## Abschließender Einzelbericht

# Verbundprojekt:

Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz;

Teilvorhaben 2



Institut für Gebirgsmechanik GmbH

#### Abschließender Einzelbericht

## Verbundprojekt:

# Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz;

#### Teilvorhaben 2

Laufzeit 01.08.2007 bis 31.07.2010

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)

Betreuung: Projektträger Karlsruhe

Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE)

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Auftrag-Nr. (AN): IfG 31/2007

Bearbeiter: Dr.-Ing. Ralf-Michael Günther

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley

Dr. rer. nat. Klaus Salzer

Dr. rer. nat. Till Popp

Dipl.-Ing. Michael Wiedemann Dipl.-Ing. Dorothea Weise

Leipzig, den 31.08.2010

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley Dr. rer. nat. Klaus Salzer

Geschäftsführer Projektleiter

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter dem Förderkennzeichen 02C1587 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren

.

Inhaltsverzeichnis

0	E	nführung	4
1	D	ie Grube Angersdorf - das Referenz-Untertagebauwerk	6
	1.1	Einleitung	6
	1.2	Geologischer Aufbau	6
	1.3	Bergmännische Situation	7
	1.4	Gesteinsmechanische Laborversuche am Leine-Steinsalz	
	1.5	Übertägige Senkungsmessungen	14
	1.6	Wahl des Messortes in der Kammer VIII	
	1.7	Ableitung des gebirgsmechanischen Strukturmodells	
2	E	rgänzende Untertage-Messungen	21
	2.1	Einführung	21
	2.2	Pfeilerquerdehnungsmessungen	23
	2.2.1	Eingesetzte Technik und Methodik	23
	2.2.2	Ergebnisse der Extensometermessungen	23
	2.3	Spannungssondierung mittels "hydraulic fracturing"	25
	2.3.1	Eingesetzte Technik und Methodik	25
	2.3.2	Ergebnisse - Minimalspannungsabschätzung	28
	2.4	Permeabilitätsbestimmung	29
	2.4.1	Eingesetzte Technik und Methodik	29
	2.4.2	Ergebnisse - Permeabilitäts- und Porositätsabschätzung	33
3	E	rgänzende Laborversuche	35
	3.1	Probenahme, petrophysikalische Charakterisierung, Versuchsmethodik	35
	3.1.1	Probenahme, Prüfkörperherstellung und Laborprogramm	35
	3.1.2	Petrophysikalische Charakterisierung	36
	3.1.3	Versuchstechnik für triaxiale Kompressions- und Kriechversuche	37
	3.1.3	Gas-Permeabilität von Steinsalz-Proben	38
	3.2	Triaxiale Kompressionsversuche mit Syndeformativem Monitoring	39
	3.2.1	Einleitung	39
	3.2.2	Methodischer Ansatz	
	3.2.2	Messergebnisse	
	3.2.3	Porosität und Ultraschallgeschwindigkeiten	
	3.2.4	Dilatanz- und Schädigungsgrenze	
	3.2.5	Permeabilitäts/Porositätsbeziehung von Steinsalz	
	3.3	Triaxiale Festigkeitsversuche	
	3.3.1	Vergleich der Syndeformativen Versuche mit den älteren Ergebnissen	54

	3.3.2	Triaxiale Druckversuche mit erhöhter Verformungsrate	55
	3.3.3	Zusammenfassung aller triaxialen Festigkeitsversuche	56
	3.4	Triaxiale Kriechversuche	58
4	В	enchmark-Berechnungen erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz	61
	4.1	Stoffmodell und Parameterableitung	61
	4.1.1	Einleitung	61
	4.1.2	Primäres Kriechen	61
	4.1.3	Sekundäres Kriechen	62
	4.1.4	Tertiäres Kriechen - Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung	64
	4.1.5	Vorgehensweise bei der Parameterbestimmung	66
	4.1.6	Ableitung des Parametersatzes für das Leine-Steinsalz (Angersdorf)	71
	4.2	Vernetzungsstudie	74
	4.3	3D-Modell Grube Angersdorf	77
	4.3.1	Modellaufbau	77
	4.3.2	Modellkalibrierung	78
	4.3.3	Prognostizierte Spannungsentwicklung	78
	4.3.4	Extreme Beanspruchungszustände im Modell	79
	4.3.5	Vergleich der Rechenergebnisse mit Messwerten im Profil $\delta$	82
5	В	enchmark-Berechnungen visko-elasto-plastisches Stoffgesetz	87
	5.1	Stoffgesetz und Parameterableitung	87
	5.1.1	Modellkonzept	87
	5.1.2	Verallgemeinertes nichtlineares MOHR-COULOMB'sches Bruchkriterium	89
	5.1.3	Fließfunktion, Potentialfunktion und plastische Korrektur	94
	5.1.4	Zeitabhängige Eigenschaften	95
	5.1.5	Ableitung des Parametersatzes für das Leine-Steinsalz (Angersdorf)	96
	5.2	Vernetzungstudie	100
	5.3	3D-Modell Grube Angersdorf	103
	5.3.1	Modellaufbau	103
	5.3.2	Modellkalibrierung	103
	5.3.3	Prognostizierte Spannungsentwicklung	104
	5.3.4	Extreme Beanspruchungszustände im Modell	104
	5.3.5	Vergleich der Rechenergebnisse mit Messwerten im Profil $\delta$	107
6	Z	usammenfassung	112
V	erzeich	nis der Abbildungen	117
Li	iteratur	verzeichnis	120
Α	nlagen	verzeichnis	124

#### 0 Einführung

Die Zusammenarbeit der Projektpartner Dr. Hampel (FKZ 02C1577), IfG Leipzig (02C1587), FZ Karlsruhe bzw. seit 1.10.2009 des KIT (02C1597), Universität Hannover (02C1607) und TU Clausthal (02C1617) hat das Ziel, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Untertage-Einlagerung von gefährlichen Abfällen in Steinsalzformationen zu verbessern. Dieses Folgevorhaben setzt inhaltlich das Verbundprojekt "Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen" (Laufzeit: 01.04.2004 bis 30.11.2006) fort. Im aktuellen Vorhaben führt jeder Partner mit seinem Stoffgesetz und Programmsystem 3D-Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in einem realen Untertagebauwerk im Steinsalz durch. Dabei wird auch die Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone einbezogen sowie eine Langzeitextrapolation des mechanischen Verhaltens vorgenommen. Das Projekt dient einer realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten im Hinblick auf deren Einsatz bei der praktischen Anwendung der Berechnung und Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien im Steinsalz.

Das IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig beteiligt sich im Rahmen des Teilvorhabens 2 mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley und dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach Günther/ Salzer an diesem Stoffgesetzvergleich, wobei die Benchmark-Modellrechnungen vom IfG wie von den meisten Projektpartnern mit dem Rechencode FLAC<sup>3D</sup> durchgeführt wurden, das in (ITASCA, 2006) ausführlich beschrieben wird.

Außerdem konnte das IfG infolge seiner umfassenden Kenntnisse über den deutschen Kaliund Steinsalzbergbau die Grundlagen für die Auswahl des realen Untertagebauwerks für
einen Vergleich mit den Modellrechnungen liefern. Dabei fiel die Auswahl auf die LeineSteinsalz-Abbaue der Grube Angersdorf, da diese Grubenbaue einerseits eine relativ einfache Geometrie besitzen und andererseits für diese Grubenbaue bereits ein solider Datenfundus sowohl von gesteinsmechanischen Laborversuchen als auch von übertägigen Senkungsmessungen vorlag, der vom Betreiber der Grube Angersdorf, der GTS Grube Teutschenthal Sicherungs GmbH & Co. KG, dankenswerter Weise freigegeben wurde. Die GTS
ermöglichte auch den Zugang zu diesem Untertagebauwerk, so dass im Rahmen dieses
Projektes Untertage-Messungen durchgeführt und ein Gesteinsblock für ergänzende Laborversuche gewonnen werden konnten.

Der vorliegende Einzelbericht beschreibt im Kapitel 1 zunächst die Grube Angersdorf und den bereits vorhandenen Datenfundus sowie die Geometrie des für die Beschreibung der Leine-Steinsalz-Sohle mit allen Projektpartnern abgestimmten gebirgsmechanischen Strukturmodells.

Im Kapitel 2 werden die im Rahmen des Projektes durchgeführten Untertagemessungen zusammengefasst und im Kapitel 3 die im Rahmen des Projektes realisierten Laborversuche.

Die Kapitel 4 und 5 dienen sowohl der Beschreibung der Ableitung der Stoffmodellparameter als auch der Darstellung des Vergleichs der Berechnungsergebnisse mit den In-situ-Messungen für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther/Salzer bzw. für das visko-elasto-plastische Stoffmodell nach Minkley.

Eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse aller am Vergleich beteiligten Stoffgesetzte und ihre vergleichende Bewertung wird im gemeinsamen Abschlussbericht gegeben.

#### Die Grube Angersdorf - das Referenz-Untertagebauwerk

#### 1.1 Einleitung

In diesem Kapitel wird eine kurze Darstellung der geologischen und bergbaulichen Verhältnisse der Grube Angersdorf und der unmittelbar benachbarten und miteinander verbundenen Gruben Teutschenthal und Salzmünde gegeben, die für das Verständnis der Ableitung des gebirgsmechanischen Strukturmodelle für die Benchmark-Berechnungen erforderlich sind.

#### 1.2 Geologischer Aufbau

Die Grubenbaue der ursprünglich voneinander unabhängigen Kali- bzw. Steinsalzwerke Teutschenthal und Angersdorf liegen auf der NE-Flanke des herzynisch streichenden Teutschenthaler Sattels, der sich von Eisleben über Teutschenthal bis nach Bad Dürrenberg erstreckt. Das Grubenfeld der Schachtanlage Salzmünde liegt bereits in der sich in nordöstlicher Richtung an den Teutschenthaler Sattel anschließenden Bennstedt-Nietlebener Mulde.

Die Region, auch als Teutschenthaler Scholle bezeichnet, wird im NW von der Hornburger Tiefenstörung und im NO von der Halleschen Störung begrenzt. Im unmittelbaren Bereich der Grubenfelder sind Störungen im Deckgebirge nicht bekannt.

Das Deckgebirge wird, soweit keine Ablaugung vorliegt, von den vollständigen Schichtenfolgen des Buntsandsteins gebildet. Muschelkalk tritt nur im Bereich der an den Teutschenthaler Sattel in nordöstlicher Richtung sich anschließenden Bennstedt-Nietlebener Mulde auf.

Die Zechsteinfolge unterscheidet sich grundsätzlich nicht von den normalen Verhältnissen in Sachsen-Anhalt. Größere Mächtigkeitsabweichungen sind, genetisch und halokinetisch bedingt, insbesondere beim Staßfurt-Steinsalz vorhanden. Das Normalprofil des Zechsteins im Bereich des Teutschenthaler Sattels bis zum Z1 zeigt nach LÖFFLER (1962) den in Tabelle 1.2-1 zusammengefassten Aufbau.

Das durchschnittlich 40 m mächtige Kaliflöz Staßfurt, Hauptgegenstand des bergmännischen Abbaus, liegt in seiner Ausbildung fast ausschließlich als Carnallitit vor und zwar zum Teil geschichtet und zum Teil als Trümmercarnallitit. Abgebaut wurde im Wesentlichen nur der mittlere und liegende Lagerteil bis zur 8. Unstrutbank bzw. bis zur sogenannten "Schlammlage", einem 1,5 cm mächtigen Tonlöser zwischen der 7. und 8. Unstrutbank.

Der mittlere Lagerteil ist aus geschichtetem Carnallititgestein mit eingelagerten Steinsalzund Kieseritbänken aufgebaut. Der liegende Lagerteil besteht aus Trümmercarnallitit, der

durch zahlreiche Steinsalzbänke (Unstrutbänke) gegliedert wird. Der hangende Lagerteil aus geschichtetem Carnallititgestein wurde wegen zu hoher Tachhydrit- und Tongehalte angebaut.

Tab.: 1.2-1 Normalprofil des Zechsteins im Bereich des Teutschenthaler Sattels

ZSerie	Bezeichnung	Mächtigkeit [m]
>Z4	Oberste Zechsteinletten	20,0 - 60,0
	Grenzanhydrit	0,2 - 0,5
Z4	Aller-Steinsalz	5,0 - 10,0
	Pegmatitanhydrit	1,0
	Roter Salzton	8,0 - 15,0
Z3	Leine-Steinsalz	50,0 - 60,0
	Hauptanhydrit	30,0 - 55,0
	Grauer Salzton	3,0 - 5,0
Z2	Deckanhydrit	3,0 - 4,0
	Decksteinsalz	0,5
	Hangender Lagerteil des Staßfurt-Flözes	8,0 - 10,0
	Mittlerer Lagerteil des Staßfurt-Flözes	6,0 - 8,0
	Liegender Lagerteil des Staßfurt-Flözes	ca. 12,0
	Übergangsschichten	11,0 - 13,0
	Staßfurt-Steinsalz	300,0 - 500,0
	Basalanhydrit	2,0
	Stinkschiefer	5,0

Für weite Bereiche der aufgeschlossenen Grubenfelder beträgt das Einfallen der Lagerstätte 7,5° NE bis NW bei vorherrschend ruhiger Lagerung. Im Bereich der Grube Angersdorf wird allerdings ein Einfallen von durchschnittlich 9° beobachtet.

### 1.3 Bergmännische Situation

Die Kali- und Steinsalzgruben Teutschenthal, Angersdorf und Salzmünde besitzen je ein selbständiges, von den dazugehörigen Schächten aus aufgefahrenes Grubengebäude. Das Grubengebäude der Schachtanlage Salzmünde ist mit dem Grubengebäude der Schachtanlage Teutschenthal zu Bewetterungszwecken seit 1925 durch eine Richtstrecke verbunden. Die Verbindung des Grubengebäudes Angersdorf mit Teutschenthal erfolgte 1963 ebenfalls

aus Gründen der Wetterführung mit zwei Richtstrecken und einem daran anschließenden Überhauen.

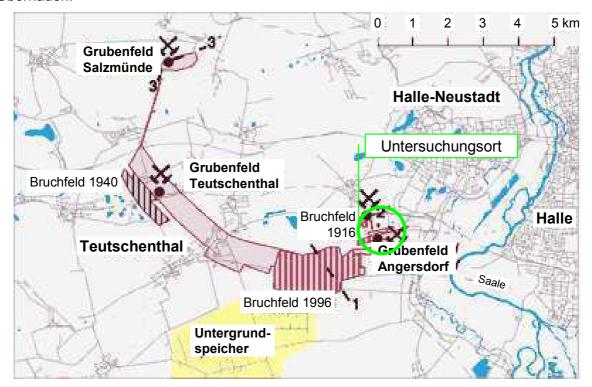


Abb.1.3-1: Lage der Grubengebäude am Teutschenthaler Sattel

Die im Streichen des Teutschenthaler Sattels aufgefahrenen Grubenfelder der Gruben Teutschenthal und Angersdorf weisen zusammen eine Längserstreckung von ca. 9 km auf (Abb. 1.3-1). Die größte Ausdehnung der Grubenbaue im Einfallen der Lagerstätte beträgt ca. 1,8 km und befindet sich im Ostfeld der Grube Teutschenthal. Das Grubenfeld der Schachtanlage Salzmünde besitzt Abmessungen von etwa 350 x 750 m². Die Größe des gesamten bergmännisch aufgefahrenen Hohlraumes der drei Gruben geht aus Tabelle 1.3-1 hervor.

Tab. 1.3-1: Hohlraumbilanz der Gruben der GTS am Teutschenthaler Sattel

Grube	Hohlräume in Mio. m³						
	im Carnallitit	im Steinsalz	Summe				
Teutschenthal	12,4	0,7	13,1				
Angersdorf	0,6	1,0	1,6				
Salzmünde	0,2	-	0,2				
gesamt	13,2	1,7	14,9				

Nachfolgend werden die in den benachbarten Gruben Angersdorf und Teutschenthal angewendeten Abbauverfahren erläutert. In allen Gruben wurde Kammerbau mit und ohne Versatz betrieben.

#### Angersdorf

Die beiden Schächte "Halle" und "Saale", die die Grube Angersdorf erschließen, wurden 1908 bis 1911 bzw. 1910 bis 1912 geteuft und 1983 bis 1984 oberhalb des Salinars abgepfropft. In der Grube Angersdorf wurde sowohl Carnallitit des Staßfurt-Flözes als auch Steinsalz der Leine-Serie abgebaut. Die Carnallititgewinnung erfolgte in den Jahren 1912 bis 1928 im Südteil des Grubenfeldes (Bereich Schacht Halle) durch Kammerbau mit Teilversatz. Die Abbaukammern erhielten streichende und schwebende Anordnung und wurden zu etwa 30% versetzt.

Am 22. Januar 1916 ereignete sich in dem in 740 m Teufe gelegenen damals noch eng begrenzten Carnallititfeld mit 100 m querschlägiger Breite und 300 m streichender Länge ein Gebirgsschlag. Der Abbau des Carnallititfeldes wurde danach mit veränderten Pfeilerparametern bis 1928 fortgesetzt.

Der Abbau des Leine-Steinsalzes im Kammerbau erfolgte von 1928 bis 1966 über dem Carnallititbaufeld in ca. 650 m Teufe. Die Abbaukammern wurden mit flacher Firstwölbung schwebend aufgefahren.

Von 1963 bis Ende der 60er Jahre wurden ausgehend von der Verbindungsstrecke zwischen Schacht "Saale" und Schacht "Halle" untertägige Aussolung mit drei Kavernen im Staßfurt-Steinsalz in 900 bis 1000 m Teufe betrieben.

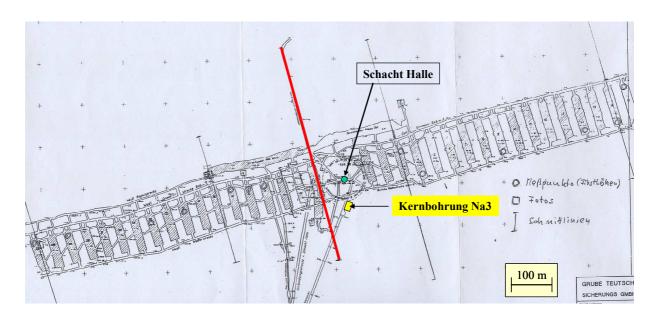


Abb.1.3-2: Lage des Schnittes durch die Steinsalzsohle in der Nähe von Schacht "Halle"

In Abb. 1.3-2 wird die Leine-Steinsalzsohle und die Lage eines Modellschnittes in der Nähe des Schachtes "Halle" dargestellt. Abb. 1.3-3 gibt den geologischen Aufbau und die Lage der Grubenbaue in diesem Schnitt wieder.

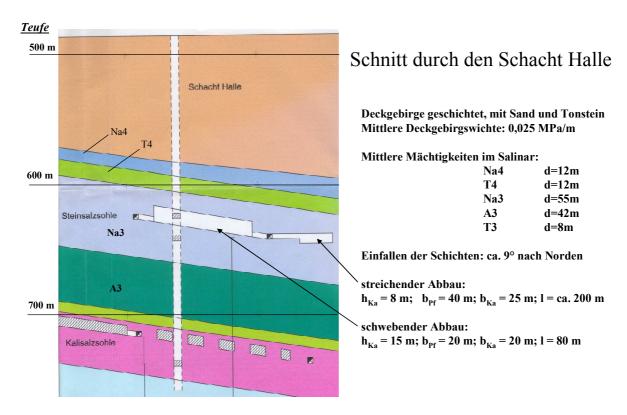


Abb.1.3-3: Schnitt durch den Schacht "Halle" und die Grubenbaue der Stein- und Kalisalzsohle

#### **Teutschenthal**

In den Grubenfeldern der Schachtanlage Teutschenthal wurde von 1908 bis 1982 Carnallitit im ca. 40 m mächtigen Flöz Staßfurt abgebaut. Als Abbauverfahren kam Kammerbau zur Anwendung, wobei im Carnallitit die Abbaukammern bis 1949 teilweise versetzt wurden. Seit 1950 wurde ausschließlich ohne Versatz abgebaut. Der Carnallititabbau bewegte sich in Teufen zwischen 610 und 830 m.

Mit der Aufnahme der Abbautätigkeit im Jahr 1907 bis ins Jahr 1965 erfolgte die Dimensionierung der Abbauparameter auf empirischer Grundlage. Im ersten Stadium bis zum Eintreten des Gebirgsschlages 1940 wurden sehr schlanke Langkammerpfeiler aufgefahren, wobei das Verhältnis von Pfeilerbreite zu Pfeilerhöhe (Schlankheitsmaß  $\alpha$ ) am Ende nur noch bei 0,6 bis 0,8 lag. Das zweite Stadium von 1940 bis 1965 ist unter Berücksichtigung der Erfahrungen des Gebirgsschlages von 1940 durch eine Erhöhung des Schlankheitsmaßes gekennzeichnet. Im Zwischenfeld von 1940 bis 1949 wurden die Abbaupfeiler mit Schlankheitsmaßen von 1,0 aufgefahren und zusätzlich nach 10 Abbauen 60 m breite Barrierepfeiler

angeordnet. Die hinsichtlich der Abbaupfeiler günstigsten Schlankheitsmaße wurden bei der Einführung des versatzlosen Abbaus im Baufeld 1950-1965 mit 3,0 bis 3,8 erreicht, wobei zusätzlich sogar Barrierepfeiler von 105 m Breite nach jeweils nur 4 Abbaukammern stehengelassen wurden.

Mit der Einführung der Dimensionierung auf der Grundlage der Grenzgleichgewichtstheorie wurde im 3. Stadium ab 1966 bis 1982 im Ostfeld die Abbauverluste reduziert und Schlankheitsmaße der Abbaupfeiler zwischen 2,1 und 3,0 zugelassen. Auf Grund des in der Folgezeit beobachteten Bruch- und Konvergenzverhaltens wurde erkannt, dass dieses Baufeld nicht dauerstandsicher ausgelegt ist. Deshalb wurde Ende 1995 in der Grube Teutschenthal mit Versatzmaßnahmen im Rahmen einer Untertageverwertung zur Stabilisierung dieses Baufeldes begonnen. In Vorbereitung dieser Arbeiten wurde auch der Schacht Halle in Angersdorf wieder aufgewältig, so dass er als Flucht und Wetterschacht zur Verfügung stand. Unglücklicherweise waren die bis zu diesem Zeitpunkt zur Stabilisierung durchgeführten Versatzarbeiten noch nicht ausreichend, so dass sich am 11.09.1996 im Ostfeld der Grube Teutschenthal ein weiterer Gebirgsschlag ereignete. Der Zeitpunkt, eine Stunde vor Schichtbeginn verhinderte zum Glück Personenschäden untertage.

Der Gebirgsschlagmechanismus beim Zusammenbruch des Ostfeldes der Grube Teutschenthal steht in prägnanter Übereinstimmung mit der einen Monat vor dem Ereignis dem Bergamt vorgelegten dynamischen Berechnungen zur Systemstabilität im Ostfeld (ARGE, 1996). Erstmalig war es gelungen, den bei einem Gebirgsschlag im Kalibergbau ablaufenden dynamischen Prozess in einem gebirgsmechanischen Modell vorauszuberechnen (MINKLEY & MENZEL, 1999). Die den kettenreaktionsartigen Bruchvorgang charakterisierenden wesentlichen Parameter wie Herddauer von ca. 1,5 s, Lokalmagnitude von ML = 4,8, Bruchbegrenzung auf 2,5 km² und Absenkung der Tagesoberfläche von 0,5 m entsprechen den vorausberechneten Größen unter Benutzung des im Rahmen des BMBF-Vorhabens FKZ 02C0264 4 entwickelten elasto-plastischen Entfestigungsmodels, das auch im vorliegenden Verbundprojekt in seiner weiter entwickelten Form als visko-elasto-plastisches Stoffmodell zur Anwendung kommt.

Mit dem Gebirgsschlag wurde auch der Weg zum Schacht "Halle" zerstört und immer weniger Grubenwetter gelangten über das Bruchfeld zum ausziehenden Wetterschacht. Deshalb wurde eine neue Wetterverbindung über dem Bruchfeld im Niveau des Leine-Steinsalzes zwischen der Leine-Steinsalz-Sohle der Grube Angersdorf und der Grube Teutschenthal aufgefahren und Mitte 2005 in Betrieb genommen.

Der Gebirgsschlag machte auch eine Überarbeitung des Langzeitsicherheitsgutachtens erforderlich. In diesem Zusammenhang wurde ein umfangreiches Laborprogramm (IfG, 1999 u. 2000) an den Gesteinen der hydrogeologischen Hangendbarriere durchgeführt, d. h. vor allem am Leine-Steinsalz und am Roten Salzton, für das die Probenahme in der Grube Angersdorf erfolgte. Abb. 1.3-1 zeigt die Probenahmestelle für die Gewinnung der Leine-Steinsalz-Proben. Auf der Basis dieser Ergebnisse konnte eine Neubewertung der Langzeitsicherheit der Grube Angersdorf realisiert werden (IfG, 2006).

Diese Untersuchungen liefern einen wesentlichen Teil des Datenfundus für die Durchführung des hier darzustellenden Verbundvorhabens, der im nächsten Kapitel beschrieben wird.

#### 1.4 Gesteinsmechanische Laborversuche am Leine-Steinsalz

Zu Projektbeginn lagen sowohl Ergebnisse von triaxialen Druckversuchen als auch von zweistufigen Kriechversuche vor, die an Prüfkörpern aus Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf gewonnen worden waren IfG (1999) und an denen schon bei Projektbeginn eine erste Parameterbestimmung für die verschiedenen Stoffmodelle der Projektpartner erfolgen konnte.

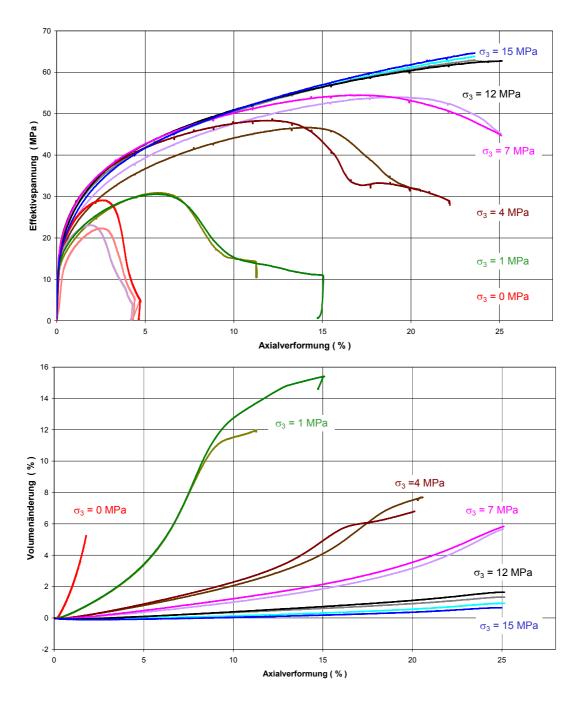


Abb.1.4-1: Triaxiale Druckversuche Leine-Steinsalz (Angersdorf) Effektivspannung u. Dilatanz

Insgesamt wurden 13 triaxiale Druckversuche am Steinsalz mit der Lab.-Nr. 217/1-16 (Schacht Angersdorf) mit der Standardverformungsrate von  $2.5\cdot10^{-5}$  s<sup>-1</sup> und Manteldrücken  $\sigma_3$  = 0; 1,0; 4,0; 7,0; 12,0 und 15,0 MPa, durchgeführt. Die bei diesen Versuchen ermittelten Abhängigkeiten von Effektivspannung und Volumenverformung bezüglich der erreichten Axialverformung sind in Abb. 1.4-1 zusammengefasst.

Die vier zweistufigen Kriechversuche (KVe) wurden mit den in Tabelle 1.4-1 zusammengefassten Versuchsbedingungen und -ergebnissen durchgeführt, die Versuchsergebnisse sind in den Anlagen 1.4-1 bis 1.4-4 vollständig dargestellt.

Tab. 1.4-1 Stationäre Kriechraten für die bei Projektbeginn vorliegenden Kriechversuche

KV	∆t [d]	T [K]	σ <sub>1</sub> [MPa]	σ <sub>3</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	$\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr}[d^{\text{-}1}]$
TtNa3_18TCC:						
Stufe 1	72	294	14	4	10	5,97·10 <sup>-6</sup>
Stufe 2	<u>48</u>	294	18	4	14	1,85·10 <sup>-5</sup>
Gesamt	120					
TtNa3_20TCC:						
Stufe 1	72	294	18	6	12	1,43·10 <sup>-5</sup>
Stufe 2	<u>51</u>	294	22	6	16	1,15·10 <sup>-4</sup>
Gesamt	123					
TtNa3_22TCC:						
Stufe 1	72	294	26	10	16	1,86·10 <sup>-5</sup>
Stufe 2	<u>28</u>	294	30	10	20	8,44·10 <sup>-5</sup>
Gesamt	100					
TtNa3_24TCC:						
Stufe 1	72	294	32	12	20	4,88·10 <sup>-5</sup>
Stufe 2	<u>33</u>	294	36	12	24	2,01·10 <sup>-4</sup>
Gesamt	105					

Da sich gezeigt hatte (IfG, 1999), dass die Verformungseigenschaften des Na4-Steinsalzes denen des Na3-Steinsalzes ähnlich sind, wurde entschieden, das Aller-Steinsalz mit den gleichen Stoffgesetzparameter-Kennwerten wie das Leine-Steinsalz zu berechnen, vgl. auch Kap.1.7.

