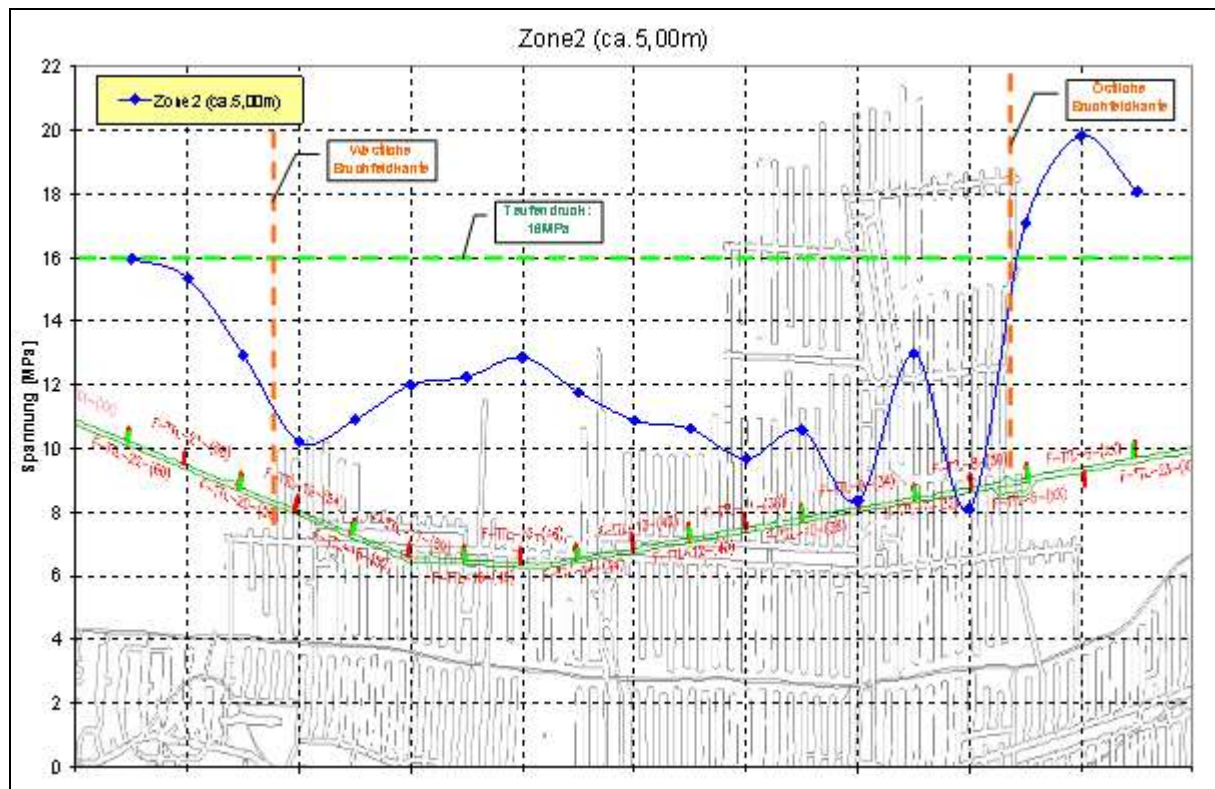


Abb. 5-9. Verlauf der minimalen Einspannung für den untersuchten W-E-Profilsschnitt entlang der neuen Wetterstrecke über dem Bruchfeld (Messungen bei 5,00 m Fracteuße im Bohrloch).

Insgesamt kann damit bzgl. der Fragestellung „Spannungszustand in der Steinsalzbarriere“ ca. 12 Jahre nach dem Gebirgsschlag festgehalten werden, dass die gemessenen Einspannungen außerhalb der aufgelockerten Konturzone um die Wetterstrecke, die lokationsabhängig zwischen 4 und 8 m liegt, deutlich höher sind, als durch Modellrechnungen für den Spannungszustand Sekunden nach dem Gebirgsschlag (Abb. 5-49) infolge der dabei stattfindenden Entlastung ausgewiesen wurden.

Die beim Kollaps des Ostfeldes eingetretene Entspannung mit großen Deviatoren im Bereich über den Abbaurändern sind infolge der viskosen Eigenschaften der hangenden Steinsalzbarriere in Übereinstimmung mit Kriechrechnungen nach dem Gebirgsschlag wieder reduziert worden (Abb. 5-54).

Unabhängig davon ist eine bleibende großflächig entlastete Zone über dem zusammengebrochenen Ostfeld im Ergebnis der durchgeführten in situ Messungen offensichtlich. Unterschiede in der individuell vorliegenden Minimalspannung resultieren aus der darunter liegenden Hohlraumverteilung und dem Zerstörungsgrad der Pfeiler.

5.1.5 Hydraulische Integrität der Leine-Steinsalzbarriere

5.1.5.1 Vorbemerkung

Als Grundlage einer hydraulisch-mechanischen Sicherheitsanalyse einer Untertagedeponie sind die geohydraulischen Rahmenbedingungen eines möglichen Stofftransports insbesondere durch das umgebende Wirtsgestein, z. B. mit potentiellen Wegsamkeiten über lithologische Inhomogenitäten oder Klüfte im Nah- und Fernfeld („geologische Barriere“) zu bewerten. Basis der Bewertung möglicher Strömungsprozesse im Nah- und Fernfeld einer Deponie sind *in-situ*-Messungen, die in mit speziellen Bohrlochpackerausrüstungen (2fach-, 4fach- oder Vollabschlusspacker) abgedichteten Bohrlöchern je nach Versuchsart mit verschiedenen Fluiden (Gas/Flüssigkeit) Druckimpuls- oder quasi-stationäre Tests (z. B. konstanter Druck oder konstante Injektionsraten) durchgeführt werden. Während des Feldversuchs werden im zeitlichen Verlauf die Änderung des Druckes und/oder der Fluidinjektionsraten gemessen.

Für die Ermittlung der Permeabilität aus den während des Impulstests aufgezeichneten Messgrößen kommen je nach Bearbeitern unterschiedliche Verfahren zur Anwendung:

- analytische Auswerteverfahren, basierend auf einem radialsymmetrischen Abströmprozess: **r-Geometrie**. Die Grenzbedingung Reichweite ergibt sich proportional zum Druckabfall im Bohrloch über das schrittweise Aufsättigen der vorliegenden Porosität. Am IfG wird für die Auswertung von Kurzzeittests (bis zu einer Dauer von ca. 48h) routinemäßig das Verfahren KAMLOT/SCHREINER (für Details s. KAMLOT, 2009) eingesetzt. Darüber hinaus erlaubt die Simulation von Modelldruckabfallkurven über den Vergleich mit den gemessenen Daten die grobe Eingrenzung des im Gebirge vorliegenden Permeabilitätsniveaus.
- numerische Rechenverfahren, bei denen die zeitliche Entwicklung des Druckes im Bohrloch, die Stoffdaten des verwendeten Messfluides und die geometrische Versuchskonfiguration die Grundlage zur Bestimmung der Gaspermeabilität über die Lösung der Umkehraufgabe der rotations-symmetrischen zweidimensionalen Strömung und der Parameteridentifikation bilden. Zur Auswertung von Druckmessungen in definierten Hohlräumen und Bohrlochanordnungen wird das gesamte zu untersuchende Gebiet einschließlich der Bohrung in Bilanzelemente (Zellen) unterteilt. Diese Raum-Diskretisierung erfolgt aufgrund der axialen Bohrlochsymmetrie mit Ebenen normal zur z-Achse und mit Kreiszylindern um die z-Achse, wobei die Größe und Zahl der Zellen der Geometrie der Versuchsanordnung angepasst ist: **r-z-Geometrie**.
 - Von der Arbeitsgruppe HÄFNER (BA Freiberg) ist seit den 90er Jahren im Rahmen eines BMBF-Forschungsvorhabens ein entsprechendes numerisches Rechenprogramm entwickelt worden (z.B. VOIGT et al., 2002), das in zahlreichen Vorhaben erfolgreich eingesetzt worden ist.
 - Am IfG werden entsprechende Modellrechnungen mittels FLAC durchgeführt, das die zur Beschreibung von Ein- oder Mehr-Phasenströmungsprozessen notwendigen Lösungsverfahren als eigenes Modul beinhaltet.

Anzumerken ist, dass numerische gegenüber analytischen Verfahren eine sehr viel differenziertere Behandlung der zu beschreibenden Fluidausbreitung ermöglichen. Dabei wird unabhängig von der Arbeitsgruppe bzw. den eingesetzten Lösungsansätzen für die Ausbreitung des Messfluids immer ein räumliches Modell postuliert, das z. B. durch mehrere Materialschichten mit unterschiedlichen Permeabilitäts- und/oder Porositätswerten abgebildet werden kann. Voraussetzung ist ebenfalls die Annahme von Fließprozessen nach Darcy mit Einphasenströmung für einen homogenen Ausbreitungsbereich.

Unabhängig davon ist bezüglich der aus Pulstests erhaltenen Durchlässigkeitskennwerte festzuhalten, dass es sich bei der für die Abschätzung der Permeabilität eingesetzten Auswertemethodik immer um ein indirektes Verfahren handelt, das auf bestimmten Modellannahmen basiert. Diese beinhalten gegenüber der Realität Vereinfachungen und hängen unmittelbar von den Erfahrungen und Einschätzungen der Bearbeiter ab.

Im Folgenden werden sowohl Ergebnisse aus Kurzzeitmessungen (ca. 24h) mit Zweifach-Packeranordnungen unter Verwendung von Hydrauliköl als Fluidmedium, die entlang des Untersuchungsprofils ausgeführt wurden, sowie Ergebnisse aus zwei integralen Langzeitmessungen vorgestellt, bei denen ein größeres Gesteinsvolumen über eine lange Bohrung mit gesättigter Salzlösung druckbeaufschlagt wird. Auf Basis dieser einander ergänzenden Messungen wird eine Bewertung der hydraulischen Barrierenintegrität abgeleitet.

5.1.5.2 Kurzzeittest Gebirgspermeabilität

➤ Durchführung / Auswertemethodik

Für die Bestimmung der Gebirgspermeabilität im aufgelockerten Gebirge mit Permeabilitäten $> 10^{-20} \text{ m}^2$ führt das IfG routinemäßig Kurzzeittests (Dauer Einzelmessung: max. 48h) durch. Hierfür wird die Hydrofrac-Sonde als Zweifachpackersonde für Bohrlochdurchmesser von 42 mm eingesetzt, die in Abschnitt 5.1.4.1 beschrieben wurde. Dies hat den Vorteil, dass mit nur einer Messsonde sowohl Permeabilitätsmessungen als auch – im Anschluss an diese – Fracversuche durchgeführt werden können, ohne die Versuchs-/Messapparatur zu verändern/demontieren.

Die Permeabilitätsuntersuchungen werden als Druckstoßtests durchgeführt, wobei ein bzgl. der Viskosität von Salzlösungen vergleichbares niedrigviskoses Hydrauliköl (Viskosität $4 \text{ MPa}\cdot\text{s}$) verwendet wird. Nach dem Dichtheitsnachweis des technischen Systems (im Prüfrohr) und Setzen der Packer (Wartezeit ca. 1h) wird im abgepackerten Prüfraum der Fluidruck schnell auf einen Wert unterhalb der minimalen Druckeinspannung erhöht und, nach Absperren der Druckleitung, als Shut-In-Phase der Druckabfall über einen längeren Zeitraum beobachtet (Abb. 5-10).

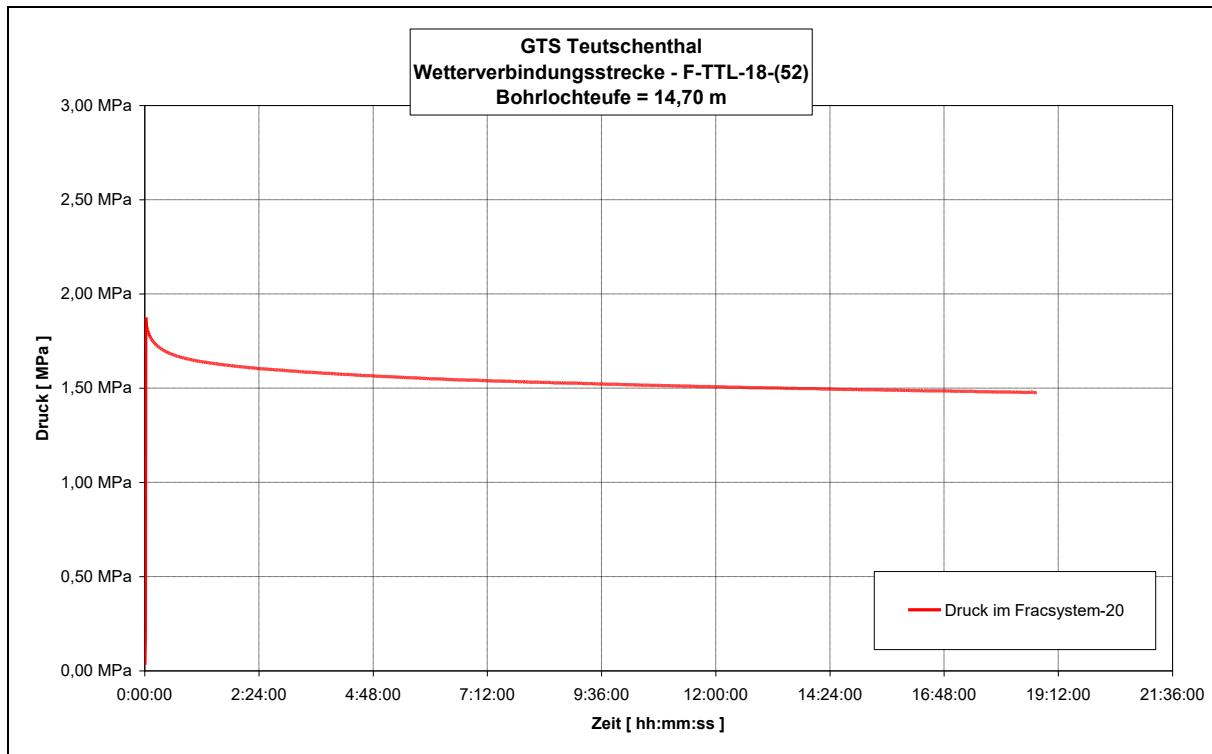


Abb. 5-10. Beispiel eines Druckstoßtests mit anschließendem Druckabfall.

Die analytische Auswertung des Druckstoßtests basiert auf der Vorstellung, dass es im abgeschlossenen Druckintervall unter der Voraussetzung der technischen Dichtheit der Anlage bei gegebener Packerfunktion nur dann zu einem Druckabfall kommen kann, wenn sich das Fluid in den zugänglichen Poren (effektiver Porenraum) des druckbeaufschlagten Untersuchungsbereiches ausbreitet, also eine Permeation stattfindet. Zur Auswertung wird von der stationären axialsymmetrischen Strömung entlang des Prüfintervals H ausgegangen:

$$Q = \frac{K}{\mu} \cdot 2\pi H \cdot \frac{\Delta p}{\ln \frac{r_a}{r_i}} \quad (5-1)$$

mit Q = konstante Injektionsrate im stationären Zustand, K = integrale Permeabilität in der injizierten Gesteinsschicht, μ = dynamische Viskosität des injizierten Hydrauliköls mit 4 MPa·s, H = Höhe des Prüfintervals mit 0,25 m, Δp = Abströmwiderstand im stationären Zustand, r_a = äußerer Radius der Injektionsfront, r_i = Bohrlochradius

Es gelten die Randbedingungen $r = r_i \rightarrow p = p_i = \Delta p$ sowie $r = r_a \rightarrow p = 0$.

Die Gleichung (5-1), welche den axialsymmetrischen stationären Strom mit einer Volumenrate Q bei konstanter Druckdifferenz Δp zwischen r_i und r_a über H repräsentiert, wird im Folgenden für den instationären Druckabfall $p(t)$ der Shut-In-Phase in Verbindung mit einer nachlassenden Injektionsrate $Q(t)$ verwendet. Dabei gelten $r_a = r_i + r(t)$ und eine Permeation gleichfalls über H . Die Auflösung von Gleichung (5-1) nach dem Druck liefert

$$p(t) = \frac{Q(t)}{2\pi H} \cdot \frac{\mu}{K} \cdot \ln\left(1 + \frac{r(t)}{r_i}\right) \quad (5-2)$$

Die beim Druckabfall $p(t)$ in den für das Fluid zugänglichen und zusammenhängenden Porenraum (ein Abströmen über die Packer wird nicht betrachtet) abströmende Fluidmenge V_ϕ füllt unter der Annahme einer vollständigen Sättigung zwischen r_i und r_a das Volumen

$$V_\phi = \pi \cdot (r_a^2 - r_i^2) \cdot H \cdot \phi \quad (5-3)$$

Die Gleichung (5-3) lässt sich umstellen nach

$$1 + \frac{r}{r_i} = \sqrt{1 + \frac{V_\phi}{\pi \cdot H \cdot \phi \cdot r_i^2}} \quad (5-4)$$

Die Parameter r und V_ϕ sind zeitabhängig und nach dem Einsetzen von (5-4) in (5-2) erhält man

$$p(t) = \frac{Q(t)}{2\pi H} \cdot \frac{\mu}{K} \cdot \ln\left(\sqrt{1 + \frac{V_\phi(t)}{\pi \cdot H \cdot \phi \cdot r_i^2}}\right) \quad (5-5)$$

Mit dem Druckabfall $p(t)$ kommt es zu einem zeitabhängigen Volumenstrom $Q(t)$ in den Porenraum $V_\phi(t)$. Das in die Poren strömende Fluidvolumen $V_\phi(t)$ entspricht dem Volumenverlust $V(t)$ im Druckraum und der Volumenstrom $Q(t)$ der Ableitung $\dot{V}(t)$. Es gelten:

$$V_\phi(t) = V(t) = (p_0 - p(t)) \frac{V_0}{K_S} \quad (5-6)$$

$$Q(t) = \dot{V}(t) = -\dot{p}(t) \frac{V_0}{K_S} \quad (5-7)$$

Das Ausgangsvolumen V_0 im Druckraum zu Beginn der Shut-In-Phase mit p_0 umfasst auch das Hydrauliköl in den Druckleitungen und wird in Abhängigkeit von der Leitungslänge berücksichtigt.

Zur Bestimmung der Systemsteifigkeit als Grundvoraussetzung zur Bestimmung der Permeabilität wird nach Beendigung des Druckstoßtests, in einem weiteren Versuchsregime das Bohrloch mit konstanten Fluidinjektionsraten druckbeaufschlagt, wobei sich ratenabhängig ein Druckanstieg ergibt (Abb. 5-11). Hierfür wird eine Membrandosierpumpe der Fa. LEWA (LEWA lab®-Dosierpumpe Baureihe K3) verwendet, die kleinste Injektionsraten bis zu 0,1 ml/h erlaubt.

Wie aus Abb. 5-11 ersichtlich ist, tritt bei kleinen Injektionsraten kein Druckanstieg mehr auf bzw. in einzelnen Fällen kommt es sogar zu einem Druckabfall. Dies bedeutet, dass die inji-

zierte Fluidmenge gleich bzw. kleiner ist, als das was bei diesem Druckniveau ins Gebirge abströmt. Dieser Effekt kann ebenfalls unter Annahme quasi stationärer Ausbreitungsprozesse auf Basis analytischer Lösungsansätze (z.B. „Brunnenformel“) zumindest zur Abschätzung der vorliegenden Permeabilität genutzt werden.

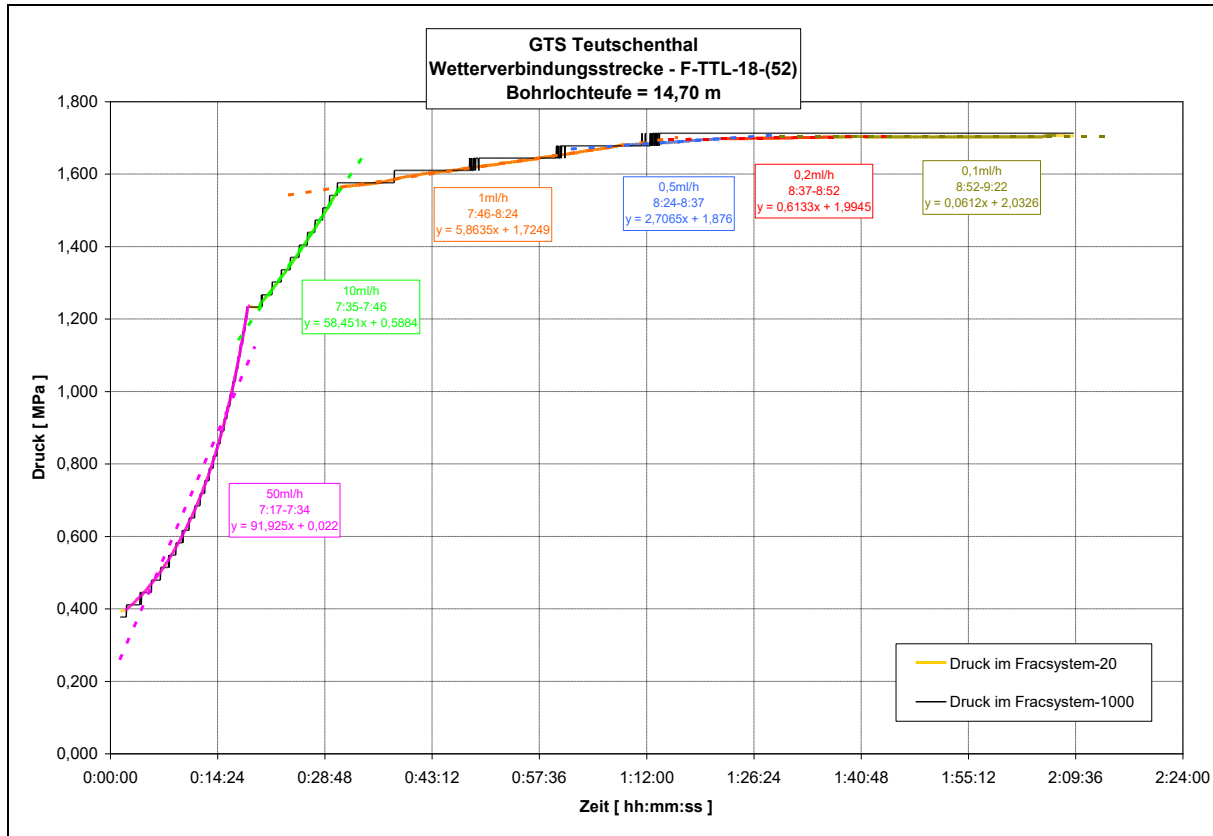


Abb. 5-11. Charakteristischer Druck-Zeitverlauf eines mehrstufigen Konstantraten-Injektionsversuches zur Bestimmung der Systemsteifigkeit sowie stationärer Injektion mittels Hochdruckmembranpumpe – Messung F-TTL-18 (52): Bohrlochteufe 14,70 m.

Die Systemsteifigkeit K_S entspricht dem Kehrwert der Systemkompressibilität.

Durch Einsetzen von (5-6) und (5-7) in (5-5) (das negative Vorzeichen in (5-7) fällt weg, da der Druckabfall aus einem zunehmenden Volumenstrom in den Porenraum über H resultiert, der einem gleichwertigen abnehmenden Volumenstrom aus dem Druckintervall entspricht) und Umstellung nach $\dot{p}(t)$ erhält man die Modellfunktion

$$\dot{p}_{\text{Modell}}(t) = \frac{4 \cdot \pi \cdot H \cdot K_S}{V_0} \cdot \frac{K}{\mu} \cdot \frac{p(t)}{\ln \left[1 + (p_0 - p(t)) \cdot \frac{V_0}{\phi \cdot \pi \cdot H \cdot K_S \cdot r_i^2} \right]} \quad (5-8)$$

Die praktische Ermittlung der Permeabilität K und Porosität ϕ erfolgt mittels numerischer Kurvenanpassungen (z.B. mit „TableCurve™“) in folgenden Schritten:

- Suche einer (möglichst einfachen und differenzierbaren) Fitfunktion $p_{\text{Fit}}(t)$ für den gemessenen instationären Druckabfall $p(t)$ mit einem Korrelationskoeffizienten von mindestens 95 %
- Berechnung der Ableitung $\dot{p}_{\text{Fit}}(t)$
- Ersetzen von $p(t)$ in der Modellfunktion durch $p_{\text{Fit}}(t)$
- Festlegung eines Suchintervalls für p_0 mit einer Abweichung von ± 20 % des gemessenen Startwertes der Druckabfallkurve. Die Freigabe von p_0 ist für die Kurvenanpassung der Modellfunktion notwendig, um einen möglichst guten Fit für die Gesamtkurve zu erhalten.
- Suche der Parameter K und ϕ mittels Anpassung der Modellfunktion $\dot{p}_{\text{Modell}}(t)$ an $\dot{p}_{\text{Fit}}(t)$ bis zu einem Korrelationskoeffizienten von mindestens 90 % in mehreren Durchläufen. Dabei muss ein funktionaler Zusammenhang $K = f(\phi)$ erfüllt sein, der aus Literaturrecherchen oder eigenen Untersuchungen abgeleitet wird. Soweit vorliegend, z. B. für Steinsalz aus POPP (2002), wird $K = f(\phi)$ einer minimalen Druckeinspannung σ_{min} zugeordnet.

Für den Versuch müssen folgende Voraussetzungen gelten:

- Konstante Permeabilität k und Porosität ϕ während der Messung.
- Das Drucksystem ist nach außen geschlossen.
- Die Steifigkeit des druckbeaufschlagten Systems (Fluid, penetrierter Konturbereich und Equipment einschließlich aller Leitungen und der Packer) K_S ist bekannt.

➤ **Ergebnisse**

Zur Bestimmung der Gebirgspermeabilität wurden die Pulstests analog zur vorher beschriebenen Methodik jeweils im Bohrlochtiefsten mit anschließenden Konstantrateninjektionstests zur Bestimmung der Systemkompressibilität durchgeführt. Da die Tests immer über Nacht stattfanden, umfasst die Beobachtungszeit jeweils etwa 18h.

Die auf Basis der im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Auswerteverfahren ermittelten Versuchsergebnisse sind in der Anlage 5-19 tabellarisch zusammengestellt.

Wie in Abb. 5-12 dargestellt, streuen die Permeabilitätswerte innerhalb einer Bandbreite von $3 \cdot 10^{-20}$ bis $9 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$, also innerhalb eines Bereiches, der bereits einem hydraulisch sehr dichtem Material entspricht. Allerdings zeigen diese Ergebnisse die Grenzen des hier als Sondierverfahren eingesetzten Kurzzeitpermtests mittels Öl auf. Infolge der vergleichsweise hohen Viskosität (z. B. zu Gas) ist während der vergleichsweise kurzen Versuchszeit die Eindringtiefe des Messfluids mutmaßlich auf wenige mm der aufgelockerten Bohrlochkontur beschränkt. Insofern liefern die Kurzzeitmessungen zwar einen qualitativen Hinweis auf die Dichtheit der Salzbarriere, ein wirklich belastbarer Nachweis liegt damit noch nicht vor.

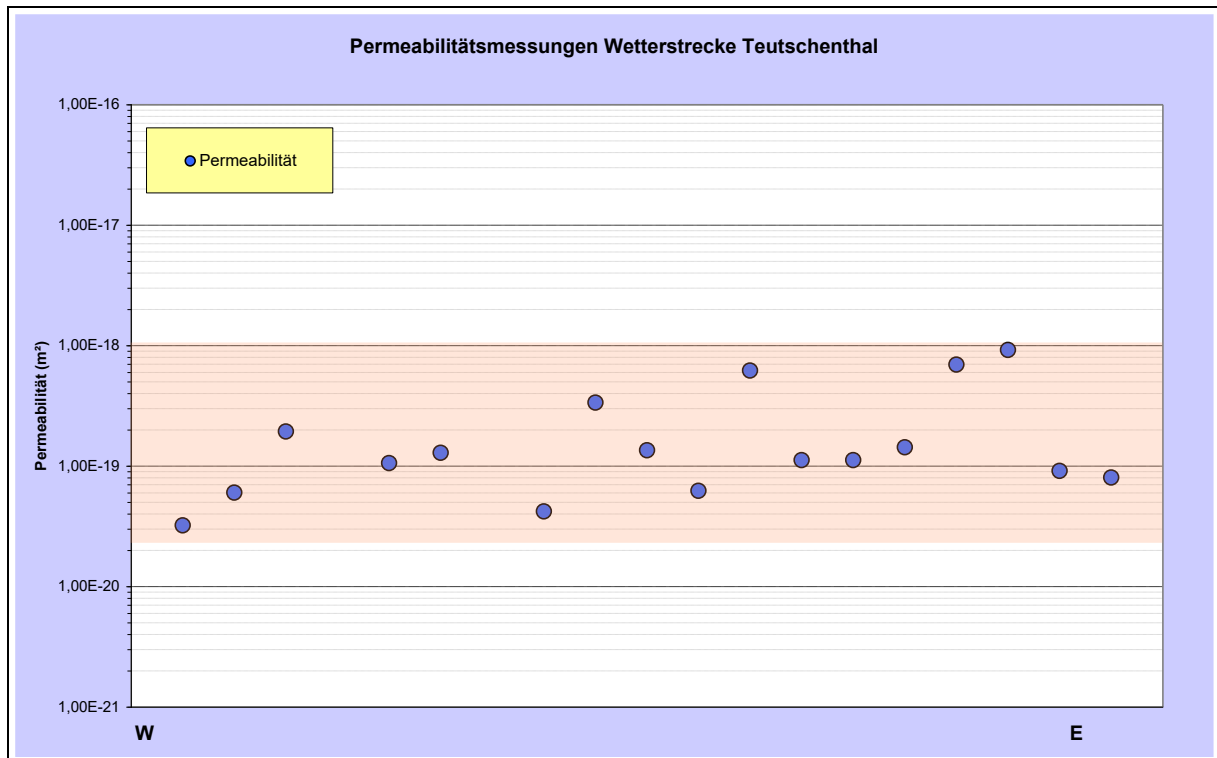


Abb. 5-12. Bandbreite der Permeabilitätswerte aller Bohrlöcher (von W nach E). Die Werte streuen im Bereich von $3 \cdot 10^{-20}$ bis $9 \cdot 10^{-19}$.

5.1.5.3 Integrale Lösungspermeabilität Leine-Steinsalz

Im Ergebnis der Permeabilitäts Sondierungen mittels Kurzzeittests wurde nachgewiesen, dass das in der Wetterstrecke angetroffene Steinsalz hydraulisch sehr dicht ist ($< 10^{-18} \text{ m}^2$) und über dem Bruchfeld keine Differenzierung bzgl. einer nachweislichen Schädigung erkennbar ist. Allerdings ist aufgrund des verwendeten Messfluids, d.h. Öl, die Auflösung der verwendeten Methode bei derart niedrig permeablen Salzgesteinen begrenzt. Zur Absicherung des Nachweises der Dichtheit des über dem Bruchfeld anstehenden Steinsalzes wurden deshalb integrale Langzeitdrucktests in zwei über dem Bruchfeld liegenden Bohrungen durchgeführt, wobei die dabei eingesetzte Messkonzeption sich bereits im Vorhaben CARLA bewährt hat (zur Lage der Bohrungen s. Anlage 5.1).

➤ Methodik / Versuchsdurchführung

Die Versuchskonzeption zielt auf die Bestimmung der Permeabilität eines großvolumigen unverritzten Gebirgsbereichs, wobei die Bohrung außerhalb der ALZ durch einen Packer abgedichtet wird und die dahinter liegende Sackbohrung mit Salzlösung (hier bis zu 9 m effektive Bohrlochlänge) integral druckbeaufschlagt wird (zu den Kenndaten s. Tab. 5-2). Die Versuchsanordnung mit dem verwendeten hydraulischen Einfachpacker ist in Abb. 5-13 dargestellt.

Während in der Bohrung F-TTL-8 mittels der 2-Fachpackersonde bereits punktuelle Perm- sowie Hydrofrac-Tests durchgeführt worden waren, wurde die Bohrung F-TTL-24 speziell als einfallende Bohrung für die Langzeitmessung erstellt (s. Anlage 5.5).

Die Bohrungen werden durch den außerhalb der ALZ bei ca. 6 m (die Festlegung erfolgte im Ergebnis der Hydro-Fracmessungen als max. Ausdehnung der entspannten Hohlraumkontur) gesetzten hydraulischen Packer abgedichtet. Zusätzlich wird zur Vermeidung einer Umströmung des nur über 100 mm wirksamen Packers sowie zur Verbesserung der Langzeitdichteigenschaften das dahinter liegende Bohrloch mit den darin befindlichen zwei Zuleitungen noch mit einem quellfähigen MgO-Bohrlochzement (MgO-Suspension mit MgCl_2 -Lsg.) verfüllt (Prinzip verlorener Packer). Während der ca. einjährigen Druckbeaufschlagung traten keinerlei Dichtprobleme auf, d.h. die Langzeitstabilität ist im Unterschied zu den konventionellen Mehrfachpackersystemen, die mechanisch versagen können, deutlich günstiger.

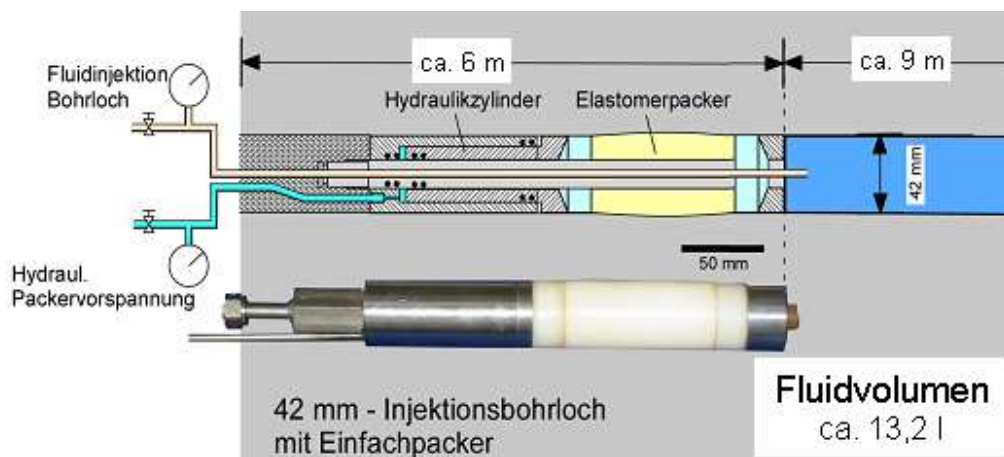


Abb. 5-13. Schematische Versuchsanordnung Messbohrung F-TTL-24.

Tab. 5-2. Kenndaten der Bohrungen zur integralen Permeabilitätsmessung des unverritzten Salzgesteins oberhalb des Bruchfeldes.

• F-TTL-8:	Messdauer	= 23.12.2008 – 01.12.2009
	Bohrlochlänge (m)	= 12,46
	Packerende (m)	= 6,1
	Durchmesser (m)	= 0,043
	Lösungsvolumen (m^3)	= 0,0092
• F-TTL-24:	Messdauer	= 23.04.2009 – 01.12.2009
	Bohrlochlänge (m)	= 15,32
	Packerende (m)	= 6,2
	Durchmesser (m)	= 0,043
	Lösungsvolumen (m^3)	= 0,0132
	Einfallen der Bohrung	= ca. 12,5°

Als Messfluid kam in beiden Bohrungen gesättigte Steinsalzlösungen (aus der Kaverne II im Grubenfeld Angersdorf) zum Einsatz, wobei zur Vermeidung von Dichtgehen der Zuleitungen

(infolge Auskristallisation) die eigentliche Druckbeaufschlagung mit Hydrauliköl über ein Ölpolster erfolgte. Während bei dem einfallenden Bohrloch F-TTL-24 der Packer einfach in das bis zum Mundloch mit Lösung gefüllte Bohrloch geschoben und dann verspannt wurde, erfolgte die Befüllung der horizontalen F-TTL-8-Bohrung über Vakuum. Hierfür wurde das bereits abgedichtete Bohrloch mittels einer Drehschieber-Vakuumpumpe (bis auf ca. 5 mbar) evakuiert und dann über einen Dreiwegehahn durch Zufießen der Lösung aus einem Vorratsgefäß befüllt. Dabei wurden rund 9l Lösung in die Bohrung eingebracht, wobei ein Restluftvolumen verblieb.

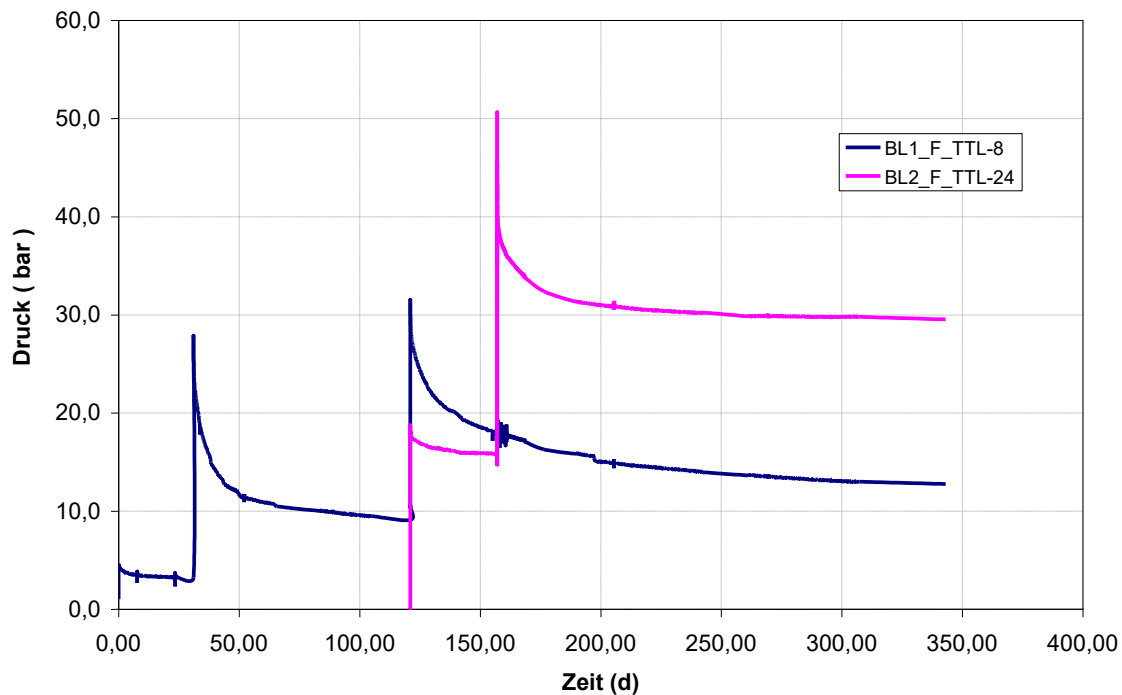


Abb. 5-14. Druck-Zeit-Regime in den Messbohrungen F-TTL-8 und F-TTL-24.

Die Versuchsregime beider Bohrungen umfassen mehrere Druckstufen, wobei über einen Beobachtungszeitraum von mehreren Wochen bis Monaten jeweils der Druckabfall beobachtet wurde (Tab. 5-3). Als Überblick ist der Druckverlauf für beide Bohrungen in Abb. 5-14 graphisch dargestellt. Insgesamt betrug die Dauer der Untersuchungen knapp ein Jahr.

Tab. 5-3. Druck/Zeit-Regime der Druckbeaufschlagung in den untersuchten Bohrungen

Datum	Messtag	p _{nominell} (bar) F-TTL-8	p _{nominell} (bar) F-TTL-24
23.12.2008	1	4,0	-
23.01.2009	31	27,7	-
23.04.2009	121	31,5	18,6
29.05.2009	157	(Druck nicht geändert)	50,0

Ende der Datenaufzeichnung: 01.12.2009 – Messtag 341

5.1.5.4 Auswertung / Ergebnisse - Lösungsspermeabilität Leine-Steinsalz

In der ersten Belastungsphase wurde die zur Erhöhung des Innendruckes benötigte Hydraulikölmenge ΔQ mittels eines Durchflussmessers bestimmt, um über den gemessenen Druck-Mengen-Verlauf der vergleichsweise schnellen Belastungsphase (ca. 1h von 0 bis 50 bar) die Steifigkeit des Systems Sole-Bohrloch-Packer abzuleiten (Abb. 5-15).

Die Steifigkeit S des Systems Bohrloch-Packer soll als Quotient von erzieltm Druckanstieg und verpresster Ölmenge definiert werden. Es gilt:

$$S = \Delta p / \Delta Q. \quad (5-9)$$

Aus dem Anstieg der linearen ΔQ - Δp - Kurve im Druckbereich von 15 bis 50 bar folgt eine Steifigkeit von ca. 0,15 MPa/ml, d.h. ein Druckabfall von ca. 1,5 bar entspricht später einer Volumenänderung von 1 ml.

Der Kompressionsmodul

$$K = V_0 \cdot S \quad (5-10)$$

folgt aus der Steifigkeit und dem abgepackerten Volumen.

Für den Kompressionsmodul K ergibt sich für das Bohrloch F-TTL-24 entsprechend ein Wert zu $K \approx 2,0$ GPa, der nach den Erfahrungswerten früherer Messungen des IfG an soleerfüllten Bohrungen einem sehr steifen Bohrloch entspricht. Für das bereits gefrachte Bohrloch F-TTL-8 zeigt sich, dass die Kompressibilität abhängig vom Innendruck zwischen 0,2 GPa ($p_i \approx 1$ MPa) und 1 GPa ($p_i \approx 3$ MPa) variiert und somit ein deutlich ungünstigeres Verhalten aufweist, wobei die druckabhängige Kompressibilität bei der anschließenden Auswertung berücksichtigt wurde.

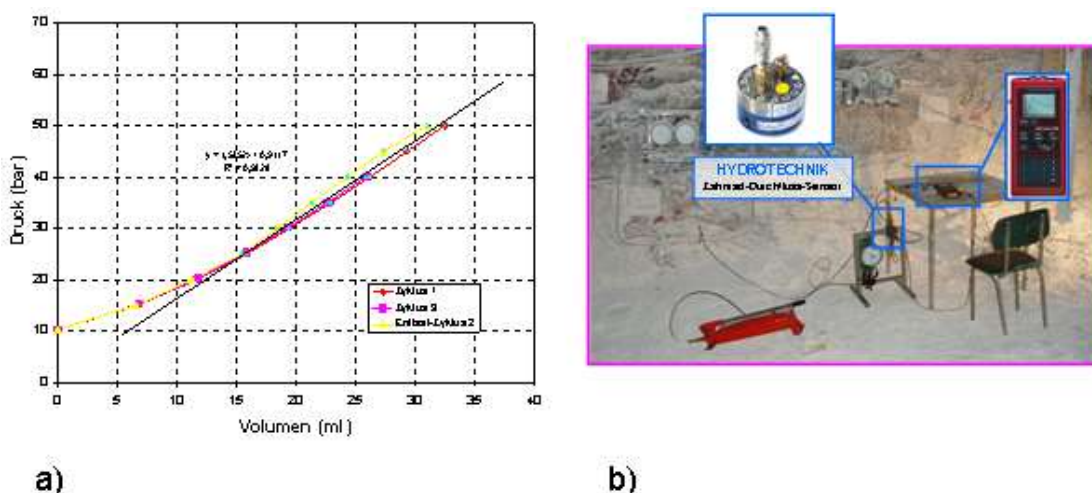


Abb. 5-15. Bestimmung der Bohrlochkompressibilität. (li.) Ergebnisse der Ölmengenmessung bei der Druckerhöhung in den Messbohrungen. (re.) eingesetztes Equipment.

Für die Bestimmung der hydraulischen Langzeitpermeabilität werden die Bohrungen durch Verpressen von Hydrauliköl stufenweise druckbeaufschlagt und danach jeweils zur Durchführung des Pulstests verschlossen.

Die danach gemessenen Druckabfallkurven zeigen in allen Druckstufen den typisch instationären Verlauf eines Pulstests mit einem Übergang von einem signifikanten zu einem quasi-stationärem Verhalten. Ausgehend von diesen Messkurven wurden für die Bestimmung der Permeabilität analog zu Kap. 5.1.5.1 sowohl analytische als auch numerische Auswerteverfahren eingesetzt.

Die Auswertung basiert auf der Vorstellung, dass es im abgeschlossenen Druckintervall unter der Voraussetzung der technischen Dichtheit der Anlage bei gegebener Packerfunktion nur dann zu einem Druckabfall kommen kann, wenn sich das Fluid in den zugänglichen Poren (effektiver Porenraum) des druckbeaufschlagten Untersuchungsbereiches ausbreitet, also eine auf der DARCY-Strömung in einem porösen Medium basierende Permeation stattfindet.

Für die numerische Auswertung der gemessenen Druckzeitverläufe wird das in dem Rechencode FLAC enthaltene Modul zur Modellierung der DARCY-Strömung in einem porösen Medium genutzt, womit gegenüber den analytischen Lösungsverfahren eine differenziertere Nachrechnung der gemessenen Druckabfallkurven möglich ist (Abb. 5-17).

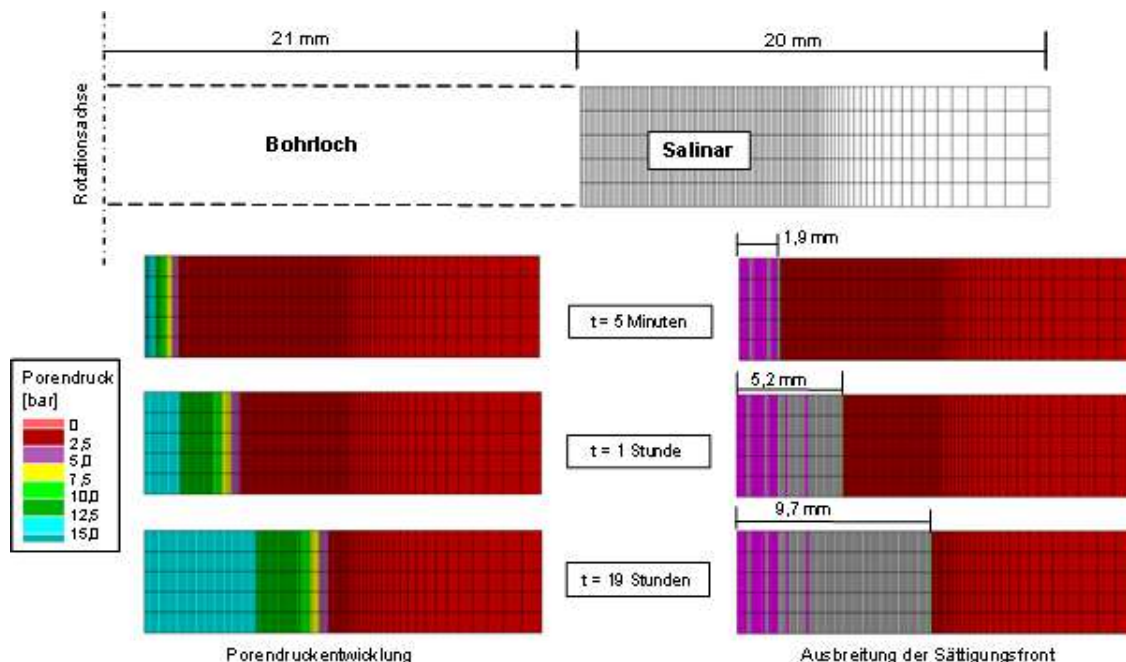


Abb. 5-16. FLAC-Modell und Anpassungsergebnis für einen Druckstoßtest.

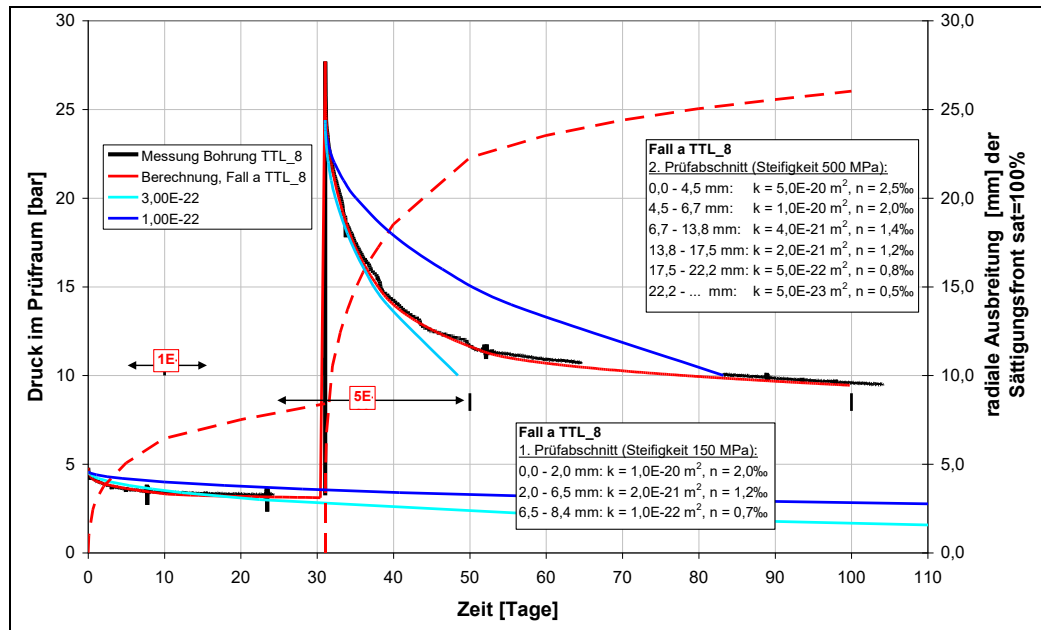


Abb. 5-17. Auswertung der gemessenen Druckabfallkurven Bohrung F-TTL-8 mittels analytischer Lösungsansätze (Berechnung von Modellkurven unter Annahme zweier Gebirgspereabilitäten von $1E-22 \text{ m}^2$ bzw. $3E-22 \text{ m}^2$) sowie des numerischen FLAC-Modells mit Zeitintervall-abhängiger Anpassung von Permeabilität und Porosität. Hinweis: mittels des Flac-Modells wird sowohl der Druckverlauf als auch die radiale Ausbreitung des Messfluids in die Bohrlochkontur zeitabhängig berechnet.

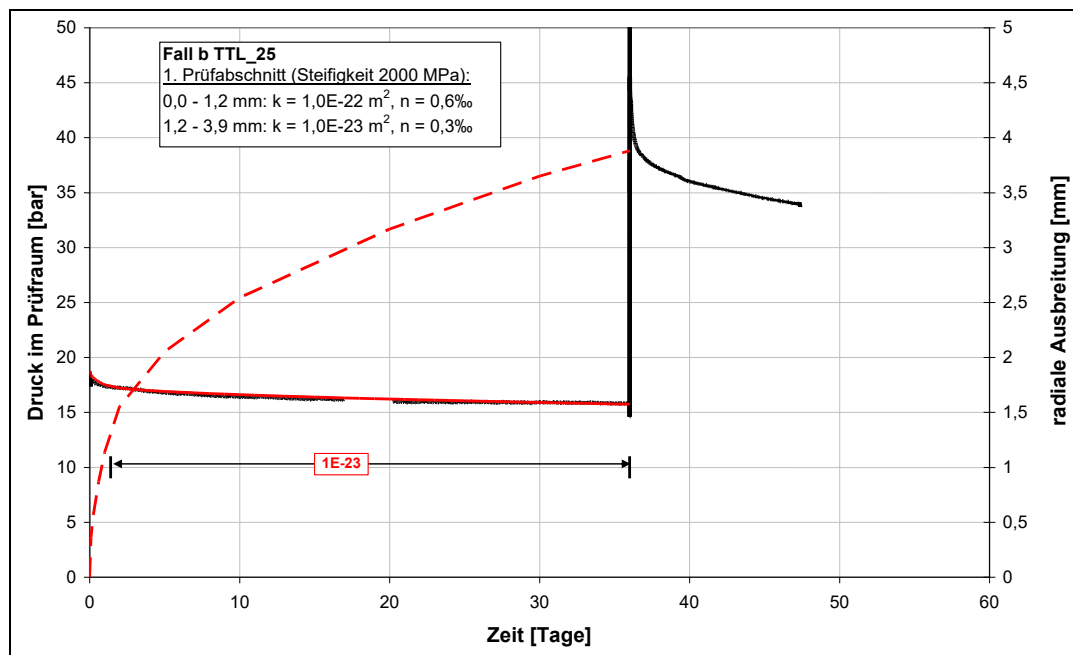


Abb. 5-18. Auswertung der gemessenen Druckabfallkurven Bohrung F-TTL-25 mittels des numerischen FLAC-Modells mit Zeitintervallabhängiger Anpassung von Permeabilität und Porosität. Hinweis: mittels des Flac-Modells wird sowohl der Druckverlauf als auch die radiale Ausbreitung des Messfluids in die Bohrlochkontur zeitabhängig berechnet.

Zur Verringerung der Rechenzeit und des Rechenmodells wird unter Annahme einer axial-symmetrischen Strömung normal zum Prüfabschnitt ein axialsymmetrisches Scheibenmodell genutzt (Abb. 5-16). Testrechnungen haben gezeigt, dass die Strömung in Richtung Bohr-

lochachse (Packerumströmung) bei den hier angetroffenen geringen Permeabilitäten sowie der Länge der 42mm-Bohrungen von 6 m bzw. 9 m vernachlässigbar ist. Im Bedarfsfall wäre aber auch dieser Effekt durch ein axialsymmetrisches Modell erfassbar, das auch die Situation längs der Rotationsachse abbildet.

Der Simulation dieser Versuche liegt zugrunde, dass das in das Gebirge abströmende Ölvolumen das Ausgangsvolumen V_0 im Druckraum mindert und so dort zum Absinken des Druckes führt, wobei V_0 zu Beginn der Shut-In-Phase mit p_0 auch das Hydrauliköl in den Druckleitungen umfasst und in Abhängigkeit von der Leitungslänge über die experimentell für jede Bohrlochkonfiguration bestimmte Systemkompressibilität berücksichtigt wird (vgl. Abb. 5-15). Weiterhin muss ein funktionaler Zusammenhang $K = f(\phi)$ angenommen werden, der aus Literaturrecherchen oder eigenen Untersuchungen ermittelt werden kann. Hier wurde der in Abb. 5-19 dargestellte Zusammenhang zugrunde gelegt, der für Steinsalz basierend auf POPP (2002), abgeleitet wurde.

In Abb. 5-17 sind beispielhaft für das Bohrloch F-TTL-8 für die bei nominell 4,8 bzw. 27,2 bar durchgeführten Druckstufen analytisch berechnete Modellkurven für die vorliegende Bohrlochkonfiguration unter Annahme radialer Ausbreitung des Messfluids dargestellt. Der Vergleich mit der im Feldversuch gemessenen Druckabfallkurve zeigt, dass die für die angesetzten Gebirgspermeabilitäten von $1E^{-22} \text{ m}^2$ bzw. $3E^{-22} \text{ m}^2$ resultierenden Modellkurven entweder unterhalb der Realkurve liegen oder diese schneiden.

Damit wird deutlich, dass die Annahme „einer“ homogenen Permeabilität für das gesamte Gebirge nicht gültig ist, sondern für eine optimale Nachrechnung der Druckabfallkurven, das Modell in mehrere Schalen unterteilt werden muss, in denen mit wachsendem Abstand zur Kontur des Bohrloches sinkende Permeabilitäten und Porositäten angenommen werden müssen. Mit größer werdender Versuchszeit dringt das Fluid immer tiefer in das Gebirge ein (Abb. 5-16). Daraus folgt, dass für die Bestimmung von Permeabilität und Porosität des vom Bohrloch unbeeinflussten Gebirges möglichst große Messzeiten erforderlich sind und die Permeabilitäten bzw. Porositäten für die tiefste Schale eine Abschätzung von oben für diese Größen im vom Bohrloch unbeeinflussten Gebirge darstellen.

Dieser Prozess ist in Abb. 5-17 und Abb. 5-18 beispielhaft als Kurvenverlauf der mit wachsender Zeit größer werdenden radialen Ausbreitung des Fluids um das Bohrloch herum als Resultat der Flac-Modellrechnungen dargestellt. Die der Berechnung zugrunde liegenden Modellparameter und Anpassungsergebnisse sind in der Anlage 5.10 für beide Bohrungen zusammengefasst.

Im Ergebnis zeigt sich eine hervorragende Übereinstimmung zwischen Messung und Modellresultat (dies gilt insbesondere für den Druckwechsel in Abb. 5-17), wobei die für die weiteste Eindringtiefe bestimmten Permeabilitäten mit $1E^{-23} \text{ m}^2$ (Porosität = 0,05%) für die Bohrung F-TTL-24 bzw. $5E^{-23} \text{ m}^2$ (Porosität = 0,05%) für die Bohrung F-TTL-8 sehr niedrig sind. Al-

lerdings ist die Eindringtiefe mit einer Größenordnung von wenigen cm sehr gering, d.h. das durchströmte Gebirgsvolumen ist nur klein. Unabhängig davon nimmt der Abströmwiderstand mit größer werdendem Konturabstand signifikant zu bzw. die Permeabilität deutlich ab.

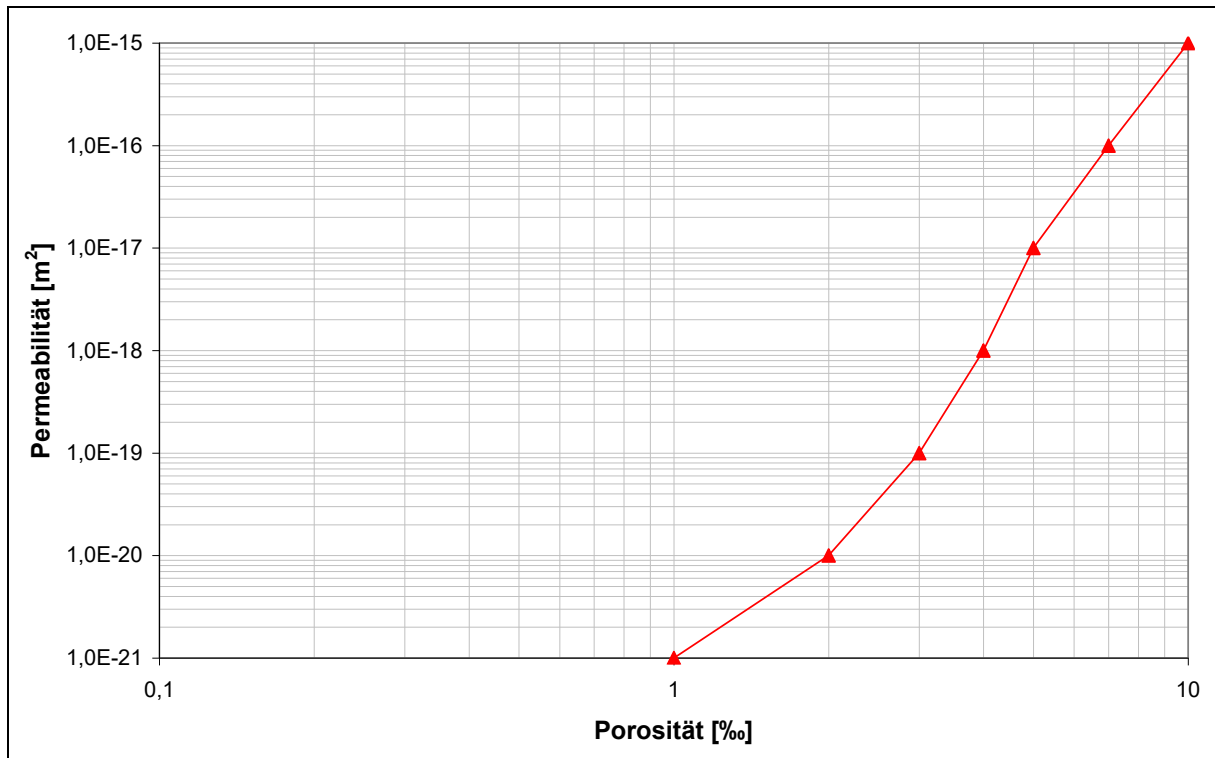


Abb. 5-19. In den Berechnungen verwendete Permeabilitäts- Porositätsbeziehung

Eine Erklärung für die mit wachsendem Abstand zur Bohrlochkontur sinkenden Permeabilitäten liefert die Tatsache, dass in allen Salzformationen Gase und Lösungen eingeschlossen sind, die vorzugsweise auf den Korngrenzen sitzen und wegen des Kriechvermögens der Salzgesteine unter lithostatischem Überlagerungsdruck stehen. Durch das Herstellen der Messbohrlöcher wird die Umgebung des Bohrlochs entlastet, so dass die nun unter Überdruck stehenden Fluide die Korngrenzen öffnen und in das Bohrloch abströmen (was für Brenngase auch messtechnisch nachgewiesen wurde). Bei der Druckbeaufschlagung der Bohrlöcher mit einem Fluid wird neben der durch Schädigung entstandenen Porosität auch die natürlich vorhandene und durch die Entlastung der Bohrlochumgebung zumindest teilweise geöffnete Porosität wieder aufgefüllt. Gleichzeitig wird der für die Permeation ursächliche Druckgradient mit zunehmender Fluidausbreitung ins Gebirge immer kleiner, bis schließlich der im Gebirge vorhandene Fluidruck die weitere Fluidausbreitung verhindert.

Unabhängig davon belegen die hier durchgeführten Langzeitmessungen, dass insbesondere bei den hier mit Salzlösung realisierten Injektionsdrücken sehr lange Versuchszeiten, wie sie tatsächlich realisiert wurden, erforderlich sind, um einen relevanten Druckabfall mittels Puls-tests nachweisen zu können, der tatsächlich aus einem Fluidaustritt aus dem druckbelasteten Bohrloch resultiert. Bei zu kurzen Versuchszeiten spiegelt die sukzessive Aufsättigung der Bohrlochkontur ansonsten eine zu hohe Permeabilität vor.

Mit dem übereinstimmenden Befund aus den zwei Bohrungen, dass die integrale Permeabilität im anstehenden Gebirge deutlich kleiner als 10^{-22} m^2 ist, wird die hydraulische Dichtheit des über dem Bruchfeld befindlichen Leine-Steinsalzes nachgewiesen. Dieses Ergebnis steht in Übereinstimmung mit den in Kap. 5.1.4.2 dargestellten Gebirgsspannungen (vgl. Anlage 5.11), die 11 Jahre nach dem Gebirgsschlag Spannungszustände ausweisen, die unterhalb der Dilatanzgrenze liegen.

5.2 Laboruntersuchungen an Salinargestein

Die Laborversuche dienen der Verifizierung der Permeabilitätsmessungen *in situ* und der Untersuchung möglicher Schädigungsauswirkungen auf die relevanten Gesteinstypen Steinsalz und Anhydrit sowie den Schichtverbund Steinsalz/Hauptanhydrit. Da aufgrund der fehlenden Genehmigung des LAGB, Halle, keine Bohrungen in den die Wetterstrecke unterlagernden Hauptanhydrit abgeteuft werden durften, wurde für die Bestimmung der Kontaktfestigkeit des Steinsalz/Anhydrit-Überganges ein alternativer Probenort untersucht (vgl. Kap. 5.1.3.3). Darüber hinaus wurde das Untersuchungsprogramm an Steinsalz erweitert, wobei ausgehend von Leine-Steinsalz aus dem Grubenfeld Angersdorf Modelluntersuchungen zur besseren Bewertung der Wirkung potentieller Schädigungs- als auch Verheilungsprozesse durchgeführt wurden.

Das Laborprogramm umfasst:

- Bestimmung der initialen Lieferzustandes der in der Wetterstrecke gewonnenen Kernproben (20 Steinsalzprüfkörper) mittels
 - Probencharakterisierung über Ultraschallvermessung und Dichtebestimmung sowie einer darauf basierenden Abschätzung des Porenvolumens, einer mineralogisch-petrologische Bemusterung und Fotodokumentation
 - Bestimmung des initialen Schädigungszustandes der Kernproben sowie des Kompaktionsverhaltens mittels Messung der Gas-Permeabilität unter triaxialer Einspannung - hydrostatische Spannungsbedingungen
- Quantifizierung potentieller Schädigungsprozesse bzw. Verheilungsprozesse in Steinsalz auf Basis der deviatorischer Triaxialuntersuchungen mittels
 - Permeabilität,
 - Dilatanz- bzw. Volumenmessung
 - Ultraschall (V_p , V_s)
- Untersuchung der mechanischen Scherfestigkeit des Schichtverbandes Steinsalz/Anhydrit unter konstanter Normallast (CNL) entsprechend den Einspannungsbedingungen *in situ* mittels direkter Schertests

5.2.1 Schädigungszustand von Kernproben aus der Wetterstrecke

Zielstellung der Untersuchungen ist die Bewertung des Schädigungszustandes von Kernproben, die ausgehend von der Wetterstrecke im Leine-Steinsalz oberhalb des Bruchfeldes des Gebirgsschlages 1996 erbohrt wurden (vgl. Kap. 5.1.2) mittels Probenvermessung bzgl. Dichte und Ultraschallgeschwindigkeiten sowie der Bestimmung der Gas-Permeabilität unter den relevanten *In-situ*-Bedingungen. Darüber hinaus wurde auch die zeitliche Abnahme der Gas-Permeabilität im Triaxialversuch als Maß für eine Bewertung der Effizienz potentieller Verheilungs- oder Kompaktionsprozesse von Steinsalz bestimmt.

5.2.1.1 Petrophysikalische Prüfkörpercharakterisierung - Methodik

Vor der Prüfkörperherstellung wurden die Kernkisten sowie einzelne Kernstücke fotografisch dokumentiert (z.B. Abb. 5-3 sowie Abb. 5-20). Bereits bei visueller Probeninspektion zeigte sich, dass diese offensichtlich aufgelockert waren. Mutmaßlich als Folge des vorliegenden hohen Spannungsgradienten in der Kontur kam es bei der Realisierung der Bohrungen zu „Core discing“-Effekten, die zu einer Segmentierung des Kernmaterials in bis <1 dm kurze Kernstücke führte. Ebenfalls weisen auch scheinbar kompakte Kernproben in ihrer Internstruktur häufig senkrecht zur Kernachse stehende Rissstrukturen auf, die offensichtlich nicht mit einer infolge der vertikalen Entlastung des anstehenden Steinsalzpaketes horizontalen Rissbildung ($\Rightarrow$ Längsrisse in den Kernstücken) während des Gebirgsschlages korrelieren. Die weitere Präparation der Proben erfolgte material- und versuchsspezifisch, wobei insbesondere auf eine sehr schonende Verarbeitung zur Vermeidung einer weiteren Probenschädigung sowie Veränderung, z.B. der natürlichen Feuchtigkeit, geachtet wurde.

Ein- und dreiaxiale Druckversuche werden an geraden kreiszylindrischen Probekörpern durchgeführt. Hierfür wurden die Originalkernstücke aus dem Leine-Steinsalz mittels einer konventionellen Hartgesteinssäge (Fa. CLIPPER) grob auf Länge gebracht, und anschließend in einer Drehbank sowohl längs als auch an den Endflächen geplant. Die Mantelflächen der Probekörper waren danach glatt und frei von größeren Unregelmäßigkeiten. Die Endflächen der Probekörper waren eben und rechtwinklig zur Prüfkörperachse, wobei die Maßhaltigkeit $\pm 0,04$ bis $\pm 0,08$ mm betrug.

Kernproben aus dem Übergangsbereich Anhydrit/Steinsalz, die zur Bestimmung diskreter Schicht- oder Trennflächeneigenschaften der Kontaktfläche im Scherversuch ausgewählt wurden, wurden durch Sägen mit der CLIPPER-Hartgesteinssäge nur grob auf Länge gebracht (mit stark variierenden Abmessungen) und jeweils orientiert in den Scherkästen fixiert. Unmittelbar vor Versuchsbeginn erfolgte die Vermessung der Prüfkörper. Die Höhe sowie der Durchmesser der Prüfkörper werden mit einer digitalen Schublehre auf $\pm 0,02$ mm gemessen. Die Masse der Prüfkörper wird mit einem Fehler von $\pm 0,2$ g bestimmt. Davon aus-

gehend wird die Dichte ρ der zylindrischen Prüfkörper berechnet. Die daraus resultierende Dichte ρ weist einen Fehler von ca. 0,002 g/cm³ auf.



Abb. 5-20. Fotodokumentation des Kernzustandes Bohrung 15 (v. E.) sowie der für Perm-Tests hergestellten Prüfkörper.

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. Die Ankopplung der Prüfkörper erfolgt mit einer dünnen Schicht Bienenhonig, der nach der Messung entfernt wird. Die Laufzeitanzeige erfolgt mit einer scheinbaren Genauigkeit von 0,01 μ s. 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). Allerdings liegen aufgrund der zu großen Dämpfung für die zumindest aufgelockerten Steinsalzproben keine Messwerte zu Scherwellengeschwindigkeiten vor.

5.2.1.2 Ergebnisse V_p , V_s , Dichte und Porosität - Probenschädigung

Ziel der nachfolgenden Auswertung ist ausgehend von den gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten und der Probendichte die Porosität als Maß der Gesteinsauflockerung abzuleiten. Die an den Laborproben gemessenen Dichten und Geschwindigkeitswerte sowie die

daraus abgeleiteten elastischen Kennwerte sind in Anlage 5.12 für Leine-Steinsalz aus der Wetterstrecke zusammengefasst.

Die Geschwindigkeiten elastischer Wellen können bereits unter Normalbedingungen (d. h. unabhängig von den physikalischen Einflussfaktoren Druck und Temperatur) sehr stark variieren. Sie hängen sowohl von der mineralogisch/chemischen Zusammensetzung des Matrixgefüges (hier vereinfachend als Steinsalz mit der Nebenkompente Anhydrit beschrieben) als auch vom Volumenanteil, der Größe und Orientierung von Poren und Rissen sowie der Art der Porenfüllung ab. Hier wird allgemein nur die Porosität betrachtet. Da diese Einflussfaktoren gleichermaßen auch auf die Gesteinsdichte wirken, sind Dichte und Ultraschallgeschwindigkeiten miteinander korrelierbar, bzw. die Porosität damit bestimmbar.

Eine allgemeine Formel, die den Anteil der Porosität als Geschwindigkeits-Effekt in einem Gestein berücksichtigt, ist die von WYLLIE (WYLLIE et al., 1956). Sie wird als Zeitmittel-Gleichung beschrieben, da sie auf einer Mittelung der Laufzeiten- und -wege einer Welle durch das Gestein in einem Medium aus ideal abwechselnden Schichten basiert.

Unter Annahme eines nur luftgefüllten Porenraums lautet die WYLLIE-Gleichung:

$$\frac{1}{V_p} = \frac{\phi}{V_{p_{Luft}}} + \frac{1-\phi}{V_{p_{Matrix}}} \quad (5-11)$$

mit V_p = P-Wellengeschwindigkeit Gesteinsprobe
 $V_{p_{Luft}}$ = Geschwindigkeit der luftgefüllten Porosität
 $V_{p_{Matrix}}$ = Geschwindigkeit der Gesteinsmatrix
 ϕ = Porosität

Für die Abschätzung der Matrix-Geschwindigkeit eines Steinsalz-Anhydrit-Aggregats wird ein linearer Zusammenhang zwischen den Geschwindigkeiten der Mineralgeschwindigkeiten relativ zum Volumenanteil der Festphasen proportional zur Matrixdichte angenommen (für die verwendeten Dichte und Geschwindigkeitswerte s. Tab. 5-4).

Tab. 5-4. Geschwindigkeits- und Dichtewerte des Dreikomponenten-Systems Steinsalz-Anhydrit-Luft.

	V_p (km/s)	Dichte (g/cm ³)
Anhydrit	6,05	2,96
Steinsalz	4,52	2,16
Luft	0,33	≈ 0

Unter Annahme obiger Kennwerte lässt sich auf Basis der WYLLIE-Gleichung ein Nomo-gramm für die Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeit von Gesteinsdichte erstellen, in dem zusätzlich Isolinien für unterschiedliche Porositätswerte enthalten sind (Abb. 5-21).

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

In dieses Diagramm sind die verschiedenen Messwerte von Probenmaterial aus der Wetterstrecke 2005 sowie aus dem Großblock Angersdorf als Punktwolke dargestellt.

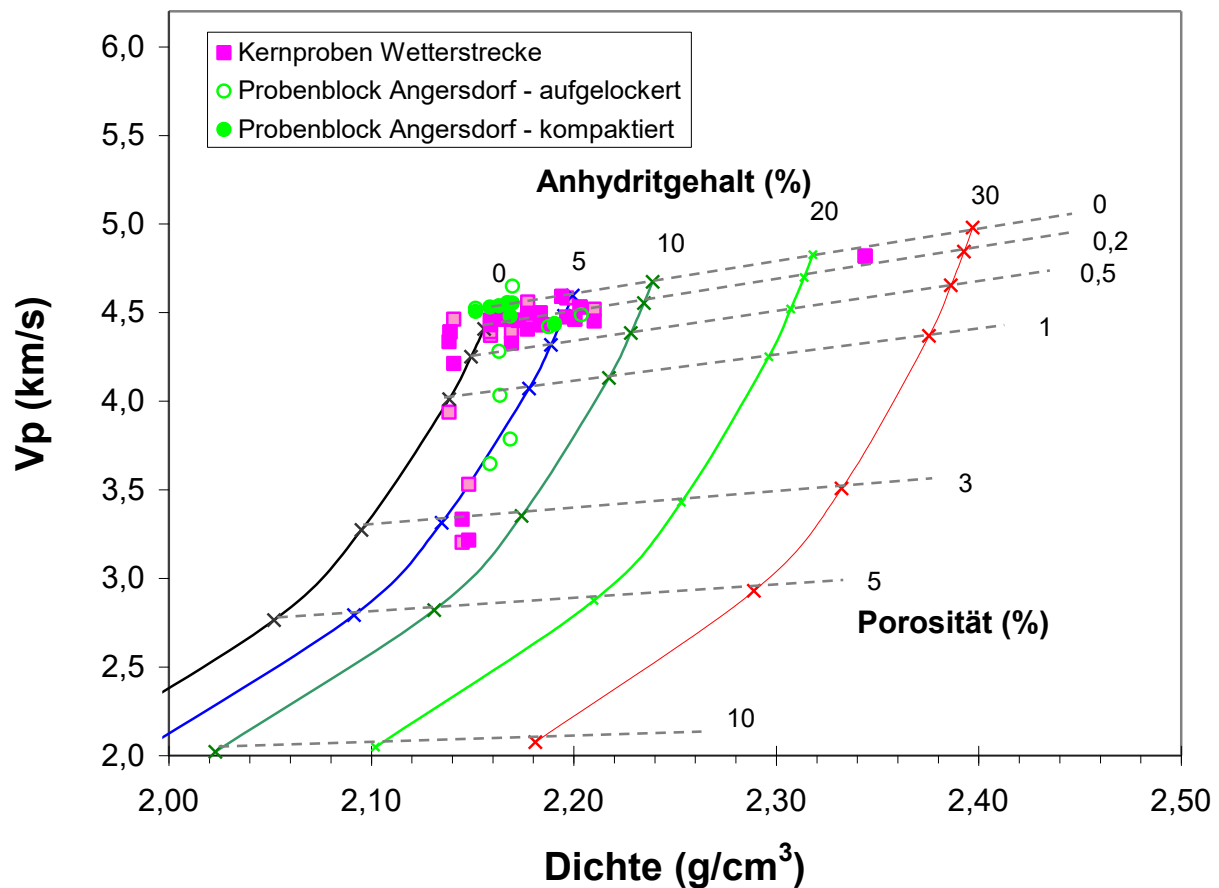


Abb. 5-21. Diagramm zur Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeiten von der Gesteinsdichte von Anhydrit-führendem Steinsalz mit unterschiedlichen Luftporositäten. Dargestellt sind Geschwindigkeits/Dichtepaare von Kernproben aus dem Leine-Steinsalz der Wetterstrecke 2005 sowie dem im Grubenfeld Angersdorf gewonnenen Großblock. Zusätzlich sind für die aus Angersdorf stammenden Proben Messwerten unter triaxialer Einspannung enthalten.