#### 1.5 Übertägige Senkungsmessungen

Seit dem Jahr 1909 werden an der Tagesoberfläche über den Grubefeldern der Gruben Angersdorf und Teutschenthal Senkungsmessungen durchgeführt. In Abb. 1.5-1 ist die Lage der übertägigen Nivellementpunkte über dem Grubengebäude der Grube Angersdorf dargestellt, wobei gleichzeitig sowohl die übertägige Bebauung als auch die untertägigen Grubenbauen der Carnallitit- und Steinsalzsohlen abgebildet werden. Die dunkelblauen Festpunkte

wurden bereits in der Anfangsphase des Bergbaus installiert, während die hellblauen Punkte zu Beginn der 50er Jahre eingerichtet wurden.

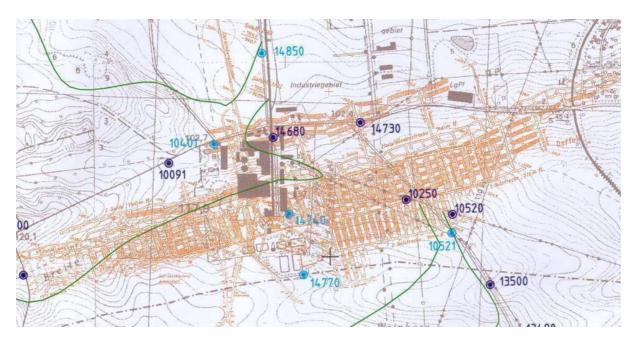


Abb.1.5-1: Lage der übertägigen Nivellementpunkte über dem Grubengebäude Angersdorf

In Abb. 1.5-2 werden ausgewählte Senkungs-Zeit-Kurven dargestellt, die für die Kalibrierung der Rechenmodelle von allen Projektpartnern genutzt wurden.

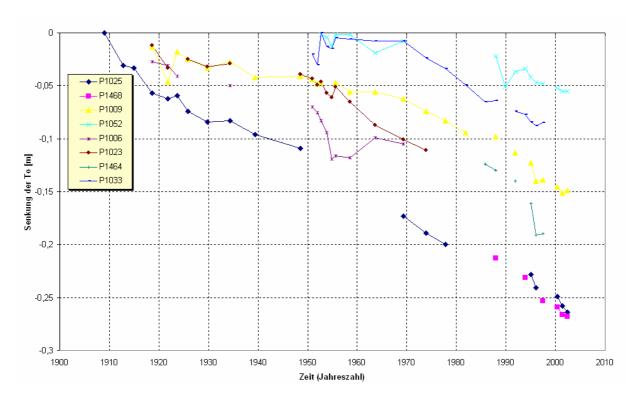


Abb.1.5-2: Ausgewählte Ergebnisse des übertägigen Nivellements Angersdorf

Wegen der schwierigen Zuordnung der einzelnen Abbauphasen (Carnallititabbau, Leine-Steinsalzabbau und sohlende Gewinnung von Staßfurt-Steinsalz) wurde vereinbart, einheitlich die ersten 40 Jahre der Senkungen für den Nivellementpunkt 1025 mit den berechneten Senkungen zu vergleichen. An diesem Punkt werden nach 40 Jahren Senkungen in der Größenordnung von 12,5 cm bei einer nahezu stationären Senkungsrate von 1,5 mm/a ermittelt. Die Anpassung erfolgte vorrangig an die stationären Senkungsraten, die größenordnungsmäßig auch an den anderen Nivellementpunkten bis heute erreicht wurde. Dabei wird davon ausgegangen, dass im Bereich des gewählten Modellschnittes im Bereich der Kammern VIII und IX der Einfluss der unter dem sehr steifen Hauptanhydrit bis 1928 angelegten Carnallititabbaue weitestgehend abgeklungen ist und auch der Einfluss, der unter Soleinnendruck stehenden Kavernen im Staßfurt-Steinsalz unterhalb der Verbindungsstrecke zwischen den Schächten "Halle" und "Saale" vernachlässigt werden kann.

#### 1.6 Wahl des Messortes in der Kammer VIII

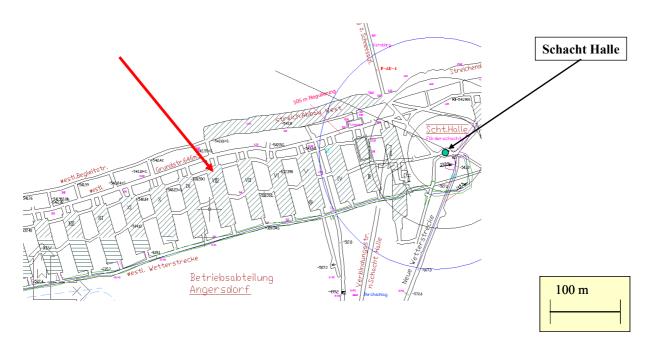


Abb.1.6-1: Lage der Kammer VIII im Westflügel der Leine-Steinsalzsohle Angersdorf

Am 14. September 2007 wurden durch Vertreter von GTS und IfG sowohl auf der Basis des bergbausicherheitlichen Zustandes als auch der Zugänglichkeit ein möglicher Messort für die Durchführung von ergänzenden In-situ-Messungen in einem Langpfeiler zwischen zwei schwebenden Großkammern (Abbauen) der Steinsalzsohle in Angerdorf ausgewählt. Die Wahl fiel auf den Pfeiler zwischen den Kammern VIII und IX auf dem Westflügel der Leine-Steinsalzsohle. Da die Kammer VIII zum Teil mit Steinsalz aus der Auffahrung der Wetterverbindungstrecke zur Grube Teutschenthal versetzt ist, ergibt sich dort die Möglichkeit ei-

nerseits die Firstsicherheit in der ca. 15 m hohen Kammer herzustellen und andererseits in etwa halber Pfeilerhöhe Bohrungen für Pfeilerquerdehnungsmessungen, Spannungssondierungen und Permeabilitätsmessungen durchführen zu können. Das dort realisierte Messprogramm wird im Kapitel 2 detailliert erläutert.

Abb. 1.6-1 zeigt die Lage der Kammer VIII im Westflügel der Leine-Steinsalzsohle der Grube Angersdorf und Abb. 1.6-2 die westliche Wetterstrecke im Bereich der Kammer VIII.

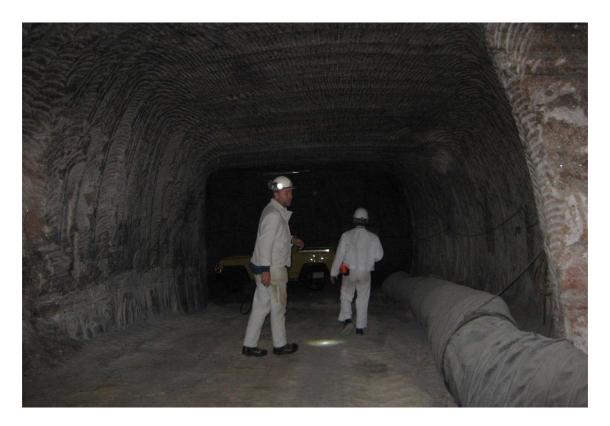


Abb.1.6-2: Blick in die westliche Wetterstrecke im Bereich der Kammer VIII

#### 1.7 Ableitung des gebirgsmechanischen Strukturmodells

Die Partner des Verbundvorhabens einigten sich nach einem Vorschlag des IfG für den zu modellierenden Grubenausschnitt auf eine halbe schwebende Großkammer und einen halben Pfeiler unter Einbeziehung eines Ausschnitts der senkrecht zu ihnen verlaufenden Kopfund Fußstrecke sowie des streichenden Abbaus und der mittleren Verbindungsstrecken zwischen den Kammern. Die Situation entspricht derjenigen westlich von Schacht "Halle" (Abb. 1.7-1).

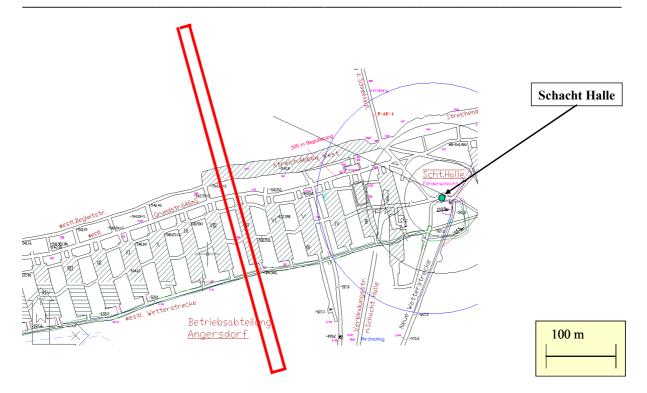


Abb.1.7-1: Lage des 3D-Modells (rot umrandet) zur Messkammer VIII

Aufgrund der Symmetrien bzw. Periodizität im Grubengebäude kann ein solches Modell als repräsentativ für das gesamte Grubengebäude angesehen werden.

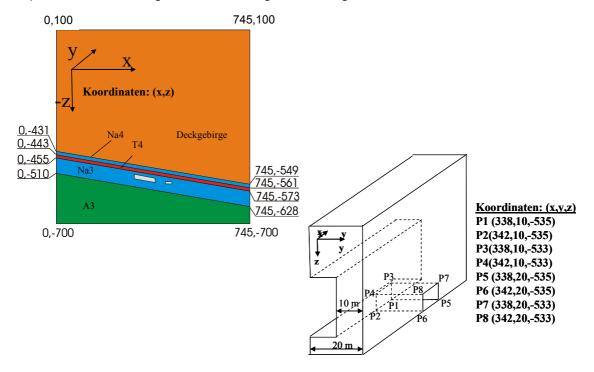


Abb.1.7-2: Aufbau des 3D-Modells (Übersicht)

Vertikal umfasst das Modell sämtliche Gesteinsschichten zwischen der Unterkante des Hauptanhydrits ("A3", in ca. 700 m Teufe) und der Tagesoberfläche (als Oberkante des

Buntsandsteins angenommen) (s. Abb. 1.7-2 und 1.7-3), so dass ein Vergleich mit den Oberflächen-Nivellementmessungen möglich ist. Hierzu wurde der Trend dieser Messungen auf Basis der zwischen 1909 und 1949 aufgenommenen Daten am Nivellementpunkt 1025 bis zum Jahr 2010 extrapoliert.

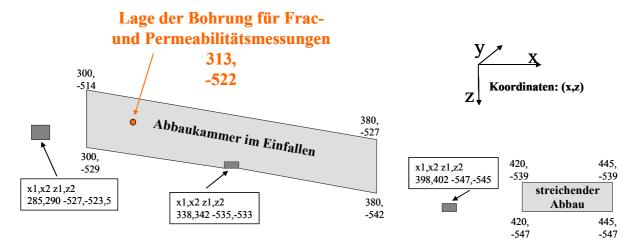


Abb.1.7-3: Aufbau des 3D-Modells (Details des Grubengebäudes)

Der Einfluss der Grubenbaue im Carnallitit und der Kavernen im Staßfurt-Steinsalz wurde nicht berücksichtigt. Horizontal in Richtung der Kammerachse wurde das Modell jeweils um 300 m über die Kopfstrecke bzw. den streichenden Abbau hinaus ausgedehnt. Die Kammersohle und -firste berücksichtigt das Einfallen von  $9^{\circ}$ . Die Dimension des 3D-Modells ergibt sich damit zu I x b x h = 700 m x 20 m x 800 m. Die in Abb. 1.7-2 und 1.7-3 definierte Modellgeometrie, wurde für alle Partner als verbindliche Vorgabe bei der 3D-Modellerstellung festgelegt.

Außerdem wurden für alle Partner neben der Modellgeometrie verbindliche Kennwerte für die Modellierung der Schichten Hauptanhydrit, Roter Salzton sowie Buntsandstein vorgegeben, die in Tab. 1.7-1 zusammengefasst sind. Diese Werte basieren auf den Untersuchungen, d. h. insbesondere den gesteinsmechanischen Laborversuchen, die das IfG im Zusammenhang mit dem Langzeitsicherheitsnachweis für die Grube Angersdorf durchgeführt hat (IfG, 2006).

Tab. 1.7-1: Einheitliche Modellvorgaben für die gesteinsmechanischen Parameter

			ρ	K	G	E	ν	С	ф	$\sigma_{z}$	Α	n
Schicht		Modell	[t/m³]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[-]	[MPa]	[°]	[MPa]	[d <sup>-1</sup> ]	
Deckgebirge		MC	2,60	5,9	2,3	6,0	0,33	0,5	30	0		
roter Salzton	T4	Norton	2,30	7,5	4,0	10,2	0,27				1,60E-06	1
Hauptanhydrit	А3	Elastisch	2,90	40,0	24,0	60,0	0,25					
Steinsalz	Na3-Na4		2,15	16,7	10,0	25,0	0,25					

\_\_\_\_\_

Aus den Dichtewerten in Tabelle 1.7-1 wurde weiterhin folgender einheitlicher Grundspannungszustand abgeleitet:

$$\sigma_{zz} = \rho \cdot 9.81 \cdot z$$
  
im Salinar : im Deckgeb. :

$$\sigma_{zz} = \sigma_{yy} = \sigma_{xx}$$

$$\sigma_{yy} = \sigma_{xx} = \frac{v}{1 - v} \cdot \sigma_{zz}$$

Außerdem wurde vereinbart, die Auffahrung aller Hohlräume im Modell gleichzeitig und instantan für das Jahr 1909 (d. h. dem Beginn der Senkungsmessungen) zu simulieren und die Rückrechnung des Ist-Zustandes sowie den Vergleich der berechneten TO-Senkung mit dem Senkungsverlauf des Punktes P 1025 vorzunehmen. Gleichzeitig wurde festgelegt, die Simulationszeit von 50 Jahren mit den in 2009 ("Ist-Zustand") durchgeführten In-situ-Messungen zu vergleichen und den gesamten Simulationszeitraum auf 100 Jahre zu begrenzen, da erfahrungsgemäß nach solchen Standzeiten die Grubenbaue einer UTD/UTV versetzt sind bzw. Selbstversatzprozesse das Verformungsverhalten dominieren, die nicht Gegenstand des Stoffmodellvergleichs sind.

\_\_\_\_\_\_

#### 2 Ergänzende Untertage-Messungen

#### 2.1 Einführung

Im Langpfeiler zwischen den schwebenden Großkammern VIII und IX wurde ein Messort eingerichtet, an dem sowohl Pfeilerquerdehnungs- als auch Frac- sowie Druckstoßmessungen zur Ableitung der Spannungs- bzw. Permeabilitäts- und Porositätsverteilung durchgeführt wurden. Dazu wurde in einem Abstand von ca. 13 m vom südlichen Kammerstoß und ca. 6 m unterhalb des Scheitelpunktes der Kammerfirste eine Horizontalbohrung mit einem Durchmesser von 42 mm gestoßen, in der die Frac- und Druckstoßmessungen durchgeführt werden konnten. Die Lage dieser Bohrung ist in Abb. 2.1-1 rot gekennzeichnet.

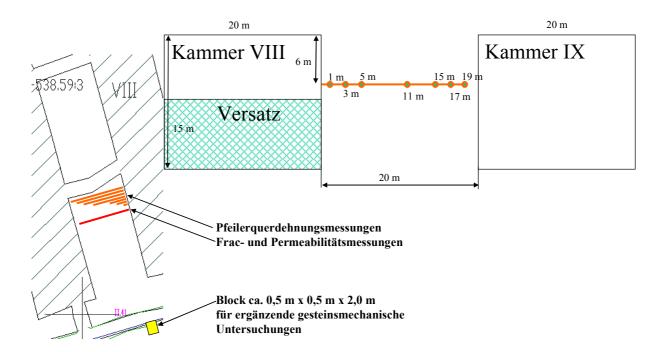


Abb. 2.1-1: In-situ-Messungen aus Kammer VIII

Die sieben, parallel ca. 3 m weiter nördlich angeordneten Horizontalbohrungen für die Installation der Extensometer wurden ebenfalls mit einem Durchmesser von 42 mm gestoßen und sind in Abb. 2.1-1 orange dargestellt, wobei die Bohrlochlängen den Extensiometerlängen entsprechen.

Tab. 2.1-1: Daten der Messbohrungen am Messort Kammer VIII.

	Teufe	Ø	Verfah-	Neigung	Datum	Messung	
	[m]	[mm]	ren	[°]	Datum	iviessurig	
HZB_lfG_1/08	1,00	42	Voll	2	22.04.08	Extensometer	
HZB_lfG_2/08	3,00	42	Voll	2	22.04.08	Extensometer	
HZB_IfG_3/08	5,00	42	Voll	2	22.04.08	Extensometer	
HZB_IfG_4/08	11,0	42	Voll	2	23.04.08	Extensometer	
HZB_lfG_5/08	15,0	42	Voll	2	23.04.08	Extensometer	
HZB_IfG_6/08	17,0	42	Voll	2	24.04.08	Extensometer.	
HZB_lfG_7/08	19,0	42	Voll	2	25.04.08	Extensometer	
HZB_lfG_1/09	21,5	42	Voll	-7,5	23.03.09	Frac/Perme	

Abb. 2.1-2 zeigt die Datenerfassungsanlage zur Registrierung der Pfeilerquerdehnungen, die vom IfG zur Verfügung gestellt wurde, auf dem Teilversatz in Kammer VIII.

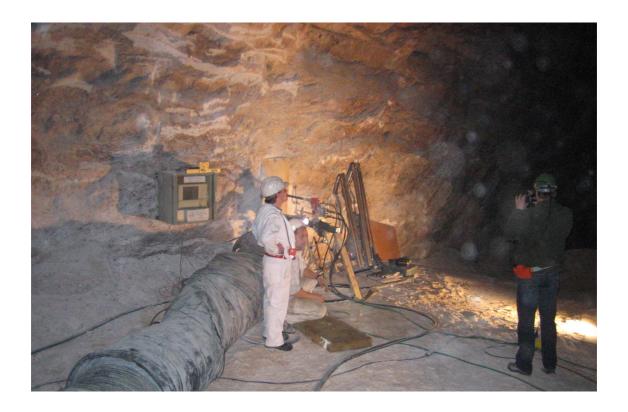


Abb. 2.1-2: Messort in der Kammer VIII

#### 2.2 Pfeilerquerdehnungsmessungen

#### 2.2.1 Eingesetzte Technik und Methodik

Für die Registrierung der Pfeilerquerdehnungsentwicklung im Pfeiler zwischen den Abbauen VIII und IX wurden in 7 parallelen Bohrungen je ein Stangenextensometer installiert. Dabei wurde zunächst manuell mit einer Genauigkeit von 0,01 mm zwischen einer Kopfplatte am Bohrlochmund und dem Ende einer Glasfaserseele mit einem Durchmesser von 8 mm gemessen, die im Bohrlochtiefsten verklebt wurde. Um die Messgenauigkeit zu erhöhen und eine größere Datendichte zu erzielen, wurde die Datenerfassung automatisiert, wozu das IfG leihweise 7 induktive Wegaufnehmer mit einer Genauigkeit von 0,01 mm und eine Datenerfassungsanlage zur Verfügung stellte.

Die Extensometer wurden am 29.07.2008 in den Bohrlöchern mit Teufen von 1 m, 3 m, 5 m, 11 m, 15 m, 17 m und 19 m verklebt. Die Nullmessung erfolgte am gleichen Tag. In Abb. 2.1-2 ist der Messort mit den Kopfplatten der Extensometer und der Datenerfassungsanlage fotografisch abgebildet.

#### 2.2.2 Ergebnisse der Extensometermessungen

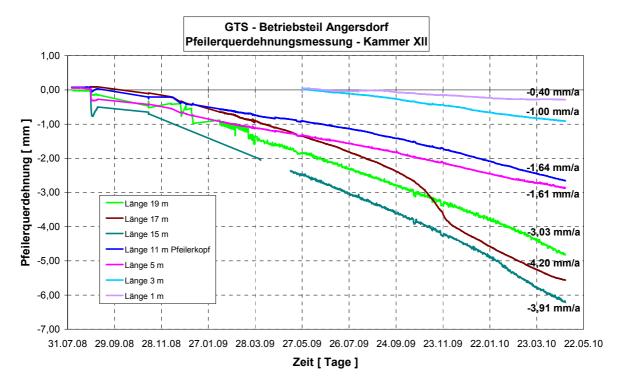


Abb. 2.2-1: Ergebnisse der Pfeilerquerdehnungsmessungen am Messort in der Kammer VIII

.....

In Abb. 2.2-1 werden die zum Projektende nach 10 Monaten Messzeit am 28.04.2010 ermittelten Ergebnisse der Pfeilerquerdehnungsmessungen zusammengefasst. Für das Extensometer mit einer Länge von 17 m, das nahezu den gesamten Pfeilerquerschnitt erfasst, wurden die maximale Pfeilerquerdehnungsraten von 4,2 mm/Jahr gemessen. Für das 15 m lange Extensometer wurde eine Rate von 3,9 mm/Jahr sowie für die 11 und 3 m langen Extensometer 1,6 bzw. 1,0 mm/Jahr ermittelt. Bei der Analyse dieser Ergebnisse wird der dominierende Beitrag der Querdehnung in Richtung Kammer IX in halber Pfeilerhöhe deutlich, während die Verschiebungen in Richtung Kammer VIII wegen der Nähe der Firste und dem Versatz etwas behindert sind.

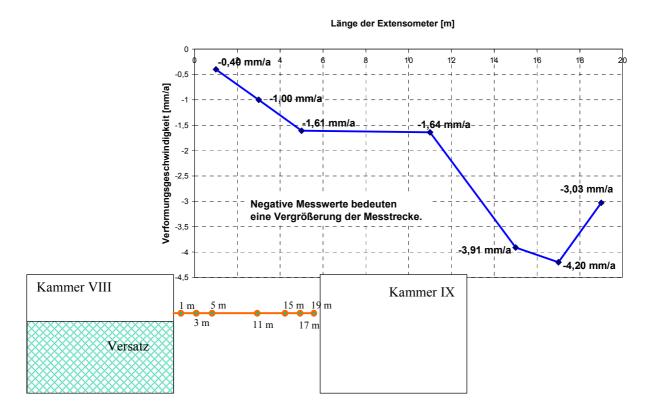


Abb. 2.2-2: Pfeilerquerdehnungsraten in Abhängigkeit von der Extensometerlänge

Abb. 2.2-2 fasst die Ergebnisse der Pfeilerquerdehnungsmessungen im Pfeiler zwischen den Kammern VIII und IX zusammen. Daraus ergibt sich, dass bei den Benchmark-Berechnungen, die sich auf die halbe Pfeilerbreite beziehen, eine Pfeilerquerdehnungsrate von ca. 2 mm/Jahr zum Vergleich herangezogen werden muss.

#### 2.3 Spannungssondierung mittels "hydraulic fracturing"

#### 2.3.1 Eingesetzte Technik und Methodik

Das Prinzip des "hydraulic fracturing" – also 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 des senkrecht zur Rissfläche wirkenden Gebirgsdruckes. Die entscheidenden Vorgänge und Messwerte sind dabei:

- (1) Aufreißvorgang: Aufgrund des Überdrucks in einem abgepackerten Bohrlochabschnitt werden an der Bohrlochkontur Spannungen erzeugt, die größer sind als die Gebirgsspannung im Anstehenden und die Zugfestigkeit des Gesteins. Dies führt zum Aufreißen des Gebirges, welches durch einen deutlichen Druckabfall im Fracsystem gekennzeichnet ist. Dieser Druckwert "FRACDRUCK [P<sub>frac</sub>]" ist allerdings von diversen Randbedingungen abhängig und daher nur bedingt für eine Interpretation als Spannungsgröße 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 eines Druckgleichgewichtes: Nach Beendigung des Verpressvorganges sinkt der Druck im Fracsystem ab und nähert sich asymptotisch einem Endwert. Dieses Druckgleichgewicht wird als "RUHEDRUCK (P<sub>ruhe</sub>)" bezeichnet. Dieser Zustand ist erfahrungsgemäß etwa eine Stunde nach Einstellung des Verpressvorganges erreicht. Um einen eventuell längeren Einstellvorgang des Druckgleichgewichtes zu begrenzen, wird das Versuchsregime "Eingrenzung der minimalen Hauptspannung" als vorteilhaft betrachtet. Eine zu lange Phase der Einstellung des Druckgleichgewichts kann zur Verfälschung der Messergebnisse infolge von Migrationsvorgängen des Fluides in das Gestein (Permeation) bzw. von Undichtigkeiten des hydraulischen Systems führen. Ein hydraulisches System gilt als dicht, wenn der Druckabfall im System kleiner als 2 % des Messwertes in einer halben Stunde ist.

Durch Untersuchungen zur räumlichen Orientierung von Fracrissen (MANTHEI et al., 1996), wurde nachgewiesen, 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 Untersuchungen des IfG Leipzig bei Labor- und In-situ-Messungen gewonnene Erfahrung, dass mit diesem Messverfahren im Salzgestein lediglich die kleinste Hauptnormalspannung ermittelt werden kann.

Die vom IfG Leipzig zu Fracversuchen verwendete Messapparatur besteht im Wesentlichen aus folgenden Baugruppen (Abb. 2.3-1):

- Doppelpacker-Frac-Sonde mit Zweikreissystem, Durchmesser 42 mm,
- 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 und
- rechnergestützte Messwerterfassungseinrichtung (Datenwandler, Datenlogger).



Abb. 2.3-1: Frac-Equipment für Bohrlochdurchmesser von 42 mm des IfG Leipzig

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

- Dichtheitstest (1) zur Überprüfung der primären Dichtheit des Systems ca. 15 min,
- Druckerhöhung (2) bis zum Aufreißen (Frac) des abgepackerten Bohrlochabschnittes,
- Beobachtung des Druckabfalls (3) ca. 30 min,

- Entspannung des Systems (4),
- Dichtheitstest (5) bei etwa 90 % des Endwertes der Druckabfallkurve (sekundäre Dichtheit) – ca. 15 min,
- erneutes Aufreißen (6) und Risserweiterung (Refrac) und
- Beobachtung des Druckabfalls (7) ca. 30 min.

In Abb. 2.3-2 ist ein typischer Frac-Refrac-Verlauf als Druck-Zeit-Kurve mit seinen entscheidenden Phasen (1 bis 7) während des "hydraulic fracturing" dargestellt.

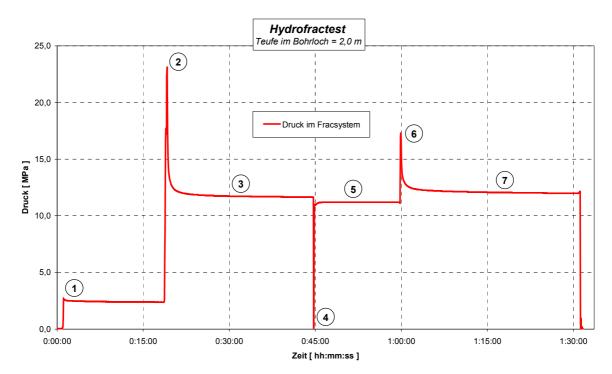


Abb. 2.3-2: Praktiziertes Versuchsregime mit typischem Frac-Refrac-Verlauf

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:

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

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 ge-

öffnet werden kann. Eine Vergrößerung der Rissfläche ist in jedem Fall durch einen Druckverlust im System zu erkennen.

Die minimale Hauptspannung wird aus den Endwerten der Anpassungskurven für die Druckabfallkurven (5) und (7) gemittelt.

#### 2.3.2 Ergebnisse - Minimalspannungsabschätzung

In der für die Frac-Messungen vorgesehenen Horizontalbohrung HZB\_IfG\_1/09 wurden in 17 Teufen (0,2/0,5/1/2/3/5/7,5/10,75/14/16,5/18,5/19,5/20,5/21/21,3 und 21,5 m) sowohl Druckstoß-Test, die einem verlängerten im Abschnitt 2.3.1 beschriebenen Dichtheitstest entsprechen und zur Permeabilitätsabschätzung genutzt wurden, als auch Aufreißversuche durchgeführt, aus denen die Minimalspannungsverteilung abgeleitet wurde. Die nach der oben beschriebenen Methodik ermittelte Minimalspannungsverteilung im Pfeiler zwischen den Kammern VIII und IX wird in der Abb. 2.3-3 in Abhängigkeit von der Bohrlochteufe dargestellt.

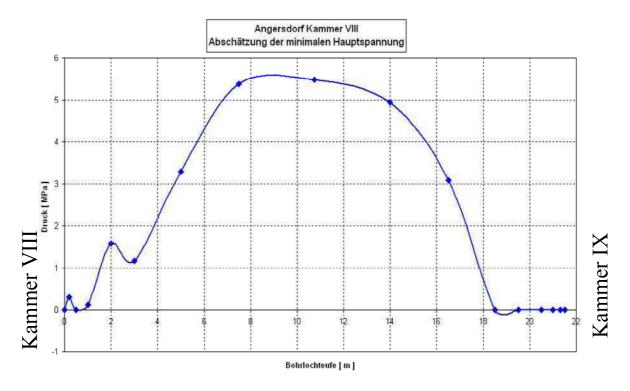


Abb. 2.3-3: Verteilung der minimalen Hauptspannung im Pfeiler zwischen Kammer VIII und IX

Bei der Analyse dieser Ergebnisse wird die stärkere Entlastung in Richtung Kammer IX in halber Pfeilerhöhe deutlich, während die Entlastung in Richtung Kammer VIII wegen der Nähe der Firste und dem Versatz behindert ist. Außerdem wurde der Stoß der Kammer VIII zur

\_\_\_\_\_

Gewährleistung der Bergbausicherheit vor Beginn der Bohrarbeiten beraubt, so dass der Maximalwert von 5,7 MPa etwas in Richtung Kammer VIII verschoben ist.

#### 2.4 Permeabilitätsbestimmung

#### 2.4.1 Eingesetzte Technik und Methodik

Für die Permeabilitäts- bzw. Porositätsbestimmung kam die Hydrofrac-Sonde für Bohrlochdurchmesser von 42 mm zur Anwendung, die in Abschnitt 2.3.1 beschrieben ist. Dies hat
den Vorteil, dass mit nur einer Messsonde sowohl Druckstoßtests (d. h. sehr lange Dichtheitstests) zur Permeabilitätsbestimmung als auch im Anschluss daran Fracversuche durchgeführt werden können, ohne die Versuchs-/Messapparatur zu verändern/demontieren. In
Voruntersuchungen in einem Stahlrohr wurde die Dichtheit der Sonde nachgewiesen. Die
Versuche wurden grundsätzlich vor den Hydrofractests durchgeführt, um ein nicht durch andere Versuche geschädigtes Gebirge zu garantieren.

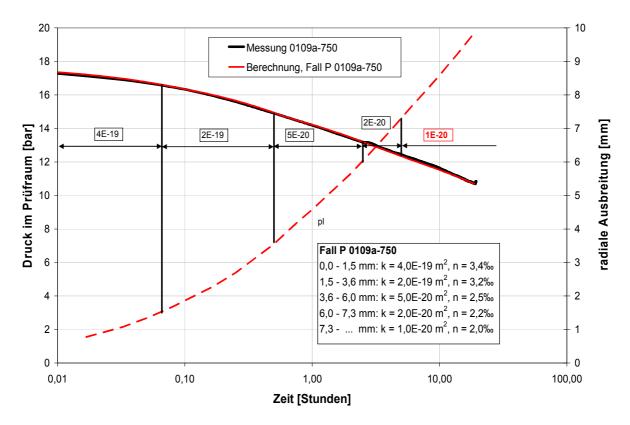


Abb. 2.4-1: Druckstoß-Test für Bohrlochteufe 7,5 m und Anpassungsergebnis

Die Permeabilitätsbestimmungen erfolgten auf der Basis von Druckstoß-Tests. Dabei wird nach dem Dichtheitsnachweis im Bohrlochbereich der Fluiddruck schnell auf einen Wert unterhalb der minimalen Druckeinspannung erhöht und in der Shut-In-Phase der Druckstoß beobachtet (Abb. 2.4-1). Als Mindestdauer wurde in der Regel der Zeitraum bis zur nächsten

Arbeitsschicht am folgenden Tag eingehalten. In Einzelfällen betrug die Versuchsdauer auch mehrere Tage. Vor der stoßartigen Druckbeaufschlagung mit einem niedrigviskosen Hydrauliköl (Viskosität 4 mPa·s) wurde für die Packer eine Setzungszeit eingehalten.

Die Auswertung 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.

Am IfG konnte gezeigt werden, dass mit dem in Rechencode FLAC enthaltenen Modul zur Modellierung der DARCY-Strömung in einem porösen Medium eine differenzierte Nachrechnung der gemessenen Druckabfallkurven möglich ist. Bei diesem hier benutzten Verfahren wird zur Auswertung von einer axialsymmetrischen Strömung normal zum Prüfintervall ausgegangen, wozu ein axialsymmetrisches Scheibenmodell genutzt wird, siehe Abb. 2.4-2. Testrechnungen haben gezeigt, dass die Strömung in Richtung Bohrlochachse (Packerumströmung) bei den hier angetroffenen geringen Permeabilitäten vernachlässigbar ist. Im Bedarfsfall ist aber auch dieser Effekt durch ein axialsymmetrisches Modell erfassbar, welches auch die Situation längs der Rotationsachse abbildet.

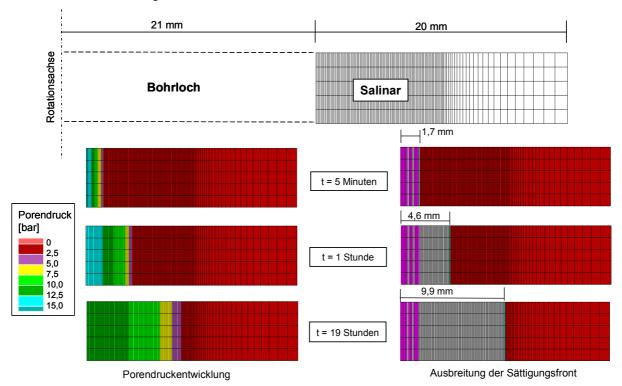


Abb. 2.4-2: FLAC-Modell und Anpassungsergebnis für Bohrlochteufe 7,5 m

\_\_\_\_\_

Der Simulation dieser Versuche liegt zugrunde, dass das in das Gebirge abströmende Ölvolumen das Ausgangsvolume  $V_0$  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 berücksichtigt wird.

Weiterhin muss ein funktionaler Zusammenhang K =  $f(\phi)$  angenommen werden, der aus Literaturrecherchen übernommen oder eigenen Untersuchungen ermittelt werden kann. Hier wurde der in Abb. 2.4-3 dargestellte Zusammenhang zugrunde gelegt, der für Steinsalz basierend auf POPP, T. (2002), abgeleitet und durch die im Kap. 3.2.5 dargestellten eigenen Untersuchungen am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf bestätigt wurde.

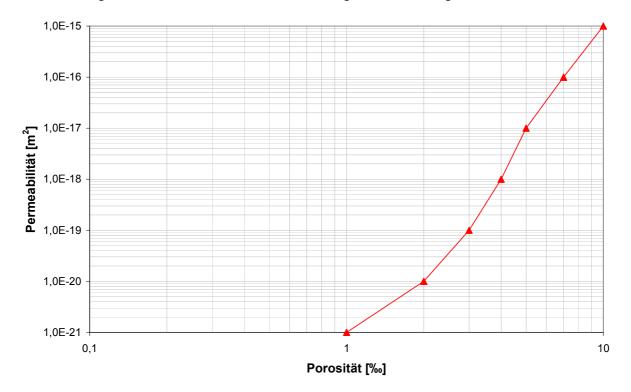


Abb. 2.4-3: In den Berechnungen verwendete Permeabilitäts- Porositätsbeziehung

Es hat sich gezeigt, dass für eine optimale Nachrechnung der Druckabfallkurven, dass 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. 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. In der zusammenfassenden Darstellung aller Messergebnisse in Abb. 2.4-5 werden deshalb diese Werte dargestellt.

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 zumindest teilweise 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 (z. B. in der ALZ um das Bohrloch aber vor allem um die Grubenbaue) entstandenen Porosität auch die natürlich vorhandene und durch die Entlastung der Bohrlochumgebung zumindest teilweise geöffnete, d. h. effektive Porosität wieder aufgefüllt.

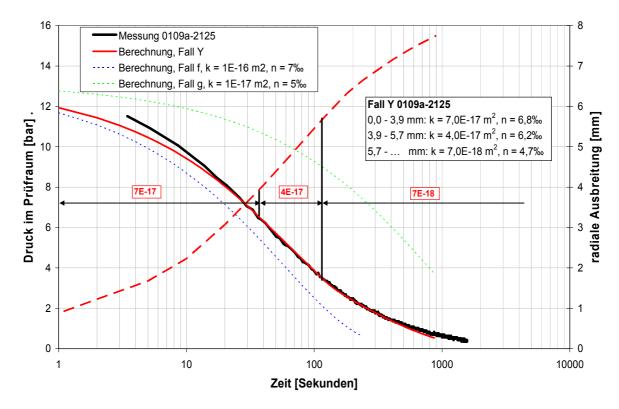


Abb. 2.4-4: Druckstoß-Test für Bohrlochteufe 21,25 m und Anpassungsergebnis

Abb. 2.4-1 zeigt beispielhaft die Anpassung sowie die mit wachsender Zeit größer werdende radiale Ausbreitung des Fluids für eine Lage des Druckraumes in einer Teufe des Bohrloch von 7,5 m, d. h. in Bereich des Pfeilerzentrums, wo sehr kleine Permeabilitäten und geringe effektive Porositäten als Obergrenzen abgeschätzt wurden. Im Unterschied dazu wird in Abb. 2.4-4 das Anpassungsergebnis für eine Messung in der Auflockerungszone des Pfeiler um die Kammer IX (in einer Bohrlochteufe von 21,25 m) dargestellt, wo deutlich höhere Permeabilitäten und effektive Porositäten abgeleitet werden.

#### 2.4.2 Ergebnisse - Permeabilitäts- und Porositätsabschätzung

In der für die Frac- und Druckstoß-Messungen vorgesehenen Horizontalbohrung wurden in 14 Teufen (0,2/0,5/1/2/3/5/7,5/10,75/14/16,5/18,5/20,5/21/ und 21,5 m) Druckstoß-Tests, die zur Permeabilitätsabschätzung genutzt wurden, als auch Aufreißversuche durchgeführt, aus denen die Minimalspannungsverteilung abgeleitet wurde. Die vollständigen Versuchkurven sind in den Anlagen 2.4-1 bis 2.4-14 zusammengefasst. Die nach der oben beschriebenen Methodik ermittelte Permeabiltäts- und Porositätsverteilung im Pfeiler zwischen den schwebenden Großkammern VIII und IX wird in Abb. 2.4-5 in Abhängigkeit von der Bohrlochteufe dargestellt.

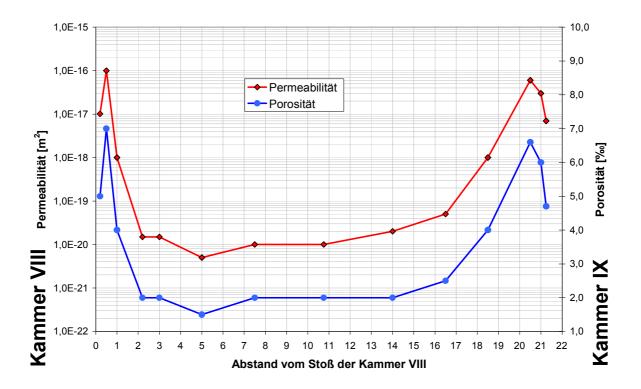


Abb. 2.4-5: Verteilung von Permeabilität und Porosität im Pfeiler zwischen Kammer VIII und IX

Bei der Analyse dieser Ergebnisse wird die stärkere Auflockerung in Richtung Kammer IX in halber Pfeilerhöhe deutlich, während die Auflockerung in Richtung Kammer VIII wegen der Nähe der Firste und dem Versatz behindert wird. Außerdem wurde der Stoß der Kammer VIII zur Gewährleistung der Bergbausicherheit vor Beginn der Bohrarbeiten beraubt, so dass dort die Auflockerungszone ALZ teilweise entfernt wurde und deshalb eine geringere Breite besitzt. Folglich sollte der Vergleich mit den Ergebnissen der Modellrechnungen mit den an der Kammer IX zugewandte Pfeilerseite ermittelten Werten erfolgen.

An dieser Pfeilerseite besitzt die ALZ eine Breite von ca. 5 m, wobei in Konturnähe maximale Permeabilitäten von bis zu 10<sup>-16</sup> m² und effektive Porositäten von 7 ‰ abgeleitet wurden. Im ungeschädigten Pfeilerkern wurden Permeabilitäten von 10<sup>-20</sup> m² und Porositäten von 2 ‰ abgeleitet. Dabei soll noch einmal darauf hingewiesen werden, dass der ungeschädigte Pfeilerkern undurchlässig ist und die ermittelten Werte eine Abschätzung der oberen Grenze für beide Größen bei den realisierten endlichen Messzeiten darstellt.

\_\_\_\_\_\_

#### 3 Ergänzende Laborversuche

#### 3.1 Probenahme, petrophysikalische Charakterisierung, Versuchsmethodik

#### 3.1.1 Probenahme, Prüfkörperherstellung und Laborprogramm

Im Januar 2008 wurde in der westlichen Wetterstrecke auf der Leine-Steinsalz-Sohle der Grube Angersdorf ein Block mit den Abmessungen 0,5 x 0,5 x 2,0 m³ gewonnen. Für die Gewinnung des Großblockes wurde eine fest fixierte 2-Säulenbohrmaschine mit mechanischem Vorschub verwendet, mittels welcher der Block durch Loch-an-Loch-Bohren über einen Vollschnittbohrkopf bis zu einer Teufe von ca. 2 m zunächst herausgeschnitten und dann am Ende abgebrochen wurde. In Abb. 2.1-1 ist die Lage der Probenahmestelle für diesen Block in der Nähe der Kammer VIII markiert. In Abb. 3.1-1 wird das Herausbohren dieses Blocks fotografisch dokumentiert.

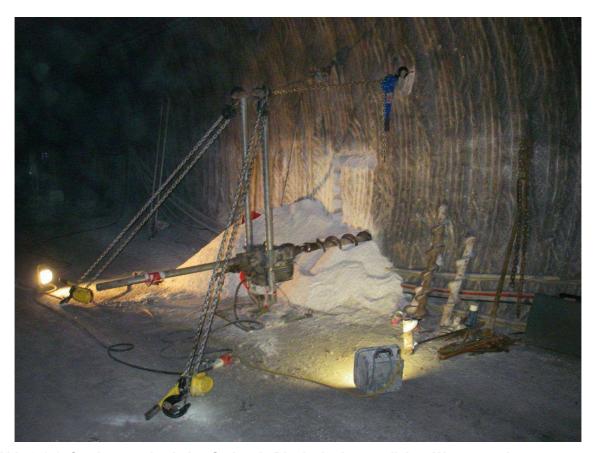


Abb. 3.1-1: Gewinnung des Leine-Steinsalz-Blocks in der westlichen Wetterstrecke

Aus diesem Block wurden am IfG 8 zylindrische Prüfkörper mit einem Ø von 80 mm und einer Höhe von 160 mm für triaxiale Druckversuche mit syndeformativen Messungen von Permeabilität und Ultraschall, 3 zylindrische Prüfkörper mit einem Ø von 90 mm und einer

Höhe von 180 mm für triaxiale Druckversuche bei erhöhten Verformungsraten, sowie von weiteren 2 zylindrische Prüfkörper mit einem Ø von 40 mm und einer Höhe von 80 mm für mehrstufige triaxiale Kriechversuche durch Herausbohren aus dem hinteren Teil des entspannten Blocks und durch Plandrehen der Stirnflächen für die ergänzend durchgeführten gesteinsmechanischen Laborversuche am IfG hergestellt. Für die Laborversuche an der TU Clausthal (triaxiale Druck- und Kriechversuche mit Messung der Dilatanz) wurden weiter 9 zylindrische Prüfkörper mit einem Ø von 90 mm und einer Höhe von 180 mm am IfG hergestellt.

Das des IfG Laborprogramm umfasst:

- Bestimmung der Ausgangszustandes der Prüfkörper nach der Blockgewinnung und Prüfkörperpräparation mittels
  - Probencharakterisierung über Ultraschallvermessung und Dichtebestimmung, einer mineralogisch-petrologische Bemusterung und Fotodokumentation
- Quantifizierung der Bruch- bzw. Schädigungsprozesse in Steinsalz zur Ableitung der Stoffmodellparameter auf Basis deviatorischer Triaxialuntersuchungen mittels
  - o Permeabilität,
  - o Dilatanz- bzw. Volumenmessung
  - Ultraschall (Vp, Vs)
- Quantifizierung des Einflusses der Verformungsgeschwindigkeit zur Ableitung der Stoffmodellparameter auf Basis deviatorischer Triaxialuntersuchungen mittels
  - o Dilatanz- bzw. Volumenmessung
- Quantifizierung der Verfestigungsprozesse mit Ableitung stationärer Kriechraten durch dreistufige triaxiale Kriechversuche

#### 3.1.2 Petrophysikalische Charakterisierung

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

Die Messung der Ultraschall-Laufzeiten der P- und S-Wellen nach der Durchschallungsmethode dient der Bewertung der vorhandenen Probenintegrität bzgl. Auflockerung sowie der Bestimmung der dynamischen elastischen Konstanten.

Im IfG Leipzig wird für die Laufzeitmessung der Ultraschallgeschwindigkeit das Gerät USD 10 (Hersteller: Krautkramer/Branson) in Verbindung mit den P-Wellengeber und -empfänger

B 0,5 y (Senkrechtprüfköpfe: Frequenz 0,5 MHz) eingesetzt. 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  $\mu$ s. Wegen der Ankopplungsschwierigkeiten an die Prüfkörper beträgt die Genauigkeit der Laufzeitmessung ca. 0,1  $\mu$ s und damit die Genauigkeit der Geschwindigkeit ca. 10 m/s.

Aus den P- und S-Wellengeschwindigkeiten Vp und Vs werden die "dynamisch bestimmten" elastischen Konstanten berechnet (GEBRANDE, H., 1982). Allerdings liegen aufgrund der zu großen Dämpfung für die aufgelockerten Steinsalzproben keine Messwerte zu Scherwellengeschwindigkeiten vor.

Die ermittelten Kennwerte sind in Anlage 3.1-1 zusammengefasst. Es zeigt sich, dass die Probenwerte stark streuen, was sowohl aus den variablen Anhydritgehalten als auch einer Probenauflockerung resultiert. Unabhängig davon entsprechen die Kennwerte überraschend gut den Ergebnissen, wie sie z. B. für Staßfurt-Steinsalz mit vergleichbaren Anhydritgehalten bereits früher bestimmt wurden (z. B. POPP et al., 1999).

### 3.1.3 Versuchstechnik für triaxiale Kompressions- und Kriechversuche

Für die Durchführung der triaxialen Druckversuche steht im IfG Leipzig eine servohydraulische Prüfmaschine mit  $F_{max}$  = 2500 kN (Hersteller: Schenk/Trebel) zur Verfügung, mittels der in einer Druckzelle routinemäßig triaxiale Festigkeitsuntersuchungen nach dem Karman-Prinzip ( $\sigma_1 \neq \sigma_2 = \sigma_3$ ) durchgeführt werden (Abb. 3.2-2). Die Axialbelastung bzw. -verformung und der Manteldruck können jeweils über eine Servohydraulik unabhängig voneinander geregelt werden.

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

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

\_\_\_\_\_

einen wesentlichen Beitrag zur Verformung liefert, eine Korrektur vorgenommen werden. Die Kraftmessung erfolgt mit einer Kraftmessdose ebenfalls außerhalb der Druckzelle. Bei der Spannungsberechnung wird nach der Empfehlung Nr. 2 und Nr. 16 der DGEG bzw. DGGT (DGEG, 1979 und DGGT, 1994) bei Triaxialversuchen die Querschnittsänderung infolge der Prüfkörperstauchung berücksichtigt.



Abb. 3.1-2: Versuchsstand zur Durchführung der Dauerstandversuche

An zwei Prüfkörpern mit einem Durchmesser von 40 mm und einer Höhe von 80 mm wurden triaxiale Kriechversuche durchgeführt. An beiden Proben wurde hydrostatisch der für den Versuch vorgesehene Manteldruck  $\sigma_3$  von 15 MPa (der in etwa dem Teufendruck von 18 MPa entspricht) eingestellt und über einen Zeitraum von ca. 24 h gehalten. Im Anschluss wurde die Axialbelastung  $\sigma_1$  mit 500 MPa/h aufgegeben. Unmittelbar nach Beendigung der Lastaufnahme wurde der Zeit- und Verformungsnullpunkt der Messung bestimmt. Die Bedingung  $\sigma_1$  = const. konnte mit einer Genauigkeit von 0,2 bis 0,4 bar eingehalten werden. Dazu wurde die infolge der Querschnittsvergrößerung reduzierte Spannung durch zusätzliche Lastaufgabe korrigiert. Die Verformungsmessungen erfolgten mit Hilfe von drei um 120° versetzten Mikrometeruhren (Ablesegenauigkeit ± 0,001 mm). Die Versuchsstände zur Durchführung der Dauerstandversuche (Abb. 3.1-2) wurden in Eigenbau hergestellt.

#### 3.1.3 Gas-Permeabilität von Steinsalz-Proben

Die am IfG eingesetzte Untersuchungsmethodik zur Bestimmung der Permeabilität mittels N<sub>2</sub> basiert auf der DARCY-Gleichung für lineare Gasströmungen über die Messung der Durch-

flussraten. 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 während der triaxialen Kompressionsversuche eingesetzt.

Für die Messung hydraulischer Eigenschaften bzw. der Applikation des Porendrucks während der triaxialen Festigkeitsversuche wurde der Versuchsaufbau eingesetzt, der einer axialen Zylindergeometrie entspricht, wobei das Messfluid immer von unten injiziert wird (Abb. 3.2-2). Die Einleitung des Messfluids erfolgt dabei über zwei in die Stirnflächen der Salzprobe gestoßene Sackbohrungen ( $\varnothing = 3-5$  mm; I = 25-50 mm, je nach Probengröße), wobei auf die Stirnflächen zur Vermeidung von Randumläufigkeiten vollflächig Metallplatten geklebt sind: Sie werden zusätzlich zu den Stempeln hin durch O-Ringe abgedichtet. 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:

$$k = \frac{2 \cdot p_0 \cdot q_0 \cdot \eta \cdot l}{A(p_1^2 - p_2^2)}$$
(3.1-1)

 $\begin{array}{llll} \mbox{mit} & k & = \mbox{Permeabilität} \ (\mbox{m}^2) & A & = \mbox{Querschnittsfläche} \ (\mbox{m}^2) \\ I & = \mbox{Länge} \ der \mbox{Probe} \ (\mbox{m}) & \eta & = \mbox{dynamische Viskosität} \ (\mbox{Pa} \cdot s) \\ q_0 & = \mbox{Flussrate unter Normaldruck} \ (\mbox{m}^3/s) & p_1 & = \mbox{Druck primärseitig} \ (\mbox{N/m}^2) \\ p_0 & = \mbox{Druck bei Gasdurchflussmessung} \ (\mbox{N/m}^2) & p_2 & = \mbox{Druck sekundärseitig} \ (\mbox{N/m}^2) \\ \end{array}$ 

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<sup>©</sup>-Baureihe EL-FLOW F-230 mit einem Durchflussmessbereich von (0)... 10...500 Nml/min  $N_2$  bzw. (0)... 0,4...20 Nml/min  $N_2$  eingesetzt, die je nach Vordruck (bis max. 400 bar) und Probendimensionen einen Permeabilitätsmessbereich k zwischen  $\leq 10^{-15}$  und  $\geq 10^{-20}$  m<sup>2</sup> abdecken.

# 3.2 Triaxiale Kompressionsversuche mit Syndeformativem Monitoring

#### 3.2.1 Einleitung

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

sen 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 bzw. Durchlässigkeit stellt somit die Basis für eine rechentechnische Bewertung verschiedener Szenarien in Salzformationen dar.

### 3.2.2 Methodischer Ansatz

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

Tab. 3.2-1. Versuchsbedingungen und –ergebnisse von Festigkeitsuntersuchungen an Leine-Steinsalz (Probenserie 373 – Großblock Grubenfeld Angersdorf).

Probe	$\sigma_{min}$	$\epsilon_{Dil}$	Dil <sub>min</sub>	$\sigma_{Vs}$	$\sigma_{Vp}$	$\sigma_{Perm}$	$\sigma_{Dil}$	$\sigma_{max}$
	[MPa]	[%]	[%]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[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

Das Untersuchungsprogramm umfasste 7 triaxiale Kompressionsversuche bei Manteldrücken zwischen 0,5 und 20 MPa, bei denen jeweils ein syndeformatives Monitoring verschiedener gesteinsphysikalischer Parameter, d. h. Vp, Vs, Permeabilität und Dilatanz, durchgeführt wurde. Die dabei ermittelten Versuchsergebnisse wurden bezüglich der Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze in Tabelle 3.2-1 zusammengefasst. Sie verdichten gleichzeitig den Datenfundus für die Ableitung der Stoffgesetzparameter der verschiedenen im Verbundvorhaben zu vergleichenden Stoffmodelle.

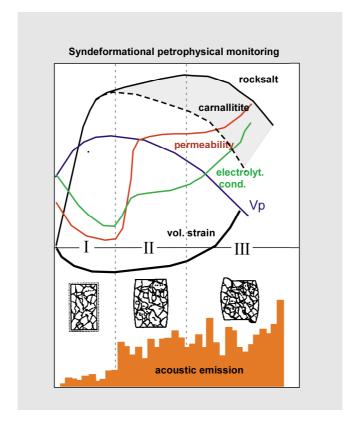


Abb. 3.2-1. Variation physikalischer Parameter während eines Festigkeitsversuches mit prograder Deformation: Volumenänderung, akustische Emission, Permeabilität und Ultraschallgeschwindigkeiten (verändert nach Schulze et al., 2002).

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. 3.2-1 für einen Festigkeitsversuch (¿ = const.) dargestellt. In Stadium I kommt es bei geringem Manteldruck und aufgelockerten Proben mit Erhöhung der Axialspannung zu einer Kompaktion mit Schließung vorhandener Mikrorisse oder der aufgelockerten Korngrenzen. Mit dem Übergang von schädigungsfreier zu schädigungsbehafteter Verformung zeigt sich ein Wechsel in der Variation der verschiedenen Parameter. Nach Untersuchungen an Steinsalz (z. B. POPP et al., 2001) kommt es bei einem Kompressionsversuch im Übergang zu Stadium II in axialer Richtung zu einem Maximum zunächst der Scherwellen- und gering verzögert der Longitudinalwellengeschwindigkeiten. Diese Unstetigkeit wird als erster Nachweis auf einsetzende Mikrorissbildung gedeutet, ohne dass makroskopisch eine Volumen- oder Permeabilitätszunahme messbar ist. Erst nach einer weiteren Spannungserhöhung mit entsprechender Akkumulation der Schädigung durchläuft die Volumenänderung ein Minimum und nimmt ebenso wie die Durchlässigkeit zu. Mit Errei\_\_\_\_\_\_

chen 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 & HUNSCHE, 1998).

Die Methoden zum Nachweis von Dilatanz basieren am IfG auf der simultanen Messung verschiedener physikalischer Parameter (Abb. 3.2-2):

- (1) Integrale Volumenverformung
- (2) P- und S-Wellengeschwindigkeiten
- (3) Permeabilität (vgl. Untersuchungsmethodik in Kap. 3.1.3)

Für die simultane Durchschallung und Durchströmung bzw. Fluiddruckbeaufschlagung 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.



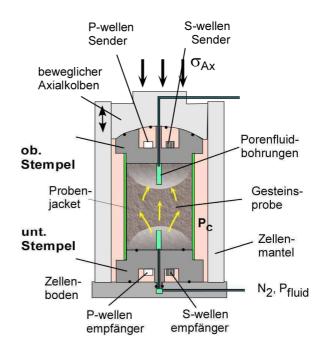


Abb. 3.2-2: Versuchsaufbau – syndeformatives Monitoring.

# 3.2.2 Messergebnisse

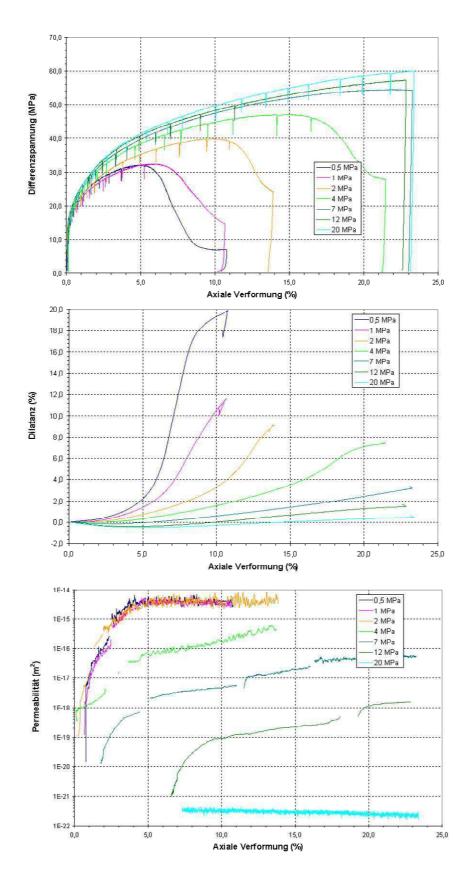


Abb. 3.2-3: Vergleich der Spannungsdehnungskurven, des Dilatanz- sowie des Durchlässigkeitsverhaltens bei Einspannung von  $\sigma_{\min}$  zwischen 0,5 und 20 MPa.

Die durchgeführten Laborversuche decken bzgl. der realisierten Manteldruckstufen zwischen 0,5 und 20 MPa ein hinreichend repräsentatives Belastungsspektrum ab. Es umfasst sowohl rupturelle Verformungsprozesse bei kleinen Einspannungen von wenigen MPa als auch den Übergang von bruchhaft zu plastisch ( $\sigma_{\text{min}}$  zwischen 5 und 10 MPa) bis zur Dominanz plastischer Deformationsprozesse ( $\sigma_{\text{min}} \ge 10$  MPa), wie aus dem Vergleich der Festigkeits-, Dilatanz- und Permeabilitätsentwicklung der durchgeführten Festigkeitsversuche hervorgeht (Abb. 3.2-3).

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. 3.2-4).