Es zeigt sich, dass die Probenwerte stark streuen, was sowohl aus den variablen Anhydritgehalten als auch einer Probenauflockerung resultiert. Unabhängig davon entsprechen die aus dem Diagramm abgeleiteten Kennwerte überraschend gut den Ergebnissen, wie sie z.B. für Staßfurt-Steinsalz mit vergleichbaren Anhydritgehalten experimentell bestimmt wurden (z.B. POPP et al., 1999). Unter Berücksichtigung zusätzlicher Einflussgrößen, z.B. Porenraumgeometrie, Gesteinsanisotropie, weitere unberücksichtigte Mineralphasen, ist die Aussagefähigkeit des Diagramms insgesamt als gut zu bewerten.

Für die hier vorliegenden Proben mit Dichten zwischen 2,12 und 2,22 g/cm³ können Anhydritgehalte zwischen 0 und ca. 10% abgeschätzt werden (bzw. für einen Extremwert mit einer Dichte von 2,35 g/cm³ entsprechend ca. 25% Anhydrit). Die Porositäten variieren zwischen 0 und 3%.

Als Ergebnis der Probencharakterisierung wird somit deutlich, dass die für die Perm-Tests vorliegenden Kernproben offenbar stark vorgeschädigt sind, wobei sich Proben aus Kernbohrungen und dem insgesamt homogenen Großblock bzgl. einer Auflockerung nicht signifikant unterscheiden. Dies deutet daraufhin, dass die im Kernmaterial vorliegende Auflockerung weniger aus der primären Schädigung durch den Gebirgsschlag resultiert als vielmehr aus der sekundären Beanspruchung durch den Bohrprozess bzw. die Präparation.

5.2.1.3 Gas-Permeabilität von Steinsalz-Kernproben - Methodik

Als Parameter für die Bewertung der Barrierenintegrität ist insbesondere die Permeabilität von Bedeutung. Sie basiert analog zu Untersuchungen z.B. in der Bodenmechanik (DIN 18030) auf der Durchströmung eines Prüfkörpers mit Gas oder einem flüssigen Medium, allerdings unter Annahme homogener Probenbedingungen.

Der Kernbefund weist allerdings das Vorhandensein von Rissen aus, die in erster Bewertung (s. vorhergehendes Kapitel) als Artefakte anzusehen sind. Um dennoch belastbare Aussagen bzgl. der Permeabilität des vorliegenden Probenmaterials treffen zu können, wurden hier ausgehend von der zylindrischen Probengeometrie zwei unterschiedliche Injektions- und Strömungsgeometrien realisiert: axiale bzw. radiale Durchströmung. Weiterhin wurden die Proben definiert re-kompaktiert.

➤ Grundlagen zur Gasdurchlässigkeitsbestimmung von Kernproben

Im Laborexperiment zur Untersuchung des Gastransportverhaltens innerhalb von Steinsalz wird allgemein die Durchtrittsrate q eines Fluids durch eine Probe für einen bestimmten Druckgradienten gemessen. Dies lässt sich über die DARCY-Gleichung beschreiben, wobei die Durchtrittsrate ausgehend von der gegebenen Druckdifferenz Δp , der Viskosität des strömenden Mediums η und dem Geometriefaktor A/l der Probe von der Permeabilität k abhängt:

$$q = k \cdot A/l \cdot \Delta P / \eta \quad (5-12)$$

mit k = Permeabilität (m ²)	A = Querschnittsfläche (m ²)
l = Länge der Probe (m)	η = dynamische Viskosität (Pa · s)
q = Flussrate (m ³ /s)	ΔP = Druckdifferenz (N/m ²)

Die Permeabilität ist eine reine Stoffeinheit und wird als SI-Einheit in m² bzw. traditionell in D (DARCY) angegeben (1 D entspricht $9,87 \cdot 10^{-13}$ m²). Bezüglich der Viskosität des Strö-

mungsmediums ist zu berücksichtigen, dass die Viskosität von Gas ca. 100-mal kleiner ist als die von Wasser; somit können mit Gas auch sehr kleine Permeabilitäten bestimmt werden.

Beim Strömen eines Gases durch den Porenraum eines Feststoffes findet zusätzlich eine Expansion des Gases längs des Strömungsweges statt, so dass die Fließrate hier nicht konstant ist. In diesem Fall wird anstelle der Fließrate q in Gl. (5-12) die mittlere Fließrate q_m gesetzt, für die bei kleinen Drücken mit ausreichender Genauigkeit nach BOYLE-MARIOTTE gilt:

$$q_m \cdot p_m = q_0 \cdot p_0 \quad (5-13)$$

mit q_m = mittlere Fließrate p_m = mittlerer Druck
 q_0 = gemessene Fließrate bei p_0 p_0 = Druck bei Fließratenmessung

Wird für den mittleren Druck p_m das arithmetische Mittel aus den Drücken p_1 hochdruckseitig und p_2 niederdruckseitig des porösen Feststoffes eingesetzt, folgt unter Berücksichtigung, dass $\Delta p = p_1 - p_2$ ist, die DARCY-Gleichung für lineare Gasströmungen:

$$k = \frac{2 \cdot p_0 \cdot q_0 \cdot \eta \cdot l}{A(p_1^2 - p_2^2)} \quad (5-14)$$

Prinzipiell stehen für die Durchströmung zylindrischer Proben mit einer Hochdruck- und Niederdruckseite zwei Probengeometrien zur Verfügung (Abb. 5-22).

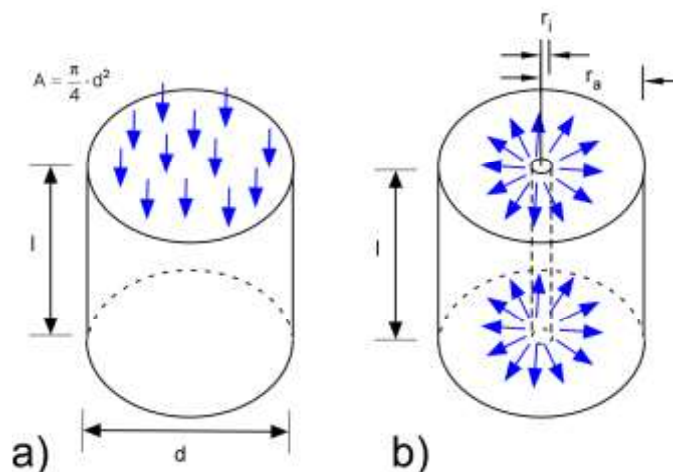


Abb. 5-22. Strömungsgeometrie zylindrischer Proben: a) axial: Einleitung des Messfluids über die Stirnfläche mit Ausbreitung entlang der Zylinderachse. b) radial: Abströmen über die Mantelfläche der zentralen Injektionsbohrung und Sammlung der durchtretenden Fluidmenge an der Probenaußenfläche.

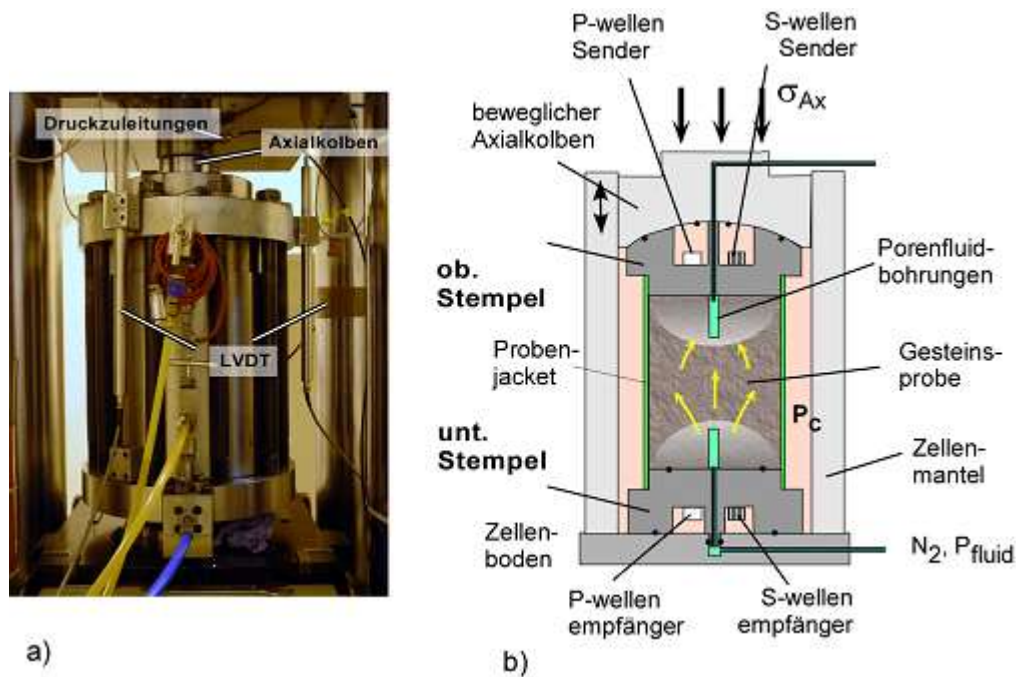


Abb. 5-23. Messaufbau zur Durchführung von Injektionstests in der Triaxialzelle (a) Druckzelle; (b): schematische Versuchsordnung für axiale Gasdurchströmung mit simultaner Durchschallung (V_p und V_s -Geber). Die Verformungsmessung erfolgt mittels dreier in 120° -Richtungen angeordneten Wegaufnehmern (LVDT = linear variablen Differential-Transformators).

Während bei der axialen Geometrie das Messfluid über die Stirnflächen appliziert wird und entlang der Probenachse strömt, erfolgt bei radialer Durchströmung die Einleitung des Messfluids über die Mantelfläche der druckbeaufschlagten Zentralbohrung.

Anzumerken ist, dass als methodischer Vorteil bei radialer Durchströmung potentielle Umläufigkeiten, wie sie bei axialer Durchströmung als Wegsamkeiten parallel zur Probenachse, zwischen Mantel und Probe auftreten können, zu vernachlässigen sind. Dabei wird vorausgesetzt, dass die Endflächen der Proben bei zentraler Gaseinleitung über eine Zentralbohrung hinreichend abgedichtet sind. Ebenfalls muss gewährleistet sein, dass das Metallgewebe (oder Gaze), das auf der Mantelaußenfläche das durchtretende Messfluid auffangen soll, hinreichend durchlässig ist und dieser Vorgang bei der Belastung durch das Manteldrucköl nicht behindert wird. Da diese Voraussetzungen nicht einfach apparativ umsetzbar sind, muss für bestimmte Versuchszwecke weiterhin die axiale Durchströmungsgeometrie eingesetzt werden.

➤ Technische Versuchsdurchführung

Für die Untersuchung des Gastransportverhaltens in Gesteinen unter definierter Belastung steht am IfG eine servohydraulische Prüfmaschine mit $F_{\max} = 2500 \text{ kN}$ (SCHENK/TREBEL) zur Verfügung (vgl. Abb. 5-23). In der vorhandenen Triaxialzelle können Drucktests an großvolumigen Gesteinsproben ($\varnothing = 100 \text{ mm}$, $l \leq 200 \text{ mm}$) unter den Bedingungen eines geschlos-

senen oder kontrolliert drainierten Systems entweder unter hydrostatischen ($\sigma_1 = \sigma_3$) oder deviatorischen Bedingungen ($\sigma_1 \neq \sigma_3$) durchgeführt werden.

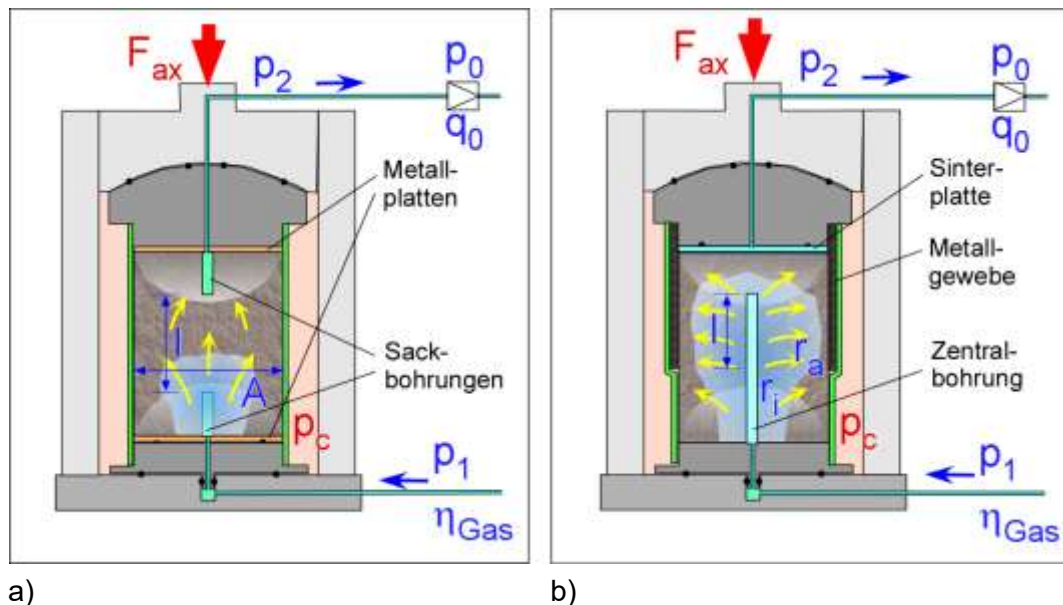


Abb. 5-24. Versuchsanordnung mit den relevanten Messgrößen zur Bestimmung der Permeabilität mittels Durchströmung von Zylinderproben mit a) axialer und b) radialer Geometrie.

Die am IfG eingesetzte Untersuchungsmethodik zur Bestimmung der Permeabilität mittels N_2 basiert auf der DARCY-Gleichung für lineare Gasströmungen über die Messung der Durchflussraten. Gegenüber den instationären Verfahren, z.B. Pulstests, erlaubt dieses Verfahren eine kontinuierliche Messung, so dass Veränderungen im Durchlässigkeitsverhalten bei Änderungen der Randbedingungen sehr einfach erfasst werden können. Deshalb wird es hier bevorzugt gegenüber instationären Verfahren eingesetzt.

Für die Messung hydraulischer Eigenschaften bzw. der Applikation des Porendrucks werden aktuell, wie oben bereits beschrieben, zwei Versuchsaufbauten eingesetzt, wobei das Messfluid immer von unten injiziert wird (Abb. 5-24):

(1) **axiale Zylindergeometrie:**

Die Einleitung des Messfluids erfolgt über zwei in die Stirnflächen der Salzprobe gestoßene Sackbohrungen ($\varnothing = 3 - 5 \text{ mm}$; $l = 25 - 50 \text{ mm}$, 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. 5-24a). 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:

$$k = \frac{2 \cdot p_0 \cdot q_0 \cdot \eta \cdot l}{A(p_1^2 - p_2^2)} \quad (5-15)$$

mit	k	= Permeabilität (m ²)	A	= Querschnittsfläche (m ²)
	l	= Länge der Probe (m)	η	= dynamische Viskosität (Pa · 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 (Ø = 3 – 5 mm), wobei diese Stirnseite zum Stempel hin, analog zu oben, durch eine Metallplatte abgedichtet wird (Abb. 5-24b). Auf der Außenseite ist von der Gegenseite bis 3/4 über dem Fuß der Probe ein doppelagiges 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:

$$k = q \cdot \eta \cdot \frac{2p_0}{p_1^2 - p_2^2} \cdot \frac{\ln\left(\frac{r_A}{r_i}\right)}{2\pi l} \quad (5-16)$$

mit	r _i	= Radius Bohrung (m)	r _A	= Radius Probe (m)
	l	= Länge des Probensegments (m)	μ	= dynamische Viskosität (Pa · 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)

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) erlaubt. Es werden zwei Regler der BRONKHORST®-Baureihe EL-FLOW F-230 mit einem Durchflussmessbereich⁵ 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 Probendimensionen einen Permeabilitätsmessbereich k zwischen ≤10⁻¹⁵ und ≥10⁻²⁰ m² abdecken (Hinweis: bei radialer Durchströmung liegt die Messgrenze ca. eine Größenordnung niedriger).

5.2.1.4 Riss-induzierte Schädigungsprozesse in der ALZ

Die Permeabilität von Kernproben im Labor wird insbesondere von der als Folge der im Gebirgsverband wirkenden Spannungsbedingungen vorliegenden Schädigung sowie der lithologischen Gesteinsausbildung bestimmt. Abhängig von den aus einer Schädigung resultierenden Mikrorissverteilung sowie lithologische Verunreinigungen (z.B. Anhydritpartikel oder –lagen sowie Tonkomponenten) können bevorzugte Wegsamkeiten die Fluidausbreitung ka-

⁵ Die gemessenen Gasdurchflussraten beziehen sich standardmäßig auf Normvolumen (z.B. ml) bei Atmosphärendruck pro Zeiteinheit (z.B. min): Nml/min.

nalisieren. In der der Konsequenz ist die Permeabilität nicht isotrop ist, sondern anisotrop, d.h. richtungsabhängig.

Die Quantifizierung der mikroriss-induzierten Permeabilitätsanisotropie ist vor allem für die Bewertung einer hohlraum-induzierten Auflockerungszone, z.B. für die Bewertung der Integrität von Verschlussbauwerken, bedeutungsvoll. Allerdings kann der im Gebirge inhärent vorliegende Schädigungszustand noch durch die sekundäre Beanspruchung durch den Bohrprozess bzw. anschließende Präparation verändert werden.

Zur modellhaften Bewertung dieser Einflussparameter wurden Kernproben aus der Bohrkampagne in der Wetterstrecke jeweils aus verschiedenen Teufen untersucht. Zusätzlich zur Quantifizierung einer möglichen Rissanisotropie wurden unterschiedliche Durchströmungsgeometrien eingesetzt.

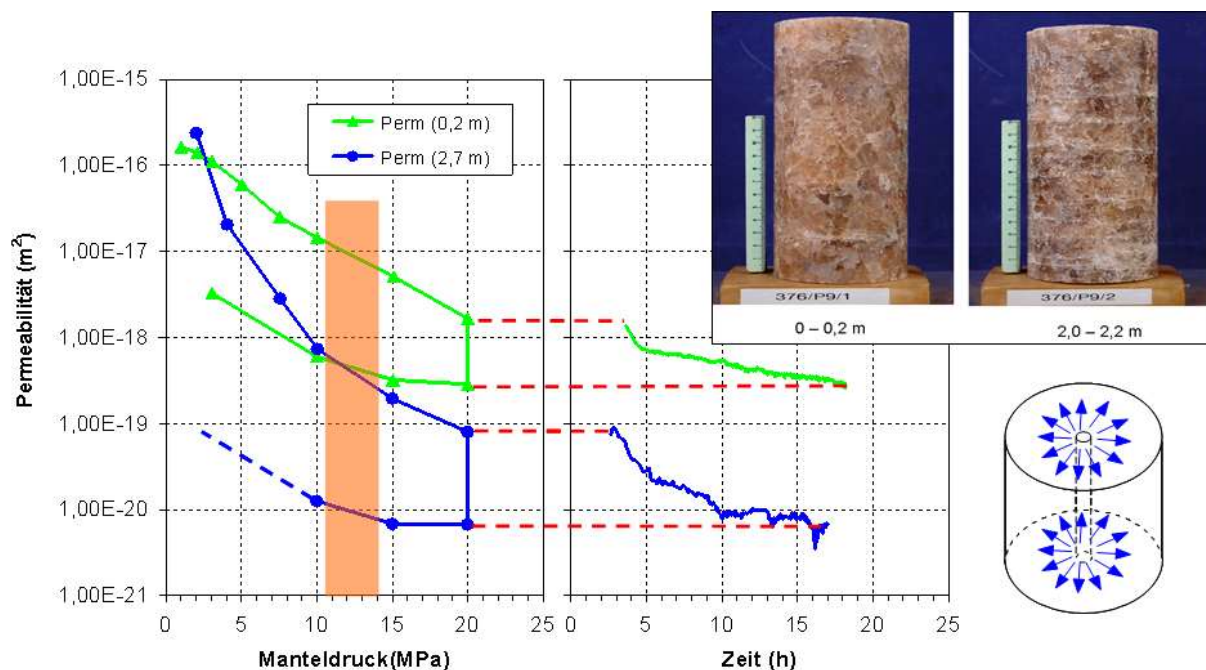


Abb. 5-25. Mehrstufenversuch zur Bestimmung der Gas-Permeabilität von Leine-Steinsalz aus unterschiedlichen Bohrlochteufen (0 - 0,2 bzw. 2,0 - 2,2 m) für eine radiale Durchströmungsgeometrie. Beachte die Probenkörperdokumentation (Fotos re. ob.). Versuchsregime: (1) stufenweise Manteldruckerhöhung bis $p_c = 20$ MPa; (2) Probenkompaktion bei 20 MPa für ca. 18h; (3) stufenweise Entlastung.

Zur Quantifizierung des Einflusses der Probenauflockerung im Abstand von der Hohlraumkontur wurden zwei Proben aus der Bohrung 9 aus 0,2 bzw. 2,2 m Bohrlochteufe untersucht. Während die Probe aus der unmittelbaren Hohlraumkontur (0 - 0,2 m) offenbar integral entspannt ist und deshalb vergleichsweise kompakt wirkt (lediglich im unteren Probenabschnitt treten radiale Risse auf), ist die Probe aus ca. 2 m Teufe durch vorzugsweise radial verlaufende Risse, senkrecht zur Bohrkernachse, charakterisiert. Nach Ausweis der Hydrofrac-Messungen in der Bohrung 9, liegt am Kernentnahmeort in zwei 2 m Teufe bereits eine Einspannung von $\sigma_{min} = \text{ca. } 10$ MPa vor, bei der ein Einfluss natürlicher Schädigungsprozesse

auf eine Permeabilitätsänderung nur gering ist (vgl. Abb. 5-8). Für die Bestimmung der maximalen Probenpermeabilität wurde die radiale Versuchsgeometrie, d.h. in Richtung der begünstigten Gasausbreitungsrichtung, gewählt.

Überrascherweise sind die Ausgangspermeabilitäten beider Prüfkörper bei kleinen Einspannungen von wenigen MPa annähernd gleich, d.h. in der Größenordnung von $2 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ (Abb. 5-25). Allerdings ergibt sich mit der Erhöhung des Manteldrucks eine deutliche Permeabilitätsabnahme, die aber in der tiefer aus dem erbohrten Gesteinsprobe signifikant größer ist, als in der Konturprobe: (0 – 0,2 m) – auf ca. $2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ bzw. (2,0 – 2,2 m) – auf ca. $8 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$. Weiterhin setzt sich bei konstant gehaltenem Manteldruck von 20 MPa die Kompaktion noch fort, wobei der Effekt wiederum für die tiefer erbohrte Probe stärker ausgeprägt ist.

Offenbar unterscheiden sich die Rissgefüge insbesondere in ihrem Kompaktions- bzw. Riss-schließungsverhalten. Unter der Annahme, dass die Radialrisse in erster Linie aus der Bohrbeanspruchung mit der Ausbildung von Spalt- oder Zugrissen resultieren, können diese bei der Re-Kompaktion effektiver geschlossen werden als ein pervasives Rissnetzwerk aus intergranularen Korngrenzenrissen, wie es mutmaßlich in der unmittelbaren Konturzone vorliegt.

Allerdings zeigt sich damit, dass die geplanten Laborversuche nur eingeschränkt für die Bewertung der Barrierenintegrität im Leine-Steinsalz herangezogen werden können, weil jeweils erst eine Re-Kompaktion für die Herstellung für *In-situ*-Bedingungen erforderlich ist.

5.2.1.5 Permeabilitätsanisotropie

Der Einfluss vorhandener Risse auf eine richtungsabhängige Fluidausbreitung im Gebirge lässt sich durch Laboruntersuchungen an Kernsegmenten aus Bohrlochteufen mit vergleichbaren Schädigungsbedingungen durch den Einsatz unterschiedlicher Injektionsgeometrien nachweisen. Hier wurden Proben aus der unmittelbaren Hohlrumkontur ausgewählt:

- axiale Injektion: Prüfkörper 376/P9-1 (Bohrung 9)
- radiale Injektion: Prüfkörper 376/P7-1 (Bohrung 7)

Obwohl sich die Prüfkörper bzgl. ihres makroskopischen Schädigungszustandes nicht signifikant unterscheiden, zeigen sich bei der richtungsabhängigen Permeabilitätsbestimmung deutliche Unterschiede von mehr als zwei Größenordnungen (Abb. 5-26). Diese Relation bleibt bei der stufenweisen Belastung bis 20 MPa, der 18h-Standzeit sowie der Entlastung erhalten.

Damit wird der Einfluss einer riss-induzierten Permeabilitätsanisotropie, die richtungsabhängig mehrere Größenordnungen betragen kann, dokumentiert.

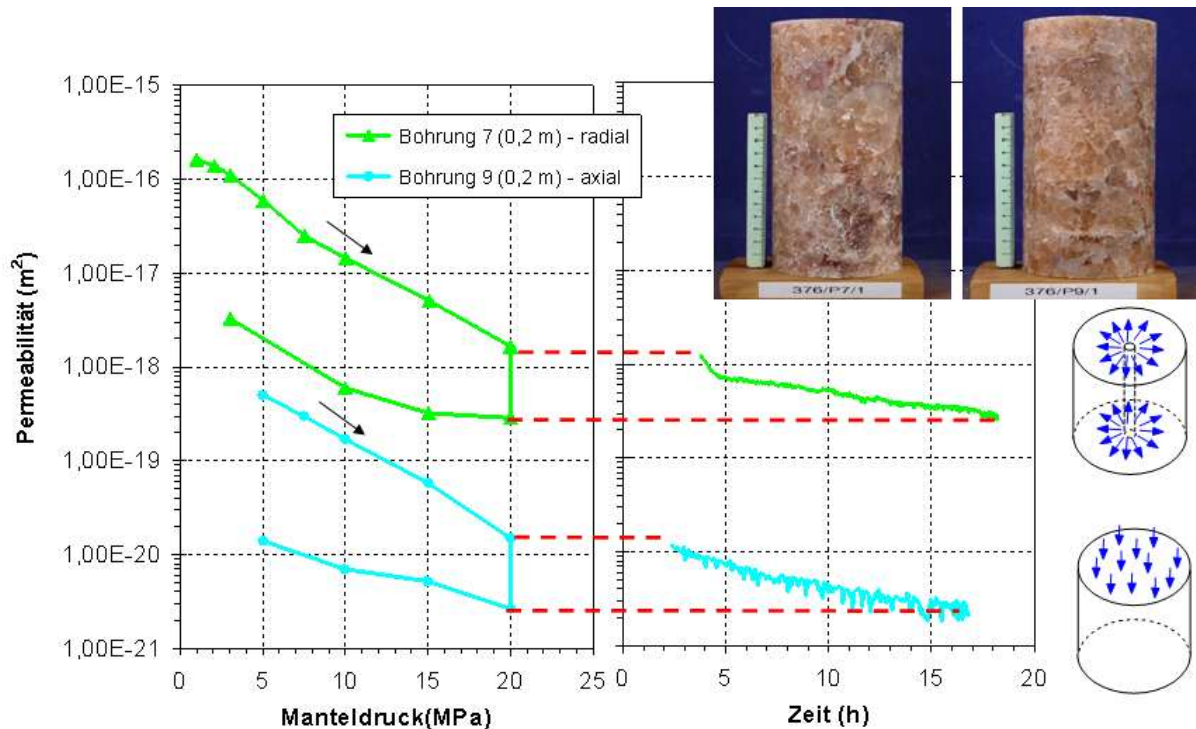


Abb. 5-26. Mehrstufenversuche zur Bestimmung der Anisotropie der Gas-Permeabilität von Leine-Steinsalz aus dem unmittelbaren Konturabstand (0 - 0,2 m) für radiale und axiale Durchströmungsgeometrien. Beachte die Schemazeichnungen der Injektionsgeometrien (Fotos re.). Versuchsregime: (1) stufenweise Manteldruckerhöhung bis $p_c = 20$ MPa; (2) Probenkompaktion bei 20 MPa für ca. 18h; (3) stufenweise Entlastung.

5.2.1.6 Permeabilitätsverteilung entlang der Wetterstrecke – Laborbefund

Für die Bestimmung der lateralen Permeabilitätsvariation entlang der Wetterstrecke auf Basis von Kernproben liegen Ergebnisse aus jeder 2. Bohrung vor, wobei aus jeder Bohrung zwei Proben, jeweils konturnah sowie aus tieferen Bohrlochbereichen untersucht wurden. Damit liegen insgesamt Ergebnisse von 20 Proben vor.

Die über Vermessung und Wägung sowie der Durchschallung bestimmten petrophysikalischen Kennwerte der untersuchten Steinsalzproben sind in der Anlage 5.12 zusammengefasst, wobei die Ergebnisse in Kap. 5.2.1.2 bzgl. ihrer Aussagefähigkeit einer vorliegenden Probenschädigung bereits diskutiert worden sind. Die Proben werden in der Anlage 5.13 durch ein Foto unmittelbar vor Versuchsdurchführung dokumentiert. Dabei zeigt sich erneut die lithologische Variabilität sowie eine signifikante Rissbildung infolge der beim Bohrprozess induzierten Probenauflockerung.

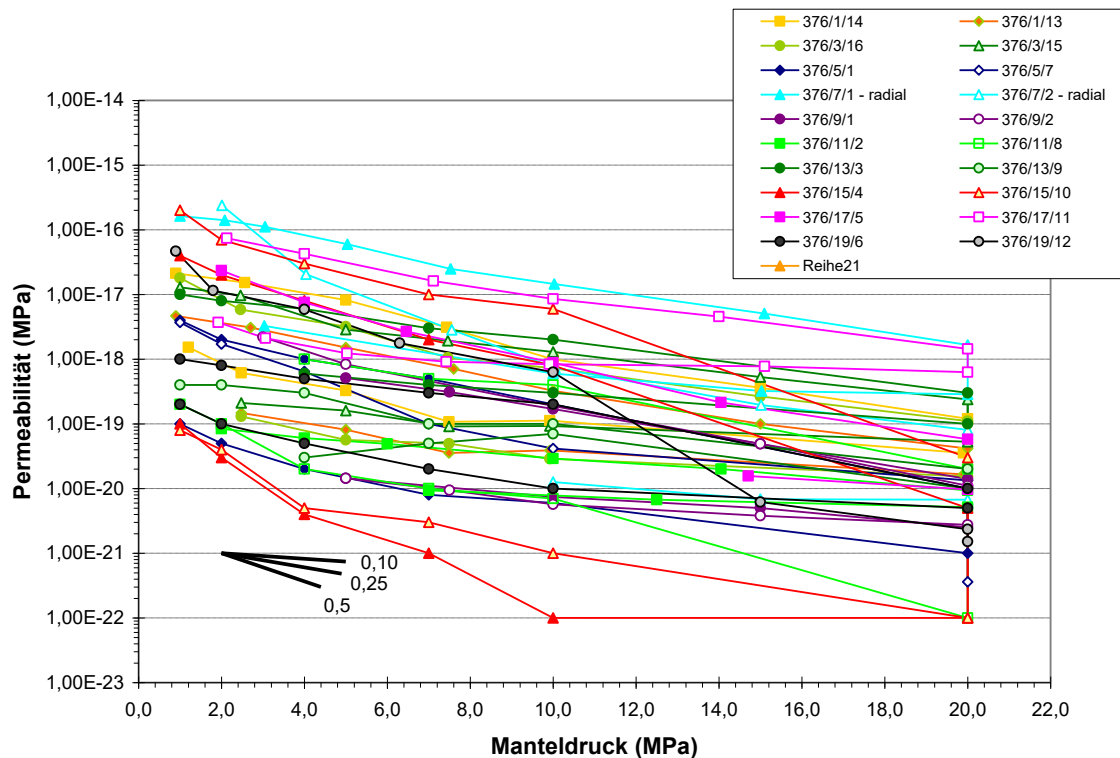


Abb. 5-27. Kompaktion von aufgelockertem Leine-Steinsalz (Kernmaterial aus der Neuen Wetterstrecke) unter isostatischer Be- und Entlastung (je Druckstufe ca. 1h Haltezeit sowie bei 20 MPa ca. 18h). Zusätzlich sind verschiedene Werte für χ (1/MPa) bei Anwendung eines Exponentialansatzes zur Modellierung der Permeabilität dargestellt.

Jede Kernprobe wurde analog zu den in den beiden vorangegangenen Kapiteln vorgestellten Voruntersuchungen einem Mehrstufenversuch zur Bestimmung der druck- und zeitabhängigen Permeabilität unterzogen. Die daraus resultierenden Kennwerte sind in Anlage 5.14 tabellarisch zusammengefasst.

Abb. 5-27 dokumentiert die erhebliche Streuung der am Leine-Steinsalz gemessenen Permeabilitätswerte, wobei die relevanten Einflussfaktoren bohrlochteufenabhängige Probenauflöckerung, rissinduzierte Anisotropie und lithologische Effekte bereits diskutiert wurden.

Für die Bewertung der lateralen Probenvariabilität konzentriert sich die Auswertung auf die Darstellung der im Lieferzustand bei geringer Einspannung (Maximalwert) bzw. nach erfolgter Kompaktion bestimmten Probenkennwerte, wie sie in Abb. 5-28 dargestellt sind. Dabei zeigt sich der Einfluss des Probenzustandes, wobei durch die Kompaktion (bei 20 MPa) eine Abnahme der Permeabilität um bis zu drei Größenordnungen nachgewiesen ist. In der Regel besitzen Proben aus dem konturnahen Bereich eine höhere Ausgangspermeabilität gegenüber den Proben aus größeren Bohrlochteufen (abgesehen von wenigen Ausnahmen).

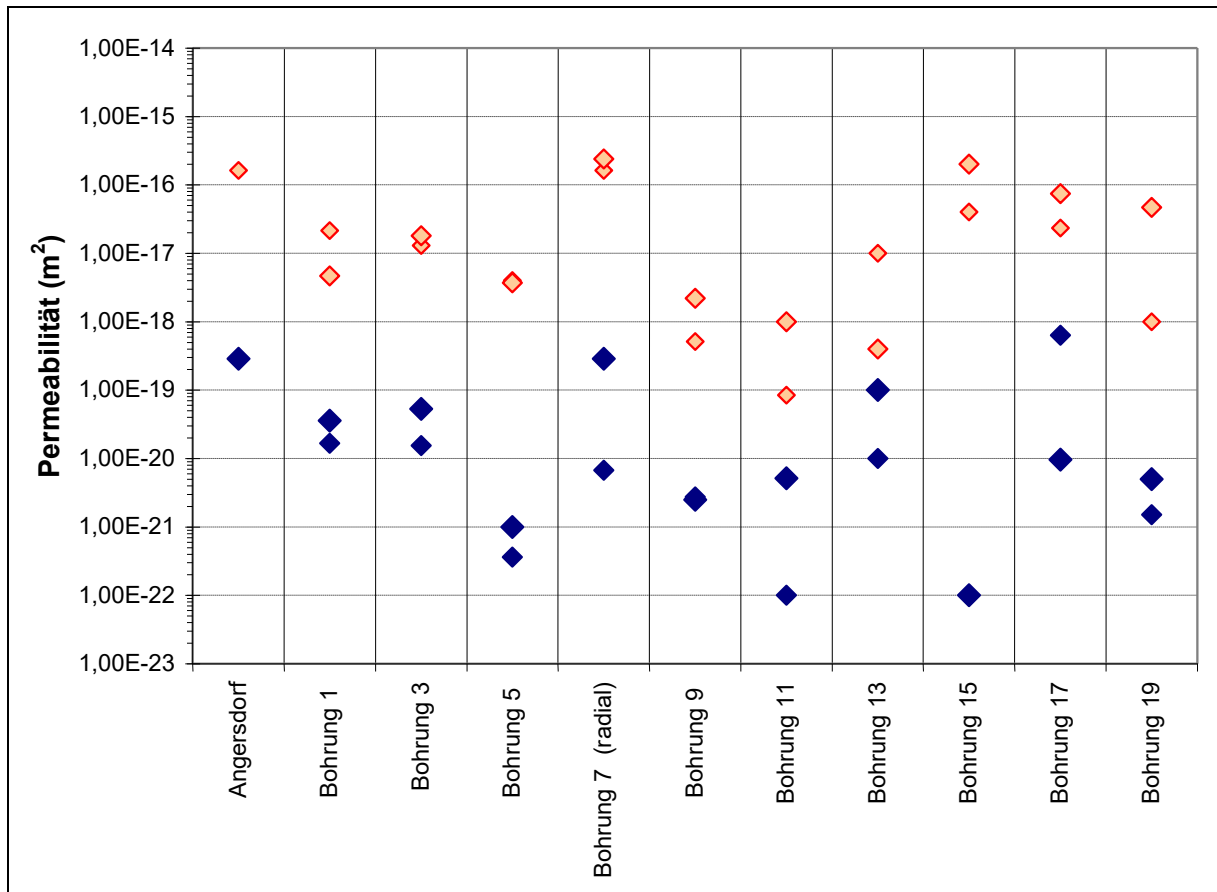


Abb. 5-28. Laterale Variabilität der Kernproben bestimmten Gas-Permeabilität (größter und kleinster experimenteller Wert) – je Bohrung zwei Proben.

Aufgrund der starken Streuung der Einzelwerte ist keine signifikante Zuordnung zum Bruchfeld erkennbar. Die Streuung der Proben nach erfolgter Kompaktion, d.h. nach Quasi-Wiederherstellung des mutmaßlichen *In-situ*-Zustandes variiert zwischen $5 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ bzw. $1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$.

Da die mutmaßlichen Artefakte aus der Probengewinnung nicht probenspezifisch identifizierbar sind, dokumentieren die hier dargestellten Ergebnisse zwar, dass Steinsalz, trotz einer vorhergehenden Auflockerung, bei entsprechender Einspannung seine Dichtigkeit zumindest teilweise relativ schnell wieder herstellt, aber ein tatsächlicher Rückschluss auf den aktuellen Barrierenzustand nicht möglich ist. Dies unterstreicht die Bedeutung von *In-situ*-Untersuchungen für die Bewertung der Barrierenintegrität von Salzgesteinen.

5.2.2 Laboruntersuchungen zur Wechselwirkung Schädigung / Permeabilität

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 Barrieren-

integrität. Nach Literaturergebnissen kann es in Abhängigkeit von der minimalen Hauptspannung mit einsetzender Rissbildung zu einer Permeabilitätszunahme von bis zu 5 Größenordnungen kommen. Ein adäquater Modellansatz zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Schädigung (hier beschrieben über die Dilatanz bzw. Volumenänderung) und Permeabilität als Maß für die hydraulische Integrität stellt somit die Basis für eine rechentechnische Bewertung verschiedener Szenarien in Salzformationen dar.

5.2.2.1 Methodischer Ansatz

Die durchzuführenden Untersuchungen konzentrieren sich auf den Nachweis von Dilatanz während der Verformung von Steinsalz bei verschiedenen Minimalspannungen (resp. Manteldruck) und die wechselseitige Kopplung mit der daraus resultierenden Permeabilität. Ziel ist insbesondere eine Überprüfung der zur Verfügung stehenden Modellansätze für eine Berechnung der Permeabilität ausgehend von einer mechanischen Schädigung auf Basis der Dilatanzentwicklung.

Tab. 5-5. Versuchsbedingungen und –ergebnisse von Festigkeitsuntersuchungen an Leine-Steinsalz (Probenserie 373 – Großblock Grubenfeld Angersdorf).

Probe	$\sigma_{\min}$ (MPa)	ε_{Dil} (%)	$\text{Dil}_{\min}$ (%)	σ_{Vs} (MPa)	σ_{Vp} (MPa)	σ_{Perm} (MPa)	σ_{Dil} (MPa)	$\sigma_{\max}$ (MPa)
373_H5	0,5	0,05	0,00	12,8	12,0	21	6,0	32,1
373_H3	1	0,23	0,00	13,5	13,6	21	15,7	32,4
373_H2	2	0,55	0,00	16,0	14,9	19	20,0	39,9
373_H1	4	1,85	-0,01	13,7	21,2	23	29,4	47,0
373_H7	7	3,16	-0,17	22,8	26,5	26	35,1	54,5
373_H4	12	4,32	-0,41	33,0	28,6	44	39,4	57,3
373_H6	20	4,94	-0,50	40,9	30,0	-	41,3	60,1

Als Probenmaterial wurde der im Grubenfeld Angersdorf erbohrte Großblock im Leine-Steinsalz genutzt (für Herkunft und Probengewinnung, s. Anlage 5.4 sowie Materialbeschreibung Kap. 5.1.3). Die gesteinsphysikalische Probencharakterisierung weist gegenüber den Kernproben aus der Wetterstrecke nur max. Anhydritgehalte von ca. 5% aus, wobei die Proben allerdings ebenfalls aufgelockert sind und auch die Anhydritverteilung vergleichsweise heterogen ist (Anlage 5.13).

Das Untersuchungsprogramm umfasst 7 triaxiale Festigkeitstests bei Manteldrücken zwischen 0,5 und 20 MPa, bei denen jeweils ein syndeformatives Monitoring verschiedener gesteinsphysikalischer Parameter, z.B. V_p , V_s , Permeabilität und Dilatanz, durchgeführt wurde (Tab. 5-5).

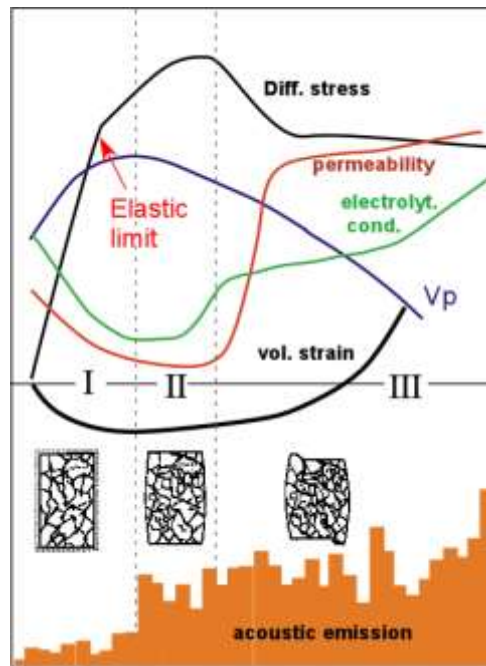


Abb. 5-29. Variation physikalischer Parameter während eines Festigkeitsversuchs mit prograder Deformation: Volumenänderung, akustische Emission, Permeabilität und Ultraschallgeschwindigkeiten (verändert nach SCHULZE et al., 2001).

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. 5-29 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 elastischer zu bleibender 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).

Aufgrund der beobachteten unterschiedlichen Sensitivität der verschiedenen Parameter für Rissbildung ist das seit den 90er Jahren entwickelte Dilatanzmodell beispielsweise für Steinsalz modifiziert worden und erlaubt die Definition von Spannungsbereichen, wo 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. 5.2.1.3)

Für die simultane Durchschallung und Durchströmung bzw. Fluidruckbeaufschlagung von zylindrischen Proben bei unterschiedlichen Belastungsbedingungen ist ein Stempelsatz entwickelt worden, der standardmäßig für Probendurchmesser von 80 mm resp. eine Probenlänge von 160 mm in der Druckzelle eingesetzt wird. Je 1 P- und S-Wellenschwinger (500 kHz Resonanzfrequenz) sind in Vertiefungen in die Stempelrückseite integriert und erlauben unter gleich bleibenden Ankopplungsverhältnissen eine Durchschallung axial zur Probengeometrieachse.

5.2.2.2 Verformungsversuche zum Nachweis von Dilatanz in Steinsalz

Die durchgeführten Laborversuche decken bzgl. der realisierten Manteldruckstufen zwischen 0,5 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 ($\sigma_{\min}$ zwischen 5 und 10 MPa) bis zur Dominanz plastischer Deformationsprozesse ($\sigma_{\min} \geq 10$ MPa), wie aus dem Vergleich der Festigkeits-, Dilatanz- und Permeabilitätsentwicklung der durchgeführten Festigkeitsversuche hervorgeht (Abb. 5-30).

Der Wechsel im Verformungscharakter von Steinsalz kommt insbesondere in der Variation der gemessenen riss-sensitiven Parameter, z. B. der Permeabilität, abhängig von den wirkenden Versuchsbedingungen (Einspannung bzw. $\sigma_{\min}$ sowie dem Verformungsgrad), zum Ausdruck. Allerdings können aufgrund der Komplexität der Ergebnisse die hier durchgeführten Laborversuche im Detail nicht diskutiert werden, so dass exemplarisch der Laborversuch 373/H2 bei $\sigma_{\min} = 2$ MPa gezeigt wird (Abb. 5-31).

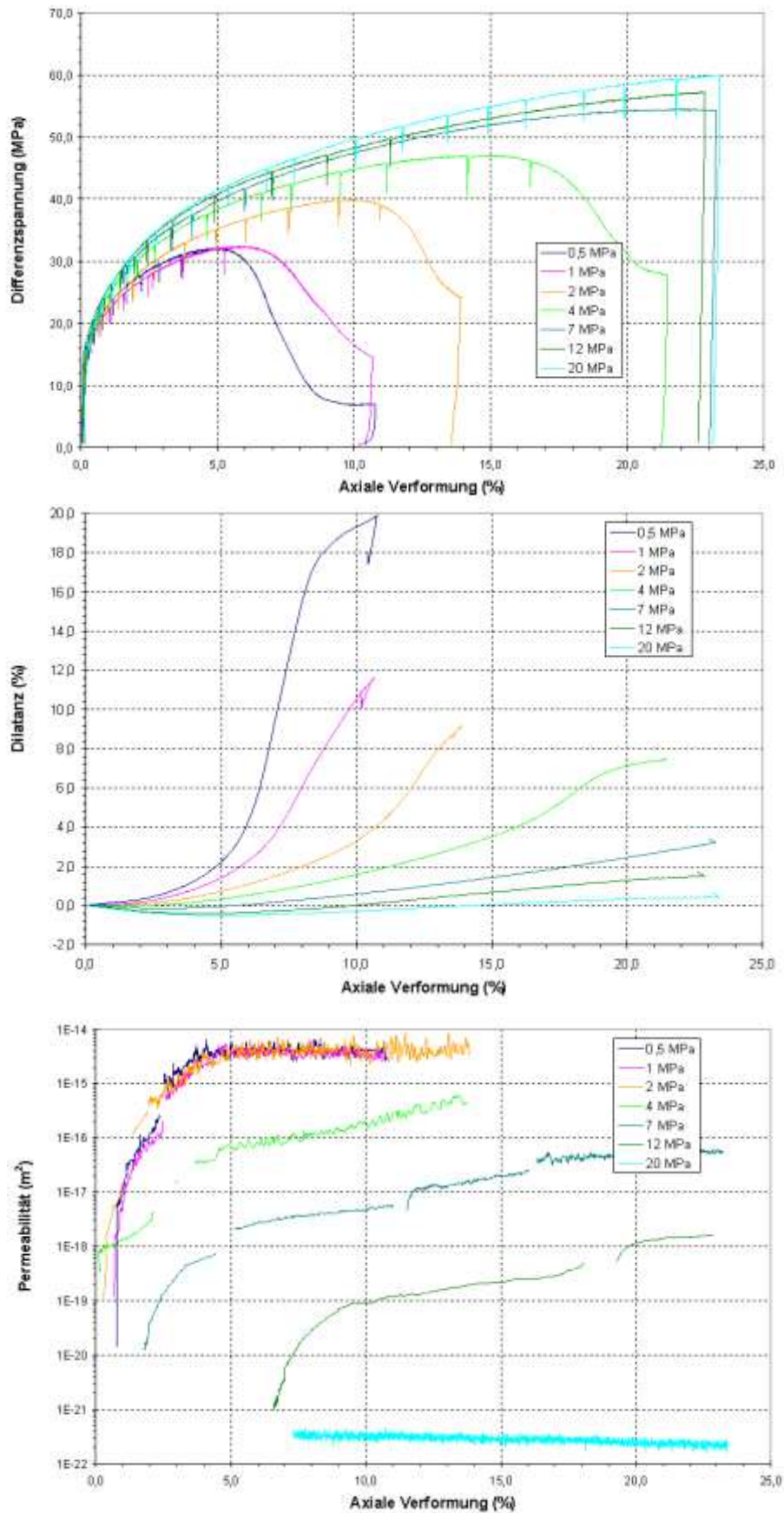


Abb. 5-30. Vergleich der Spannungsdehnungskurven, des Dilatanz- sowie des Durchlässigkeitsverhaltens bei der Deformation von Steinsalz bei Einspannung von $\sigma_{\min}$ zwischen 0,5 und 20 MPa.

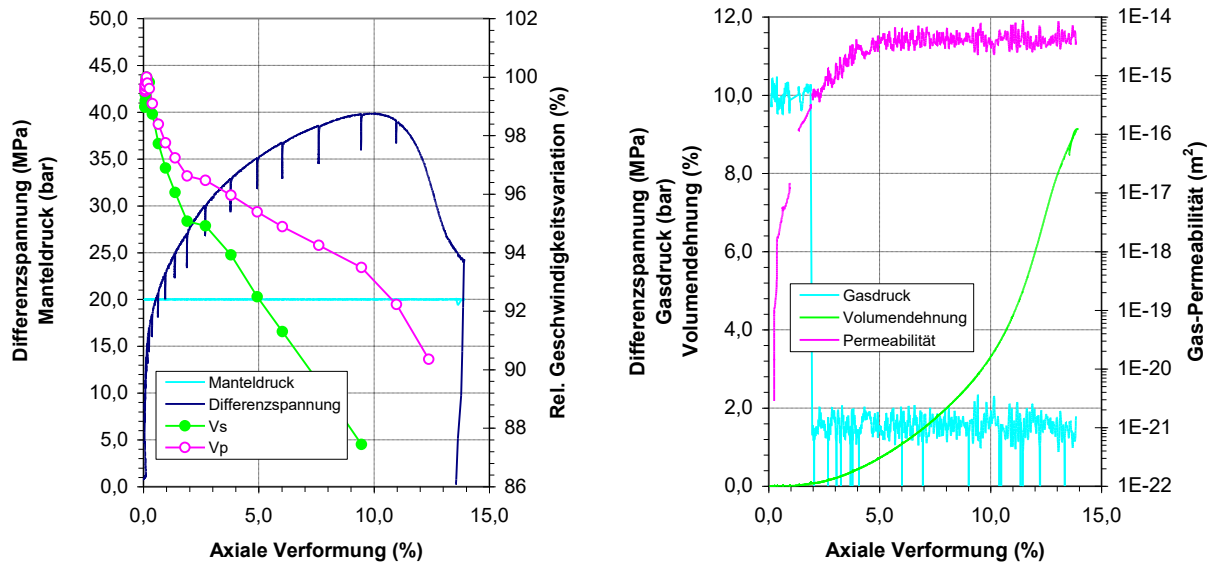


Abb. 5-31. Modellversuch zur Entwicklung der Permeabilität während dilatanter Verformung von Steinsalz unter Berücksichtigung der Injektionsrichtung zu vorhandenen Anhydritlagen. Probe 373/H2. (li.) Spannungsdehnungskurve in Relation zur Variation der normierten Geschwindigkeiten sowie des Manteldrucks; (re.) Variation der Permeabilität und der Dilatanz – zusätzlich ist der Gasvordruck, mit dem die Permeabilitätsmessung durchgeführt wurde, dargestellt.

Nach erfolgter Vorkompaktion ($\sigma_{\min} = 20\text{MPa}$, Kompaktionszeit ca. 14h) wurde die Probe auf den eigentlichen Manteldruck (hier 2 MPa) entlastet und unter Vorgabe einer Verformungsrate von $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$ verformt. Dabei wurden simultan die Volumenänderung der Probe, die Gaspermeabilität (Gasvordruck $p_1 = 10 \text{ bar}$) sowie intermittierend die Ultraschallgeschwindigkeiten für Longitudinal- und Scherwellen gemessen.

Während des Verformungsversuchs wird sukzessive der zur Aufrechterhaltung der Verformungsrate von $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$ 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 elastischer zu anelastischer 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. 5-31). Nahezu gleichzeitig setzt infolge der zunehmenden Vernetzung von Mikrorissen eine Permeabilitätszunahme um ca. 5 Größenordnungen ein, die ausgehend von nahezu impermeabel ($< 10^{-20} \text{ m}^2$) mit fortschreitender Verformung bei etwa 5% bis in die Größenordnung von 10^{-15} m^2 reicht.

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 Mikroriss-

gefüges mit vorzugsweise axial zur Verformungsachse ausgerichteten Rissen, die sich in Richtung der kleinsten Hauptspannung öffnen, zurückführen (vgl. Abb. 5-32).

5.2.2.3 Porositätsbestimmung mittels 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 (vgl. z.B. Einsatz der WYLLIE-Gleichung in Kap. 5.2.1.2). 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.

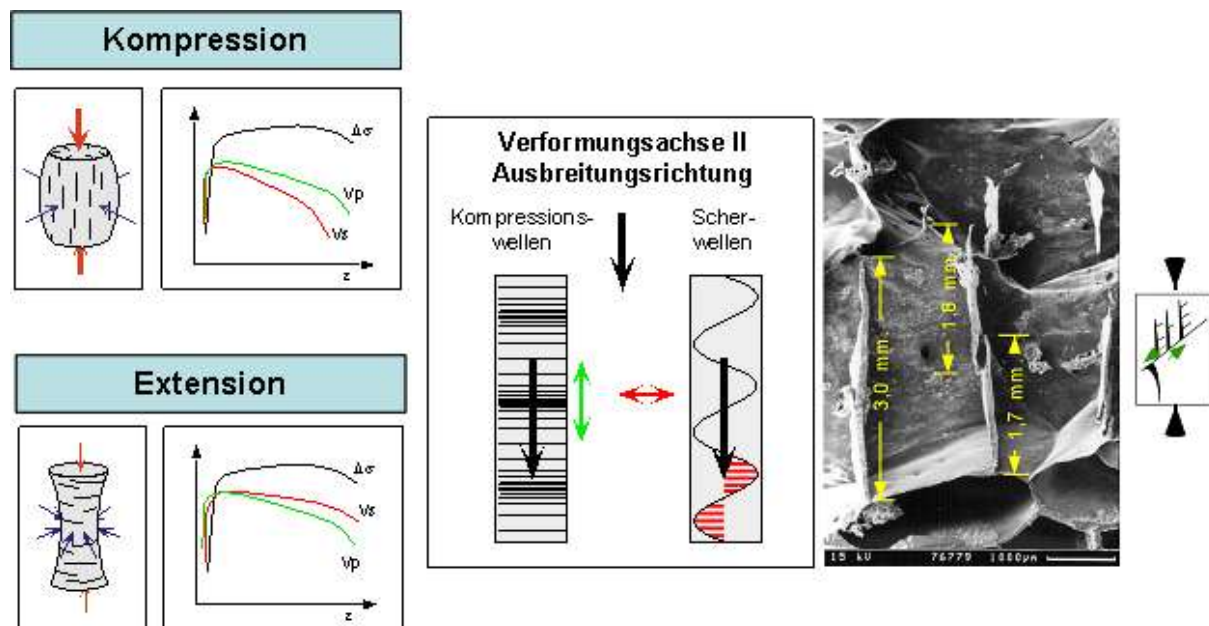


Abb. 5-32. Ausbreitung von Ultraschall in geschädigtem Steinsalz. (links): Variationsmuster von axial gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten (V_p , V_s) im Deformationsexperiment in Relation zur Probenrissgeometrie (Kompression vs. Extension). (mittig): Schemazeichnung zur Ausbreitungs- und Schwingungsrichtung von Kompressions- ($\Rightarrow V_p$) und Scherwellen ($\Rightarrow V_s$). (rechts): Reales Mikrorissgefüge in Steinsalz (Kunstharztränkungsversuch mit nachträglichem Auflösen der Salzmatrix, von POPP, 2002)

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. 5-32 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. 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.

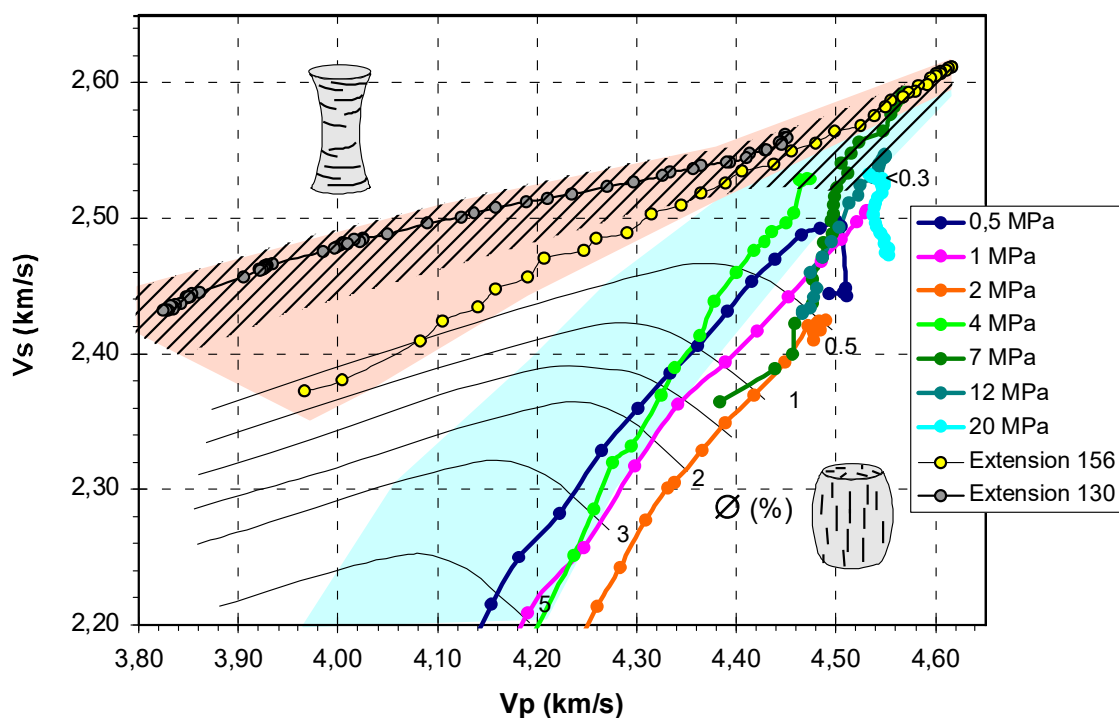


Abb. 5-33. Variationsfeld von V_p und V_s mit Isolinien der Porosität. Die Variationsfelder der Kennlinien von Verformungsexperimenten in Kompression (aktuelle Verformungsversuche Leine-Steinsalz: Großblock Angersdorf) und Extension (Literaturdaten) zeigen die Streuung der Messwerte. Zusätzlich sind schematische Rissmuster dargestellt.

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. 5-33). 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 hier in den aktuellen Messungen ermittelte versuchsspezifische Verlauf der versuchsspezifischen 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. 5-33 dargestellte Vp-Vs-Porositäts-Variationsdiagramm zur Porositätsbestimmung ($> 0.3\%$) genutzt werden.

Für die Verwendung dieses Diagramms gelten folgende Einschränkungen:

- Die Messgrößen unterliegen, wie aus Abb. 5-33 zu ersehen, lithologischen Einflüssen und zeigen eine Streuung, die in diesem Diagramm nicht berücksichtigt wird.
- Trotz der Messung von Vp und Vs nur in Richtung der Probenachse, ist die Bestimmung in der gegebenen zylindrischen Probengeometrie offenbar ausreichend, weil sich abhängig von der Belastungsgeometrie (Kompression / Extension) einfache Rissgeometrien rotationssymmetrisch ergeben. Die Messung in einer zusätzlichen Messrichtung, z.B. quer zur Probe könnte diese Annahme absichern, bzw. noch eine bessere Detektion von Rissbildung ermöglichen.
- Es werden Absolutgeschwindigkeiten von Vp und Vs mit Porositätsdaten korreliert, wobei eine Druckabhängigkeit ebenso wie ein Temperatureinfluss vernachlässigt wird. Es bleibt zu überprüfen, ob dieser Ansatz physikalisch sinnvoll ist.

Ebenfalls wird beim vorliegenden Probenmaßstab davon ausgegangen, dass

- ☐ keine größeren Risse oder Auflockerungserscheinungen vorhanden sind,
- ☐ die Risse bei isostatischer Einspannung statistisch verteilt sind.
- ☐ das Steinsalz „natürlich trocken“ ist.

5.2.2.4 Dilatanz- und Schädigungsgrenze – „Neues Dilatanzkonzept“

Das von der BGR entwickelte Dilatanzkonzept basiert auf der Festlegung eines Spannungskriteriums, auf dessen Basis wirkende Spannungsbedingungen innerhalb einer Gesteinsbarriere 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 definiert) und unterhalb ab (die volumetrische Dehnrates ist positiv definiert). 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.

Allerdings hat sich in den letzten beiden Jahren 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 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.

Die hier an Leine-Steinsalz durchgeführten Versuche ermöglichen aufgrund der Vielzahl der Messparameter eine Verifizierung des „neuen“ Dilatanzkonzeptes mit den zwei vorher definierten Spannungsgrenzen.

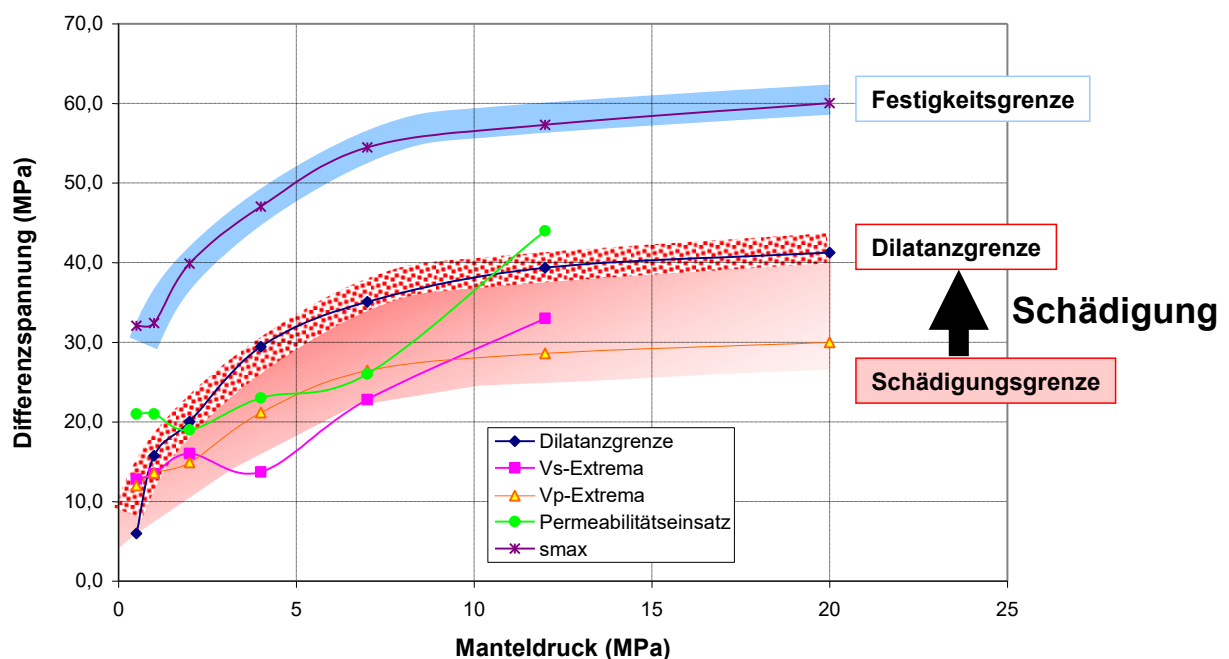


Abb. 5-34. Festigkeits- und Dilatanz bzw. Schädigungsgrenze abgeleitet aus der Geschwindigkeits-signatur der verschiedenen gemessenen Parameter während kompressiver Belastung an Leine-Steinsalz.

Abb. 5-34 fasst die Ergebnisse der Festigkeitstests der untersuchten Probenserie zusammen. Bemerkenswerterweise ergibt sich analog zu den wenigen bisher vorliegenden Literaturdaten ein deutlicher Unterschied für die spannungsabhängige Detektion des Auftretens von Schädigung, je nach dem, welcher Parameter betrachtet wird.

Bei kleinen Einspannungen ($\sigma_{\min} < 3 \text{ MPa}$) fallen Schädigungs- und Dilatanzgrenze offenbar zusammen, 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 relativ flacher, d.h. eine Zunahme infolge Rissöffnung wird über die Dilatanzmessung relativ verzögert erfasst (vgl. Abb. 5-30). Im Gegensatz 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. 5-32).

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 (mutmaßlich ohne eine signifikante Dilatanzzunahme) als auch intrakristalline Spaltrisse auftreten. Da Letztere, wie Abb. 5-32 zeigt, nicht interkonnektierend sind, resultiert die Permeabilitätszunahme mutmaßlich in erster Linie aus der Interkonnektion von geöffneten Korngrenzen, wobei hierfür keine signifikante Dilatanzzunahme erforderlich ist (vgl. Perkolationsmodelle, Kap. 7.3.2). 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 hier vorliegenden Untersuchungen das neue Dilatanzkonzept, das bezüglich einer Schädigungs- und Dilatanzentwicklung unterscheidet. Bedeutungsvoll ist, dass noch unterhalb der mittels Volumenmessung bestimmten Dilatanzgrenze bereits ein Anstieg der Permeabilität nachgewiesen wird. Dies unterstreicht die Bedeutung der „alten“ BGR-Dilatanzgrenze. Allerdings ist die abschließende Bewertung einer zeitlichen Permeabilitätsentwicklung innerhalb einer noch unterhalb der Dilatanzgrenze beanspruchten Steinsalzbarriere noch nicht abschließend geklärt. Offen ist insbesondere, ob die Schädigung fortschreitet, oder ob sich mit zunehmender Standzeit unter konstanter Belastung möglicherweise eine Schädigungserholung ergibt. Hierfür sind Langzeitkriechversuche innerhalb eines relevanten Belastungsspektrums erforderlich, die aber nicht Inhalt des vorliegenden Vorhabens waren.

5.2.2.5 Permeabilitäts/Porositätsbeziehung von Steinsalz

Der für Leine-Steinsalz vorliegende Datensatz bietet weiterhin aufgrund der Bandbreite der zwischen 0,5 und 20 MPa durchgeführten Permeabilitätsmessungen eine einzigartige Basis zur Bewertung vorhandener Ansätze zur quantitativen phänomenologischen Beschreibung der Relation zwischen der Permeabilität k und der Rissporosität $\emptyset$ für dilatant verformtes Steinsalz.

Hier wird auf eine Beschreibung von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) zurückgegriffen, die eine Modifikation des von POPP (2002) ursprünglich entwickelten Lösungsansatzes darstellt. Sie basiert auf der Beobachtung einer zweiphasigen Porenraumentwicklung, wonach sich die Abhängigkeit der Permeabilität k von der Porosität $\emptyset$ über einen zweiteiligen Potenzansatz vom Typ $k \sim \emptyset^n$ entwickelt. Für die zwei Bereiche wurden n -Werte von $n_1 : 2 - 4$ bzw. $n_2 : \sim 1$ ermittelt.

Wichtig ist, dass der Übergang von Regime 1 – initiale Rissöffnung – zu Regime 2 – von der wirkenden Einspannung, d.h. $\sigma_{\min}$ abhängt. Dieser Zusammenhang wird über folgende Beziehung beschrieben:

$$k = \frac{k_{tp}}{\left(\left(\frac{\phi}{\phi_{tp}} \right)^{-n_1} + \left(\frac{\phi}{\phi_{tp}} \right)^{-n_2} \right)} \quad (5-17)$$

n_1 und n_2 sind Konstanten entsprechend den beiden Regimen, die sich mit unterschiedlichen Kurvensteigungen in der doppeltlogarithmischen Darstellung ergeben. Die anderen Konstanten sind abhängig von der kleinsten wirkenden Hauptspannung $\sigma_{\min}$ (für die Parameter der Bestimmungsgleichungen s. Abb. 5-35):

$$k_{tp} = a_k \cdot \exp(-b_k \cdot \sigma_{\min}) \quad (5-18)$$

$$\phi_{tp} = a_\phi \cdot \exp(-b_\phi \cdot \sigma_{\min}) \quad (5-19)$$

Zur Überprüfung dieses Modellansatzes sowie zur Illustration des Einflusses der minimalen Hauptspannung bzw. des Manteldrucks p_c sind in Abb. 5-35 die Ergebnisse der durchgeführten Laborversuche zwischen $\sigma_{\min} = 0,5 - 20$ MPa dargestellt. Die Permeabilität wurde dabei kontinuierlich gemessen und die effektive Porosität ergibt sich über die Volumenverformungskurve, wobei deren Minimum einer Porosität von $\emptyset = 0$ entspricht.

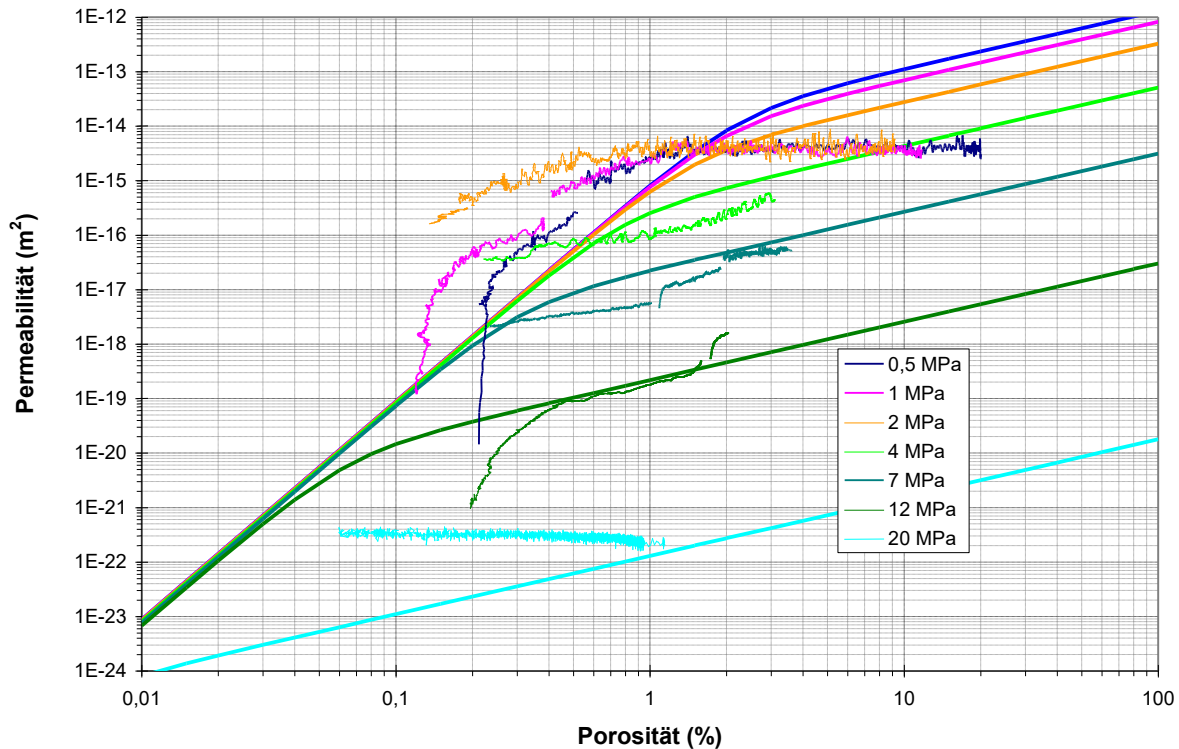


Abb. 5-35. Zusammenhang zwischen Permeabilität und Porosität: Vergleich experimenteller Messdaten aus den Verformungsexperimenten an Leine-Steinsalz bei diskreten Manteldruckstufen. Korrespondierend zu diesen Minimalspannungen sind die Modellkurven von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) dargestellt.

Tab. 5-6. Parameter für die Beschreibung der Permeabilität als Funktion der Porosität in Abhängigkeit von der wirkenden Gebirgsspannung $\sigma_{\min}$ (nach HEEMANN & HEUSERMANN, 2004).

Parameter	Wert	Parameter	Wert
a_k	$4.27\text{E-}14 \text{ m}^2$	a_ϕ	0.0263
b_k	1.26 MPa^{-1}	b_ϕ	0.3093 MPa^{-1}
n_1	4	n_2	1.07

Dabei zeigt sich, dass die Modellkurven von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) sehr gut die experimentell beobachtete Abhängigkeit der Permeabilität von der Porosität für die verschiedenen Manteldrücke, insbesondere höhere Einspannungen ab 2 MPa wiedergeben.