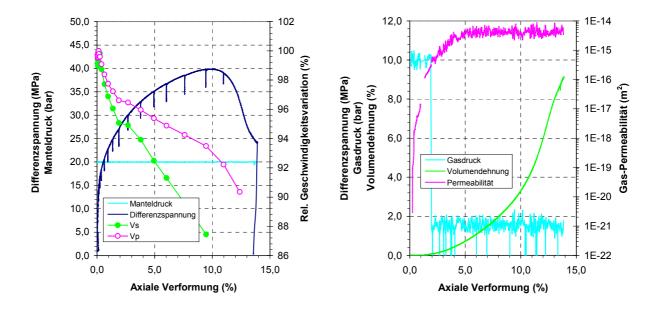


Abb. 3.2-4: Modellversuch zur Entwicklung der Permeabilität während dilatanter Verformung von Steinsalz, Probe 373/H2. (li.) Spannungsdehnungskurve in Relation zur Variation der normierten Geschwindigkeiten sowie des Manteldrucks; (re.) Variation der Permeabilität und der Dilatanz – zusätzlich ist der Gasvordruck, mit dem die Permeabilitätsmessung durchgeführt wurde, dargestellt.

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

Während des Verformungsversuchs wird sukzessive der zur Aufrechterhaltung der Verformungsrate von 2,5·10<sup>-5</sup> 1/s notwendige Spannungsdeviator erhöht. Der Anstieg der Festigkeitskurve spiegelt die zunehmende Verfestigung der Proben mit der Verformung wider.

Als Folge der wirkenden Spannungen bei nur geringer radialer Einspannung kommt es unmittelbar im Übergang von schädigungsfreier zu schädigungsbehafteter Verformung zum Einsetzen von Dilatanz, wie es durch ein Minimum der Volumenverformungskurve bzw. durch ein Maximum von Vp und Vs angezeigt wird (vgl. Abb. 3.2-4). Nahezu gleichzeitig setzt infolge der zunehmenden Vernetzung von Mikrorissen eine Permeabilitätszunahme um ca. 5 Größenordnungen ein, die ausgehend von nahezu impermeabel (< 10<sup>-20</sup> m²) mit fortschreitender Verformung bei etwa 5% bis in die Größenordnung von 10<sup>-15</sup> m² 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 Mikrorissgefüges mit vorzugsweise axial zur Verformungsachse ausgerichteten Rissen, die sich in Richtung der kleinsten Hauptspannung öffnen, zurückführen (vgl. Abb. 3.2-5).

### 3.2.3 Porosität und Ultraschallgeschwindigkeiten

Beim Einsatz von laborseismischen Verfahren zur Quantifizierung von Schädigungsprozessen im Steinsalz wird allgemein von der Annahme ausgegangen, dass Vp und Vs als integrale Messgrößen von Porenraumveränderungen unmittelbar mit Porositätsänderungen korreliert werden können. Dies eröffnet über die quantitative Korrelation der Porosität mit der Variation von Geschwindigkeitsmessungen die Möglichkeit einer einfacheren experimentellen, aber indirekten Bestimmung eines Schädigungsparameters. Voraussetzung dafür allerdings ist, dass die Geschwindigkeits-Porositäts-Relationen zunächst anhand von Verformungsexperimenten, bei denen versuchsbegleitend Porositätsmessungen durchgeführt wurden, kalibriert werden. Problematisch ist jedoch, dass die Variation der Ultraschallgeschwindigkeiten neben der integralen Porosität, vor allem von der Anzahl, Verteilung und Geometrie von Mikrorissen, d. h. richtungsabhängig ist und auch von der Porenfüllung abhängt. Daraus resultiert, dass Messungen in wenigen diskreten Messrichtungen nur sehr eingeschränkt geeignet sind, einen integralen Schädigungszustand zu erfassen. Dies belegen Untersuchungen an

Steinsalz (z. B. POPP et al., 2001), bei denen die Variation von Vp und Vs in axialer Probenrichtung sowohl unter Kompressions- als auch Extensionsbedingungen gemessen wurden.

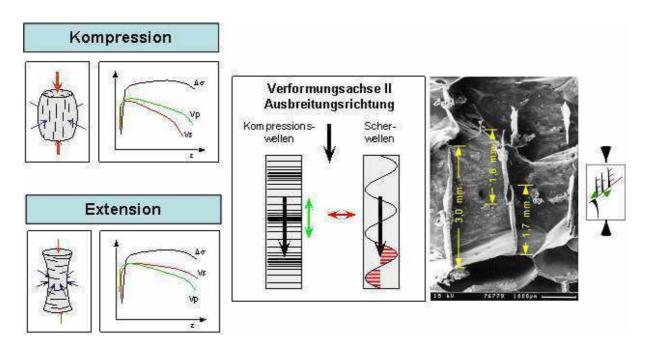


Abb. 3.2-5: Ausbreitung von Ultraschall in geschädigtem Steinsalz. (links): Variationsmuster von axial gemessenen Ultraschallgeschwindigkeiten (Vp, Vs) im Deformationsexperiment in Relation zur Probenrissgeometrie (Kompression vs. Extension). (mittig): Schemazeichung zur Ausbreitungs- und Schwingungsrichtung von Kompressiones- (⇒ Vp) und Scherwellen (⇒ Vs). (rechts): Reales Mikrorissgefüge in Steinsalz (Kunstharztränkungsversuch mit nachträglichem Auflösen der Salzmatrix, von POPP, 2002)

Die in Abb. 3.2-5 dargestellten schematischen Messkurven zur schädigungsbedingten Variation von Vp oder Vs machen deutlich, dass eine Porositätsbestimmung allein auf der Basis von Vp oder Vs nicht eindeutig ist. Die unterschiedliche Geschwindigkeitsabnahme für Vp und Vs resultiert aus der für Longitudinal- oder Scherwellen jeweils unterschiedlichen Effizienz der Rissmuster, deren Ausbildung von der Spannungsgeometrie abhängig ist. Nur die gleichzeitige Messung von Vp und Vs (im Idealfall für mehrere, voneinander unabhängige Richtungen) erschließt das Potential einer eindeutigen Porositätsbestimmung.

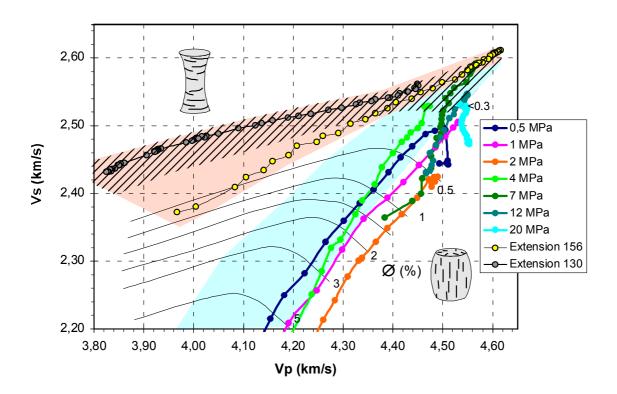


Abb. 3.2-6: Variationsfeld von Vp und Vs mit Isolinien der Porosität. Die Variationsfelder der Kennlinien von Verformungsexperimenten in Kompression (aktuelle Verformungsversuche Leine-Steinsalz: Großblock Angersdorf) und Extension (Literaturdaten) zeigen die Streuung der Messwerte. Zusätzlich sind schematische Rissmuster dargestellt.

Stellt man die Geschwindigkeitspaare Vp und Vs in einem gemeinsamen Diagramm dar, ergeben sich für Kompression und Extension separate Variationsfelder, die aufgrund der diskreten Messrichtung aus unterschiedlichen Rissgeometrien resultieren (Abb. 3.2-6). Da aus den Verformungsversuchen mit gleichzeitiger Volumenmessung die Porosität bekannt ist, kann die experimentell beobachtete Geschwindigkeitsvariation für Vp und Vs mit Isolinien für verschiedene Porositätswerte aus Verformungsexperimenten in Extension und Kompression korreliert werden.

Der in den aktuellen Messungen ermittelte versuchsspezifische Verlauf der Kurvenscharen zeigt eine gewisse Streuung, was offenbar von dem jeweiligen Mikrorissgefüge herrührt. Allerdings ist der generelle Trend der Messkurven gleich und auch die Korrelation von Geschwindigkeitsvariation und Porositätsentwicklung zwischen den unterschiedlichen Versuchen ist zufriedenstellend. Damit kann das in Abb. 3.2-6 dargestellte Vp-Vs-Porositäts-Variationsdiagramm zur Porositätsbestimmung (> 0,3%) genutzt werden.

## 3.2.4 Dilatanz- und Schädigungsgrenze

Das von der BGR entwickelte Dilatanzkonzept basiert auf der Festlegung eines Spannungskriteriums, auf dessen Basis wirkende Spannungsbedingungen innerhalb eines Gebirgsbereiches bezüglich eines möglichen Schädigungszustandes bewertet werden können (CRISTESCU & HUNSCHE, 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 Dehnrate Null ist; oberhalb dieser Grenze nimmt das Gesteinsvolumen zu (die volumetrische Dehnrate ist negativ) und unterhalb ab (die volumetrische Dehnrate ist positiv). Der Dilatanzgrenze kommt damit die Bedeutung einer Stabilitätsgrenze oder Sicherheitsgrenze zu. Langfristig muss jedes Gestein versagen, dessen Spannungszustand sich oberhalb der Dilatanzgrenze befindet. Die fortschreitende Schädigung führt dort nicht nur zur kontinuierlichen Erhöhung des Volumens und der Permeabilität sondern auch zur Ausbildung von Bruchzonen und Bruchflächen.

In den letzten beiden Jahren hat sich ein erheblicher Fortschritt in der Definition, der Formulierung und der Bestimmung der Dilatanzgrenze ergeben. Es zeigte sich, dass die Volumenzunahme erst bei höheren Differenzspannungen beginnt als in der Gleichung von CRISTESCU & HUNSCHE (1998) angegeben. Die alte Gleichung 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 an Leine-Steinsalz durchgeführten Versuche ermöglichen aufgrund der Vielzahl von Messparametern eine Verifizierung des "neuen" Dilatanzkonzeptes mit den zwei vorher definierten Spannungsgrenzen.

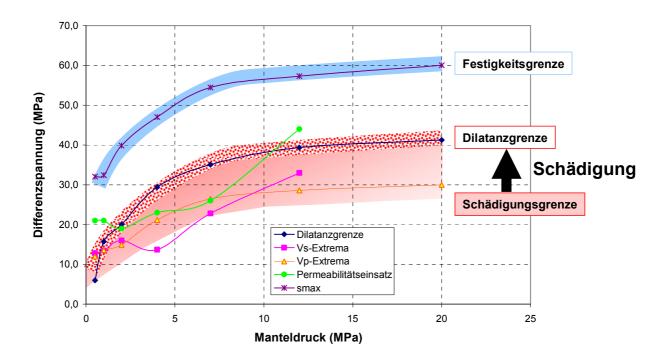


Abb. 3.2-7: Festigkeits- und Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze abgeleitet aus der Geschwindigkeitssignatur der verschiedenen gemessenen Parameter während kompressiver Belastung an Leine-Steinsalz.

Abb. 3.2-7 fasst die Ergebnisse der triaxialen Kompressionsversuche der untersuchten Probenserie zusammen, vgl. auch Tabelle 3.2-1. 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 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 flacher, d. h. eine Zunahme infolge Rissöffnung wird über die Dilatanzmessung relativ verzögert erfasst (vgl. Abb. 3.2-3). Im Gegensatz dazu können Ultraschallgeschwindigkeiten bereits strukturelle Gefügeänderungen an Korngrenzen detektieren, noch bevor es zu einer signifikanten Rissaufweitung kommt. In Kompressionsversuchen stellt dabei die Messung von Scherwellengeschwindigkeiten die relativ sensitivste Methode zur Detektion einsetzender Schädigung dar, weil sie mit der Schwingungsrichtung quer zur Probenachse aufgrund der anisotropen Rissöffnung bzw. -ausbreitung gegenüber Longitudinalwellen stärker durch die Öffnung steilstehender Risse beeinflusst werden (Abb. 3.2-5).

Die hier als kontinuierliche Messung durchgeführte Permeabilitätsbestimmung zeigt gegenüber den anderen Messparametern eine gewisse Streuung, wobei insbesondere im mittleren Manteldruckintervall (3 ... 10 MPa) eine Permeabilitätszunahme noch unterhalb der "Dilatanzgrenze" ausgewiesen wird, was mit den üblichen Schädigungskonzepten zunächst nicht vereinbar ist. Allerdings weisen Gefügeuntersuchungen nach, dass die Rissbildungen in Steinsalzproben sehr komplex sind, wobei sowohl Korngrenzen lokal geöffnet werden können als auch intrakristalline Spaltrisse auftreten. Da Letztere, wie Abb. 3.2-5 zeigt, nicht interkonnektierend sind, resultiert die Permeabilitätszunahme mutmaßlich in erster Linie aus der Interkonnektion von geöffneten Korngrenzen, wobei hierfür keine signifikante Dilatanzzunahme erforderlich ist. Mit steigendem Manteldruck wird die Effizienz von intergranularen Mikrorissen für einen Fluidtransport geringer, d. h. das erreichbare Permeabilitätsniveau liegt niedriger. Dies wird durch aktuelle Permeabilitäts/Porositäts-Modelle bestätigt.

Insgesamt bestätigen die vorliegenden Untersuchungen das neue Dilatanzkonzept, das bezüglich einer Schädigungs- und Dilatanzentwicklung unterscheidet.

### 3.2.5 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 Ø 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  $\varnothing$  über einen zweiteiligen Potenzansatz vom Typ k  $\sim \varnothing^n$  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:

$$k = \frac{k_{tp}}{\left(\left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_1} + \left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_2}\right)}$$
(3.2-1)

 $n_1$  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. 3.2-8):

$$k_{tp} = a_k \cdot \exp(-b_k \cdot \sigma_{min}) \tag{3.2-2}$$

$$\phi_{tp} = a_{\phi} \cdot \exp(-b_{\phi} \cdot \sigma_{min}) \tag{3.2-3}$$

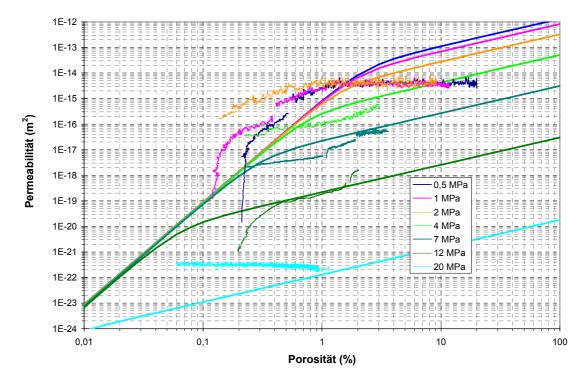


Abb. 3.2-8: Abhängigkeit Permeabilität von Porosität: Vergleich experimenteller Messdaten an Leine-Steinsalz bei diskreten Manteldruckstufen. Korrespondierend zu diesen Minimalspannungen sind die Modellkurven von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) dargestellt.

Zur Überprüfung dieses Modellansatzes sowie zur Illustration des Einflusses der minimalen Hauptspannung bzw. des Manteldrucks  $p_c$  sind in Abb. 3.2-8 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.

Tab. 3.2-2. 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 <sub>k</sub>	4.27E-14 m <sup>2</sup>	$a_{\scriptscriptstyle{\phi}}$	0.0263
$b_k$	1.26 MPa <sup>-1</sup>	$b_{\scriptscriptstyle{\varphi}}$	0.3093 MPa <sup>-1</sup>
$n_1$	4	$n_2$	1.07

Dabei zeigt sich, dass die Modellkurven von HEEMANN & HEUSERMANN (2004) die experimentell beobachtete Abhängigkeit der Permeabilität von der Porosität für die verschiedenen Manteldrücke, insbesondere höhere Einspannungen ab 4 MPa gut wiedergeben.

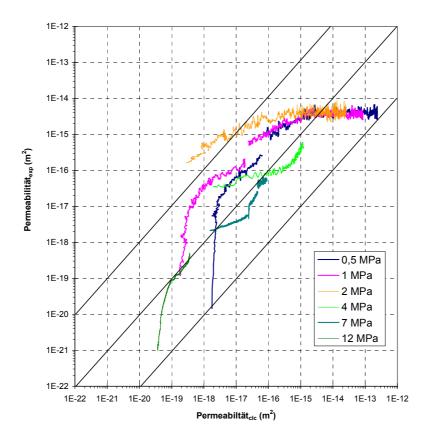


Abb. 3.2-9: Gegenüberstellung gemessener und berechneter Permeabilitäten.

Bzgl. der experimentellen Datenbasis ist anzumerken, das bisher nur wenige Experimente mit syndeformativer Permeabilitätsmessung bei Manteldrücken > 5 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.

Der unmittelbare Vergleich der gemessenen und nach dem Ansatz von HEEMANN & HEU-SERMANN (2004) berechneten Permeabilitäten in Abb. 3.2-9 zeigt eine 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 diese Beziehung den Zusammenhang zwischen Permeabilität und Porosität sehr plausibel beschreibt und auch durch die am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf bestimmten Messdaten belegt wird.

# 3.3 Triaxiale Festigkeitsversuche

### 3.3.1 Vergleich der Syndeformativen Versuche mit den älteren Ergebnissen

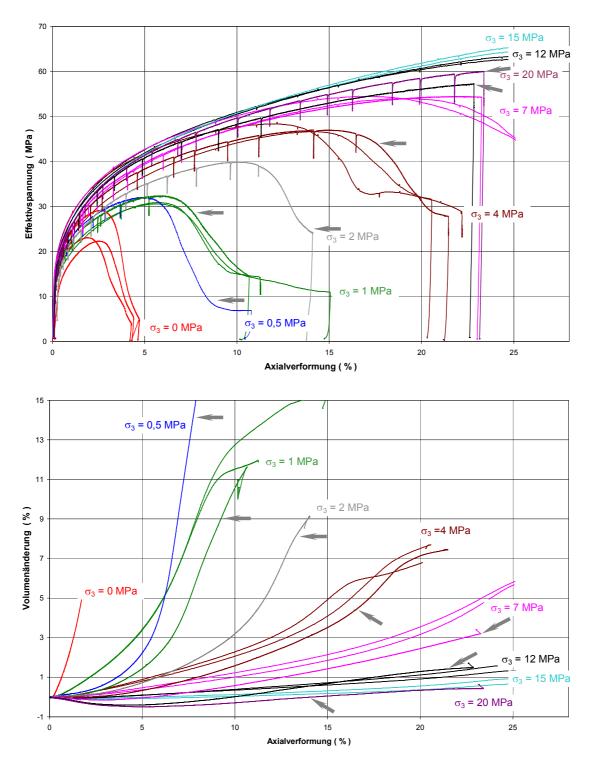


Abb. 3.3-1: Gegenüberstellung der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche (die grauen Pfeile markieren die syndeformativen Messungen).

Im oberen Teil der Abb. 3.3-1 werden die Ergebnisse der zu Projektbeginn bereits vorliegenden triaxialen Druckversuche bezüglich der Abhängigkeit der Effektivspannung von den erreichten Axialverformungen im Vergleich mit den analogen Ergebnissen der triaxialen Druckversuche mit den syndeformativen Messungen von Permeabiliät und Ultraschallgeschwindigkeit zusammenfassend dargestellt, wobei die grauen Pfeile die Versuchsergebnisse mit syndeformativen Messungen kennzeichnen. Eine analoge Darstellung für die bei diesen Versuchen gemessenen Volumenänderungen liefert der untere Teil von Abb. 3.3-1.

Der Vergleich verdeutlicht, dass diese Versuchsergebnisse zu einer statistischen Gesamtheit zusammengefasst werden können. Die geringfügig voneinander abweichenden Prüfkörperabmessungen und die Relaxationsphasen, die für die Messung der Ultraschalllaufzeiten eingeschaltet werden mussten, haben keinen signifikanten Einfluss, so dass die auf den ursprünglich vorliegenden Versuchen basierenden Ableitungen der Stoffmodellparameter nicht geändert werden mussten.

### 3.3.2 Triaxiale Druckversuche mit erhöhter Verformungsrate

Auf Wunsch der Projektpartner wurden zusätzlich drei triaxiale Druckversuche mit einer erhöhten Verformungsrate von 2,5 · 10<sup>-4</sup> s<sup>-1</sup> an zylindrische Prüfkörper mit einem Ø von 90 mm und einer Höhe von 180 mm durchgeführt, um eine Anpassung der Stoffgesetzparameter für unterschiedliche Verformungsgeschwindigkeiten durchführen zu können.

Die Ergebnisse werden für Manteldrücke  $\sigma_3$  = 0,5; 2 und 7 MPa, die für diese Versuche ausgewählt wurden, in Abb. 3.3-2 im Vergleich mit den Ergebnissen, der entsprechenden Versuche für eine Verformungsrate von 2,5 · 10<sup>-5</sup> s<sup>-1</sup>, zusammengefasst.

Diese Versuche bestätigen das Konzept einer kritischen Verformungsarbeit, die für das Versagen der Prüfkörper unabhängig von der Verformungsrate erforderlich ist, d. h. bei größeren Verformungsraten liegt die Bruchspannung höher und die Axialverformung beim Bruch ist geringer. Die Schädigung bzw. Dilatanz, wächst schneller mit der Axialverformung, weil sich der Prüfköper in Bereichen mit größeren Spannungsdeviatoren, d. h. größeren Kriechraten, verformt, wobei die Dilatanz am Bruchpunkt in erster Näherung lediglich vom Manteldruck abhängt. Der Anteil der schädigungsfreien Verformung wird geringer, weil die Prüfkörper nur noch kürzere Zeit im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze verweilen.

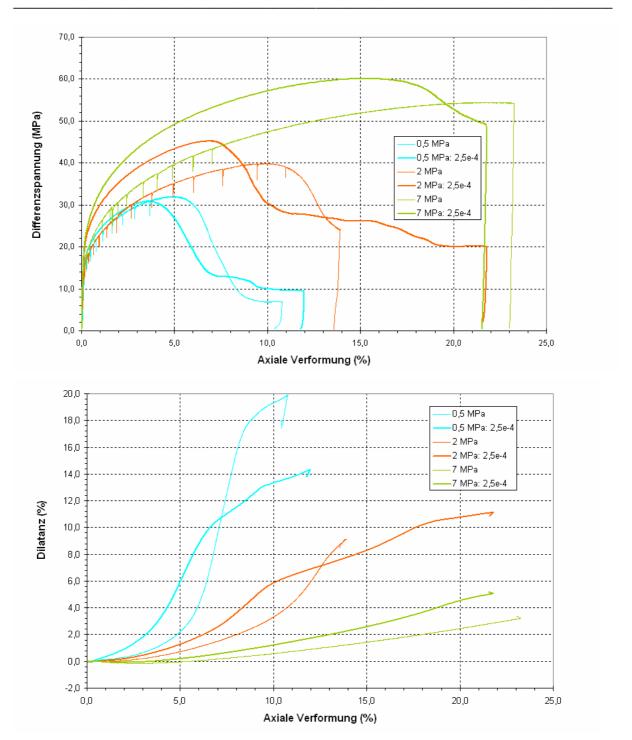


Abb. 3.3-2: Gegenüberstellung der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche bei unterschiedlichen Verformungsraten  $(2,5\cdot10^{-5} \text{ s}^{-1} \text{ und } 2,5\cdot10^{-4} \text{ s}^{-1})$ 

### 3.3.3 Zusammenfassung aller triaxialen Festigkeitsversuche

Ergänzend zu den bereits vorliegenden und den am IfG durchgeführten triaxialen Festigkeitsversuchen wurden an der TUC weitere 7 Versuche mit einer Verformungsrate von 2,5·10<sup>-6</sup> s<sup>-1</sup> realisiert, so dass für die Ableitung der Stoffmodellparameter ein ausreichender Datenfundus zur Verfügung steht. In Abb. 3.3-3 wird die Lage der Bruchpunkte aller Versuche in einem Diagramm zusammengefasst.

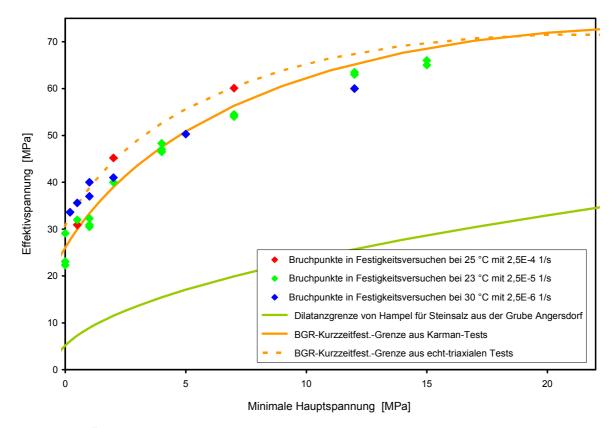


Abb. 3.3-3: Übersicht aller am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf durchgeführten triaxialen Festigkeitsversuche

3.4 Triaxiale Kriechversuche

Die standardmäßig bei Raumtemperatur (24°C) durchgeführten Kriechversuche liefern nach einer Versuchsdauer von ein bis zwei Monaten noch keine stationären Kriechraten, da bei

den dann erreichten Verformungen noch nicht die Gleichgewichtsverfestigung erreicht ist, bei der Verfestigungs- und Erholungsrate den gleichen Betrag annehmen.

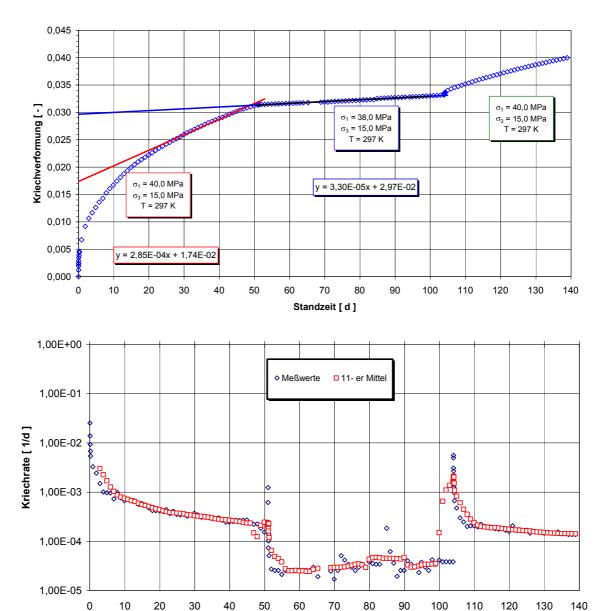


Abb. 3.4-1: Ergebnisse des dreistufigen triaxialen Kriechversuchs 373/K1

Deshalb wurde mit den beiden Kriechexperimenten (273/K1 und 273/K2) der Versuch unternommen, durch eine Vorverfestigung, die in einer ersten Versuchsphase bei einem höheren Spannungsdeviator erzeugt wird aber infolge der begrenzten zur Verfügung stehenden Zeit

Standzeit [ d ]

noch nicht der Gleichgewichtsverfestigung für diesen höheren Spannungsdeviator entspricht, die Gleichgewichtsverfestigung für den niedrigeren Spannungsdeviator der zweiten Kriechphase schneller zu erreichen. Tatsächlich wurde sogar eine Vorverfestigung erzeugt, die über der Gleichgewichtsverfestigung der zweiten Kriechphase liegt und erst durch Erho-

lungsprozesse bis auf die Gleichgewichtsverfestigung dieser Phase reduziert wird. Mit die-

sen Kriechversuchen konnte das inverse transiente Kriechen beobachtet werden.

Für dieses Experiment wurden zwei Versuche bei 297 K mit einem identischen Lastregime durchgeführt, wobei der Manteldruck in allen drei Versuchsphasen bei 15 MPa konstant gehalten wurde. Für die Axialspannung wurde in der 1. Phase (50 Tage) ein Wert von 40 MPa, in der 2. Phase (weitere 50 Tage) ein Wert von 38 MPa und in der 3. Phase wiederum ein Wert von 40 MPa gewählt.

Da für beide Kriechversuche identische Randbedingungen gewählt wurden und auch die Versuchergebnisse vergleichbar sind, wird in Abb. 3.4-1 lediglich der Versuch 273/K1 exemplarisch dargestellt (die vollständigen Ergebnisse aller Kriechversuche werden in den Anlagen 3.4-1 bis 3.4-4 dokumentiert), wobei im oberen Teil der Abb. 3.4-1 die Kriechverformung und im unteren Teil die Kriechrate über der Standzeit des Versuches dargestellt werden. Die für die 2. Versuchsphase ermittelte Kriechrate von  $3,3\cdot10^{-5}$  s<sup>-1</sup> entspricht bei einem Spannungsdeviator von 25 MPa relativ gut der stationären Kriechrate, die nach der Anpassung der Erholungszeit t<sub>0</sub> an die Senkungsraten für das 3D-Modell Angersdorf (vgl. Kap 4.3.2) für diesen Spannungsdeviator ermittelt wurde, d. h. für den Parametersatz des erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatzes nach Günther/Salzer errechnet sich eine Erholungszeit von t<sub>0</sub> = 1825 d.

Aus dieser Übereinstimmung kann gefolgert werden, dass mit der oben beschriebenen Versuchsdurchführung eine Möglichkeit zur Bestimmung von t<sub>0</sub> besteht, d. h. es wird eine Möglichkeit der Abschätzung realistischer stationärer Kriechraten durch Laborversuche bei Zimmertemperaturen mit akzeptablen Versuchszeiten angeboten.

Ergänzend zu den bereits vorliegenden und den am IfG durchgeführten triaxialen Kriechversuchen wurden an der TUC zwei weitere Kriechversuche mit syndeformativer Dilatanz- und Ultraschalllaufzeitmessung (Vp-Wellen) realisiert.

Beim ersten fünfstufigen Kriechversuch wurde der Übergang aus dem Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze in den Spannungsbereich erfasst, in dem mit Schädigung zu rechnen ist.

Der zweite Kriechversuch wurde unter den gleichen Bedingungen durchgeführt, wie der Kriechbruchversuch (TUC313) in der 1. Vorhabensphase. Im Unterschied zu diesem Versuch, bei dem der Kriechbruch bereits nach 5 Tagen eintrat, erfolgte hier der Kriechbruch erst nach einer Standzeit von 240 Tagen.

In Abb. 3.4-2 wird die Lage der Einspannung aller Kriechversuche im Spannungsraum bezüglich Festigkeits- und Dilatanzgrenze zusammengefasst. Aus dieser Zusammenstellung ergibt sich, dass für die Ableitung der Stoffmodellparameter ein ausreichender Datenfundus geschaffen wurde.

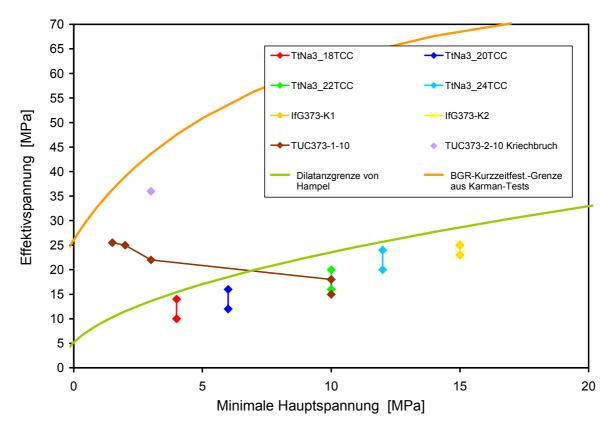


Abb. 3.4-2: Lage aller am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf durchgeführten triaxialen Kriechversuche im Spannungsraum

### 4 Benchmark-Berechnungen - erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz

### 4.1 Stoffmodell und Parameterableitung

### 4.1.1 Einleitung

Salzgesteine reagieren unter Belastung mit elastischen und visko-plastischen Verformungen, wobei die visko-plastischen Deformationsanteile maßgeblich für die mechanischen Eigenschaften sind. Das Spannungs-Verformungsverhalten, das durch zeitabhängige duktile Deformationen ohne sichtbaren makroskopischen Bruch gekennzeichnet ist, wird dabei als Kriechen bezeichnet. Salzgesteine mit geringerer Kriechfähigkeit reagieren auf Überlastung oft mit Sprödbruch. Bei Salzgesteinen mit ausgeprägter Kriechfähigkeit, können zusammen mit der Verformung Schädigungen akkumuliert werden, aus denen sich der Bruch entwickelt. Das bedeutet, dass das Festigkeitsverhalten duktiler (kriechfähiger) Salzgesteine bis zum Bruch und auch darüber hinaus eng mit dem Kriechen selbst verbunden ist. Im Kriechversuch unter konstanten Spannungsbedingungen zeigt sich, dass das Kriechen im Allgemeinen in folgende drei Kriechphasen unterteilt werden kann:

- 1. primäres Kriechen auch als transientes (instationäres) bzw. Übergangskriechen bezeichnet.
- 2. sekundäres bzw. stationäres Kriechen und
- 3. tertiäres Kriechen bzw. beschleunigtes Kriech, das in einem Kriechbruch mündet.

Diese drei Kriechphasen sind eng miteinander verknüpft und gehen im Ergebnis innerkristalliner Verformungsprozesse ineinander über.

#### 4.1.2 Primäres Kriechen

Das primäre Kriechen ist durch große Verformungsraten gekennzeichnet, die mit fortschreitender Deformation rasch kleiner werden. Bestimmend für primäres Kriechen sind Versetzungen innerhalb der Gitterstruktur des Salzkristalls, die sich mit zunehmender Spannung zu bewegen beginnen. Dieser Zusammenhang wird durch den Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (Gl. 4.1-1) beschrieben (ODQVIST & HULT, 1962, MENZEL & SCHREINER, 1977), wobei in der ursprünglichen Formulierung noch keine Anfangsverfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V,0}$  berücksichtigt wurde:

\_\_\_\_\_

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A_{p} \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_{p}}}{\left(\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0} + \varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}\right)^{\mu}}$$
(4.1-1)

 $\boldsymbol{A}_{p}$  ,  $\,\boldsymbol{n}_{p}\,$  und  $\boldsymbol{\mu}-$  Materialparameter

Am Anfang der Belastung wird die Verformung vom Wandern der Versetzungen dominiert, die bereits im Kristall angelegt sind (Anfangsverfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{V,0}$ ). Mit fortschreitender Deformation entstehen neue Versetzungen, die zu einer wachsenden Verfestigung führen. Die wachsende Gesamtkriechverformung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm cr}$  führt in Gleichung 4.1-1 bei konstanter Belastung  $\sigma_{\rm eff}$  zu einer Reduzierung der Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr}$ , was einer Materialverfestigung entspricht.

Der Tensor der Verformungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{ij}$  wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{ij} = \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{ij}^{el} + \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{ij}^{cr}, \tag{4.1-2}$$

wobei  $\dot{\epsilon}^{el}_{ij}$  den elastischen und  $\dot{\epsilon}^{cr}_{ij}$  den Kriechanteil des Verformungstensors bezeichnen.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{el} = -\nu/E \,\dot{\sigma}_{kk} \,\delta_{ij} + (1+\nu)/E \,\dot{\sigma}_{kk} \,, \tag{4.1-3}$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = 3/2 \dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} S_{ij} / \sigma_{eff}^{n_p}. \tag{4.1-4}$$

Für die effektiven Verformungen  $\epsilon_{eff}$  und die effektiven Spannungen  $\sigma_{eff}$  gelten dabei die bekannten Definitionen:

$$\epsilon_{\rm eff} = \sqrt{2/3 \sum_{ij} \epsilon_{ij}^2} \quad \text{ und } \quad \sigma_{\rm eff} = \sqrt{3/2 \sum_{ij} S_{ij}^2} \quad \text{ mit } \quad S_{ij} = \sigma_{ij} + 1/3 \, \sigma_{kk} \, \delta_{ij} \, . \tag{4.1-5} \label{effective}$$

### 4.1.3 Sekundäres Kriechen

Der mit der Verformung wachsenden Materialverfestigung wirkt die Erholung von Versetzungen entgegen, da die durch die Materialdeformation entstandenen Versetzungen physikalisch instabil sind. Treffen z. B. unterschiedlich orientierte Versetzungen aufeinander, vereinigen sie sich und löschen sich dabei aus. Ebenfalls können Versetzungen an den Kristallrändern auslaufen. Die Prozesse, die zum Abbau vorhandener Versetzungen und damit zu einer Reduzierung der Versetzungsdichte führen, wirken der fortschreitenden Materialverfestigung entgegen und werden als Kristallerholung bezeichnet. Streben Bildungs- und Erholungsrate von Versetzungen gleiche Werte an, wird die innerkristalline Versetzungsdichte konstant. Daraus resultiert eine stationäre Kriechrate, die durch eine konstante Viskosität beschrieben wird, so dass das Kriechen in die sekundäre Phase übergeht (BLUM, 1978).

Wird die Erholung im Kriechansatz (Gl. 4.1-1) berücksichtigt, ergibt sich die Gesamtkriechrate  $\dot{\epsilon}^{cr}_{eff}$  aus einem verfestigend wirkenden Anteil  $\dot{\epsilon}^{V}_{eff}$  und einem Anteil, der die Erholung beschreibt  $\dot{\epsilon}^{E}_{eff}$  (Gl. 4.1-6). Um die Bezeichnungen zu vereinfachen, wird im Folgenden der verfestigend wirkende Anteil der Verformung  $\dot{\epsilon}^{V}_{eff}$  kurz als "Verfestigung" und analog der die Erholung beschreibende Anteil der Verformung  $\dot{\epsilon}^{E}_{eff}$  als "Erholung" bezeichnet.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} + \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} \tag{4.1-6}$$

Durch einfaches Umstellen der Gleichung 4.1-6 erhält man für die Verfestigungsrate:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\mathrm{eff}}^{\mathrm{V}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\mathrm{eff}}^{\mathrm{cr}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\mathrm{eff}}^{\mathrm{E}} \tag{4.1-7}$$

Dabei soll für die Erholungsrate gelten:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{E} = \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^{V}}{t_{0}} \tag{4.1-8}$$

# t<sub>0</sub> - Erholungszeit

Wegen der vielfältigen Einflüsse ist die Erholungszeit t<sub>0</sub> z. Z. noch nicht aus theoretischen Betrachtungen abzuleiten. Da sie aber einen wesentlichen Einfluss auf den Betrag der stationären Kriechrate hat, ist es zweckmäßig, die Größe von t<sub>0</sub> anhand von In-situ-Messungen bzw. von Kriechversuchen, die sich über einen langen Zeitraum erstrecken bzw. mit Lastwechsel (Kap 3.4), durch Rückrechnung zu bestimmen. Auf Grund der kristallphysikalischen Gesetze, welche die Erholung in erster Näherung beschreiben, ist für die Temperaturabhängigkeit der Erholungszeit t<sub>0</sub> der ARRHENIUS-Ansatz zu wählen,

$$t_0 = t_C \cdot e^{\frac{Q}{R \cdot T}} \tag{4.1-9}$$

wobei Q die Aktivierungsenergie für den Erholungsprozess und  $t_c$  eine Zeitkonstante bezeichnen. Für Raumtemperatur liegt die Erholungszeit  $t_0$  im Bereich weniger Jahrzehnte.

Ersetzt man im Kriechansatz Gl. (4.1-1) die Gesamtverformung  $\epsilon_{eff}^{cr}$  durch die akkumulierte Verfestigung  $\epsilon_{eff}^{V}$ , so kann die Erholung im Dehnungs-Verfestigungsansatz berücksichtigt werden. Man erhält:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A_{p} \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_{p}}}{\left(\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0} + \varepsilon_{\text{off}}^{V}\right)^{\mu}} \tag{4.1-10}$$

mit

 $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{V} = A_{p} \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_{p}}}{\left(c^{V,0} + \varepsilon^{V}\right)^{\mu}} - \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^{V}}{t_{0}}$  (4.1-11)

Die Raten der einzelnen Verformungsanteile sind wechselseitig gekoppelt. Bei geringen Deformationen ist die Verfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V}$  ebenfalls gering. Dadurch entstehen sehr große Kriechraten. Mit zunehmender Deformation wird auch die Verfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V}$  größer (bzw. die Versetzungsdichte nimmt zu). Dadurch wächst die Rate für die Erholung  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm E}$  (Gl. 4.1-8) wogegen sich die Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr}$  (Gl. 4.1-10) reduziert. Infolgedessen wird die Verfestigungsrate  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm V}$  (Gl. 4.1-11) ebenfalls kleiner und strebt letztlich mit fortschreitender Verformung gegen Null, wenn  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr}$  und  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm E}$  sich immer mehr annähern. Die Verfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V}$  wird dann zu einer konstanten Größe, wodurch der Kriechansatz in Gl. (4.1-10) in einen Potenzansatz, mit dem stationäres Kriechen beschreiben wird, übergeht.

Dieser Kriechansatz wurde erstmalig durch SALZER (1993) beschrieben und eine zusammenfassende Darstellung der Anwendung dieses Ansatzes erfolgte durch SALZER ET AL. (1998).

### 4.1.4 Tertiäres Kriechen - Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung

Die Diskussion der mikrostrukturellen Prozesse, die zur Schädigung und zum Versagen führen, erfolgt anhand des im zügigen Triaxialversuch beobachteten Festigkeitsverhaltens, da unter diesen Versuchsbedingungen der Einfluss der Erholung wegen der kurzen Versuchszeiten vernachlässigt werden kann. Die Gesamtverformungsrate setzt sich somit aus einem verfestigenden und einem schädigungsinduzierten Verformungsanteil zusammen.

Mit der Belastungssteigerung im Versuch entstehen innerkristallin zunehmend Versetzungsanstauungen, wodurch die mikrostrukturelle Versetzungsbewegung immer mehr behindert
wird. Infolgedessen bilden sich lokale Spannungskonzentrationen aus, in deren Bereich Mikrorisse bzw. Schädigung entstehen können. Die mit der Verformung wachsende Schädigung
ist im Laborversuch als Volumenzunahme (Dilatanz) direkt messbar. Als Dilatanzgrenze wird
dabei die Spannung verstanden, ab der eine Volumenzunahme des Prüfkörpers gemessen
wird.

Die Schädigung wirkt dabei der Verfestigung entgegen, mit der Folge, dass das Material zunehmend duktiler wird. Durch eine entsprechende Erweiterung von Gleichung 4.1-7 wird dieser Effekt in das Stoffmodell eingeführt und es folgt Gleichung 4.1-12 mit Berücksichtigung eines Verformungsanteils  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm S}$ , der die Schädigung bzw. Entfestigung charakterisiert (im Folgenden kurz als Schädigung bezeichnet):

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{V} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{S}} \tag{4.1-12}$$

Unter der Voraussetzung, dass die Erholungsrate im Triaxialversuch vernachlässigt werden kann, reduziert sich Gleichung 4.1-12 zu:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{S}} \tag{4.1-13}$$

Sind Schädigungs- und Kriechrate gleich groß, wird die Verfestigung bzw. die Festigkeit konstant. Die Entstehung von Versetzungen und die Schädigung bzw. Mikrorissbildung stehen dann in ihrer Wirkung im Gleichgewicht. Das Material befindet sich im Bruchpunkt bzw. verhält sich ideal plastisch. Die Spitzenfestigkeit ergibt sich demzufolge zwanglos, wenn das Salz nicht weiter deformationsverfestigt wird, also die effektive Verfestigungsrate  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm V}$  Null ist (GÜNTHER & SALZER, 2007).

$$\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm V} = \dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr} - \dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm S} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{\rm eff} = \sigma_{\rm eff, Max} \tag{4.1-14}$$

Übersteigt die Schädigungsrate  $\dot{\epsilon}^{s}_{eff}$  die Kriechrate  $\dot{\epsilon}^{cr}_{eff}$ , wird die effektive Verfestigungsrate  $\dot{\epsilon}^{v}_{eff}$  negativ und das Material entfestigt. Die Festigkeit befindet sich im Nachbruchbereich.

$$\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm V} = \dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm cr} - \dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm S} < 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{\rm eff, Max} > \sigma_{\rm eff} \ge \sigma_{\rm eff, Rest} \tag{4.1-15}$$

In Abb. 4.1-1 ist der im Triaxialversuch gemessene Verlauf der Dilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}$  über der axialen Stauchung  $\epsilon_{\rm l}$  aufgetragen. Dem gegenübergestellt sind, zur besseren Orientierung, als schwarze Linie die aufgeprägte Verformungsgeschwindigkeit des Triaxialversuchs (mit  $\dot{\epsilon}_{\rm l}=1\cdot10^{-5}\,s^{-1}$ ) und der dabei gemessene Festigkeitsverlauf. Im Vorbruchbereich liegt die Dilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}$  zunächst noch deutlich unter der Verformungsrate. Mit der Verformung nimmt sie aber zu und erreicht im Bereich der Spitzenfestigkeit den Wert der Verformungsrate  $\dot{\epsilon}_{\rm l}$ . Im Nachbruchbereich steigt die Dilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}$  aufgrund spontaner Mikrorissausbreitung und dem Entstehen von Makrorissen überproportional an. Mit der Herausbildung diskreter Bruchflächen wird die Dilatanzrate wieder kleiner und das Verhalten vergleichmäßigt sich. Es ist wahrscheinlich, dass das Maximum der Dilatanzrate den Punkt der vollständigen Durchtrennung der Bruchfläche markiert.

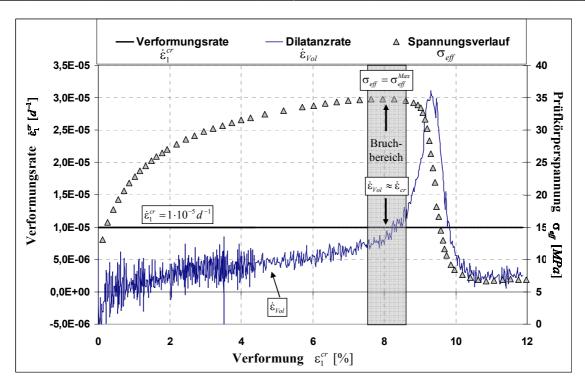


Abb. 4.1-1: Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate

Aus Abb. 4.1-1 folgt, dass zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens die Schädigungsrate  $\dot{\epsilon}_{\rm eff}^{\rm S}$  in Gleichung 4.1-13 näherungsweise mit der im Versuch gemessenen Dilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}$  gleichgesetzt werden kann. Im Kriechansatz wird deshalb die Schädigungsrate in Gleichung 4.1-12 durch die Dilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}$  ersetzt.

$$\dot{\xi}_{\text{eff}}^{V} = \dot{\xi}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\xi}_{\text{eff}}^{E} - \dot{\xi}_{\text{Vol}}$$
(4.1-16)

Mit dieser Beschreibung ergibt sich das Festigkeitsverhalten zwanglos innerhalb des Kriechansatzes (Gl. 4.1-10) über eine von der Verfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V}$  abhängige Viskosität ( $\eta \propto \frac{1}{A_{\rm p}} = f(\epsilon_{\rm eff}^{\rm V})$ ). Eine gesonderte Festigkeitsbeschreibung in Form einer Spannungskennlinie bzw. Festigkeitshüllkurve ist dabei nicht mehr erforderlich (Günther & Salzer, 2007).

### 4.1.5 Vorgehensweise bei der Parameterbestimmung

Die Dilatanz ist im Wesentlichen abhängig von der Effektivspannung  $\sigma_{\rm eff}$ , der Deformation  $\epsilon_{\rm eff}$  und der Minimalspannung  $\sigma_3$ . Da Spannung und Deformation über die spezifische Formänderungsarbeit U mit:

$$\Delta U = \sigma_{\rm eff} \cdot \Delta \epsilon_{\rm eff} \qquad \Rightarrow \qquad U = \int \sigma_{\rm eff} \cdot d\epsilon_{\rm eff} \tag{4.1-17} \label{eq:delta_eff}$$

miteinander verknüpft sind, kann die Dilatanzentwicklung als Funktion der spezifischen Formänderungsarbeit U und der Minimalspannung  $\sigma_3$  beschrieben werden ( $\dot{\epsilon}_{\rm Vol}=f(\sigma_3,U)$ ). Die spezifische Formänderungsarbeit entspricht dabei der Fläche unterhalb der Spannungs-Verformungs-Kennlinie. Da die Dilatanzentwicklung jedoch erst bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze  $\sigma_{\rm eff}^{\rm Dil}$  einsetzt, wird im erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz für die Dilatanzberechnung nur der Anteil der spezifischen Formänderungsarbeit im dilatanten Bereich (kurz: Dilatanzarbeit  $U_{\rm Dil}$ ) entsprechend Abb. 4.1-2 verwendet. Dabei ist die Dilatanzarbeit  $U_{\rm Dil}$  folgendermaßen definiert:

$$\Delta U_{\text{Dil}} = (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}) \cdot \Delta \epsilon_{\text{eff}} \quad \Rightarrow \quad U_{\text{Dil}} = \int (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}) \cdot d\epsilon_{\text{eff}} \tag{4.1-18}$$

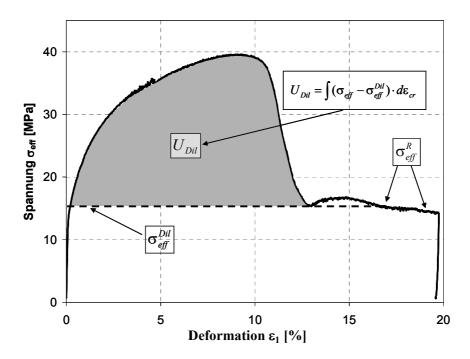


Abb. 4.1-2: Definition der Dilatanzarbeit

Eine Vielzahl von Versuchen zeigt, dass Dilatanzgrenze und Restfestigkeit gleichgesetzt werden können. Dadurch ist es möglich, die Dilatanzarbeit nach Gleichung 4.1-18 einfach zu beschreiben und gleichzeitig sicherzustellen, dass der berechnete Endwert der Entfestigung gegen die Restfestigkeit strebt. Im Stoffmodell werden deshalb Dilatanzgrenze und Restfestigkeit als identisch angenommen. Die verwendete Dilatanz/Restfestigkeitsgrenze ist abhängig von der kleinsten Hauptspannung  $\sigma_3$  und wird folgendermaßen beschrieben:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[ \frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$
(4.1-19)

mit: D<sub>1</sub>, D<sub>2</sub> und D<sub>3</sub> – Parameter der Dilatanzgrenze

Aus Triaxialversuchen erhält man für unterschiedliche Manteldrücke in Abhängigkeit von der Prüfkörperstauchung den Verlauf von Spannung und Dilatanz (Kap. 3.3 - Abb. 3.3-1). Aus dem Summenprodukt von Spannung und Verformungszuwachs kann aus den Versuchsdaten nach Gleichung 4.1-18 die Dilatanzarbeit  $U_{\rm Dil}$  ermittelt werden.

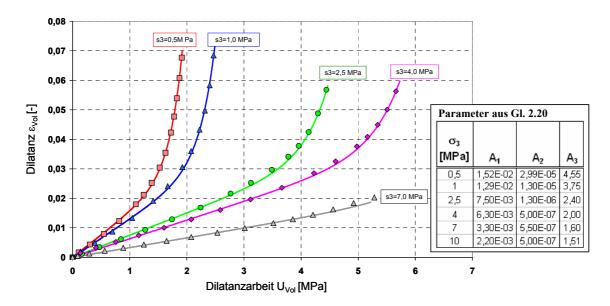


Abb. 4.1-3: Funktionaler Zusammenhang zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit

Wird die im Versuch gemessene Dilatanz  $\epsilon_{\rm Vol}$  in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit  $U_{\rm Dil}$  in einem Diagramm aufgetragen (Abb. 4.1-3), so zeigt sich ein funktionaler Zusammenhang zwischen beiden Größen, der folgendermaßen beschrieben werden kann (GÜNTHER & SALZER, 2007):

$$\varepsilon_{\text{Vol}}(\mathbf{U}_{\text{Dil}}) = \mathbf{A}_1 \cdot \mathbf{U}_{\text{Dil}} + \frac{\mathbf{A}_2}{\mathbf{A}_3} \cdot \exp[\mathbf{A}_3 \cdot \mathbf{U}_{\text{Dil}}]$$
(4.1-20)

Abhängig vom Manteldruck  $\sigma_3$  ergeben sich unterschiedliche Kurvenparameter  $A_1$ ,  $A_2$  und  $A_3$  die mit nachstehenden Exponentialfunktionen als Funktion der Minimalspannung in guter Näherung beschrieben werden können:

$$A_{1}(\sigma_{3}) = a_{1} + a_{2} \cdot \exp[a_{3} \cdot \sigma_{3}]$$

$$A_{2}(\sigma_{3}) = a_{4} + a_{5} \cdot \exp[a_{6} \cdot \sigma_{3}]$$

$$A_{3}(\sigma_{3}) = a_{7} + a_{8} \cdot \exp[a_{9} \cdot \sigma_{3}]$$
(4.1-21)

Nach Einsetzen der von der Minimalspannung  $\sigma_3$  abhängigen Parameter  $A_1(\sigma_3)$ ,  $A_2(\sigma_3)$  und  $A_3(\sigma_3)$  in Gleichung 4.1-20 ergibt sich für die Dilatanzbeschreibung auch die Abhängigkeit von der kleinsten Hauptspannung  $\sigma_3$ :

 $\varepsilon_{\text{Vol}}(\mathbf{U}_{\text{Dil}}, \sigma_3) = \mathbf{A}_1(\sigma_3) \cdot \mathbf{U}_{\text{Dil}} + \frac{\mathbf{A}_2(\sigma_3)}{\mathbf{A}_3(\sigma_3)} \cdot \exp[\mathbf{A}_3(\sigma_3) \cdot \mathbf{U}_{\text{Dil}}]$ (4.1-22)

Beim Kriechversuch mit konstanten Spannungsbedingungen oberhalb der Dilatanzgrenze führt das beschriebene Vorgehen dazu, dass die effektive Verfestigung  $\epsilon_{\rm eff}^{\rm V}$  abhängig von der geleisteten Arbeit oberhalb der Dilatanzgrenze reduziert wird, wodurch das Material in die tertiäre Kriechphase (einen Kriechbruch) übergeht (Abb. 4.1-4).

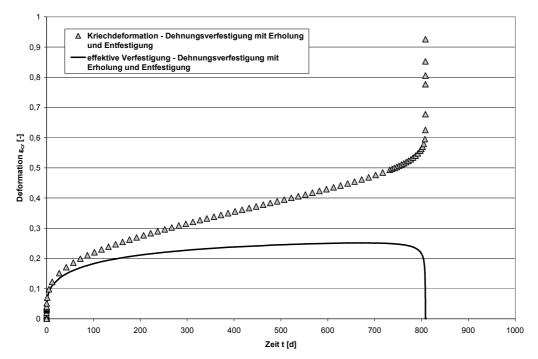


Abb. 4.1-4: Modellierung Kriechbruch mit erweitertem Dehnungs-Verfestigungsansatz

Aus Kriechversuchen, die in der Regel im dilatanzfreien Bereich gefahren werden, ist bekannt, dass die Kriechrate nur vom Spannungsdeviator abhängig ist. Durch die Bildung von Mikrorissen entstehen im Salzkristall jedoch zusätzliche lokale Bewegungsmöglichkeiten. Da die Minimalspannung normal auf die Rissufer wirkt, hat deren Größe einen wesentlichen Einfluss auf die schädigungsinduzierte Verformung. Das bedeutet, dass sich im Gegensatz zum schädigungsfreien Kriechen im Dilatanzbereich der Spannungsexponent mit dem Manteldruck ändert. Da diese Spannungsabhängigkeit des Spannungsexponenten durch Verformungen entlang der Mikrorisse begründet ist, ist es plausibel, dass die Schädigungsentwicklung selbst, insbesondere die Vernetzung der Mikrorisse im Übergang zum makroskopischen Bruch, ebenfalls einen Einfluss auf den Spannungsexponenten besitzt. Damit ist der Spannungsexponent nicht nur von der Minimalspannung, sondern zusätzlich auch von der akkumulierten Schädigung im Dilatanzbereich bzw. der Mikrorissdichte abhängig. Im erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz wird der Spannungsexponent deshalb abhängig von der Minimalspannung und der Dilatanz beschrieben mit (GÜNTHER & SALZER, 2007):

$$n_{p} = g(\sigma_{3}, \varepsilon_{Vol}) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol;0}} + n_{1} \cdot \exp[n_{2} \cdot \sigma_{3}] \cdot [1 - \exp(-n_{3} \cdot \varepsilon_{Vol})]}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_{4}}}$$
(4.1-23)

Ist die Dilatanz  $\epsilon_{\mathrm{Vol}}$  Null, nimmt der Spannungsexponent den Wert der unabhängigen Konstanten  $n_{\epsilon_{\mathrm{Vol},0}}$  an. Der Parameter  $n_{\epsilon_{\mathrm{Vol},0}}$  ist dabei der Spannungsexponent für ungeschädigtes Material, der aus Kriechversuchen im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze abgeleitet werden kann.

Infolge dilatanter Auflockerung ändert sich auch das elastische Verhalten des Gesteinskörpers, so dass mit wachsender Schädigung seine Kompressibilität zunimmt und die Poissonzahl  $\nu$  gegen 0,5 strebt. In ungeschädigten, nicht aufgelockerten Gesteinselementen gelten die bekannten Abhängigkeiten von E und  $\nu$  für den Kompressions- und Schermodul.

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2v)} \tag{4.1-24}$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + v)} \tag{4.1-25}$$

Für die Beschreibung der elastischen Parameter unter Berücksichtigung der Dilatanz liefern folgende Beziehungen eine sinnvolle Beschreibung (GÜNTHER & SALZER, 2007):

$$K(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{K_0 - K_R}{(1 + \varepsilon_{\text{Vol}})^{\alpha}} + K_R$$
(4.1-26)

$$v(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{v_0 - v_R}{(1 + \varepsilon_{\text{Vol}})^{\alpha}} + v_R$$
 (4.1-27)

mit: K<sub>0</sub> - Kompressionsmodul für ungeschädigtes Salz

K<sub>p</sub> - Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich

ν<sub>0</sub> - Poissonzahl für ungeschädigtes Salz

ν<sub>R</sub> - Poissonzahl im Restfestigkeitsbereich

α - Krümmungsparameter

Aus den Gleichungen 4.1-24 und 4.1-25 ergibt sich der dilatanzabhängige Schermodul:

$$G(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{3}{2} K(\varepsilon_{\text{Vol}}) \cdot \frac{1 - 2 \cdot \nu(\varepsilon_{\text{Vol}})}{1 + \nu(\varepsilon_{\text{Vol}})}$$
(4.1-28)

4.1.6 Ableitung des Parametersatzes für das Leine-Steinsalz (Angersdorf)

Entsprechend der oben beschriebenen Methodik wurde im ersten Schritt der Parameterableitung auf der Basis der im Kap. 1.4 beschriebenen triaxialen Mehrstufen-Kriechversuchen, die alle im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt wurden (vgl. Abb. 3.4-2), die Parameter für das schädigungsfreie Kriechen im Dehnung-Verfestigungsansatz bestimmt. Die auf der Basis dieser Parameter realisierte Nachrechnung der vier Kriechversuche wird in Abb. 4.1-5 dargestellt.