Bzgl. der experimentellen Datenbasis ist anzumerken, dass bisher nur wenige Experimente mit syndeformativer Permeabilitätsmessungen bei Manteldrücken $> 5 \text{ MPa}$ bekannt sind. Die hier vorliegenden neuen Ergebnisse belegen den Einfluss der wirkenden Normalspannung auf die Permeabilität, d.h. trotz einer Schädigung, wie sie durch die gemessene Dilatanz belegt ist, kommt es nur zu einer geringen Zunahme der Permeabilität. Dieser Effekt wird ebenfalls durch die Modellkurven dokumentiert.

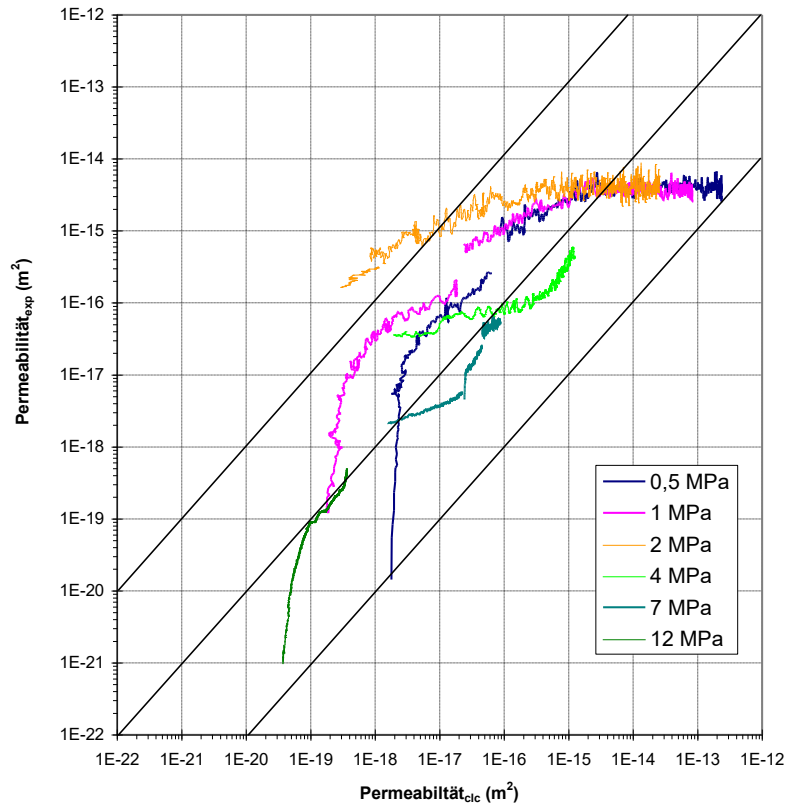


Abb. 5-36. Gegenüberstellung gemessener und den nach HEEMANN & HEUSERMANN (2004) berechneten Permeabilitäten.

Der unmittelbare Vergleich der gemessenen und nach dem Ansatz von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) berechneten Permeabilitäten in Abb. 5-36 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Die Abweichung beträgt für die relevanten Schädigungsbereiche etwa eine Größenordnung, was in Anbetracht des abgedeckten Permeabilitätsspektrums von 5 Größenordnungen sowie der lithologischen Variabilität der Proben zufriedenstellend ist.

In der Bewertung der Qualität der Anpassung ist festzuhalten, dass die von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) entwickelte Beziehung den Zusammenhang zwischen Permeabilität und Porosität sehr plausibel beschreibt und auch durch die hier bestimmten Messdaten belegt wird. Unabhängig davon fehlt bisher ein Lösungsansatz zur Einbeziehung von schichtungsinduzierten, hier vor allem durch Anhydritlagen verursachten Anisotropie- bzw. Sperrefekten.

5.2.2.6 Verheilungsprozesse im Steinsalz

Die hier untersuchten Kernproben weisen aufgrund einer Gewinnungs- und präparationsbedingten Auflockerung gegenüber ungeschädigtem Steinsalz signifikant erhöhte Permeabilitätswerte auf. Allerdings lässt sich unter isostatischer Einspannung sowie abhängig von

der Haltezeit bei höheren Einspannungen die geringe Steinsalzpermeabilität zumindest teilweise wieder herstellen (z.B. POPP et al., 2001), was auch durch die hier vorliegenden Ergebnisse belegt wird (Abb. 5-27). Dies entspricht dem natürlichen Prozess einer Riss-schließung, wobei hier zusätzlich noch Verheilungsprozesse wirken können.

Die Messdaten der Druckabhängigkeit der Permeabilität können mit verschiedenen Modellen ausgewertet, wobei vereinfachend elastisches Porenverhalten angenommen wird, obwohl die Permeabilitätsreduktion nach Ausweis einiger Beispiele in Abb. 5-27 zumindest teilweise irreversibel ist:

$$\text{WALSH (1981): } k = k_o \cdot [1 - \log(p_c/p_{co})]^n \quad (5-20)$$

$$\text{SCHOPPER (1983): } k = k_o \cdot \exp(-\chi \cdot p_c) \quad (5-21)$$

Aus den in Abb. 5-27 dargestellten Messdaten zur Spannungsabhängigkeit der Permeabilität resultiert in Analogie zu den Ergebnissen von SCHOPPER (1983) sowie STORMONT & DAEMEN (1992) in halblogarithmischer Darstellung ein quasi-linearen Verlauf, der mit unterschiedlichen Kompaktionskoeffizienten χ korreliert ist. Der hier auf Basis der Messdaten für χ bestimmte Werte-Bereich von 0,2 bis 0,4 stimmt mit den Ergebnissen letztgenannter Autoren überein.

Ebenfalls zeigen POPP et al. (2001), dass die Abnahme der Permeabilität mit einer Zunahme der Ultraschallgeschwindigkeiten korreliert ist, d.h. während der druckabhängigen Kompaktion nehmen die Ultraschallgeschwindigkeiten zu, wenn auch degressiv. Bei maximaler Kompaktion werden Permeabilitätswerte $<10^{-20} \text{ m}^2$ erreicht bzw. Ultraschallgeschwindigkeiten die denen für unverritztes Steinsalz entsprechen: $V_p = 4.62 \pm 0.1 \text{ km/s}$ bzw. $V_s = 2.65 \pm 0.05 \text{ km/s}$ (z.B. POPP & KERN, 1999). Dies wird auch durch die hier durchgeführten Ultraschall-Messungen an Leine-Steinsalz (kompaktiertes Material aus dem Großblock, vgl. Abb. 5-21) bestätigt.

Die spannungsinduzierte Permeabilitätsabnahme resultiert zunächst aus der hauptsächlich elastisch induzierten Schließung sehr flacher Risse (überwiegend aufgelockerte Korngrenzen und Spaltrisse) infolge einer Verringerung der Rissweite, wobei gleichzeitig die Zahl der Kontaktpunkte zwischen gegenüberliegenden Rissflächen zunimmt und somit eine Rissverhärtung eintritt (vgl. Diskussion bei WEBER, 1994).

Darüber hinaus wirken zusätzlich plastische Verformungsprozesse (z.B. CRISTESCU & HUNSCHE, 1998), die eine zeitliche Abnahme der Permeabilität bewirken. Diese bleibt nach einer Entlastung zumindest teilweise erhalten, was auch durch die hier durchgeführten Versuche belegt wird (vgl. Abb. 5-27). Die bei konstanter Einspannung stattfindende zeitliche Abnahme der Permeabilität ist in Abb. 5-37 für mehrere Versuchskurven zusammengestellt, wobei die Belastung 20 MPa isostatische Druckeinspannung betrug.

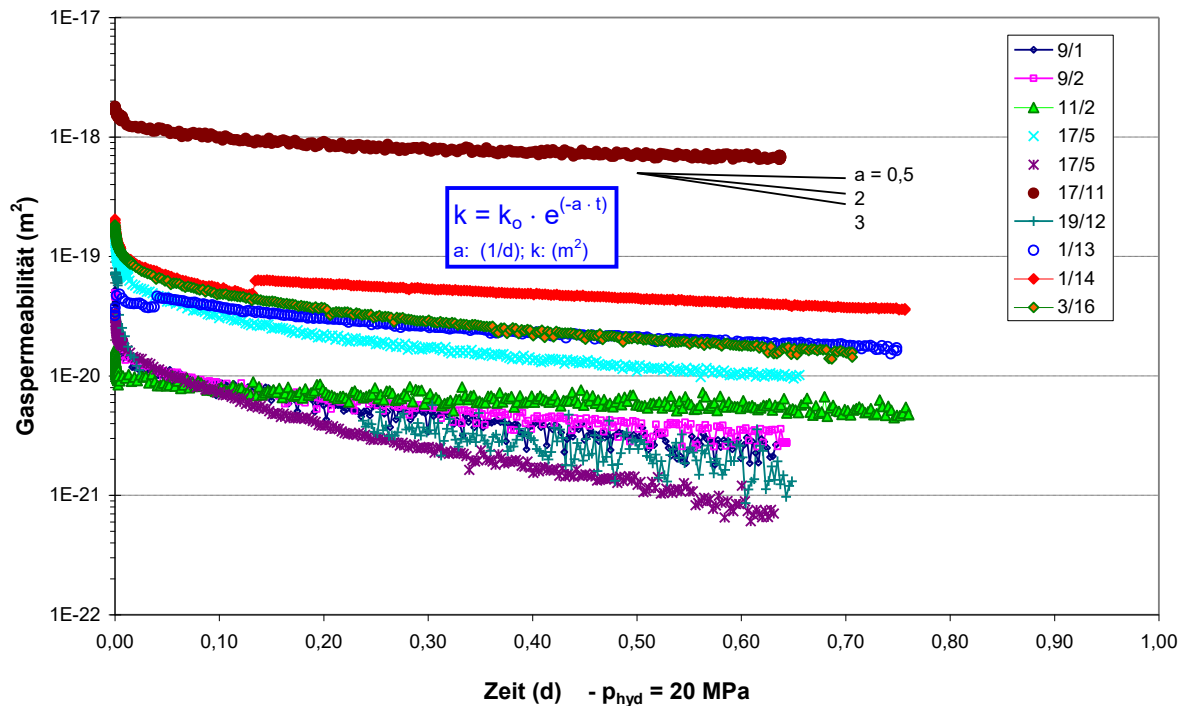


Abb. 5-37. Permeabilitätsabnahme von Leine-Steinsalz aus der Wetterstrecke, abhängig von der Belastungszeit bei 20 MPa. Als Referenz sind Modellkurven für einen Exponentialansatz (s. Formel-Inset) mit a als Verheilungskoeffizient dargestellt.

Als charakteristischer Zeitverlauf zeigt sich ein zweiphasiges Verhalten mit einer transienten und stationären Phase:

- (1) bei konstant gehaltener Belastung nimmt die Permeabilität zunächst deutlich ab, dann analog zur Kompaktion, sukzessive schwächer ab, bis sich
- (2) nach diesem transienten Übergangsbereich eine Stabilisierung mit einer annähernd konstanten Abnahmerate ergibt. Dieser stationäre Zusammenhang zwischen der Abnahme der Permeabilität und der Standzeit kann näherungsweise durch einen einfachen exponentiellen Ansatz beschrieben werden, wie er in Abb. 5-37 dargestellt ist.

Für die hier bei $\sigma_{\min} = 20$ MPa durchgeführten Kurzzeittests variiert der Verheilungskoeffizient a zwischen 3 und 0,5 1/MPa. Dieses Variationsspektrum liegt allerdings rund eine Größenordnung höher als durch umfangreiche Untersuchungen von POPP & MINKLEY (2007) mittels Langzeituntersuchungen von mehreren Monaten Versuchsdauer bestimmt wurde.

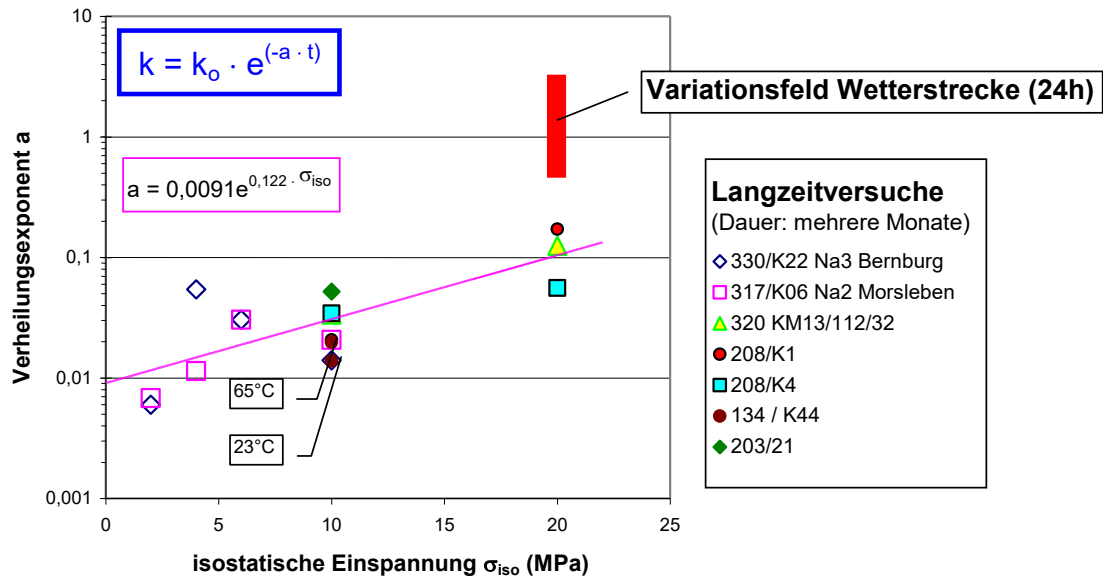


Abb. 5-38. Variation des Verteilungsexponenten a bei Änderung der Einspannung für einen exponentiellen Zusammenhang zwischen der Abnahme der Permeabilität k_0 (m^2) und der Standzeit t (d) – Die Korrelation gilt für die Messungen bei Raumtemperatur.

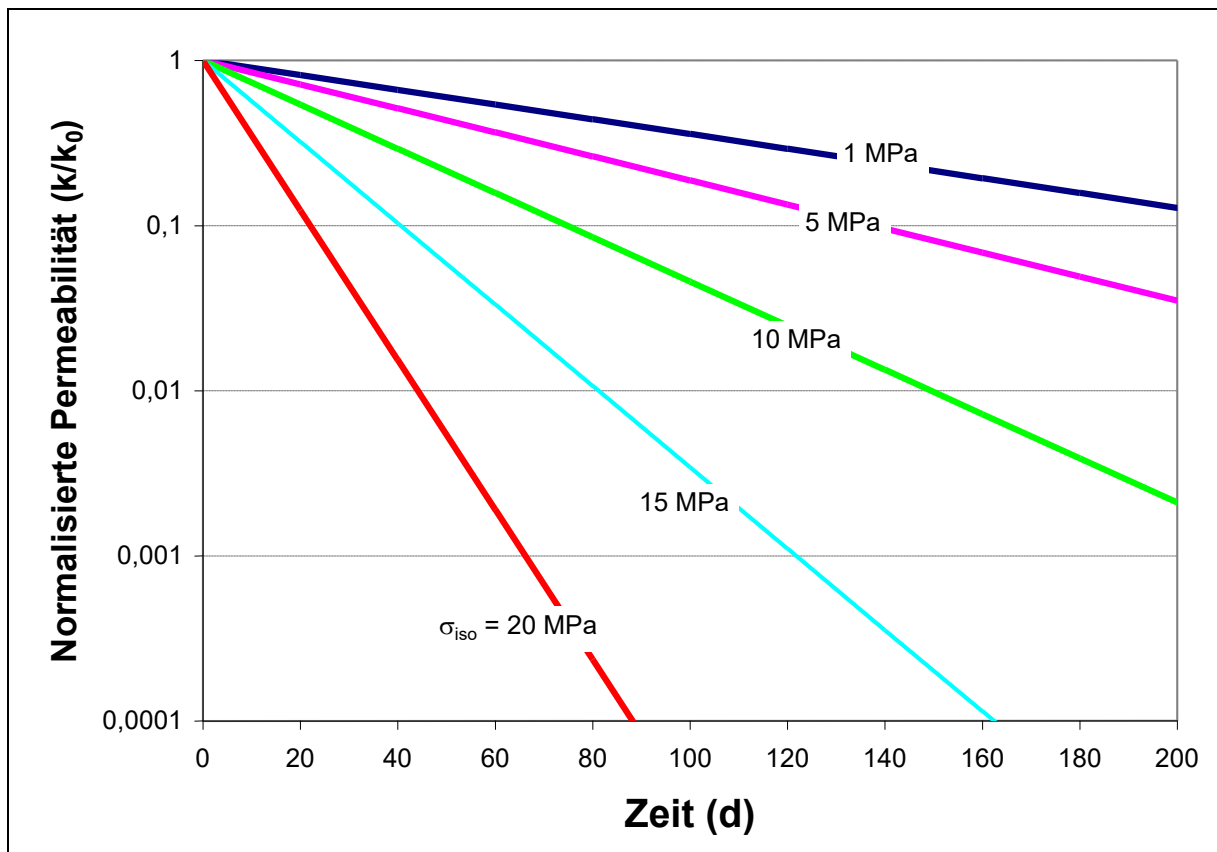


Abb. 5-39. Modellkurven für die Abnahme der Permeabilität mechanisch aufgelockerter (trockener) Proben basierend auf dem in Abb. 5-38 dargestellten spannungsabhängigen Verteilungskoeffizienten a .

Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass die Effizienz einer zeitlich bedingten Permeabilitätsabnahme vom Manteldruck abhängt. Letztgenannte Autoren bestimmten an trockenen Proben mit Belastungen ≤ 10 MPa für den Verheilungskoeffizient a Werte zwischen 0,01 und 0,1 (vgl. Abb. 5-38), während für einen Belastungsbereich bei $\sigma_{\text{iso}} = 20$ das Spektrum zwischen 0,04 und 0,2 betrug.

Basierend auf dem in Abb. 5-38 abgeleiteten mittleren Trend für den Spannungsabhängigen Verheilungskoeffizienten a kann für beliebige Ausgangspermeabilitäten deren zeitliche Abnahme für unterschiedliche isostatische Einspannungen berechnet werden:

$$k = k_0 \cdot e^{0,0091e^{0,122 \cdot \sigma_{\text{iso}}}} \quad (5-22)$$

Hiermit berechnete Modellkurven sind in Abb. 5-39 dargestellt.

Dabei wird deutlich, dass die Effizienz einer kompaktionsbedingten Permeabilitätsabnahme von der wirkenden Einspannung bestimmt wird. Unabhängig davon zeigt sich, dass innerhalb überschaubarer Zeiträume von wenigen Jahren die Permeabilität von geschädigtem Steinsalz signifikant reduziert wird, sobald keine deviatorischen Belastungen neue Schädigungen induzieren. Damit eröffnen die hier bestimmten zeitlichen Abhängigkeiten zumindest die Möglichkeit einer Prognose der Effizienz von spannungs-induzierten Verheilungsprozessen.

Anzumerken ist jedoch, dass in der Literatur aktuell noch keine belastbaren Informationen aus Langzeituntersuchungen über den Verlauf bei niedrigen Permeabilitäten vorliegen, die die Ableitung eines realistischen Verheilungsansatzes erlauben. Unter Langzeitbedingungen ist zu erwarten, dass sich die Permeabilität einem Grenzwert entsprechend der Permeabilität von unverritztem Steinsalz annähern wird. Dabei sind zwei Aspekte zukünftig durch weitere Laboruntersuchungen zu belegen:

- Langfristig werden die stattfindenden plastischen Verformungsprozesse zu einer nahezu vollständigen Risschließung, d.h. Verheilung, führen, wobei eine sehr geringe Restporosität an Korngrenzengzwickeln (bzw. Tripelpunkten) in Form von isolierten Poren erhalten bleibt. Deshalb wird sich auch der hier beobachtete exponentielle Zusammenhang mit progressiver Porositätsabnahme verringern. Dieser finale Abschnitt wird durch die hier vorliegenden Untersuchungen nicht abgedeckt.
- In Untersuchungen an synthetischem Probenmaterial konnte gezeigt werden, dass mit steigendem Feuchtigkeitsgehalt im Porenraum die Effizienz plastischer Kompaktionsprozesse zunimmt (vgl. TER HEEGE et al., 2005a, b). Die zur Quantifizierung dieses Effekts notwendigen Untersuchungen an natürlichem Steinsalz stehen aber noch aus.

5.2.3 Laboruntersuchungen an Anhydrit bzw. Anhydrit/Steinsalz-Kontakten

Ziel der Laboruntersuchungen an Anhydrit war:

- (1) die Untersuchung des im Hauptanhydrit vorliegenden Schädigungszustandes und
- (2) die Vertiefung der für anhydritische Gesteine vorliegenden geomechanischen Datenbasis, um die beim Gebirgsschlag in der über dem Bruchfeld 1996 liegenden Hangendbarriere aufgetretenen Entspannungsdeformationen, Gebirgsspannungsumlagerungen und die daraus resultierenden Konsequenzen für die Festigkeit und hydraulische Dichtheit besser bewerten zu können.

Allerdings ließen sich die ursprünglich sowohl zur Durchführung von Frac- und Permeabilitätsmessungen sowie zur Probennahme geplanten Bohrungen aufgrund der nicht erteilten Genehmigung des LAGB nicht realisieren, weil befürchtet wurde, dass analog zu dem durch die Wettertorumfahrung aufgeschlossenen Laugenzutritt, neue Lösungszutritte ins Grubenfeld induziert werden könnten.

Im Vorhabenszeitraum wurde von KAMLOT (2009) eine umfassende Monographie zur Bewertung der geologischen Barrierefunktion in einem Salzbergwerk vorgelegt, die bzgl. ihrer wesentlichen Ergebnisse nachfolgend kurz zusammengefasst wird. Da weitergehende standortspezifische Daten von Hauptanhydrit und insbesondere zum Schädigungszustand von Anhydrit unterhalb der Wetterstrecke nicht gewonnen werden konnten, konzentrieren sich die Untersuchungen auf die Bestimmung der Kontaktfestigkeit des Überganges Leine-Steinsalz/Hauptanhydrit.

5.2.3.1 Barriereintegrität von Anhydrit

Anhydrit zeigt gegenüber Steinsalz mechanisch ein sehr unterschiedliches Verhalten (KAMLOT, 2009):

- Bei Anhydrit überwiegt das elastische Verhalten und inelastisches Verhalten tritt erst kurz unterhalb der Materialfestigkeit auf und ist mit Rissbildung bzw. Bruchflächenausbildung verbunden. Im unteren Spannungsbereich ($\sigma_1 \approx 0,5 \sigma_D$) können Abweichungen vom linear elastischen Verhalten als Setzung, d.h. durch Schließen von Mikrorissen, auftreten.
- Die Festigkeiten liegen meist weit über den bergbaurelevanten Beanspruchungen, so dass das rheologische Verhalten überwiegend als untergeordnet und vernachlässigbar angesehen werden kann (vgl. Abb. 5-40). Die Bruchverformungen liegen zwischen ca. 0,1 bis ca. 0,5 % bei triaxialer Beanspruchung bis $\sigma_3 = 15 \text{ MPa}$.
- Ein Kriechverhalten von Anhydrit, selbst unter relativ hohen Differenzspannungen, ist nach Ausweis von Kriechuntersuchungen und Relaxationstests praktisch vernachlässigbar. Plastische Verformungsanteile werden erst bei Spannungen beobachtet, die mindestens 80 % der späteren Bruchspannung erreicht haben.

Nach Laboruntersuchungen (an Probenmaterial aus Pöthen bzw. Bernburg – KAMLOT, 2009) ist ungeklüfteter Anhydrit hydraulisch dicht ($k < 10^{-23} \text{ m}^2$), was aus der dichten hornsteinartigen Gesteinsmatrix resultiert. Als Konsequenz ist auch eine Druckabhängigkeit der Permeabilität nicht nachweisbar. Die „Barrierewirkung“ von Anhydrit hängt deshalb vor allem vom vorliegenden Kluftinventar ab, das sich infolge der geotektonischen Beanspruchungen ergeben hat. Unabhängig davon zeigen die *In-situ*-Befunde das im Anhydrit vorhandene „natürliche“ Klüfte zumeist durch Mineralausfällungen mit Carnallit oder Steinsalz verheilt sind.

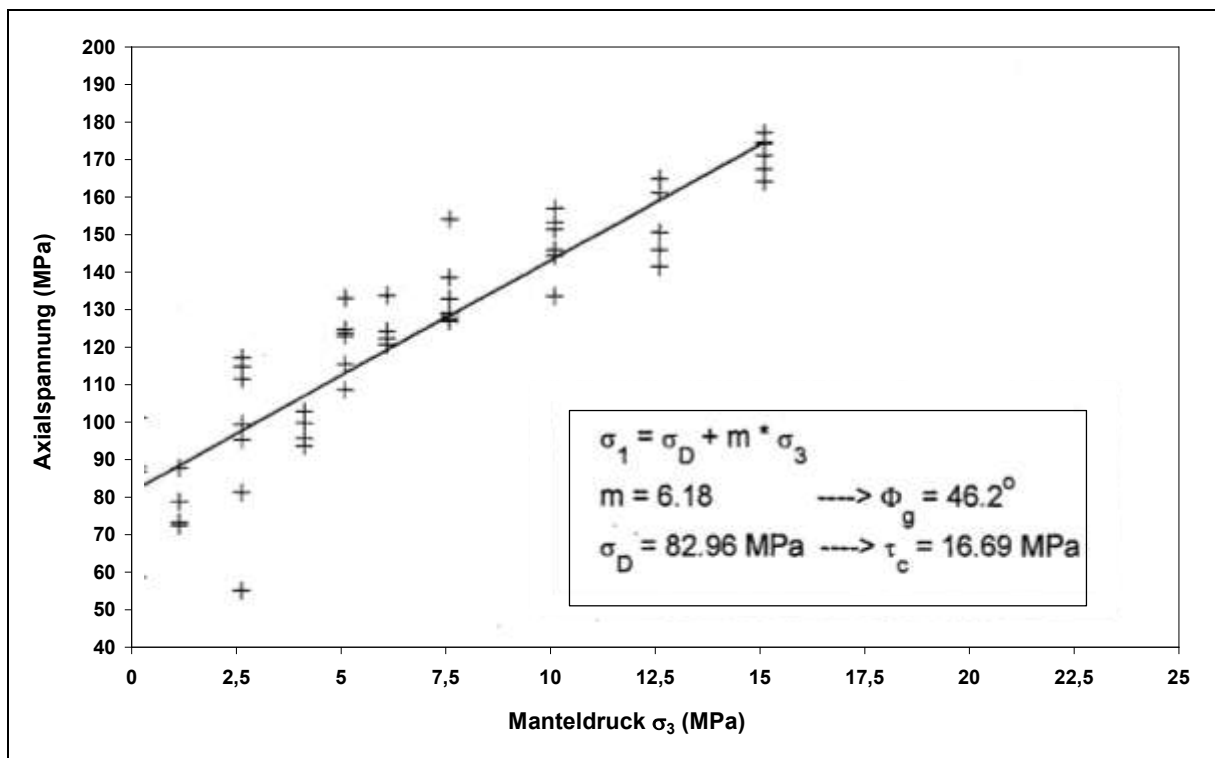


Abb. 5-40. Festigkeit A3 Pöthen in Abhängigkeit vom Manteldruck (aus KAMLOT, 2009).

5.2.3.2 Scherfestigkeit des Kontaktes Steinsalz/Anhydrit

Die Kontaktzone zwischen Hauptanhydrit und Leine-Steinsalz ist entsprechend der lithologischen Variabilität des Überganges für Anhydrit in Normal- bzw. Klippenausbildung sehr heterogen ausgebildet (vgl. Kap. 5.1.3.3). Für die Bearbeitung werden aufgrund des geologischen Kernbefundes drei Typen unterschieden:

- (Typ 1) Normalausbildung - scharf ausgebildete Kontaktzone
- (Typ 2) Klippenbildung - unscharfer Übergang mit eng verzahnter Wechsellagerung von Anhydrit/Steinsalz

Daran schließt sich als (Typ 3) das Anhydritmittelsalz, das ebenfalls aus Steinsalz mit volumenmäßig unterschiedlichen Anhydriteinschaltungen durchsetzt ist.

Ziel der Untersuchungen war, diese Trennflächenvarietäten bzgl. der Variabilität ihrer Scherfestigkeiten genauer zu charakterisieren. Allerdings war das zur Verfügung stehende Pro-

benspektrum trotz der Beprobung verschiedener Standorte in der Grube Teutschenthal aufgrund der Schwierigkeit ungeschädigte Steinsalz/Anhydrit-Übergänge zu erbohren nicht ausreichend. Deshalb wurde auf Probenmaterial von anderen Standorten bzw. strukturellen Einheiten zurückgegriffen, das aber aufgrund seiner Eigenschaften als hinreichend repräsentativ für die hier als relevant eingeschätzten Varietäten angesehen wurde:

- (Typ1): Teutschenthal (D) - scharfer Kontaktübergang
- (Typ 2): Aldbrough (UK) - variable Übergänge von unterschiedlich starken Anhydrit-einschlüssen im Topbereich einer im z2 anzulegenden Solkaverne (Abb. 5-41)
- (Typ 3): Zielitz (D) - dünne Anhydritschnüre in Steinsalz

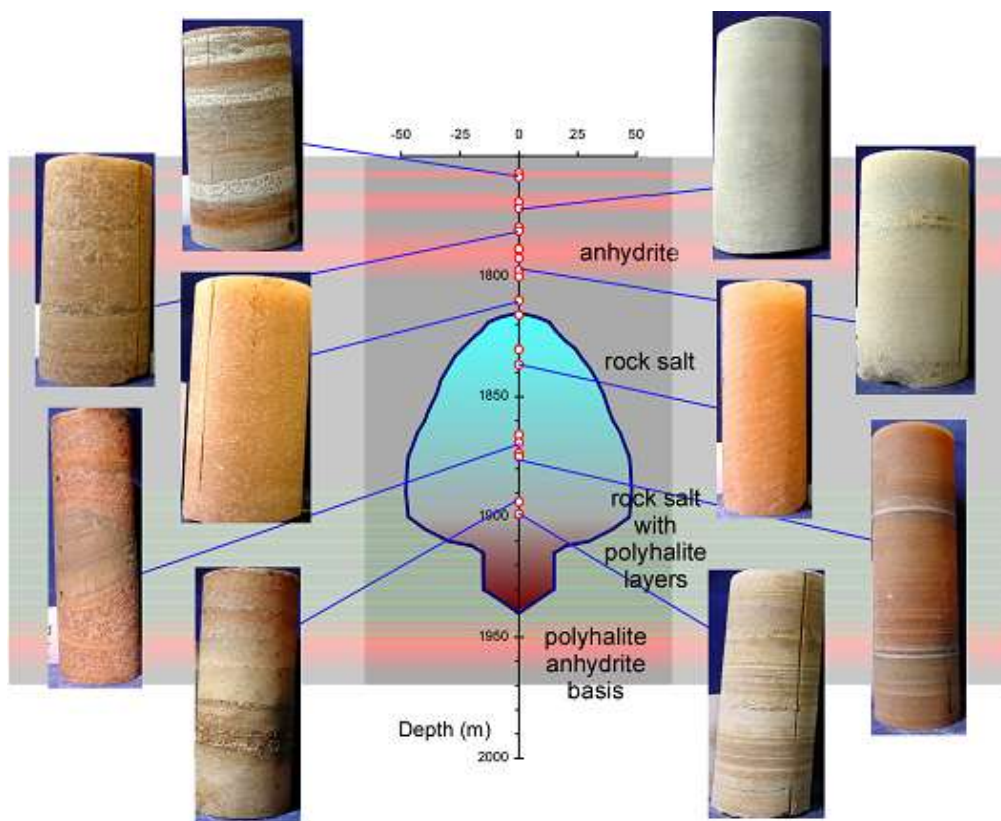


Abb. 5-41. Lithologisch Variationen von Steinsalz/Anhydrit-Wechselagerungen im Topbereich einer im Staßfurt-Steinsalz (z2) aufzufahrenden Speicherkaverne. – Typ 2 (Aldbrough)

➤ **Das MTS-Scher-Test-System des IfG**

Die diskrete Scherfestigkeit (Kohäsion) von Lockermaterialien (z. B. Böden) oder Gesteinsproben mit Trennflächen (z. B. foliierte Tonsteine) ergibt sich aus der wirkenden Schubspannung (τ_{res}) und der senkrecht dazu gerichteten Normalspannung (σ_N). Zur Beschreibung dieses Zusammenhanges wird zumeist das MOHR-COULOMBSCHE Bruchkriterium verwendet, das sich aus der gerade „Umhüllenden“ der Mohr’schen Hauptspannungskreise im

Grenzzustand ergibt. Danach wird der Schubwiderstand τ_{res} des Lockermaterials im kritischen Spannungszustand (Bruch) durch eine lineare Beziehung spannungsabhängig über die Größen c (Kohäsion) und ϕ_T (Reibungswinkel) beschrieben:

$$\tau_{\text{res}} = c + \sigma_N \cdot \tan \phi_T \quad (5-23)$$

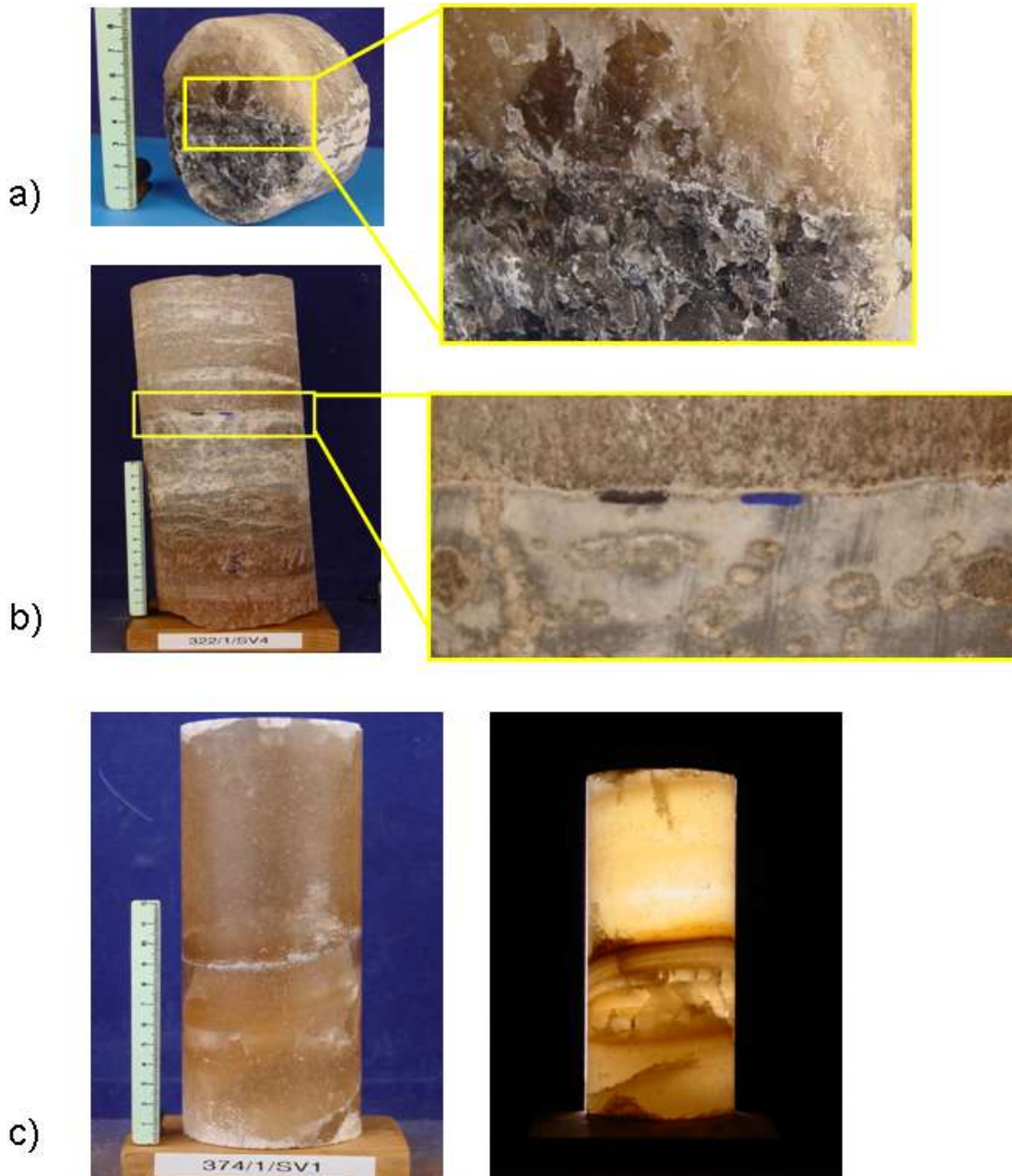


Abb. 5-42. Lithologische Anhydrit/Steinsalzkontaktzonen. a) Typ 1: scharfer Materialwechsel (Teutschenthal, Wetterstrecke 1994); b) Typ 2: lagig eingelagerte Anhydriteinschaltungen (Aldbrough (UK)); c) Typ 3: geringst mächtige Anhydritschnüren in Steinsalzmatrix (Auflicht / Durchlicht).

Für die Bestimmung dieser Parameter wird das MTS-Scher-Test-System (Modell 816) eingesetzt, in dem die zu untersuchenden Proben so ausgerichtet sind, dass die Wirkungslinie

der Scherkraft bzw. Spannung (τ) in der zu untersuchenden Trenn- oder Schichtfläche liegt und die Wirkungslinie der Normalspannung (σ_N) senkrecht zu dieser Fläche orientiert ist. Der Versuchsaufbau ist in Abb. 5-43 dargestellt. Das Gerät besteht aus einem zweiachsigen Versuchsaufbau mit vertikaler und horizontaler Krafteinleitung auf die horizontale Trennfläche entsprechend einer Geometrie mit Normal- (σ_N) und Schubspannung (τ), wobei die Probe in einer zweiteiligen Scherbox mittels eines hochfesten Ankerbetons fixiert ist und über den freien Spalt einer definierten Scherung unterzogen werden kann. Über eine servohydraulische Regeleinheit können die zwei Regelkanäle, vertikal und horizontal, jeweils Kraft- oder Weggesteuert werden.

Als Prüfkörper können standardmäßig sowohl zylindrische Proben, d. h. Bohrkerne und abgedrehte Proben bis 150 mm Durchmesser und 300 mm Länge sowie auch quaderförmige und irreguläre Probenkörper bis zu einer maximalen Größe von 200 x 200 x 300 mm verwendet werden.

Während der Belastung wird über vier, an den Ecken der Scherbox befindliche Wegaufnehmer die vertikale Verschiebung, also das Aufgleitverhalten, gemessen und über zwei horizontal angeordnete Messaufnehmer die horizontale Verschiebung der Boxen zueinander (und somit auch eine mögliche Verkipfung) bestimmt.

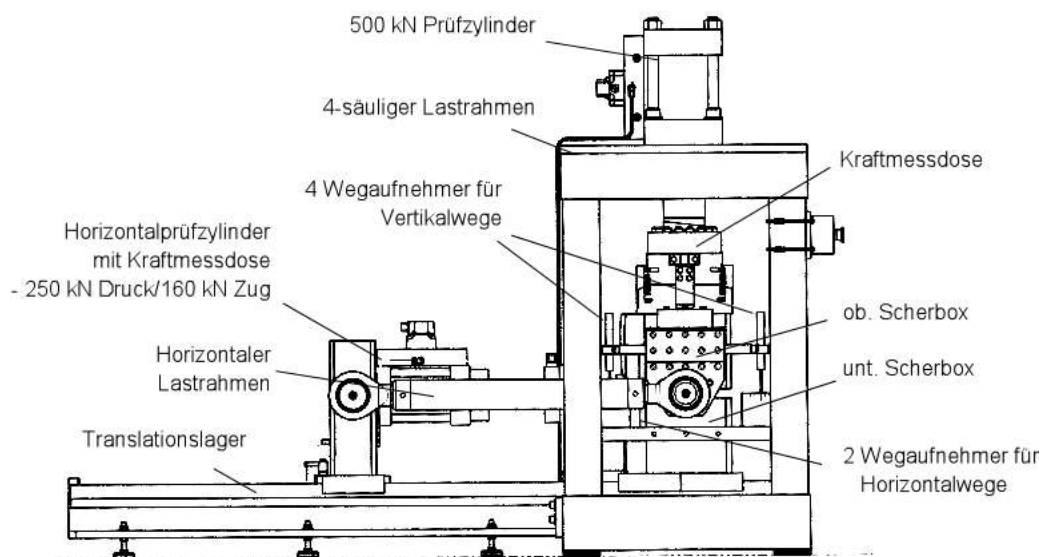


Abb. 5-43. Das MTS-Scher-Test-System (Modell 816).

Mit dem servohydraulischen Scherprüfsystem lassen sich folgende Scherversuchsaläufe realisieren:

- *Scherversuch unter konstanter Normallast (CNL)*
- *Scherversuch unter konstanter Normalsteifigkeit (CNS)*
- *Dilatanzfreier Scherversuch.*

Im Rahmen dieses Projektes wurden auftragsgemäß ausschließlich CNL-Versuche bei konstanter Normallast durchgeführt.

➤ **Versuchsprozeduren**

Zielstellung der Untersuchungen war die Bestimmung der Scherfestigkeiten der unterschiedlichen Steinsalz/Anhydrit-Übergänge. Aufgrund der begrenzten Probenzahl wurden die Scherversuche an den verschiedenen Anhydritvarietäten als Mehrstufenversuche bei verschiedenen Normalspannungen durchgeführt.

Dabei wurden zwei unterschiedliche Versuchsregimes eingesetzt, mit folgenden Abschnitten:

- (1) Vorkompaktion: Trotz des Kraft-schlüssigen Eingießens mit dem hochfesten Bohrlochzement hat es sich als vorteilhaft erwiesen, den Prüfkörper in vertikaler Richtung über zyklische Belastung bis etwa 1 MPa zunächst vorzuverdichten, wobei horizontale Scherkraft und Scherverformung im Rahmen der Regelgenauigkeit bei 0 gehalten werden.

- (2) Bestimmung der Scherfestigkeit des intakten Materials

- a. **Konventioneller Mehrstufenversuch:** 1 Peakfestigkeit + 3 Restfestigkeiten

Nach Aufgabe einer definierten Belastung von σ_N zwischen 1 und 10 MPa wird der Prüfkörper unter Vorgabe einer definierten Verschiebungsrate (hier generell 0,002 mm/s) mit entsprechender Erhöhung der Horizontalkraft durchschert und bis in den Restscherfestigkeitsbereich verformt. Danach wurde die Normalspannung in Stufen erhöht und die Scherung fortgesetzt.

- b. **Mehrstufenversuch mit Brucherkennung für die multiple Bestimmung der Peakfestigkeit:** bis zu 5 Peakfestigkeiten (+ alternative Restscherfestigkeit)

Analog zum konventionellen Scherversuch wird die Probe mit einer konstanten Scherverschiebungsrate unter automatischer Erhöhung der Horizontalkraft verformt, bis sich ein Scherfestigkeitsmaximum ergibt. Im Moment des Peak-Maximums wird der Scherversuch manuell abgebrochen und die Probe horizontal schnell entspannt. Unter der Voraussetzung, dass die potentielle Scherfläche noch nicht durchschert ist wird dieser Belastungszyklus noch bis zu 4x wiederholt, so dass im Ergebnis 5 Scherfestigkeitswerte für verschiedene Normalspannungen vorliegen.

- (3) Restscherfestigkeit: Mehrfachbestimmung der Restscherfestigkeit für verschiedene Normalspannungen. Abhängig von der Lage der ausgebildeten Trennfläche (ein Abgleiten bei einer geneigten Trennfläche würde zu niedrigen Werten führen) und der erzielten Scherflächenschädigung (unterschiedliche Rauigkeiten der Kontaktflächen infolge Mylonitisierung von zerscherten Mineralkomponenten).

Neben der Messung der Scherspannungen wird als wichtiger Messparameter während des Scherversuchs zusätzlich zur Horizontalverschiebung (= Scherdeformation) auch die vertikale Probenverschiebung der beiden Scherkästen zueinander bestimmt. Sie entspricht der normalen Aufgleitung bzw. der Aufweitung der beiden Scherflächen und wird im Folgenden sinngemäß als Scher-Dilatanz oder einfach als Dilatanz bezeichnet.

➤ **Ergebnisse der Schertests**

Es liegen Ergebnisse von 7 Schertests an lithologisch unterschiedlichen Schichtübergängen zwischen Steinsalz und Anhydrit vor. Die Tests an Material aus Teutschenthal bzw. Zielitz wurden unter Berücksichtigung der Heterogenität der Trennflächen (interne Welligkeit der Anhydriteinschlüssen) als konventionelle Mehrstufenschertests durchgeführt. Aufgrund der Feinkörnigkeit der Steinsalzmatrix sowie der Ebenheit der Schichtflächen konnten die Tests an Aldbrough-Material jeweils als Mehrstufentests mit Brucherkennung zur Bestimmung multipler Peakfestigkeiten durchgeführt werden.

Die Versuchskurven aller Einzeltests sind in den Anlagen 5.17 bis 5.23 dargestellt. Beispielfhaft zeigt Abb. 5-44 einen Standardmehrstufentest für drei Belastungsstufen, wobei der Verformungsbetrag je Belastungsstufe jeweils 5 mm betrug.

Mit einsetzender Verformung ergibt sich ein steil ansteigender Spannungspk, der im Moment des Scherbrches z. T. abrupt abfällt, als Folge des eintretenden Kohäsionsverlusts der Trennfläche. Bei der hier gezeigten Probe liegt ein moderates Scherversagen vor, d.h. beim weiteren Durchscheren der Probe nach dem Bruch zeigt sich im Übergang zum Restfestigkeitsniveau eine relativ breite Flanke, infolge der Ausbildung einer Scherfläche. Dieser Prozess führt zunächst zum Aufgleiten der Probe an der Kontaktfläche, bis zum Kohäsionsverlust beim endgültigen Durchscheren. Nach einer Lasterhöhung wird jeweils in den nächsten die entsprechende Restscherfestigkeit bestimmt, so dass im Normalfall in jedem Versuch eine Peakfestigkeit (τ_{Peak}) sowie drei Restscherfestigkeiten (τ_{Rest}) bestimmt werden können.

Die im Restfestigkeitsniveau zu beobachtende kontinuierlich fortschreitende, quasi lineare Abnahme der Festigkeit resultiert aus der Ausbildung einer nicht ideal horizontal liegenden Scherfläche. Hierzu muss angemerkt werden, dass dies insbesondere bei kompakteren Proben oder Proben mit unregelmäßiger Trennfläche auftrat. In einem Fall wurde die Probe aus der Einbettung herausgehoben, ohne, dass ein Scherbruch eintrat. Dieses Versuchsergebnis wurde von der weiteren Auswertung ausgenommen.

Bezüglich der Probe Teutschenthal SV2 ist anzumerken, dass diese aufgrund des Bohrprozesses bereits so stark vorgeschädigt ist, so dass die scheinbare Peakfestigkeit ins Variationsfeld der Restfestigkeiten fällt.

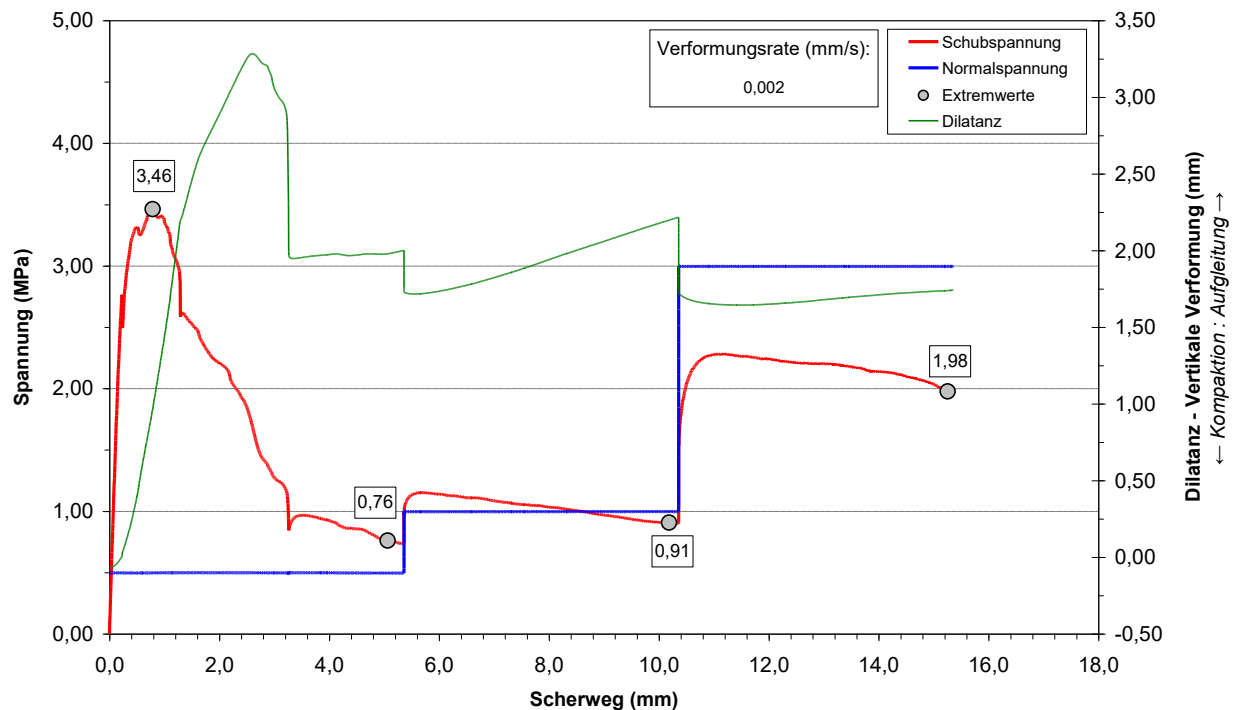


Abb. 5-44. Dreistufiger Mehrstufen-Scherversuch an geschichtetem Anhydrit (Zielitz) – SV3 - Versuchsstufen (σ_N): 0,5 MPa; 1,0 MPa und 5,0 MPa: Scherspannung und Normalspannung sowie Probendilatanz vs. Scherverschiebung.

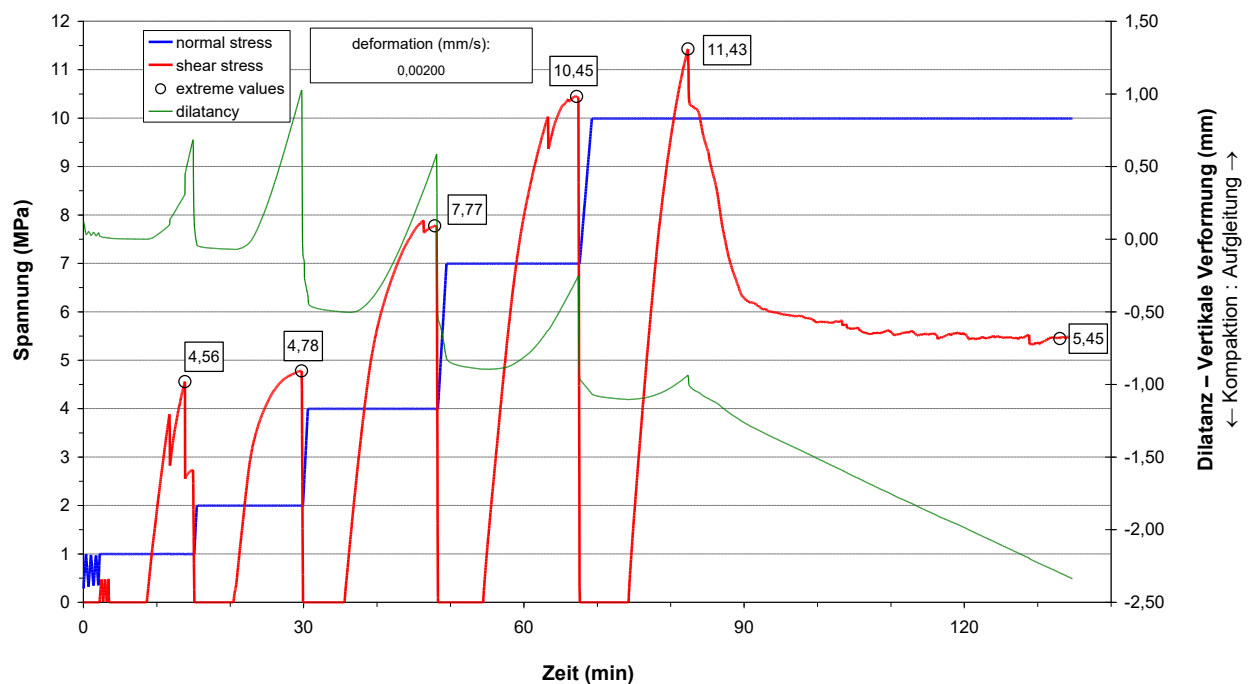


Abb. 5-45. Fünfstufiger Mehrstufen-Scherversuch an geschichtetem Anhydrit (Aldbrough, UK), mit Brucherkenntnis – SV6 - Versuchsstufen (σ_N): 1,0 MPa, 2,0 MPa, 4,0 MPa, 7,0 MPa; 1,0 MPa und 10,0 MPa: : Scherspannung und Normalspannung sowie Probendilatanz vs. Verformungszeit.

Tab. 5-7. Übersicht über die durchgeführten Mehrstufenscherversuche an Anhydrit/Steinsalz-Übergängen. Hinweis: die Farbsignaturen entsprechen den in Abb. 5-47 dargestellten je nach Versuchsgruppe farblich unterschiedlichen Messpunkten.

	Versuchs- stufe	σ_N [MPa]	τ [MPa]	Versuch [Nr]
Teutschenthal (Typ 1)	2 MPa max	2,00	4,06	GTS-SV1
	2 MPa rest	2,00	1,64	
	4 MPa rest	4,00	3,11	
	6 MPa max	6,00	5,41	GTS-SV2
	6 MPa rest	6,00	2,83	
	8 MPa rest	8,01	3,53	
Aldbrough (Typ2)	1 MPa max	1,00	4,56	322-3-SV6
	2 MPa max	2,00	4,78	
	4 MPa max	3,99	7,77	
	7 MPa max	6,99	10,45	
	10 MPa max	9,99	11,43	
	10 MPa rest	9,99	5,45	
	1 MPa max	1,00	5,92	322-1-SV4
	1,5 MPa max	1,50	6,32	
	2 MPa max	2,00	6,71	
	4 MPa max	4,00	8,45	
	7 MPa rest	7,00	5,51	
	10 MPa rest	10,00	6,74	
Zielitz (Typ3)	1 MPa max	1,00	4,20	374-SV1
	1 MPa rest	1,00	0,74	
	3 MPa rest	3,00	1,11	
	0,5 MPa rest	0,50	0,30	
	3 MPa max	3,00	6,57	374-SV2
	3 MPa rest	3,00	1,47	
	1 MPa rest	1,00	0,51	
	0,5 MPa rest	0,50	0,43	
	0,5 MPa max	0,50	3,46	374-SV3
	0,5 MPa rest	0,50	0,76	
	1 MPa rest	1,00	0,91	
	3 MPa rest	3,00	1,98	

Im Mehrstufenversuch mit Brucherkennung (Abb. 5-46) wird die Verschiebung im Moment des Bruchpunkts beendet und gleichzeitig die Scherspannung auf 0 reduziert. Die Dilatanzentwicklung zeigt an, dass es bereits vor dem Bruchpunkt zu einem Aufgleiten der Probe kommt (mutmaßlich infolge des lokalen Öffnen eines Scherrisses), die aber mit der Entlastung der Probe reversibel ist, d.h. der Riss wird mechanisch wieder geschlossen.

Da keine durchgängige Schädigung der Probe eingetreten ist, können mehrere Scherzyklen bei geringem Scherweg durchgeführt werden. Weil auch die Schersteifigkeit der Probe hoch ist, überlagern sich die verschiedenen Versuchspuren im σ - ϵ . Zur besseren Visualisierung sind deshalb in Abb. 5-46 die Versuchsparemeter gegen die Verformungszeit aufgetragen.



a)



b)



c)

Abb. 5-46. Scherproben nach Versuch (Aufsicht bzw. Seitenansicht auf Scherfläche). a) Stein-
salz/Anhydrit-Wechsel (Teutschenthal - SV1); b) Anhydrit/Steinsalz-Wechselagerung (Aldbrough
- SV4); c) kompaktes Steinsalz mit dünnlagiger Anhydritschnüre (Zielitz - SV2).

Die visuelle Inspektion der Bruchflächen nach Beendigung des Versuchs zeigt für nahezu alle Proben, dass es ausgehend von der Trennfläche Steinsalz/Anhydrit zu einer Materialab-
lösung kommt, die z. T. über Zugbrüche durch gering mächtigere Anhydritlagen durchschla-
gen können, so dass sowohl Ober- als auch Unterseite der Anhydriteinschaltung als Versa-
gensfläche wirken. Im Falle von sehr schmalen Anhydritschnüren (Typ 3) kommt es zu einer
diffusen Bruchzone der angrenzenden Steinsalzhorizonte. Infolgedessen sind die hier be-
stimmten Scherfestigkeiten vergleichbar zu denen von geschichtetem Steinsalz.

Die aus den Scherversuchen bestimmten Festigkeitsparameter der verschiedenen Ver-
suchsstufen sind in Tab. 5-7 tabellarisch zusammengestellt bzw. in Abb. 5-47 dargestellt.

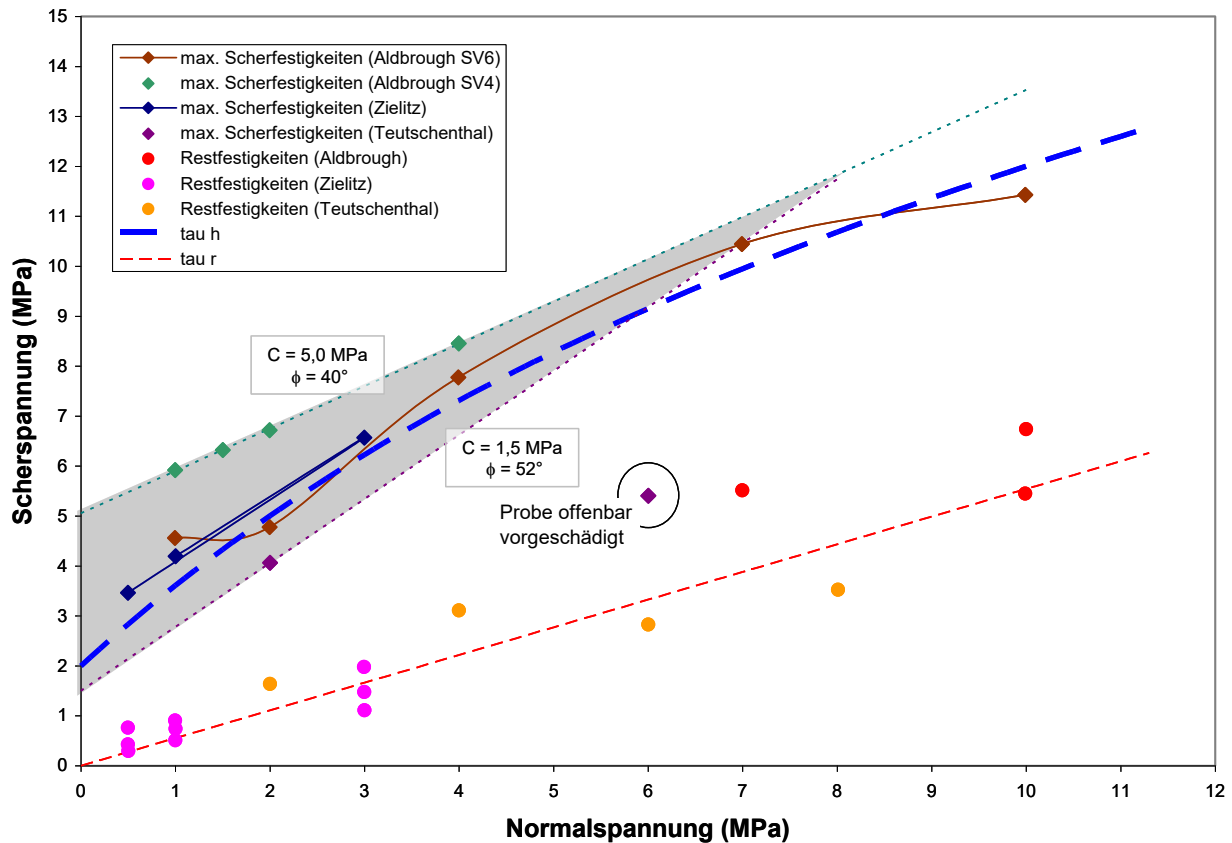


Abb. 5-47. Mohr-Coulomb-Darstellung (Schubspannung vs. Normalspannung) für verschiedene Varietäten von Anhydrit-Steinsalz-Übergängen (Zusätzlich sind die Modellkurven für das Minkley-Schermodell dargestellt).

Die Auswertung der direkten Scherversuche an lithologisch unterschiedlichen Kontaktzonen von Anhydrit/Steinsalz-Übergängen zeigt in der $(\tau-\sigma)$ -Darstellung eine erhebliche Streuung der Versuchsdaten, wobei eine Unterscheidung der hier charakterisierten Materialwechsel Typ 1 – 3 nicht unmittelbar möglich ist. Als allgemeiner Trend zeichnet sich, dass homogene, fein – mittelkörnige Steinsalzvarietäten mit relativ ebenen Steinsalz/Anhydrit-Übergängen eine hohe Kohäsion, aber niedrigere Reibungswinkel aufweisen. Umgekehrt führen heterogene, grobkörnige Proben mit zu relativ höheren Reibungswinkeln, jedoch mit geringerer Kohäsion.

Für die Grenzkurven der vorliegenden Streuung der Versuchsdaten der Mohr-Coulomb-Geraden werden folgende Parameter abgeleitet:

- oberer Festigkeit: $C = 5,0 \text{ MPa}$; $\phi = 40^\circ$
- untere Festigkeit: $C = 1,5 \text{ MPa}$; $\phi = 52^\circ$

Die hier ermittelten Festigkeiten entsprechen den Erfahrungswerten die am IfG in direkten Scherversuchen als Bandbreite an geschichtetem Steinsalz gewonnen wurden. Allerdings sind die aus den Einzelerien abzuleitenden Kohäsionswerte für geschichtete bzw. zerscher- te und wiederverheilte Anhydritgesteine (zwischen 1,5 und 5 MPa) deutlich niedriger als die

in Triaxialversuchen für verschiedene Anhydrit/Steinsalzvarietäten bestimmten Werte. Dies gilt auch für die Restfestigkeiten.

Tab. 5-8: Parameter für die Festigkeit von Anhydrit/Steinsalzübergängen aus Scherversuchen (vgl. Modellkurven in Abb. 5-47).

Restreibungswinkel	ϕ_R	29°
Aufgleitwinkel	i_0	22°
Druckfestigkeit Kontaktfläche	σ_K	10 MPa
Krümmungsparameter	K_1	1
Krümmungsparameter	K_2	0,6
Kohäsion	C	2 MPa
Maximale Differenz Haft-Gleitreibungskoeffizient	$\Delta\mu$	0,4

Weiterhin zeigt sich, dass der generelle Trend der Scherfestigkeiten mit höheren Einspannungen eine deutliche Verflachung zeigt, d.h. der klassische lineare Mohr-Coulomb-Ansatz nicht geeignet ist, das hier vorliegende Festigkeitsverhalten adäquat zu beschreiben. Eine sehr viel realistische Bewertung ist über den Minkley-Scheransatz (Kap. 6.3.2.3) möglich, wobei die entsprechenden Kurven für die maximale Scher- und Restfestigkeit in Abb. 5-47 dargestellt sind (für die entsprechenden Parameter s. Tab. 5-8).

Als Ergebnis der durchgeführten Schertests liegt eine Datenbasis vor, die die Bandbreite des Festigkeitsspektrums von Kontaktübergängen Steinsalz/Anhydrit aufzeigt, wobei insbesondere die Lithologie der Kontaktfläche (Materialkontrast bzgl. Korngrößen und Verwachsung sowie Topologie) entscheidend ist. Unabhängig davon liefert das MINKLEY-Schermodell (Kap. 6.3.2.3) gegenüber den üblichen MOHR-COULOMB-Ansätzen eine realistischere Beschreibung der Festigkeit, insbesondere bei höheren Normalspannungen. Allerdings ist die vorliegende Datenbasis noch weiter zu ergänzen.

5.3 Untersuchungen zu Schädigungsauswirkungen in einer Salinarbarriere nach starker dynamischer Beanspruchung

5.3.1 Experimentelle Untersuchungsergebnisse und gebirgsmechanische Berechnungen

Mit Auffahrung der Wetterstrecke über dem Gebirgsschlagsfeld von 1996 in der Grube Teutschenthal, die seit Mitte 2005 durchschlägig ist, sind einmalige Voraussetzungen für Untersuchungen der Schädigungsauswirkungen in der hangenden Salinarbarriere über dem Bruchfeld gegeben. Die geologische Hangendbarriere aus Rotem Salzton und Leine-Steinsalz über dem zusammengebrochenem Ostfeld der Grube Teutschenthal hat insgesamt

eine Absenkung von 1,3 m erfahren, wovon 0,5 m in wenigen Sekunden während des Gebirgsschlages eingetreten sind (Abb. 5-48).

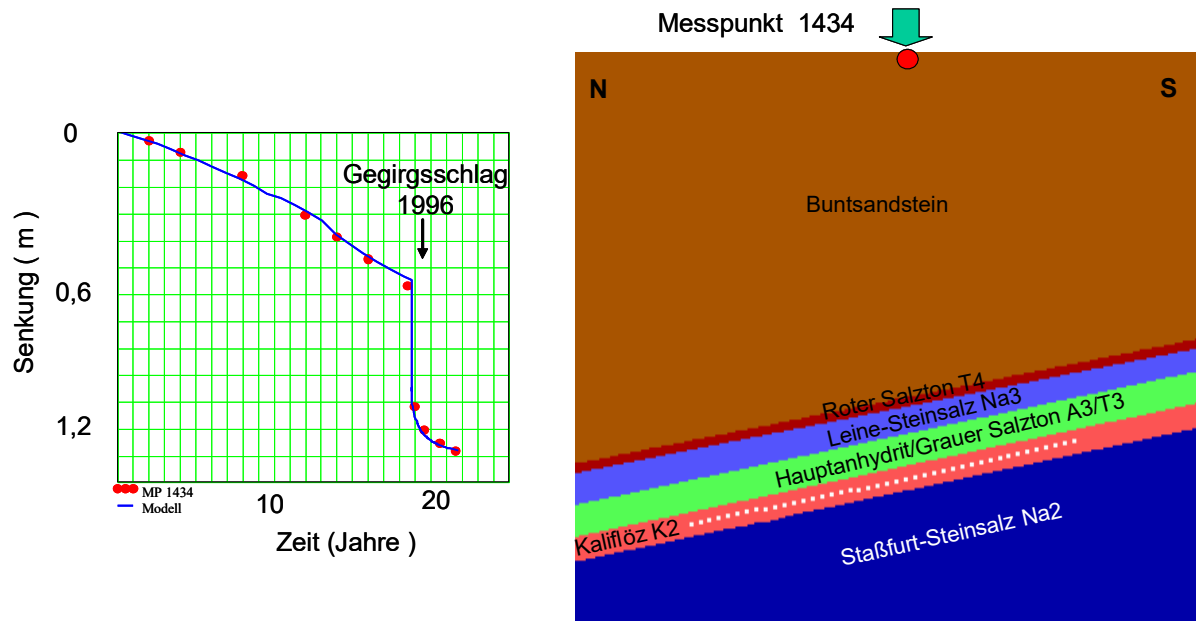


Abb. 5-48. Gebirgsmechanisches Berechnungsmodell Ostfeld Teutschenthal: gemessene und berechnete Senkungen

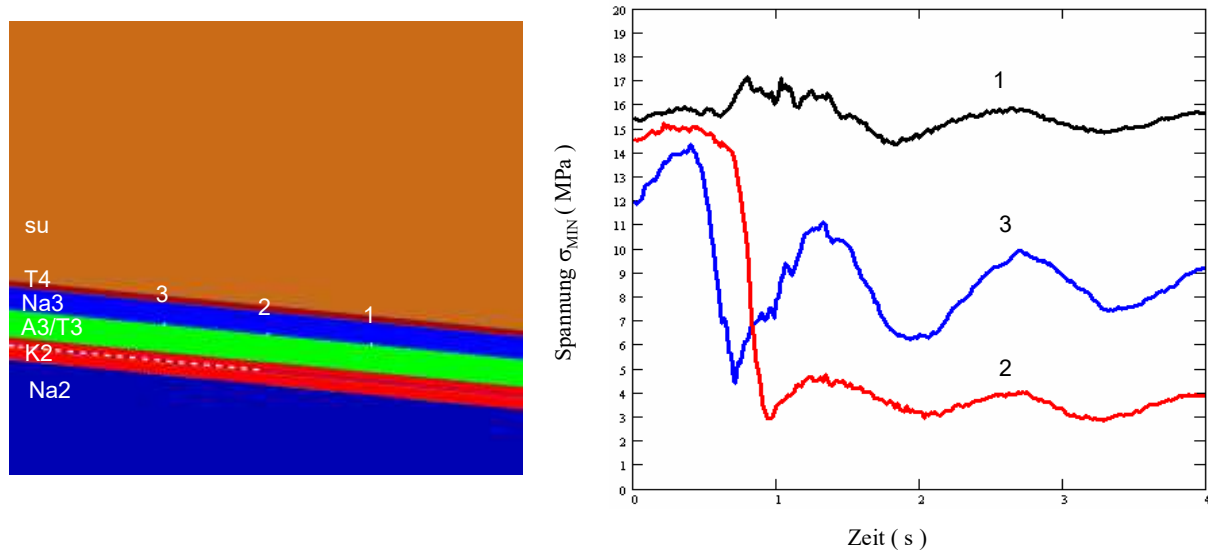


Abb. 5-49. Minimale Hauptspannung an der Oberkante Leine-Steinsalz Sekunden nach dem Gebirgsschlag

Der dynamische Bruchvorgang konnte mit dem Entfestigungsansatz des im Rahmen des Forschungsprojektes FZK 02C0264 entwickelten visko-elasto-plastischen Modells in seinen wesentlichen Erscheinungsformen, wie Auslösemechanismus durch lokales Pfeilerversagen, Herddauer von wenigen Sekunden, Lokalmagnitude um 5, Deckgebirgsabsenkung um 0,5 m

und kettenreaktionsartige Ausdehnung des Bruchvorganges auf das gesamte Ostfeld vorausberechnet werden (MINKLEY & MENZEL, 1999).

Vor Aufnahme der In-situ-Messungen in der hangenden Steinsalzbarriere entlang eines Profils von 1800 m über dem zusammengebrochenen Ostfeld der Grube Teutschenthal wurden gebirgsmechanische Berechnungen zur Änderung des Einspannungszustandes in der Steinsalzbarriere während des Gebirgsschlages und Prognoserechnungen zum Spannungsaufbau bis zum gegenwärtigen Zeitpunkt durchgeführt.

Durch den Implosionsvorgang beim Zusammenbruch des im Carnallitit des Flözes Staßfurt aufgefahrenen Kammer-Pfeiler-Abbausystems ist in der hangenden Salinarbarriere über dem kollabierenden Ostfeld plötzlich eine Entspannung eingetreten. Die mit dem visko-elasto-plastischen Modell durchgeführten Berechnungen liefern für die minimale Hauptspannung an der Oberkante des 50 m mächtigen Leine-Steinsalzes Na3 einen Spannungsabfall um 10 MPa über der Bruchfeldkante (Abb. 5-49). Über dem Bruchfeld fällt die Entspannung geringer aus.

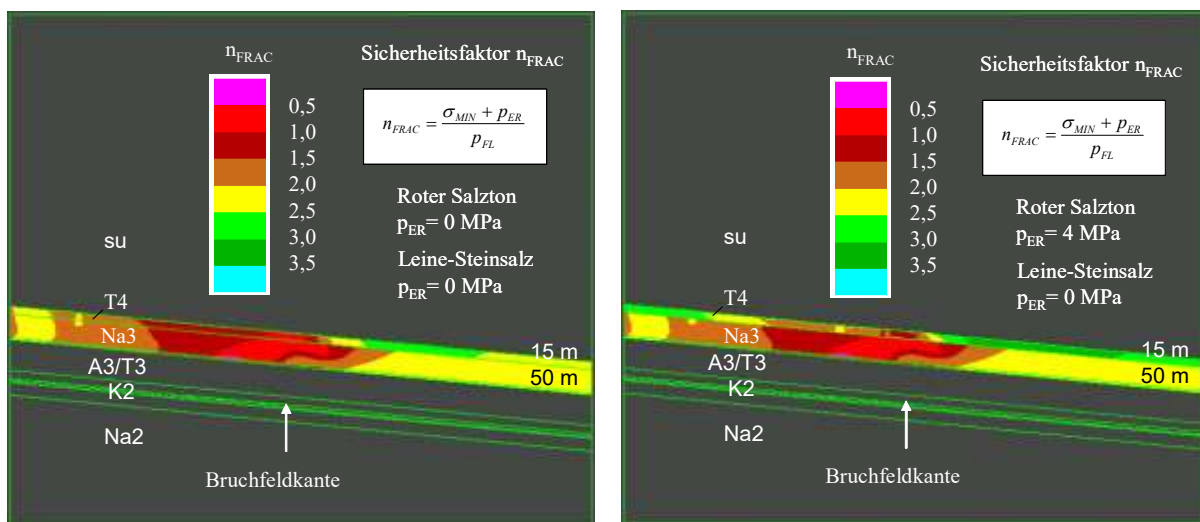


Abb. 5-50. Sicherheitsfaktor Frac- Kriterium 4 Sekunden nach Gebirgsschlag mit (rechts) und ohne (links) hydraulische Zugfestigkeit im Roten Salzton.

Wendet man das allgemein akzeptierte Frac- bzw. Minimalspannungskriterium auf die hangende Salinarbarriere an, welches der minimalen Hauptspannung den in der Tiefe wirkenden Fluiddruck gegenüber stellt, so zeigt sich ohne Ansatz einer hydraulischen Zugfestigkeit eine durchgehende Verletzung des Integritätskriteriums innerhalb der 65 m mächtigen Barriere bestehend aus Steinsalz und Rotem Salzton über der Bruchfeldkante (Abb. 5-51).