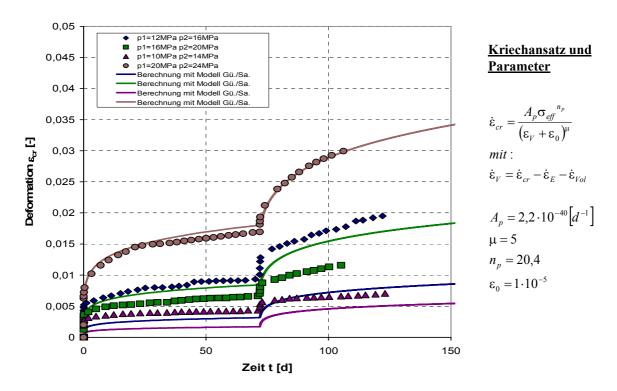


Abb. 4.1-5: Nachrechnung der Kriechversuche mit erweitertem Dehnungs-Verfestigungsansatz

In einem zweiten Bearbeitungsschritte wurde zunächst die Lage der Dilatanzgrenze parametrisiert und darauf aufbauend die Abhängigkeit der Schädigung bzw. Dilatanz von der erlittenen Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze (Dilatanzarbeit) aus den triaxialen Kompressionsversuchen mit Dilatanzmessung, die ebenfalls in Kap. 1.4 beschrieben sind, ermittelt.

Durch eine Präzisierung der Nachrechnung dieser triaxialen Festigkeitsversuche wurde schließlich in einem 3. Bearbeitungsschritt die Abhängigkeit des Spannungsexponenten sowohl von der minimalen Einspannung (d. h. hier dem Manteldruck) als auch von der erlittenen Schädigung bzw. Dilatanz abgeleitet.

Die Nachrechnung der triaxialen Kompressionsversuche und des Dilatanzverhaltens mit dem so ermittelten Parametersatz wird in den Abbildungen 4.1-6a und 4.1-6b dargestellt.

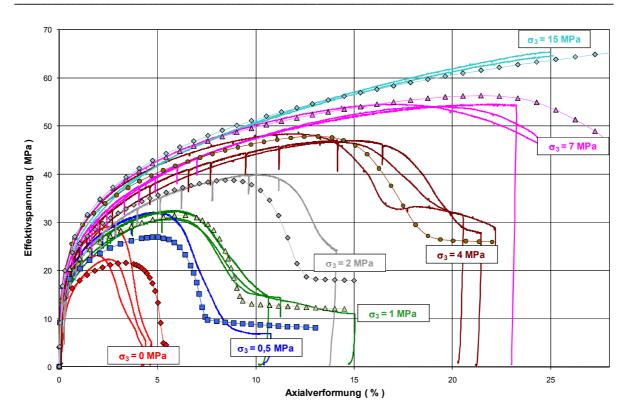


Abb. 4.1-6a: Nachrechnung der triaxialen Festigkeitsversuche mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz (Rauten: Nachrechnung FLAC 2D mit Einelementmodell)

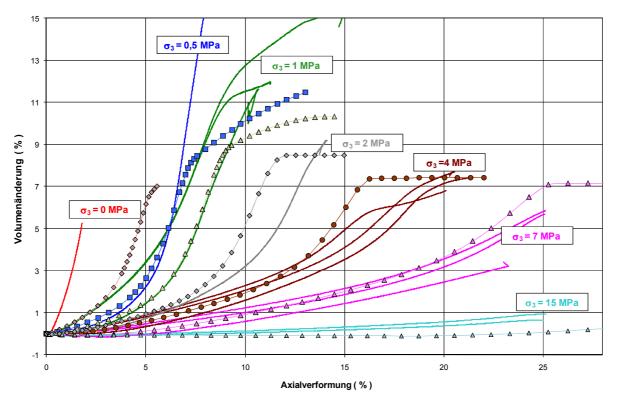


Abb. 4.1-6b: Nachrechnung des Dilatanzverhaltens im triaxialen Festigkeitsversuch mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz (Rauten: Nachrechnung FLAC 2D mit Einelement-modell)

Die später ergänzend durchgeführten und im Kapitel 3. beschriebenen gesteinsmechanischen Laborversuche haben keine signifikant abweichenden Ergebnisse geliefert, so dass mit diesen in einer relativ zeitigen Bearbeitungsphase abgeleiteten Parametern alle weiteren Rechnungen durchgeführt werden konnten, d. h. zunächst die Modellrechnungen innerhalb der Vernetzungsstudie und später die eigentlichen Benchmark-Rechnungen mit dem 3D-Modell für die Grube Angersdorf.

Die Erholungszeit, t<sub>0</sub> konnte auf der Basis der Ergebnisse der beiden triaxialen Dreistufen-Kriechversuche mit einer Deviatorabsenkung zu 1825 d abgeschätzt werden. Diese Kriechversuche werden ausführlich in Kap 3.4 dargestellt und erläutert. Dieser Wert für die Erholungszeit stimmt dabei sehr gut mit dem aus der Kalibrierung am Verlauf der Übertagesenkungen abgeleiteten Wert überein.

Im Folgenden werden alle so bestimmten gebirgsmechanischen Eingabeparameter für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz in einer abschließenden Darstellung zusammengefasst.

### Dilatanzgrenze:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[ \frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$
 mit:  $D_1 = 12 \text{ MPa}, D_2 = 0.05 \text{ MPa}, D_3 = 2 \text{ MPa}$ 

#### Schädigungs- Dilatanzentwicklung:

$$\begin{split} &A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] & \text{mit:} \quad a_1 = 1, 4 \cdot 10^{-2} \quad a_2 = 0, 01 \quad a_3 = -1, 5 \\ &A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] & \text{mit:} \quad a_4 = 1 \cdot 10^{-4} \quad a_5 = 2 \cdot 10^{-3} \quad a_6 = -1, 4 \\ &A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] & \text{mit:} \quad a_7 = 1, 5 \quad a_8 = 3, 9 \quad a_9 = -0, 25 \end{split}$$

#### Kriechen:

$$\begin{split} \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} &= A_p \, \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{\left(\epsilon_{eff}^{V,0} + \epsilon_{eff}^{V}\right)^{\mu}} \qquad \text{mit} : n_p(\epsilon_{Vol}, \sigma_3) = \frac{n_{\epsilon_{Vol;0}} + n_1 \cdot exp(n_2 \cdot \sigma_3) \cdot \left[1 - exp(-n_3 \cdot \epsilon_{Vol})\right]}{\left(1 - \epsilon_{Vol}\right)^{n_4}} \\ A_p &= 2,7 \cdot 10^{-40} \left[d^{-1}\right] \qquad \qquad n_{\epsilon_{Vol;0}} &= 20,4 \\ \mu &= 5 \qquad \qquad n_1 &= 3 \\ t_0 &= 1825 [d] \qquad \qquad n_2 &= -0,6 \\ \epsilon_{V,0} &= 1 \cdot 10^{-5} \qquad \qquad n_3 &= 2000 \\ n_4 &= 0,2 \end{split}$$

## Elastische Module:

$$\begin{split} K(\epsilon_{Vol}) &= \frac{K_0 - K_R}{(1 + \epsilon_{Vol})^\alpha} + K_R \\ v(\epsilon_{Vol}) &= \frac{v_0 - v_R}{(1 + \epsilon_{Vol})^\alpha} + v_R \\ G(\epsilon_{Vol}) &= \frac{3}{2} K(\epsilon_{Vol}) \cdot \frac{1 - 2 \cdot v(\epsilon_{Vol})}{1 + v(\epsilon_{Vol})} \end{split} \qquad \begin{aligned} &\text{mit:} \\ K_0 &= 16,6 \text{ GPa (K-Modul - ungeschädigtes Steinsalz)} \\ K_R &= 100 \text{ MPa (K-Modul im Restfestigkeitsbereich)} \\ v_0 &= 0,25 \text{ (Poissonzahl - ungeschädigtes Steinsalz)} \end{aligned}$$

### 4.2 Vernetzungsstudie

Ergänzend zum ursprünglich vorgesehenen Untersuchungsprogramm wurde auf dem 4. Projektgespräch beschlossen, dass alle Projektpartner eine Reihe von Modellrechnungen mit einem kleineren geometrischen Modell (Pfeiler-Kammer-Umgebung) durchführen, das vom IfG einheitlich für alle Partner vorgegeben wurde (siehe Abb. 4.2-1).

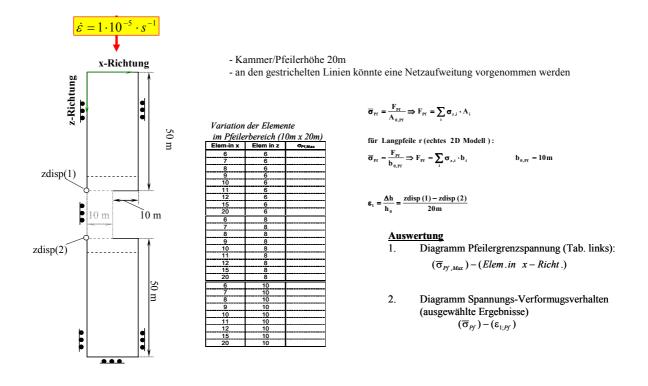


Abb. 4.2-1: Vorgaben für die Vernetzungsstudie mit einem Langpfeilermodell für alle Projektpartner

Um für die verschiedenen Stoffgesetze überprüfen zu können, inwieweit die Simulationsergebnisse von einer unterschiedlich feinen Vernetzung der Hohlraumumgebung beeinflusst werden, wurde von jedem Projektpartner eine vordefinierte Langpfeiler-Situation, die von den Dimensionen her dem Modell der Abbaukammer Angersdorf ähnelt, mit dem jeweiligen Stoffgesetz berechnet. Dazu wurden mehrere Pfeiler-Kammer-Modelle mit unterschiedlichen Diskretisierungen berechnet und die Ergebnisse miteinander verglichen.

Als Vergleichsgröße für die Untersuchung des Einflusses der Diskretisierung (Vernetzungsfeinheit) auf die Berechnungsergebnisse bei der Simulation der vorgegebenen Kammer-Pfeiler-Situation wurde die mittlere Pfeilergrenzspannung  $\overline{\sigma}_{Pf,Max}$  nach Belastung des Modells mit einer konstanten Pfeilerstauchungsrate von  $1\cdot 10^{-5}$  1/s ausgewertet. Die aktuelle Pfeilerspannung wurde während der Berechnung laufend über den vertikalen Kraftfluss im Steinsalz oberhalb des Pfeilers und der Kammer ermittelt (Abb. 4.2-1). Dabei wurden für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz auch Simulationen mit höheren Elementanzahlen im Pfeiler in x-Richtung (horizontal entlang der halben Pfeilerbreite) und z-Richtung (vertikal in Richtung der Pfeilerhöhe) durchgeführt.

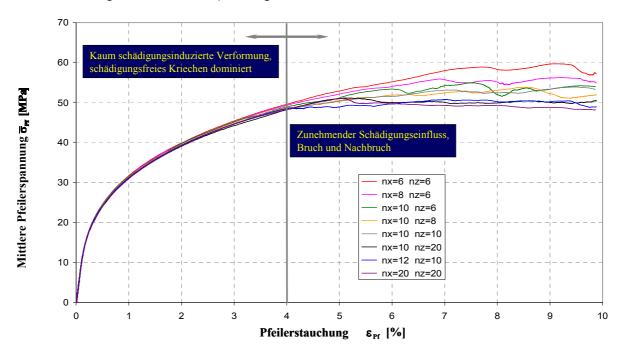


Abb. 4.2-2: Mittlere Pfeilerspannungen in Abhängigkeit von der Pfeilerstauchung für ausgewählte Vernetzungsvarianten mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz

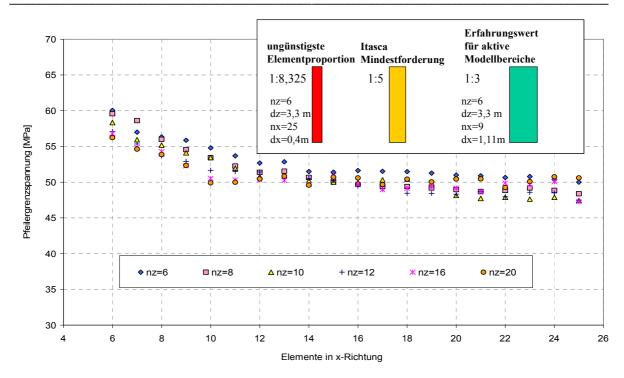


Abb. 4.2-3: Pfeilergrenzspannungen für alle Vernetzungsvarianten, die mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet wurden.

Die Ergebnisse der Berechnungen zeigen, dass die Elementproportion (Höhe zu Breite) einen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Ein Verhältnis von 1:8,325 (Elementkantenlängen dz = 3,3 m; dx = 0,4 m) hat sich als ungünstig erwiesen, die Fa. Itasca empfiehlt ein Verhältnis von mindestens 1:5, der Erfahrungswert liegt bei aktiven Modellbereichen laut Vernetzungsstudie eher bei 1:3 (dz = 3,3 m; dx = 1,11 m).

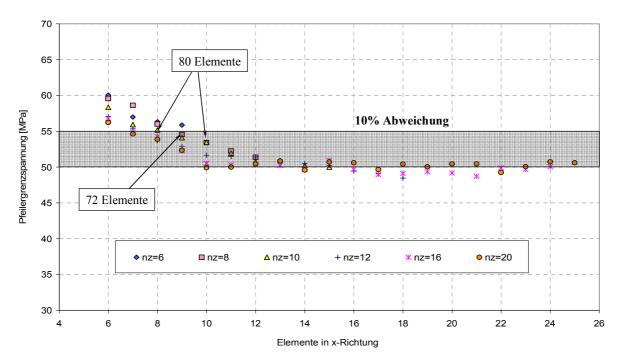


Abb. 4.2-4: Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten, die mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet wurden.

Die Studie hat für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz ergeben, dass im Vorbruchbereich (schädigungsfreies Kriechen) in der untersuchten Vernetzungsregion kein Vernetzungseinfluss vorliegt (Abb. 4.2-2), für verlässliche Ergebnisse zum Pfeilerbruch (Abweichung kleiner als 10%) aber mindestens 8-11 Elemente in der halben Pfeilerbreite (x-Richtung) und mindestens 8-10 Elemente in der Pfeilerhöhe (z) gewählt werden sollten (Abb. 4.2-4), das heißt dass der Pfeiler (Höhe: 20 m, halbe Breite: 10 m) mit mindestens etwa 80 Elementen zu vernetzten ist.

## 4.3 3D-Modell Grube Angersdorf

#### 4.3.1 Modellaufbau

Das FLAC-3D-Modell des IfG, das für beide vom IfG untersuchte Stoffmodelle einheitlich vernetzt wurde und in Abb. 4.3-1 dargestellt ist, umfasst 90.960 Zonen, wobei in y-Richtung (Modelltiefe) 16 (bzw. im Hohlraumbereich 32) Zonen diskretisiert wurden. Dabei entspricht die Geometrie dieses Modells den einheitlichen Vorgaben für alle Projektpartner, die in Kap. 1.7 detailliert beschrieben sind. Das gleiche gilt für die einheitlichen Randbedingungen, die Wahl des Grundspannungszustandes und die Vorgaben für die Gesteinsschichten, die nicht dem Steinsalz zuzuordnen sind.

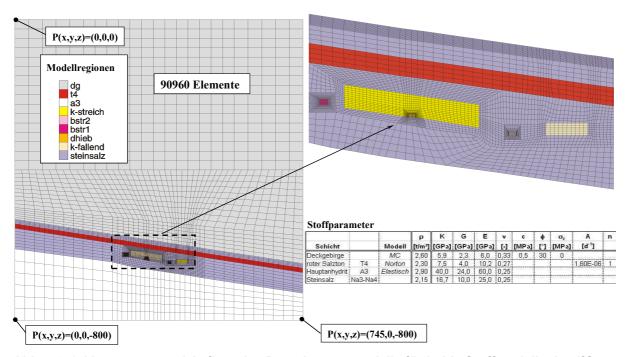


Abb. 4.3-1: Vernetzung und Aufbau des Berechnungsmodells für beide Stoffmodelle des IfG

### 4.3.2 Modellkalibrierung

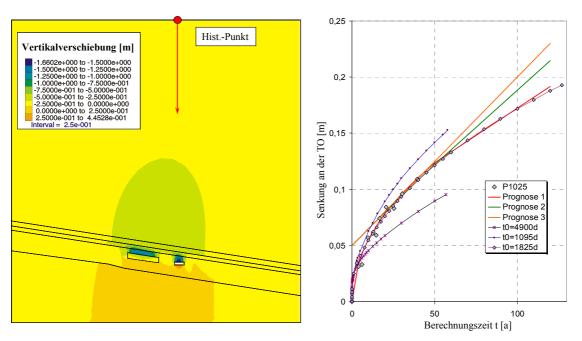


Abb. 4.3-2: Berechnete Vertikalverschiebungen und Senkungen an der TO bis 127 Jahre

Die Kriechberechnungen nach der Simulation des Grundspannungszustandes, die in Abb. 4.3-2 für verschiedene Erholungszeiten dargestellt sind, wurden bis maximal t=127 Jahre realisiert. Die gemessenen Oberflächenabsenkungen werden aufgrund der darauf abgestimmten Erholungszeit  $t_0=1825$  d mit den Prognoserechnungen gut abgebildet.

# 4.3.3 Prognostizierte Spannungsentwicklung

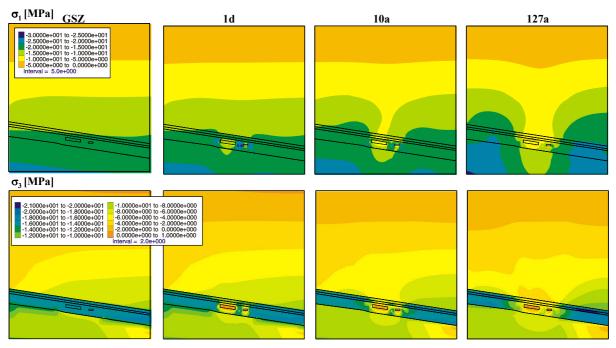


Abb. 4.3-3: Berechnete Spannungsumlagerungen im Modell bis 127 Jahre

Die prognostizierten weiträumigen Spannungsumlagerungen sind nach einem Tag Simulationszeit noch quasi-elastisch. Nach ca. 10 Jahren Kriechverformung zeigt sich eine Spannungsentlastung über den Hohlräumen bis ins Deckgebirge hinein, daraus resultiert eine Entlastung im Pfeilerbereich der schwebenden Großkammern.

Die Ergebnisse zeigen, dass die allen Partnern gemeinsam vorgegebene äußere Ausdehnung der Modellgeometrie des Grubenausschnitts Angersdorf zur vollständigeren Erfassung der weiträumigen Spannungsumlagerungen nicht weiter reduziert werden darf, wenn keine zu großen Randeinflüsse zugelassen werden sollen.

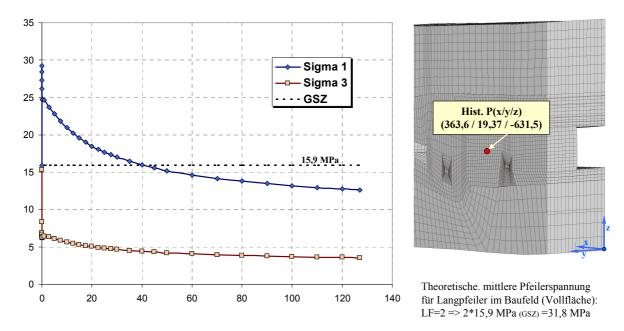


Abb. 4.3-4: Standzeitbedingte Entlastung des Pfeilerkerns

Die Maximalspannung im Kern des Pfeilers zwischen den schwebenden Großkammern sinkt nach etwa 40 Jahren unter den Wert des Primärspannungszustands ab (Abb. 4.3-4). Die Berechnungen zeigen, dass sich die Spannungszustände im Pfeilerkernbereich neben der modellierten schwebenden Großkammer (Abbaukammer) unterhalb des dilatanten Spannungsbereichs bewegen und im weiteren Simulationszeitraum nur noch leicht abfallen.

#### 4.3.4 Extreme Beanspruchungszustände im Modell

Innerhalb des Vorhabens wurden an verschiedenen Punkten und entlang mehrere Profile die Berechnungsergebnisse der Partner untereinander verglichen. Dieser Vergleich wird im gemeinsamen Synthesebericht umfassend dargestellt. Im IfG-Teilbericht werden als Extrakt der Berechnungsergebnisse zunächst die extremsten Beanspruchungszustände im Berech-

nungsmodell dargestellt und danach für die Spur  $\delta$ , für die auch In-situ-Messergebnisse vorliegen, der Vergleich mit den berechneten Größen vorgenommen.

Die Kammerfirste des streichenden Abbaus senkt sich im Gesamtsimulationszeitraum von 127 Jahren maximal um 1,7 m (Abb. 4.3-5). Demzufolge weisen die Kammerkonturen die größten effektiven Verformung im Modell in der Größenordnung bis 16 % auf, wovon ca. die Hälfte durch Dilatanz entsteht. Der Befahrungsbefund für den streichenden Abbau bestätigt zumindest qualitativ durch die beobachteten intensiven Abschalungen die rechentechnisch ermittelten extremen Beanspruchungen der Konturen dieser Großkammern.

Die benachbarte westliche Grundstrecke liegt dabei im Druckschatten der schwebenden Großkammer und des streichenden Abbaus und weist deshalb nur eine geringe Belastung und dementsprechend eine geringe Beanspruchung der Hohlraumumgebung auf.

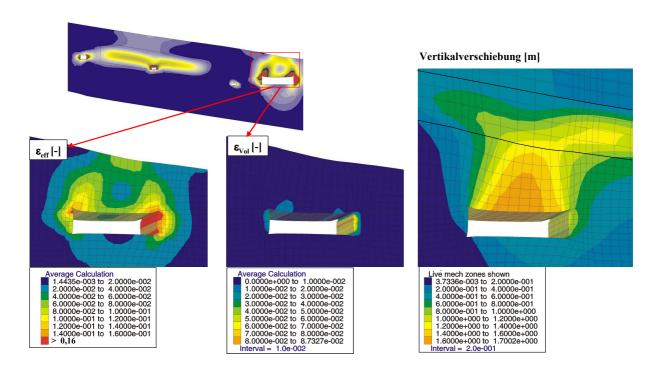


Abb. 4.3-5: Verformungen und Verschiebungen um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 127 Jahren

Neben einer auftretenden Zugbelastung (Abb. 4.3-6) im Firstbereich der Kammerverbindungsstrecke (die Zugfestigkeit wurde mit 1 MPa angesetzt) tritt dort auch eine geringe volumetrische Verformung in der Größenordnung von ca. 1,5 % auf (Abb. 4.3-7). Der Stoß der Verbindungsstrecke zeigt dagegen eine wesentlich größere Scherbeanspruchung. Hier wird eine Volumendehnung von > 5 % ausgewiesen. Dieser rechentechnisch prognostizierte Be-

anspruchungszustand steht in guter Übereinstimmung mit dem fotografisch dokumentierten Befahrungsbefund in der Kammerverbindungsstrecke zwischen den Kammern IV und V (Abb. 4.3-8). Hier werden in der Firste Zugrisse parallel zur Achse der schwebenden Großkammer fotografisch belegt. Gleichzeitig kann die starke Entfestigung der Kammerkonturen dokumentiert werden.

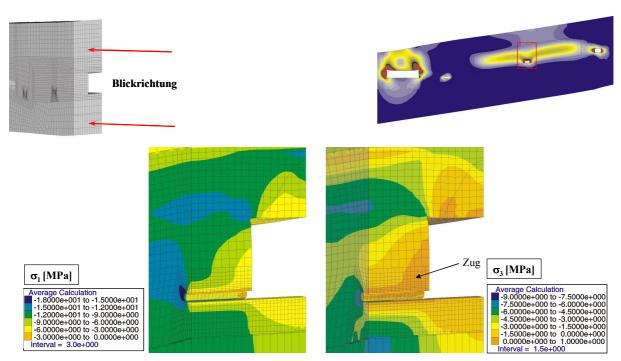


Abb. 4.3-6: Spannungsverteilung um die Kammer-Verbindungsstrecke nach 127 Jahren

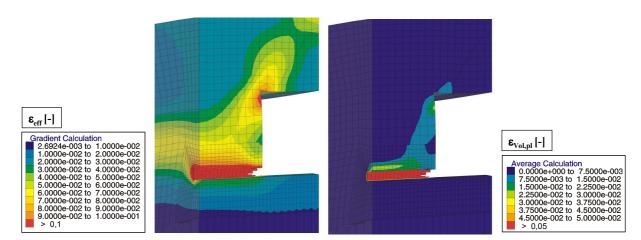


Abb. 4.3-7: Verformungen um die Kammer-Verbindungsstrecke nach 127 Jahren





Abb. 4.3-8: Beanspruchungszustand um eine typische Kammer-Verbindungsstrecke

### 4.3.5 Vergleich der Rechenergebnisse mit Messwerten im Profil $\delta$

Im gemeinsamen Synthesebericht werden an verschiedenen Punkten und entlang mehrere Profile die Berechnungsergebnisse aller Partner untereinander verglichen und ausführlich beschrieben. In unserem Teilbericht erfolgt exemplarisch der Vergleich der berechneten Werte mit dem im Messprofil  $\delta$  am Messort zwischen den Kammern VIII und IX gemessenen Größen, der wegen des Vergleichs mit In-situ-Messwerten von besonderem Gewicht ist.

Da mit dem Rechenmodell lediglich eine Pfeilerhälfte erfasst wurde, mussten alle Rechenergebnisse an der hinteren Modellbegrenzung gespiegelt bzw. wie für den Vergleich mit den Pfeilerquerdehnungsraten mit den gespiegelten Werten ergänzt werden.

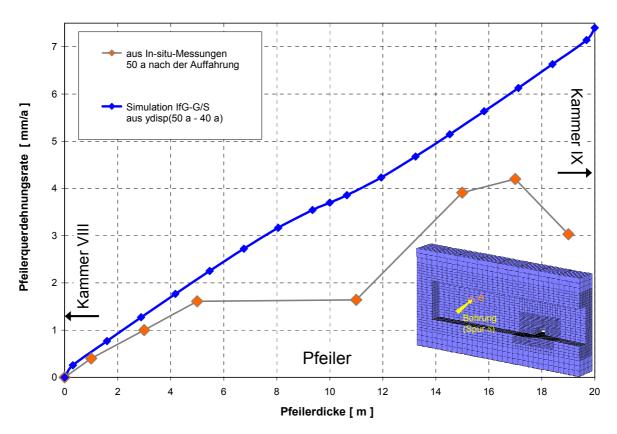


Abb. 4.3-9: Vergleich der gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten

Der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten, der in Abb. 4.3-9 dargestellt ist, zeigt, dass mit den gewählten Stoffmodellparameter etwas zu große Pfeilerquerdehnungsraten prognostiziert werden. Dieser Befund steht in Übereinstimmung mit dem Vergleich zwischen der gemessenen und berechneten Minimalspannungsverteilung in dieser Spur (Anlage 4.3-10), d. h. für eine bessere Anpassung an diese Messwerte müssten bei gleichem Spannungsdeviator die Kriechraten reduziert werden. Dies würde allerdings auch eine Reduzierung der berechneten Senkungsraten an der Tagesoberfläche bewirken, was in Anbetracht der Streuung dieser Werte und der im Modell nicht berücksichtigten Auffahrungen durchaus gerechtfertigt ist.

In Abb. 4.3-10 werden die aus den Frac-Messungen abgeleiteten Minimalspannungen mit den berechneten minimalen Hauptspannungen verglichen. Aus dieser vergleichenden Darstellung ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den Messergebnissen und den berechneten Werten, wobei die für 100 Jahre Standzeit prognostzierten Minimalspannungen im Pfeilerkern gegenüber den für 50 Jahre Standzeit noch etwas absinken.

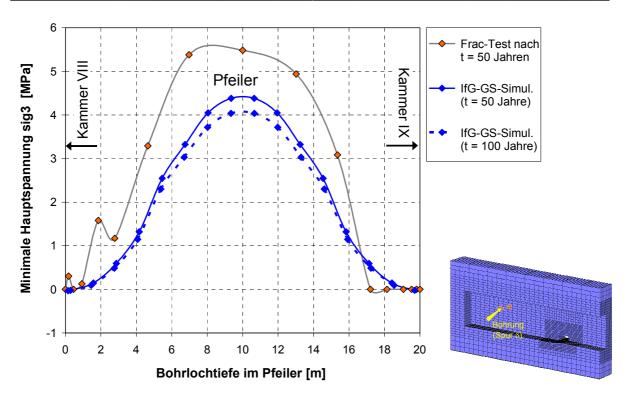


Abb. 4.3-10: Vergleich der gemessenen und berechneten Minimalspannungsverteilung

Beim Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Messergebnissen soll noch einmal daran erinnert werden, dass wegen des Teilversatzes der Kammer VIII und den in Vorbereitungen der Bohr- und Messarbeiten erforderlichen bergbausicherheitlich notwendigen Beraubemaßnahmen die der Kammer IX zuwandte, "unbeeinflusste" Pfeilerseite besser mit den Berechnungsergebnissen vergleichbar ist.

In Abb. 4.3-11 werden die aus den Druckstoßmessungen abgeleiteten Porositäten (vgl. Kap. 2.4) mit den für 50 und 100 Jahre Standzeit berechneten Dilatanzen bzw. sekundären Porositäten verglichen. Dabei ist entsprechend den Erläuterungen im Kap. 2.4 davon auszugehen, dass wegen der begrenzten Messzeiten lediglich eine obere Grenze für die abgeleiteten Porositäten angegeben werden kann.

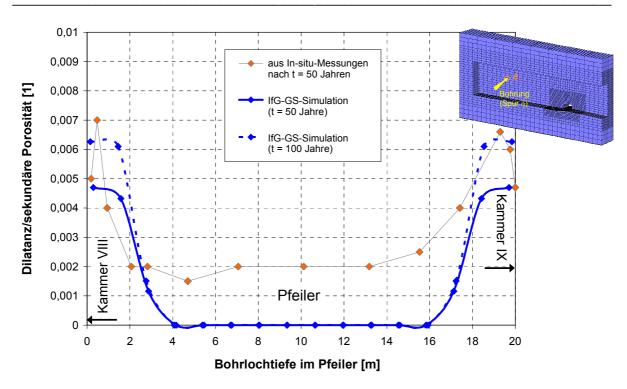


Abb. 4.3-11: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten sekundären Porosität

Der Vergleich der abgeleiteten sekundären Porositäten mit den berechneten Dilatanzen zeigt eine gute Übereinstimmung in der Umgebung der Kammer IX, so dass die Breite der ALZ mit ca. 4 m abgeschätzt werden kann. Mit größeren Zeiten und weiter wachsenden Verformungen wächst auch die Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze, d. h. die Dilatanzarbeit und damit die Schädigung bzw. Auflockerung in der ALZ entsprechend dem Modellkonzept des erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatzes.

In Abb. 4.3-12 werden die aus der Dilatanz und der herrschenden Minimalspannung entsprechend Gleichung 3.2-1 berechneten Permeabilitäten mit den aus den Druckstoß-Messungen abgeleiteten Werten in Abhängigkeit von der Lage zwischen den Kammern VIII und IX dargestellt. Beim Vergleich der beiden Werte ist insbesondere auf die große Streuung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung im Bereich kleiner Porositäten hinzuweisen.

Insgesamt zeigt sich auch für die berechneten Werte der Permeabiliät eine gute Übereinstimmung mit den aus In-situ-Messungen abgeleiteten Werten. Entsprechend dem Modell-konzept des erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatzes steigen im Vergleich mit den Permeabilitäten für den Simulationszeitpunkt von 50 Jahren die Permeabilitäten wie auch die Dilatanzen für den Simulationszeitpunkt von 100 Jahren weiter an.

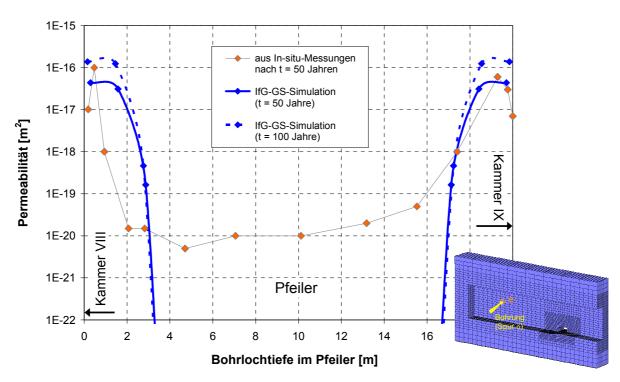


Abb. 4.3-12: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten Permeabilitäten

## 5 Benchmark-Berechnungen visko-elasto-plastisches Stoffgesetz

## 5.1 Stoffgesetz und Parameterableitung

### 5.1.1 Modellkonzept

Ein Stoffmodell für Salinargesteine muss folgende grundsätzlichen Verformungseigenschaften berücksichtigen (DÖRING et. al. 1964):

• reversible, zeitunabhängige Verformungsanteile (Elastizität)

reversible, zeitabhängige Verformungsanteile (Nachwirkung)

nicht reversible, bleibende Verformungsanteile (Viskosität, Plastizität).

Während die Plastizität vorwiegend ein Kennzeichen polykristalliner Gesteine ist, ist die Viskosität charakteristisch für nichtkristalline Strukturen. Darüber hinaus zeigen Salzgesteine – wie andere Gesteine auch – Entfestigungserscheinungen. Unter Entfestigung versteht man im Zusammenhang mit der Formulierung von Stoffgesetzen 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 Sprödbruch 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 basiert auf dem in Abb. 5.1-1 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst.

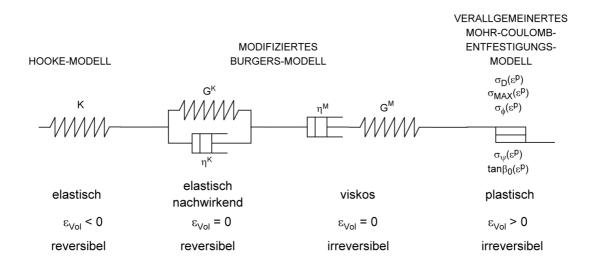


Abb. 5.1-1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept

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 (modifiziertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz)

Unterhalb der Dilatanzgrenze setzt sich die Verformung aus folgendenden Anteilen zusammen:

$$\varepsilon = \varepsilon^{e} + \varepsilon^{en} + \varepsilon^{v}$$

während oberhalb der Dilatanzgrenze für die Gesamtverformung gilt:

$$\varepsilon = \varepsilon^{e} + \varepsilon^{en} + \varepsilon^{v} + \varepsilon^{p}$$

Der elastische  $\epsilon^e$  und der elastisch-nachwirkende Verformungsanteil  $\epsilon^{en}$  sind reversibel, der viskose  $\epsilon^v$  und der plastische  $\epsilon^p$  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:

$$\varepsilon_{\text{vol}} = \varepsilon_{\text{vol}}^{\text{e}} + \varepsilon_{\text{vol}}^{\text{p}}$$
.

\_\_\_\_\_\_

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

plastische Volumendilatation (  $\epsilon_{\rm vol}^{\rm e}$  > 0). An der Dilatanzgrenze gilt:  $\frac{d\epsilon_{\rm vol}}{d\epsilon}$  = 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. 5.1-1) 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 duktiles Materialverhalten als auch Sprödbruchverhalten von Gesteinen zu beschreiben.

## 5.1.2 Verallgemeinertes nichtlineares MOHR-COULOMB'sches Bruchkriterium

Die MOHR-COULOMB'sche Bruchhypothese, bei der die Fließ- bzw. Bruchgrenze von der minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  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 ein linearer Zusammenhang im Allgemeinen nicht aufrecht erhalten werden.

Das Stoffgesetz zur Beschreibung von Entfestigung und Dilatanz der Salzgesteine sollte deshalb von folgenden grundlegenden Eigenschaften ausgehen:

- Die Fließ- bzw. Bruchgrenze ist nichtlinear und von der minimalen Hauptspannung abhängig,
- die Entfestigung ist verformungs- und spannungsabhängig,
- bei hoher Einspannung dominiert plastisches Fließen ohne Entfestigung,
- die Dilatanz ist stark abhängig vom Einspannungszustand.

Das Verhalten der Gesteine muss durch die Zustandsgleichungen des Stoffmodells vor allem 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 Fließ-kriteriums formulieren (MINKLEY, 1997):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_{\phi} \cdot \sigma_3 \tag{5.1-1}$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_{\phi} = 1 + \frac{\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_{\text{D}}}{\sigma_{\phi} + \sigma_{3}}$$
 (5.1-2)

bzw.

$$\sigma_{\text{eff,B}} = \sigma_D + \frac{\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_D}{\sigma_{\phi} + \sigma_3} \cdot \sigma_3 \tag{5.1-3}$$

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

Zur Veranschaulichung ist das Bruchkriterium in Abb. 5.1-2 dargestellt.  $\sigma_{MAX}$  ist die maximale effektive Spannung, die vom Gestein aufgenommen werden kann und der sich die Bruchfestigkeit asymptotisch mit zunehmender minimaler Hauptspannung  $\sigma_3$  nähert. Eine derartige Grenze existiert für jedes Gestein, anderenfalls müsste die Festigkeit mit zunehmenden  $\sigma_3$  unendlich anwachsen, was physikalisch nicht möglich ist.

Unter den im Salzbergbau üblichen Teufendruckbedingungen kann für Salzgesteine die Nichtlinearität der Beziehungen nicht vernachlässigt werden, wie der Vergleich mit der linearen MOHR-COULOMB'schen Bruchhypothese zeigt. Das lineare MOHR-COULOMB'sche Bruchkriterium stellt nur eine Näherung dar, die für Gesteine mit hoher Festigkeit geeignet ist bzw. bei weniger festen Gesteinen nur für relativ geringe Einspannungen praktikable Ergebnisse liefert.

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

$$\sigma_{Z} = \sqrt{\frac{1}{4} \left( \sigma_{\phi} + \sigma_{MAX} \right)^{2} - \sigma_{D} \cdot \sigma_{\phi}} - \frac{1}{2} \left( \sigma_{\phi} + \sigma_{MAX} \right)$$
 (5.1-4)

gegeben.

Für die Volumenzunahme (Dilatanz) bei plastischer Verformung lässt sich aus dem nichtlinearen Fließansatz unter Verwendung einer nichtassoziierten Fließregel ableiten:

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \left(N_{\psi} - 1\right) \cdot \varepsilon^{P} \tag{5.1-5}$$

mit der Dilatanzfunktion

$$N_{\psi} = 1 + \frac{\sigma_{\psi}^2}{\left(\sigma_{\psi} + \sigma_3\right)^2} \cdot \tan \beta_0 \tag{5.1-6}$$

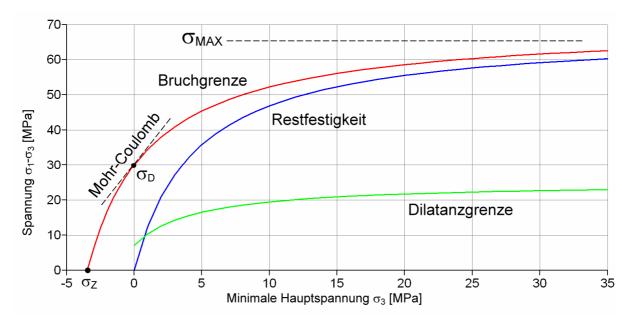


Abb. 5.1-2: Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells

Die das Dilatanzverhalten beschreibenden Parameter sind der Anstiegswinkel  $\beta_0(\epsilon^P)$  der Dilatanzkurve bei einaxialer Belastung ( $\sigma_3$  = 0) und der Krümmungsparameter  $\sigma_{\Psi}(\epsilon^P)$  der Dilatanzfunktion (Abb. 5.1-3).

Aus Bez. (5.1-6) geht hervor, dass die Dilatanz mit zunehmender triaxialer Einspannung stark abnimmt, ein Verhalten, welches für Salzgesteine typisch ist (Abb. 5.1-3). Die Dilatanzfunktion  $N_{\Psi}$  enthält als Grenzfall für  $\sigma_{\psi} \rightarrow \infty$  den von der Spannung unabhängigen Dilatanzansatz der linearen MOHR-COULOMB'schen Plastizität:

$$N_{\psi}^{L} = 1 + \tan \beta_0 \tag{5.1-7}$$

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 Poten-

tial abgeleitet und ermöglicht die Berücksichtigung einer Volumenvergrößerung (Dilatanz) infolge von Scherbeanspruchungen.

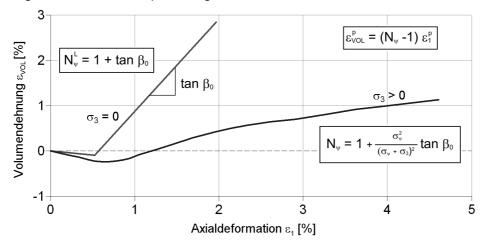


Abb. 5.1-3: Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell

Durch zahlreiche Versuche an Probekörpern im Labor ist belegt, dass die Festigkeitseigenschaften der Salzgesteine signifikant von der Geschwindigkeit der Verformung abhängen. Für praktische Beurteilungen ist daher zwischen *Langzeit-* und *Kurzzeitfestigkeit* zu unterscheiden.

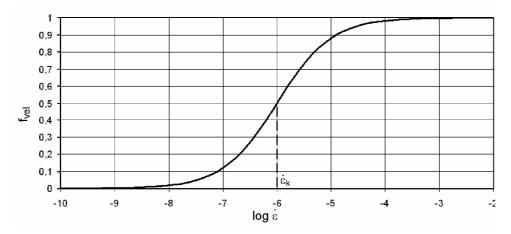


Abb. 5.1-4: Normierte Geschwindigkeitsfunktion

Der Verformungszustand kann sich in situ von statisch bzw. quasistatisch zu dynamisch verändern. Im Stoffmodell wird dies durch eine geschwindigkeitsabhängige Funktion berücksichtigt (Abb. 5.1-4):

$$\sigma_{D}(\dot{\varepsilon}) = \sigma_{D}(1 + a_{M} \cdot [f_{vel}(\dot{\varepsilon}) - 1]) \tag{5.1-8}$$

$$\sigma_{\text{MAX}}(\dot{\epsilon}) = \sigma_{\text{MAX}}(1 + a_{\text{M}} \cdot [f_{\text{vel}}(\dot{\epsilon}) - 1])$$
(5.1-9)

mit 
$$f_{vel} = \frac{1}{2} \cdot \left[ 1 + \tanh \left( b_M \cdot \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_k} \right) \right]$$
 (5.1-10)

Der Parameter  $a_M$  ist ein Faktor 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.

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:

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

und

$$a_{MAX} = 1 - \frac{\sigma_{MAX,Dil}}{\sigma_{MAX}} \tag{6-16}$$

Hierbei sind  $\sigma_D$  und  $\sigma_{MAX}$  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. 5.1-5). 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."

Die Dilatanzgrenze im visko-elasto-plastischen Stoffmodell ist durch die Druckfestigkeit  $\sigma_{D,DiL}$  gekennzeichnet, die unterhalb der Kurzzeitdruckfestigkeit  $\sigma_D$  liegt. An der Dilatanzgrenze ist das Gestein noch nicht durch Makrorisse zerstört (siehe Abb. 5.1-5), so dass Kohäsionskräfte und mithin eine Druckfestigkeit größer Null existieren (Unterschied zur Dilatanzgrenze im erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz Bez. (4.1-19), wo die Druckfestigkeit Null ist).

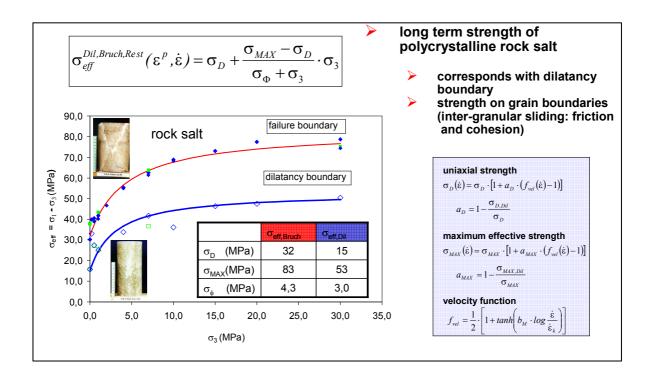


Abb. 5.1-5: Dilatanzgrenze, Bruchgrenze und geschwindigkeitsabhängige Langzeitfestigkeit im visko-elasto-plastischen Stoffmodell am Beispiel von Steinsalz

#### 5.1.3 Fließfunktion, Potentialfunktion und plastische Korrektur

Aus dem verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium (5.1-3) folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_{S} = \sigma_{1} - \sigma_{3} + \sigma_{D} - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_{D}}{\sigma_{\phi} - \sigma_{3}} \cdot \sigma_{3}$$

$$(5.1-11)$$

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

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D}{\sigma_{\psi} - \sigma_3} \cdot \sigma_3$$
 (5.1-12)

Wird die Fließgrenze überschritten ( $f_{\rm S}$  < 0), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung.

Für die Gesamtverformung gilt:

$$\Delta \varepsilon_{i} = \Delta \varepsilon_{i}^{e} + \Delta \varepsilon_{i}^{p} \quad (i = 1..3)$$
 (5.1-13)

Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \varepsilon_{i}^{P} = \lambda_{S} \cdot \frac{\partial g_{S}}{\partial \sigma_{S}} \quad (i = 1..3)$$
 (5.1-14)

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\Delta \epsilon_1^P = \lambda_S$$
 
$$\Delta \epsilon_2^P = 0$$
 
$$\Delta \epsilon_3^P = -\lambda_S \cdot N_\psi$$
 (5.1-15)

Der Multiplikator  $\lambda_S$ , der eine Skalarfunktion darstellt (MINKLEY, 2004), ergibt sich aus der erforderlichen Erfüllung der Fließbedingung  $f_S = 0$ .

### 5.1.4 Zeitabhängige Eigenschaften

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 ( $\dot{\epsilon}=0$ ) 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  $\eta^K$  des KELVIN-Modells bestimmt. In der anschließenden *sekundären* Kriechphase ist nur die MAXWELL-Viskosität  $\eta^M$  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 Kriecheigenschaften im visko-elasto-plastischen Modell wird nach einem Ansatz von LUX (1984) durch eine exponentielle Abhängigkeit der MAXWELL-Viskosität von der deviatorischen Spannung  $\sigma_V$  berücksichtigt:

$$\eta^{M} = \eta_{0}^{M} \cdot e^{-m \cdot \sigma_{V}} . \qquad (5.1-17)$$

mit  $\sigma_{\rm V} = \sqrt{3 \cdot {\rm J}_2}$ , wobei  ${\rm J}_2$  die zweite Invariante des Spannungsdeviators ist.

### 5.1.5 Ableitung des Parametersatzes für das Leine-Steinsalz (Angersdorf)

Die Parameter für das visko-elsto-plastische Stoffmodell nach Minkley wurden zunächst aus den im Kap. 1.7 beschriebenen gesteinsmechanischen Laborversuchen abgeleitet und später an den nachträglich von IfG und TUC durchgeführten Laborversuchen überprüft. Die so ermittelten Kennwerte sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt.

Tab. 5.1-1: Parameter des visko-elasto-plastischen Stofmodells

Parameter	Steinsalz		
	Na3, Na4		
Elastische Parameter			
K [GPa]	16,67		
G <sup>M</sup> [GPa]	10		
Visko-elastische Parameter			
η <sup>M</sup> [MPa·d]	9·10 <sup>7</sup>		
m [MPa <sup>-1</sup> ]	0,33		
G <sup>K</sup> [GPa]	10		
η <sup>κ</sup> [MPa·d]	1,7·10 <sup>5</sup>		
Plastische und Dilatanz-Parameter			
σ <sub>D</sub> [MPa]	10		
σ <sub>MAX</sub> [MPa]	96		
σ <sub>φ</sub> [MPa]	50		
tanβ [-]	2		
σ <sub>Ψ</sub> [MPa]	1		
σ <sub>z</sub> [MPa]	1,14		

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 (Abb. 5.1-7) übergeben. Die zu einem Verformungswert ge-

hörenden Wertepaare repräsentieren jeweils eine Fließgrenze im Spannungsraum (Abb. 5.1-2). Die sich aus den Tabellenwerten jeweils ergebenden Kurvenscharen für das Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf sind in den Abbildungen 5.1-6 und 5.1-7 dargestellt.

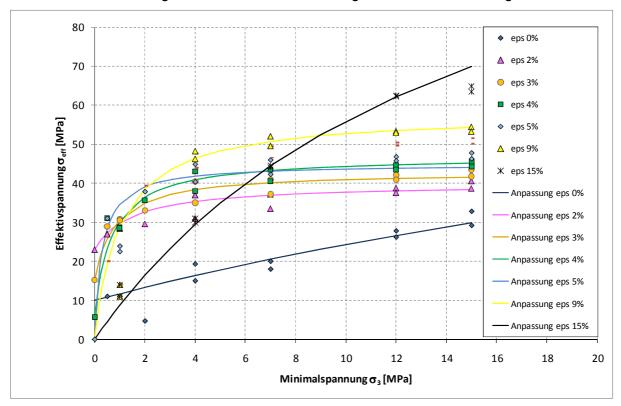


Abb. 5.1-6: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Leine-Steinsalz Bruchfestigkeitskurven

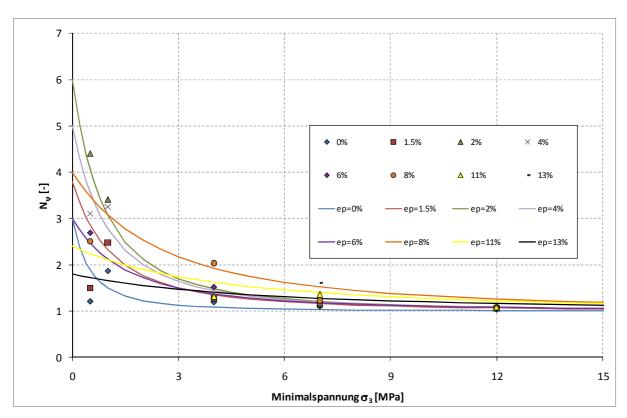


Abb. 5.1-7: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Leine-Steinsalz Dilatanzfunktion

Tab. 5.1-2: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell - Tabellen für Festigkeitsverhalten (links) und Dilatanzbeschreibung (rechts)

ε <sub>pls</sub>	$\sigma_{D}$	<b>о</b> мах	$\sigma_{\phi}$
[%]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
0	10	96	50
1	21	40	4
2	23	40	1.5
3	15	43	0.8
4	6	47	0.7
5	0	45	0.3
6	0	50	0.4
7	0	54	0.7
9	0	58	1
10	0	120	9
11	0	145	12
14	0	165	16
18	0	140	15
20	0	150	19
22	0	150	19

€ pls	$\sigma_{\psi}$	tanβ <sub>0</sub>
[%]	[MPa]	[-]
0	1	2
1.5	2.2	2.8
2	1.8	5
4	2	4
6	3	2
8	5	3
11	8	1.4
13	10	0.8

Die Nachrechnung der triaxialen Kompressionsversuche mit dem ermittelten Parametersatz wird in den Abbildungen 5.1-8a und 5.1-8b dargestellt.

Die später ergänzend durchgeführten und im Kapitel 3. beschriebenen gesteinsmechanischen Laborversuche haben keine signifikant abweichenden Ergebnisse geliefert, so dass mit diesen in einer relativ zeitigen Bearbeitungsphase abgeleiteten Parametern alle weiteren Rechnungen durchgeführt werden konnten, d. h. zunächst die Modellrechnungen innerhalb der Vernetzungsstudie und später die eigentlichen Benchmark-Rechnungen mit dem 3D-Modell für die Grube Angersdorf.

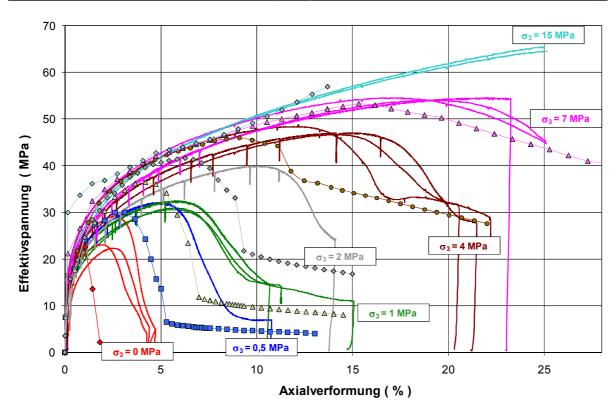


Abb. 5.1-8a: Nachrechnung der triaxialen Festigkeitsversuche mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell (Rauten: Nachrechnung FLAC 2D mit Einelementmodell)

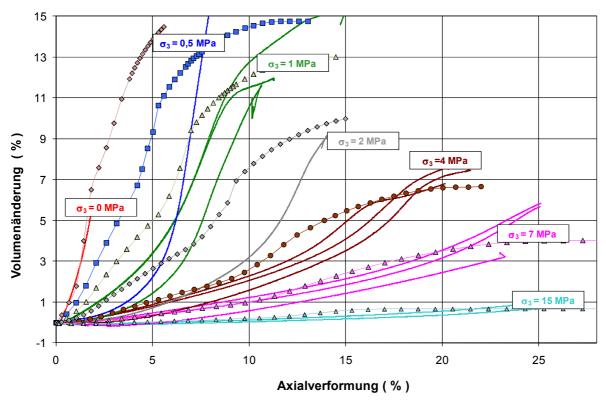


Abb. 5.1-8b: Nachrechnung des Dilatanzverhaltens im triaxialen Festigkeitsversuch mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell (Rauten: Nachrechnung FLAC 2D mit Einelementmodell)

## 5.2 Vernetzungstudie

Um für die verschiedenen Stoffgesetze überprüfen zu können, inwieweit die Simulationsergebnisse von einer unterschiedlich feinen Vernetzung der Hohlraumumgebung beeinflusst werden, wurde von jedem Projektpartner die vordefinierte Langpfeiler-Situation, (vgl. Abb. 4.2-1), die von den Dimensionen her dem Modell der Abbaukammer Angersdorf ähnelt, mit dem jeweiligen Stoffgesetz berechnet. Dazu wurden mehrere Pfeiler-Kammer-Modelle mit unterschiedlichen Diskretisierungen berechnet und die Ergebnisse miteinander verglichen. Als Vergleichsgröße für die Untersuchung des Einflusses der Diskretisierung (Vernetzungsfeinheit) auf die Berechnungsergebnisse bei der Simulation der vorgegebenen Kammer-Pfeiler-Situation wurde die mittlere Pfeilergrenzspannung  $\overline{\sigma}_{\rm Pf,Max}$  nach Belastung des Modells mit einer konstanten Pfeilerstauchungsrate von  $1\cdot10^{-5}$  1/s ausgewertet. Typische Spannungs-Verformungs-Kurven dafür wurden in Abb. 4.2-2 dargestellt.

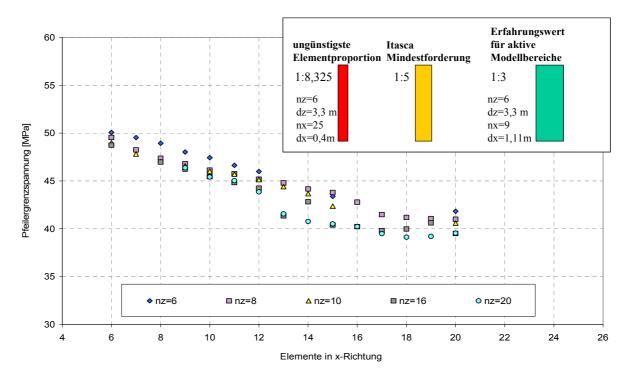


Abb. 5.2-1: Pfeilergrenzspannungen für alle Vernetzungsvarianten, die mit dem visko-elastoplastischen Stoffmodell berechnet wurden.

In Abb. 5.2-1 werden die Ergebnisse aller mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell untersuchten Diskretisierungsvarianten zusammengefasst. Es zeigt sich, dass die erreichte Pfeilergrenzspannung stets etwa 5-10 MPa unter dem Ergebnis liegt, das mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz berechnet wurde. Die Ergebnisse der Berechnungen belegen für das visko-elasto-plastische Stoffmodell nach Minkley analog zu den Ergebnis-

sen, die für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz gewonnen wurden, weiterhin, dass die Elementproportion (Höhe zu Breite) einen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Ein Verhältnis von 1: 8,325 (Elementkantenlängen dz = 3,3 m; dx = 0,4 m) hat sich als ungünstig erwiesen, die Fa. Itasca empfiehlt ein Verhältnis von mindestens 1: 5, der Erfahrungswert liegt bei aktiven Modellbereichen laut Vernetzungsstudie eher bei 1: 3 (dz = 3,3 m; dx = 1,11 m).

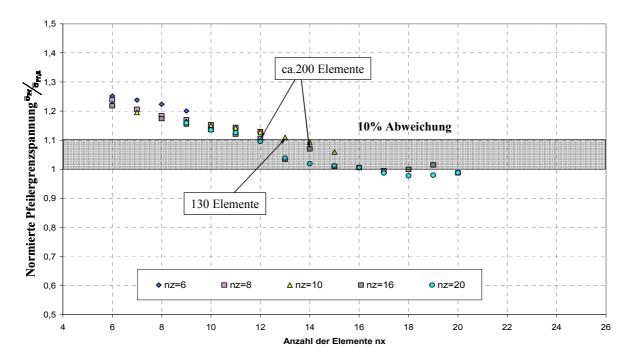


Abb. 5.2-2: Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten, die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechnet wurden.