Frac-Versuche an Rotem Salzton aus der benachbarten Grube Angersdorf unter triaxialen Einspannungsbedingungen mit minimalen Hauptspannungen, wie sie sich während des Gebirgsschlages in der hangenden Salinarbarriere eingestellt haben, liefern Aufreißfestigkeiten die deutlich über der minimalen Einspannung liegen (Abb. 5-51). Bei Ansatz einer Aufreißfestigkeit des Roten Salzton von 4 MPa ist das Frac-Kriterium im Roten Salzton nicht mehr

verletzt und die 15 m mächtige Salztonschicht dichtet das unterlagernde Steinsalz temporär ab (Abb. 5-50, rechts).

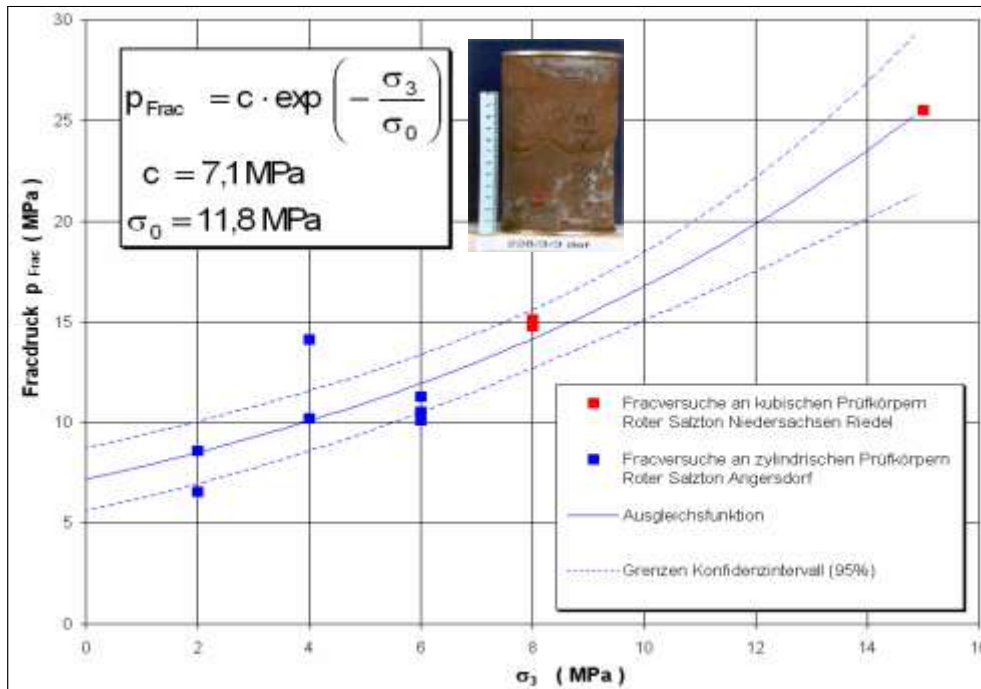


Abb. 5-51. Hydraulisches Aufreißverhalten von Rotem Salzton

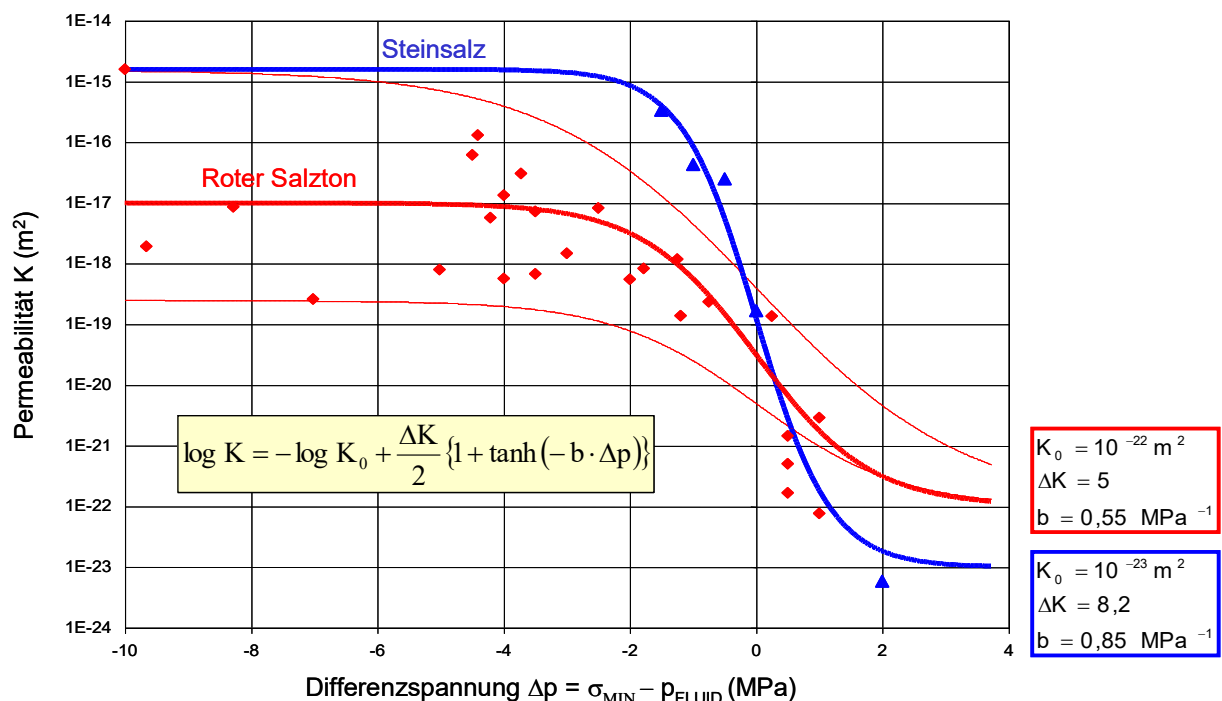


Abb. 5-52. Abhängigkeit der Permeabilität von der Differenzspannung

Die Permeabilität duktiler Salinargesteine wie Steinsalz und Salzton ist eine Funktion der Differenzspannung zwischen minimaler Hauptspannung und Fluiddruck (MINKLEY & MENZEL, 1995). Bei Annäherung des Fluiddruckes an die minimale Hauptspannung steigt die Perme-

abilität exponentiell um Größenordnungen an (Abb. 5-52). Im Vergleich zu Steinsalz vollzieht sich der Permeabilitätsanstieg beim Roten Salzton deutlich moderater. Der funktionale Zusammenhang zwischen Differenzspannung und Permeabilität wird in Weiterentwicklung der Untersuchungsergebnisse in MINKLEY (2003) durch eine Tangens-Hyperbolicus-Funktion beschrieben (Abb. 5-52).

Die Berechnung zum Integritätsverhalten der hangenden Salinarbarriere unmittelbar nach dem Kollaps des Ostfeldes der Grube Teutschenthal unter Berücksichtigung der beiden die Permeabilität beeinflussenden Mechanismen, Änderung der Differenzspannung und mechanische Schädigung, führt zu dem in Abb. 5-53 dargestellten Ergebnis. Die Permeabilitätsänderung infolge mechanischer Schädigung ist auf Grundlage der Dilatanzfunktion des viskoelasto-plastischen Stoffmodells und einer empirischen Permeabilitäts- Porositätsbeziehung berechnet worden (Kap. 6.3.3).

Danach würde bei anstehendem vollen hydraulischen Druck entsprechend der jeweiligen Teufenlage die Permeabilität im Roten Salzton T4 in der Größenordnung $K = 10^{-17} \dots 10^{-18} \text{ m}^2$ liegen und im Leine-Steinsalz Na3 dagegen um Größenordnungen höher ausfallen mit $K = 10^{-14} \dots 10^{-15} \text{ m}^2$. Aus der Berechnung geht hervor, dass der durch die Differenzspannung getriebene Mechanismus der Permeabilitätsänderung dominiert, infolge des relativ großen Abstandes zum Bruchfeldhorizont, mit der dazwischen liegenden 50 m mächtigen Schicht aus Hauptanhydrit A3 und Grauem Salzton T3.

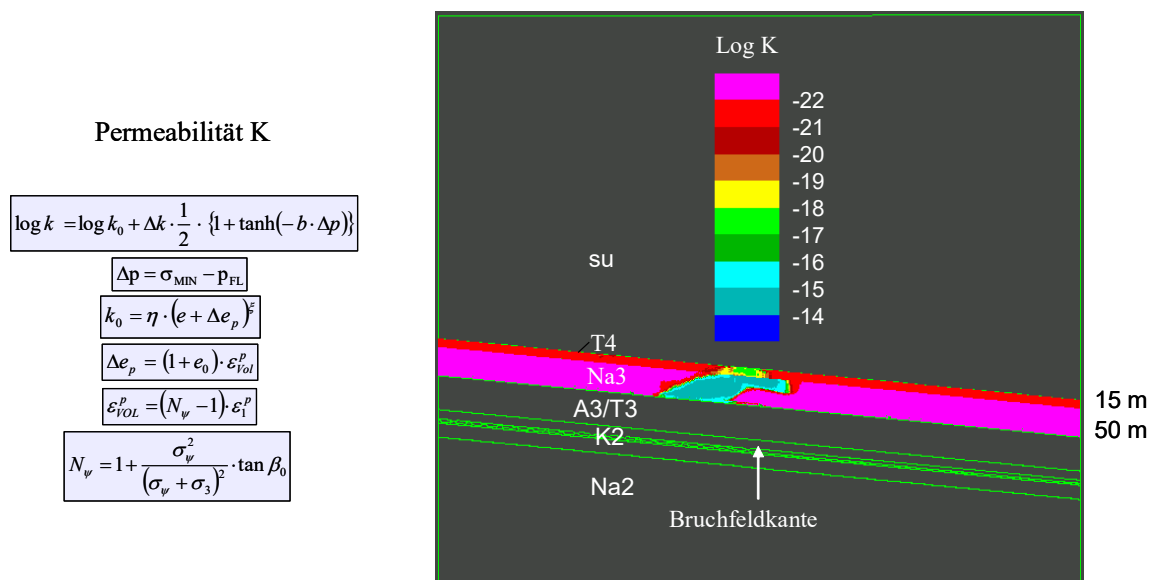


Abb. 5-53. Permeabilität (Log K) im Leine-Steinsalz und Rotem Salzton 4 Sekunden nach Gebirgsschlag im Ostfeld der Grube Teutschenthal

Die durch mechanische Schädigung bedingte Permeabilitätszunahme ist gering, da die berechnete Dilatanz im Leine-Steinsalz über dem Bruchfeldrand nur in der Größenordnung weniger zehntel Promille liegt (Abb. 5.57).

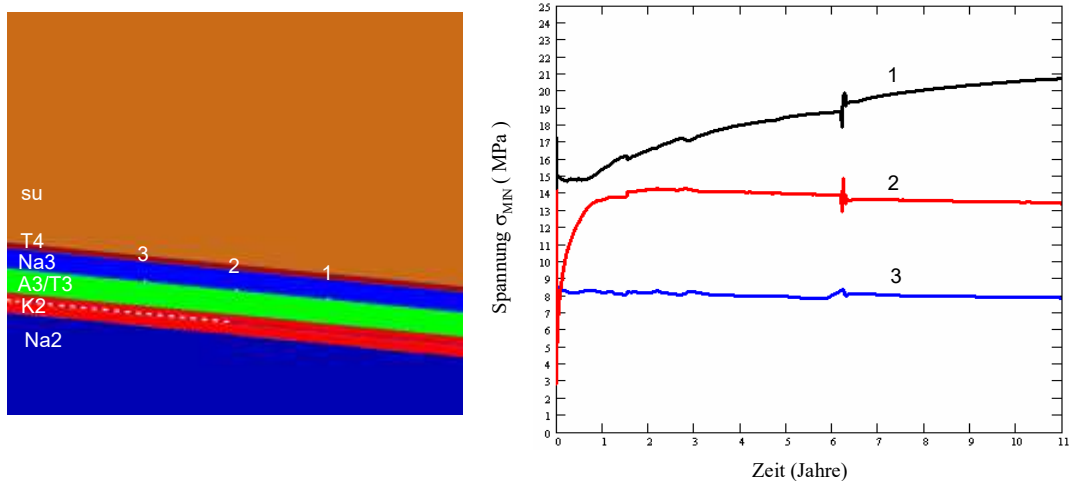


Abb. 5-54. Zeitliche Entwicklung Minimale Hauptspannung an der Oberkante Leine-Steinsalz bis 11 Jahre nach dem Gebirgsschlag (Prognoserechnung vor Frac-Messungen in neuer Wetterstrecke).

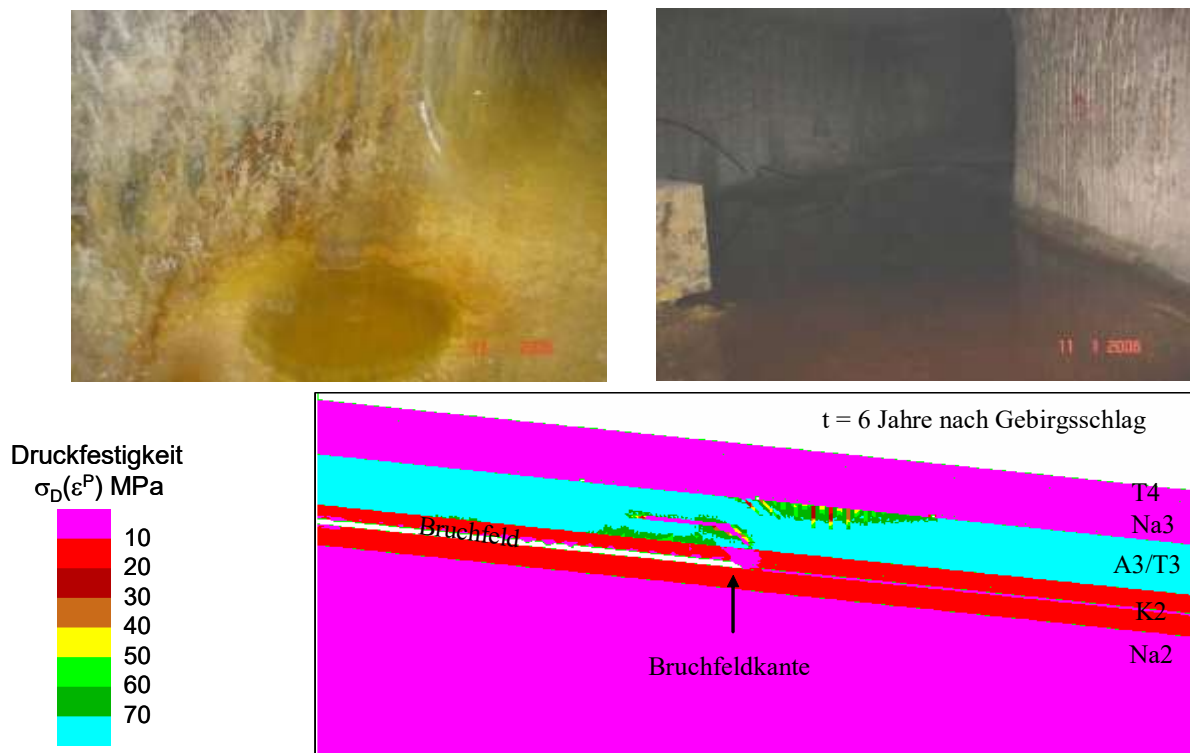


Abb. 5-55. Modellausschnitt Zechstein (unten): Entfestigung im Hauptanhydrit nach Gebirgsschlag 1996 und Laugenzufluss aus dem Hauptanhydrit in der Wetterschleuse über der Bruchfeldkante (oben)

Bei anstehendem Fluidruck an der Oberkante des Roten Salzton würde die Durchströmung des 15 m mächtigen T4 mit der berechneten Permeabilität einen Zeitraum von mindestens vier Jahren in Anspruch nehmen (IfG, 2000). In diesem Zeitraum hat sich bereits kriechbedingt im Leine-Steinsalz wieder ein Spannungszustand eingestellt (Abb. 5-54), bei dem das

Frac- bzw. Minimalspannungskriterium, welches auf einem reversiblen, spannungsabhängigen Mechanismus basiert, wieder erfüllt ist.

Der Rote Salzton hat damit während und nach dem Bruchvorgang eine temporäre Dichtfunktion übernommen. Dem Multi-Barrierensystem aus Salzton/ bzw. Ton und Steinsalz ist es zu verdanken, dass bei dem Dutzend implosionsartiger Feldeszusammenbrüche in flacher Lagerung (siehe Kap. 7.4.4) mit Entspannungsvorgängen in den umgebenden Salinarbarrieren in keinem Fall Zuflüsse aus dem Hangenden eingetreten sind.

In dem kompakten, spröde reagierenden Hauptanhydrit unmittelbar über dem Kaliflöz K2 sind stärkere Schädigungen eingetreten (Abb. 5-55). Über der Bruchfeldkante hat sich eine Scherzone entwickelt, die von der Unterkante des Grauen Salzton T3 bis in die Mitte des A3/T3-Schichtpaketes hoch reicht und schichtparallel über dem Bruchfeld verläuft.

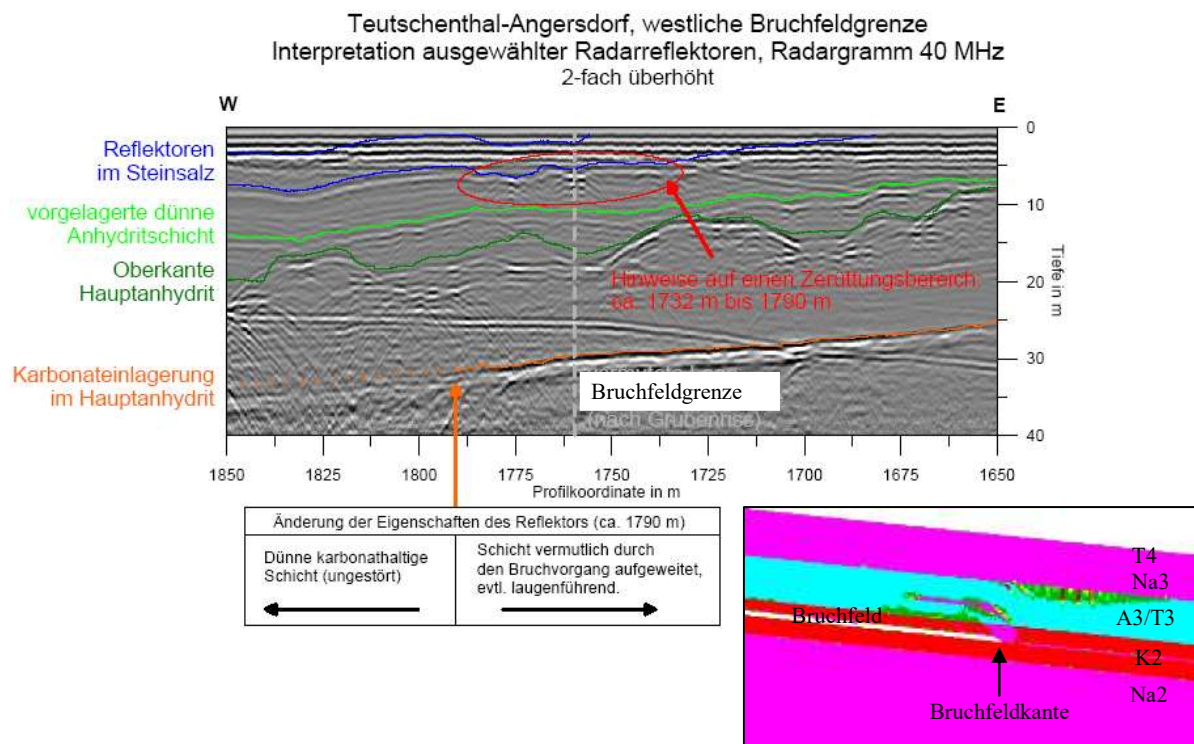


Abb. 5-56. Georardarmessungen und gebirgsmechanische Berechnungen

Unabhängig von der Kenntnis dieses Berechnungsergebnisses wurde im Verbundvorhaben „Problemzonen im Salinar“ FZK: 02C1325 von UCHTMANN, et al. (2007) durch Georadarmessungen über der westlichen Bruchfeldgrenze ein deutlicher Reflektor im Hauptanhydrit A3 gefunden, der vermutlich durch den Bruchvorgang aufgeweitet, evtl. laugeführend ist und sich außerhalb des Bruchfeldes verliert (Abb. 5-56). Die geöffnete Schicht über dem Bruchfeld im Hauptanhydrit wird als dünne karbonathaltige Schicht interpretiert.

Im gebirgsmechanischen Modell ist das A3/T3-Schichtpaket ohne interne Schichtflächen modelliert worden. Es ist anzunehmen, dass bei Berücksichtigung von Schichtflächen im A3/T3, die als mechanische Schwächeflächen wirken, sich ein weiterreichendes schichtparalleles Aufreißen im Anhydrit über dem Bruchfeld im Berechnungsergebnis dargestellt hätte, wie es sich in den Georadarmessungen andeutet.

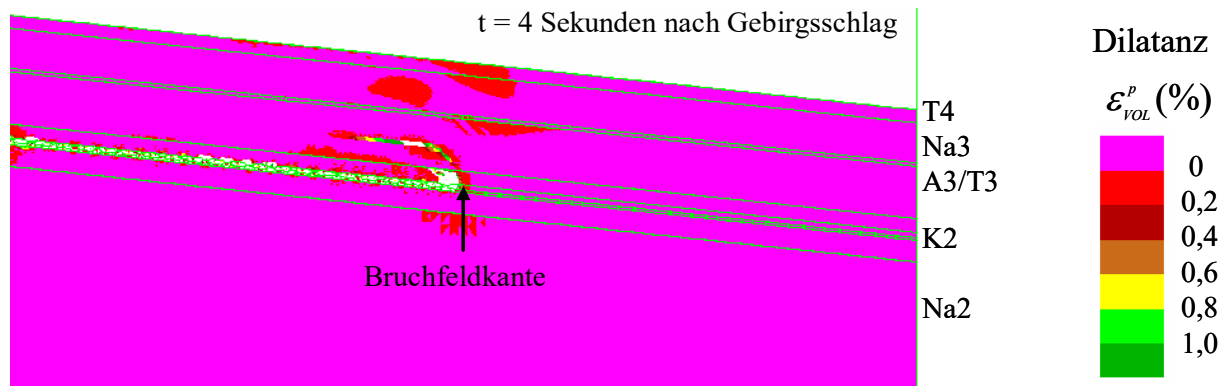


Abb. 5-57. Berechnete Schädigung durch Dilatanz im Salinar infolge des Gebirgsschlages.

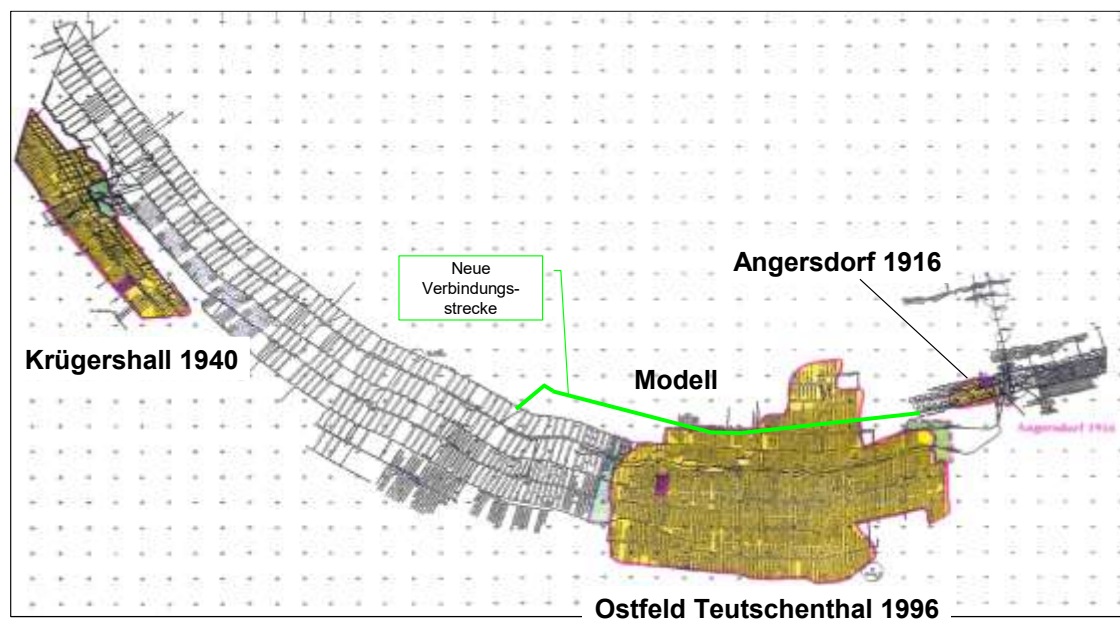


Abb. 5-58. Neue Wetterstrecke zwischen Angersdorf und Teutschenthal

Aus den Georadarmessungen (Abb. 5-56) sind auch Hinweise auf einen Zerrüttungsbereich im Leine-Steinsalz Na3 über dem Bruchfeldrand abzuleiten, was sich mit der berechneten Dilatanz in diesem Bereich deckt. Die sowohl im Hauptanhydrit als auch im Leine-Steinsalz prognostisch berechnete Schädigungsphänomene über den Bruchfeldrändern finden somit durch die Georadarmessungen in situ ihre Bestätigung.

Ein weiteres Berechnungsergebnis sind markante Schädigungen in Form von Rissen ausgehend von der Oberkante des Hauptanhydrit A3 über dem Bruchfeldrand bzw. im unmittelbaren Vorfeld (Abb. 5-56, Bild rechts unten).

Über der östlichen Bruchfeldkante ist zum Einbau einer Wetterschleuse ein südlich verlaufender Bypass zur Wetterstrecke aufgefahen worden. Infolge des Anstiegs der Schichten nach Süden ist in der Sohle der Umfahungsstrecke der Hauptanhydrit angefahren worden, wobei es zum Zufluss von Salzlösungen kam. Der noch heute anhaltende Zufluss von mehreren Kubikmetern am Tag wird vermutlich durch das beim Gebirgsschlag aufgerissene und vernetzte Bruchsystem im Hauptanhydrit gespeist. Die Lage der Zuflussstelle steht in Übereinstimmung mit den berechneten stärksten Schädigungsauswirkungen und der Ausbildung von Scher- und Zugrissen im kompakten Hauptanhydrit über der Bruchfeldkante (Abb. 5-55).

5.3.2 Synthese Modellrechnungen mit Befund aus Labor- und Felduntersuchungen

Im Rahmen des Vorhabens wurden entlang eines 1800 m langen W-E-Profiles der Wetterstrecke (Abb. 5-58) 19 Horizontalbohrungen im Leine-Steinsalz Na3 gestoßen. Die Bohrungen im Abstand von 100 m haben eine Tiefe von ca. 15 m und wurden sowohl für Spannungssondierungen als auch für Permeabilitätsmessungen genutzt. Das Messprofil verläuft über dem nördlichen Bereich des am 11. Sept. 1996 zusammengebrochenen Ostfeldes der Grube Teutschenthal und reicht um einige Hundert Meter über die östliche und westliche Feldesgrenze hinaus (Abb. 5-58).

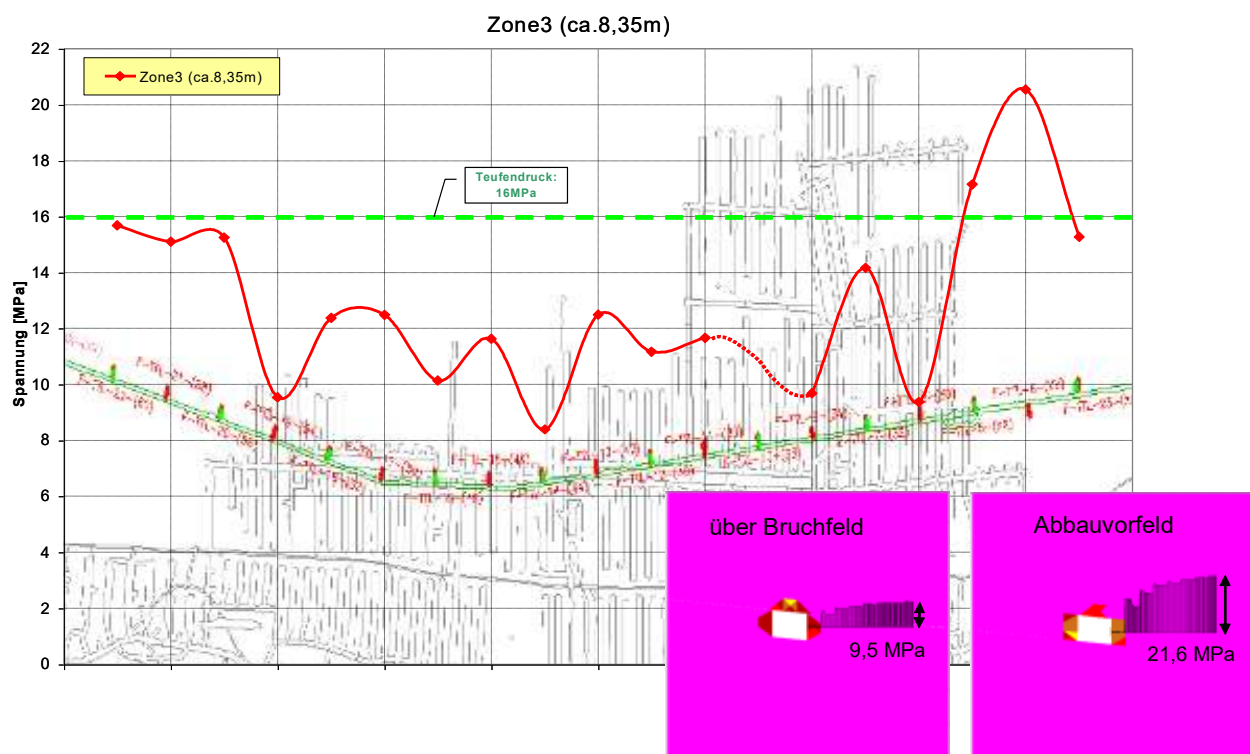


Abb. 5-59. Verlauf der minimalen Hauptspannung im W-E-Profil über dem Bruchfeld (Frac- Messungen im Leine- Steinsalz in 8 m Bohrlochtiefe)

Innerhalb eines jeden Bohrloches wurden 5 Frac-Tests zur Ermittlung der minimalen Hauptspannung durchgeführt (s. ausführliche Ergebnisdarstellung Kap. 5.1.4.2). Insgesamt waren 86 Fracversuche verwertbar. Ein typischer Verlauf für die 11 Jahre nach dem Gebirgsschlag gemessenen Einspannungen in der hangenden Steinsalzbarriere über dem Bruchfeld ist in Abb. 5-59 auf Basis der Fracmessungen in 8 m Bohrlochtiefe dargestellt. Ein wesentliches Messergebnis ist die deutliche Absenkung der minimalen Hauptspannung über dem Bruchfeld. Die gemessenen Einspannungen liegen bis zu 8 MPa unter dem lithostatischen Teufendruck. Über dem westlichen Baufeldrand steigt die Einspannung bis auf den Teufendruck an, der auch im Abbauvorfeld gemessen wird. Im Vorfeld des östlichen Bruchfeldrandes, der aufgrund der Feldesausdehnung nach Norden eine „harte“ Abbaukante darstellt, steigt die Einspannung bis über 20 MPa an.

Die gemessenen Spannungen stimmen in ihrer Größenordnung gut mit berechneten Spannungsprofilen um die Wetterstrecke überein, die über dem Bruchfeld Werte der minimalen Hauptspannung um 9,5 MPa und im Abbauvorfeld einer „harten“ Abbaukante 21,6 MPa ergeben (Abb. 5-59).

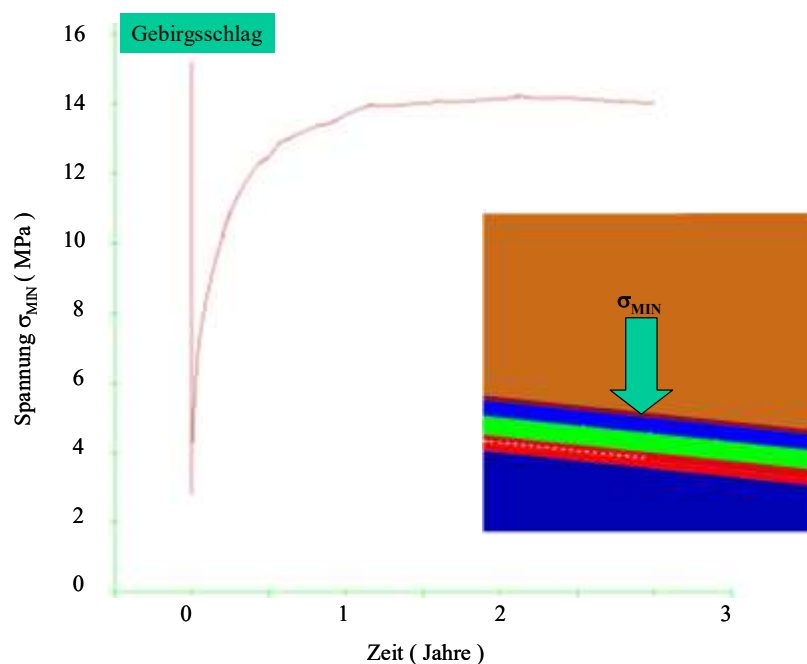


Abb. 5-60. Berechneter Verlauf der minimalen Hauptspannung an der Oberkante Leine-Steinsalz über dem Bruchfeldrand während und nach dem Gebirgsschlag

Die vor den Messungen durchgeführten Prognoserechnungen liefern für die Einspannung an der Oberkante des Leine-Steinsalzes ein analoges Bild (Abb. 5-54). Über dem Bruchfeld liegt die minimale Hauptspannung 11 Jahre nach dem Gebirgsschlag mit 8 MPa deutlich unter dem lithostatischen Teufendruck. Im Abbauvorfeld hat sich im Zeitverlauf mit 21 MPa eine Hochdruckzone herausgebildet. Über der Bruchfeldkante, wo unmittelbar nach dem Gebirgsschlag das Frac- bzw. Minimalspannungskriterium im Leine-Steinsalz Na3 verletzt war, hat

innerhalb eines Zeitraumes von 1 bis 2 Jahren die minimale Hauptspannung wieder annähernd den lithostatischen Teufendruck erreicht (Abb. 5-60). Das Minimalspannungskriterium in der geologischen Barriere Leine-Steinsalz Na3 ist damit im Hinblick auf die Langzeitsicherheit wieder flächendeckend über dem Bruchfeld erfüllt.

In den 19 Bohrungen des 1800 m langen Profils in der Wetterstrecke über dem Bruchfeld wurden im Bohrlochtiefsten auch Permeabilitätsmessungen in Form von Druckstoßtests durchgeführt. Zusammen mit den Langzeitmessungen der integralen Permeabilität in zwei zusätzlichen Bohrlöchern im hangenden Leine-Steinsalz über dem Bruchfeld wird mit einer Permeabilität kleiner 10^{-22} m^2 die hydraulische Dichtheit im Leine-Steinsalz nachgewiesen.

Durch den Gebirgsschlag im Leine-Steinsalz über den Bruchfeldkanten hervorgerufene mögliche Schädigungen, auf die Georadarmessungen (Abb. 5-56) und gebirgsmechanischen Berechnungen mit Dilatanzen maximal im Promillebereich (Abb. 5-57) hinweisen, sind sehr gering. Durch den Wiederanstieg der minimalen Einspannung im kriechfähigen Steinsalz nach dem Gebirgsschlag (Abb. 5-60) sind nach kurzer Zeit wieder Spannungszustände mit reduzierten Deviatoren erreicht worden, die unterhalb der Dilatanzgrenze liegen und das Potential für Verheilungsprozesse besitzen (vgl. Laboruntersuchungen Kap. 5.2.2.6).

Die mechanische Integrität und Dichtheit der Salzgesteine in der hangenden geologischen Barriere über dem Ostfeld der Grube Teutschenthal, die während des Gebirgsschlages starken dynamischen Beanspruchungen ausgesetzt waren, konnte im Rahmen des Beweissicherungsprogrammes nachgewiesen werden.

6 Geomechanische Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für ein Endlager in der flachen und steilen Lagerung

6.1 Einlagerungskonzepte

Radioaktive Abfälle werden international in schwach-, mittel- und hochradioaktive Abfälle eingeteilt. In Deutschland wird eine Unterscheidung in wärmeentwickelnde und nicht wärmeentwickelnde Abfälle vorgenommen. Als wärmeentwickelnd sind in der Regel die Abfälle aus der Wiederaufarbeitung bzw. die bestrahlten Brennelemente bei direkter Endlagerung einzustufen.

In der Bundesrepublik Deutschland sind das Endlager für radioaktive Abfälle Morsleben (ERAM) und der Schacht Konrad als Endlager für radioaktive Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung vorgesehen. Für die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle steht eine Entscheidung noch aus.

In Deutschland wird nach bisherigem Stand Steinsalz wegen seiner über geologische Zeiträume gegebenen Dichtheit und seiner plastischen und rheologischen Eigenschaften als Wirtsgestein für die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle favorisiert. Außerdem liegen umfangreiche standortspezifische Kenntnisse über Steinsalzformationen in Deutschland vor (Bornemann, 1991). Vor allem in Norddeutschland sind bedeutende Steinsalzvorkommen bekannt. Die Lagerstätten sind hauptsächlich in Form von Salzstöcken, die in Tiefen bis mehrere Tausend Meter reichen können oder als flachgelagerte sedimentäre Lagerstätten, ausgebildet. Sowohl die steile als auch die flache Lagerung kommen prinzipiell als Endlager-Standorte in Betracht und sind bei den zu entwickelnden Endlagerkonzepten zu berücksichtigen.

Bei den bekannten Endlagerkonzepten wird in der Regel die Einlagerung unterschiedlicher Abfallarten in räumlich voneinander getrennten Endlagern bzw. Endlagerbereichen vorgesehen. Durch die Genehmigung des Schachtes Konrad als Endlager für Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung ist das sogenannte Ein-Endlager-Konzept in Deutschland nicht mehr realisierbar.

Hinsichtlich der Bewertung der Integrität und Dichtheit der geologischen Barrieren sind vor allem wärmeentwickelnde Abfälle wegen der erheblichen thermischen Beanspruchung des umgebenden Gesteins von Bedeutung. In Deutschland sind für wärmeentwickelnde Abfälle folgende Einlagerungskonzepte vorgesehen:

- Endlagerung von selbstabschirmenden Behältern mit ausgedienten Brennelementen in Strecken und
- Bohrlochlagerung von Brennstabkockillen.

Um langfristig einen sicheren Einschluss zu gewährleisten, werden die radioaktiven Abfälle in speziellen endlagerfähigen Behältern verpackt. In Abhängigkeit von der einzulagernden Abfallart kommen hierbei verschiedene Ausführungen der Gebinde zur Anwendung.

Die Endlagerung von bestrahlten Brennelementen in Strecken soll vorwiegend in POLLUX-Behältern erfolgen (DBE, 2005; Abb. 6.1). Die Behälter haben einen Durchmesser von 1,58 m, so dass hier nur die Streckenlagerung in Betracht kommt. Die Abmessungen der Einlagerungsstrecken richten sich nach der einzusetzenden Transporttechnik und betragen 4,5 m in der Breite und 3,7 m in der Höhe.

Der Abstand zwischen den Einlagerungsstrecken beträgt 13,5 m, ihre Länge kann in Abhängigkeit von den geologischen Gegebenheiten bis 300 m erreichen (Abb. 6.2). Der verbleibende Hohlraum soll nach dem Absetzen mit Salzgrus versetzt werden. Die Einrichtung eines Endlagers im Wirtsgestein Steinsalz ist in der steilen Lagerung in ca. 900 m Tiefe vorgesehen.

Das Referenzkonzept umfasst weiterhin die Bohrlochlagerung von HAW- und CSD-C-Kokillen sowie von Brennstabkokillen vom Typ BSK-3. Eine Brennstabkokille kann mehrere ausgediente Brennelemente aufnehmen. Die Kokillen haben Durchmesser kleiner als 45 cm und Längen von ca. 1,1 m bei HAW- und CSD-C-Kokillen bzw. ca. 4,5 m bei BSK-3-Kokillen.

Die Tiefe der Bohrlöcher kann bei steiler Lagerung bis ca. 300 m betragen. In größeren Tiefen können wegen der höheren Gebirgsspannungen Probleme bei der Standsicherheit der Bohrlochkontur auftreten. In flacher Lagerung sind derartig tiefe Bohrungen nicht realisierbar. Das Referenzkonzept sieht dafür vertikale bzw. unter einem Winkel von 45° geneigte Bohrlöcher mit Längen bis ca. 30 m vor. Das Einlagerungsschema für BSK-3-Behälter und HAW-Kokillen ist in Abb. 6.3 dargestellt. Zwischen den BSK-3-Behältern werden zusätzliche „Dummy“-Behälter als Abstandshalter platziert. Die Abstände wurden aus thermischen Berechnungen abgeleitet.

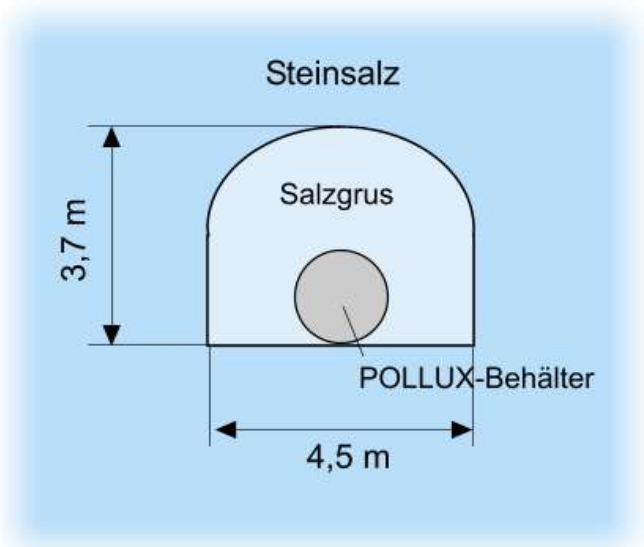


Abb. 6.1 Einlagerungsstrecke für POLLUX-Behälter (schematisch)

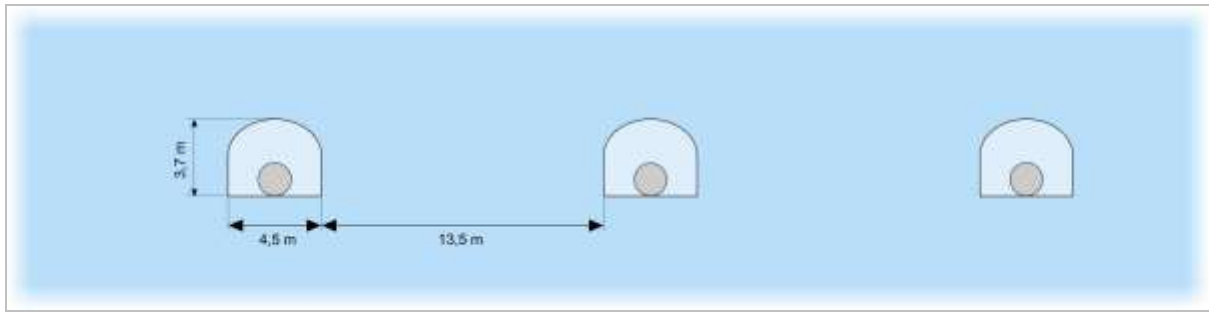


Abb. 6.2: Streckenlagerung der POLLUX-Behälter (schematisch).

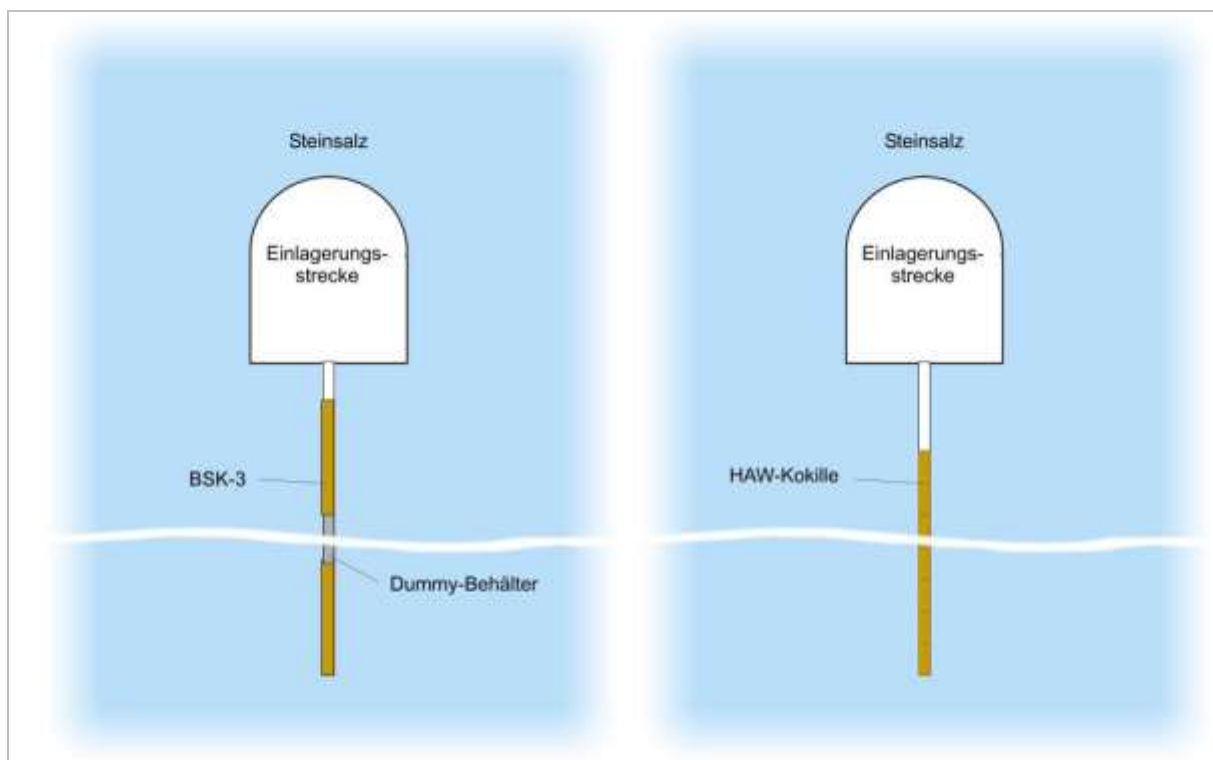


Abb. 6.3 Schema der Bohrlochlagerung von BSK-3- Behältern bzw. HAW-Kokillen

6.2 Geologische Modelle für die Untersuchung der Integrität der salinen Schutzschichten

Mit der geomechanischen Modellierung soll ausdrücklich nicht die Eignung eines bestimmten Standortes nachgewiesen, sondern die Barrierefunktion der geologischen Schutzschichten unter den thermomechanischen Beanspruchungen in steiler und flacher Lagerung prinzipiell untersucht werden. Die verwendeten Modelle repräsentieren deshalb konkrete Lagerstätten-situationen nicht im Detail, sondern sind als generisch anzusehen. Andererseits müssen sie

die typischen Merkmale der möglichen Standortbedingungen widerspiegeln, um eine Übertragung der Modellierungsergebnisse auf reale Bedingungen zu rechtfertigen. Die Entwicklung der Modelle für die beiden Lagerungsformationen erfolgte daher in Anlehnung an typische Strukturformen der steilen und flachen Lagerung.

6.2.1 Steile Lagerung

Dem Modell für die steile Lagerung wurde ein generalisiertes geologisches Strukturmodell zugrunde gelegt. Der Salzstock wird von den Gesteinen der Staßfurt-, Leine- und Aller-Folgen gebildet. Die Zechsteinbasis liegt ca. 3000 m unter NN. Überdeckt wird der Salzstock von bis zu 300 m mächtigen Schichten des Quartär und Tertiär. Das Hutgestein ist am Salzstock nur teilweise ausgebildet. Die Schichten der Kreide und des Buntsandsteins wurden beim Aufstieg des Salzes durchbrochen und sind daher nur an den Flanken des Salzstocks vorhanden.

Der strukturelle Innenbau des Salzstockes wurde für die Ableitung eines geomechanischen Modells vereinfacht, indem Schichten zusammengefasst oder dem Steinsalzpaket der Folge zugeordnet wurden. Zum Beispiel wurden steilstehende Kaliflöze, die bis zum Salzspiegel hochreichen können im Modell nicht berücksichtigt. Die teilweise starken Verfaltungen, wie sie für Salzstöcke typisch sind können in dem großräumigen geomechanischen Modell nicht im Detail abgebildet werden. Der geologische Aufbau des generalisierten Modells ist schematisch in Abb. 6.4 dargestellt.

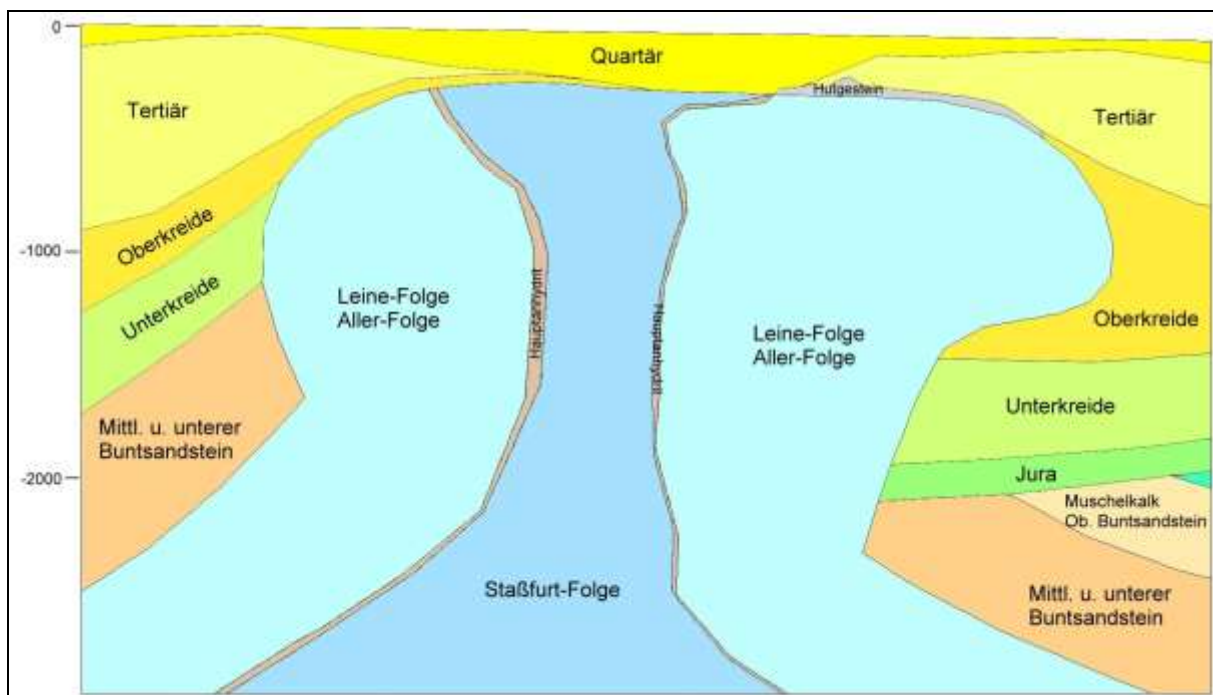


Abb. 6.4: Schematischer geologischer Schnitt für die steile Lagerung

6.2.2 Flache Lagerung

Das Modell für die flache Lagerung ist an die durch Bohrungen ermittelten Parameter eines Salzkissen im Verbreitungsgebiet des Zechsteins in Deutschland angelehnt (REICHENBACH 2008). Die stratigraphische Abfolge ist in ähnlicher Weise auch bei anderen möglichen Standorten anzutreffen. Gebildet werden die Zechsteinlagen durch Steinsalze der Staßfurt-, Leine- und Aller-Folgen. Die Oberfläche des Zechsteins befindet sich in ca. 300 m Teufe. Seine Basis liegt in Teufen von 800 bis 1100 m. Darüber lagern die Schichten des Buntsandsteins und ca. 160 m Lockergesteine des Tertiär und Quartär.

Das für die Anlage eines Endlagers vorgesehene Staßfurtsteinsalz erreicht Mächtigkeiten bis über 600 m.

Im oberen Bereich ist über dem Steinsalz Carnallit vorhanden, der allerdings durchgehend zertrümmert sein kann. Überdeckt wird das Staßfurtsteinsalz im Zentrum des Salzkissens von Hauptanhydrit, Grauem und Rotem Salzton, Auslaugungsrückständen des Leine- und Aller-Steinsalzes sowie Resten des Unteren Buntsandsteins.

Der Schichtaufbau ist schematisch in Abb. 6.5 dargestellt.

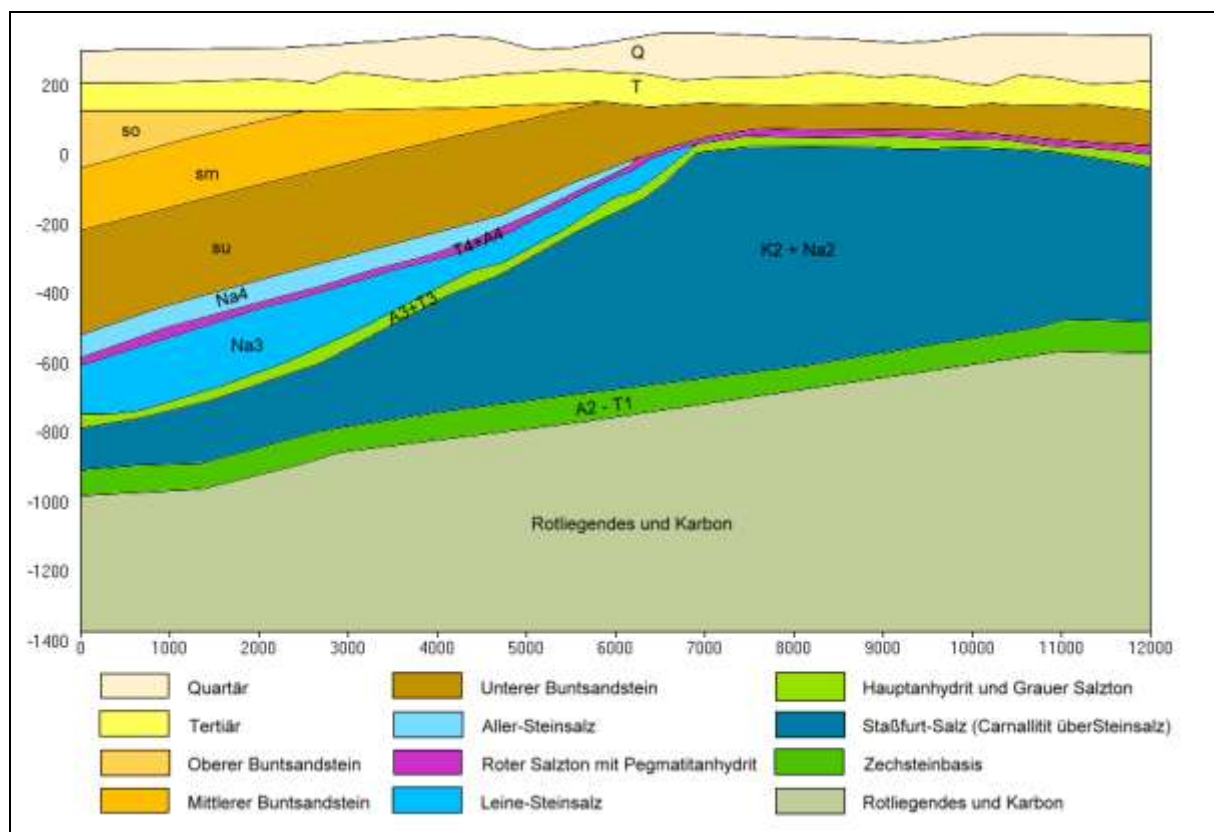


Abb. 6.5: Schematischer geologischer Schnitt für die flache Lagerung (in vertikaler Richtung 5-fach überhöht).

6.3 Grundlagen der gebirgsmechanischen Modellierung

6.3.1 Berechnungsverfahren

Für die numerische Modellierung des Einlagerungsprozesses und der daraus resultierenden Beanspruchungen des Gebirges wird der diskontinuumsmechanische Rechencode UDEC der Fa. ITASCA (USA) eingesetzt. Der numerische Lösungsansatz von UDEC (**U**niversal **D**istinct **E**lement **C**ode) basiert auf einer Zerlegung des Gebirgskörpers in ein System miteinander in Wechselwirkung stehender diskreter Blöcke (CUNDALL & HART, 1992). Die Blöcke selbst werden intern in Zonen unterteilt. Das mechanische Verhalten dieses Systems wird durch einen expliziten Zeitschrittalgorithmus beschrieben, wobei die Größe des Zeitschritts so gewählt wird, dass die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen in jedem Zeitschritt als konstant zu betrachten sind. Die Kräfte und Verschiebungen zwischen den Blöcken sowie die Spannungen und Deformationen innerhalb der Blöcke werden in jedem Berechnungsschritt neu berechnet. Dadurch lassen sich mit dieser Methode auch stark nichtlineare und physikalisch instabile Prozesse mit dem möglichen Auftreten großer Deformationen und Verschiebungsreaktionen sowohl unter quasistatischen als auch dynamischen Belastungsbedingungen simulieren.

Die Strukturierung ermöglicht die Zuweisung der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften der geologischen Schichten zu den Blöcken. Speziell für geotechnische Problemstellungen sind zahlreiche Materialgesetze im Programm bereits implementiert. Darüber hinaus können benutzerdefinierte Stoffmodelle integriert werden, welche eine bessere Anpassung an die spezifischen Eigenschaften der Gesteine ermöglichen. Das Programm ist somit speziell für die Analyse gebirgsmechanischer Problemstellungen sehr gut geeignet und erlaubt außerdem eine gekoppelte thermo-mechanische Analyse des Verformungs- und Bruchverhaltens unter ebenen Bedingungen. Damit können auch die durch die Wärmeentwicklung der radioaktiven Abfälle induzierten Spannungen erfasst werden.

Mit den klassischen elastischen, plastischen oder viskoelastischen Stoffmodellen, welche vom Programm UDEC bereitgestellt werden, lässt sich die Reaktion der Salinargesteine auf die konkreten Beanspruchungsbedingungen nur unzureichend interpretieren. Eine umfassende modellmechanische Beschreibung ihres Verhaltens erfordert deshalb die Entwicklung weiterführender Konzepte, welche die versuchstechnisch erhaltenen Ergebnisse besser erfassen. Insbesondere wurden die zu Dilatanz führenden Schädigungsprozesse und die im Nachbruchbereich stattfindenden Entfestigungsprozesse bisher nur ungenügend abgebildet.

Basierend auf langjähriger BMBF Forschung wird für die mechanische Beschreibung der Beanspruchung der Salinarbarrieren ein Stoffmodell für Salinargesteine verwendet, welches das Verfestigungs-, Entfestigungs- und Dilatanzverhalten besser berücksichtigt und eine realitätsnahe Modellierung ermöglicht (MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007). Darüber hinaus wurde ein spezielles Schermodell entwickelt, mit dem der verschiebungs- und geschwindig-

keitsabhängige Entfestigungsmechanismus für Schichtflächen im Salinar beschrieben werden kann.

6.3.2 Verwendete Stoffmodelle

6.3.2.1 MOHR-COULOMB-Modell

Das grundlegende elasto-plastische Modell, mit dem auf einfachste Weise das Scher- und Druck- und Zugversagen in Gesteinen beschrieben werden kann, ist das lineare Modell nach **MOHR-COULOMB**. Es findet breite Anwendung in der Boden- und Felsmechanik und ist als klassisches Modell im Programmsystem UDEC bereits implementiert. Die Fließ- bzw. Bruchgrenze wird durch eine Gerade repräsentiert und hängt von der minimalen Hauptspannung σ_3 ab (Abb. 6.6). Darüber hinaus kann auch die Volumendilatanz berücksichtigt werden. Die Festigkeits- und Dilatanzeigenschaften sind hierbei durch die Parameter Kohäsion c , Reibungswinkel ϕ und Zugfestigkeit σ_z sowie den Dilatanzwinkel δ definiert. Die elastischen Eigenschaften werden durch die Parameter Kompressionsmodul K und Schermodul G^M beschreiben. Es besteht ein funktionaler Zusammenhang mit den Kenngrößen Elastizitätsmodul E und Querdehnzahl ν des HOOKE'schen Gesetzes:

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (6-1)$$

Das Stoffmodell nach MOHR-COULOMB wird auf die Schichten des Deckgebirges mit Ausnahme des Buntsandsteins und im Modell für die flache Lagerung auf das Liegende angewendet.

Der Buntsandstein wird mit dem so genannten „**Ubiquitous-joint**“-Modell beschrieben. Dies ist im Kern ebenfalls ein MOHR-COULOMB-Modell, besitzt aber zusätzliche Eigenschaften, welche das Vorhandensein eines Systems regelmäßiger Schwächeflächen mit bestimmter Orientierung berücksichtigen. Das Modell beinhaltet somit ein zweites Bruchkriterium. Als zusätzliche Parameter werden wie bei dem MOHR-COULOMB-Modell Kohäsion und Reibungswinkel der Klüftung sowie deren Orientierung angegeben. Die Anwendung des Ubiquitous-joint-Modells auf den Buntsandstein basiert auf den Ergebnissen zahlreicher numerischer Berechnungen des Verhaltens des Deckgebirges von Kali- und Steinsalzlagerstätten, bei denen mit diesem Modell die beste Anpassung an das gemessene Senkungsverhalten an der Tagesoberfläche erzielt wurde.

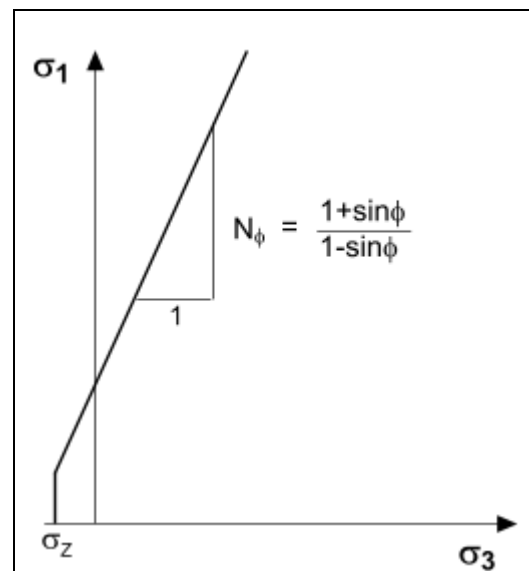


Abb. 6.6: Lineares Bruchkriterium nach MOHR-COULOMB

6.3.2.2 *Visko-elastisch-plastisches Stoffmodell für Salzgesteine*

Der Verformungs- und Bruchmechanismus von Salinargesteinen wird mit den in den Rechenprogrammen implementierten Stoffmodellen nur ungenügend erfasst. Steinsalz z. B. zeigt unter Belastung duktilen Verhalten und zeichnet sich durch ausgeprägte Nichtlinearitäten in den Stoffgesetzen aus. Daneben besitzt es rheonome bzw. viskose Eigenschaften, d. h., das Verformungs- und Festigkeitsverhalten ist auch zeitabhängig. Die MOHR-COULOMB'sche Bruchhypothese, bei der die Fließ- bzw. Bruchgrenze von der minimalen Hauptspannung σ_3 abhängt, ist ein in der Praxis bewährter empirischer Ansatz für das Scher- beziehungsweise Druckversagen von Gesteinen. Die mittlere Hauptspannung besitzt in diesem Modell keine Bedeutung. Echte dreiachsige Versuche an Gesteinen bestätigen die Abhängigkeit der Bruchspannung von der minimalen Hauptspannung, allerdings kann unter den für ein Endlager zu erwartenden Teufendruckbedingungen ein linearer Zusammenhang im Allgemeinen nicht aufrecht erhalten werden. Das lineare MOHR-COULOMB'sche Bruchkriterium stellt deshalb für die Beschreibung der Festigkeitseigenschaften von Salinargesteinen nur eine grobe Näherung dar, die für Gesteine mit hoher Festigkeit geeignet ist bzw. bei weniger festen Gesteinen nur für relativ geringe Einspannungen praktikable Ergebnisse liefert.

Darüber hinaus zeigen Salzgesteine – wie andere Gesteine auch – Entfestigungserscheinungen. Unter Entfestigung versteht man im Zusammenhang mit der Formierung von Scherzonen die Abnahme der Festigkeit des Gesteins mit zunehmenden Verformungen (strain softening). Dabei zeigen sich in Abhängigkeit von den Gesteinseigenschaften und den Beanspruchungsbedingungen unterschiedliche Verhaltensweisen. Bei einer plötzlichen Entfestigung spricht man von einem Spröbruch und bei einer allmählichen Entfestigung von einem Fließbruchverhalten. Ideal plastisches Fließen kann als Verhalten ohne Entfestigung gedeutet werden.

Physikalisch wird die Entfestigung durch die Bildung und Anhäufung von Mikrorissen und Defekten verursacht, die sich zu Makrorissen vereinigen, bis sich eine Restfestigkeit eingestellt hat, welche hauptsächlich auf Reibungsvorgängen an den entstandenen makroskopischen Bruchflächen basiert. Die Restfestigkeit kann als untere Fließgrenze des Gesteins im post-failure Bereich betrachtet werden. Die Gefügeschädigungen sind verbunden mit einer Volumenzunahme, welche als Dilatanz bezeichnet wird.

Das für Salzgesteine entwickelte Stoffgesetz (MINKLEY, 2004a) basiert auf dem in Abbildung 6.7 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst. Die Gesamtverformungen setzen sich aus den folgenden Verformungsanteilen zusammen:

- elastische isotrope Kompression
- elastisch nachwirkender Verformungsanteil (KELVIN-Element)
- (deviatorisch) elastischer und viskoser Verformungsanteil (MAXWELL-Element)

- plastischer Verformungsanteil (generalisiertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz).

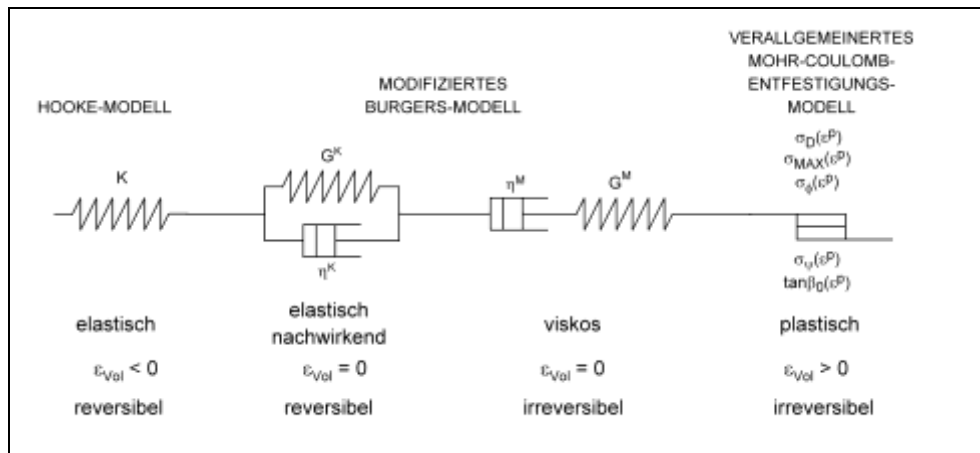


Abb. 6.7: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept

Unterhalb der Dilatanzgrenze ergibt sich die Verformung aus

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{en} + \varepsilon^v, \quad (6-2)$$

während oberhalb der Dilatanzgrenze für die Gesamtverformung gilt:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{en} + \varepsilon^v + \varepsilon^p \quad (6-3)$$

Der elastische ε^e und der elastisch-nachwirkende Verformungsanteil ε^{en} sind reversibel, der viskose ε^v und der plastische ε^p irreversibel. Ein rein elastischer Verformungsanteil ist zeitunabhängig (skleronom) während der elastisch-nachwirkende sowie der viskose Anteil zeitabhängig (rheonom) sind. Plastische Verformungen sind geschwindigkeitsabhängig.

Weiterhin wird im Modell vorausgesetzt, dass nur der elastische und der plastische Verformungsanteil Volumendehnungen liefern:

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{vol}^e + \varepsilon_{vol}^p. \quad (6-4)$$

Dabei tritt unterhalb der Dilatanzgrenze bei Kompression elastische Volumenkontraktion ein ($\varepsilon_{vol}^e < 0$) und bei Überschreitung der Dilatanzgrenze durch die Schädigung des Materials

plastische Volumendilatation ($\varepsilon_{vol}^p > 0$). An der Dilatanzgrenze selbst gilt: $\frac{d\varepsilon_{vol}}{d\varepsilon} = 0$.

Im Stoffmodell werden die primäre und sekundäre Kriechphase durch die rheologischen Modelle von KELVIN bzw. MAXWELL beschrieben. Durch die Kopplung des BURGERS-Modells, das aus einer Reihenschaltung eines KELVIN- und eines MAXWELL-Körpers besteht, mit dem plastischen Entfestigungsmodell lässt sich bei Überschreitung der Festigkeitsgrenze auch tertiäres Kriechen erfassen.

Das Modellkonzept (Abb. 6.7) des visko-elasto-plastischen Stoffmodells basiert auf bewährten Standardmodellen der Mechanik und ist universell neben Steinsalz auch auf andere Salinargesteine und nichtsalinare Gesteine anwendbar. Das visko-elasto-plastische Stoffmodell ist geeignet, sowohl duktilen Materialverhalten als auch Sprödbbruchverhalten von Gesteinen zu beschreiben.

Das Verhalten der Gesteine muss durch die Zustandsgleichungen des Stoffmodells auch im Nachbruchbereich möglichst realitätsnah abgebildet werden. Ein Fließ- bzw. Bruchkriterium für Salzgesteine, das die gestellten Anforderungen erfüllt, lässt sich in Form eines verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Fließkriteriums formulieren (MINKLEY 1997):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (6-5)$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (6-6)$$

bzw.

$$\sigma_{eff,B} = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (6-7)$$

wobei σ_3 die minimale Hauptspannung, σ_{1B} die maximale Hauptspannung (Bruchspannung), $\sigma_{eff,B} = \sigma_{1B} - \sigma_3$ die maximal ertragbare Effektivspannung, $\sigma_D (\varepsilon^P)$ die einaxiale Druckfestigkeit, $\sigma_{MAX} (\varepsilon^P)$ die maximale effektive Festigkeit, $\sigma_\phi (\varepsilon^P)$ der Krümmungsparameter der Festigkeitskurve und ε^P die plastische Scherverformung sind.

Zur Veranschaulichung ist das Bruchkriterium in Abbildung 6.8 dargestellt. σ_{MAX} ist die maximale effektive Spannung, die vom Gestein aufgenommen werden kann und der sich die Bruchfestigkeit asymptotisch mit zunehmender minimaler Hauptspannung σ_3 nähert. Eine derartige Grenze existiert für jedes Gestein, anderenfalls müsste die Festigkeit mit zunehmenden σ_3 unendlich anwachsen, was physikalisch nicht möglich ist.

Mit dem nichtlinearen Bruchkriterium wird sowohl der Druckfestigkeitsbereich als auch der Zugfestigkeitsbereich von Salzgesteinen präziser erfasst. Die Zugfestigkeit ist durch die Beziehung

$$\sigma_Z = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX})^2 - \sigma_D \cdot \sigma_\phi} - \frac{1}{2}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX}) \quad (6-8)$$

gegeben.

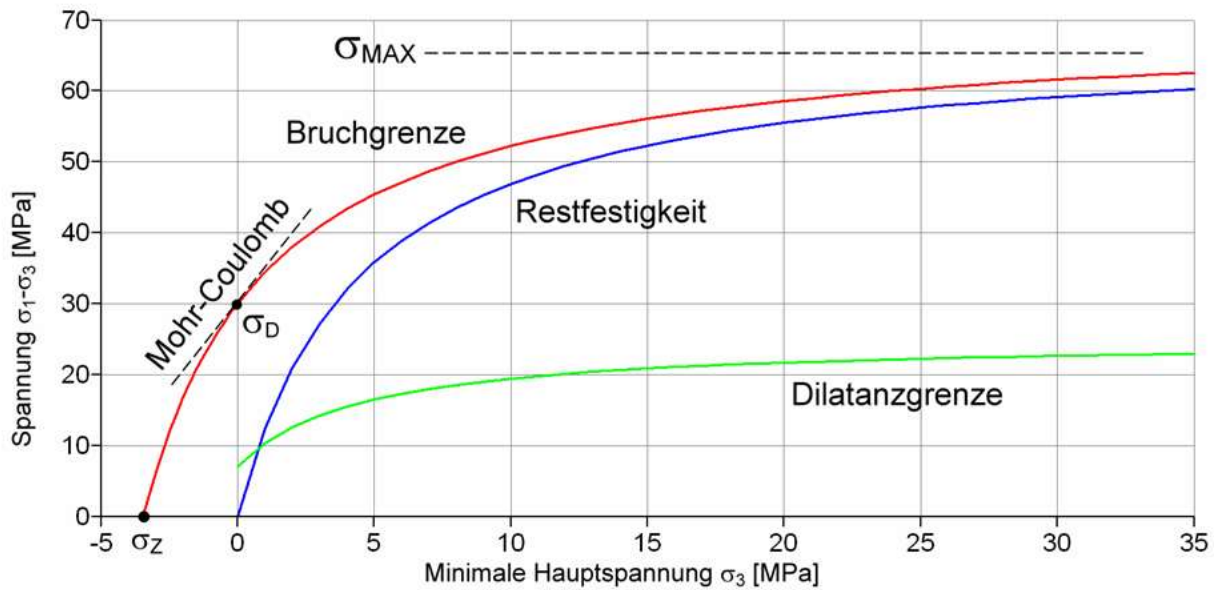


Abb. 6.8: Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells

Für die Volumenzunahme (Dilatanz) bei plastischer Verformung lässt sich aus dem nicht-linearen Fließansatz unter Verwendung einer nichtassozierten Fließregel ableiten:

$$\frac{\Delta V}{V_0} = (N_\psi - 1) \cdot \varepsilon^P \quad (6-9)$$

mit der Dilatanzfunktion

$$N_\psi = 1 + \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi + \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta_0 \quad (6-10)$$

Die das Dilatanzverhalten beschreibenden Parameter sind der Anstiegswinkel $\beta_0(\varepsilon^P)$ der Dilatanzkurve $\varepsilon_{vol}^P = f(\varepsilon^P)$ bei einaxialer Belastung ($\sigma_3 = 0$) und der Krümmungsparameter $\sigma_\psi(\varepsilon^P)$ der Dilatanzfunktion (Abb. 6.9).

Aus der Beziehung geht hervor, dass die Dilatanz mit zunehmender triaxialer Einspannung stark abnimmt, ein Verhalten, welches für Salzgesteine typisch ist. Die Dilatanzfunktion N_ψ enthält als Grenzfall für $\sigma_\psi \rightarrow \infty$ den von der Spannung unabhängigen Dilatanzansatz der linearen MOHR-COULOMB'schen Plastizität:

$$N_\psi^L = 1 + \tan \beta_0 \quad (6-11)$$

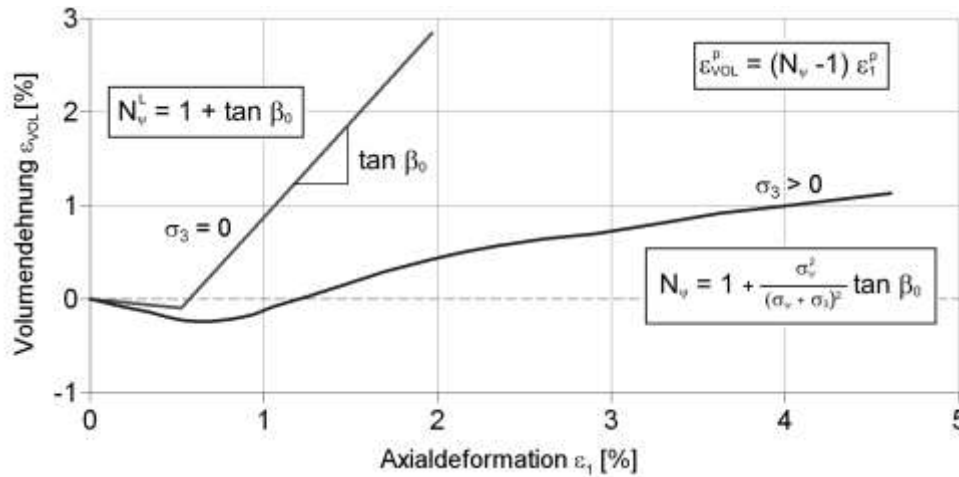


Abb. 6.9: Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell

Erreicht die Spannung die Fließgrenze, z. B. die Dilatanzgrenze als untere Fließbedingung im pre-failure Bereich, entsteht außer einer elastischen Verformung auch eine plastische Verformung. Das plastische Verhalten wird durch die Fließ- bzw. Bruchgrenzbedingung und eine Fließregel definiert. Die Fließregel legt Richtung und Betrag des Zuwachses der plastischen Verformung fest. Der plastische Verformungsanteil wird aus einem plastischen Potential abgeleitet und ermöglicht die Berücksichtigung einer Volumenvergrößerung (Dilatanz) infolge von Scherbeanspruchungen.

Durch zahlreiche Versuche an Probekörpern im Labor ist belegt, dass die Festigkeitseigenschaften der Salzgesteine signifikant von der Verformungsgeschwindigkeit abhängen. Für praktische Belange ist daher zwischen *Langzeit-* und *Kurzzeitfestigkeit* zu unterscheiden. Der Verformungszustand kann sich in situ von statisch bzw. quasistatisch zu dynamisch verändern. Im Stoffmodell wird dies durch eine geschwindigkeitsabhängige Funktion (Abb. 6.10) berücksichtigt mit der Druckfestigkeit und maximale effektive Festigkeit geschwindigkeitsabhängig für die aktuelle Festigkeitsgrenze umgerechnet werden:

$$\sigma_D(\dot{\epsilon}) = \sigma_D(1 + a_D \cdot [f_{vel}(\dot{\epsilon}) - 1]) \quad (6-12)$$

$$\sigma_{MAX}(\dot{\epsilon}) = \sigma_{MAX}(1 + a_{MAX} \cdot [f_{vel}(\dot{\epsilon}) - 1]) \quad (6-13)$$

mit

$$f_{vel} = \frac{1}{2} \cdot \left[1 + \tanh \left(b_M \cdot \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_k} \right) \right] \quad (6-14)$$

Die Parameter a_D und a_{MAX} sind Faktoren zur Reduzierung der Kurzzeitfestigkeit auf die Langzeitfestigkeit. Der Faktor b_M bestimmt die Steilheit der Reduktionskurve und die Größe $\dot{\epsilon}_k$ ist die Deformationsgeschwindigkeit im Wendepunkt der Funktion.

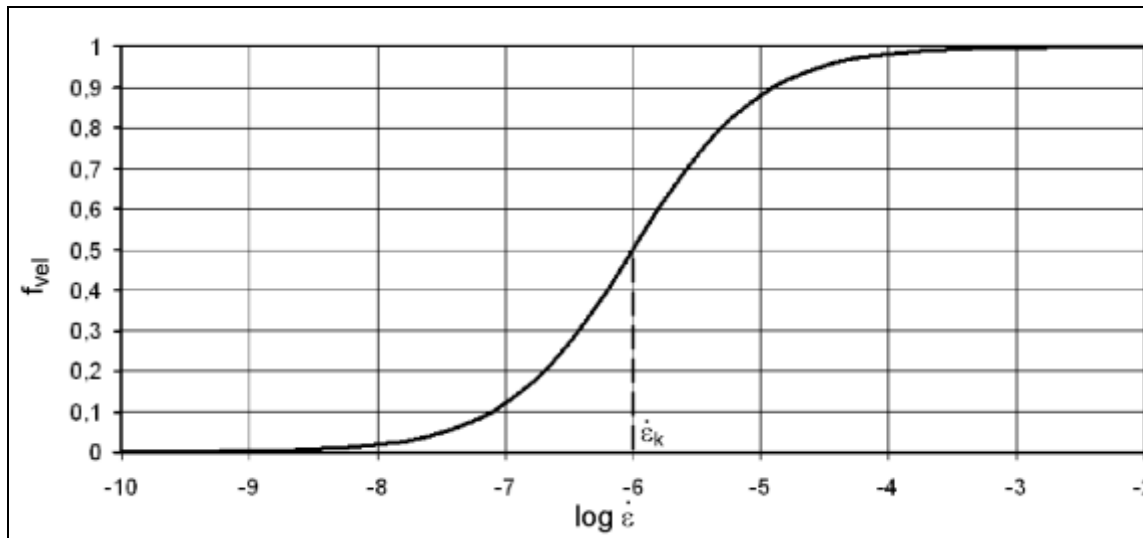


Abb. 6.10: Normierte Geschwindigkeitsfunktion

Aus physikalischen Überlegungen folgt, dass die Langzeitfestigkeit nicht unterhalb der Dilatanzfestigkeitsgrenze liegen kann. Beanspruchungen mit Deviatoren unterhalb der Dilatanzgrenze werden ohne Schädigung ertragen. Ist die Verformungsgeschwindigkeit so klein, dass die zur Schädigungseinleitung erforderliche deviatorische Beanspruchung, die durch die Dilatanzgrenze definiert ist, nicht erreicht wird, dominiert volumentreues Kriechen das Verformungsverhalten der Salzgesteine.

Eine Festigkeitsgrenze kann nur überschritten werden, wenn die Verformungsgeschwindigkeit ausreicht, um deviatorische Beanspruchungen größer oder gleich denen an der Dilatanzfestigkeitsgrenze hervorzurufen. Für die Reduktionsfaktoren, um die die Kurzzeitfestigkeiten maximal abgemindert werden, kann damit angesetzt werden:

$$a_D = 1 - \frac{\sigma_{D,Dil}}{\sigma_D} \quad (6-15)$$

und

$$a_{MAX} = 1 - \frac{\sigma_{MAX,Dil}}{\sigma_{MAX}} \quad (6-16)$$

Hierbei sind σ_D und σ_{MAX} jeweils Druckfestigkeit und maximale effektive Festigkeit an der Bruchgrenze der Kurzzeitfestigkeit und $\sigma_{D,Dil}$ und $\sigma_{MAX,Dil}$ an der Dilatanzgrenze.

Bei geringen Verformungsgeschwindigkeiten strebt die Langzeitfestigkeit gegen die Dilatanzfestigkeitsgrenze (Abb. 6.11). Die BGR (2003) führt dazu aus: „Der Dilatanzgrenze kommt die Bedeutung einer Sicherheits- oder Stabilitätsgrenze zu. Danach versagt langfristig jedes Gestein, 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.“

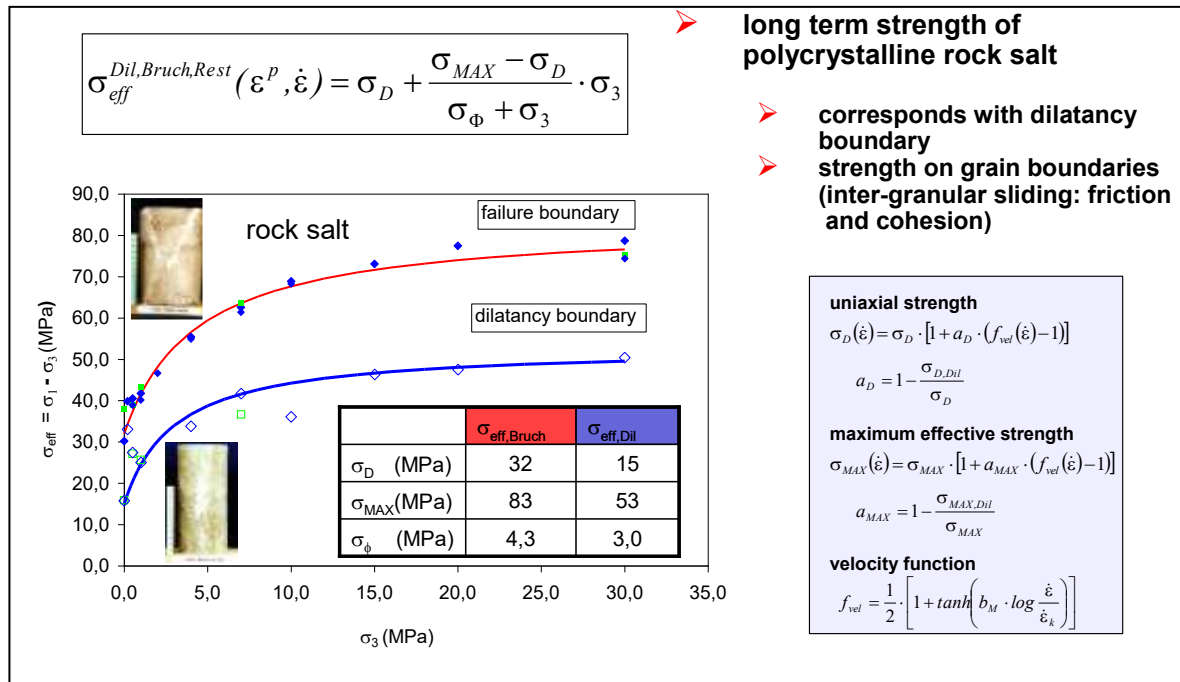


Abb. 6.11: Dilatanzgrenze, Bruchgrenze und geschwindigkeitsabhängige Langzeitfestigkeit im visko-elasto-plastischen Stoffmodell am Beispiel von Steinsalz

Aus dem verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (6-17)$$

und für das plastische Potential bei Scherversagen unter Ansatz einer nichtassozierten Fließregel:

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{MAX, \psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (6-18)$$

Wird die Fließgrenze überschritten ($f_s < 0$), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung. Für die Gesamtverformung gilt:

$$\Delta \epsilon_i = \Delta \epsilon_i^e + \Delta \epsilon_i^p \quad (i = 1..3) \quad (6-19)$$

Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \epsilon_i^p = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad (i = 1..3) \quad (6-20)$$

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\Delta \varepsilon_1^P = \lambda_s \quad (6-21)$$

$$\Delta \varepsilon_2^P = 0 \quad (6-22)$$

$$\Delta \varepsilon_3^P = -\lambda_s \cdot N_{\psi} \quad (6-23)$$

Der Multiplikator λ_s , der eine Skalarfunktion darstellt (MINKLEY, 2004a), ergibt sich aus der erforderlichen Erfüllung der Fließbedingung $f_s = 0$.

Das viskose Stoffverhalten kann damit erklärt werden, dass der Umbau der Kristallstruktur den Verformungen nur mit Verzögerung folgen kann. Andererseits kann sich der Spannungs- bzw. Verformungszustand wegen der langsamer, verzögert erfolgenden Änderung der Kristallstruktur auch nach dem Eintreten der äußeren Einwirkung noch ändern (Nachwirkung). Viskoses Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass die Verformung bei konstanter Spannung ($\dot{\sigma} = 0$) anwächst und die Spannung bei konstanter Dehnung ($\dot{\varepsilon} = 0$) abnimmt. Diese Erscheinungen werden Kriechen und Relaxation genannt.

Während es bei plastischen Materialien erst beim Erreichen der Fließgrenze zu plastischen Verformungen kommt, können viskose Verformungen bei jedem Spannungszustand eintreten. Im Kriechprozess werden allgemein 3 Phasen unterschieden. Das so genannte *primäre* Kriechen tritt unmittelbar nach Belastungsbeginn ein und ist durch die Parameter G^K und η^K des KELVIN-Modells bestimmt. In der anschließenden *sekundären* Kriechphase ist nur die MAXWELL-Viskosität η^M bestimmend für die Verformungen. Das *tertiäre* Kriechen ist verbunden mit einem dilatanten Entfestigungsprozess, der zum Kriechbruchversagen führen kann.

Die Auswertung zahlreicher Kriechversuche an Salzgesteinen hat zu dem Ergebnis geführt, dass die Parameter der rheologischen Modelle wie die plastischen Parameter ebenfalls signifikant vom augenblicklichen Zustand abhängig sind. Die Spannungsabhängigkeit der Kriech Eigenschaften im visko-elasto-plastischen Modell wird nach einem Ansatz von LUX (1984) durch eine exponentielle Abhängigkeit der MAXWELL-Viskosität von der deviatorischen Spannung σ_V berücksichtigt:

$$\eta^M = \eta_0^M \cdot e^{-m \cdot \sigma_V} \quad (6-24)$$

mit $\sigma_V = \sqrt{3 \cdot J_2}$, wobei J_2 die zweite Invariante des Spannungsdeviators ist.

Das visko-elasto-plastische Stoffmodell wird neben den Salzgesteinen auch auf den Anhydrit mit seinem ausgeprägten Entfestigungsverhalten angewendet.

6.3.2.3 Schermodell für Schichtflächen

Im Unterschied zu Felstrennflächen sind an Diskontinuitäten und Schichtflächen im Salzgebirge neben Reibungsvorgängen Kohäsions- und Haftreibungseigenschaften von besonderer Bedeutung. Salzgesteine besitzen bereits unter normalen bergbaulichen Belastungsbedingungen in bedeutendem Maße die Fähigkeit zur Reaktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften an den Trennflächen bzw. Schichtflächen. Der Wechsel von Haft- und Gleitreibungszuständen wird als stick-slip-Bewegung bezeichnet. Eine Entfestigung wird durch Haftreibungsverlust und das Abscheren von Unebenheiten bei zunehmender Scherverschiebung bewirkt. Eine umfassende Beschreibung des mechanischen Verhaltens des geschichtet aufgebauten Salzgebirges ist daher nur unter Einbeziehung entsprechender Scherfestigkeitsmodelle für Schichtflächen möglich.

In Versuchen wurde die Abhängigkeit der Reibungskoeffizienten von der Schergeschwindigkeit nachgewiesen. Für die Modellierung dynamischer Beanspruchungszustände muss diese Eigenschaft deshalb im Schermodell berücksichtigt werden.

Das Scherfestigkeitsmodell basiert auf einem grundlegenden Reibungsansatz in Form eines MOHR-COULOMB'schen Festigkeitsansatzes

$$\tau_{MAX} = \mu \cdot \sigma_N + c \quad (6-25)$$

mit dem Unterschied, dass die Parameter des Modells keine Konstanten sind. Der Reibungskoeffizient

$$\mu = \mu_K \cdot (1 + \Delta\mu) \quad (6-26)$$

wird aus einem Term für die Gleitreibung

$$\mu_K = \tan \left(\phi_R + i_0 \cdot e^{-K_2 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \right) \quad (6-27)$$

und für die Haftreibung

$$\Delta\mu = \Delta\mu_{vel} \cdot e^{-K_1 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \quad (6-28)$$

gebildet. Die Haftreibung resultiert aus der von der Normalspannung abhängigen Aktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften. c ist die Kohäsion bei Normalspannung Null und ϕ_R ist der Restreibungswinkel. i_0 ist der so genannte Aufgleitwinkel, welcher ein Maß für die Unebenheit der Kontaktflächen repräsentiert und für die Aufweitung des Scherspalt bei

zunehmender Scherverschiebung verantwortlich ist. σ_K ist die Druckfestigkeit der Kontaktfläche. K_1 und K_2 sind Krümmungsparameter, die sich aus der Anpassung des Modells an Versuchsergebnisse ergeben.

Die Abhängigkeit der Haftreibung von der Verschiebungsgeschwindigkeit v wird durch eine Funktion analog zu der Geschwindigkeitsfunktion des visko-elasto-plastischen Modells berücksichtigt:

$$f_{vel} = \frac{1}{2} \cdot \left[1 + \tanh \left(b_s \cdot \log \frac{\dot{v}}{\dot{v}_k} \right) \right] \quad (6-29)$$

Der Haftreibungskoeffizient wird damit ausgedrückt durch

$$\Delta\mu_{vel} = \Delta\mu_{MAX} \cdot f_{vel} \quad (6-30)$$

Physikalisch ist dieser Zusammenhang so zu interpretieren, dass im Fall eines dynamischen Gleitprozesses bei hohen Schergeschwindigkeiten ($f_{vel} \approx 1$) ein Haftreibungswiderstand überwunden werden muss, bevor der Scherspannungsabfall einsetzt. Dagegen wird bei langsamen Scherverschiebungen ($f_{vel} \approx 0$) kein zusätzlicher Haftreibungswiderstand aufgebaut und die Kohäsion bleibt erhalten. Die Scherverschiebung findet praktisch ohne Abfall der Scherspannung statt (Abb. 6.12, MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007).

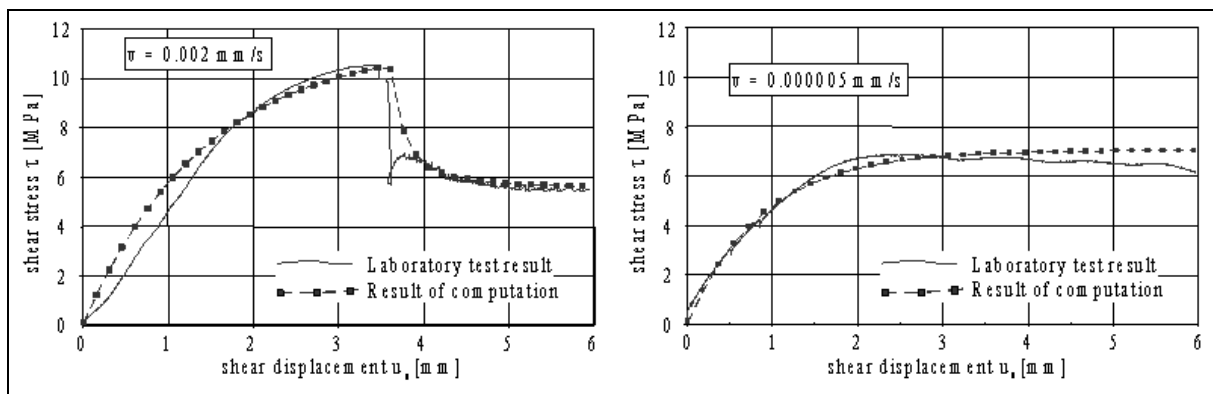


Abb. 6.12: Abhängigkeit der Scherfestigkeit von der Schergeschwindigkeit

Neben der Geschwindigkeitsabhängigkeit wird auch die Abhängigkeit von der stattgefundenen Scherverschiebung im Modell berücksichtigt. Der Haftreibungskoeffizient wird um einen verschiebungsabhängigen Term (in inkrementeller Form) abgemindert:

$$\Delta\mu_S^p = -\Delta\mu_{vel} \cdot \frac{\Delta u_S^p}{L_1}. \quad (6-31)$$

Darin ist Δu_S^p das Inkrement der plastischen Scherverschiebung. L_1 bestimmt die Steilheit des Scherspannungsabfalls im Nachbruchbereich. Mit zunehmender Scherverschiebung wird durch Abscheren der Unebenheiten der Aufgleitwinkel abgemindert:

$$\Delta i = -\Delta i_0 \cdot \frac{\Delta u_S^p}{L_2}. \quad (6-32)$$

Die inkrementellen Beziehungen entsprechen einer Reduktion der Haftreibungskomponente und des Aufgleitwinkels in exponentieller Form während des Schervorgangs an den Kontaktflächen.

6.3.2.4 Versatz

Die Einlagerungskammern werden nach dem Beschicken mit den radioaktiven Abfallgebinden mittels Salzgrus versetzt, um den offen bleibenden Hohlraum so klein wie möglich zuhalten.

Für das Versatzmaterial wurde das so genannte „**Double-yield**“-Modell gewählt. Das Modell ist bereits in UDEC enthalten (ITASCA, 2005). Es ist besonders geeignet für Materialien, für die unter Druckbeanspruchung eine irreversible Kompression charakteristisch ist. Deshalb wird es häufig für Versatzmassen oder granuläre Medien verwendet, deren Porosität in der Regel deutlich höher ist als das umgebende Gebirge.

Es enthält neben den in den Verfestigungs- und Entfestigungsmodellen bereits enthaltenen Scher- und Zugfestigkeitskriterien eine weitere Fließbedingung, welche von der Schubspannung unabhängig ist und sich nur auf die volumetrische Verformung bezieht. Damit kann die bei isotroper Kompression mit irreversiblen Verformungen verbundene Zusammendrückung erfasst werden. Ein typisches Druck-Dehnungs-Diagramm eines Kompressionsversuchs zeigt Abb. 6.13.

Dargestellt ist die Abhängigkeit der Druckspannung von der negativen Volumendeformation (d. h. Volumenverringern, Druckspannungen positiv). Der Druck steigt mit zunehmender Volumendeformation progressiv an. Bei zwischenzeitlicher Entlastung verbleibt eine irreversible Deformation. Der Anstieg der Kurve in den Entlastungszyklen entspricht dem elastischen Kompressionsmodul.

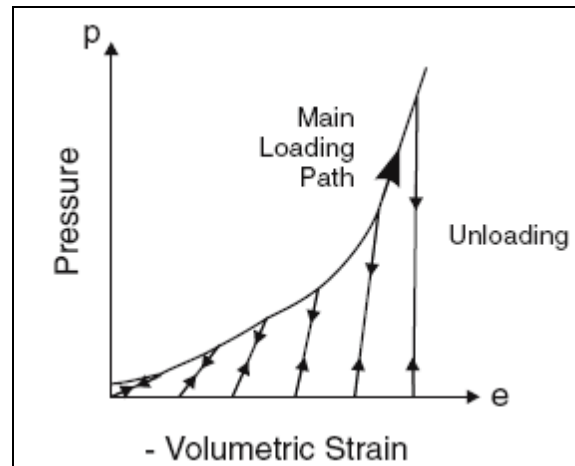


Abb. 6.13: Spannungs-Volumendehnungs-Diagramm bei Kompression [aus ITASCA (2005)].

Die Bestimmung der spezifischen Parameter des „Double-yield“-Modells erfolgt mittels einer Versatzdruckzelle in Kompaktionsversuchen. Die dabei erhaltene Druck-Volumendehnungskurve wird für die Verwendung in numerischen Berechnungsprogrammen durch eine Funktion in der Form

$$p = K_0 \cdot \frac{\varepsilon_V}{1 - \frac{\varepsilon_V}{\varepsilon_0}} \quad (6-33)$$

approximiert. Darin ist ε_0 die maximal erreichbare Volumenzusammendrückung, welche ebenso wie der Parameter K_0 aus der Anpassung der Funktion an experimentelle Versuchswerte ermittelt wird.

6.3.3 Bewertung der Integrität der Salinarbarrieren

Für die Beurteilung des mechanischen Beanspruchungszustandes in den salinaren Barrieren, auf deren Basis eine Aussage zur geforderten Integrität und Dichtheit möglich ist, werden meist die folgenden Kriterien verwendet:

Minimalspannungs- bzw. Frac-Kriterium

$$S_{FI} = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_Z}{p_{FI}} > 1 \quad (6-34)$$

Das Kriterium verlangt, dass die kleinste Gebirgsdruckspannung $\sigma_{\min}$ in der abdichtenden Barriere zuzüglich einer zu überwindenden Zugfestigkeit σ_Z größer als der in der entsprechenden Teufenlage hypothetisch mögliche Flüssigkeitsdruckwert p_{FI} sein muss, um ein zunehmendes Durchströmungsvermögen bzw. ein lokales Aufreißen des Gebirgskörpers

auszuschließen. Bei einem Sicherheitsfaktor $S_{Fl} > 1$ gilt das Kriterium als erfüllt, d. h. ein druckgetriebenes Eindringen von möglicherweise anstehendem Fluid ist unter den gegebenen Einspannungsbedingung nicht möglich.

In den thermomechanischen Berechnungen (Kap. 6.3.5) wird für den Salzton eine hydraulische Zugfestigkeit von $\sigma_z = 2$ MPa und für Steinsalz von $\sigma_z = 1$ MPa angesetzt.

Dilatanzkriterium

$$\frac{d\varepsilon_{Vol}}{d\varepsilon_1} \leq 0 \quad (6-35)$$

Dieses Kriterium fordert, dass aus den sich ergebenden Verformungsprozessen keine durchschlägigen Gefügebrauchlockungen bzw. Mikrorisse entstehen dürfen, die aufgrund der damit einhergehenden Permeabilitätszunahme Träger einer Permeation werden könnten. Der Vorgang der Gefügebrauchlockung ist allgemein mit Dilatanz, d. h. einer Volumenzunahme durch die Ausbildung von Mikrorissen und Rissakkumulationen, verbunden.

Der Punkt, an dem die Volumenänderungsgröße $\Delta\varepsilon_{Vol}$ positiv wird, also Dilatanz eintritt, wird als Dilatanzgrenze bezeichnet. Unterhalb dieser Schranke bleibt die Volumenänderung negativ (Kompaktion) bzw. nimmt bei volumentreuer Verformung (Kriechen) den Wert Null an.

Die Integrität und Dichtheit der salinaren Schutzschichteinheiten ist dann gewährleistet, wenn innerhalb der anstehenden Barrierschichten sowohl das Minimalspannungs- als auch das Dilatanzkriterium in einer ausreichend mächtigen Steinsalzschrift erfüllt bleiben.

Abhängigkeit der Permeabilität von Minimalspannung und Dilatanz

Mit dem Dilatanzkriterium kann nur bedingt belegt werden, dass aus der dilatanten Gefügebrauchschädigungen im Salzgebirgsverband keine Gefährdung für die geforderte Dichtfunktion der Salinarbarrieren erwächst. Die Schädigungen infolge der Dilatanz sind vorwiegend auf konturnahe Bereiche um Strecken und Hohlräume konzentriert.

Die Permeabilität duktiler Salinargesteine wie Steinsalz und Salzton ist jedoch eine Funktion der Differenzspannung zwischen minimaler Hauptspannung und Fluidruck. Bei Annäherung des Fluiddruckes an die minimale Hauptspannung steigt die Permeabilität exponentiell um Größenordnungen an (Abb. 6.14). Im Vergleich zu Steinsalz vollzieht sich der Permeabilitätsanstieg beim Roten Salzton deutlich moderater. Der funktionale Zusammenhang zwi-

schen Differenzspannung und Permeabilität wird nach Anpassung an Untersuchungsergebnisse in MINKLEY (2003) durch eine Tangens-Hyperbolicus-Funktion beschrieben:

$$\log k = \log k_0 + \frac{\Delta k}{2} [1 + \tan h(-b \cdot \Delta p)] - n \cdot \Delta p \quad (6-36)$$

Hierbei sind:

k_0 : Ausgangspermeabilität

Δk : Permeabilitätsanstieg in Größenordnungen beim Übergang von Δp vom positiven zum negativen Bereich

$\Delta p = \sigma_{MIN} - p_{Fl}$: Differenzspannung

mit σ_{MIN} - minimale Hauptspannung und p_{Fl} - Fluiddruck

b : Krümmungsparameter

Neben dem von Fluiddruck getriebenen Permeationsprozess, ein weitgehend reversibler Vorgang, ist die Änderung der Permeabilität infolge mechanischer Schädigung als weiterer Mechanismus zu berücksichtigen. Aus dem visko-elasto-plastischen Modell folgt für die plastische Volumendehnung (Dilatanz):

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \varepsilon_{VOL}^p = (N_\psi - 1) \cdot \varepsilon^p \quad (6-37)$$

mit der Dilatanzfunktion N_ψ nach Abschnitt 6.3.2.2.

Die Dilatanz führt zu einer Änderung der Porenzahl:

$$\Delta e_0 = (1 + e_0) \cdot \varepsilon_{VOL}^p$$

Für den Zusammenhang zwischen Permeabilität und Porenzahl wird die empirische Beziehung nach STÜHRENBURG (1995) angesetzt:

$$k_0 = \eta \cdot (e_0 + \Delta e_0)^\zeta \quad (6-38)$$

Darin sind e_0 - intrinsische Porenzahl.

ζ, η - empirische Größen

Die Permeabilitätsfunktionen für Steinsalz und den Roten Salzton sind in Abb. 6.14 dargestellt.

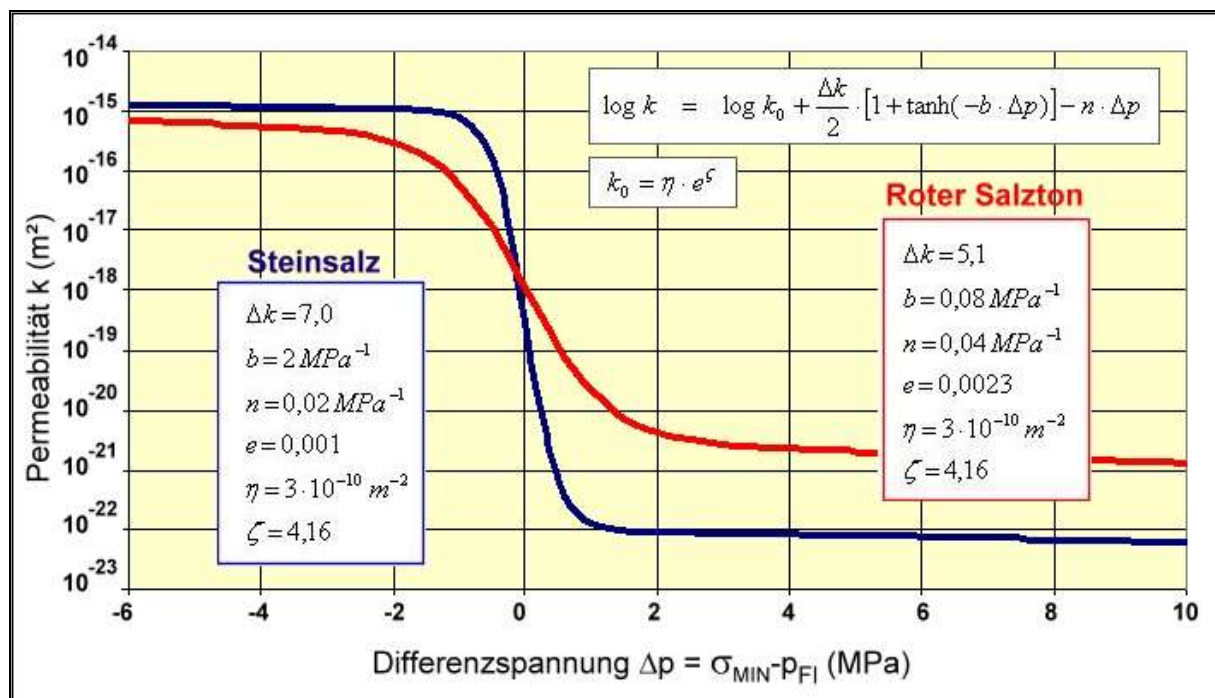


Abb. 6.14: Permeabilität als Funktion der Differenzspannung

Unverritztes Steinsalz wird für Gase und Lösungen als dicht angesehen. Im Allgemeinen wird auf der Basis praktischer Erfahrungen aus der Gasspeicherung in Salzformationen eine Permeabilität $\leq 10^{-22} \text{ m}^2$ als dicht definiert.

In Abbildung 6.15 sind beispielhaft die nach einer Standzeit von 10 Jahren um ein Endlager ermittelten Dilatanzen und die nach der vorstehenden Methodik berechneten Permeabilitäten gegenübergestellt. Es ist zu sehen dass Dilatanzwerte >0 in unmittelbarer Umgebung der Einlagerungsstrecken sowie in größerem Umfang im Anhydrit ausgewiesen werden. Ein sehr kleiner Bereich hat sich außerdem an der Oberkante des Staßfurt-Steinsalzes entwickelt.

Die Darstellung der Permeabilität ergibt jedoch, dass sich die thermomechanisch induzierten Spannungsumlagerungen in weit größeren Bereichen auf die Durchlässigkeit auswirken. Für die Bewertung der Integrität der Salinarbarrieren wird deshalb neben dem Minimalspannungskriterium die Permeabilitätsberechnung herangezogen.

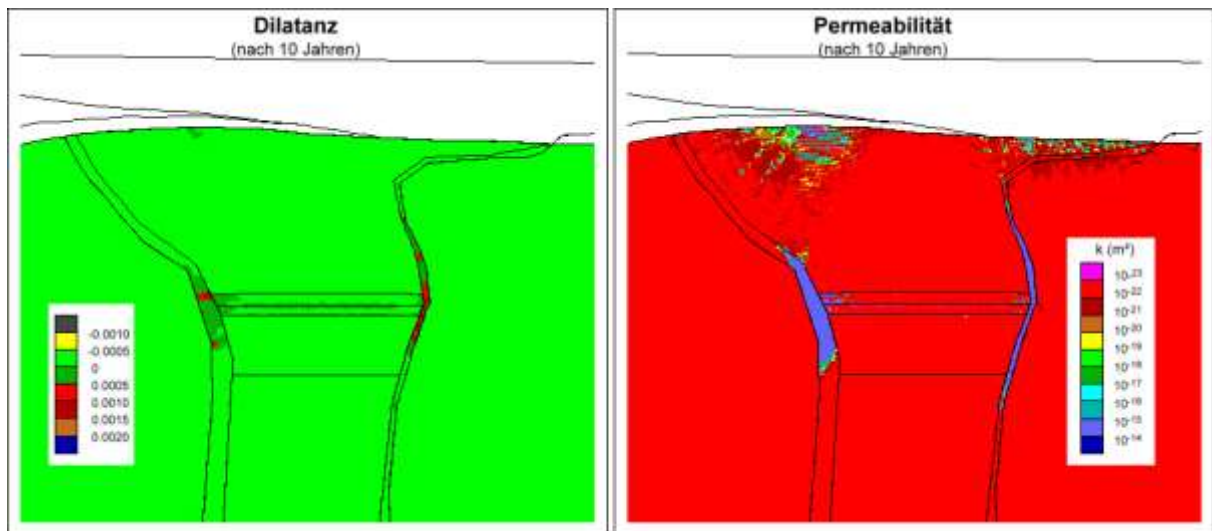


Abb. 6.15: Vergleich Dilatanz und Permeabilität um ein Endlager in steiler Lagerung

6.3.4 Modellbildung

6.3.4.1 Berechnungsmodell für die steile Lagerung

Das gebirgsmechanische Strukturmodell bildet den in Abb. 6.4 dargestellten geologischen Schnitt von der Tagesoberfläche bis in eine Tiefe von 3000 m ab. In horizontaler Richtung hat es eine Ausdehnung von 5000 m. In Abb. 6.16 ist das Modell in seiner Blockstruktur dargestellt. Die Abb. 6.17 gibt einen Ausschnitt im Bereich des Einlagerungshorizonts bei 870 m Tiefe wieder.

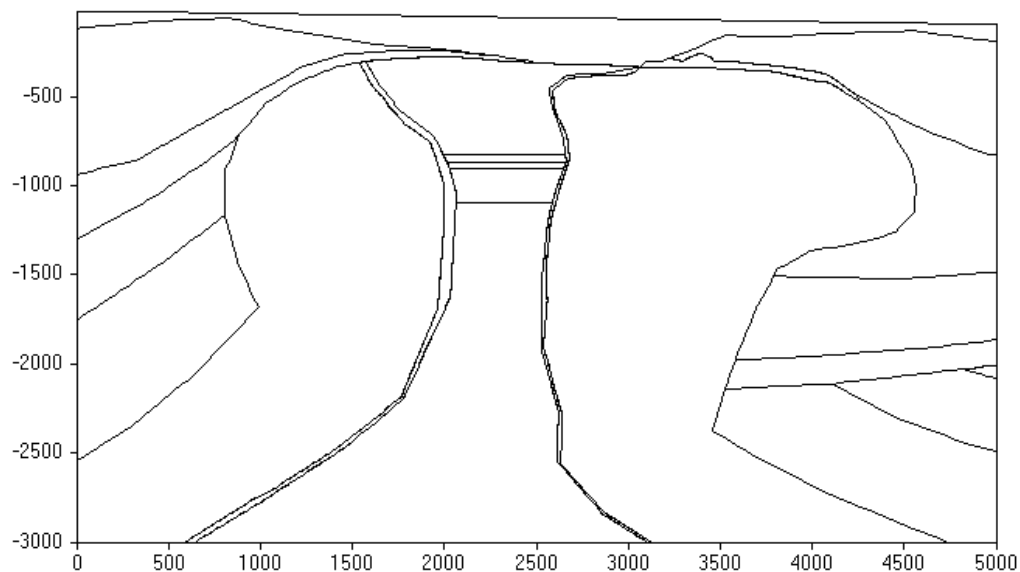


Abb. 6.16: Blockstruktur des Endlager-Modells für die steile Lagerung

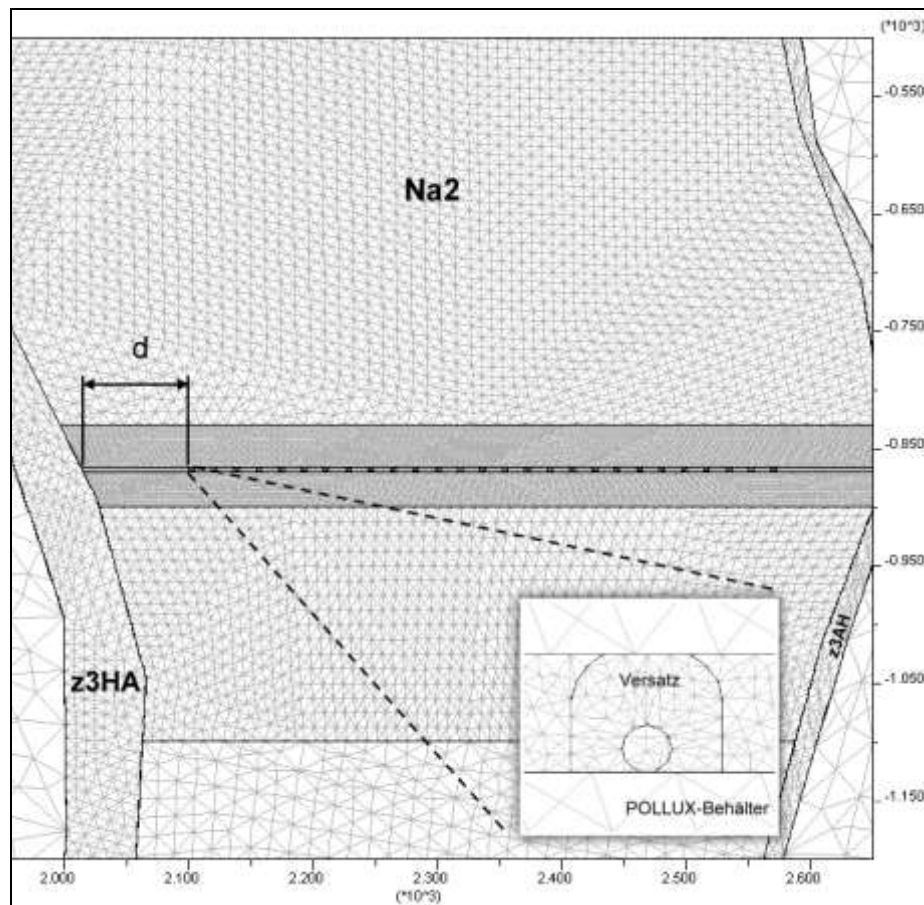


Abb. 6.17: Modell steile Lagerung – Einlagerungsbereich bei Streckenlagerung

Die Abbildung 6.17 zeigt auch die Zoneneinteilung der Blöcke. Der Grad der Diskretisierung bestimmt die Genauigkeit der numerischen Lösung. Die Unterteilung wurde besonders im Bereich des Einlagerungsbereiches stark verfeinert, da dort die größten Spannungsgradienten zu erwarten sind.

Das dargestellte Modell wurde für die Einlagerungsvariante „Streckenlagerung“ (Kap. 6.2) entwickelt. Die insgesamt 27 Einlagerungsstrecken wurden in der Mitte des Bereiches mit einem Achsenabstand von jeweils 18 m angeordnet. Die Breite des Salzstockes zwischen dem Hauptanhydrit an den Flanken beträgt ca. 600 m.

Die Entfernung d (Abb. 6.17) der äußeren Strecken zum Hauptanhydrit wurde zunächst mit ca. 85 m angenommen und in einer weiteren Berechnungsvariante auf 140 m gesetzt. Der Bereich einer Einlagerungsstrecke ist in Abb. 6.17 im Detail vergrößert dargestellt.

Die seitlichen Modellgrenzen sind in horizontaler Richtung unverschieblich und der untere Modellrand in vertikaler Richtung fixiert.

6.3.4.2 Berechnungsmodell für die flache Lagerung

Das Strukturmodell für die flache Lagerung ist in Abb. 6.18 maßstäblich dargestellt. Die Blockstruktur ist der geologischen Schichtung nach Abb. 6.5 angepasst. Das Modell umfasst den Gebirgsbereich bis ca. 1500 m Teufe.

Der Einlagerungshorizont wurde so gelegt, dass er sich im Bereich der größten Mächtigkeit des Salinars etwa in der Mitte des Staßfurt-Steinsalzes befindet.

Die Festlegung der horizontalen Erstreckung des Einlagerungsbereiches erfolgte unter Berücksichtigung des Einfallens der Schichtgrenzen des Staßfurt-Steinsalzes und der sich dadurch ändernden Mächtigkeit des Steinsalzpakets.

Dabei sollten zu geringe Abstände von den angrenzenden Schichten sowohl im Hangenden als auch im Liegenden vermieden werden. Die getroffenen Festlegungen sind zunächst willkürlich und können im Ergebnis der Untersuchungen weiter präzisiert werden.

Für den gewählten Schnitt ergeben sich im Einlagerungsbereich minimale Mächtigkeiten der salinaren Schutzschicht im Hangenden von 400 m und im Liegenden von 240 m.

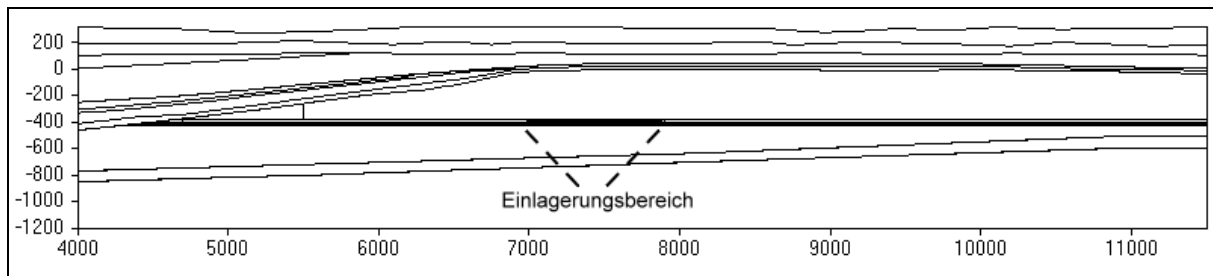


Abb. 6.18: Blockstruktur des Endlager-Modells für die flache Lagerung

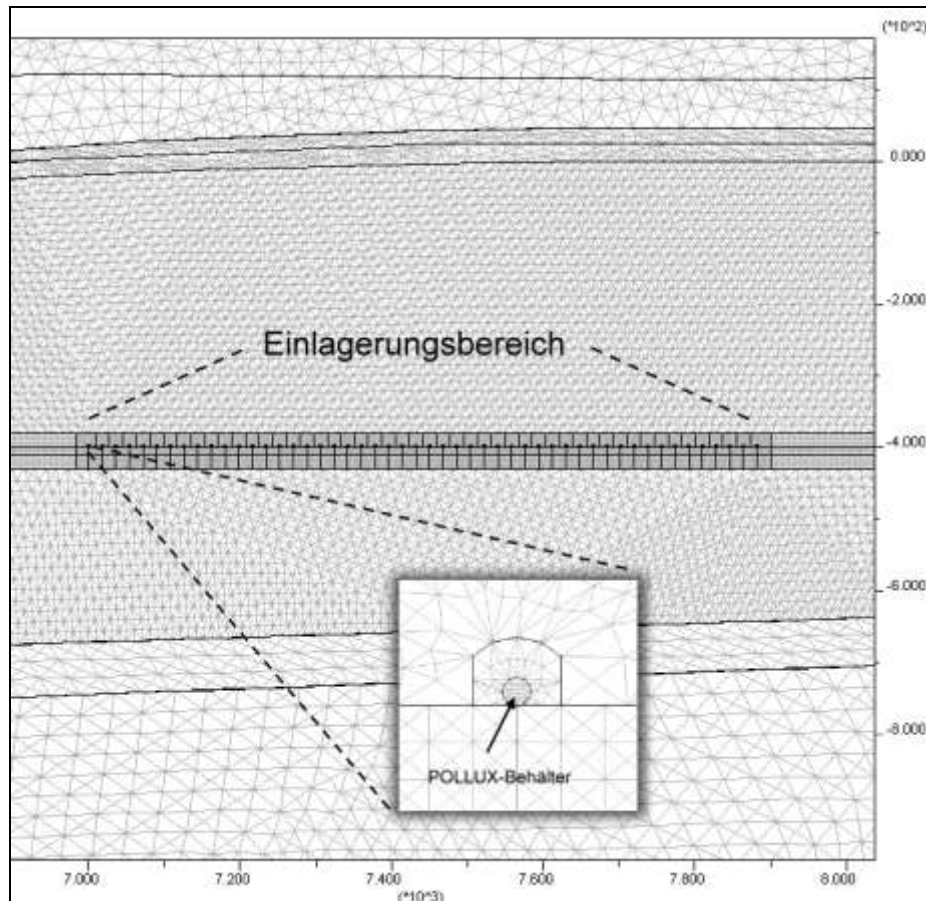


Abb. 6.19: Modell flache Lagerung – Einlagerungsbereich

Die Breite des Einlagerungsbereichs (Abb. 6.19) beträgt 890 m. Im Fall der Streckenlagerung mit 18 m Achsenabstand können 50 Einlagerungsstrecken angelegt werden.

Die seitlichen und der untere Modellrand sind wie bei dem Modell für die steile Lagerung in der jeweiligen Normalenrichtung unverschieblich gelagert.

6.3.4.3 Mechanische Kennwerte der Gesteinsschichten

Da die entwickelten Strukturmodelle keinem konkreten Endlagerstandort zugeordnet sind, wird auch bei der Wahl der Modellparameter kein Bezug auf bestimmte lokale Gegebenheiten genommen. Die Gesteinseigenschaften werden allein auf der Grundlage ihrer lithologischen Klassifizierung festgelegt. Dabei wird auf vorhandene Datensammlungen und Angaben in der Literatur zurückgegriffen.

Im Institut für Gebirgsmechanik Leipzig werden seit Jahren umfangreiche gesteinsmechanische Untersuchungen an Salinargesteinen im Zusammenhang mit der Bearbeitung geomechanischer Aufgabenstellungen im Kali- und Steinsalzbergbau sowie der Dimensionierung

von Speicherkavernen in Deutschland durchgeführt. Aufbauend auf den Ergebnissen wurde das oben beschriebene visko-elasto-plastische Stoffgesetz abgeleitet, mit dem das Verhalten der Salzgesteine besser beschrieben werden kann. Darüber hinaus sind auch Labor-Untersuchungen an Nebengesteinen durchgeführt worden, so dass für die in den Modellen zu berücksichtigenden Schichten des Zechsteins eine ausreichende Datenbasis vorhanden ist. Die in den Berechnungen verwendeten Kennwerte basieren vorwiegend auf Ergebnissen, die in verschiedenen Salzbergwerken, wie z. B. UTD Kaliwerk Riedel (IfG, 1998), Schachtanlage Asse in Niedersachsen und Sachsen-Anhalt gewonnen wurden.

Tab. 6-1: **Dichten der Gesteinsschichten**

Gesteinsschicht	Dichte [kg/m³]
Quartär	2000
Tertiär	2100
Oberkreide	2400
Unterkreide	2500
Jura	2600
Buntsandstein	2500
Hutgestein	2300
Steinsalz (Na ₂ , Na ₃ , Na ₄)	2160
Zechsteinbasis (A2-T1)	2700
Hauptanhydrit und Grauer Salzton (A3-T3)	2700
Pegmatitanhydrit und Roter Salzton (A4-T4)	2900
Rotliegendes	2500

Die Gesteine der Zechstein-Folge von der Basis bis zur Grenze zum Buntsandstein werden mit dem visko-elasto-plastischen Stoffgesetz gemäß Kapitel 6.3.2.2 beschrieben. Vereinfachend werden für die Steinsalze der Staßfurt- sowie der Leine- und Aller-Serie die gleichen Parameter angenommen (IfG, 2003b). Die Kennwerte sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt.

Tab. 6-2: Parameter des visko-elasto-plastischen Stoffmodell

	Steinsalz Na2, Na3, Na4	Zechsteinbasis A2- T1	Hauptanhydrit Grauer Salzton A3-T3 Pegmatitanhydrit A4	Roter Salzton T4
<i>Elastische Parameter</i>				
K [GPa]	16,67	40	40	7
G^M [GPa]	10	24	24	4
<i>Visko-elastische Parameter</i>				
η^M [MPa·d]	$6 \cdot 10^7$	$1,0 \cdot 10^{30}$	$1,0 \cdot 10^{30}$	$2,1 \cdot 10^5$
m [MPa⁻¹]	0,33	0	0,33	0
G^K [GPa]	63	63	63	63
η^K [MPa·d]	$1,7 \cdot 10^5$	$1,0 \cdot 10^{30}$	$1,0 \cdot 10^{30}$	$1,8 \cdot 10^4$
<i>Plastische und Dilatanz-Parameter</i>				
σ_D [MPa]	5,8	70	70	6
σ_{MAX} [MPa]	32	161	161	22,7
σ_ϕ [MPa]	4,7	3	3	4
$\tan\beta$ [-]	0	10	10	0
σ_ψ [MPa]	0,4	3	3	0,4
σ_z [MPa]	1,14	1,6	1,6	1,6

Die das plastische Verhalten beschreibenden Parameter Festigkeit und Dilatanz des Stoffmodells sind abhängig von der plastischen Deformation. Diese Abhängigkeit wird dem Modell in Form von Wertetabellen übergeben. Die zu einem Verformungswert gehörenden Wertepaare repräsentieren jeweils eine Fließgrenze im Festigkeits-Diagramm (Abb. 6.8). Die Tabellenwerte und die sich jeweils ergebenden Kurvenscharen für die Salinargesteine sind in der Anlage 6.2 angegeben.

Für die Schichten des Deckgebirges wurde ein elasto-plastischer Stoffansatz gewählt und ihnen das MOHR-COULOMB-Modell zugeordnet (Kap. 6.3.2.1). Für das Deckgebirge und das Rotliegende im Modell für die flache Lagerung wurden einheitliche Kennwerte verwendet. Im Buntsandstein findet mit dem „ubiquitous-joint“-Modell außerdem eine vorhandene Kleintektonik Berücksichtigung. Die Eigenschaften der Schwächeflächen werden durch zu-

sätzliche Parameter für Kohäsion c_u , Reibungswinkel ϕ_u , Zugfestigkeit σ_{zu} und Dilatanzwinkel δ_u definiert.

Tabelle 6-3: Parameter des Deckgebirges und des Liegenden

	K [GPa]	G [GPa]	c [MPa]	ϕ [°]	δ [°]	σ_z [MPa]
<i>MOHR-COULOMB-Modell</i>						
Deckgebirge	16	10	35	45	0	15
<i>Ubiquitous-joint-Modell</i>						
Buntsandstein	11,11	8,33	10	30	15	2
Kluftflächen			0,5	30	15	2

6.3.4.4 Parameter der Schichtflächen im Salinar

Das im Abschnitt 6.3.2.3 beschriebene nichtlineare Schermodell für Schichtflächen wird für die Kontaktflächen des Steinsalzes zu seinen Nebengesteinen verwendet. Den anderen Diskontinuitäten wird ein in UDEC implementiertes Modell zugeordnet, das auf einem linearen MOHR-COULOMBSchen Reibungsansatz beruht. Darüber hinaus sind innerhalb des Steinsalzes fiktive Trennflächen eingefügt worden, welche nur durch die Zonengenerierung in UDEC begründet sind. So ist es z. B. erforderlich, dass die Konturen aller aufzufahrenden Einlagerungsstrecken sowie der Abfall-Behälter bereits bei der Modellerstellung definiert werden. Auch um eine Verfeinerung der Zoneneinteilung in der Umgebung des Einlagerungsbereiches zu erreichen, sind diese Blöcke mittels fiktiver Trennflächen abzugrenzen (siehe Abb. 6.17 und 6.19). Damit diese fiktiven Trennflächen mechanisch nicht wirksam werden können, werden ihre Verformungs- und Festigkeitseigenschaften sehr hoch angesetzt. Nachfolgend werden die verwendeten Parameter der Diskontinuitäten und Trennflächen zusammengestellt.

Tab. 6-4: Parameter der Schichtflächen/Diskontinuitäten im Salinar

Parameter	
Normalsteifigkeit k_n [MPa/m]	10^5
Tangentialsteifigkeit k_s [MPa/m]	10^5
Krümmungsparameter K_1	1
Krümmungsparameter K_2	0,4
Kontaktfestigkeit σ_K [MPa]	10
Restreibungswinkel ϕ_R [°]	27
Aufgleitwinkel i_0 [°]	15

Entfestigungsdistanz L_1	0,003
Rauhigkeit L_2	0,003
Max. Diff. Reibungskoeff. $\Delta\mu_{\text{MAX}}$	0,6
Krit. Scherverschiebungsgeschwind. v_{kr} [m/s]	10^5
Geschwindigkeitsfaktor b	1,2
Kohäsion c [MPa]	2
Restkohäsion c_{Res} [MPa]	0
Zugfestigkeit σ_z [MPa]	1
Restzugfestigkeit $\sigma_{z\text{Res}}$ [MPa]	0

Tab. 6-5: Parameter der Schichtflächen Deckgebirge

	Schichtflächen Deckgebirge	Fiktive Trenn- flächen im Steinsalz
Normalsteifigkeit k_n [MPa/m]	10^4	10^5
Tangentialsteifigkeit k_s [MPa/m]	10^4	10^5
Kohäsion c [MPa]	1	35
Restreibungswinkel ϕ [°]	30	45
Zugfestigkeit σ_z [MPa]	1	15
Dilatanzwinkel δ [°]	5	2

6.3.4.5 Eigenschaften des Versatzes

Das Verhalten des Versatzes wird mittels des „Double-yield“-Modells beschrieben. Das Modell berücksichtigt die Volumenkompaktion des Materials unter Druckbeanspruchung. Die Druck-Volumendehnungskurve wird für die Verwendung in numerischen Berechnungsprogrammen durch eine Funktion in der Form

$$p = K_0 \cdot \frac{\varepsilon_V}{1 - \frac{\varepsilon_V}{\varepsilon_0}} \quad (6-39)$$

approximiert. Darin ist ε_0 die maximal erreichbare Volumenzusammendrückung, welche ebenso wie der Parameter K_0 aus der Anpassung der Funktion an experimentelle Versuchswerte ermittelt wird.

Die Kompaktionseigenschaften des Versatzes hängen stark von der Versatztechnologie bzw. der Einbaudichte ab. Demzufolge können die Parameter in weitem Bereich streuen. Da an vorhandenem Material aus Steinsalzschtütdämmen nur Scherversuche durchgeführt werden konnten, wurden die Ergebnisse von Kompaktionsversuchen, die an Steinsalzschtüttgut aus

dem Kaliwerk Riedel gewonnen wurden, zur Festlegung der Eingangsparameter des Modells verwendet. Das Ergebnis der Anpassung ist in Abb. 6.20 dargestellt.

Tab. 6-6: *Versatzparameter Steinsalzgrus*

Elastischer Kompressionsmodul K (GPa)	1,5
Elastischer Schermodul G (GPa)	1,0
Reibungswinkel ϕ (°)	40
Kohäsion c (MPa)	0,5
Zugfestigkeit σ_z (MPa)	0
Anpassungsparameter der Kompaktionskurve K₀ (MPa)	7,3
ϵ_0 (%)	25
Faktor R	8

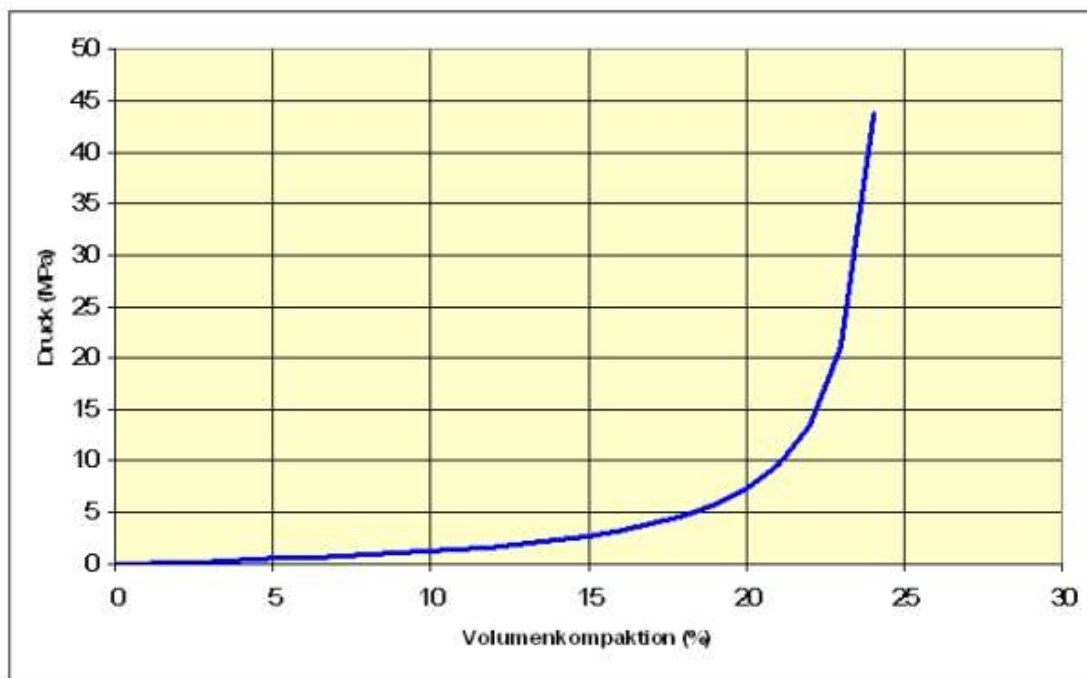


Abb. 6.20: Versatzdruckkurve für Steinsalzgrus

Der Faktor R entspricht dem Verhältnis von elastischem Kompressionsmodul und plastischem Kompressionsmodul und wird aus Entlastungszyklen während des Versuchs bestimmt. Obwohl sich dieses Verhältnis mit der Volumendeformation ändert, wird im „Double-yield“-Modell definitionsgemäß ein konstanter Wert vorausgesetzt.

6.3.4.6 Thermomechanische Kennwerte des Gebirges

Bei der Einlagerung stark wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle sind die Auswirkungen auf den Spannungszustand im Gebirge nicht zu vernachlässigen. Durch die Wärmeausdehnung des umgebenden Gesteins werden zusätzliche Spannungen induziert. Für eine gekoppelte thermo-mechanische Berechnung werden in UDEC die Parameter Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und der thermische Ausdehnungskoeffizient benötigt.

Die thermomechanischen Kennwerte für Salzgesteine und den Steinsalzversatz wurden auf der Grundlage von Untersuchungen im Rahmen des BAMBUS-II-Projects (EC, 2004) festgelegt. Obwohl die Wärmeleitfähigkeit sowohl von der Temperatur als auch der Porosität abhängig ist, wurden diese Abhängigkeiten in den Berechnungen nicht berücksichtigt. Die ständige Neuberechnung der Porosität und Aktualisierung der Parameter würden zu inakzeptablen Rechenzeiten führen. Deshalb werden in den Berechnungen konstante Werte angenommen.

Für die Parameter der Nichtsalinargesteine wird auf Angaben aus der Literatur bzw. im Internet zurückgegriffen.

Tabelle 6-7: Thermomechanische Kennwerte

	Steinsalz, Steinsalzversatz	Nichtsalinargesteine
Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient [1/K]	$4 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-6}$
Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	5,8	2,0
Spezifische Wärmekapazität Q [J/(kg·K)]	860	1000

6.3.4.7 Kennwerte der Einlagerungsbehälter bei Streckenlagerung

Die für die Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle verwendeten POLLUX-Behälter bestehen aus Stahl. Dessen Kennwerte besitzen keine wesentlichen Streubereiche und können daher auf der Grundlage von Tabellenwerten festgelegt werden. Die Behälter sind so konstruiert, dass eine mechanische Zerstörung bei den zu erwartenden Beanspruchungen durch das Gebirge ausgeschlossen werden kann. Deshalb ist der Ansatz eines elastischen Stoffgesetzes gerechtfertigt. Die verwendeten Parameter sind in der Tabelle 6-8 zusammengestellt.

Tabelle 6-8: Materialparameter der POLLUX-Behälter

Parameter	Wert
Dichte (kg/m ³)	7850
Elastizitätsmodul (GPa)	210
Querdehnungszahl	0,28
Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient [1/K]	$1,3 \cdot 10^{-5}$
Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	50
Spezifische Wärmekapazität Q [J/(kg·K)]	470

6.3.5 Thermomechanische Berechnung für die steile Lagerung

6.3.5.1 Grundspannungszustand

Das gebirgsmechanische Berechnungsmodell bildet den gegenwärtig vorliegenden Struktur-
aufbau des Gebirges ab, ohne den geologischen Entwicklungsvorgang mit dem Aufstieg des
Salzstockes nachzuvollziehen. Die Generierung des Primärspannungszustandes vor Auf-
nahme der Abbautätigkeit erfolgt im Berechnungsmodell durch Vorgabe eines mittleren Teu-
fendruckgradienten für den Salzstock von 0,021 MPa/m.

Als Folge der unterschiedlichen Dichten zwischen dem Nebengebirge und dem Salinar sowie
der Kriechfähigkeit der Salzgesteine stellt sich im Ergebnis einer Ausgleichsrechnung unter
Wirkung der Gravitation ein Spannungszustand im Gebirge ein, der gekennzeichnet ist
durch:

- einen mehr oder weniger isotropen initialen Spannungszustand im Salzstock und
- einen anisotropen Spannungszustand im Nebengebirge.

Die minimalen und maximalen Hauptspannungen differieren im Salzstockzentrum um weni-
ger als ein Megapascal (Abb. 6.21). Zur Salzstockflanke wächst die Spannungsdifferenz zwi-
schen den Hauptspannungen an. In größerer Teufe im Nebengebirge erreicht sie mehrere
Megapascal, aufgrund der dort anstehenden nicht kriechfähigen elasto-plastisch reagieren-
den Gesteinsschichten.

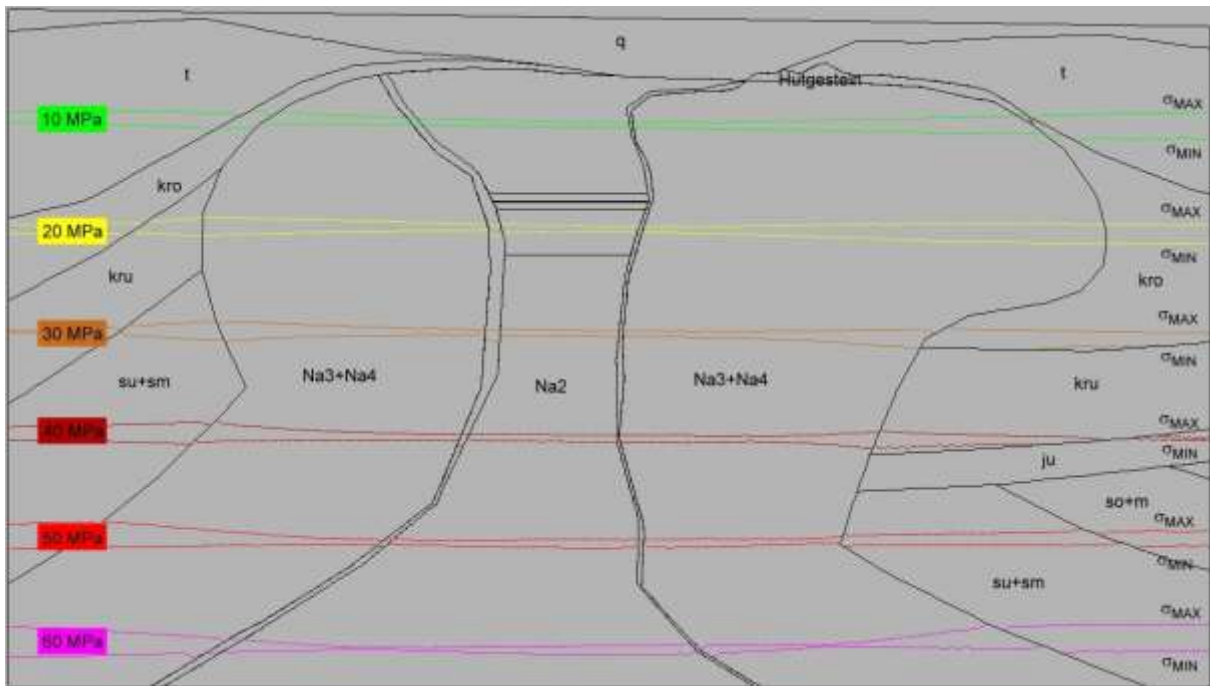


Abb. 6.21: Grundspannungszustand – Steile Lagerung

Der im Berechnungsmodell im Salzstock generierte initiale Spannungszustand ist in guter Übereinstimmung mit Spannungssondierungen im Salzstock Gorleben. In-situ-Messungen während des Schachtabteufens ergaben einen Spannungszustand mit einer geringen Anisotropie ($\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_{\text{MIN}} < 2 \text{ MPa}$), wobei die Zunahme der Spannungen mit der Teufe annähernd dem theoretischen Überlagerungsdruck bei einer mittleren Gebirgsdichte von $\rho = 2,1 \text{ g/cm}^3$ entspricht (HEUSERMANN, et. al. 2003).

Der im gebirgsmechanischen Modell initialisierte Spannungszustand wird darüber hinaus durch weitere Spannungssondierungen in Salzstöcken gestützt, für die generell Deviatorspannungen in der Größenordnung von 1 – 2 MPa angegeben werden (ERIKSSON & MICHALSKI, 1986).

Für die gekoppelte thermo-mechanische Berechnung ist auch die Initialisierung der Temperaturverteilung im Gebirge erforderlich. Im Allgemeinen wird weltweit für die geothermische Tiefenstufe ein mittlerer Wert von 3°C pro 100 m angegeben⁶. Dabei können jedoch erhebliche Abweichungen auftreten, die durch die örtlich variierende Geologie bedingt sind (BGR, 1995). Im Bereich von Salzstöcken wird seitens des IfG Leipzig in numerischen Berechnungen ein Temperaturgradient von 2°C/100 m verwendet.

⁶ www.wikipedia.org/wiki/Geothermische_Tiefenstufe

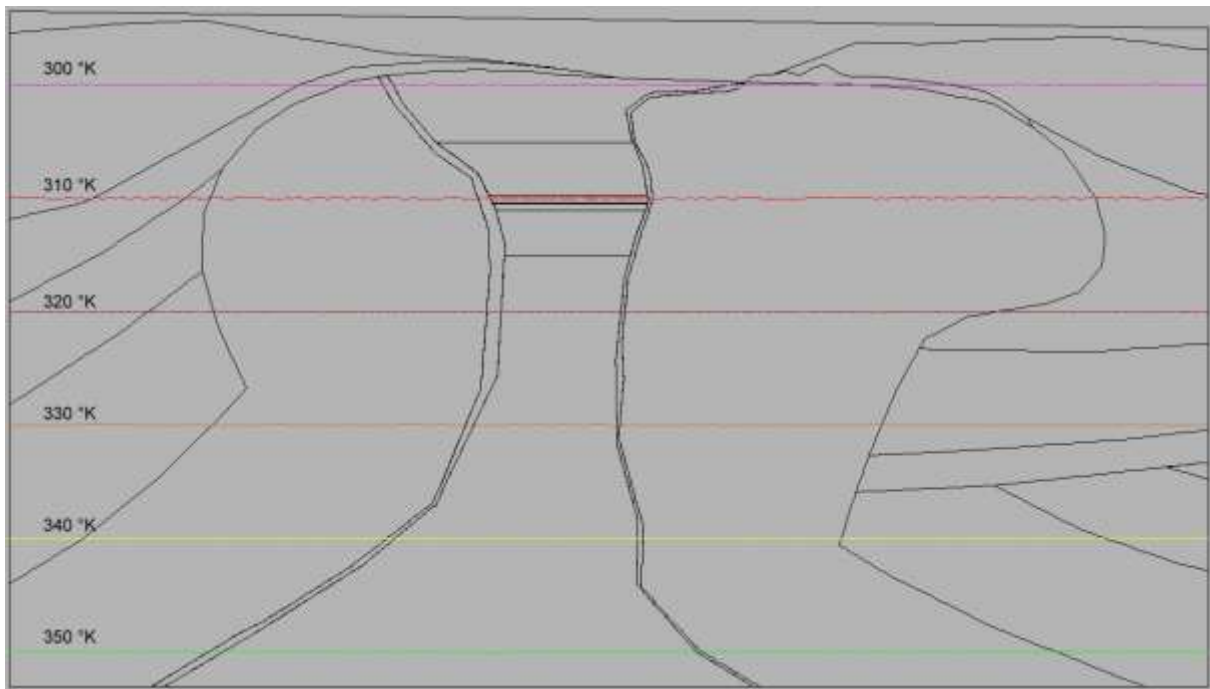


Abb. 6.22: Anfangs-Temperaturfeld – Steile Lagerung

Um die Konsistenz der Einheiten in den numerischen Berechnungen mit UDEC zu gewährleisten, sind Temperaturänderungen in Grad KELVIN (°K) anzugeben. Die Initialisierung des Temperaturfeldes erfolgt unter Annahme einer Temperatur von 20°C (ca. 293°K) an der Tagesoberfläche. Es ergibt sich damit die in Abb. 6.22 dargestellte Temperaturverteilung. Auf dem Niveau der Einlagerungsstrecken beträgt danach die Temperatur ca. 311°K (ca. 38°C). Dies entspricht etwa dem Temperaturbereich, der im Salzstock für die gewählte Teufe anzusetzen ist (BGR, 1995).

6.3.5.2 Modellierung der Einlagerung bei Streckenlagerung

Bei der Streckenlagerung von POLLUX-Behältern werden diese auf der Sohle der Einlagerungsstrecke abgelegt. Anschließend wird der Abschnitt mit dem Behälter mit Salzgrus verfüllt (DBE, 2004). In gleicher Weise werden weitere Behälter platziert, bis die Einlagerungsstrecke gefüllt ist. Nachdem alle Einlagerungsstrecken eines Feldes gefüllt sind, werden auch alle Richtstrecken verschlossen.

Das 2D-Modell kann die räumliche Anordnung der Einlagerungsfelder und die sukzessive Einlagerung in einer Strecke nicht abbilden. Das Modell repräsentiert einen Schnitt durch ein einzelnes Feld. Die Modellierung der Einlagerung erfolgt daher nur von Strecke zu Strecke.

Dabei werden die Phasen

- ☐ *Auffahrung der Einlagerungsstrecke,*
- ☐ *Einlagerung des POLLUX-Behälters und*

□ *Verfüllung des Hohlraums mit Salzgrus*

nachvollzogen (Abb. 6.23).



Abb. 6.23: Modellierungsphasen der Streckenlagerung

Es gibt allerdings keine Vorgaben für den zeitlichen Ablauf der Einlagerung. Nach Abschätzungen des Bundesamtes für Strahlenschutz wird für das Jahr 2040 ein Bestand von ca. 27390 m³ wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle prognostiziert (GRS, 2008a). Darüber hinaus sind die Volumina der Verpackungen der Abfälle zu berücksichtigen. Die Schätzungen beruhen auf dem Stand 31.12.2007 und können in Zukunft durchaus Änderungen erfahren. Eine Zunahme der Abfallmengen ist z. B. zu erwarten, wenn die Beschlüsse zum Ausstieg aus der Atomenergie revidiert werden sollten und die Laufzeiten der Kernkraftwerke verlängert werden. Nach ZIEGENHAGEN u. a. (DBE, 2004) ist allein für die Streckenlagerung von ca. 8000 POLLUX-Behältern (POLLUX-8, POLLUX-10) auszugehen. Dazu kommen noch 22455 Gebinde für die Bohrlochlagerung (HAW-Kokillen, CSD-C-Kokillen und Endlagerbüchsen ELB-3 BE) sowie ca. 115000 Gebinde für die Einlagerung schwach wärmeentwickelnder Abfälle. In welchen Zeiträumen diese anfallen, ist neben dem Verlauf der Abkühlung der Behälter während der Zwischenlagerung auch von der konkreten Auslegung des Endlagers abhängig.

Bei der Modellierung wurde daher eine konservative Betrachtungsweise gewählt und von einem zügigen Ablauf der Einlagerung ausgegangen. Außerdem war eine programmtechnisch bedingte Beschränkung in UDEC hinsichtlich der Anzahl der thermischen Berechnungsphasen zu beachten. Deshalb wurden in der Auffahrungsphase jeweils 4 Einlagerungsstrecken zusammengefasst. Damit ergab sich folgendes Einlagerungsregime in der Modellierung:

- Auffahrung von jeweils 4 Strecken für die Einlagerung. Zwischen den Streckenauffahrungen wurde eine Kriechphase von 30 Tagen eingeschaltet. Die Auffahrungen erfolgten im Vorlauf gegenüber der Einlagerungsphase.
- Einlagerung der Behälter und Verfüllung des verbleibenden Hohlraums. Einsetzen einer Wärmequelle im Behälter. Der Zeitpunkt wird für jede Strecke mittels einer FISH-Routine gesteuert. Beginn der thermischen Berechnung.

- Wiederholung der Einlagerungsschritte bis zur vollständigen Füllung des Feldes.

Zwischen den Einlagerungsphasen wurden jeweils nochmals 120-240 Tage Standzeit angenommen. Dieses Regime führte dazu, dass bei der Modellvariante 1 (Abstand zum Hauptanhydrit 85 m) die Einlagerung in den 27 Strecken des Modells nach ca. 7,5 Jahren abgeschlossen war. Unter Berücksichtigung, dass dieser Zeitraum für ein Einlagerungsfeld gilt und im Gorlebenkonzept bis zu 14 Felder für wärmeentwickelnde Abfälle vorgesehen sind, erscheint dieser Ansatz durchaus realistisch.

6.3.5.3 Modellierung der Wärmeentwicklung

Beim radioaktiven Zerfall wird Energie frei. Diese Energie wird im Einlagerungsbehälter absorbiert und führt zu einer Selbsterwärmung. Besonders in hochradioaktiven Abfällen ist die Wärmeerzeugung sehr groß. Bei POLLUX-8-Behältern z. B. beträgt die Wärmeleistung zu Beginn ca. 8165 kW (DBE, 2005). Durch Zwischenlagerung wird erreicht, dass die Behälter bis zur Einlagerung so weit abkühlen, dass die für das jeweilige Wirtsgestein zulässige Temperatur nicht überschritten wird. Von der Reaktorsicherheitskommission der Bundesrepublik Deutschland wird für Steinsalz eine Begrenzung der Kontakttemperatur auf 200°C empfohlen (RSK, 2005).

In UDEC gibt es mehrere Möglichkeiten, eine Wärmequelle zu simulieren. Das kann z.B. über die Vorgabe des Wärmeflusses aus einem Bereich oder des Temperaturverlaufs geschehen. Fallstudien im Rahmen der Nachrechnung des TSDE-Experiments (EC, 2004) hatten ergeben, dass ein interner Wärmefluss auf Grundlage der Wärmeleistung der Behälter zu unrealistisch hohen Temperaturen führt (IfG, 2003a). Deshalb wurde der Wärmeeintrag über den Temperaturverlauf gesteuert. Dabei wird im Bereich des POLLUX-Behälters die Temperatur als Funktion der Zeit vorgegeben. In UDEC ist diese Funktion in der Form

$$T(t) = T_0 \cdot e^{-k \cdot t} \quad (6-40)$$

anzugeben. Darin ist T_0 die maximale Temperatur, die am Kontakt Behälter-Salz zu Beginn der Einlagerung auftritt, und k eine Zahl, welche das exponentielle Abklingen der Temperatur bestimmt. Die Parameter der Funktion wurden durch Anpassung an die im TSDE-Experiment erhaltenen Ergebnisse bestimmt. Die Anpassung kann durch Überlagerung von Exponential-Funktionen verbessert werden.

Die Daten des TSDE-Experiments erstrecken sich nur über 10 Jahre. Von ZIEGENHAGEN u. a. (DBE, 2005) wurde eine Temperaturkurve angegeben, die über diesen Zeitraum hinausgeht. Eine Anpassung an diese Kurve, umgerechnet auf °K, wurde mit folgenden Funktionen erreicht (Abb. 6.24):

$$T(t) = 142 \cdot e^{-2.2 \cdot 10^{-10} \cdot t} + 30 \cdot e^{-2.3 \cdot 10^{-8} \cdot t} + 308 \quad (6-41)$$

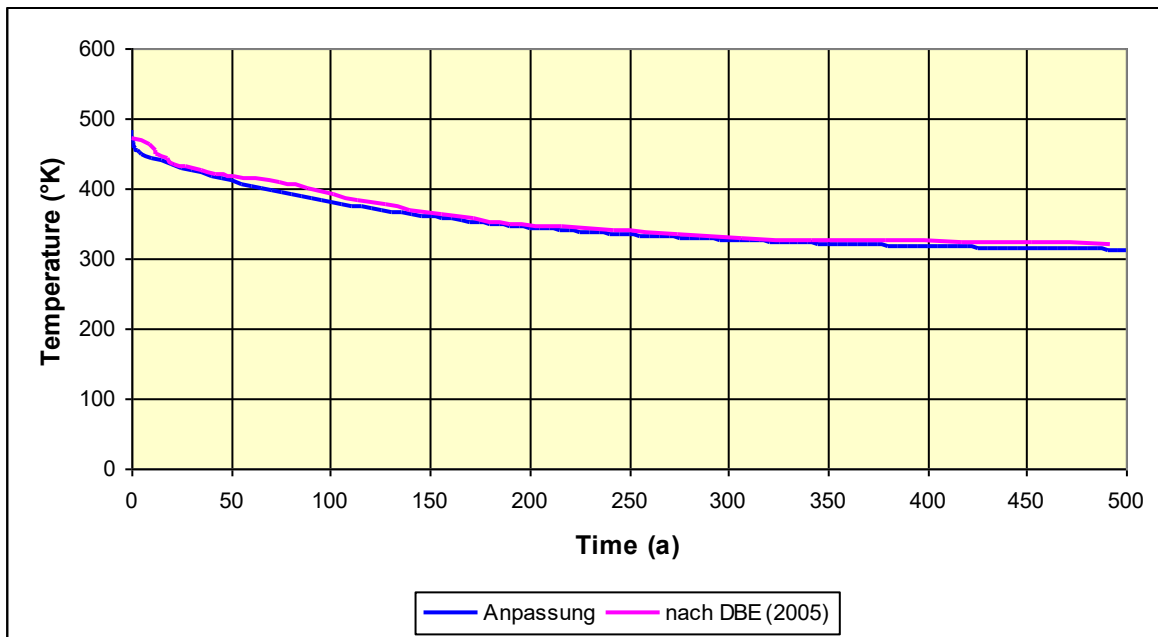


Abb. 7-24: Temperaturverlauf Kontakt Salz-POLLUX-8-Behälter

6.3.5.4 Ergebnisse der thermomechanischen Berechnung

6.3.5.4.1 Modellvariante 1: Abstand 85 m zum Hauptanhydrit

Nach Beendigung der Spannungsinitialisierung wurden die Einlagerungsphasen nach dem im Abschnitt 6.3.5.2 beschriebenen Schema simuliert. Die Temperatur der Abfallbehälter wird je nach Einlagerungsfortschritt zeitabhängig aktualisiert. Während der Berechnungen werden an ausgewählten Punkten der Verlauf von Spannungen, Verschiebungen und Temperaturen registriert. Eine typische Temperaturkurve im Bereich einer Einlagerungsstrecke zeigt die Anlage 6.3.1. Im Behälter steigt die Temperatur sehr schnell auf 480°K (ca. 207°C) an. Das entspricht etwa der maximalen Temperatur, die sich aus Berechnungen der DBE und dem Langzeitversuch „Thermische Simulation der Streckenlagerung (TSS)“ im Forschungsbergwerk Asse ergibt (DBE, 2005). An der Kontur der Einlagerungsstrecke werden Temperaturen von ca. 400°K (127°C) erreicht. Die Ausbildung des Temperaturfeldes im unverritzten Steinsalz veranschaulichen die Anlagen 6.3.2 bis 6.3.4. Anlage 6.3.2 gibt den Stand unmittelbar nach Befüllung der letzten Einlagerungsstrecke im Feld wider, Anlage 6.3.3 das Temperaturfeld nach 57 Jahren. Die Anlage 6.3.3 entspricht dem Zeitpunkt, zu dem das Temperaturfeld voll ausgebildet ist. Danach klingen die Temperaturen auch in der Umgebung des Einlagerungsbereiches weiter ab. Der Bereich, in dem die Temperatur signi-

fikant gegenüber dem Ausgangszustand beeinflusst wird, beträgt ca. 40 m im Hangenden und Liegenden des Einlagerungshorizonts.

Infolge des Wärmeeintrags werden im Gebirge Spannungen induziert, welche sich mit dem vorhandenen Spannungsfeld überlagern. Damit verbunden ist eine Ausdehnung des Steinsalzes, die zu zusätzlichen Verschiebungen führt. Die Anlagen 6.3.4 bis 6.3.12 zeigen die maximalen und minimalen Spannungen sowie die vertikalen Verschiebungen für die Modellvariante 1 (Abstand zum Hauptanhydrit 85 m). Es ist ein Ausschnitt des Gesamtmodells dargestellt, der den Einlagerungsbereich umfasst und bis zur Tagesoberfläche reicht. Für die Darstellung wurden die 3 Zeitpunkte ausgewählt, zu denen auch die Temperaturverteilung angegeben ist.

Die Wärmeausdehnung ist unmittelbar im Einlagerungshorizont am größten, da dort die höchsten Temperaturen herrschen. Damit kommt es zu einer Reduzierung von Druckspannungen in den Zwischenpfeilern, was auch zu Zugspannungen an der Streckenkontur führen kann. In der weiteren Umgebung des Einlagerungsbereiches resultiert die Ausdehnung in einer Zunahme der Gebirgsspannungen (Druckspannungen).

Infolge der Ausdehnung kommt es oberhalb des Einlagerungsbereiches zu Hebungen des Gebirges, die sich bis zur Tagesoberfläche fortsetzen. Nach 57 Jahren beträgt die Hebung an der Oberfläche ca. 2,20 m (Anlage 6.3.29).

Zur Einschätzung der Wirksamkeit der Salinarbarrieren wird neben der Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium auch die Permeabilität nach den im Kapitel 6.3.3 angegebenen Beziehungen ermittelt. Die Bereiche, in denen sich Verletzungen des Minimalspannungskriteriums ergeben und in denen eine Erhöhung der Permeabilität festgestellt wird, stimmen weitgehend überein. Damit wird die in Abschnitt 6.3.3 vorgestellte Bewertungsmethodik bestätigt. Die in den Anlagen 6.3.14 und 6.3.15 zu ausgewählten Zeitpunkten dargestellten Ergebnisse repräsentieren die zeitliche und räumliche Entwicklung der Verletzung der Kriterien.

Die Veränderung der Sicherheitszahlen und der Permeabilitäten geht zunächst vom Einlagerungshorizont aus. Wegen den an den Streckenkonturen auftretenden Schädigungen infolge der Temperaturdehnung werden die Bewertungskriterien zuerst verletzt. In Bereichen, in denen die Druckspannungen zunehmen, kommt es auch zu einer Erhöhung der Sicherheitszahlen. Die Hebungen des Hangenden sind besonders an der Tagesoberfläche bzw. an der Oberkante des Salinars verbunden mit relativen Zerrungen in horizontaler Richtung und führen somit zu einer Reduzierung der minimalen Spannungen. Deshalb ist dort nach einer gewissen Zeit eine Verletzung der Integritätskriterien festzustellen, die sich nach unten weiter ausdehnt. Diese Bereiche haben ihren Ursprung über den Grenzen des Einlagerungsfeldes und erweitern sich in Richtung des Hauptanhydrits an den Salzstockflanken. Im Anhydrit selbst werden im Niveau der Einlagerungsstrecke sowohl das Minimalspannungskriterium verletzt als auch die Durchlässigkeiten deutlich erhöht. Wegen der höheren Steifigkeit und

geringeren Kriechfähigkeit des Anhydrits kommt es an der Grenze zum Steinsalz zur Entstehung von Spannungsdifferenzen, welche auch die Schichtflächen im Salinar, die zur Erreichung einer unterschiedlichen Vernetzungsdichte eingeführt werden mussten, beeinflussen. Dies wird in der deutlichen Abgrenzung der Bewertungsergebnisse zum überlagernden Steinsalz deutlich. Ausgehend vom Anhydrit setzt sich die Zone des Dichtheitsverlustes im Steinsalz in Richtung des Einlagerungsbereiches fort.

In der Anlagen 6.3.16 ist dieser Bereich an den Rändern des Einlagerungsfeldes mit höherer Auflösung abgebildet, wodurch dieses Verhalten besser zu erkennen ist. In dieser Darstellung ist zu sehen, dass sich die Verletzungen der Integrität um die Einlagerungsstrecken konzentrieren. Diese ergeben sich aus den dilatanten Gefügeschädigungen an den Streckenkonturen. Danach folgt ein Bereich, in dem sowohl die Sicherheiten des Minimalspannungskriteriums höher sind als auch geringere Permeabilitäten ausgewiesen werden, was auf die Erhöhung der Druckspannungen infolge der Wärmeausdehnung zurückzuführen ist. Allerdings sind noch einzelne lokale Integritätsverletzungen vorhanden. An beiden Seiten des Einlagerungsfeldes lässt sich diese Zone bis zu einem Abstand von 25 m vom Baufeldrand lokalisieren.

Im jeweils letzten Bild der Anlagen 6.3.14 und 6.3.15 sind die Bewertungsergebnisse nach einem Zeitraum von 390 Jahren dargestellt. Daraus geht hervor, dass die Verletzung der Kriterien bei fortschreitendem Kriechen und Absinken der Temperaturen zurückgeht. Auf Grund der spezifischen Eigenschaften des Steinsalz und der Fähigkeit zur Verheilung entstandener Schädigungen ist eine Verbesserung der Dichtungsfunktion festzustellen.

6.3.5.4.2 Modellvariante 2: Abstand 140 m zum Hauptanhydrit

Bei der Modellvariante 2 wurde der Abstand zum Hauptanhydrit auf ca. 140 m erhöht, so dass sich die Anzahl der Einlagerungsstrecken auf 22 verringert. Das Einlagerungsregime wurde beibehalten. Die Befüllung des Endlagerfeldes war dadurch bereits nach 6,3 Jahren abgeschlossen.

Wie bei der Modellvariante 1 sind in den Anlagen 6.3.17 bis 6.3.28 das Temperaturfeld, die Spannungs- und Verschiebungszustände sowie die Ergebnisse der Integritätsbewertung zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Generell treffen die Aussagen des vorhergehenden Abschnitts für diese Variante ebenfalls zu. Infolge der geringeren Feldesbreite sind jedoch die Auswirkungen der Wärmeeinwirkung geringer. Das zeigt sich auch am Vergleich der vertikalen Verschiebungen (Anlagen 6.3.13 - 6.3.25 und 6.3.29). Die vertikale Hebung nach 50 Jahren ist mit 1,95 m etwas geringer als bei der Modellvariante 1.

Die Ergebnisse der Anwendung der Bewertungskriterien hinsichtlich der Dichtheit der Salinarbarriere sind in den Anlagen 6.3.26 bis 6.3.28 dargestellt. Die in der Modellvariante 1

festgestellten Tendenzen der Verletzung der Kriterien sind generell auch bei der Modellvariante 2 festzustellen. Trotz des größeren Abstands zum Anhydrit sind die Ausdehnungen der Bereiche mit höherer Permeabilität und Sicherheitszahlen für das Minimalspannungskriterium unter 1,0 bei beiden Varianten annähernd gleich.

6.3.6 Thermomechanische Berechnung für die flache Lagerung

6.3.6.1 Grundspannungszustand

Bei der Ermittlung des Grundspannungszustandes in der flachen Lagerung wurde wie bei dem Modell für die steile Lagerung vorgegangen. Die Linien gleicher Maximal- bzw. Minimalspannung sind in Abbildung 6-25 dargestellt. Es ergab sich eine gleichmäßige Spannungsverteilung, da in horizontaler Richtung nicht solche großen Dichteunterschiede wie bei dem Modell der steilen Lagerung vorhanden sind. Im Salinar sind die maximale und minimale Spannung nahezu gleich.

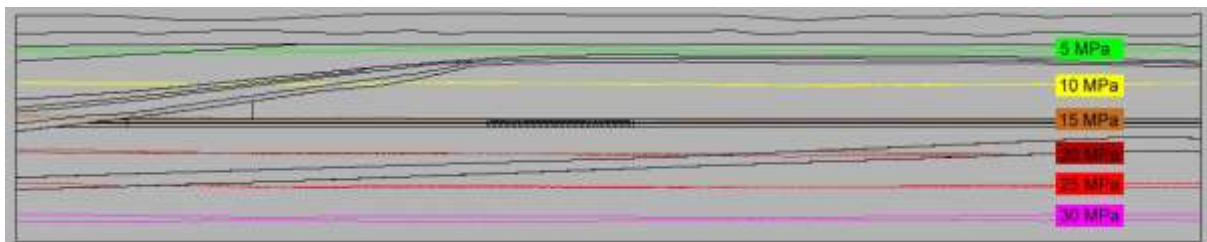


Abb. 6-25: Grundspannungszustand – Flache Lagerung

Für die Initialisierung des Anfangstemperaturfeldes wurde ebenfalls ein Temperaturgradient von $0,02^\circ \text{ K/m}$ verwendet. Ausgehend von einer Temperatur von 20° C an der Tagesoberfläche ergibt sich die in Abb. 6-26 dargestellte Temperaturverteilung.

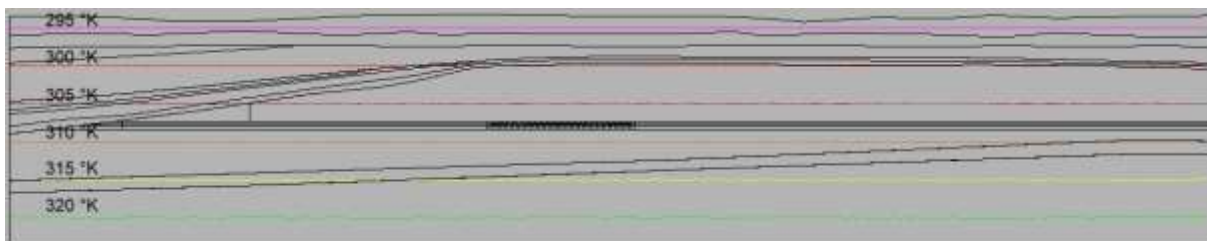


Abb. 6.26: Anfangs-Temperaturfeld – Flache Lagerung

6.3.6.2 Ergebnisse der thermomechanischen Berechnung

Die Vorgehensweise bei der Simulation der thermischen Beanspruchung in der flachen Lagerung ist analog zu dem Modell für die steile Lagerung. Die grundsätzlichen Ausführungen im Kapitel 6.3.5 bezüglich der Initialisierung der Gebirgsspannungen, dem Ablauf der Einlagerung der POLLUX-Behälter und der Wärmeeinleitung in das Gebirge gelten daher auch für die flache Lagerung. Gegenüber dem Modell der steilen Lagerung ist jedoch die Anzahl der modellierten Einlagerungsstrecken auf 50 vergrößert worden.

Die Modellierung des Wärmeeintrags erfolgte analog zum Modell für die steile Lagerung, wobei allerdings die Intervalle zwischen den Zeitpunkten der Einlagerung in den Strecken verkürzt wurden, da sich in den Berechnungen gezeigt hatte, dass der Einfluss des Abklingens der Temperaturen in den Behältern bei den angesetzten Zeiträumen sehr gering war. Die vollständige Befüllung des Feldes war dadurch nach 5 Jahren bereits abgeschlossen.

Die Ergebnisse sind in der Anlage 6.4 dokumentiert. Der Temperaturverlauf im Bereich einer Einlagerungsstrecke wird im Diagramm in Anlage 6.4.1 dargestellt. Es sind die Temperaturkurven im Behälter, an der Firste der Einlagerungsstrecke und 20 m über der Streckensohle angegeben (Temperaturen in °K). Am Kontakt Behälter-Salz wird eine maximale Temperatur von 450 °K (177 °C) erreicht. An der Firste steigt die maximale Temperatur bis auf einen Wert von ca. 385 °K (112 °C) an. 20 m über der Sohle erhöht sich die Temperatur nur um ca. 30 °K. Die Werte belegen die gute Wärmeableitung im Steinsalz. Die Temperaturfelder zum Ende der Einlagerungsphase und nach 50 Jahren ab Beginn der Einlagerung sind in den Anlagen 6.4.2 und 6.4.3 dargestellt.

Die Wirkung des Wärmeeintrages auf den Spannungs- und Verschiebungszustand im Gebirge wurde bereits bei dem Modell für die steile Lagerung beschrieben. Die Aussagen sind grundsätzlich auch für die flache Lagerung gültig. Die Anlagen 6.4.4 und 6.4.5 zeigen anschaulich, wie Änderungen der maximalen und minimalen Spannungen den Änderungen der Temperatur im Einlagerungsprozess nachfolgen. Das Verschiebungsfeld weist ebenfalls Hebungen im Hangenden des Einlagerungsbereiches aus, die an der Tagesoberfläche am Ende der Einlagerung <16 cm betragen. Mit der Zeit steigen die Hebungen weiter an und erreichen nach 100 Jahren die Größenordnung bis 2 m (Anlage 6.4.18).

In den Anlagen 6.4.13 und 6.4.14 sind die Ergebnisse der Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium und der Berechnung der Permeabilitäten zu ausgewählten Zeitpunkten dargestellt. Die Grafiken repräsentieren die zeitliche und räumliche Entwicklung der Verletzung der Kriterien. Da die steil einfallende Struktur des Hauptanhydrit fehlt, unterscheiden sich die Ergebnisse von denen der steilen Lagerung. Allerdings geht auch hier die Verletzung der Bewertungskriterien maßgeblich vom Anhydrit aus. Zu beachten ist, dass der Rote Salzton (T4) seine Dichtheit und Integrität behält.

Die vergrößerte Darstellung in den Anlagen 6.4.15 bis 6.4.20 zeigen, dass an den Rändern des Einlagerungsfeldes ein Bereich verbleibt, in dem weder das Minimalspannungskriterium verletzt ist noch die Permeabilität erhöht wird. Dieser Bereich weist eine Mächtigkeit von ca. 30 m auf.

6.4 Zusammenfassung der Ergebnisse

Durch den Wärmeeintrag der radioaktiven Abfälle in das Gebirge werden in der Umgebung des Einlagerungshorizontes infolge der thermischen Ausdehnung zusätzliche Spannungen induziert. Diese Spannungen führen einerseits zu dilatanten Gefügeschädigungen an den Streckenkonturen und den Zwischenpfeilern und andererseits zur Ausbildung eines Bereiches erhöhter Druckspannungen außerhalb der gestörten Zone.

Damit verbunden sind beträchtliche Hebungen im Hangenden, welche sich bis zur Tagesoberfläche fortsetzen und dort 2 m und mehr erreichen können. Die berechneten Hebungen durch thermische Ausdehnung entsprechen früheren Berechnungen der BGR, die in einem geomechanischen Modell für den Salzstock Gorleben maximale Hebungen von 2,5 m aufweisen (LANGER, 1987).

Die Hebungen erzeugen im oberen Deckgebirge eine Zone horizontaler Zerrungen, die über dem Einlagerungsfeld eine Reduzierung der horizontalen Spannungen hervorrufen. Bei deutlicher Verminderung der Gebirgseinspannung kann damit eine Beeinträchtigung der Abdichtungsfunktion des Steinsalzes verbunden sein, wenn dadurch das Minimalspannungskriterium verletzt wird.

Die thermomechanischen Berechnungen weisen darauf hin, dass sich im Verlauf des Einlagerungsprozesses und der Entwicklung des Temperaturfeldes von der Oberkante des Steinsalzes ausgehend, Bereiche entwickeln können, in denen die Einspannung unterhalb des anstehenden Wasserdruckes abfällt, was einen Dichtheitsverlust der Salinarbarriere durch druckgetriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen bedeuten würde.

Bereiche mit reduzierter Einspannung entstehen auch untertage im Niveau des Einlagerungshorizontes. Infolge der Wärmeausdehnung werden außerhalb der Zone erhöhter Druckspannungen die Gebirgsspannungen im Vorfeld des Einlagerungsbereiches reduziert, womit eine Verletzung der Bewertungskriterien für die Dichtheit verbunden ist. Diese Zonen erweitern sich mit der Zeit und können sich mit denen aus dem Hangendbereich vereinigen.

Im Fall der flachen Lagerung wird durch die Berechnungen kein von der Oberkante des Salinars bis zu den Einlagerungsstrecken zusammenhängender Bereich ausgewiesen, in dem das Minimalspannungskriterium verletzt und die Durchlässigkeit erhöht wird. Es verbleibt

eine Zone von ca. 30 m Mächtigkeit um den Einlagerungshorizont und der das Salinar abdeckende Salzton, in denen die Dichtheit erhalten bleibt.

Im Modell der steilen Lagerung wird bereits während der Einlagerungsphase im Anhydrit lokal die Verletzung der Integritätskriterien festgestellt. Die Zone weitet sich nach oben aus. Anhydrit gilt generell als potentieller Flüssigkeitsleiter, so dass eine Wasserwegsamkeit unter den modellierten Beanspruchungsbedingungen nicht ausgeschlossen werden kann. Die höhere Steifigkeit und geringere Kriechfähigkeit gegenüber dem Steinsalz bewirken außerdem eine Beeinflussung des Spannungszustandes des Salinars, die dazu führen, dass auch im angrenzenden Steinsalz im Niveau der Einlagerungsstrecke eine Verminderung der Dichtungsfunktion zu verzeichnen ist.

Insbesondere an den bis zum Salzspiegel hochreichenden, steilstehenden Diskontinuitäten und Schichtflächen, z. B. zwischen Steinsalz und Carnallit, kann eine fluiddruck-getriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen nicht ausgeschlossen werden.

Eine mögliche Verletzung der Integrität und Dichtheit der Salinarbarrieren steht in engem Zusammenhang mit der thermomechanisch induzierten Beanspruchung und der Ausdehnung des Gebirges infolge der Temperaturerhöhung durch die wärmeentwickelnden radioaktiven Abfälle.

Um belastbare Prognosen vorlegen zu können, ist eine Überprüfung und Anpassung der thermomechanischen Berechnungsergebnisse auf Grundlage der konkreten Standortssituation erforderlich.

7 Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie für die erforderliche Mächtigkeit von Salinarbarrieren zur Erlangung des vollständigen Einschlusses

7.1 Endlagerung im Salz und Barrierenintegrität

Die wissenschaftlich und technisch am weitesten untersuchte Option zur Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiven Abfälle in Deutschland ist die Entsorgung in tiefen geologischen Salzformationen mit der Zielstellung der Erlangung eines vollständigen Einschlusses. Die geologische Salinarbarriere stellt in diesem Konzept das entscheidende Sicherungsglied zwischen radioaktiven Abfallstoffen und der Biosphäre im Langzeitprozess dar. Steinsalzformationen werden aufgrund ihres besonderen Isolationspotentials als Wirtsgestein zur Endlagerung favorisiert. Wegen ihres extrem geringen Wassergehaltes wird das Isolationspotential von polykristallinen Salzgesteinen durch Festkörperdiffusion entlang von Korngrenzen bestimmt. Hieraus resultiert die Impermeabilität der Salzgesteine im ungestörten Zustand im Gebirge. Erst durch deviatorische Beanspruchungen, welche die Dilatanzgrenze erreichen oder bei Fluiddrücken, die die Normalspannungen an den Korngrenzen aufheben werden vernetzte Fließwege in Salzgesteinen geschaffen.

Um den Vorteil bei der Endlagerung im Salz nutzen zu können, sind die Barrieren in ihrer Mächtigkeit so zu dimensionieren, dass ein vollständiger Einschluss gelingt. Dies erfordert, dass in einer ausreichend mächtigen Steinsalzschicht, dem einschlusswirksamen Gebirgsbereich, unter den konvergenzinduzierten thermomechanischen Beanspruchungen weder die Dilatanzgrenze überschritten noch die minimale Einspannung - Normalspannung auf den Korngrenzen - im umgebenden Gebirge unter den in Grundwasserleitern anstehenden Fluiddruck abfallen darf.

Nach den in der Öffentlichkeit bekannt gewordenen Zuflüssen in die als Forschungsbergwerk genutzte Schachanlage Asse II wird die Endlagerung von radioaktiven Abfällen in Salzformationen in Deutschland hinterfragt. Dabei liegt nach Jahrzehnten andauernder Forschungen zur Endlagerung für die Option Wirtsgestein Steinsalz und den über 150-jährigen praktischen Erfahrungen im Kali- und Steinsalzbergbau in Deutschland ein umfangreicher Kenntnisstand vor.

Die Optimierung eines als Bergwerk neu aufzufahrenden Endlagers als wichtiger Bestandteil der Sicherheitsanalysen muss vor allem auf die Reduzierung der Wahrscheinlichkeit von Versagensszenarien gerichtet sein. Das wesentliche Risiko nach Verschluss des Endlagers geht von einer Grundwasserkontamination aus. Der Nachweis der Langzeitsicherheit auf Basis von Modellrechnungen zum Grundwassertransport von Radionukliden in der Geosphäre ist wegen des grundsätzlichen Problems der unvollständige Datengrundlage über lange Zeiträume nicht gegeben. Somit lässt sich auch keine ausreichende Sicherheit aus der Einhaltung von Dosis- oder Risikogrenzwerten auf der Grundlage modelltheoretischer Berechnungen begründen (ARENS, 2008).

Die Endlagerung im Salinargebirge unterscheidet sich in einem wesentlichen Punkt von den anderen Wirtgesteinsoptionen Ton und Kristallin. Steinsalz ist im ungestörten Zustand als impermeabel anzusehen, woraus sich die Vorstellung des vollständigen Einschlusses der radioaktiven Abfallstoffe bei der Einlagerung im Salz ableitet. Für das durch bergmännische Aufschlüsse ungestörte Salinargebirge weisen zahlreiche Beispiele, natürliche Analoga und Untersuchungen die Dichtheit und den Einschluss von Gasen über geologische Zeiträume nach. Dass diese grundsätzliche Eigenschaft auch unter den konvergenzbedingten, thermo-mechanisch induzierten Spannungsumlagerungen und Schädigungen um ein Endlagerbergwerk erhalten bleibt, ist die sich für ein Endlager im Salz stellende hauptsächliche Optimierungsaufgabe.

Zur Ableitung der erforderlichen Barrieremächtigkeit bzw. der Dimensionierung des einschlusswirksamen Gebirgsbereiches (AKEND, 2002), sollten auch die Erfahrungen und Fehleinschätzungen, die zu Zuflüssen und zum Ersaufen von Kali- und Steinsalzbergwerken in der Vergangenheit geführt haben berücksichtigt werden. Hier ordnet sich auch das Versagen der Steinsalzbarriere der als Gewinnungsbergwerk aufgefahrenen Schachanlage Asse II ein, wo auf den oberen Sohlen eine unzureichende Mächtigkeit von wenigen Metern zum wasserführenden Nebengebirge vorliegt. Die Geschichte des Kali- und Salzbergbaus ist von einer Reihe von Fällen begleitet, wo Gruben aufgegeben werden mussten und ersoffen sind, z. T. mit spektakulären Tagesbrüchen. Ursache für diese Versagensfälle war eine nicht ausreichende geologische Barriere bei der intensiven mineralischen Nutzung der Lagerstätten.

Für ein neu aufzufahrendes Endlagerbergwerk in Salzformationen der steilen oder flachen Lagerung ist deshalb die Auslegung ausreichend mächtiger Salinarbarrieren um den Einlagerungshorizont die alles entscheidende Frage zur Erlangung eines trockenen, vollständigen Einschlusses. Für den Integritätsverlust von Salinarbarrieren sind drei Prozesse von wesentlicher Bedeutung:

- mechanische Schädigung bei Überschreitung der Dilatanzgrenze: Dieser Prozess läuft in der EDZ ab und ist von seiner Reichweite ins Gebirge stark begrenzt (Dezimeter- bis Meterbereich)
- konvergenz- und thermo-mechanisch bedingte Spannungsumlagerungen: Dieser Prozess ist in Abhängigkeit von der Größe des Einlagerungsfeldes und den thermisch induzierten Beanspruchungen durch Gesteinausdehnung sowie Hebung weitreichend (Dekameter bis einige hundert Meter) und daraus resultierend
- fluidgetriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen entlang von Diskontinuitäten im mikro- und makroskopischen Maßstab im Salinargebirge (Korngrenzen, Schichtflächen) bei Fluiddrücken größer als die minimale Hauptspannung.

Die Integritätsbetrachtungen für ein Endlager im Wirtsgestein Steinsalz zur Erlangung des vollständigen Einschlusses konzentrieren sich auf:

- die Mächtigkeitsauslegung der natürlichen geologischen Salinarbarrieren zur Aufrechterhalten der Dichtheit bei wahrscheinlichen und außergewöhnlichen Entwicklungen und Einwirkungen
- die geotechnischen Barrieren zum Verschluss der durch Schächte durchörterten natürlichen Barriere und Steckenverschlüsse im Wirtsgestein mit dem Verhalten der EDZ.

Zu betrachten sind weiterhin die Konsequenzen, welche sich aus der Dichtheit des Salinargebirges bei einem Gasdruckaufbau im Endlager für das Integritätsverhalten ergeben.

Die Vermittelbarkeit des Salzkonzeptes zur Endlagerung radioaktiver Abfälle in Deutschland leidet darunter, dass der Weg des Nachweises eines dauerhaften Einschlusses im Salzgebirge nicht konsequent genug verfolgt wurde und in Anbetracht der Auswahl wenig geeigneter alter Salzbergwerke für Forschungs- und Endlagerzwecke statt dessen die Betrachtung von Störfallszenarien in den Vordergrund gestellt wurde. Der neue methodische Ansatz geht primär vom Nachweis des „Sicheren Einschlusses“ bei ungestörter Entwicklung aus (MÖNIG, 2009), wobei der Nachweis der Integrität der geologischen und geotechnischen Barrieren das Kernelement zur Erlangung der Zielsetzung darstellt.

7.2 Isolationspotential von Salzgesteinen

Salzgesteine werden im Vergleich zu anderen Wirtsgesteinen als impermeabel angesehen. Worauf basiert diese besondere Eigenschaft?

- Zum einen ist Steinsalz ein polykristallines chemisches Sedimentgestein, das aufgrund seiner visko-plastischen Eigenschaften auf langsam ablaufende Beanspruchungen mit Kriechverformungen reagiert, ohne dass wie in kristallinen Tiefengesteinen ein Kluftsystem angelegt wird. Dies bedeutet, dass im unverritzten Steinsalz bei Porositäten im Promillebereich kein advektiver Stofftransport möglich ist.
- Zum anderen hat Steinsalz einen geringen Wassergehalt, so dass nur eine Festkörperdiffusion entlang von Korngrenzen möglich ist, die um Größenordnungen langsamer abläuft als die Diffusion durch den flüssigkeitsgefüllten Porenraum eines Tonsteins (GRS, 2008).

Unter den Bedingungen sehr geringer Verformungsraten, wie sie im Langzeitprozess bei Endlagern im Salz oder auch natürlicher Salzhalokinese vorliegen, sind die ablaufenden mikrostrukturellen Deformationsmechanismen von Bedeutung. Hierbei spielen nicht so sehr das Versetzungskriechen, welches im Kristallgitter der Salzkristalle stattfindet die dominierende Rolle, sondern Verformungsmechanismen wie „pressure solution“ und dynamische Rekristallisation die an Korngrenzen unter Anwesenheit geringer Mengen an Lösungen ablaufen (URAI & SPIERS, 2007). Unter diesen Bedingungen gewinnen auch oberflächenenergiebetrie-

bene Korngrenz- und Rissheilungsprozesse an Bedeutung. Dies führt dazu, dass Fluide auf Korngrenzen oder in Poren eingeschlossen werden können.

Untersuchungen am Zechstein 2 (Staßfurt-Folge) kommen zu dem Ergebnis, dass Methan in Evaporiten der flachen Lagerung seit der Ablagerung und Diagenese der Formation weitgehend unverändert auf den Korngrenzen und den Einschlüssen gespeichert wurde (SIEMANN, 2007). Mit anderen Worten die während der Sedimentation oder Diagenese gebildeten Gase sind in dem Salzgestein der tektonisch vergleichsweise wenig beanspruchten Struktur seit etwa 250 Millionen Jahren fixiert worden. Auf den Korngrenzen von Salzgesteinproben aus Zielitz wurde vor allem CH_4 und H_2 nachgewiesen. Die Untersuchungsergebnisse liefern ein natürliches Analogon dafür, dass ungestörte Salzformationen eine gasdichte geologische Barriere darstellen, selbst für den migrationsfreudigen Wasserstoff.

Gase können auch durch tektonische Prozesse wie Vulkanismus und durch Halokinese aus dem Muttergestein in das Salz migrieren und werden dort fixiert (SCHRAMM, 2007). Ein Beispiel der durch magmatische Intrusion während des tertiären Vulkanismus vor ca. 6. Millionen Jahren in Salzformationen gelangtes CO_2 liefert die Salzlagerstätte an Werra und Fulda. Die höchsten Gasgehalte besitzen dort Kristallbrocken-Salzhorizonte im Mittleren Werra-Steinsalz, in denen das CO_2 auf Korngrenzen, interkristallin eingeschlossen ist. Durch die bergmännische Tätigkeit wurden beim größten Gas-Salz-Ausbruch 110.000 t Salzgestein pneumatisch gefördert und 2,3 Mio. m^3 CO_2 freigesetzt (Salzer, 1991). Abb. 7-1 zeigt einen CO_2 -Gletscher in der Grube Unterbreitzbach in 900 m Teufe, der bei einem Gasausbruch durch Entspannung und Abkühlung des unter hohem Druck eingeschlossenen Gases entstanden ist und das Isolationspotential von Salzgesteinen anschaulich demonstriert.

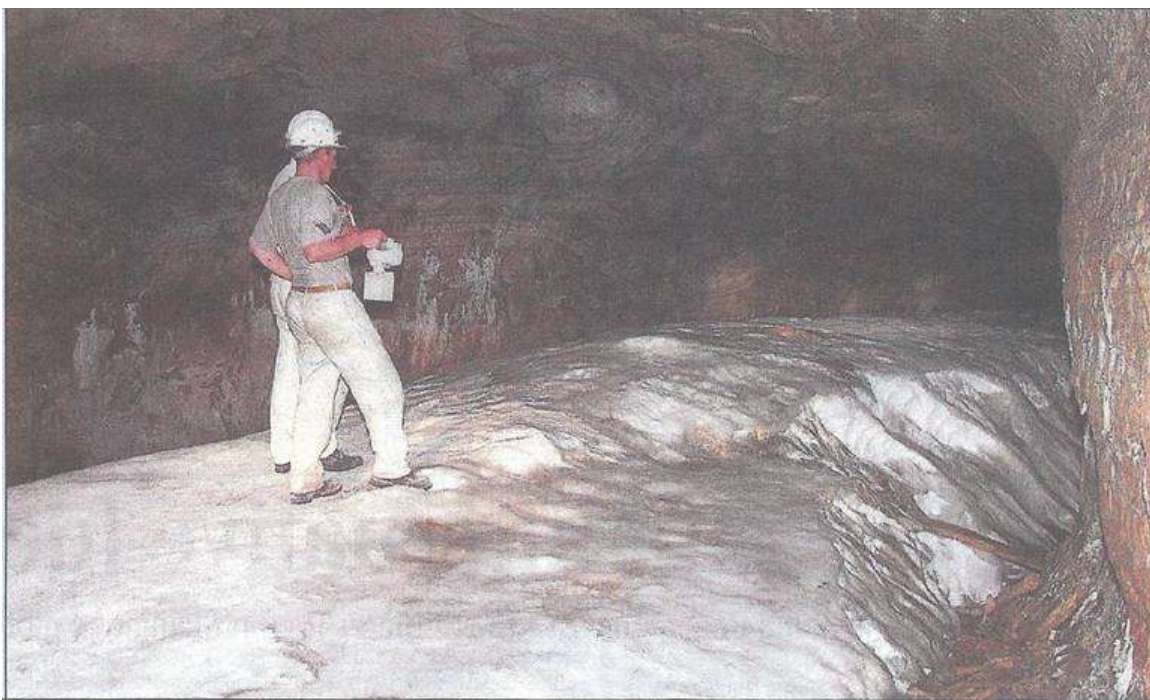


Abb. 7-1. CO_2 -Gletscher nach untertägigem Gasausbruch im Salzgebirge in 900 m Teufe

7.3 Beanspruchbarkeit von Salinarbarrieren

7.3.1 Mechanisch-hydraulische Bedingungen für Dichtheitsverlust

Unter ungestörten Bedingungen im Gebirge sind Salzgesteine flüssigkeits- und gasdicht (Pkt. 7.2). Aufgrund der visko-plastischen Eigenschaften von Salzgesteinen ist der ungestörte Zustand in situ durch einen nahezu isotropen Spannungszustand gekennzeichnet. Dies bedeutet gemäß der MOHRschen Beziehungen, dass die Scherspannungen an den Korngrenzen der polykristallinen Salzgesteine nahe Null sind und die Normalspannungen der minimalen Hauptspannung entsprechen. Unter diesen Zustandsbedingungen existiert kein vernetzter Porenraum in Salzgesteinen. Das Porenvolumen von Steinsalz besteht hauptsächlich aus interkristallinen Einzelhohlräumen. Ein Verlust der Dichtheit der Salzgesteine kann durch Schaffung von Konnektivität, d. h. Schaffung mit einander verbundener Rissöffnungen in den interkristallinen Strukturen bewirkt werden und zwar durch:

- ☐ deviatorische Beanspruchung mit induziertem Risswachstum und Vernetzung interkristalliner Risse
- ☐ Fluiddruck induzierte Öffnung von Korngrenzen und Vernetzung interkristalliner Fließwege

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

- ☐ Dilatanzkriterium
- ☐ Minimalspannungskriterium bzw. Frackriterium

Durch deviatorische Beanspruchung entsteht eine hydraulische Leitfähigkeit durch Öffnung von Mikrorissen infolge eines Verschiebungsmechanismus entlang von Korngrenzen. Die Dilatanz ist ein Maß für die Volumenzunahme durch Mikrorissbildung bzw. Mikrorissöffnung, die an der Dilatanzgrenze einsetzt und bei weiterer deviatorischer Belastung zum Bruch und damit zur Ausbildung makroskopischer Risse führt. Das Dilatanzkriterium fordert demgemäß, dass zur Aufrechterhaltung der Dichtheit der Salzgesteine deviatorische Beanspruchungen unterhalb der Dilatanzgrenze liegen müssen. Abb. 7-2 zeigt ein Beispiel deviatorischer Beanspruchung um einen Hohlraum im Salzgebirge der unter Lösung stand. Nach dem Leerpumpen des Hohlraumes ist die Durchfeuchtung der EDZ, die einzelnen Rissstrukturen folgt, gut zu erkennen.

Ein Perkolationsmodell der dilatanzinduzierten Permeation im Salzgestein bei deviatorischer Beanspruchung wird von ALKAN & MÜLLER (2008) vorgeschlagen. Die Verknüpfung von Rissen entlang der Korngrenzen wird dabei als zufälliger Prozess durch eine Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion des Beanspruchungsverlaufes beschreiben. Es wird angenommen, dass die Perkolationsschwelle mit der Dilatanzfestigkeitsgrenze korreliert. Dilatanz ist das Resultat

von gleiten und öffnen existierender Schwächeflächen im Maßstab der Korngrößen im Salzgestein.



Abb. 7-2. Durchfeuchtete Konturzone entlang Rissstrukturen um einen Streckenhohlraum im Salzgebirge

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.

Bei einem nicht isotropen Spannungszustand um Hohlraumauffahrungen im Gebirge bilden sich die Risse im homogenen Salzgestein in Richtung der maximalen Hauptspannung aus. Eine Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium kann deshalb zu einem konservativen Ergebnis führen, wenn die Rissorientierung die Hohlraumauffahrungen nicht tangiert.

Die druckgetriebene Korngrenzenvernetzung lässt sich im Triaxialversuch unter Fluiddruckaufgabe simulieren. Die Steinsalzprüfkörper werden beim Versuch einem triaxialen Spannungszustand ausgesetzt, der unterhalb der Dilatanzgrenze liegt, also mechanische Schädigung ausschließt. Unabhängig von der Höhe der gewählten triaxialen Einspannung ist eine exponentielle Zunahme der Permeabilität zu verzeichnen, sobald der Fluiddruck die Größe der minimalen Hauptspannung erreicht (MINKLEY & MENZEL, 1995):

$$K = K_V \cdot \exp(-\gamma \cdot \Delta p) \quad (7-1)$$

mit $\Delta p = \sigma_{MIN} - p_{FLUID}$

σ_{MIN} – minimale Hauptspannung

p_{FLUID} - Fluiddruck

K_V – Permeabilität bei $\Delta p = 0$

γ - empirische Größe

Der im Versuch wirkende Manteldruck bzw. die minimale Hauptspannung entspricht der auf den Korngrenzen wirkenden Normalspannung in Durchflussrichtung. Physikalisch ist der Mechanismus durch eine Aufhebung von Kohäsionsbindungen an den Korngrenzen bei anstehendem Fluiddruck in Höhe der wirkenden Normalspannung und der daraus resultierenden Schaffung vernetzter Fließwege zu erklären. Der Vorgang ist reversibel. Bei Reduzierung des Fluiddruckes unter die minimale Hauptspannung/Normalspannung werden die geöffneten Fließwege wieder verschlossen. Es tritt eine Vergrößerung der kohäsiven Kontaktflächen an den Korngrenzen ein, die mit einer Reduzierung der Oberflächenenergie einhergeht und zu einer Einschränkung bzw. Beseitigung der Konnektivität führt.

Ein analoges Verhalten der Wiederverheilung durch grenzflächenphysikalische Vorgänge kann auch an Schichtflächen und Bruchflächen in Salzgesteinen beobachtet werden (MINKLEY, 1989).

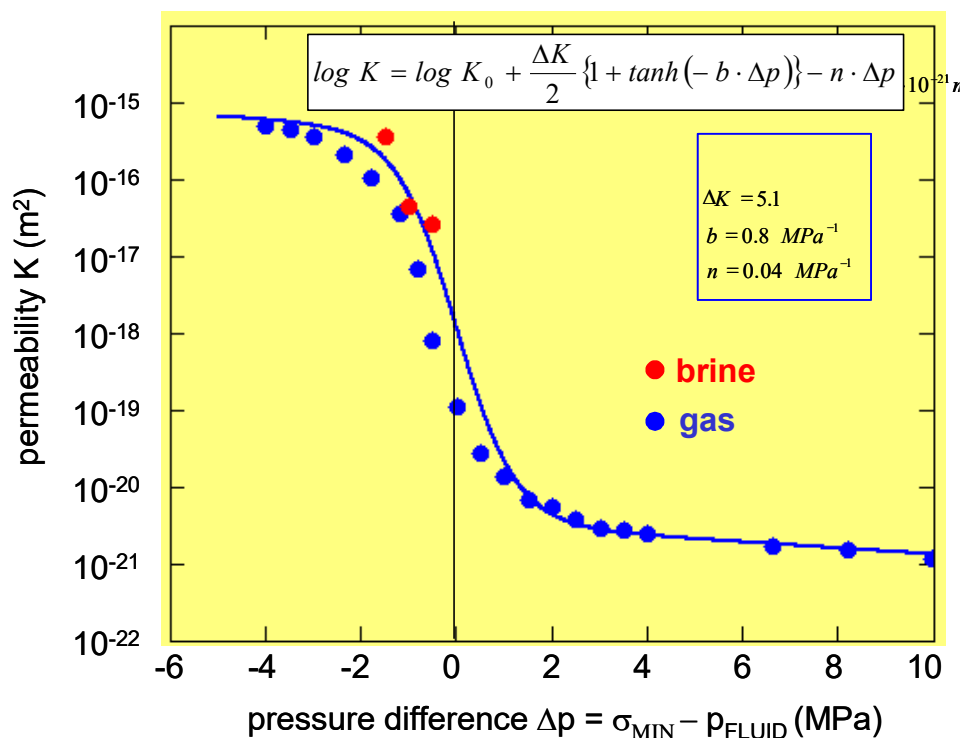


Abb. 7-3. Permeabilität von Steinsalz als Funktion der Druckdifferenz

Der funktionale Zusammenhang zwischen Permeabilität und Druckdifferenz aus minimaler Hauptspannung und Fluiddruck, wie er in Abb. 7-3 dargestellt ist, lässt sich in Weiterentwicklung von Bez. (7-1) durch eine Tangens-Hyperbolicus-Funktion beschrieben (POPP et al., 2007):

$$\log K = \log K_o + \Delta K \cdot \frac{1}{2} [1 + \tanh(-b \cdot \Delta p)] - n \cdot \Delta p \quad (7-2)$$

K_o	Ausgangsporeabilität
ΔK	Permeabilitätsanstieg
b	Krümmungsparameter
n	Anstiegsparameter

Von LUX (2005) ist ein empirisches Modell auf kontinuumsmechanischer Grundlage zur Beschreibung eines fluiddruckgesteuerten Infiltrationsprozesses für Steinsalz entwickelt worden. Die Infiltrationsrate ist wie die Permeabilität im Bez. (7-1) und (7-2) exponentiell abhängig von der Beanspruchungsdifferenz zwischen Fluiddruck und minimaler Gebirgsspannung:

$$\bar{V}_{\text{inf}} = a \cdot \exp(b \cdot \Delta\sigma_p) \quad (7-3)$$

$\bar{V}_{\text{inf}}$ mittlere Infiltrationsrate
 $\Delta\sigma_p = -\Delta p = p_{\text{FLUID}} - \sigma_{\text{MIN}}$
 a, b gesteinsabhängige Parameter

Zusammenfassend lässt sich feststellen: Die mechanisch oder hydraulisch induzierte Durchlässigkeit von Salzgesteinen basiert auf den gleichen mikrophysikalischen Vorgängen, der Vernetzung von Fließwegen auf Korngrenzen bei Überschreitung eines Schwellenwertes, der bei diviatorischer, mechanischer Belastung durch die Dilatanzgrenze und bei Fluiddruckbelastung durch die Normalspannung/Minimalspannung zur Aufhebung von kohäsiven Kornbindungen bestimmt wird.

Als Dichtheitskriterium bei der Gas- und Ölspeicherung in Salzkavernen hat sich in Deutschland die Einhaltung eines maximalen Fluiddruckes von $p_{\text{Fluid}} \leq 0,9 \cdot \sigma_{\text{MIN}}$ praktisch bewährt, wobei σ_{MIN} die minimale Hauptspannung im sekundären, bergbauinduzierten Spannungsfeld darstellt (MINKLEY et al., 2005). Im Kali- und Salzbergbau ist ein Dichtheitsversagen der geologischen Salinarbarrieren bei Einhaltung des Dilatanz- und Minimalspannungskriteriums nicht beobachtet worden.

7.3.2 Weiterentwicklung der Modellvorstellungen zum Dichtheitsverhalten von Salinarbarrieren

Im Rahmen des Forschungsprojektes hat eine Weiterentwicklung der Modellvorstellungen zum besseren physikalischen Verständnis des Dichtheitsverhaltens von Salinarbarrieren auf analytischer und numerischer Grundlage stattgefunden. Ein Ansatzpunkt der Überlegung war, dass bei der Errichtung eines Endlagers in einem Salzstock u. a. das hydraulische Verhalten steilstehender Schichtflächen, die bis zum Salzspiegel hochreichen können, einer Bewertung zu unterziehen ist.

Zu beantworten ist dabei die Frage, wie eine flüssigkeitsinduzierte Rissöffnung und Rissentwicklung im Salzgebirge abläuft. Kann dies nur in Form eines Frac-Vorganges erfolgen oder ist im visko-elasto-plastisch reagierenden Salzgestein auch ein anderer physikalischer Mechanismus möglich? Die experimentellen Untersuchungen im Rahmen der Forschungen für das BMBF zur Gaspermeation im Salzgebirge (FZK 02C0952) sowie des BMU zur Barrie-

reintegrität eines Endlagers bei Gasdruckbelastung (SR 2470) weisen darauf hin, dass ein advektiver Fluidtransport bei Erreichen der minimalen Hauptspannung ohne Anzeichen eines Frac-Vorganges ablaufen kann (Kap. 7.4.3). Im Folgenden wird versucht für diese Erscheinungen ein physikalisches Modell zu entwickeln.

Ausgehend von der Navier-Stokesschen Gleichung lässt sich für die, laminare, parallele Spaltströmung in skalarer Form die bekannte Beziehung für die Volumenfließrate ableiten:

$$\dot{V} = \frac{a^3}{12\mu} \cdot b \cdot \frac{\Delta p}{L} \quad (7-4)$$

mit:

a	Spaltweite
b	Spaltbreite
L	Spaltlänge
μ	dynamische Viskosität
Δp	Druckabfall,

die wegen der Abhängigkeit der Fließrate von der 3. Potenz der Spaltöffnungsweite auch als kubisches Fließgesetz bezeichnet wird. Basierend auf der physikalischen Modellvorstellung der Öffnung und Generierung von Fließwegen ist eine diskontinuumsmechanische Umsetzung im Rechencode 3DEC unter Verwendung der bekannten Spaltströmung (Cubic Law) vorgenommen worden.

Das Strömungsmodell ist dahingehend modifiziert worden, dass ein Öffnen von Rissen und eine Strömung erst einsetzen, wenn ein Versagenszustand der Schichtfläche vorliegt. Dadurch lässt sich das zunächst, im ungestörten Zustand impermeable Verhalten des geschichteten Salinars nachbilden:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 0 \quad \text{für } p < \sigma_N \quad \text{und } \tau < \tau_{\text{MAX}} \\ \dot{V} &> 0 \quad \text{für } p > \sigma_N \quad (\text{Perkolationsschwelle 1}) \\ \dot{V} &> 0 \quad \text{für } \tau > \tau_{\text{MAX}} \quad (\text{Perkolationsschwelle 2}) \end{aligned}$$

Hierbei ist p der Fluiddruck, σ_N ist die Normalspannung, τ die Scherspannung und τ_{MAX} die Scherfestigkeit. Ein Versagenszustand kann durch Zug- oder Scherbeanspruchung hervorgerufen werden. Bei Fluiddruckbelastung entsteht innerhalb der Schichtfläche eine Zugbeanspruchung. Dabei ist die Frage zu beantworten, wie hoch muss der Flüssigkeitsdruck sein, damit sich die Schichtfläche öffnet und ein Strömungsvorgang einsetzen kann?

In den folgenden gekoppelten mechanisch-hydraulischen Berechnungsbeispielen ist vereinfachend die adhäsionsbedingte Zugfestigkeit der Schichtfläche Null gesetzt. Ist die Schichtfläche zu Beginn vollständig geschlossen, ist zur Öffnung und Durchströmung ein hoher

Flüssigkeitsdruck erforderlich, der um den Faktor 2,6 über der Normalbelastung der Schichtfläche liegt. Ist die Schichtfläche bereits über eine bestimmte Länge für die Flüssigkeit zugänglich, reduziert sich der Faktor. Bei einer auf halber Länge geöffneten Schichtfläche ist zum weiteren Vordringen der Flüssigkeit nur noch ein Flüssigkeitsdruck erforderlich, der um den Faktor 1,2 über der Normalspannung liegt (Abb. 7-4). Diese Berechnungsergebnisse spiegeln die mechanisch-hydraulische Kopplung für ein elastisch reagierendes, die Schichtfläche umgebendes Gesteinsmassiv wider. Der Schlüssel zum Verständnis der salinarspezifischen fluiddruck-getriebenen Strömung liegt in der Berücksichtigung der visko-plastischen Eigenschaften der Salinalgesteine.

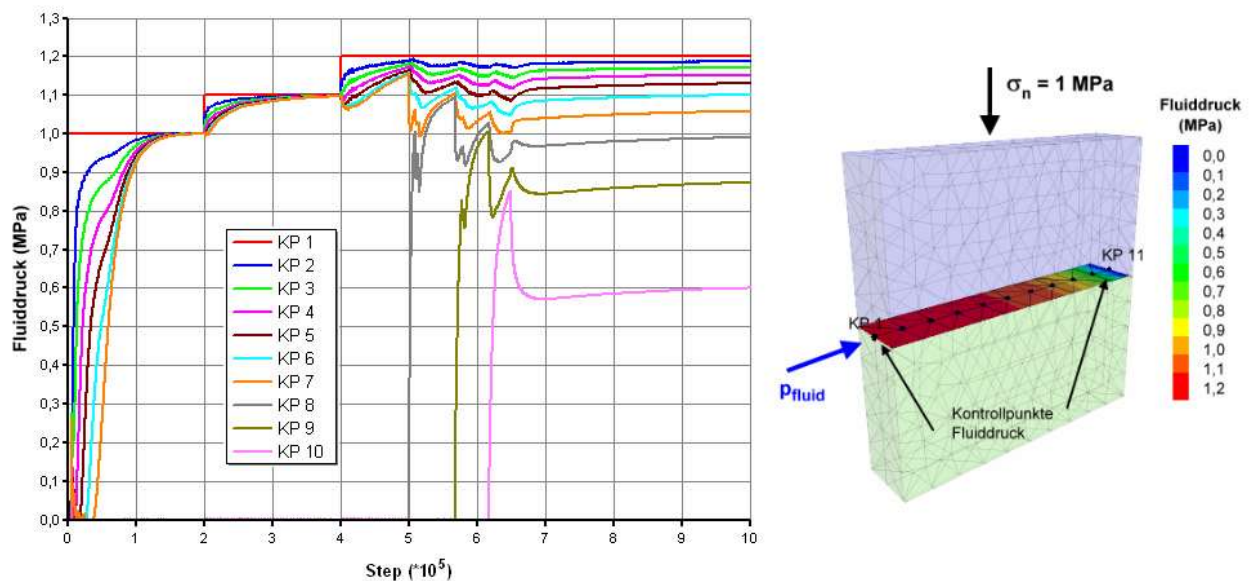


Abb. 7-4. Fluiddruck-getriebene Strömung in Schichtfläche mit anfänglicher Rissöffnung über halbe Länge der Schichtfläche

Die mechanisch-hydraulischen Berechnungen wurden unter Berücksichtigung des die Schichtfläche umgebenden visko-plastischen Gesteins wiederholt, d. h. die mechanisch-hydraulischen Berechnungen wurden mit einer zeitabhängigen Kriechrechnung gekoppelt. Dies bewirkt, dass bei einem hydraulischen Überdruck innerhalb der Schichtfläche kriechbedingt Spannungumlagerungen ablaufen, die zu einer Erhöhung der Zugbeanspruchung an der Rissfront führen. Das Berechnungsergebnis bestätigt diese Modellvorstellungen.

Ein geringer Anriss der Schichtfläche, wie er unter in situ Bedingungen immer unterstellt werden muss, reicht aus, um zeitabhängig bei einem anstehenden Flüssigkeitsdruck, der nur geringfügig über der Normalspannung liegt, im Berechnungsbeispiel um den Faktor von 1,05 (Abb. 7-5), den sukzessive fortschreitenden Strömungsvorgang in Gang zu setzen. Man kann den Vorgang der sukzessiven Öffnung der Kontakte entlang der Schichtfläche im Zeitverlauf in Analogie mit der Öffnung eines Druckknopfverschlusses vergleichen, wo sich die Kräfte fortlaufend auf den nächsten Druckknopf konzentrieren. Reicht der Flüssigkeitsdruck aufgrund einer zu hohen Normalspannung zum öffnen weiterer Schichtflächenkontakte nicht mehr aus, wird das Vordringen der Fluidströmung gestoppt (Abb. 7-6).

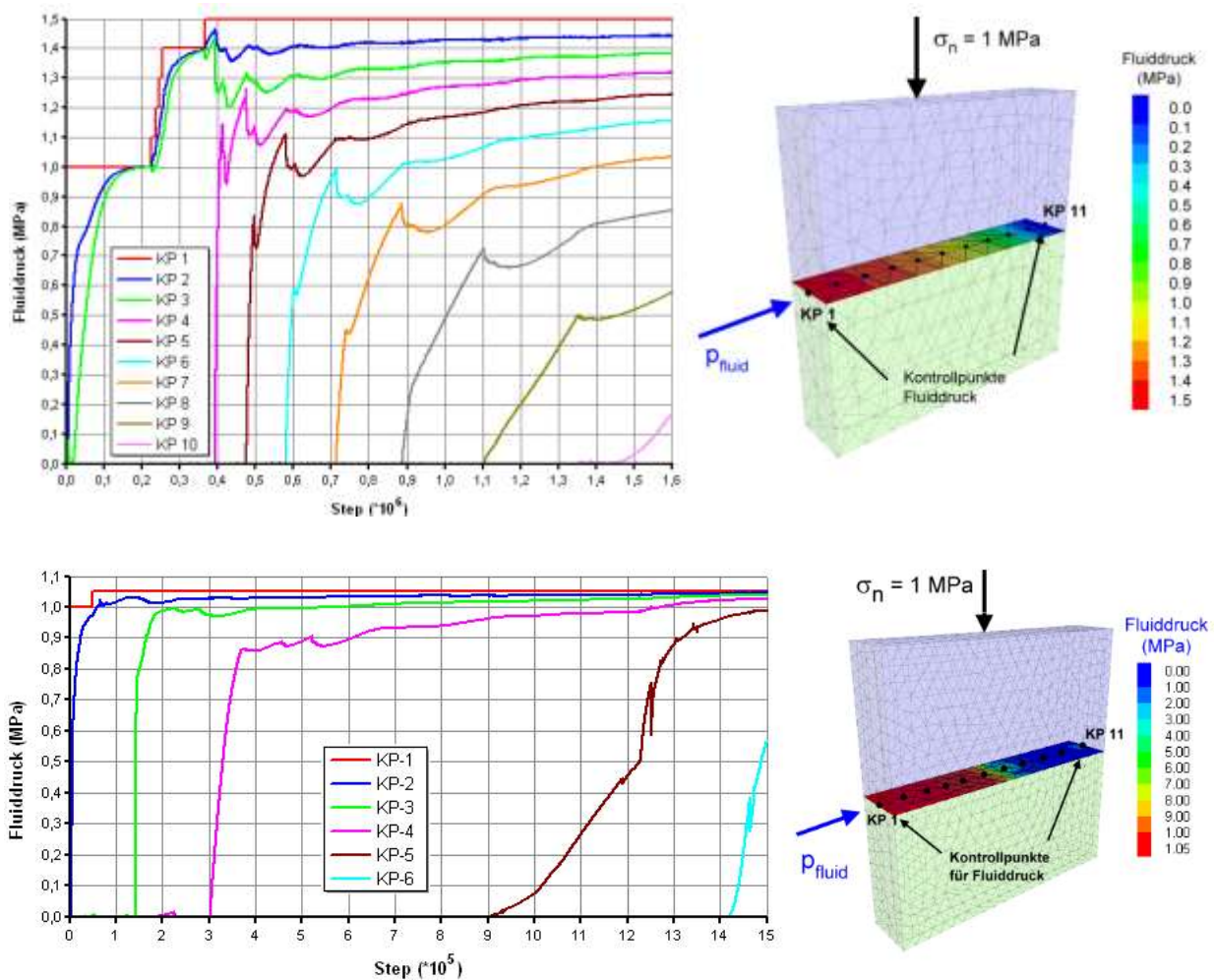


Abb. 7-5. Fluidruck-getriebene Strömung in Schichtfläche mit anfänglicher Rissöffnung von 10% der Länge der Schichtfläche; (oben): ohne Kriechrechnung $p_{\text{FLUID}} = 1,50 \times \sigma_N$; (unten): mit Kriechrechnung $p_{\text{FLUID}} = 1,05 \times \sigma_N$

Beim Öffnen eines neuen Schichtflächenkontaktes fällt der Flüssigkeitsdruck im bereits geöffneten Kontaktbereich durch das Einströmen in den neu geöffneten Kontaktbereich plötzlich ab und steigt im weiteren Zeitverlauf aufgrund des Nachströmens bei konstanter Druckrandbedingung wieder an (Abb. 7-5 - oben). Der Druckabfall entspricht dem in situ bei Fracvorgängen beobachteten Druckabfall bei Rissöffnung.

Das entwickelte Modell ist nicht begrenzt auf die fluidruck-getriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen entlang von Schichtflächen und Diskontinuitäten. An den Korngrenzen polykristalliner Salzgesteine können die kohäsiven Kontaktbindungen bei einem angreifenden Fluidruck der zur Kompensation der Normalspannung und zur Aufhebung der kohäsiven Bindungen führt in einem analogen zeitabhängigen Prozess geöffnet werden.

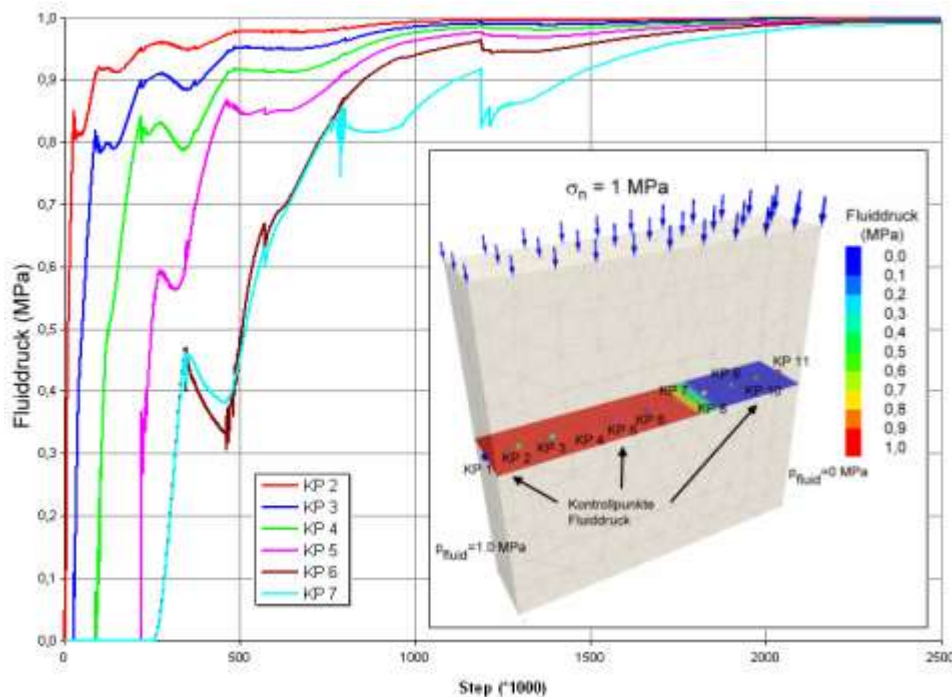


Abb. 7-6. Druckgetriebene Strömung entlang einer Schichtfläche im Salinar. Die Spaltströmung dringt bis zum Punkt KP 7 vor und wird dort gestoppt, da im letzten Drittel die Normalspannung größer als der Fluidruck ist.

Aus dem Modell folgt auch zwanglos, dass bei einem Fracvorgang, also der plötzlichen Generierung von Fließwegen, ein höherer Fluidruck erforderlich ist, da die viskosen Gesteinseigenschaften unter diesen Bedingungen nicht wirksam sind. Mit dem entwickelten Modell lässt sich die druckgetriebene visko-plastische Rissöffnung und Fluidausbreitung als zeitabhängiger Prozess erklären, wie sie im mikroskopischen und makroskopischen Maßstab an Korngrenzen und Schichtflächen im Salinargebirge abläuft. Das entwickelte Infiltrationsmodell basiert auf der komplexen physikalischen Wechselwirkung zwischen zeitabhängiger hydraulischer und mechanischer Wirkung zur Beschreibung der fluiddruck-getriebenen Generierung von hydraulischen Fließwegen im elastisch, visko-plastisch reagierenden Salinar.

Anders als bei Laborversuchen an Bohrkernproben aus Salzgesteinen weisen in situ Untersuchungen generell darauf hin, dass eine fluiddruck-getriebenen Generierung von hydraulischen Fließwegen erst einsetzt, wenn der Fluidruck die Normalspannung bzw. minimale Hauptspannung überschreitet (Abb. 7-18). Dies bedeutet, dass unter in situ Verhältnissen Perkolations erst generiert wird, wenn auch die Kohäsions- bzw. Adhäsionskräfte an den Korngrenzen überwunden werden. Abb. 7-7 zeigt als Beispiel einen pneumatischen Frac-Test in einer Kavernenbohrung im Salinar. Der Riss öffnet sich bei einem Frackdruck, der um mehrere Megapascal über der minimalen Hauptspannung liegt, was der Größenordnung der Zugfestigkeit von Steinsalz entspricht.

Bei Triaxialversuchen an Steinsalzbohrkernen im Labor, die aus Kavernenbohrungen entnommen werden, wird bei Gasdruckaufgabe eine Permeabilität bereits bei Annäherung des

Gasdruckes an die minimale Hauptspannung bzw. den Manteldruck gemessen (Abb. 7-3). Ursache hierfür könnte die Entspannung und Schädigung des Mikrogefüges, insbesondere der Kornbindung bei der Bohrkerngewinnung und Entnahme aus dem Gebirgsverband sein, die sich auch durch eine Konsolidierung in der Triaxialzelle nicht vollständig beheben lässt. Die über geologische Zeiträume im visko-elasto-plastisch reagierenden Salinargebirge stattgefundenen Konsolidierung ist im Kurzzeitversuch im Labor nicht reproduzierbar.

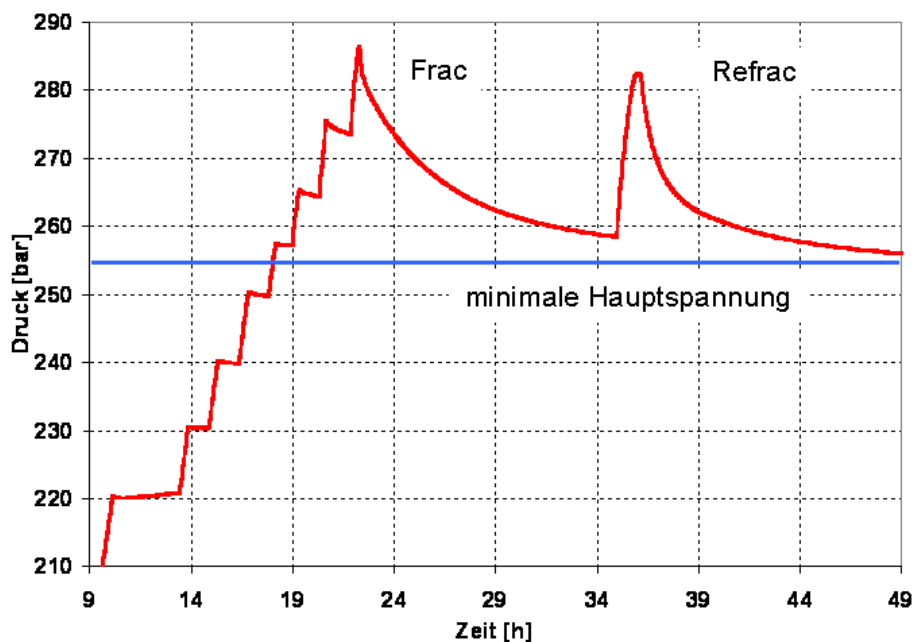


Abb. 7-7. Typischer pneumatischer Fractest in Kavernenbohrung in 1100 m.

Die druckgetriebene Generierung von Fließwegen im polykristallinen Salzgestein lässt sich auch auf Grundlage der Perkolationstheorie beschreiben. Die Korngrenzen stellen potentielle Schwächeflächen für die Rissentstehung dar, die bei Überschreitung der Perkolationsschwelle einsetzt und vernetzte Fließwege schafft. Bei anstehendem Fluiddruck wird die Perkolationsschwelle bei Kompensation der Normalspannung und der Kohäsionsbindungen an den Korngrenzen erreicht. Als Verallgemeinerung des von ALKAN & MÜLLER (2008) vorgeschlagenen Perkulationsmodells wird angesetzt:

$$K = A \cdot K_R \cdot \left[\left(1 - e^{-\left(\frac{P_{FLUID}}{\sigma_{MIN} + \sigma_{ZUG}} + \varepsilon_{VOL} \right)} \right) - (1 - e^{-1}) \right]^2 \quad (7-5)$$

mit :

A	Netzwerkparameter
K_R	ultimative Permeabilität
σ_{MIN}	minimale Hauptspannung
σ_{ZUG}	hydraulische Zugfestigkeit
ε_{VOL}	volumetrische Verformung (Dilatanz)

Die Anwendung der Beziehung auf Versuchsergebnisse an Steinsalzprüfkörpern die mit gesättigter Salzlösung druckbeaufschlagt wurden, liefert gute Übereinstimmung (Abb. 7-8 rechts). Bei den Triaxialversuchen wurde ein Spannungszustand realisiert, der unterhalb der Dilatanzgrenze lag ($\varepsilon_{VOL}=0$).

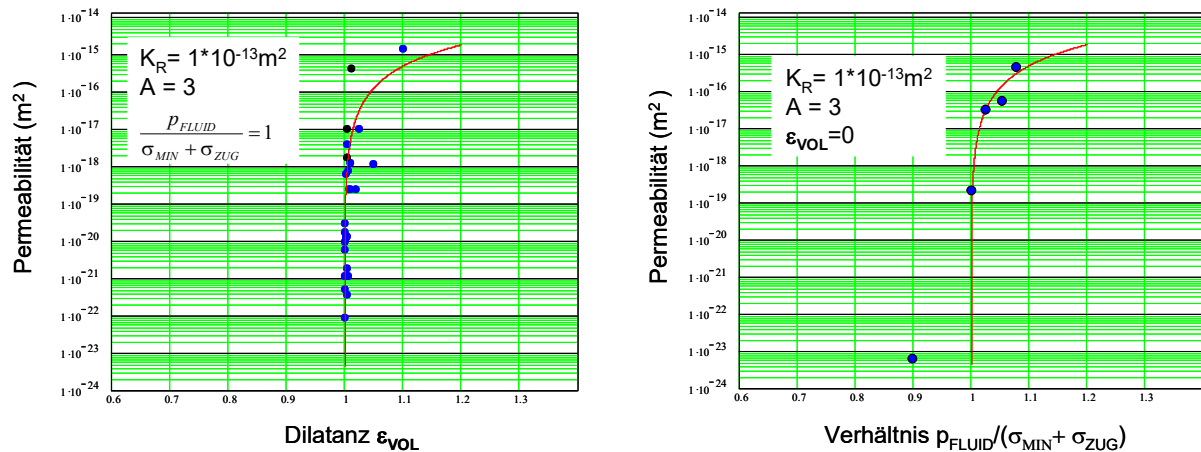


Abb. 7-8. links: dilatanz-induzierte Perkolation; rechts: fluiddruck-generierte Perkolation

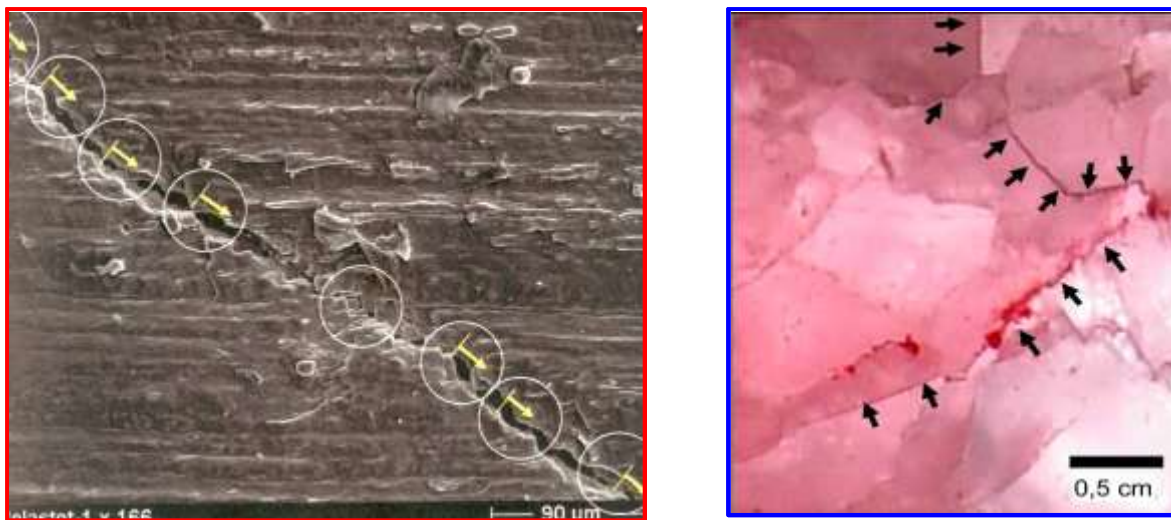


Abb. 7-9. Prozesse für einen Integritätsverlust von Steinsalz im mikroskopischen Maßstab. links: Korngrenzgleiten bei deviatorischer Belastung durch Überschreitung Perkolationsschwelle 2 nach ALKAN & MÜLLER (2008); rechts: Korngrenzöffnung durch Gasdruck bei überschreiten Perkolationsschwelle 1 nach POPP et al. (2007)

Neben der Aufhebung der Normalspannung, die im Gebirge der minimalen Hauptspannung entspricht und der Kontaktkohäsion an Korngrenzen durch Fluiddruckbelastung existiert eine zweite Perkolationsschwelle bei deviatorischer Belastung, die der Dilatanzgrenze entspricht. Mit dem Perkulationsmodell entsprechend Bez.(7-5) lässt sich auch dieser Beanspruchungsfall erfassen (Abb. 7-8 links).

Physikalisch bedeutet dies, dass Perkolation, also die Schaffung vernetzter Fließwege, durch Normalbelastung und Scherbelastung an den Korngrenzen in polykristallinen Salzgesteinen generiert werden kann. Ein Dichtheitsverlust im Salzgestein tritt ein, wenn die Festigkeit an Korngrenzen verlorenght, was durch Überschreitung der beiden folgenden Schwellenwerte hervorgerufen werden kann:

- **Perkolationsschwelle (1)** bei Normalbelastung mit Kompensation der Normalspannung und Kontaktkohäsion an Korngrenzen
- **Perkolationsschwelle (2)** bei Scherbeanspruchung zur Überwindung von Reibung und Kohäsion an Korngrenzen bei Erreichen der Dilatanzgrenze

Die Permeabilität ist ein empfindlicher Indikator für das Öffnen von Fließwegen, das in polykristallinen Salzgesteinen an den Korngrenzen einsetzt, die mikromechanische Schwächeflächen darstellen mit einer im Vergleich zur Kristallfestigkeit geringeren Scherfestigkeit. Transkristalline Risse entstehen vor allem bei dynamischer Belastung. Ein Beispiel im makroskopischen Maßstab sind die im Werra-Kalirevier vorzufindenden, geradlinig über große Distanzen verlaufenden, sogenannten Schnitte, die oft gasführend und im Ergebnis vulkanischer Aktivitäten entstanden sind.

Für das Dichtheitsverhalten von Salinarbarrieren von Bedeutung ist die aus den physikalischen Modellvorstellungen abzuleitende Feststellung:

Ein Dichtheitsverlust tritt bereits ein, wenn eine der beiden Perkolationsschwellen überschritten wird, d. h. wenn entweder das Dilatanzkriterium oder das Minimalspannungskriterium verletzt ist!

Aus den dargestellten Zusammenhängen resultiert eine weitere für das mechanische Verhalten von Salzgesteinen wesentliche Schlussfolgerung:

Die Dilatanzgrenze ist als Langzeitfestigkeitsgrenze polykristalliner Salzgesteine unter Dauerbelastung anzusehen

und basiert auf intergranularem Gleiten bei Überwindung von Reibungs- und Kohäsionskräften an den Korngrenzen der Salzkristalle. Das Versetzungskriechen im Kristallgitter der Salzkristalle ist nur bis zu einer bestimmten Verformungsgeschwindigkeit der maßgebende Verformungsmechanismus. Oberhalb dieser Grenzverformungsgeschwindigkeit reicht die Mobilität der Versetzungen nicht mehr aus (BOLEY, 1999). Die zur zusätzlichen Mobilisierung von Versetzungen in den Kristallgittern notwendigen Kräfte sind größer als die Bindungskräfte zwischen den Kristallen. Dies hat zur Folge, dass die Kristalle bzw. Körner ihre Lage zueinander durch Korngrenzgleiten und Kornrotation ändern. Dieser Vorgang ist im Unterschied zum Versetzungskriechen mit einer Volumenvergrößerung, also Dilatanz verbunden und

schaft vernetzte Fließwege, sodass das Salzgestein seine Dichtheit verliert und permeabel wird.

7.3.3 Integritäts- und Dichtheitsverlust von Salinarbarrieren - Erfahrungen aus dem Kali- und Steinsalzbergbau-

Zur Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie für die erforderliche Mächtigkeit von Salinarbarrieren zur Erlangung des vollständigen Einschlusses sind die in der 150-jährigen Bergbaugeschichte im Kali- und Steinsalzbergbau gesammelten Erfahrungen zu berücksichtigen. Insbesondere die Fehleinschätzungen und Ursachen, die in der Vergangenheit zum Integritäts- und Dichtheitsverlust von Salinarbarrieren und damit zur Aufgabe und zum Absaufen von Bergwerken in der steilen und flachen Lagerung geführt haben sind zu analysieren.

Einen Überblick über Beispiele für Versagensfälle von Salinarbarrieren unter statischer Belastung gibt Tab. 7-1, die nachfolgend kurz dargestellt werden.

Tab. 7-1. Versagensfälle geologischer Salinarbarrieren durch statische Beanspruchung.

Grube	geologische Struktur	Barrieremächtigkeit [m]	Barrieregestein
Friedrichshall 1949	steile Lagerung	50	Hauptanhydrit Grauer Salzton
Wapno 1977	steile Lagerung	70 30	Residuat Steinsalz
Asse 1988	steile Lagerung	< 10	Steinsalz
Sigmundshall 2003	steile Lagerung	70 10	Steinsalz Roter Salzton
Solvayhall 1962	flache Lagerung	50	Hauptanhydrit Grauer Salzton
Berezniki III 1986	flache Lagerung	130	Salz-Mergel – Schichten Steinsalzschieben: 2 ...17 m
Berezniki I 2006	flache Lagerung	60	Salz-Mergel- Schichten Decksteinsalz Carnallit

7.3.3.1 Absaufszszenarien am Staßfurter Sattel

Wesentliche Umstände, die zum Ersaufen der Schachtanlagen in steiler Lagerung entlang des Staßfurter Sattels um 1900 geführt haben waren:

- Abbau von Kainit (Hutsalzbildung) in der Nähe zu wasserführenden Deckgebirgsschichten bei geringmächtigen bzw. fehlendem Leine-Steinsalz
- unzureichende, nicht standsichere Abbauparameter bei Auffahrungen im Kainit und Carnallit
- Firstenkammerbau ohne Versatz

Die ersten Wasserzuflüsse am Südwestflügel des Staßfurter Sattels traten in der Schachtanlage Leopoldshall I / II ein (Kaliwerk Staßfurt, 1952). Die mangelnde Erfahrung beim Abbau von Kalisalzen in der zweitältesten Kaligrube der Welt - Aufnahme des Förderbetriebes 1863 - führte zu einer unzureichenden Dimensionierung der Abbauparameter. Der Abbau erfolgte in fünf versetzt übereinander angeordneten Etagen. Den Zuflüssen waren nach 16-jähriger Standzeit Druckerscheinungen mit Pfeilerzerklüftung und Verschiebung der Schweben zwischen den Etagensohlen sowie erste Gebirgsserschütterungen 1878 mit Bodensenkungen vorausgegangen. Nach gebirgsschlagartigen Pfeilerzusammenbrüchen im Kainit und Carnallit in den Jahren 1879 – 1881 bei denen sich die Bruchfläche von etwa 20.000 m² auf 200.000 m² vergrößert hatte, stellten sich an verschiedenen Punkten der I., II. und III. Etage weitere Wasserzuflüsse ein. Durch die Brucherscheinungen bei den Gebirgsschlägen, die zur völligen Zerstörung des Abbaufeldes der oberen Sohle führten, wurde der Anhydrit im Hangenden großflächig freigelegt (700 m im Streichen, 100 m im Einfallen). Die I. Etage des Kainitabbaus lag in einer Teufe von 220 m. Es wird berichtet, dass die ersten Salzlösungszuflüsse im Juli 1878 etwa in der Mitte des Bruchfeldes mit einer zunächst geringen Schüttung auftraten, die bis 1883 auf 720 m³/Tag angewachsen waren und über einen längeren Zeitraum in dieser Größenordnung konstant blieben (KALIWERK STAßFURT, 1952). Als Ursache hierfür wird die anfangs begrenzte Wegsamkeit des Hauptanhydrits außerhalb des eigentlichen Bruchbereiches angesehen. Unter dem Einfluss der fortschreitenden Deformation des Hangenden im Bereich der oberen Sohlen stiegen die Zuflüsse im August 1897 auf 5700 m³/Tag an. Nach verschiedenen Abdichtversuchen im Salzton über den Kainitabbau und im Buntsandstein, welche nur vorübergehend Erfolg brachten, wurde die Wasserhaltung im Jahr 1900 eingestellt.

Das weitere Ersaufensszenario auf dem Südwestflügel des Staßfurter Sattels vollzog sich über nicht ausreichende Markscheidepfeiler zu den benachbarten Gruben. Die Zuflüsse erfolgten dabei über den im Teufenniveau der Abbaue entspannten und geklüfteten Hauptanhydrit. Eine Besonderheit stellt die Grube Leopoldshall III dar, die 1922 über Wassereinbrüche im Schacht ersoffen ist.

Auf dem Nordostflügel des Staßfurt-Egelner-Sattels ist 1949 die Grube Friedrichshall ersoffen. Erste ungesättigte Laugen traten 1934 aus Tropfstellen im Bereich der 50 m bis 200 m langen im Streichen pfeilerlos angelegten Kainitfirsten auf, die oberhalb der I. Sohle (280 m

Teufe) zu Beginn des Abbaues in den 90er Jahren des 19. Jahrhundert aufgefahen worden waren.

1947 wurde ein 1935 abgebrochener Versuch wieder aufgenommen, durch Flachbohrungen von der 60 m über der 1. Tiefbausohle liegenden Mittelsohle (Abb. 7-10), oberhalb der Kainitabbau, die Klüfte aufzusuchen und abzudichten. Die Bohrungen wurden durch den Grauen Salztön und Hauptanhydrit bis zum Buntsandstein gestoßen und bestätigten die Vermutung, dass das Leine-Steinsalz (Jüngeres Steinsalz) bei 220 m Teufe nicht mehr über dem Hauptanhydrit vorhanden war. In vier Bohrungen oberhalb der Zutrittsstellen wurden im letzten Drittel des Hauptanhydrits vor dem Buntsandstein mehrere stark wasserführende Klüfte erbohrt.

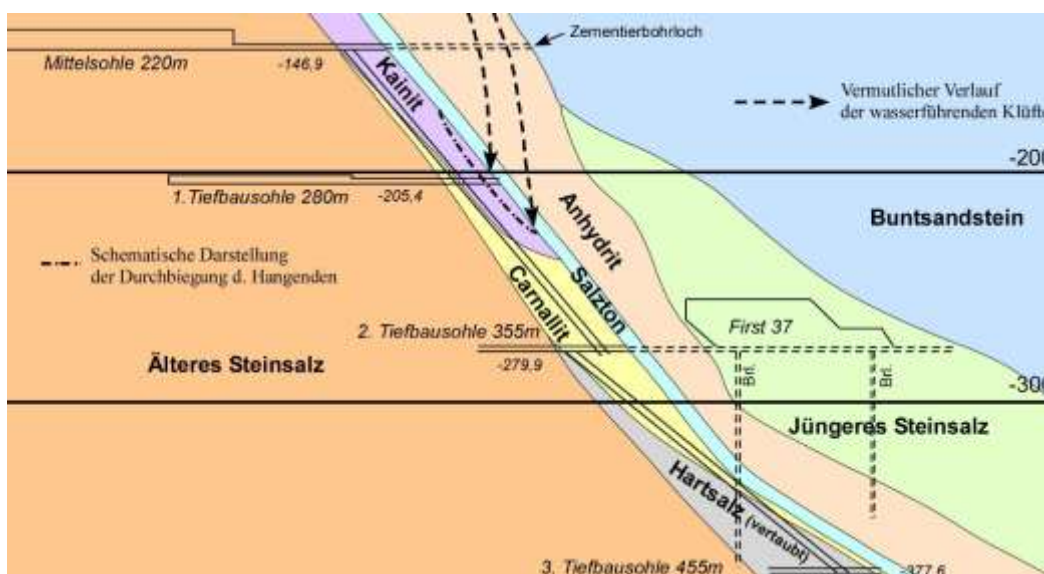


Abb. 7-10. Vermutlicher Weg der Laugenzuflüsse auf dem Kaliwerk Friedrichshall

Die fehlende Salinarschutzschicht und die vom Kainitabbau ausgehende starke Entspannung im umgebenden Gebirge bei den großen Spannweiten der Abbaukammern sind als Ursachen für das Absaufen der Grube Friedrichshall anzusehen.

Eine vergleichbare Situation hat zum Ersaufen der Grube Vienenburg geführt. Hier trat bereits 1886 im Kainitabbau (1. Tiefbausohle) in 230 m Teufe ein unbedeutender Zufluss gesättigter Sole auf. Er hatte rund 40 Jahre eine konstante Schüttung von ca. 7 m³/Tag (SCHWANDT, 1991). Ab 1926 erhöhte sich die Zuflussmenge auf 100 m³/Tag bei gleichzeitiger Abnahme der Konzentration. Durch Auflösung von Carnallit zwischen der 1. Tiefbausohle in 230 m und der 2. Tiefbausohle in 318 m wurde die abbaubedingte Entlastung im umgebenden Gebirge verstärkt. Der oberflächennahe Kainitabbau an der Nordflanke des Salzstockes Harliberg, quasi ohne Salinarschutzschicht, hat letztendlich, wie in den vergleichbaren Fällen, zum Ersaufen der Grube geführt. Am 8. Mai 1930 trat an der seit 1886 bekannten Zuflussstelle im Kainitabbau ein Wassereinbruch ein, der innerhalb weniger Stunden zur Aufgabe der Grube Vienenburg führte.

7.3.3.2 Steinsalzbergwerk Wapno (P)

Im Jahr 1977 ist das Steinsalzbergwerk im Salzstock Wapno in Polen abgesoffen (Abb. 7-11).

Der Abbau erfolgte im Langkammerbau (Kammerlänge 60 m, Kammerbreite 20 m, Pfeilerbreite 10 m) mit Abbauhöhen bis zu 17 m (Sekundärabbau 1962 – 1967) auf der III. Sohle. Der Abbau der höchstgelegenen III. Sohle in 384 m Teufe ist dabei im Anschluss an den Abbau der tieferen Sohlen vorgenommen und im NW um 100 m über die IV. Sohle hinaus geführt worden. Die Salzmächtigkeit an den Flanken zum Nebengebirge betrug auf der IV. Sohle nur 25 m. Die ersten Zuflüsse traten 1972 auf der höchstgelegenen III. Sohle im NW auf. Die chemische Zusammensetzung der Lösung änderte sich im Laufe der Zeit. Der Anteil an Magnesium nahm ab und der Natriumanteil zu (WERNER, 1989).

Es wird davon ausgegangen, dass das Absaufen über leicht lösliche carnallitische Schichten und Bänder erfolgte, wie sie im Salzstock Wapno angetroffen wurden (Abb. 7.11). Die Steinsalzmächtigkeit zwischen den tiefsten Erosionsrinnen am Salzstockspiegel und der Abbaufirste der Langkammern der III. Sohle betrug nur etwa 30 m

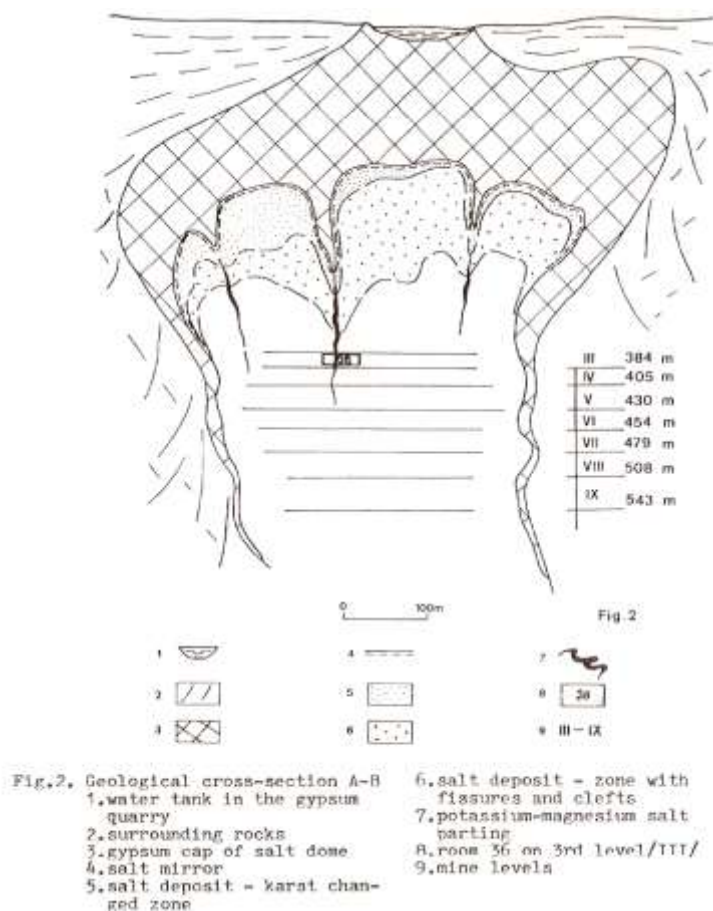


Abb. 7-11. Geologischer Schnitt durch den Salzstock Wapno (aus WERNER, 1989).

Der seit 1919 begonnene konzentrierte Abbau in dem kleinen Salzstock mit ovalem Querschnitt von 400 m x 900 m muss zu einer deutlichen Entspannung geführt haben, zumal die schlanken Pfeiler auf der III. Sohle (Verhältnis Pfeilerbreite zu Pfeilerhöhe 0,6) nach heutigen Gesichtspunkten als nicht dauerstandsicher anzusehen sind. Bereits vor Aufnahme der Abbautätigkeit auf der III. Sohle waren an der Tagesoberfläche beträchtliche Senkungen eingetreten.

7.3.3.3 Der Fall Asse

Der Integritätsverlust der Steinsalzbarriere an der Südflanke des Asse-Sattels hat sich ebenfalls unter den Randbedingungen einer zu geringen Barrieremächtigkeit (weniger als 10 m) bei einem im Langzeitprozess nicht standsicheren Abbausystem vollzogen. Das aus schlanken 12 m breiten Pfeilern und nur 6 m mächtigen Schweben bestehende Tragsystem zur Steinsalzgewinnung in steiler Lagerung ist nicht dauerstandsicher dimensioniert. Durch Schwebenbrüche und Überlastung der schlanken Pfeiler sind bis heute Konvergenzbeträge von bis zu 6 m in der Schachtanlage Asse II eingetreten. Dies hat bereits Ende der 70er Jahre im Bereich der Baufeldränder zu erheblichen Scherbeanspruchungen geführt. Auf den oberen Sohlen, wo die Steinsalzmächtigkeit am geringsten ist, wurde die Dilatanzgrenze überschritten. Gebirgsmechanische Berechnungen mit dem in Kap. 6.3.2.2 dargestellten visko-elasto-plastischen Modell mit Nachbildung der ablaufenden Entfestigung im Tragsystem führen zu einer ausgeprägten Schädigung der Steinsalzbarriere mit einer Dilatanz $> 10\%$ im Niveau der 511 m Sohle (Abb. 7-12). In diesem Bereich konzentriert sich auch die mikroseismische Aktivität, welche die Schädigungsakkumulation im Gebirge anzeigt.

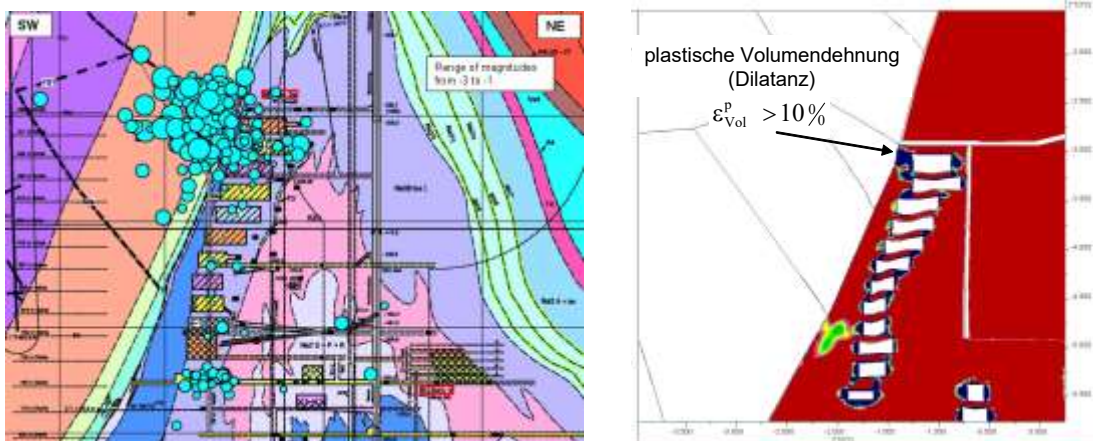


Abb. 7-12. Berechnete dilatante Zonen um Abbaukammern an der Südflanke der Asse und gemessene mikroseismische Aktivität

7.3.3.4 Aktuelle Bergbausituation im Werk Siegmundshall – Salzstock Bokeloh

Bei starker abbauinduzierter Entspannung kann das Minimalspannungskriterium auch bei mächtigen Salinarbarrieren verletzt werden. Im Salzstock Bokeloh (Abb. 7.13) erfolgte der Abbau im Sylvinit durch Strossen und Herstellung von Abbaukammern von etwa 200 m Höhe und 100 m Breite (SESSER & HOLLÄNDER, 2002). Durch längeres offen Stehenlassen von Abbaukammern ohne Versatz in 860 m Teufe und der dadurch hervorgerufenen Absenkung der minimalen Hauptspannung in der 80 m mächtigen Barriere aus Leine-Steinsalz Na3, Roter Salzton T4 und Aller-Steinsalz Na4 ist es temporär zu begrenzten Zuflüssen vom Salzstockrand gekommen.

Die mit dem visko-elasto-plastischen Modell berechneten dilatanten Scherzonen durchdringen nicht die gesamte Salinarbarriere (Abb. 7-13). Die Einspannung am Rand der Salinarbarriere, dem Aller-Steinsalz Na4, liegt jedoch mit 5,8 MPa deutlich unter den in Bohrungen an der Salzstockflanke bei Druckaufbautests gemessenen Fluidrücken ($p_{FL} > 7,7$ MPa), so dass ein Lösungsdurchtritt möglich wurde (Abb. 7-13, rechts). Über eine Bohrung zum Salzstockrand werden die Lösungen gefördert und der Druck unter der minimalen Hauptspannung gehalten, wodurch die Zuflüsse praktisch zum Erliegen kamen.

Aus diesem „Großversuch“ mit konvergenzinduzierter Absenkung der minimalen Hauptspannung an der Flanke eines Salzstockes wird bestätigt, dass eine alleinige Verletzung des Minimalspannungskriteriums ausreicht, um die Barriereintegrität aufzuheben. Mit anderen Worten, die Dichtheit einer Salzbarriere geht verloren, wenn bereits eines der beiden Kriterien, das Minimalspannungskriterium oder das Dilatanzkriterium verletzt wird!

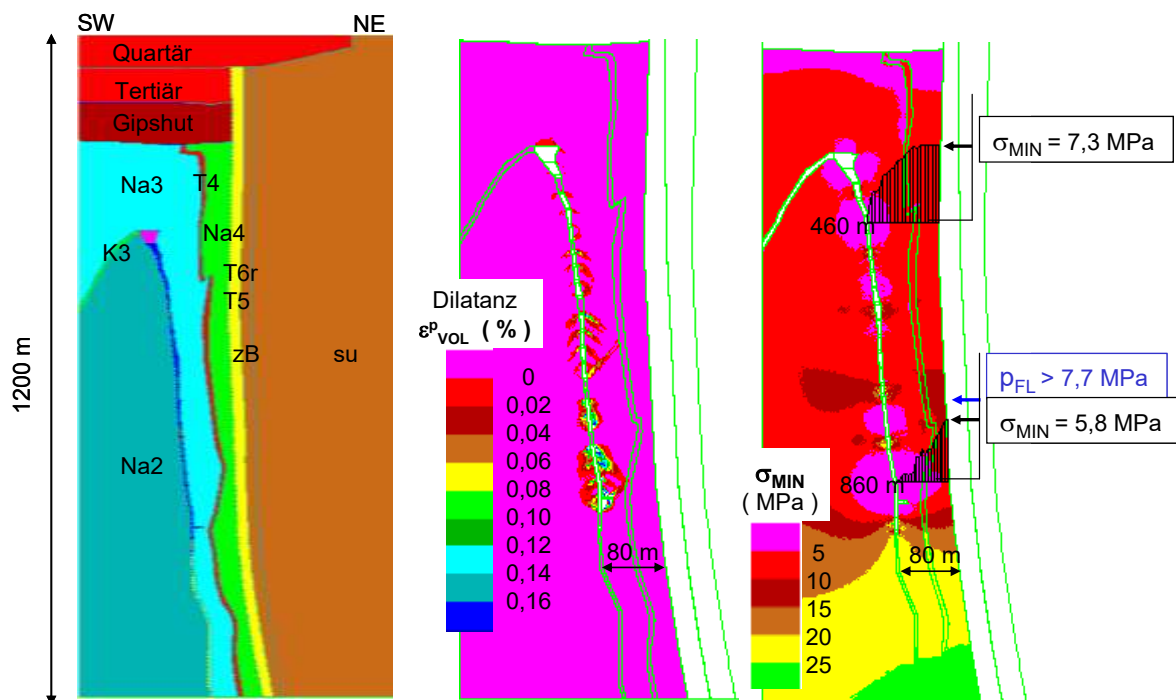


Abb. 7-13 Gebirgsmechanische Berechnungen zum Dichtheitsversagen der 80 m mächtigen Salinarbarriere im Salzstock Bokeloh.

7.3.3.5 Flache Lagerung – Grube Solvayhall

In flacher Lagerung ist die Grube Solvayhall in der Steinsalz, Carnallit und in geringem Umfang Hartsalz in Teufen zwischen 350...480 m abgebaut wurde ersoffen. Das gesamte Abbausystem im Carnallit war hinsichtlich der langfristigen Standfestigkeit bei offenem Kambau zu schwach dimensioniert. Es wird berichtet, dass bereits 1943 vier benachbarte Carnallitpfeiler zu Bruch gingen und im Lager erhebliche Deformationen auftraten. Gegen den überlagernden Grauen Salzton wurde eine Anbaubank von 5 m belassen, die jedoch Tonhochbrüche nicht verhindern konnte.

Am 03.08.1962, ein halbes Jahr nach Einstellung des Carnallitabbaus, traten die ersten Zuflüsse im Südwestfeld der Grube Solvayhall ein. Die Schüttung war zunächst mit etwa 90 m³/Tag relativ gering, stieg jedoch bis Ende 1967 auf 5000 m³/Tag an. Der Chemismus der Salzlösungen wies zu Beginn eine MgCl₂-Konzentration von ca. 250 g/l auf, welche nachfolgend schnell abfiel (SCHWANDT et al., 1991).

Die Grube wurde am 03.11.1967 nach Einstellung der Steinsalzförderung aufgegeben. Im Gefolge des unkontrollierten Flutens kam es 1968, 1969 und 1971 zu Tagesbrüchen. Der größte Tagesbruch befindet sich über dem südwestlichen Abbaufeld im Carnallit, wo die intensivsten Zuflüsse vor Aufgabe der Grube beobachtet wurden. Sein Durchmesser ist von anfänglich 100 m auf rund 150 m angewachsen, bei einer Tiefe von ca. 40 m.

Im Gebiet des Zuflusses über dem Südwestfeld der Grube Solvayhall fehlt das hangende Leine-Steinsalz über dem Hauptanhydrit, was als Ursache für das Ersaufen der Grube anzusehen ist.

7.3.3.6 Aktueller Versagensfall Bergwerk Berezniki I

In der flachen Lagerung sind als weitere Beispiele die Ersaufensfälle von Gruben in der Kalisalzagerstätte an der Oberen Kama bekannt geworden. Der Abbau von Sylvinit und Carnallit erfolgt dort in geringer Teufe von nur einigen Hundert Metern mit einer hangenden Barriere aus Salz-Mergel-Schichten und nur wenigen Dekametern Decksteinsalz. Im Jahr 1986 ist die Grube Berezniki III abgesoffen, und beginnend im Oktober 2006 ist die Grube Berezniki I am Rande der Stadt Berezniki ersoffen. Über beiden Gruben haben sich Einbruchstrichter durch Auflösung von Salzgestein gebildet.

Zum Versagensmechanismus der hangenden Salinarbarriere sind Berechnungen mit dem visko-elasto-plastischen Modell durchgeführt worden. An steilen Senkungsflanken bei Absenkung der Tagesoberfläche von mehreren Metern bilden sich entspannte Zonen bis zur Oberkante des Decksteinsalzes, in denen das Minimalspannungskriterium überschritten ist und die nach Bez. (6-36) bis Bez. (6-38) berechnete Permeabilität um Größenordnungen

ansteigt. Die Zuflüsse in die Grube Berezniki I und der Einbruchstrichter sind über einer bergmännisch gesehen „harten“ Abbaukante (am nordöstlichen Rand eines Bohrlochsicherheitspfeilers) an der Senkungsflanke mit der zum Zeitpunkt des Eintritts größten an der Tagesoberfläche erreichten Absenkung von 3,7 m aufgetreten.

7.3.3.7 Versagensfälle geologischer Salinarbarrieren durch dynamische Beanspruchung

Unter dynamischen Beanspruchungen sind die in Tab. 7-2 aufgeführten Versagensfälle geologischer Barrieren im Kali- und Steinsalzbergbau bekannt geworden. In der Grube Leopoldshall I/II kann der dynamischen Beanspruchung wohl nur eine Mitwirkung am Versagensprozess der Hangendbarriere zugesprochen werden (siehe Kap. 7.3.3.1).

Tab. 7-2 Versagensfälle geologischer Salinarbarrieren durch dynamische Beanspruchung

Grube Gebirgsschlag	Magnitude M _L	Barrieremächtigkeit [m]	Barrieregestein
Leopoldshall I/II 1879	3	25	Kainit Grauer Salzton
Völkershausen 1989	5,6	28	Steinsalz
Retsof Salt Mine 1994	3,6	50	Karbonatgestein Tonschiefer

Beim Gebirgsschlag Völkershausen 1989 hat die liegende Steinsalzbarriere infolge der mit dem Kollaps des Grubenfeldes verbundenen plötzlichen Entspannung im umgebenden Gebirge durch einem Gas-Frac des im Subsalinar unter hohem Druck anstehenden CO₂ versagt. In Kap. 7.4.3 ist der Versagensvorgang zusammen mit einer dynamischen Rückrechnung unter Verwendung des visko-elasto-plastischen Materialmodells dargestellt.

In der Retsof Mine trat in einem verlustarm abgebauten Gewinnungsfeld im Steinsalz in 330 m Teufe ein dynamisch ablaufendes Bruchereignis ein (van Sambeek et al., 2000). Die schlanken Ausbaupfeiler besaßen nur ein Verhältnis Pfeilerbreite zu Höhe von 0,7. Nach anfänglich degressiven Konvergenzraten wurde einige Wochen vor dem Zusammenbruch ein stark beschleunigtes Konvergenzverhalten festgestellt, welches schließlich zum Kriechbruch der schlanken Steinsalzpfeiler geführt hat. Als Folge des Bruchvorganges ist die Grube ersoffen.

Die Analyse zeigt, dass der Versagensmechanismus von Salinarbarrieren sowohl unter dynamischen als auch quasi-statischen Beanspruchungsbedingungen mit dem im Rahmen der BMBF-Forschung entwickelten visko-elasto-plastischen Stoffmodell quantitativ erklärt werden kann.

Für das Versagen von Salinarbarrieren im Salzbergbau lassen sich im Wesentlichen drei Gründe anführen:

- zu geringe Mächtigkeit des Steinsalzes in der Salinarbarriere (Null bis wenige Dekameter)
- zu geringe Einspannung der Salinarbarriere (Teufe von nur einigen hundert Metern)
- zu starke abbauinduzierte Entspannung der Salinarbarriere infolge der statisch oder dynamisch ablaufenden Hohlraumkonvergenz

Bei den Versagensfällen mit geringer Steinsalzmächtigkeit in der Salinarbarriere (Tab. 7.1) ist der Dichtheitsverlust auf eine Verletzung des Dilatanzkriteriums durch die Einwirkung deviatorischer Beanspruchung in unmittelbarer Umgebung des Grubenholraumes zurückzuführen. In diesen Fällen ist generell auch von einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums auszugehen (Überschreitung Perkolationsschwelle 1 und 2).

Bei größeren Steinsalzmächtigkeiten und größeren Abständen zu den Abbauhohlräumen ist eine durchgehende dilatante Schädigung der Salinarbarriere unter statischen Beanspruchungen mechanisch nicht erklärbar, wie aus der Rückrechnung eingetretener Schadensfälle hervorgeht. Der Dichtheitsverlust resultiert in diesen Fällen aus der weiterreichenden abbauinduzierten Entspannungswirkung, die bei einem Abfall unter den anstehenden Grundwasserdruck eine druckgetriebene Infiltration ermöglicht hat (Überschreitung Perkolationsschwelle 1).

Die praktischen Erfahrungen und Erkenntnisse sind bei der Dimensionierung von Salinarbarrieren zum Erhalt eines dauerhaften Einschlusses zu berücksichtigen.

7.4 Endlagerrelevante Barrierebeanspruchungen

7.4.1 Konvergenzinduzierte Beanspruchung

Die Dimensionierung des Tragsystems und der geologischen Barrieren eines Endlagerbergwerkes für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle ist anders als bei einem Gewinnungsbergwerk, wo die optimale wirtschaftliche Ausbeute der Lagerstätte im Vordergrund steht, auf die langzeitige Erfüllung der sicherheitlichen Anforderungen zur Vermeidung von Versagenszuständen ausgerichtet.

Das Tragsystem in einem Endlagerbergwerk, insbesondere die verbleibenden Pfeiler bzw. Bergfesten zwischen den Einlagerungskammern, sind so zu dimensionieren, dass zeitabhängige Entfestigungsvorgänge nur den Konturbereich der Tragelemente schädigen und der Konvergenzprozess degressiv und quasi statisch abläuft, d. h. Bruchprozesse von Pfeilern

und dynamisch ablaufende Vorgänge (Konvergenzsprünge) mit Sicherheit ausgeschlossen werden. Unter diesen Randbedingungen bleibt die Schädigung durch deviatorische Beanspruchung, also die Überschreitung der Dilatanzgrenze bzw. der Perkolationschwelle 2 auf die unmittelbare Hohlraumkontur im Dezimetern- bis Meterbereich begrenzt (Abb. 7-14).

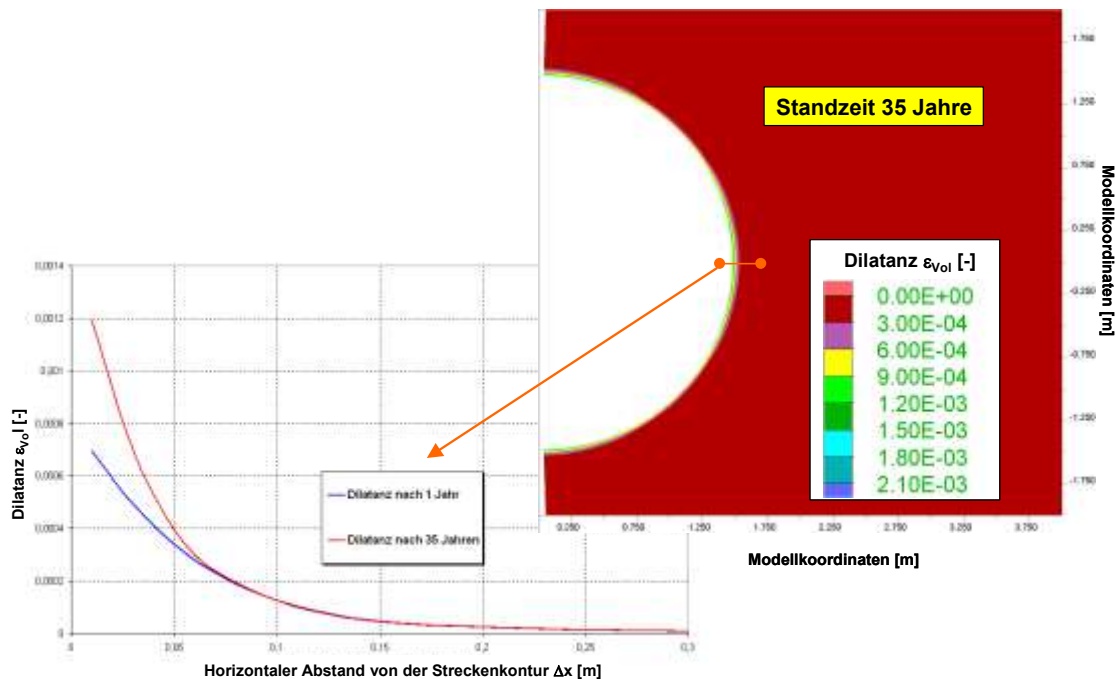
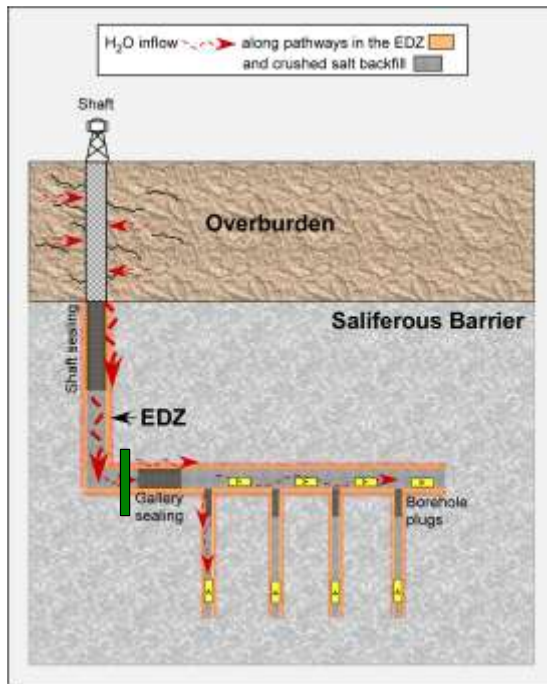


Abb. 7-14. Berechnete Auflockerungszone nach einer Standzeit von 1 bzw. 35 Jahren

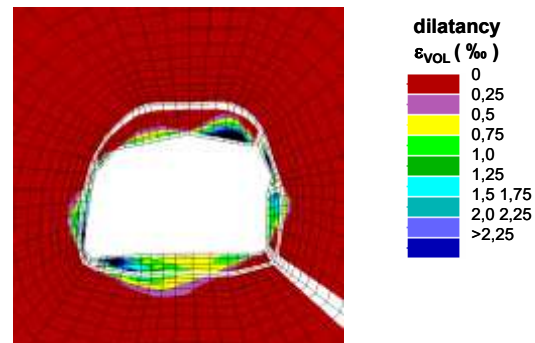
Ein Beispiel hierfür liefern Untersuchungen und Berechnungen für eine kreisförmige Einzelstrecke im Staßfurt-Steinsalz in einer Teufe von 740 m (Numerischen Rechenbeispiel aus FKZ: 02C 1024 „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“) Nach einer Standzeit von 35 Jahren hat sich eine gleichförmige, kreisförmige Spannungsverteilung um die Strecke herausgebildet. Auf Grund der geringen Hauptspannungsdifferenz im unmittelbaren Konturbereich ($\sigma_{Diff} = \sigma_1 - \sigma_3 \approx 10 \text{ MPa}$) und der schon nach wenigen Dezimetern relativ hohen Einspannung ($\sigma_3 > 2,5 \text{ MPa}$ nach 30 cm), wird eine mit einem Maximalwert von $\varepsilon_{Vol} < 1,2 \text{ ‰}$ geringe dilatante Auflockerungszone berechnet, die auf einen Abstand von maximal 30 cm vom Streckenstoß begrenzt ist (Abb. 7-14). Dabei ist zu erkennen, dass sich die Größe der Auflockerung mit der Standzeit ändert. Die Zunahme der Dilatanz ist aber nur auf eine schmale Konturzone beschränkt. Darüber hinaus verformt sich das Gebirge bereits nach ca. 1 Jahr Standzeit dilatanz- und somit schädigungsfrei. Die mit dem visko-elasto-plastischen Materialmodell berechnete Größe und Ausbildung der Auflockerungszone stimmt in der Größenordnung gut mit Ergebnissen von Permeabilitätsmessungen in der Strecke überein.

Bei Streckenauffahrungen mit einem von idealer Kreisform abweichenden rechteckförmigen Profil, wie es für die Streckenlagerung von Pollux-Behältern vorgesehen ist, reicht die dilatante Auflockerungszone weiter in die Streckenkontur hinein (Abb. 7-15).



In the post-closure phase before healing of the EDZ

- Risk of inflow of water



Calculation of damaging after 30 years

Technical Solutions, e.g.

- Cut-off of the EDZ
- Slices to interrupt the EDZ

Abb. 7-15. Technische Konzeption Endlager – Auflockerungszone und Verschlussbauwerke. Links: konvergenzinduzierte Auflockerungszone (EDZ) um ein Endlagerbergwerk schematisch. rechts ; berechnete plastische volumetrische Verformung (Dilatanz) nach 30 Jahren Standzeit um eine Strecke im Steinsalz in 775 m Teufe

Eine mit dem visko-elasto-plastischen Materialmodell durchgeführte Berechnung für eine rechteckförmige Strecke in 775 m Teufe nach 30 Jahren Standzeit im Leine-Steinsalz der Asse liefert eine Ausdehnung der EDZ in Metergrößenordnung, die im Sohlenbereich die größte Ausdehnung erreicht (Abb. 7-15). Durch Permeabilitätsmessungen in situ konnte diese Größenordnung der EDZ bestätigt werden.

Die Ausdehnung der EDZ steht im Zusammenhang mit der Hohlraumgröße. Bei Kammerauffahrungen in der steilen Lagerung mit Abbauhöhen bis zu 200 m können dilatante Zonen bis zu einigen Dekametern ins umgebenden Steinsalz reichen (vergleiche Abb. 7-13). Bei der Streckenlagerung sind Höhen von einigen Metern ausreichend, sodass die EDZ um Auffahrungen für ein Endlager im Dezimeter bis Meterbereich liegen wird.

Die an praktischen Beispielen durchgeführten Rückrechnungen zur Auflockerung um Streckenauffahrungen im Steinsalz nach Standzeiten von Jahrzehnten belegen, dass der Prozess der mechanische Schädigung durch Überschreitung der Dilatanzgrenze, der in der EDZ abläuft, von seiner Reichweite ins Gebirge bei der Streckenlagerung stark begrenzt ist (Dezimeter bis Meterbereich). Die Hohlraumkonturen in einem Endlagerbergwerk für wärmeentwickelnde Abfälle werden zudem durch das Einbringen von Versatz gestützt.

Eine durch Hohlraumkonvergenz induzierte Verletzung der Dilatanzgrenze (Perkolationsschwelle 2) ist auf die EDZ begrenzt und für die Errichtung von Absperrbauwerken von Bedeutung (Abb. 7-15). Bei der Einschätzung der Dichtheit und Integrität von Salinarbarrieren

um ein neu aufzufahrendes Endlagerbergwerk mit Mächtigkeiten von mehr als hundert Metern (siehe Kap. 7.5.2) ist die Verletzung der Dilatanzgrenze innerhalb der EDZ von untergeordneter Bedeutung. Bei der Barrierebeanspruchung spielen weitreichende Prozesse, wie thermomechanisch induzierte Spannungsumlagerungen mit fluiddruck-getriebener Generierung von Fließwegen an Korngrenzen und Schichtflächen im polykristallinen Salzgestein, also die Überschreitung der Perkolationsschwelle 1, bei der Dichtheitseinschätzung die entscheidende Rolle.

7.4.2 Thermomechanische Beanspruchung

Bei der Endlagerung wärmeentwickelnder Abfälle im Salzgebirge wird als Folge des radioaktiven Zerfalls nach Jahrzehnten dauernder übertägiger Zwischenlagerung von Temperaturentwicklungen in der Umgebung der Abfallbehälter bis 200° C ausgegangen. Durch die Wärmeabstrahlung aus dem Endlagerbergwerk ins umgebende Gebirge werden in der Nachbetriebsphase weitreichende thermomechanische Beanspruchungen induziert.

Die mit der Temperaturerhöhung verbundene Ausdehnung des Salinars führt zu Hebungen an der Tagesoberfläche, die entsprechend der im Rahmen des Projektes durchgeführten thermomechanischen Berechnungen (vgl. Kap. 6) die Größenordnung von Metern erreichen können. Durch die dehnungsbedingten Spannungsumlagerungen wird die Einspannung im umgebenden Salinar reduziert. Das Berechnungsbeispiel für die flache Lagerung demonstriert die zentrisch um das Endlagerbergwerk thermisch hervorgerufene Reduzierung der Sicherheit bezüglich des Minimalspannungskriteriums (Abb. 7-16). Im nicht kriechfähigen Anhydrit, im Top des Salinars über dem Endlagerbergwerk, führt die Dehnungsbeanspruchung zu einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums, die sich mit zunehmender Hebung auch innerhalb der Steinsalzbarriere einstellt (vgl. Kap. 6). In der flachen Lagerung wird das Salinar durch den abdeckenden Salzton vor Subrosion und einem Eindringen von Grundwasser geschützt. Im kriechfähigen Salzton wird das Minimalspannungskriterium auch bei thermomechanischer Beanspruchung nicht verletzt, sodass er seine Schutzfunktion aufrechterhält.

In steiler Lagerung ist die aus thermomechanischer Beanspruchung resultierende Beeinträchtigung der Barrierewirkung deutlicher, was dem komplizierten geologischen Aufbau geschuldet ist. Aus dem Berechnungsbeispiel geht hervor, dass im steil aufgerichteten Anhydrit und ausgehend von der Dehnungsbeanspruchung am Salzspiegel eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums zu erwarten ist (Abb. 7-17). Bei einer durchschlägigen Verbindung zwischen beiden Bereichen können Fließwege mit erhöhter Permeabilität bis in den Endlagerhorizont entstehen (vgl. Kap. 6).

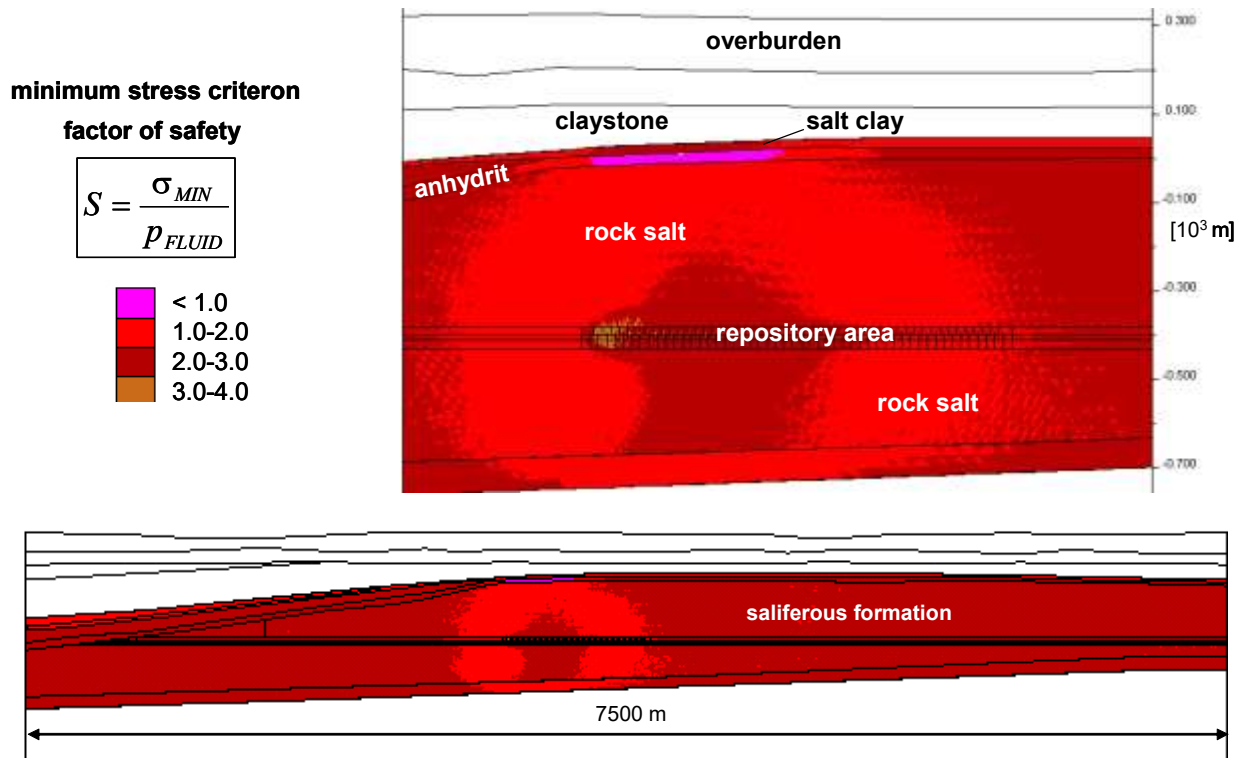


Abb. 7-16. Thermomechanische Berechnung für ein Endlagerbergwerk in flacher Lagerung.

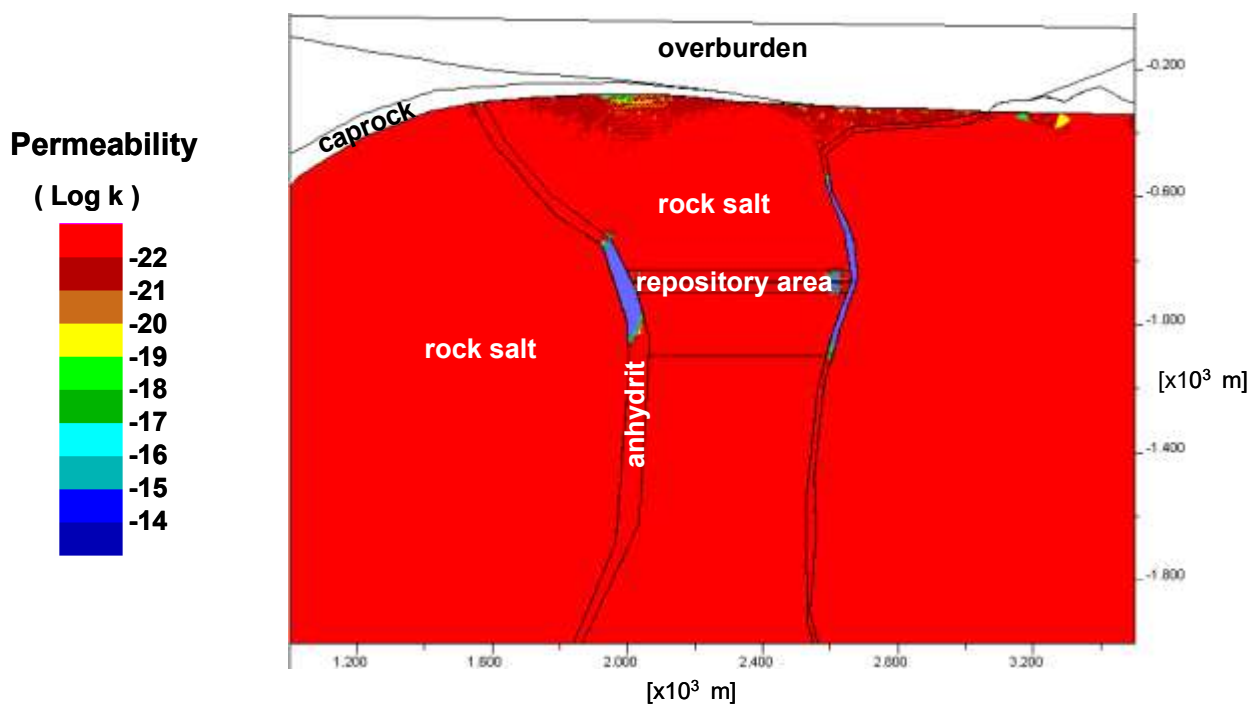


Abb. 7-17. Thermomechanische Berechnung für ein Endlagerbergwerk in steiler Lagerung

Dieses Gefährdungsszenario wird durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Steinsalz und Anhydrit und das fehlende Kriechvermögen des Anhydrits, ver-

stärkt, wodurch sich an den Diskontinuitätsflächen Scherbeanspruchungen aufbauen und Verschiebungen stattfinden können.

Bei der Endlagerung in Salzstöcken ohne tonige Überdeckung, deren Schichtflächen bzw. Diskontinuitäten zwischen Steinsalz, Anhydrit und Carnallit in zirkulierendes Grundwasser hinein reichen, geht ein besonderer Untersuchungsbedarf hinsichtlich der Gefährdungseinschätzung einer fluiddruck-getriebenen Generierung hydraulischer Fließwege entlang vorgezeichneter geologischer Schwächeflächen aus.

7.4.3 Gasdruckinduzierte Beanspruchung

In der Nachbetriebsphase eines Endlagers kann es bei Anwesenheit von Feuchtigkeit durch Korrosion der metallischen Abfallbehälter und Radiolyse zur Gasbildung kommen, vor allem von Wasserstoff. Aufgrund der Gasdichtheit des Wirtsgesteins Steinsalz besteht die Besorgnis, dass bei einem Druckanstieg die Barrierenintegrität durch einen Gas-Frac beeinträchtigt werden könnte (RSK, 2005).

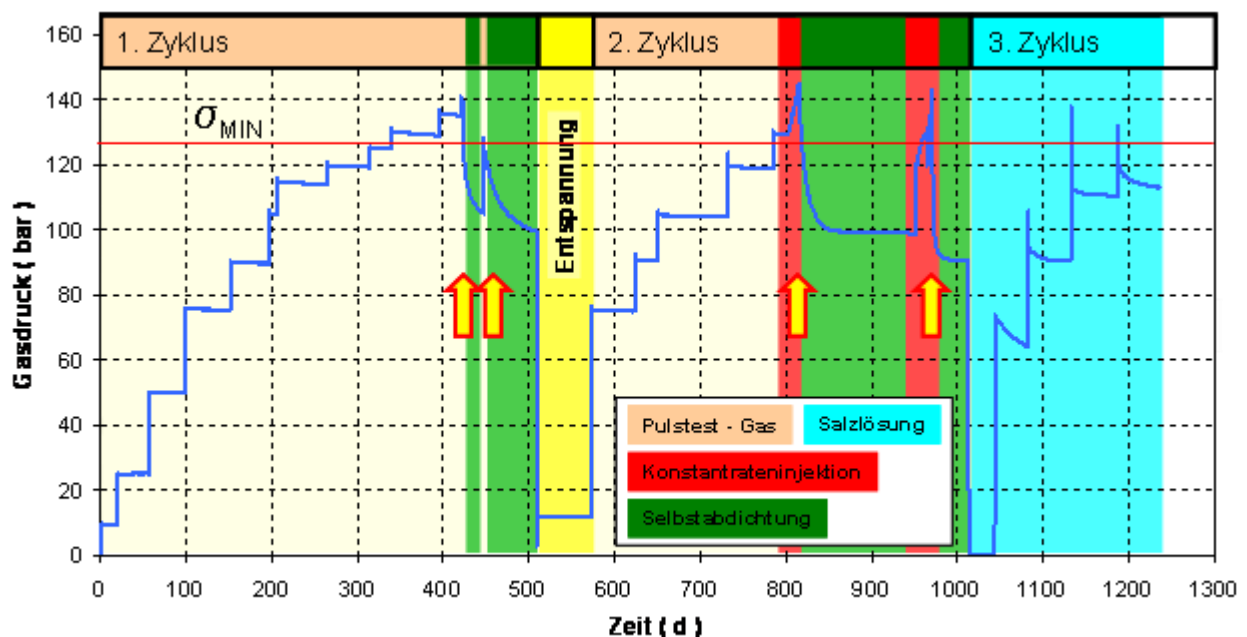


Abb. 7-18. Langzeit-Gasinjektionstests in abgepackter Bohrung im Steinsalz (Details s. POPP et al., 2007).

Zur Untersuchung dieses Szenarios wurden in einem Forschungsprojekt Gasinjektionstests in abgepackten Bohrungen im Steinsalz durchgeführt (POPP et al., 2007). Die stufenweise vorgenommenen Druckaufbautests mit Gas als Druckmedium wurden über einen Zeitraum von bis zu 1000 Tagen durchgeführt (Abb. 7-18). Bei Erreichen von Gasdrücken größer als die minimale Hauptspannung ist es zu signifikanten Druckabfällen ohne Erhöhung der mikro-seismischen Aktivität gekommen.

Der Vorgang einer deutlichen Druckentlastung mit einem Gasdurchschlag zu Kontrollbohrungen ließ sich bei erneuter Druckerhöhung wiederholen. Der Vorgang ist also reversibel, wobei der Gasdurchschlag bei einem niedrigeren Druck von $p_{\text{GAS}} = 12,5 \text{ MPa}$ eintrat, welcher der gemessenen minimalen Hauptspannung von $\sigma_{\text{MIN}} \approx 12,6 \text{ MPa}$ entsprach (Abb. 7-18, erster Zyklus). Beim ersten Gasdurchschlag war ein höherer Gasdruck von $p_{\text{GAS}} = 14 \text{ MPa}$ erforderlich, um die Kohäsionsbindung an den Korngrenzen zu überwinden (hydraulische Zugfestigkeit). Beim zweiten Gasinjektionszyklus nach 300 Tagen wurden wiederum Fließwege bei Öffnungsdrücken um 14 MPa generiert, was das Wiederverheilungspotential des Salzgesteins demonstriert.

Wie der Versuch gezeigt hat, verläuft das Abströmen von Gas ins Gebirge auf diskreten Fließwegen. Die in 1 m Abstand vom Injektionsbohrloch befindlichen Kontrollbohrungen haben nicht angesprochen, sondern nur in den in 2 m Abstand befindlichen Bohrungen hat sich Gas gesammelt.

Wesentliches Ergebnis bei der Simulation eines allmählich vorgenommenen Gasdruckanstieges ist die Schaffung einer Konnektivität bzw. Permeabilität entlang existierender Korngrenzen bei Überwindung der Kontaktbindungen ohne Anzeichen eines Gas-Fracs.

Werden die kohäsiven Bindungen im polykristallinen Steinsalz schlagartig überwunden, entsteht ein Frac, der auch intrakristallin verlaufen kann. Dies erfordert allerdings wesentlich höhere Druckaufbauten, die die Gasaufnahmefähigkeit des Salzgebirges übersteigen und instantan einen Überdruck von $\Delta p = \sigma_{\text{MIN}} - p_{\text{FLUID}} = -2 \dots -4 \text{ MPa}$ hervorrufen, der zum plötzlichen Kohäsionsverlust führt. Derartige Rahmenbedingungen sind im natürlichen Maßstab nur unter zwei Konstellationen wahrscheinlich:

- Frac durch schnelle Gasdruckerhöhung, z. B. bei Explosionen (Vulkaneruptionen, Kernexplosionen (STOLLER, 1997))
- Frac bei dynamischer Beanspruchung mit Abfall der Einspannung im Gebirge, z. B. bei Erdbeben oder Gebirgsschlägen.

In der Kaligrube Merkers in Thüringen liegt ein weltweit einmaliges natürliches Analogon für den Gas-Frac einer geologischen Steinsalzbarriere mit anschließender Verheilung vor. Bei der starken dynamischen Beanspruchung durch den Gebirgsschlag Völkershausen 1989 (Magnitude $M_L = 5,6$) hat die liegende Steinsalzbarriere ihre Integrität verloren (Abb. 7.19). Für die Schutzwirkung im Hangenden von Vorteil waren die größere Mächtigkeit und der geschichtete Aufbau in Form eines Multi-Barrierensystems aus ca. 180 m Steinsalz und ca. 40 m Salzton und Tongesteinen (Abb. 7-19).

Im Gebiet der Feldatal-Störung, mit der flächenhaften Ausdünnung des Unteren Werra-Steinsalzes auf weniger als 30 m unter dem östlichen Bruchfeldrand, wurde infolge der dynamischen Beanspruchung das Minimalspannungskriterium verletzt. Entscheidend für das

Versagen der Liegendbarriere waren die dynamisch hervorgerufenen Spannungsumlagerungen unter dem östlichen Bruchfeldrand, wo der kettenreaktionsartige Pfeilerbruchvorgang zum Stehen kam. Nach Durchlaufen der Druckwelle vor der Bruchfront fiel verbunden mit dem Konvergenzsprung im Abbauhorizont die minimale Hauptspannung an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes im Gebiet der Ausdünnung unter dem östlichen Bruchfeldrand schlagartig von etwa 18 MPa auf wenige MPa ab (Abb. 7.20), wie die dynamische Berechnung zeigt (MINKLEY, 2004b).

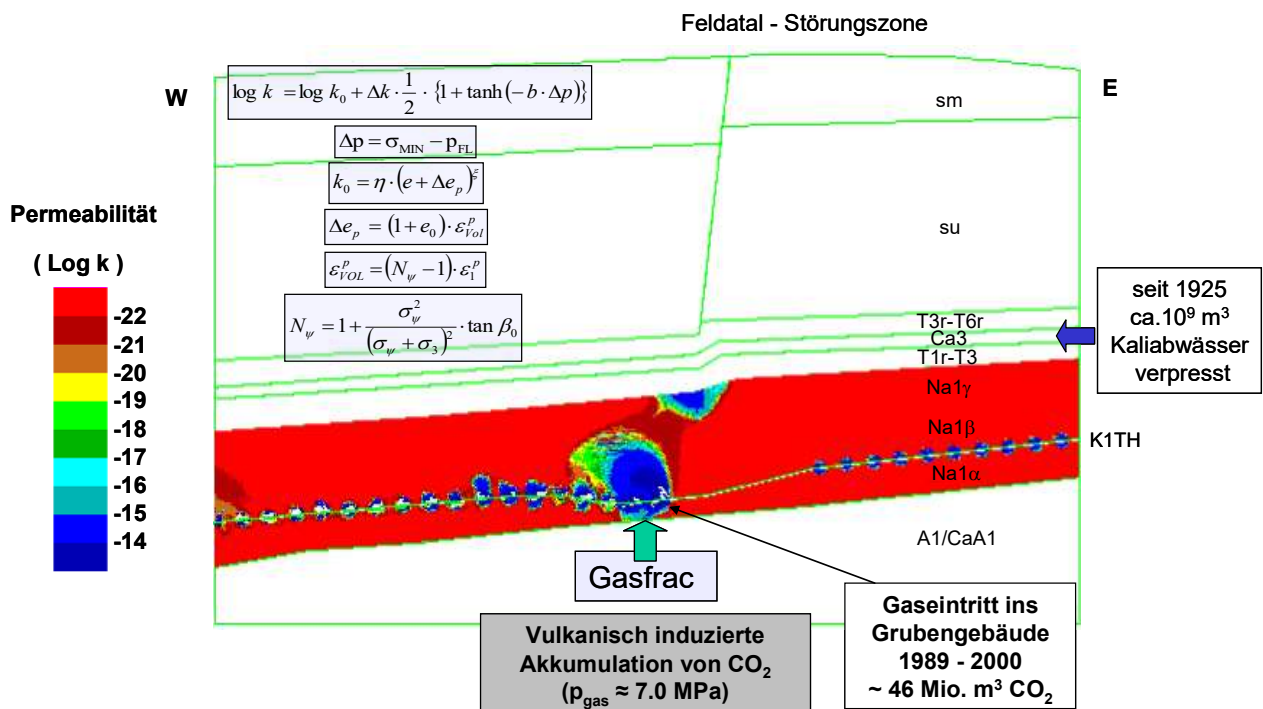


Abb. 7-19. Gas-Frac der liegenden Steinsalzbarriere beim Gebirgsschlag Völkershäusen 1989.

Das Subsalinar wurde seit Jahrzehnten zur Förderung von vulkanisch akkumulierten CO₂ genutzt. In Bohrungen wurde ein CO₂-Gasdruck von 7...7,5 MPa angetroffen.

Aus dem berechneten Spannungsfeld nach dem Gebirgsschlag wird deutlich, dass der Sicherheitsfaktor gegenüber einem Aufreißen der liegenden Steinsalzbarriere im Bereich der Ausdünnung des Unteren Werra-Steinsalzes weit unter 1 lag. Bei anstehendem Gasdruck an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes in der angegebenen Größenordnung musste es zwangsläufig infolge des Gebirgsschlages in besagtem Gebiet aufgrund der dynamisch ablaufenden starken Liegendentspannung zu einem Gas-Frac kommen.

Unter Verwendung der Bez. (6-36) und einer Permeabilitäts-Porositätsbeziehung lässt sich die Permeabilität in der Liegendbarriere berechnen (Abb. 7-19). Die rechnerisch angesetzte Permeabilität im Steinsalz von $K = 10^{-22}$ m² ist in den Bereichen unter den Kammersohlen durch Entspannung und Auflockerung deutlich erhöht, jedoch nur im Bereich der Steinsalzausdünnung ist eine bis zur Oberkante des Unteren Werra-Anhydrits durchschlägige, hochpermeable Zone mit $K = 10^{-14}$ m² ausgebildet. Unmittelbar nach dem Gebirgsschlag ist

in den Orten 19 und 20 am südöstlichen Bruchfeldrand aus Rissen und Spalten in der Streckensohle austretendes CO₂ festgestellt worden. Bis Ende 2000 sind ca. 46 Mio. m³ CO₂ in das Grubengebäude geströmt.

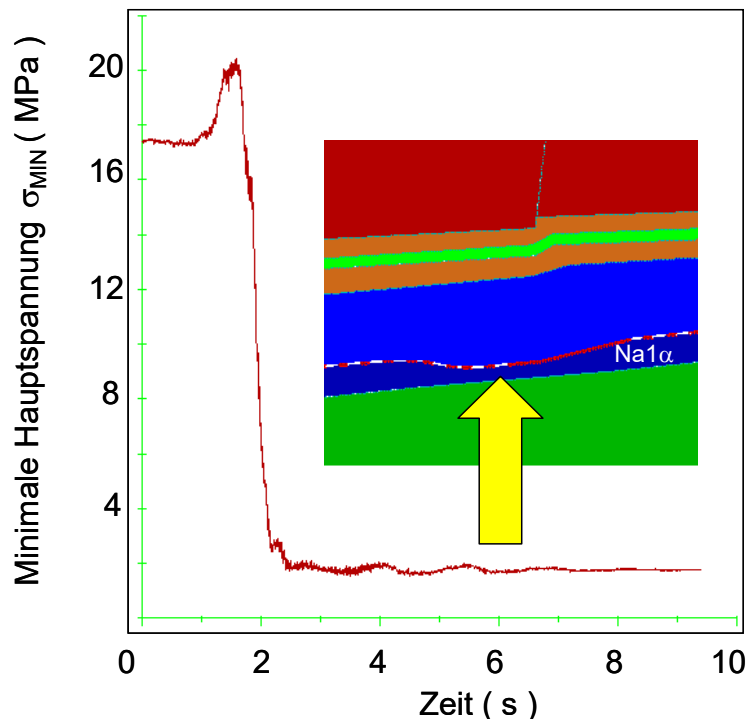


Abb. 7-20. Abfall der minimalen Hauptspannung an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes beim Gebirgsschlag Völkershäusen 1989.

Die hangende Salinarbarriere ist bezüglich eines Salzlösungszuflusses aus dem Plattendolomit bewertet worden, in den seit 1925 bis 1968 fast 1 Milliarde m³ Kaliabwasser verpresst worden sind (THOMA & KNOLL, 1980). Durch Entspannung und Dilatanz wäre bei anstehendem Lösungsdruck im hangenden Werra-Steinsalz die Permeabilität über dem östlichen Bruchfeldrand bis auf $K = 10^{-13} \text{ m}^2$ erhöht (Abb. 7-19). Aufgrund der großen Mächtigkeit des hangenden Werra-Steinsalzes von 184 m ist keine durchgehende hochpermeable Zone bis zum Plattendolomit entstanden. Außerdem dichten die Tongesteine der Unteren Letten und der Braunrote Salztön mit einer Mächtigkeit von 42 m das Werra-Steinsalz gegenüber den Kaliabwässern im Plattendolomit ab (Abb. 7-19), analog der Dichtfunktion des Roten Salztön beim Gebirgsschlag Teutschenthal 1996.

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens (POPP et al., 2007) ist der Zustand der beim Gebirgsschlag 1989 durch Gas-Frac undicht gewordenen liegenden Steinsalzbarriere untersucht worden. In einer 240 m langen Horizontalbohrung Hz 156 im Unteren Werra-Steinsalz wurden im Gebiet der ehemaligen CO₂-Durchtrittszone verheilte und offene Gasfractrisse erbohrt. Die Orientierung der Risse entspricht der berechneten Richtung der größten Hauptspannung (Abb. 7-21).

Für einen Punkt an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes am östlichen Bruchfeldrand ist die kriechbedingte Zunahme der minimalen Hauptspannung nach dem Gebirgsschlag mit dem visko-elasto-plastischen Modell berechnet worden (Abb. 7-22). Ausgehend vom entspannten Zustand von einigen Megapascal unmittelbar nach dem Gebirgsschlag der zum Gasfrac geführt hat, folgt aus der Berechnung für einen Zeitraum von 14 Jahren ein Anstieg auf fast 10 MPa. Die Extrapolation bis zum Zeitpunkt der Spannungssondierung 2007, d. h. 18 Jahre nach dem Gebirgsschlag, führt auf eine Einspannung an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes um 10 MPa. Die in der Bohrung Hz 156 gemessenen minimalen Hauptspannungen im Niveau 10 m über der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes liegen mit Ausnahme eines Messwertes im Bereich zwischen 10...15 MPa (Abb. 7-22).

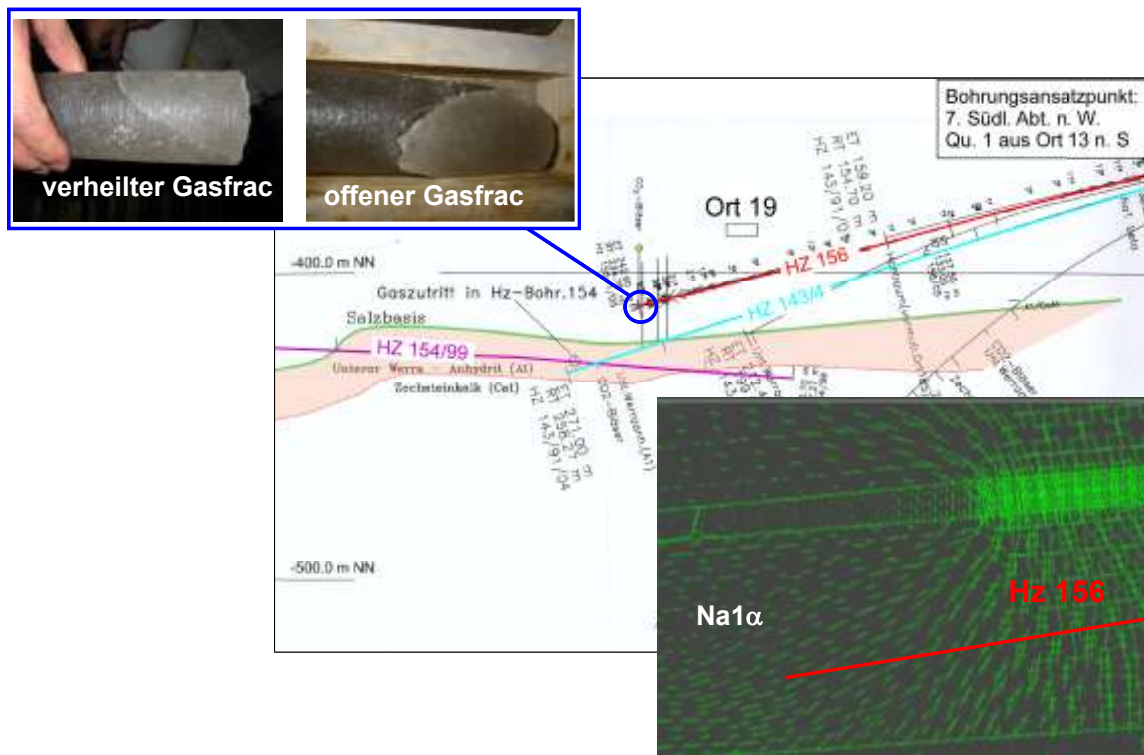


Abb. 7-21. Orientierung von Gas-Fracrissen in Bohrkernen (oben links) und Orientierung der Hauptspannungen im Berechnungsmodell nach Gebirgsschlag (unten rechts).

18 Jahre nach dem Gebirgsschlag liegt damit die Einspannung im Gebiet der Gasfraczone im Unteren Werra-Steinsalz wieder deutlich über dem anstehenden CO_2 -Gasdruck. Auf Basis der Untersuchungs- und Berechnungsergebnisse konnte die Entscheidung getroffen werden, die nach dem Gebirgsschlag aufgenommene Abförderung von CO_2 und Salzlösungen aus dem Unteren Werra-Anhydrit (A1) einzustellen. Die Förderbohrungen Hz 154/99 und Hz 143/4 wurden am 16.02.2007 verschlossen. Bis zum 16.06.2009 hat sich unter dem östlichen Bruchfeldrand im Unteren Werra-Anhydrit (A1) ein Fluiddruck von 40 bar eingestellt (Abb. 7-23).

Der Druckaufbau in der im Unteren Werra-Steinsalz stehenden Bohrung Hz 156 infolge Entgasung aus dem umgebenden Salzgestein hat zum gleichen Zeitpunkt 38 bar erreicht, wobei

der Verlauf des Druckanstieges nicht mit dem im Unteren Werra-Anhydrit korreliert (Abb. 7-23).

Dieser einmalige Großversuch in situ belegt die Wiederherstellung der Barriereintegrität im Steinsalz nach einem durch dynamische Entspannung induzierten Gas-Frac und demonstriert das Selbstabdichtungspotential von Steinsalz.

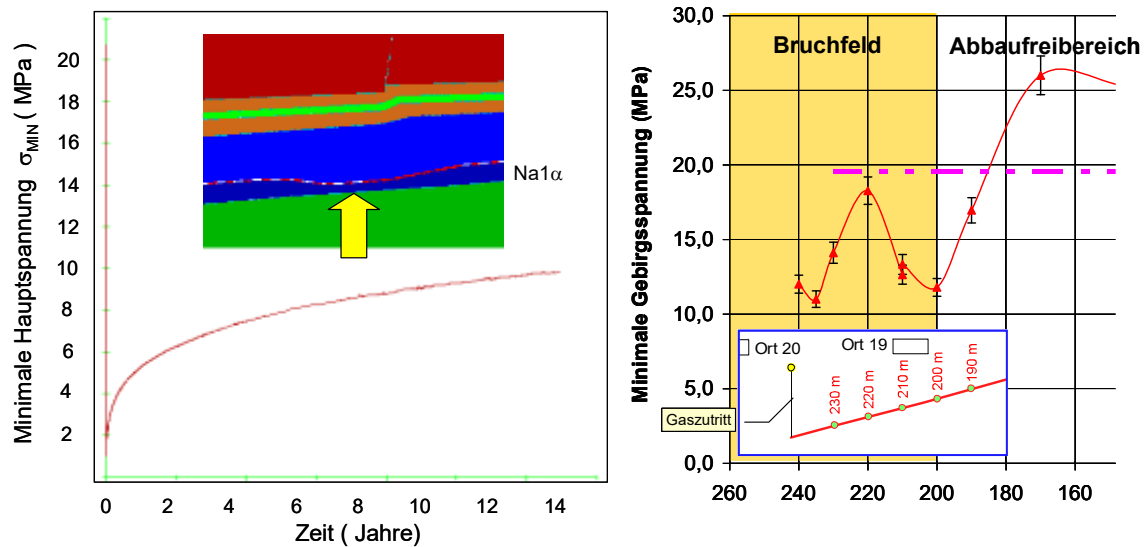


Abb. 7-22. Berechnete minimale Hauptspannung an der Basis des Unteren Werra-Steinsalzes (links) und Frac-Messungen 18 Jahre nach dem Gebirgsschlag

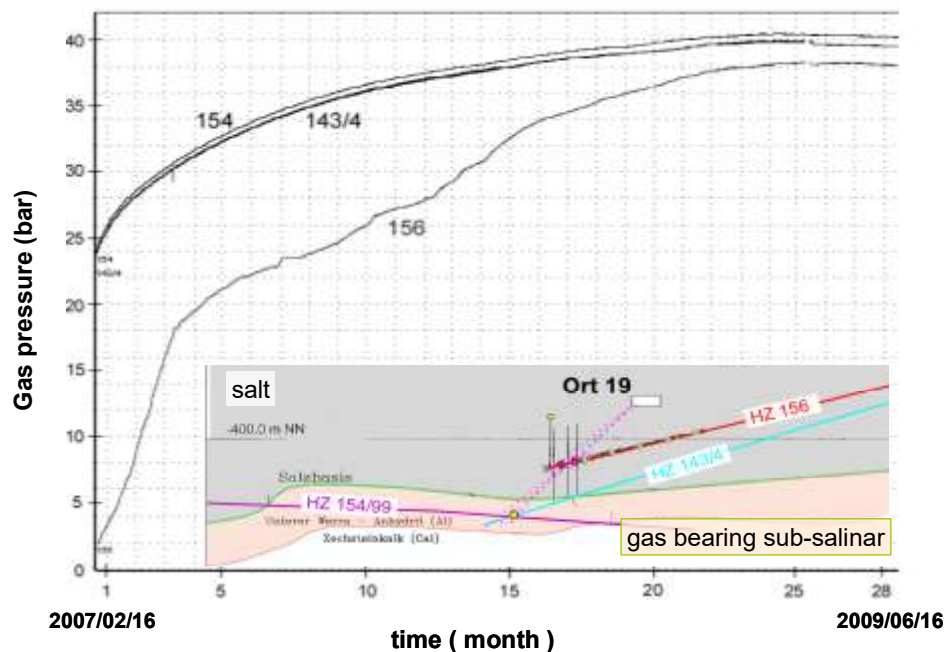


Abb. 7-23. Wiederherstellung der Barriereintegrität nach Gas-Frac.

7.4.4 Dynamische Beanspruchung

7.4.4.1 Dynamische Vorgänge im Nahfeld

Entsprechend der Auswahlkriterien des AKEND (2002) ist ein Endlager nicht in Wirtsgesteinen oder Barrieregesteinen anzulegen, die zu Gebirgsschlägen neigen. Auch im Steinsalz sind Gebirgsschläge und dynamische Brucherscheinungen möglich, wie die Beispiele Varangeville 1873 (BEREST et al., 2008) und in der Retsof Salzmine 1994 (van SAMBEEK et al., 2000) zeigen.

Nach dem Kollaps des Grubenfeldes in Varangeville hat die 80 m mächtige visko-plastische Steinsalzbarriere trotz einer plötzlichen Absenkung der Tagesoberfläche um 3,3 m ihre Dichtfunktion bis heute erhalten. Bei dem Bruchvorgang mit der Magnitude 3,6 in der Retsof Mine hat die 50 m mächtige hangende Barriere aus Kalkstein und Tonschiefer ihre Integrität verloren und die Grube ist abgesoffen.

Bei der Errichtung eines Endlagers im Steinsalz ist das Kammer-Pfeiler-Tragsystem so auszulegen, dass Entfestigungsvorgänge die Stabilität in der Betriebs- und Nachbetriebsphase nicht beeinträchtigen und dynamische Bruchvorgänge ausgeschlossen werden.

7.4.4.2 Dynamische Vorgänge im Fernfeld

Nach AKEND (2002) sind Standorte für ein Endlager in Gebieten, in denen die Erdbebenzone 1 (DIN 4149) überschritten wird, zu meiden. Über den Zeitraum der geforderten Isolation der Abfälle von 1 Mio. Jahre sind keine verlässlichen Erdbebenprognosen möglich. In dem als eher aseismisch eingeschätzten Norddeutschen Tiefland, in dem sich Standortoptionen für ein Endlager befinden, ereignete sich am 20.10.2004 ein Erdbeben der Magnitude $M_L = 4,5$ (LEYDECKER et al., 2004).

Die Nachweisführung zur Endlagersicherheit sollte deshalb den dynamischen Belastungsfall Erdbeben einschließen. Als natürliches Analogon für eine dynamische Beanspruchung von Salinarbarrieren können Gebirgsschläge herangezogen werden. Weltweit sind im Kali- und Steinsalzbergbau 12 Gebirgsschläge bekannt geworden mit Magnituden im Bereich $M_L = 3...5,6$ und Absenkungen des Deckgebirges im Dezimeterbereich bis zu mehreren Metern (MINKLEY, 2004a). Die geologische Barriere aus Steinsalz und Salzton zu grundwasserführenden Schichten hat dabei in allen Fällen ihre Dichtheit bewahrt.

Gebirgsschläge im Kalibergbau

Nr.	Datum	Ort	Magnitude	Bruchfeld- fläche [km²]	Senkung [m]
1	24.05.1940	Krügershall	4,3	0,6	0,2
2	22.02.1953	Heringen	5,0	0,7	0,6
3	08.07.1958	Merkers	4,8	2,0	0,45
4	29.06.1961	Merkers	3,7	0,2	0,1
5	04.04.1971	Aschersleben	4,6	0,33	0,75
6	23.06.1975	Sünna	5,2	3,4	0,7
7	02.07.1983	Bleicherode	3,3	0,1	0,07
8	13.03.1989	Völkershausen	5,6	6,5	1,0
9	05.01.1995	Solikamsk/GUS	4,8	0,36	4,5
10	03.02.1995	Wyoming/USA	5,1	2,0	1,0
11	11.09.1996	Teutschenthal	4,9	2,5	0,5

$$M_L = \frac{1}{1,64} (\log W - 4,8)$$

$$\Delta W \approx \frac{1}{2} \cdot f_{AB} \cdot A_{BF} \cdot \Delta z \cdot \Delta \sigma_{PF}$$

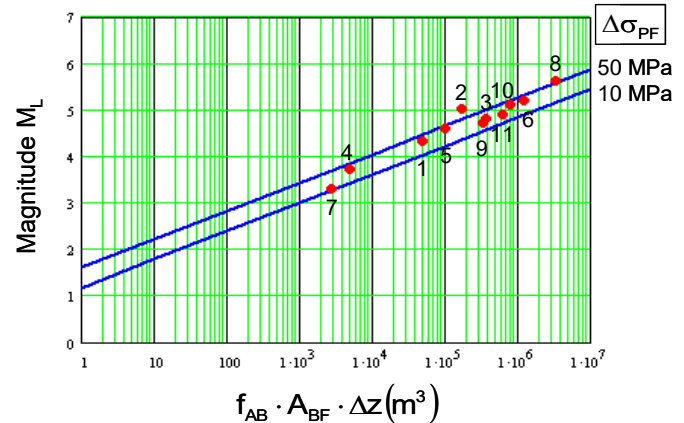


Abb. 7-24. Gebirgsschläge im Kalibergbau und freigesetzte Energie (Magnitude) in Abhängigkeit von zerstörter Grubenfeldfläche A_{BF} , Konvergenzsprung Δz , Pfeilertragfähigkeitsabfall $\Delta \sigma_{PF}$ und Abbauverlustfaktor f_{AB}

Aus den Gebirgsschlägen (Abb. 7-24), die geodynamischen Versuchsabläufen im Maßstab 1:1 entsprechen, lassen sich für die Beanspruchbarkeit von Salinarbarrieren folgende Schlussfolgerungen ableiten:

- Die stärksten bergbauinduzierten dynamischen Beanspruchungen, welche die aus natürlicher Seismizität in Deutschland möglichen Belastungen um ein Vielfaches übertreffen und im Vergleich mit statischen Beanspruchungen weitaus kritischere deviatorische Belastungsfälle für die geologischen Barrieren darstellen, sind ab einer bestimmten Mächtigkeit der Salinarbarrieren nicht mehr im Stande deren Integrität und Dichtheit zu verletzen.
- Die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten experimentellen Untersuchungen einer Salinarbarriere nach starker dynamischer Beanspruchung (Magnitude $M_L = 4,9$) über einem kollabierten Grubenfeld weisen nach, dass in der 50 m mächtigen Steinsalzschiefer der hangenden Barriere über dem Hauptanhydrit keine dilatanten Schädigungen mit einer erhöhten Permeabilität feststellbar sind und die geologische Salinarbarriere unter den geänderten Einspannungsbedingungen ihre Integrität und Dichtheit erhalten hat.
- Ein im Steinsalz angelegtes Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle ist bei ausreichend mächtig dimensionierten Salinarbarrieren erdbebensicher.

7.5 Vollständiger Einschluss

7.5.1 Konstitutive Modelle für Salinargesteine und Schichtflächen

Zum Nachweis der Langzeitsicherheit der geologischen Barrieren sind geomechanische Berechnungen erforderlich deren Qualität entscheidend von den angesetzten mechanischen Materialmodellen für die anstehenden Gesteine und Schichtflächen abhängt.

Das Salinar besteht überwiegend aus dem halitischen Salzgestein Steinsalz, den in den Kaliflözen abgelagerten Salzgesteinen zu denen hauptsächlich Carnallit, Sylvinit und Hartsalz zählen, den anhydritischen nicht kriechfähigen Gesteinsschichten und tonhaltigen Schichten wie Salzton. Das mechanische Verhalten der anstehenden Salinargesteine reicht dabei von duktil und kriechfähig wie Steinsalz über spröde und kriechfähig typisch für Carnallit bis zu spröde und nicht kriechfähig wie Anhydrit.

Zum Nachweis der Barrierenwirksamkeit in der Umgebung eines im Salinar aufgefahrenen Endlagerbergwerkes ist das komplexe mechanische Verhalten der anstehenden Salinargesteine in entsprechenden gebirgsmechanischen Berechnungsmodellen zu beschreiben (Kap. 6). Darüber hinaus ist auch das mechanische Verhalten von Schichtflächen und Diskontinuitäten zu berücksichtigen für das im Rahmen des Vorhabens FZK 02C0892 ein spezielles Schermodell für salinare Schichtflächen entwickelt worden ist (MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007).

Für Steinsalz sind verschiedene Stoffmodelle entwickelt worden, die in einem Benchmark-Test verglichen wurden (SCHULZE, et al., 2007). Das Spektrum zur Beschreibung des Kriechverhaltens reicht von Anleihen aus der Metallphysik bis zu phänomenologischen, rheologischen Modellkörpern mit empirischen Exponential- oder Potenzansatz. Der Exponentialansatz ist geeignet, das spannungsabhängige Kriechverhalten durch intrakristalline Versetzungsmechanismen bis zur Drucklösung an Korngrenzen in geschlossener Form zu beschreiben. Bei einem Potenzansatz werden unterschiedliche Spannungsexponenten benötigt: $n > 1$ für Versetzungskriechen und $n = 1$ für Drucklösungskriechen (URAI & SPIERS, 2007).

Mit dem am IfG im Rahmen der BMBF-Forschung entwickelten visko-elasto-plastischen Stoffmodell mit Entfestigung und Dilatanz auf Basis der Plastizitätstheorie (MINKLEY & WÜSTE, 2008) lässt sich die volle Bandbreite der mechanischen Eigenschaften der verschiedenen Salinargesteine von duktil bis spröde und kriechfähig bis nicht viskos beschreiben. Damit steht ein Instrumentarium für geomechanische Prognoserechnungen zum vollständigen Einschluss bei der Endlagerung im Salinar zur Verfügung.

7.5.2 Dimensionierung erforderlicher Barrieremächtigkeiten

In der Niedersächsischen Allgemeinen Bergverordnung wird für Salzbergwerke in der steilen Lagerung ein Sicherheitspfeiler gegen den Salzspiegel, die Salzstockbasis und die Salzstockflanken von mindestens 150 m gefordert (ABVO, 1996).

Auf der Grundlage geowissenschaftlicher Untersuchungen sind von der BGR Mindestanforderungen und Kriterien für Endlagerstandorte in Salzformationen der steilen Lagerung erarbeitet worden.

Erste Festlegungen zur Barrierenmächtigkeit für ein Endlager in der steilen Lagerung finden sich im salinar-spezifischen Kriterienkatalog der BGR (1977), in dem für Salzstöcke, die in zirkulierendes Grundwasser hinein reichen, ein Mindestabstand zwischen Endlager und Grundwasserspiegel von 300 m gefordert wird.

In der BGR-Studie von 1995 wird eine Salzscheibe über dem Endlagerbereich von 300 m, eine Liegendscheibe von 100 m bei einer Mindestmächtigkeit des Steinsalzes von 500 m gefordert. Für die Bergfesten im Flankenbereich ist eine Mächtigkeit von mindestens 200 m anzusetzen.

Diese Anforderungen sind nach BGR Auffassung auch heute noch gültig (BGR, 2006). Für Salzstöcke wurde in der Studie (BGR, 1995) ein über dem Salzstock lagerndes Deckgebirge von mindestens 200 m Mächtigkeit mit wasserstauenden Horizonten gefordert.

In geomechanischen Berechnungen wurden die aus dem typischen geologischen Struktur-
aufbau resultierenden Unterschiede (Abb. 6.16 und 6-18):

- **flache Lagerung:** überschaubarer einfacher geologischer Aufbau mit Mehrbarrierensystem aus Tonsteinschichten im Unteren Buntsandstein, Salzton und Steinsalz, Flözen mit großem Abstand zu wasserführenden Horizonten
- **steile Lagerung:** komplizierter geologischer Aufbau mit Einfaltungen, steilstehenden, leichtlöslichen Flözen und Schichten, die bis zum Salzspiegel reichen, steifen Anhydrit-Schollen, mächtiges Steinsalz in großer Teufe

in ihrer Konsequenz auf die Barrierewirkung und Nachweisführung zum vollständigen Einschluss analysiert.

Unter Berücksichtigung der praktischen Erfahrungen aus dem Kali- und Salzbergbau mit einer Reihe natürlicher Analoga zur Beanspruchbarkeit von Salinarbarrieren werden folgende Empfehlungen für erforderliche Barrieremächtigkeiten zur Erlangung des vollständigen Einschlusses bei der Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle im Salinar gegeben:

(1) Endlagerbergwerk in steiler Lagerung (Salzdiapir)

- Abstand zum Salzspiegel ≥ 350 m
- Abstand zu Salzstockflanken ≥ 200 m

- Abstand zu Kaliflözen ≥ 50 m
- Abstand zum Anhydrit ≥ 50 m

(2) Endlagerbergwerk in flacher Lagerung

- lateraler Abstand zu Auslaugungssenken und zum Salzhang ≥ 500 m
- Abstand zum Salzton am Top des Zechsteins ≥ 150 m
- Abstand zur Zechsteinbasis ≥ 150 m
- Abstand zu Kaliflözen ≥ 50 m

Festzustellen ist, dass bei allen Versagensfällen mit Integritäts- und Dichtheitsverlust im Kali- und Salzbergbau durch abbauinduzierte Beanspruchungen deutlich geringere Steinsalzmächtigkeiten bei gewinnungsbedingt stärkeren Beanspruchungen der Salinarbarrieren vorgelegen haben, als es in einem neu aufzufahrenden Endlagerberg bei Umsetzung oben gegebenen Empfehlungen der Fall ist. Ein Versagen aufgrund dilatanter Schädigung derart mächtiger Salinarbarrieren um ein Endlagerbergwerk, sei es durch statische oder dynamische Beanspruchungen, kann im Ergebnis der geomechanischen Untersuchungen und Berechnungen von Versagensfällen im Maßstab 1 : 1 definitiv ausgeschlossen werden.

Durch die bergbaulichen Großversuche nicht abgedeckt werden die in einem Endlagerbergwerk für stark wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle auftretenden zusätzlichen Beanspruchungen infolge der thermomechanischen Belastungen. Ohne Eintragung mechanischer Schädigung, also Dilatanz, kann im Fall eines Abfalls der minimalen Einspannung unter den im Deckgebirge anstehenden Wasserdruck als Folge der thermisch bedingten Ausdehnung des Salinars ein druckgetriebener Strömungsvorgang z. B. entlang steilstehender Schichtflächen und Diskontinuitäten oder Korngrenzen im Salzgestein stattfinden. Die Reichweite dieses temporär möglichen Prozesses ist standortbezogen für die konkrete geologische Situation, in Abhängigkeit von der Wechselwirkung und thermischen Ausdehnung zwischen kriechfähigen und nicht kriechfähigen Salinargesteinen in gekoppelten geomechanischen THM-Modellen zu untersuchen.

In den Einlagerungsfeldern sind zwischen den Kammern zur Streckenlagerung Steinsalzpfeiler mit einem Verhältnis Pfeilerbreite zu Pfeilerhöhe $W:H \geq 5$ stehenzulassen. Steinsalzpfeiler mit diesen Dimensionen können nicht sprödebruchartig versagen und stellen steife Tragelemente dar, die nur eine geringe Absenkung der minimalen Hauptspannung in den umgebenden Salinarbarrieren zulassen. In der das Endlagerbergwerk allseitig umgebenden Steinsalzbarriere darf in einer Breite von mindestens 100 m weder das Dilatanz- noch das Minimalspannungskriterium in der Betrieb- und Nachbetriebsphase verletzt werden.

Im Zechstein der flachen Lagerung in Deutschland kann man ein natürliches geologisches Mehrbarrierensystem vorfinden, welches die Vorteile aufweist (Abb. 7-225):

- Tongesteine im Deckgebirge

- Salzton als überlagernde Schutzschicht (Schutz vor Subrosion)
- Steinsalz mit horizontal orientierten Schichtflächen und Diskontinuitäten

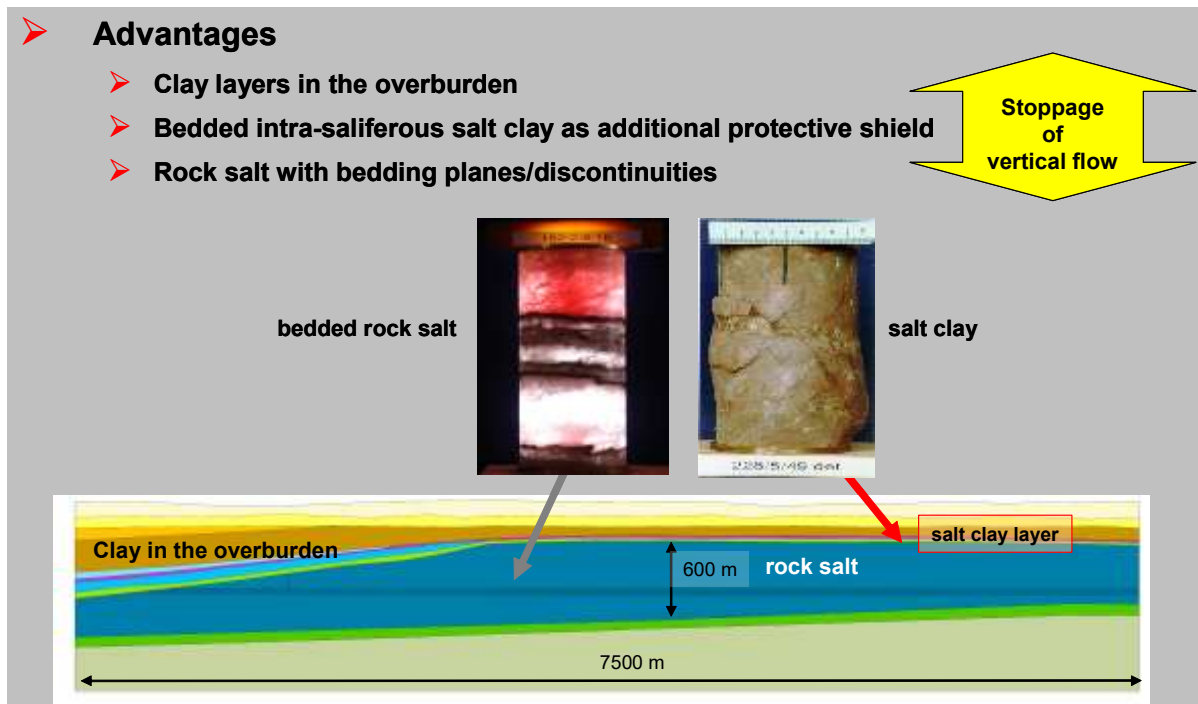


Abb. 7-25. Endlager in Flacher Lagerung im Zechstein: Ein natürliches geologisches Multi-barrierensystem zur Verhinderung von Grundwasserzutritt aus dem Deckgebirge

Durch das geologische Multibarrierensystem mit horizontaler Sedimentationsabfolge werden vertikale fluiddruck-getriebene Strömungsvorgänge stärker behindert bzw. blockiert (Abb. 7-25). In der flachen Lagerung lassen sich die Vorteile des Wirtsgesteins Salz mit denen des Wirtsgesteins Ton verbinden.

Geschichtetes Steinsalz (bedded salt) wurde bereits in den frühen 1970-iger Jahren in den USA, in Lyons, Kansas als potentieller Endlagerstandort vorgeschlagen (BODANSKY, 2008). Die Existenz flach abgelagerter Salzschieben wurde als sichtbarer Beweis dafür angesehen, dass keine Wasserintrusion über geologische Zeiträume stattgefunden hat. Realisiert wurde in den USA das Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in flacher Salzablagerung in New Mexico, als Endlager für militärisch erzeugte Transurane, dass 1999 den Betrieb aufnahm.

7.5.3 Geotechnische Barrieren

Zu den geotechnischen Barrieren gehören die Bohrloch-, Strecken- und Schachtverschlüsse. Der Schacht durchörtert die geologische Barriere und stellt bei entsprechend Kap. 7.5.2 ausreichend mächtig dimensionierten Salinarbarrieren um das Endlagerbergwerk den eigentli-

chen Schwachpunkt bezüglich des Zutritts von Wässern dar. Basierend auf dem Stand von Wissenschaft und Technik existieren verschiedene Schachtverschluss-Konzeptionen. Neben den Eigenschaften der abdichtenden und langzeitstabilen Wirkung der Verschlussbaustoffe (Bentonit, Asphalt/Bitumen, Salzbeton u. a.) spielt bei der integralen Durchlässigkeit des Verschlussbauwerkes die EDZ eine entscheidende Rolle. Dies trifft auch für Strecken- und Bohrlochverschlüsse zu.

Als ein mögliches Zuflussszenario nach Verschluss des Endlagers, wenn der Gebirgsdruck noch keine Verheilung der EDZ bewirkt hat, wird deshalb der Weg über die Verschlussbauwerke angesehen. Über den porösen Salzgrusversatz könnten dann Lösungen bis an die Einlagerungsbehälter vordringen, zur Korrosion und Gasgenerierung führen und im ungünstigsten Fall, angetrieben durch die Konvergenz und den Gasdruckaufbau Radionuklide über die fluide Phase in die Biosphäre gelangen.

Eine nachteilige Auswirkung des Verschließens der Einlagerungshohlräume mit Salzgrus ist die Aufrechterhaltung einer Restporosität über einen langen Zeitraum, so dass der vollständige, dichte Einschluss der Abfallbehälter und –gebäude erst nach einer lang andauernden Versatzkompaktion eintritt. Dies stellt einen potentiell lange offenen Kontaminationspfad in der Nachbetriebsphase dar, der dem Prinzip eines zeitnahen, vollständigen Einschlusses entgegen steht. Wie aus den thermomechanischen Berechnungen (Kap. 6) hervorgeht, ist ein Zuflussszenario in den ersten Jahrhunderten der Nachbetriebsphase am wahrscheinlichsten.

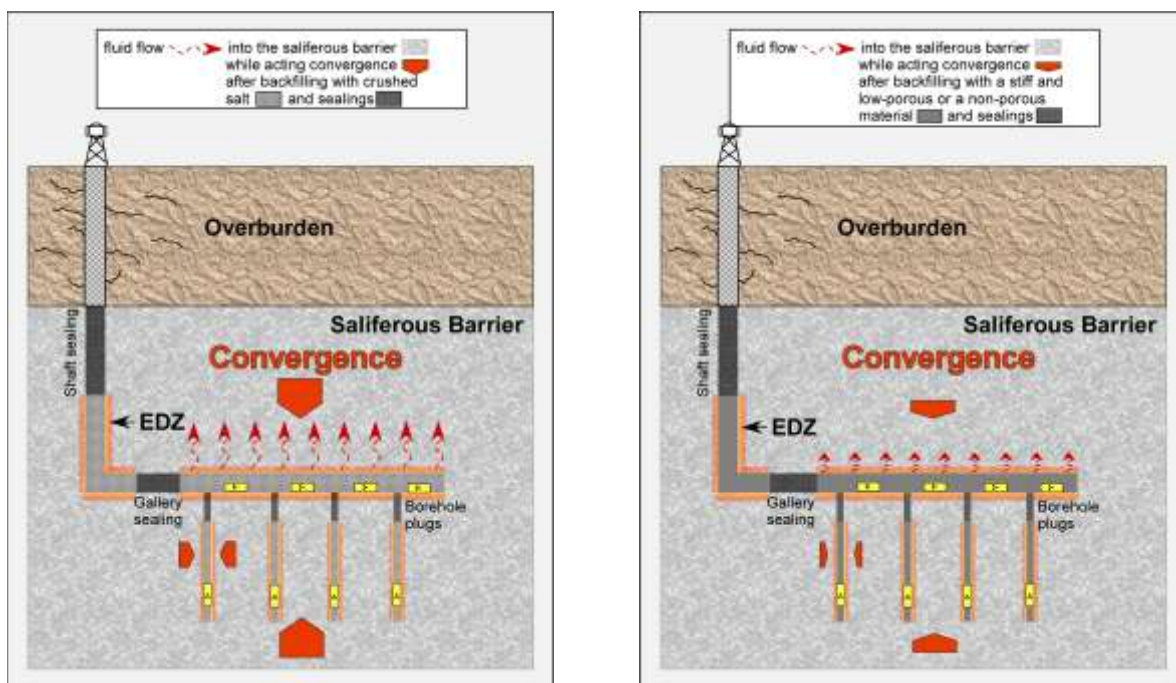


Abb. 7-26. Verschlusskonzept Endlager – Einfluss Versatzwiderstand (links) Endlagerbergwerk verfüllt mit kompressiblem Versatzmaterial. (Rechts) reduzierte Volumenkonvergenz durch steifes, wenig kompaktierbares Versatzmaterial

Defizite zur Einschätzung des Kompaktionsverhalten von Salzgrusversatz bestehen in dem aus Sicht der Langzeitsicherheit möglicherweise bedeutsamen Bereich geringer Porositäten $< 10\%$ und niedriger Kompaktionsraten $< 10^{-10}$ 1/s (GRS, 2008 und 2009). Zwei mögliche Wege zur Optimierung der Endlagerauslegung zeigen sich auf (Abb. 7-26):

- **Erstens:** Verfüllung aller offenen Endlagerhohlräume mit einem nicht porösen Versatzmaterial. Damit steht kein Porenraum zur Aufnahme fluider Phasen in der Nachbetriebsphase zur Verfügung.
- **Zweitens:** Einbau eines von Anfang an gering porösen, steifen und wenig kompaktierbaren Versatzmaterials (z. B. Salzbeton). Der Antriebsmechanismus zum Auspressen von Lösungen durch Volumenkonvergenz würde dadurch stark eingeschränkt.

Eine Alternative zum Salzgrus wäre der Einbau eines nicht porösen, sofort abdichtenden Versatzmaterials wie z. B. Bitumen/Asphalt (Salzgrus-Gussasphalt) in die Streckenhohlräume. Zusammen mit den geotechnischen Verschlussbauwerken ließe sich so ein in der Nachbetriebsphase sofort wirksamer vollständiger Einschluss der Abfallbehälter durch die geotechnischen und geologischen Barrieren erreichen.

Das gesamte Hohlraumssystem des Endlagerbergwerkes wäre praktisch versiegelt und stellt in Fortsetzung des Verschlusses der Schachtröhre ein redundant und diversitär ausgelegtes Gesamtverschlussbauwerk dar. Dadurch, dass das Endlagerbergwerk nach Verschluss über kein Restporenvolumen mehr verfügt, in das Wasser eindringen könnten, ist das Kontaminationsszenario der Biophäre über die fluide Phase gegenstandslos!

Auch thermisch durch 2-Phasen-Fluss generierte Umlöse- und Konvektionsprozesse im Salzgrus und Salzgestein mit gravitativ bedingten Einsinken der heißen Abfallbehälter in das unterlagernde Steinsalz (SCHNEIDER et al., 2005) würden ohne Restporenraum in den Einlagerungskammern in den Salzlösung bei einem Laugenzutritt eindringen kann nicht möglich sein.

Asphalt und Bitumen sind organische Stoffe, die durch Mikroorganismen verändert werden können. Allerdings ist die mikrobielle Aktivität in salinarem Milieu stark herabgesetzt (MÜLLER-HOEPPE & KRONE, 1999). Durch den ablaufenden Konvergenzprozess würde das Bitumen in die EDZ um die Hohlräume des Endlagerbergwerkes verpresst und eine Selbstabdichtung bewirken. Bei einer unterstellten Gasbildung könnte ein Überdruck im Endlager entstehen, der Analog dem Wasserstoffproblem durch Korrosion der metallischen Abfallbehälter bei Überschreitung der Perkolationsschwelle 1 zu einem Gastransport ins umgebende Salinalgestein führt ohne Gefährdung, da kein Porenraum für ein Einströmen fluider Phasen existiert.

Der Brandschutz während der Betriebsphase kann durch konventionelle Absperrbauwerke (z. B. aus Salzbeton) zwischen den Einlagerungskammern und bei Erfordernis durch weitere Maßnahmen gewährleistet werden (ODOJ et al., 2004).

8 Ausblick

Für den Fall, dass die Auswahl eines Endlagerstandortes für wärmeentwickelnde, radioaktive Abfälle in Deutschland entsprechend der Empfehlungen des AKEND (2002) erfolgen sollte, bieten sich als alternative Vergleichsvarianten für die Endlagerung Salzformationen der steilen und flachen Lagerung an, welche dem Prinzip des vollständigen Einschlusses am besten gerecht werden. Es sei noch einmal darauf verwiesen, dass bei der flachen Salzablagerung des Zechsteins in Deutschland von einem robusten - wie die durchgeführten Untersuchungen nach starker dynamischer Beanspruchung belegen - geologischen Mehrbarrieren-System ausgegangen werden kann, bei dem neben Steinsalz Tonhorizonte, wie z. B. der Salzton einen Beitrag zur Isolation der radioaktiven Abfallstoffe von der Biosphäre leisten könnten. D. h. hier ließen sich die Vorteile des Wirtsgesteins Salz mit denen des Wirtsgesteins Ton verbinden (MINKLEY et al., 2010). Der Steinsalzkörper wird in der flachen Lagerung durch eine überdeckende Tonschicht vor einer möglichen Subrosion geschützt.

Im Synthesebericht des Bundesamtes für Strahlenschutz über „Konzeptionelle und sicherheitstechnische Fragen der Endlagerung radioaktiver Abfälle“ (BfS, 2005) wird dazu auf Seite 50 angemerkt: *„...dass Geosysteme mit Steinsalz - anders als Tonstein und Tonstein + Wirtsgestein (vollständig umschlossen) - nicht per se einer günstigen geologischen Gesamtsituation entsprechen. Vielmehr müssen Eigenschaften hinzukommen, die den Steinsalzkörper gegen seine (teilweise) Auflösung schützen und damit verbundene direkte und indirekte Sicherheitseinbußen vermeiden. In dieser Hinsicht weisen die Steinsalzvorkommen in flacher Lagerung Vorteile gegenüber Salzstöcken auf. Salzgesteinsvorkommen mit diesen Eigenschaften kommen in Deutschland vor und können mit geeigneten Verfahren gezielt aufgesucht und erkundet werden.“*

Die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten thermomechanischen Berechnungen für ein Endlagerbergwerk in flacher und steiler Lagerung kommen zu dem Ergebnis, dass das Minimalspannungskriterium bzw. Laugendruckkriterium zunächst im Anhydrit und mit zunehmender thermomechanisch induzierter Hebung auch in Bereichen der das Endlager umgebenden Steinsalzbarriere verletzt werden kann. Daraus resultiert eine mögliche Gefährdung durch fluiddruck-getriebene Generierung von Fließwegen an Korngrenzen und Schichtflächen im polykristallinen Salzgestein. Insbesondere bei der Endlagerung in Salzstöcken ohne tonige Überdeckung, deren Schichtflächen bzw. Diskontinuitäten zwischen Steinsalz, Anhydrit und Carnallit in zirkulierendes Grundwasser hinein reichen, besteht ein besonderer Untersuchungsbedarf.

Zur Optimierung der Auslegung eines Endlagerbergwerkes sind gekoppelte thermo-hydro-mechanische Berechnungen zur Barrierebeanspruchung in Abhängigkeit von der Dauer der Zwischenlagerung (Abkühlungsphase) und der räumlichen Anordnung der Abfallbehälter (Einlagerungsdichte) durchzuführen, mit dem Optimierungsziel vollständiger Einschluss.

Das Bundesministerium für Umwelt führt in seinen Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle aus (BMU, 2009):

„Entscheidend für die Zuverlässigkeit des langzeitsicheren Einschlusses ist ein robustes Barriersystem, bei dem die Sicherheitsfunktion des Endlagersystems und seiner Barrieren gegenüber inneren und äußeren Einflüssen und Störungen unempfindlich sind, das Verhalten des einschlusswirksamen Gebirgsbereich gut prognostizierbar ist und die Ergebnisse der Sicherheitsanalyse gegenüber Abweichungen von den zugrunde gelegten Annahmen unempfindlich sind.“

Eine Entscheidung über die Vor- und Nachteile alternativer Endlagervarianten lässt sich nicht an generischen Modellen treffen, sondern letztendlich nur durch den Vergleich konkreter Standortsituationen.

Ein Isolationszeitraum von 1 Mio. Jahren ist für geologische Zeitmaßstäbe, z. B. verglichen mit dem Alter des Zechsteins von ca. 250 Mio. Jahren einer kurze Zeitspanne. Für die Entwicklung der Menschheit und ihrer technischen Fähigkeiten ist es dagegen eine gewaltige Zeitspanne. Vor 1 Mio. Jahre haben die Menschen begonnen das Feuer zu nutzen (EWE, 2009). Heute 1 Mio. Jahre später machen sie sich Gedanken darüber, wie sie die Abfallstoffe des atomaren Feuers aus der Kernspaltung sicher in tiefen geologischen Formationen endlagern können. Zur Verdeutlichung des naturwissenschaftlich, technischen Entwicklungssprunges sei ein Zitat von Einstein angeführt: „Die Entdeckung des nuklearen Feuers ist die größte Erfindung der Menschheit nach der Nutzbarmachung des Feuers“.

Unter dem Blickwinkel des technischen Fortschrittes könnte eine Rückholung der Abfallstoffe zum Ressourcengewinn für spätere Generationen von Interesse sein (SINN, 2008). Eine Rückholung in Salzgestein eingelagerter radioaktiver Abfälle ist technisch heute schon realisierbar. Dabei stellt der Anspruch des vollständigen Einschlusses keinen Widerspruch zur Rückholbarkeit dar. Im Kali- und Salzbergbau ist die Aufwältigung alter, verbrochener Grubenfelder z. B. nach Gebirgsschlägen oder der Sekundärabbau versetzter Abbaufelder gängige Praxis. Bei einer Versiegelung der Endlagerhohlräume mit Bitumen wäre eine Aufwältigung und Rückholung technisch noch einfacher.

Unter Beachtung der strahlenschutzsicherheitlichen Anforderungen ist eine Rückholung sowohl in der Betriebsphase als auch in der Nachbetriebsphase aus einem standsicher dimensionierten Endlagerbergwerk im Salz durch Wiederaufwältigung oder Neuauffahrung technisch durchführbar. Das Konzept des vollständigen Einschlusses sollte deshalb prioritär umgesetzt werden.

9 Resümee

Die bereits zugelassenen und in Betrieb befindlichen UTD und UTV in flacher Salzablagerung in Deutschland, mit bestätigtem Langzeitsicherheitsnachweis basierend auf dem Prinzip des vollständigen Einschlusses, sind praktische Referenzbeispiele dafür, dass sich nach dem gleichen Grundprinzip auch ein Endlager für radioaktive Abfälle im Salzgestein technisch realisieren lässt. Im Unterschied zu radioaktiven Abfällen mit definierten Halbwertszeiten lässt sich für chemotoxische Abfallstoffe kein mit der Zeit abnehmendes Gefährdungspotential angeben.

Für UTD, UTV und Endlager in Salzformationen stellen die Geologischen Barrieren im Langzeitprozess das entscheidende Sicherungselement dar. Unter ungestörten Bedingungen sind Salzgesteine flüssigkeits- und gasdicht. Für die Schaffung vernetzter Fließwege (Perkolation) im polykristallinen Salzgestein sind zwei mechanisch unabhängige Prozesse verantwortlich:

- dilatanz-induzierte Perkolation bei deviatorischer Belastung oberhalb der Dilatanzgrenze (Dilatanzkriterium)
- fluiddruck-generierte Perkolation bei Fluiddrücken oberhalb der minimalen Hauptspannung (Minimalspannungs- bzw. Laugendruckkriterium).

Mechanische Schädigung und damit ein Integritäts- und Dichtheitsverlust kann durch deviatorische Belastung hervorgerufen werden, wenn der im plastisch- viskosen Salzgestein vorliegende annähernd isotrope Grundspannungszustand gestört wird.

Im Allgemeinen ist die mechanische Schädigung bzw. Dilatanz auf einen engen Bereich um die untertägig aufgefahrenen Strecken und Hohlräume begrenzt. Bei dynamischen Belastungen können größere deviatorische Beanspruchungen im kriechfähigen Steinsalz hervorgerufen werden, die größere Barrierebereiche erfassen. Gebirgsschläge stellen in diesem Kontext bezüglich der Schädigungsauswirkungen worst-case-Szenarien dar.

Verallgemeinernd aus den durchgeführten In-situ-Untersuchungen nach starker dynamischer Beanspruchung und geomechanischen Berechnungen sowie der Analyse von Gebirgsschlagereignissen, mit großen Verschiebungen der Salinarbarrieren, wurde eine Dimensionierungsrichtlinie für Salinarbarrieren abgeleitet, bei deren Einhaltung eine durchgehende dilatante Schädigung infolge deviatorischer Belastung nicht zu besorgen ist.

Dies bedeutet, dass ein neu aufgefahrener Endlagerbergwerk bei Einhaltung der Barrierenmächtigkeiten erdbebensicher ist und Zuflüsse über die Salinarbarrieren infolge dilatanter Schädigung durch deviatorische Belastung auszuschließen sind.

Unter statischen Belastungen bei Normalentwicklung des Endlagers oder der UTD, UTV sind die deviatorischen Beanspruchungen aufgrund der visko-plastischen Eigenschaften des Salinars stets geringer als im dynamischen Belastungsfall bei außergewöhnlicher Entwicklung.

Die Dichtheit und Integrität der Salinarbarrieren in einem Endlagerbergwerk oder um eine UTD, UTV wäre damit, wenn man eine Verletzung des Dilatanzkriteriums als Voraussetzung für einen Dichtheitsverlust (Zufluss) ansieht, auf der Basis von Großversuchen im Maßstab 1:1 unter dynamischer Beanspruchung, also dem worst case, nachgewiesen.

Die durchgeführte Analyse der Versagensfälle von Salinarbarrieren im Kali- und Steinsalzbergbau zeigt jedoch, dass relativ mächtige Salinarbarrieren unter statischen Beanspruchungen undicht geworden sind, ohne durchgehende dilatante Schädigung.

Verantwortlich dafür ist ein von deviatorischer, dilatanter Beanspruchung unabhängiger Mechanismus durch zeitabhängige fluiddruck-getriebene Generierung hydraulischer Fließwege, sobald der Wasserdruck größer als die minimale Hauptspannung bzw. Normalspannung entlang der Korngrenzen der Salzgesteine ist. Im Projekt ist ein physikalischer Ansatzes für eine druckgetriebene Strömung entlang von salinaren Schichtflächen bei Fluiddrücken, die zur Kompensation der Normalspannung und Kontaktkohäsion ausreichen, entwickelt worden.

Im Kalibergbau ist der Abfall der minimalen Hauptspannung im Salzgebirge unter den anstehenden Wasserdruck im Deckgebirge oder Nebengebirge an Salzstockflanken durch intensive Gewinnungstätigkeit mit großen Senkungen bzw. Verschiebungen bewirkt worden.

Um ein Endlagerbergwerk für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle können größere Verschiebungen in Form von Hebungen, infolge der temperaturbedingten Ausdehnung des Gebirges mit weitreichenden Spannungsumlagerungen auftreten, wie die durchgeführten geomechanischen Berechnungen zur Dimensionierung von Salinarbarrieren für ein Endlager in der flachen und steilen Lagerung ausweisen.

Die damit im Zusammenhang stehenden, thermomechanisch induzierten Spannungsumlagerungen könnten zu einer temporären Verletzung des Minimalspannungs- bzw. Laugendruckkriteriums führen. Dies eröffnet die Möglichkeit einer fluiddruck-getriebenen, zeitabhängigen Generierung hydraulischer Fließwege in die das Endlager umgebenden Steinsalzbarrieren.

Zur Optimierung eines neu aufzufahrenden Endlagers für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle sind gekoppelte THM-Berechnungen zum Nachweis der ausreichenden Mächtigkeit des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs erforderlich unter Berücksichtigung der Schichtflächen im Salinar (thermomechanische Optimierung der Endlagerauslegung).

Für die Dichtheit von Salinarbarrieren bei thermomechanischer Beanspruchung ist die zeitabhängige, fluiddruck-generierte Vernetzung von interkristallinen Fließwegen, bei einem Abfall der Gebirgseinspannung unter den am Salzspiegel anstehenden Flüssigkeitsdruck infolge der thermischen Gebirgsausdehnung, von entscheidender Bedeutung.

Mechanische Schädigung durch Überschreitung der Dilatanzgrenze ist auf die unmittelbare Hohlraumumgebung begrenzt (EDZ) und für die Integrität und Dichtheit der Salinarbarrieren von sekundärer Bedeutung.

Die druckgetriebene Generierung von Fließwegen kann bevorzugt an Schichtflächen im Salinar erfolgen. In diesem Zusammenhang stellen steilstehende Schichtflächen in Salzstöcken, die ohne Tonabdeckung in grundwasserführende Bereiche des Salzspiegels hineinreichen, keine günstige geologische Gesamtsituation dar.

Im Zechstein der flachen Lagerung in Deutschland kann man ein natürliches geologisches Mehrbarrierensystem, aufgebaut aus Tongesteinen im Deckgebirge, Salzton als überlagernde Schutzschicht vor Subrosion und Steinsalz mit horizontal orientierten Schichtflächen und Diskontinuitäten, vorfinden.

Durch das geologische Multibarrierensystem mit horizontaler Sedimentationsabfolge werden vertikale fluiddruck-getriebene Strömungsvorgänge stärker behindert bzw. blockiert. Die flache Lagerung mit Tonüberdeckung stellt ein robustes, geologisches Mehrbarrierensystem dar, wo sich die Vorteile der Endlagerkonzepte im Salz und Ton mit einander verbinden lassen (MINKLEY et al., 2010).

Bei dem in der Bundesrepublik Deutschland gegebenen geologischen Untergrund ist Steinsalz als Wirtsgestein zur Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle, wegen des in Salzformationen realisierbaren vollständigen Einschlusses, aus geomechanischer Sicht zu präferieren. Ob die steile oder flache Lagerung den gestellten Anforderungen in ausreichendem Maße gerecht wird, ist auf Grundlage konkreter geowissenschaftlicher Untersuchungen zu entscheiden. Die flache Salzablagerung zur Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle ist als Option für den Fall in Betracht zu ziehen, dass für die steile Lagerung eine Alternative gesucht wird und der Option Ton in Deutschland vorzuziehen.

Literaturverzeichnis

- ABVO (1996): Allgemeine Bergverordnung über Untertagebetriebe, Tagebaue und Salinen im Oberbergamtsbezirk Clausthal-Zellerfeld
- AKEND (2000): Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte: Erster Zwischenbericht zum Stand der Arbeiten. Juni 2000
- AKEND (2002): Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte: Site Selection Procedure for Repository Sites, W&S Druck GmbH, Köln, Dezember 2002
- ALKAN, H. & MÜLLER, W (2008): Numerical Modelling of Dilatancy Induced Percolative Permeation in Rock Salt, Institut für Sicherheitstechnologie (ISTec) GmbH, Köln, März 2008
- ALVAREZ, T. A., CORDING, E. J. & MILHAIL, R. A. (1995): "Hydromechanical Behavior of Rock Joints: A Reinterpretation of Published Experiments," in Rock Mechanics. Proc. 35th Symp. University of Nevada, Reno, 665 – 671, June, 1995
- ARENS, G. (2008): Die Sicherheitsbewertung - Safety Case. Endlagersymposium Berlin, 30.10.-01.11. 2008, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit
- ARGE, 1996 (IFG LEIPZIG, ERCOSPLAN Erfurt, K-UTEC Sonderhausen & Schwandt, A.). Bewertung der Langzeitsicherheit Grube Teutschenthal der GTS GmbH & Co. KG. IfG Leipzig, 9.August 1996, unveröffentlicht.
- BEREST, P., BROUARD, B., FEUGA, B., KARIMI-JAFARI, M. (2008): The 1873 collapse of the Saint-Maximilien panel at the Varangéville salt mine, Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 45 (2008) 1025-1043
- BERGMANNSSVEREIN (2002). 150 Jahre Salzbergbau: Staßfurt - Wiege des Kalibergbaus. Salzland Druck Staßfurt.
- BFS (2005): Konzeptionelle und sicherheitstechnische Fragen der Endlagerung radioaktiver Abfälle – Synthesebericht des Bundesamtes für Strahlenschutz Salzgitter, Nov. 2005
- BGR (1977): Langzeitsicherheit radioaktiver Abfälle - Katalog geeigneter geologischer Formationen in der Bundesrepublik Deutschland. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover,
- BGR (1995): Endlagerung stark wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen Deutschlands. Untersuchung und Bewertung von Salzformationen. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 1995.
- BGR (2003): Projekt Gorleben - Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein, Abschlussbericht. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe Hannover, Dez. 2003
- BGR (2006): Untersuchung und Bewertung von Regionen mit potenziell geeigneten Wirtsgesteinsformationen. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover
- BGR (2007a): Standortbeschreibung Gorleben, Teil 1: Die Hydrogeologie des Deckgebirges des Salzstocks Gorleben. Geologisches Jahrbuch, Reihe C, Heft 71. Hrsg. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe und Landesamt für Bergbau, Energie und Geologie, Hannover, 2007.
- BGR (2007b): Standortbeschreibung Gorleben, Teil 2: Die Geologie des Deck- und Nebengebirges des Salzstocks Gorleben. Geologisches Jahrbuch, Reihe C, Heft 72. Hrsg. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe und Landesamt für Bergbau, Energie und Geologie, Hannover, 2007.
- BGR (2008): Standortbeschreibung Gorleben, Teil 3: Ergebnisse der über- und untertägigen geologischen Erkundung des Salinars. Geologisches Jahrbuch, Reihe C, Heft 73. Hrsg. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe und Landesamt für Bergbau, Energie und Geologie, Hannover, 2008.
- BMU (2009): Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. Entwurf-Rev. 1, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Bonn, März 2009
- BORNEMANN, O. (1991): Zur Geologie des Salzstockes Gorleben nach den Bohrergebnissen. BfS-Schriften 4/91. Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter, 1991.

- BOBINSKI, J.; TEJCHMAN, J. (2003): A non-local elasto-plastic model to simulate localizations of deformations in quasi-brittle materials. *Geotechnical Measurements and Modelling*, A.A. Balkema Publishers, 429 – 434.
- BODANSKY, D. (2008): *Nuclear Energy. Principles, Practices and Prospects*. Springer, New York
- BOLEY, C. (1999): Untersuchungen zur Viskoplastizität und Festigkeit von Steinsalz. TU Darmstadt, Institut und Versuchsanstalt für Geotechnik, Heft 48, Dezember 1999
- BRINGGREVE, R. (1994). *Geomaterial models and numerical analysis of softening*. Dissertation, Delft University, 1 - 153
- CHEMOTOX (2009): Forschungsvorhaben: Chemisch-toxische Stoffe in einem Endlager für hochradioaktive Abfälle. Öko-Institute e. V., Darmstadt, DBE Technology GmbH, Peine, GRS mbH Braunschweig
- CRISTESCU, N. & HUNSCHKE, U., 1998. *Time effects in Rock Mechanics*. Wiley & Sons, Chichester.
- CUNDALL, P.; HART, R. (1992): Numerical modeling of discontinua. *Engineering Computations*, Vol. 9, 101 - 113
- DBE (2005): ZIEGENHAGEN, J.; BOLLINGERFEHR, W. u. a.: Untersuchung der Möglichkeiten und der sicherheitstechnischen Konsequenzen einer Option zur Rückholung eingelagerter Abfälle aus einem Endlager. Fachbericht Literaturrecherche, Z2.2.7/WS 1006/8489-2 im Auftrag des BfS.. DBE TECHNOLOGY GmbH, Peine, Mai 2005.
- DBE (2007): BOLLINGERFEHR, W; FILBERT, W.: Optimierung der Direkten Endlagerung ausgedienter Brennelemente durch Kokillienlagerung in Bohrlöchern. *atw* 52(2007), 3, 175-180.
- DepV (2006): Verordnung über Deponien und Langzeitleger (Deponieverordnung-DepV), vom 24.Juli 2002 (BGBl. I.S 2807), zuletzt geändert durch Artikel 2 der Verordnung vom 13.12.2006 (BGBl. I.S 2860)
- DOWSON, E. M. (1995): *Micropolar Continuum Models for Jointed Rock*. University of Minnesota
- DÜSTERLOH, U., LUX, K.-H.: (2007): Geomechanical investigations on the integrity of geological barriers with special regard to laboratory tests. . Proc. 6th Conference on the Mechanical Behavior of Salt "Saltmech6" Hannover, 22-25 May 2007, 3 - 8
- EC (2004): Backfilling and sealing of underground repositories for radioactive waste in salt (Bambus II project). Final report. European Commission, Directorate-General for Research, EIR 20621 EN, 2004.
- EISENBACH, U.; PAULINKYI, A. (1999). Die Kaliindustrie an Werra und Fulda. *Hessisches Wirtschaftsarchiv Darmstadt*.
- ERIKSSON, L. G., MICHALSKI, A. (1986): Hydrostatic conditions in salt domes – a reality or a modelling simplification. Proc. Int. Symposium on Rock Stress and Rock Stress Measurements. Stockholm, 1 –3 Sept., 121-132
- EWE, T. (2009): Gejagte werden Jäger. *Bild der Wissenschaften* 7/2009, 18 - 25
- FULDA, D.; HAUSE, K. H. (1990). *Das bunte, bittere Salz*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig
- GEBRANDE, H., 1982. *LANDOLT-BÖRNSTEIN, Neue Serie, Gruppe V, Bd. 1, Physikalische Eigenschaften der Gesteine (Teilband b)*, Springer-Verlag .
- GFECONSULT, 2005. Abschlussdokumentation – Geologische Betreuung Streckenauffahrung Angersdorf-Teutschenthal und Bewertung des Laugenzuflusses.
- GRS (2008): Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in Deutschland. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit GmbH, Braunschweig und Öko-Institut e. V. Darmstadt, GRS-247, 2008
- GRS (2009): Restporosität und -permeabilität von kompaktierendem Salzgrus-Versatz REPOPERM Phase 1. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe und DBE Technology GmbH, GRS-254 - Sept. 2009
- HEEMANN, U. & HEUSERMANN, S. (2004): Theoretical and experimental investigation on stresses and permeability in the BAMBUS project. DisTec 2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal, April 26-28, 2004, Berlin.
- HEUSERMANN, S., EICKEMEIER, R., SPRADO, K.-H., HOPPE, F.-J. (2003): Initial rock stress in the Gorleben salt dome measured during shaft sinking. Proc. Int. Symposium on Geotechnical Measurements and Modelling, Karlsruhe, 23-25 Sept. 139-153
- Hobbs, B.E (1990): Chaotic behaviour of frictional shear instabilities. Proc. 2nd Int. Symposium on Rockbursts and Seismicity in Mines / Minneapolis, 8 – 10 June 1988, 87 -91

- IfG (2000). Langzeitsicherheit Grube Teutschenthal. Ergänzende Betrachtungen zur hydraulischen Barrierewirksamkeit des Roten Salzton. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, Nov. 2000.
- IfG (1998): Geotechnischer Standsicherheitsnachweis für die Betriebs- und Nachbetriebsphase der Untertagedeponie Riedel im Kali- und Steinsalzbergwerk Niedersachsen-Riedel. Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig
- IfG(2003a): Investigation of Stress State and Rock-Mechanical Behaviour of Backfill and Host Rock in Dependence on Temperature (Contribution to the BAMBUS-II Project). Final Report. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, 2003.
- IfG (2003b): Gebirgsmechanische Untersuchungen und Berechnungen zur abbauinduzierten Beanspruchung der geologischen Salinarbarriere an der NE – Flanke des Salzstockes Bokeloh. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, 2003.
- ITASCA (2005a): UDEC. Universal Distinct Element Code. Users Guide. ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA.
- ITASCA (2005b): 3DEC. 3Dimensional Distinct Element Code. Users Guide. ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA.
- KLINGE, A.; KÖTHE, A.; LUDWIG, R.-L.; ZWIRNER, R.: Geologie und Hydrogeologie des Deckgebirges über dem Salzstock Gorleben. Z. Angew. Geol. 2/2002, S. 7-15.
- KALIWERK STAßFURT (1952). 100 Jahre Staßfurter Salzbergbau, Kreuz-Verlag, Halle (Saale).
- KAMLOT, P., 2009. Gebirgsmechanische Bewertung der geologischen Barrierefunktion des Hauptanhydrits in einem Salzbergwerk. Veröffentlichungen des Instituts für Geotechnik der Technischen Universität Bergakademie Freiberg. Herausgeber: H. Klapperich, H. Konietzky. Heft 2009-3.
- KOSMAHL, W., 1969. Zur Stratigraphie, Petrographie, Genese und Sedimentation des Gebänderten Anhydrits (Zechstein 2), Grauen Satztons und Hauptanhydrits (Zechstein 3) in Nordwestdeutschland. - Beih. Geol. Jb., 71, 129 S., 1 Abb., 1 Tab., 29 Taf.; Hannover.
- KTG (2008): FILBERT, W.; WEHRMANN, J.; OLLINGERFEHR, W.; GRAF, R.; FOPP, S.: Status der Arbeiten zum Endlagerkonzept „Direkte Einlagerung abgebrannter Brennstäbe in Brennstabkokillen (BSK)“. Jahrestagung Kerntechnik 27. – 29. Mai 2008, Hamburg.
- LANGER, M. (1987): Entwurf und Dimensionierung eines Endlagerbergwerkes für radioaktive Abfälle im Salzgebirge. Proc. 6th Int. Congress on Rock Mechanics, Montreal, Volume 1, 167-170
- LEYDECKER, G., KAISER, D., BUSCHE, H. & SCHMITT, T. (2004): Makroseismische Bearbeitung des Erdbebens vom 20. Okt. 2004 östlich Rotenburg (Wümme) im Norddeutschen Tiefland. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 13.12.2004
- LUX, K.H. (2005): Zum langfristigen Tragverhalten von verschlossenen solegefüllten Salzkavernen – ein neuer Ansatz zu physikalischer Modellierung und numerischer Simulation. Erdöl Erdgas Kohle 121, Jg. 2005, Heft 11, 414 - 421
- MINKLEY, W.; POPP, T.; SALZER, K., GRUNER, M., BÖTTGE, V. (2010): Hydro-Mechanical Properties of the red Salt Clay (T4) - Relevancy of the Minimum Stress Criterion for barrier integrity 4. Int. Meeting - Clays in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement, 29.03. - 01.04.2010 Nantes (in press)
- MINKLEY, W. (2009): Final Disposal in Rock Salt and Barrier Integrity. Impact of Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical Processes on the Safety of Underground Repositories. EC-TIMODAZ-THERESA THMC Conference, 29.11.-01.10.2009, Luxembourg (in press)
- MINKLEY, W. (2008): Integrationsverhalten von Salinarbarrieren. FZK-PTKA, WTE 8. Projektgespräch Mai 2008, Wissenschaftliche Berichte
- MINKLEY, W.; WÜSTE, U. (2008): Numerische Simulation von Entfestigungsvorgängen im Salzgebirge: Geomonitoring, FE-Modellierung, Sturzprozesse und Massenbewegungen. COG-Fachtagung, Salzburg, 02. -04.07.2008, Wichmann Heidelberg, 58-74
- MINKLEY, W & MÜHLBAUER, J. (2007): Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes. In: M. Wallner, K.H. Lux, W. Minkley & H. R. Hardy. The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt: 6th Conference (SaltMech6), Hannover, Germany, 22–25 May 2007. Publ.: Taylor and Francis, ISBN: 9780415443982, 119-127.
- MINKLEY, W., LINDERT, A., SCHREINER, W. (2005): Zur Gebirgsmechanik von Gasspeicherkavernen. Freiburger Forschungshefte C505

- MINKLEY, W. (2004a). Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrechungserscheinungen im Carnallit. Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik – Band 1, Shaker Verlag Aachen.
- MINKLEY, W. (2004b). Back analysis rock burst Völkershäuser 1989. Numerical Modelling of Discrete Materials – In Geotechnical Engineering, Civil Engineering, and Earth Sciences. A.A. Balkema Publishers, 105 – 112.
- MINKLEY, W. (2003). Geomechanische Bewertung geologischer Barrieren. Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 8, 193 – 206, August 2003.
- MINKLEY, W.; MENZEL, W.; KONIETZKY, H.; TE KAMP, L. (2001): A visco-elasto-plastic model and its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining. Proc. 2nd Int. FLAC Symposium Lyon, 29. – 31. October, 21 - 27
- MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1999). Vorausberechnung des Kollapses eines Grubenfeldes-Gebirgsschlag Teutschenthal 11. Sept. 1996. Proc. 9th Int. Congress on Rock Mechanics, Paris, Vol. 2, 1115 - 1118
- MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1995). Gebirgsmechanische Problemstellungen bei der Nachnutzung großvolumiger Kaligruben zur Hochdruckspeicherung von Gas. Erdöl, Erdgas, Kohle, 111 Jg., Heft 8.
- MINKLEY, W. (1989): Festigkeitsverhalten von Sedimentgesteinen im post-failure-Bereich und Gebirgsschlagerscheinungen. Proc. Int. Symp. Rock at Great Depth, Pau, Vol. 1, 59 – 65.
- MÖNIG, J. (2009): Das Projekt ISIBEL – Bewertung des Instrumentariums für eine Sicherheitsbewertung von Endlagern für HAW in Salzformationen. GRS-Fachforum, Köln, 15-16 Juni 2009
- MÖLLER, DETLEV (2009): Endlagerung radioaktiver Abfälle in der BRD. Peter Lang Internationaler Verlag der Wissenschaften, Frankfurt/Main
- MÜHLHAUS, H.– B. (1987). Berücksichtigung von Inhomogenitäten im Gebirge im Rahmen einer Kontinuumsmechanik. Veröffentlichungen der Universität Karlsruhe, Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik, Heft 105
- Müller-Hoepe, N., Krone, J. (1999): Ein neuer Ansatz zur Bewertung der Wirksamkeit von Barrieren im Endlager. Abschlussbericht FKZ 02E9087, Deutsche Gesellschaft zum Bau- und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe mbH (DBE), Peine
- NEUMANN, W., JACOBS, F., TITTEL, B. (1986): Erdbeben. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig
- OECD (2004). Die Sicherheit der geologischen Tiefenlagerung von BE, HAA und LMA in der Schweiz. Nuclear Energy Agency Organisation for Economic Co-Operation and Development, NEA No. 5569.
- ODOJ, R., MAISCHAK, S., PFEIFER, W., VALENCIA L., SCHNEIDER, L. R., RÖHR, A., HERZOG, C. (2004): Application of Polysiloxanes for the treatment of radioactive waste to guarantee safe longterm storage. Presentation at the WM'04 Conference, Tucson, Arizona. February 29- March 4
- POPP, T., KERN, H. & O. SCHULZE, 1999. Lithologische Variabilität der petrophysikalischen und mineralogisch-gefügekundlichen Eigenschaften des älteren Steinsalzes (z2) aus dem Salzstock Gorleben. *Meyniana*, Vol. 51, 55-75.
- POPP, T. & H. KERN, 2000. Monitoring the state of microfracturing in rock salt during deformation by combined measurements of permeability and P- and S-wave velocities *J. Phys. Chem. Earth*, Vol. 25, Part A, No.2., 149 - 154.
- 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., 2002. Transporteigenschaften von Steinsalz. *Meyniana*. 54, 113-129.
- POPP, T., WIEDEMANN, M., BÖHNEL, H., MINKLEY, W., MANTHEI, G. (2007): Untersuchungen zur Barriereintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, Forschungsvorhaben SR 2470
- PUSCH, G. & ALKAN, H., 1999. Mechanische und Hydraulische Eigenschaften von Auflockerungszonen des Gebirges in Verbindung mit der Planung von Verschlussbauwerken im Salinar. Teil B: Hydraulische Modellbildung, 4. Statusgespräch zu FuE-Vorhaben – Untertägige Entsorgung, Clausthal Zellerfeld, 45 –62.
- REICHENBACH, W. (2008): Geologischer Aufbau eines für die Anlage von Einlagerungshohlräumen geeigneten Salzvorkommens in flacher Lagerung. Boden und Grundwasserlabor GmbH (BGD), Halle, 7.11.2008.

- RSK, (2005): Reaktor-Sicherheitskommission: Stellungnahme „Gase im Endlager“ 27.01.2005 (379. Sitzung)
- RSK (2005): Reaktorsicherheitskommission, RSK-Stellungnahme: „Sicherheitstechnische Aspekte konzeptioneller Fragestellungen zur Endlagerung von bestrahlten Brennstäben mittels Kokillen in Bohrlöchern anhand eines Vergleiches mit dem Konzept ‚Streckenlagerung von dickwandigen Behältern‘“, 380. RSK Sitzung, Berlin, 31.03.2005
- SALZER, K. (1991): Die Beherrschung von Gassalzausbrüchen im Kalibergbau des thüringischen Teiles des Werra-Reviere. Kali 1991, Hamburg, 26. – 29. Mai 1991,
- SALZER, K. et al., 1995. Untersuchungen zur Langzeitsicherheit von Endlagern für umweltgefährdende Abfälle in Salzformationen der flachen Lagerung im Zusammenhang mit dem Verformungs- und Bruchverhalten in und um Grubengebäude. Abschlussbericht zum BMBF-Vorhaben 02C00628, IfG Leipzig GmbH, 10.10.1995.
- SCHNEIDER, L.R., BREMER N.M., RICHTER K. J.(2005): Untersuchung physikalisch-chemischer Prozesse beim Laugenzutritt in ein Endlager mit wärmeerzeugendem Abfall., Stoller-Ingenieurtechnik GmbH Dresden
- SCHOPPER, J.R. ET. AL., 1983. Petrophysikalische Untersuchungen an Salzproben zur Permeabilität, Porosität und inneren Oberfläche, 2. Halbjahresber. 1983, GSF.
- SCHRAMM, M. (2007): Vorkommen natürlicher Gase im Salz. Workshop der GRS, Berlin, 17.-18. April 2007, 157 – 166 (GRS – 242)
- 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.
- SCHULZE, O., HEEMANN, U., ZETSCHKE, F., HAMPEL, A., PUDEWILLS, A., GÜNTHER, R.-M., MINKLEY, W., SALZER, K., HOU, Z., WOLTERS, R. ROKAHR, R., ZAPF, D. (2007): Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behaviour of rock salt – results from a joint research project. Proc. 6th Conference on the Mechanical Behavior of Salt “Saltmech6” Hannover, 22-25 May 2007, 77 - 88
- SCHWANDT, A. ET AL. (1991). Notwendige Voraussetzungen zur Bildung von Tagesbrüchen in den Gruben des Endlagers für radioaktive Abfälle in Morsleben (ERAM) und Maßnahmen zu deren Vermeidung - Teil 1. Fachband. GRS-A-1914/I. Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) GmbH, Köln.
- SESSLER, W., HOLLÄNDER, R. (2002): Das Kaliwerk Sigmundshall der K+S AG . Akad. Geowiss. Hannover, Veröffentl. 20, 70 - 76
- SIEMANN, M.G. (2007). Herkunft und Migration mineralgebundener Gase der Zechstein 2 Schichten in Zielitz. Kali und Steinsalz, Heft 3, 26 – 41.
- SINN, HANS-WERNER (2008): Das grüne Paradoxon. Econ Verlag, Berlin
- STOLLER (1997): Auswertung von russischen Experimenten zum Nachweis der Stabilität von Salzdomen nach Freisetzung extremer Energiemengen im Steinsalzmassiv. Abschlussbericht FKZ 02E87457, Stoller-Ingenieurtechnik GmbH Dresden, Dezember 1997
- 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: 325 – 342.
- STÜHRENBURG, D. (1995). Untersuchungen zum Kompaktionsverhalten von Salzgrus. BGR Hannover, FE-Vorhaben FZK 02E85528.
- TEJCHMAN, JACEK (1997). Modelling of shear localisation and autogeneous dynamic effects in granular bodies. Veröffentlichungen der Universität Karlsruhe, Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik, Heft 140
- TER HEEGE, J.H., J.H.P. DE BRESSER & C.J. SPIERS, 2005A. Rheological behaviour of synthetic rocksalt: The interplay between water, dynamic recrystallization and deformation mechanisms.- J. Struct. Geol., 27: 948-963.
- TER HEEGE, J.H., J.H.P. DE BRESSER & C.J. SPIERS, 2005b. Dynamic recrystallization of wet synthetic polycrystalline halite: Dependence of grain size distribution on flow stress, temperature and strain.- Tectonophysics 396: 35-57.
- THOMA, K.; KNOLL, P. (1980). Neue Erkenntnisse bei der Beherrschung der Gebirgsschlaggefahr im Bergbau der DDR. Neue Bergbautechnik, 10 Jg., Heft 4, 195 – 203
- UCHTMANN, S.; EHRET, B.; WONIK, T.; ZIEKUR, R. (2007). Georadarerkennung und Komplexauswertung im Salinar. 4. Fachgespräch – Geophysik und Barriersysteme, Universität Leipzig, 07.-08.03.2007.

- URAI, J. L. & SPIERS, C. J., (2007): The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rocksalt during long-term deformation. Proc. 6th Conference on the Mechanical Behavior of Salt "Saltmech6" Hannover, 22-25 May 2007, 149 - 158
- VAN SAMBEEK, L. L.; GOWAN, S. W.; PAYMENT, K. A. (2000): Loss of the retsof rock saltmine: Engineering Analysis. 8th World salt symposium, The Hague, Netherlands, Vol. 1, 411 - 416
- VersatzV (2006): Verordnung über den Versatz von Abfällen unter Tage (Versatzverordnung-Versatz V), vom 24. Juli 2002 (BGBl. I. S 2833), zuletzt geändert durch Artikel 11 des Gesetzes vom 15. Juli 2006 (BGBl. I. S. 1619)
- VOIGT, H.-D., HÄFNER, F., SITZ, P. & WILSNACK, T., 2002. Bestimmung geringer Durchlässigkeiten im Gebirge. „Bergbau“ – Zeitschrift für Rohstoffgewinnung, Energie und Umwelt. Nr. 12, Essen, S. 537–539.
- WALSH, J.B., 1981. Effect of pore pressure and confining pressure on fracture permeability. Int. J. Rock Mech. Min.. Sci & Geomech. Abstr., 18, 429-435.
- WEBER, J.R. & WALLNER, M., 1996. Einschätzung der Permeabilitätsverhältnisse im Grubengebäude Morsleben, 2. Zwischenbericht Juli 1996, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, Archiv-Nr. 114997.
- WERNER, Z.H. ET AL. (1989). The history of inundation of the salt mine WAPNO (Poland). Rock at Great Depth – Vol. 2, Maury & Fourmaintraux, Balkema, Rotterdam.
- WEBER, J. (1994): Untersuchungen zur Permeabilitätsdilatanz kristalliner Gesteine unter deviatorischer Belastung. Dissertation, Clausthal-Zellerfeld.
- Wyllie, M. R. J., Gregory, A. R. & Gardner, G. H. F. (1956): Elastic wave velocities in heterogeneous and porous media, Geophysics, 21, 41–70.
- FKZ02C0264: Untersuchungen (Stoffgesetz-Entwicklung, Modellierung) zum Sprödbbruchverhalten von Carnallit und seine Auswirkungen auf die Langzeitsicherheit von Untertagedeponien Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Projektträger Wassertechnologie u. Entsorgung Laufzeit: 1995 - 2000
- FKZ02C0639/3: Prognose der dynamischen Langzeitsicherheit von Grubengebäuden im Salinar Forschungszentrum Karlsruhe, Projektträger des BMBF und BMWA für Wassertechnologie und Entsorgung, Laufzeit: 2000 - 2001
- FKZ02C0892: Langzeitstabilität von Grubengebäuden im Salinar unter Berücksichtigung von Diskontinuitäts- und Schichtflächen Forschungszentrum Karlsruhe, Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe, Bereich Wassertechnologie und Entsorgung, Laufzeit: 2002 - 2004
- FKZ02C0952: Modellentwicklung zur Gaspermeation aus unterirdischen Hohlräumen im Salzgebirge Forschungszentrum Karlsruhe, Projektträger des BMBF und BMWA für Wassertechnologie und Entsorgung, Laufzeit: 2002 - 2006
- FKZ02C1325: Verbundvorhaben Problemzonen im Salinar - Schaffung eines flexiblen geophysikalischen Mess- und Auswerteinstrumentariums Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Projektträger Wassertechnologie u. Entsorgung
- BfS-Vorhaben SR2487: Entwicklung zuverlässiger Datengrundlagen und Auswertemethoden für die Endlagerstandortsuche Bundesamt für Strahlenschutz Salzgitter, Laufzeit: 2004 - 2006
- UFOPLAN-Vorhaben SR 2470: Untersuchungen zur Barriereintegrität im Hinblick auf das Ein-Endlager-Konzept Bundesamt für Strahlenschutz Salzgitter, Laufzeit: 2004 - 2007