Die Studie hat auch für das visko-elasto-plastische Stoffmodell nach Minkley ergeben, dass im Vorbruchbereich (schädigungsfreies Kriechen) in der untersuchten Vernetzungsregion (mit einer Elementanzahl ≥ 6 in beiden Richtungen) kein Vernetzungseinfluss vorliegt, für verlässliche Ergebnisse zum Pfeilerbruch (Abweichung kleiner als 10%) aber mindestens 12-14 Elemente in der halben Pfeilerbreite (x-Richtung) und mindestens 10-16 Elemente in der Pfeilerhöhe (z) gewählt werden sollten (Abb. 5.2-2), d. h. dass der Pfeiler (Höhe: 20 m, halbe Breite: 10 m) mit mindestens etwa 130 Elementen zu vernetzten ist.

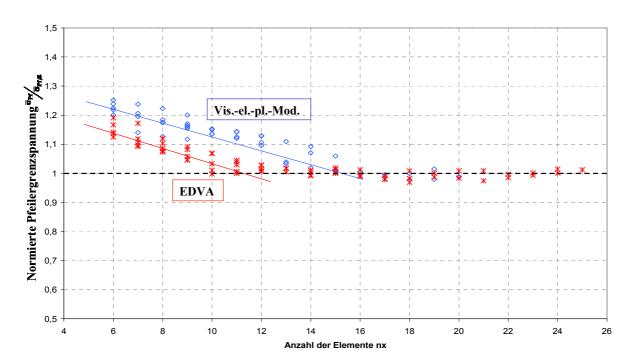


Abb. 5.2-3: Vergleich der Diskretisierungsabhängigkeiten der Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten und beide Stoffmodelle

Mit Abb. 5.2-3 erfolgt ein Vergleich der Vernetzungsabhängigkeiten beider vom IfG untersuchten Stoffmodelle für die zulässigen Diskretisierungsvarianten (Zonengeometrien). Aus dieser Darstellung ergibt sich, dass für den visko-elasto-plastischen Ansatz eine etwas feinere Vernetzung erforderlich ist, um vernetzungsunabhängige Ergebnisse für die Pfeilertragfähigkeit zu erzielen. Für die untersuchten Diskretisierungsvarianten, d. h. mit mindestens 6 Elementen in jeder Richtung, ergibt sich kein Einfluss auf die Berechnungsergebnisse im Vorbruchbereich. Da sich die im 3D-Modell für die Steinsalz-Abbaue der Grube Angersdorf dominierenden Kammer-Pfeiler im Wesentlichen im Vorbruchstadium befinden, war es nicht notwendig für die Simulationsrechnungen mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell eine feinere Vernetzung als für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz zu wählen.

#### 5.3 3D-Modell Grube Angersdorf

#### 5.3.1 Modellaufbau

Das FLAC-3D-Modell wurde für beide vom IfG untersuchte Stoffmodelle einheitlich vernetzt. Es ist in Abb. 4.3-1 dargestellt und wurde bereits im Kap. 4.3.1 beschrieben. Es umfasst 90.960 Zonen. Die Geometrie dieses Modells entspricht den einheitlichen Vorgaben für alle Projektpartner. Das gleiche gilt für die Randbedingungen, die Wahl des Grundspannungszustandes und die Vorgaben für die Gesteinsschichten, die nicht dem Steinsalz zuzuordnen sind.

# 5.3.2 Modellkalibrierung

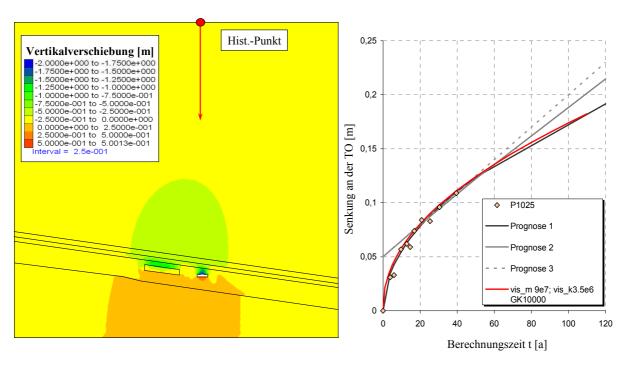


Abb. 5.3-1: Berechnete Vertikalverschiebungen und Senkungen an der TO nach 110 Jahren

In Abb. 5.3-1 werden die Prognoseergebnisse für die optimale Wahl der Kriechparameter zur Wiedergabe der vereinbarten Senkungsentwicklung an der Tagesoberfläche dargestellt. Dabei wurden für das stationäre Kriechen die MAXWELL-Viskosität  $\eta^M = 9 \cdot 10^7$  MPa·d und für das transiente Kriechen die KELVIN-Parameter  $\eta^K = 3,5 \cdot 10^6$  MPa·d sowie  $G_K = 10^4$  MPa ermittelt. Der maximale Simulationszeitraum umfasste 110 Jahre.

### 5.3.3 Prognostizierte Spannungsentwicklung

Die prognostizierten weiträumigen Spannungsumlagerungen sind wie für die Ergebnisse des erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatzes (vgl. Abb. 4.3.3) nach einem Tag Simulationszeit noch quasi-elastisch. Nach ca. 10 Jahren Kriechverformung zeigt sich eine Spannungsentlastung über den Hohlräumen bis ins Deckgebirge hinein, daraus resultiert eine Entlastung im Pfeiler zwischen den schwebenden Großkammern. Dieser Effekt verstärkt sich mit wachsenden Simulationszeiten

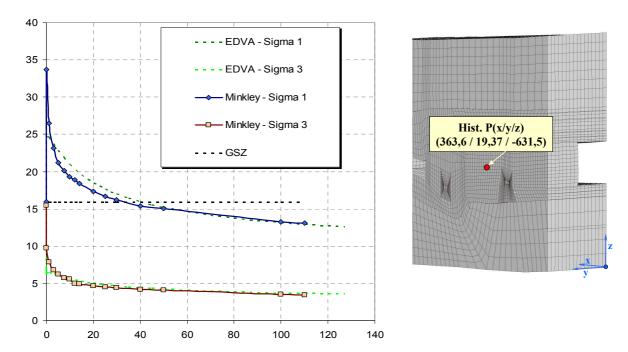


Abb. 5.3-2: Standzeitbedingte Entlastung im Pfeilerkern

Die Maximalspannung im Pfeilerkern sinkt nach etwa 40 Jahren unter den Wert des Primärspannungszustands ab (Abb. 5.3-2). Dabei werden fast identische Ergebnisse wie bei der Simulation mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz prognostiziert. Die Berechnungen zeigen, dass sich die Spannungszustände im Pfeilerkernbereich neben der schwebenden Großkammer (Abbaukammer) unterhalb des dilatanten Spannungsbereichs bewegen und im weiteren Simulationszeitraum nur noch leicht weiter abfallen.

#### 5.3.4 Extreme Beanspruchungszustände im Modell

Alle Vorhabenspartner haben an verschiedenen Punkten und entlang mehrere Profile in den 3D-Modellen die Berechnungsergebnisse ermittelt und untereinander im gemeinsamen Synthesebericht verglichen. Als Extrakt der Berechnungsergebnisse werden hier zunächst die

extremsten Beanspruchungszustände im Berechnungsmodell dargestellt und danach für die Spur  $\delta$ , für die auch In-situ-Messergebnisse vorliegen, der Vergleich mit den berechneten Größen vorgenommen.

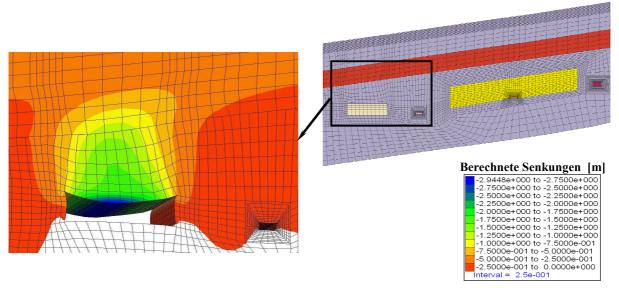


Abb. 5.3-3: Vertikalverschiebungen um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 110 Jahren

Die Kammerfirste des streichenden Abbaus senkt sich im Gesamtsimulationszeitraum von 110 Jahren maximal um 2,9 m (Abb. 5.3-3) und damit wesentlich stärker als mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet (1,7 m) wurde (Abb. 4.3-5). Dieser Unterschied wird zum großen Teil auf die intensive Auflockerung durch Zugentfestigung (Abb. 5.3-4) in der Firste des streichenden Abbaus verursacht, wo die plastischen Zugverformungen Maximalwerte von 10 % erreichen.

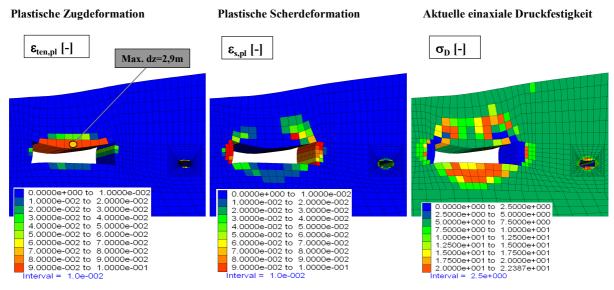


Abb. 5.3-4: Festigkeitssituation um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 110 Jahren

Für die Konturen der streichenden Großkammer werden gleichzeitig plastischen Scherverformungen (Abb. 5.3-4) in der Größenordnung bis 10 % berechnet.

In Abb. 5.3-4 wird auch die Verteilung der deformationsabhängigen, d. h. aktuellen Druckfestigkeit  $\sigma_D(\epsilon^p)$  dargestellt. Die aktuelle (deformationsabhängige) Druckfestigkeit ist ein interner Parameter der Fließgrenze des visko-elasto-plastischen Stoffmodells (Kap. 5.1.3) und charakterisiert den Grad der Ver- bzw. Entfestigung bezogen auf eine einaxiale Belastung. So steigt dieser Parameter für das Steinsalz in der plastischen Zone um die Abbaukammern ausgehend von der Dilatanzgrenze als untere Fließgrenze entsprechend Abb. 5.1-5 von 10 MPa (grün) mit wachsender Verfestigung bis auf 23 MPa (über hellgrün und gelb bis zu orange) an. Die für  $\epsilon^p > 5$ % einsetzende vollständige Entfestigung mit Druckfestigkeit Null in den Stößen und den Scherbändern im Firstbereich wird durch blaue Flächen gekennzeichnet. Der Befahrungsbefund für den streichenden Abbau bestätigt qualitativ durch die beobachteten intensiven Abschalungen die rechentechnisch ermittelten extremen Beanspruchungen der Konturen dieser Großkammern.

Die benachbarte westliche Grundstrecke liegt im Druckschatten der schwebenden Großkammer und des streichenden Abbaus und weist deshalb nur eine geringe Belastung und dementsprechend eine geringe Beanspruchung der Hohlraumumgebung auf.

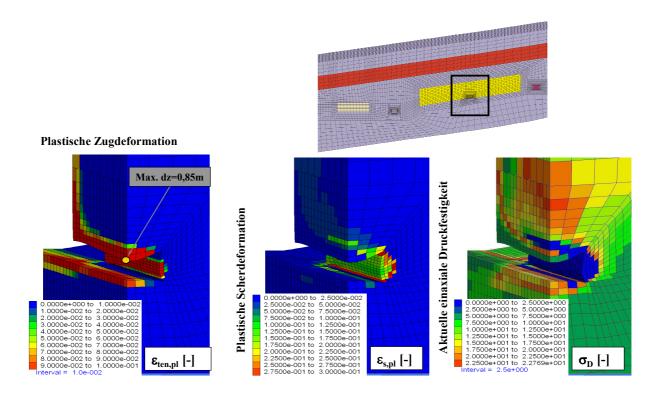


Abb. 5.3-5: Festigkeitssituation um die Kammer-Verbindungsstrecke nach einer Simulationszeit von 110 Jahren

In der unmittelbaren Umgebung der Kammer-Verbindungsstrecke zwischen den schwebenden Großkammern werden mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell die größten Beanspruchungen im Berechnungsmodell ausgewiesen (Abb. 5.3-5). Die prognostizierten plastischen Zugdeformationen in der Größenordnung von bis zu 10 % (Abb. 5.3-5) in Firste und Sohle der Kammer-Verbindungsstrecke entstehen bei Überwindung der Zugfestigkeit (die Zugfestigkeit wurde mit 1 MPa angesetzt) und zeigen Zugversagen an. Die plastischen Zugdeformationen im Hangenden der Verbindungsstrecke reichen in der Umgebung der Großkammer hoch in die Firste (Abb. 5.3-5, links) und stellen Zugrisse parallel zur Achse der schwebenden Großkammer dar. Dieser rechentechnisch prognostizierte Beanspruchungszustand wird durch den fotografisch dokumentierten Befahrungsbefund in der Kammerverbindungsstrecke zwischen den Kammern IV und V gestützt (Abb. 4.3-8). Hier werden in der Firste Zugrisse parallel zur Achse der schwebenden Großkammer und Firstbrüche fotografisch belegt. Gleichzeitig kann die starke Entfestigung der Streckenkonturen dokumentiert werden.

Der Stoß der Verbindungsstrecke zeigt die größten plastischen Scherdeformationen im Modell, was zu einer völligen Entfestigung dieser Bereiche führt, d. h. die aktuelle einaxiale Druckfestigkeit sinkt auf Null. Die größten berechneten Scherverformungen im Modell (Abb. 5.3.5 Mitte, rote Bereiche bis zu 30%), lokalisiert entlang konkaver Scherzonen in den Kammerstößen, weisen auf schalenartige Stoßabschalungen hin.

Insgesamt gesehen zeigen die Berechnungen mit den beiden Stoffmodellen des IfG ähnliche Ergebnisse, qualitative Unterschiede ergeben sich in Verformungsbereichen mit Schädigung und Entfestigung. Während in den Berechnungen mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz sich die Verformungen an den Kammerstößen konzentrieren, werden mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell größere plastische Verformungen und Versagenszustände auch für den First- und Sohlenbereich berechnet.

#### 5.3.5 Vergleich der Rechenergebnisse mit Messwerten im Profil $\delta$

Da der Vergleich aller berechneten Prognosewerte in den ausgewählten Profilen und Punkten im gemeinsamen Synthesebericht umfassend dargestellt wird, erfolgt in unserem Teilbericht schwerpunktmäßig wie bereits für die Berechnungsergebnisse mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz der Vergleich der berechneten Werte mit dem im Messprofil  $\delta$  am Messort zwischen den Kammern VIII und IX gemessenen Größen.

Da mit dem Rechenmodell lediglich eine Pfeilerhälfte erfasst wurde, müssen die Berech-

nungsergebnisse an der hinteren Modellbegrenzung gespiegelt bzw. wie für den Vergleich mit den gemessenen Pfeilerquerdehnungsraten mit den gespiegelten Werten ergänzt werden.

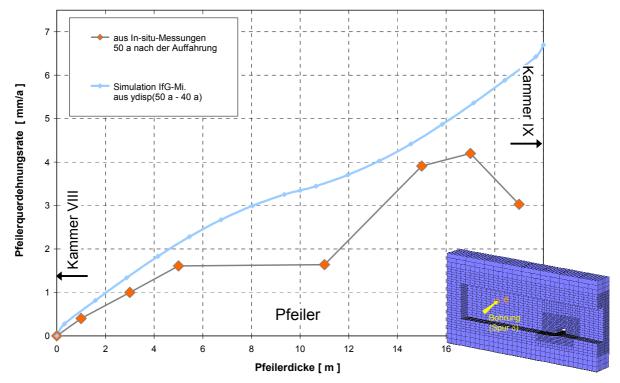


Abb. 5.3-6: Vergleich der gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten für das visko-elasto-plastische Stoffmodell

Der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten, der in Abb. 5.3-6 dargestellt ist, zeigt, dass mit den gewählten Stoffmodellparametern wie mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz zu große Pfeilerquerdehnungsraten prognostiziert werden, wobei etwas kleinere Pfeilerquerdehnungsraten als mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet wurden. Für eine bessere Anpassung müssten auch für den visko-elasto-plastischen Stoffansatz bei gleichen Spannungsdeviatoren die Kriechraten reduziert werden. Das würde gleichzeitig eine Reduzierung der berechneten Senkungsraten an der Tagesoberfläche bewirken, was wegen der Streuung der beobachteten Senkungsentwicklungen an den verschiedenen Nivellementpunkten und der im Modell nicht berücksichtigten Auffahrungen durchaus plausibel erscheint.

Die aus den Frac-Messungen abgeleiteten Minimalspannungen werden mit den berechneten minimalen Hauptspannungen in Abb. 5.3-7 verglichen. Aus dieser vergleichenden Darstellung ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den Messergebnissen und den berechneten Werten, wobei die für 100 Jahre Standzeit prognostizierten Minimalspannungen im Pfeilerkern gegenüber den für 50 Jahre Standzeit berechneten Werten noch etwas absinken. Die Unterschiede in den Berechnungsergebnissen zwischen beiden vom IfG betrachteten Stoffansätzen sind marginal, vgl. Abb. 4.3-10.

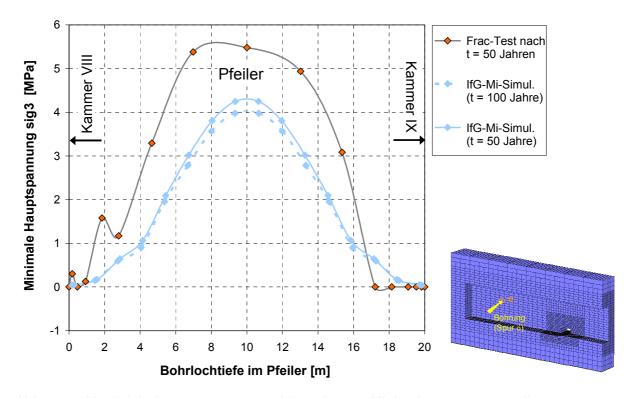


Abb. 5.3-7: Vergleich der gemessenen und berechneten Minimalspannungsverteilung

Wegen des Teilversatzes der Kammer VIII und den in Vorbereitung der Bohrungen und Messungen bergbausicherheitlich notwendigen Beraubearbeiten werden die auf der der Kammer IX zuwandten "unbeeinflussten" Pfeilerseite gewonnenen Messergebnisse vorrangig mit den Berechnungsergebnissen verglichen.

Die aus den Druckstoßmessungen abgeleiteten sekundären Porositäten (vgl. Kap. 3.3) werden in Abb. 5.3-8 mit den für 50 und 100 Jahre Standzeit berechneten Dilatanzen verglichen. Wegen der begrenzten Messzeiten ist entsprechend den Erläuterungen im Kap. 3.3 davon auszugehen, dass mit dieser Methodik lediglich eine obere Grenze für die abgeleiteten Porositäten angegeben werden kann.

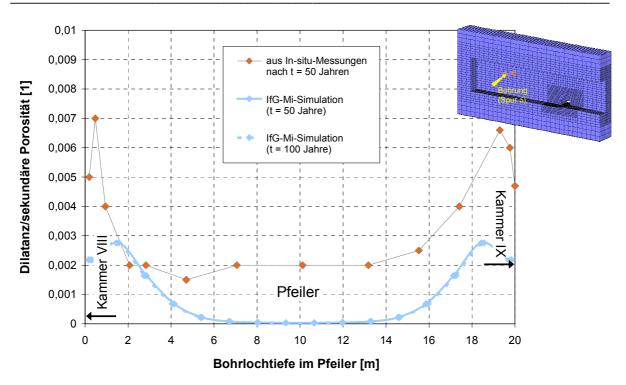


Abb. 5.3-8: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten sekundären Porositäten und der berechneten Dilatanzen

Der Vergleich der abgeleiteten sekundären Porositäten mit den berechneten Dilatanzen zeigt eine gute Übereinstimmung in der Umgebung der Kammer IX, wenn man in Betracht zieht, dass mit der genutzten Methodik der Ableitung von sekundären Porositäten lediglich eine obere Grenze für diesen Wert abgeleitet werden kann. Die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechnete Breite der ALZ liegt bei ca. 6 m, wie in den Messungen und ist damit etwas größer als für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz mit dem andererseits größere und mit wachsenden Zeiten weiter ansteigende Dilatanzen prognostiziert wurden (Abb. 4.3-11).

Die aus den berechneten Dilatanzen und Minimalspannungen entsprechend Gleichung 3.2-1 ermittelten Permeabilitäten werden mit den aus den Druckstoß-Messungen abgeleiteten Permeabilitäten in Abhängigkeit von der Lage des Messpunktes zwischen den Kammern VIII und IX in Abb. 5.3-9 dargestellt. Beim Vergleich beider Ergebnisse ist insbesondere auf die sich aus der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung im Bereich kleiner Porositäten ergebende große Streuung entsprechend den Erläuterungen in Kap 3.3 hinzuweisen.

Insgesamt zeigt sich auch für die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechneten Permeabiliäten eine gute Übereinstimmung mit den aus In-situ-Messungen abgeleiteten Werten. Im Unterscheid zu den Ergebnissen, die mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz gewonnen wurden, steigen im Vergleich mit den Permeabilitäten für

den Simulationszeitpunkt von 50 Jahren die Permeabilitäten wie auch die Dilatanzen für den Simulationszeitpunkt von 100 Jahren nicht weiter an, wobei die ALZ ca. 2 m breiter ist.

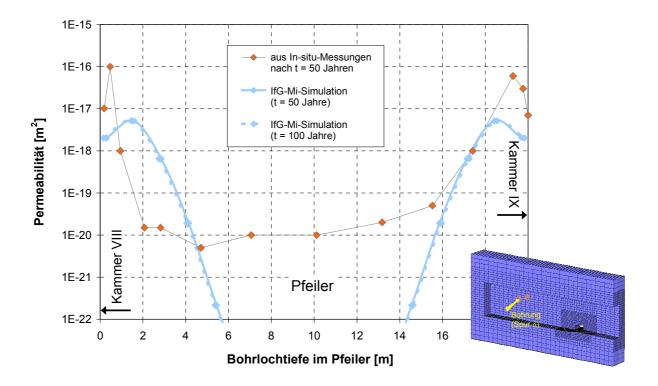


Abb. 5.3-9: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten Permeabilitäten

Aus den mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechneten Dilatanzen und Permeabilitäten (Abb. 5.3-8 und 5.3-9) wird deutlich, dass die Maxima in Metergrößenordnung vom Stoß entfernt liegen. Dies steht im Zusammenhang mit der Lokalisierung von Scherzonen in Übereinstimmung mit den Messungen, die ebenfalls Maxima hinter der Kontur(schale) ergeben. Die Messergebnisse liefern Maxima die dichter am Stoß liegen, was zur Nachbildung in den Berechnungen eine feine Diskretisierung erfordert hätte.

Im Unterschied zu den Berechnungen mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell liefern die Berechnungen mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz ein Plato für die Porositäten und Permeabilitäten in der ALZ ohne Ausbildung von Spitzenwerten (Abb. 4.3-11 und 4.3-12), d. h. ohne Lokalisierung von Scherzonen.

6 Zusammenfassung

Vom IfG wurden zu Beginn des Vorhabens die für die Grube Angersdorf bekannten Daten zur geologischen und bergbaulichen Situation und zu den bereits vorhandenen gesteinsmechanischen Untersuchungen insbesondere zum zentralen Untersuchungsgegenstand dem Leine-Steinsalz aufbereitet und allen Projektpartner zur Verfügung gestellt. Gleichzeitig wurde durch das IfG ein Vorschlag für das räumliche gebirgsmechanische Strukturmodell für die Benchmark-Berechnungen erarbeitet, das von allen Projektpartnern akzeptiert wurde.

Durch das IfG wurden alle In-situ-Arbeiten zur Validierung der Berechnungsergebnisse realisiert, d. h. in einem charakteristischen Leine-Steinsalz-Pfeiler zwischen zwei schwebenden Großkammern wurden Extensometer-Messungen zur Ermittlung des Querdehnungsverhaltens, Frac-Messungen zur Bestimmung der Minimalspannungsverteilung und Druckstoß-Messung zur Ableitung der Permeabiliät und sekundären Porosität durchgeführt. In unmittelbarer Nachbarschaft zu dieser Messstelle wurde weiterhin ein Leine-Steinsalzblock für die Gewinnung von Prüfkörpern für zusätzliche Laborversuche gewonnen.

Weiterhin wurden durch das IfG im Rahmen dieses Vorhabens 10 ergänzende triaxiale Festigkeitsversuche bei unterschiedlichen Manteldrücken und Verformungsgeschwindigkeiten und syndeformativer Messung von Dilatanz, Permeabilität und Ultraschalllaufzeiten sowie 2 Mehrstufenkriechversuche zur Abschätzung stationärer Kriechraten realisiert, so dass zusammen mit den an der TU Clausthal durchgeführten gesteinsmechanischen Laborversuchen für alle Projektpartner ein ausreichender Datenfundus zur Verfügung gestellt wurde, um die Stoffmodellparameter abzuleiten.

Das IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig beteiligt sich im Rahmen des Teilvorhabens 2 mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley und dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach Günther/Salzer an diesem Stoffgesetzvergleich, wobei die Benchmark-Modellrechnungen vom IfG wie von den meisten Projektpartnern mit dem Rechencode FLAC<sup>3D</sup> durchgeführt wurden.

Mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungansatz nach Günther/Salzer wird das mechanische Verhalten von duktilen Salzgesteinen auf der Grundlage der effektiven Verfestigung beschrieben. Die effektive Verfestigung ist das Resultat innerkristalliner Prozesse, die in komplexer Wechselwirkung die Entwicklung der Mikrostruktur bestimmen, aber im Detail nicht mit gesteinsmechanischen Laborversuchen bestimmt werden können. Mit dem Stoff-

modell konnte gezeigt werden, dass das differenzierte strukturmechanische Verhalten mit den integralen Größen Verfestigung, Erholung und Schädigung bzw. Dilatanz in einer guten Näherung beschrieben werden kann. Diese integral gefassten Größen können direkt aus Laborversuchen abgeleitet werden. Die effektive Verfestigung ist im Stoffmodell die zentrale, zeitabhängige Größe in deren Abhängigkeit sich das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen entwickelt. Das heißt, schädigungsfreies und schädigungsinduziertes Kriechen sowie Festigkeits- und Entfestigungsverhalten bis zum Erreichen der Restfestigkeit werden ebenfalls über die effektive Verfestigung zeitabhängig beschrieben. Da die Schädigungsentwicklung im Stoffmodell von der geleisteten Arbeit abhängig ist, ergibt sich auch die für Steinsalz typische Abhängigkeit des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens von der Verformungsgeschwindigkeit.

Im am IfG entwickelten visko-elasto-plastischen Stoffmodell wird das zeitabhängige viskose Verhalten von Salzgesteinen über ein modifiziertes Burgers-Kriechmodell beschrieben, das mit einem elasto-plastischen Entfestigungsmodell gekoppelt ist. Die Beschreibung des plastischen Verhaltens mit Entfestigung erfolgt auf Grundlage der Plastizitätstheorie, mit einem verallgemeinerten, nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Fließ- bzw. Bruchkriterium unter Verwendung einer nicht assoziierten Fließregel.

Im Rahmen des Verbundvorhabens wurde für beide Stoffmodelle ein Parametersatz für Leine-Steinsalz aus dem Bergwerk Angersdorf bestimmt und in Berechnungen am beobachteten Senkungsverhalten der Tagesoberfläche kalibriert. Durch Nachrechnungen von Laborversuchen, mit der Durchführung einer Vernetzungsstudie und der 3D-Modellierung der Leine-Steinsalz-Sohle der Grube Angersdorf wurde die Güte der Stoffmodelle und der abgeleiteten Parametersätze überprüft. Dabei konnte gezeigt werden, dass mit beiden Stoffmodellen:

- das schädigungsfreie Kriechverhalten,
- das schädigungsinduzierte Kriechverhalten einschließlich Kriechbruch,
- das Festigkeits- und Dilatanzverhalten im Triaxialversuch,
- das geschwindigkeitsabhängige Festigkeits- und Dilatanzverhalten und
- die aufgelockerten Zonen und ihre Permeabilität sowie das Spannungsfeld im 3D-Modell der Grube Angersdorf

im Vergleich mit Versuchs- bzw. Messergebnissen in guter Übereinstimmung beschrieben wird. Dabei gestatten die Stoffmodelle einen detaillierten Einblick in die Schädigungs- und Entfestigungsprozesse, welche bei der Beanspruchung von Steinsalz wirksam werden.

Gleichzeitig erfolgte eine Validierung der Stoffmodelle durch den Vergleich mit den In-situ-Messungen an einer realen Pfeilersituation eines Kammer-Pfeiler-Abbausystems, wie sie im

Vorgängervorhaben noch nicht realisiert werden konnte.

Aus dem Vergleich der Vernetzungsabhängigkeit für einen Leine-Steinsalzpfeiler mit einem Höhen- zu Breitenverhältnis von 1 beider vom IfG untersuchten Stoffmodelle ergibt sich, dass für den visko-elasto-plastischen Ansatz eine etwas feinere Vernetzung erforderlich ist, um vernetzungsunabhängige Ergebnisse für die Pfeilertragfähigkeit zu erzielen. Für die untersuchten Diskretisierungsvarianten, d. h. mindestens 6 Elementen in jeder Richtung, ergibt sich für beide Stoffmodelle kein Einfluss auf die Berechnungsergebnisse im Vorbruchbereich. Da sich die im 3D-Modell für die Steinsalz-Abbaue der Grube Angersdorf dominierenden Pfeiler zwischen den schwebenden Großkammern im Vorbruchstadium befinden, war es nicht erforderlich im Rahmen der Simulationsrechnungen mit dem 3D-Modell für das viskoelasto-plastische Stoffmodell eine feinere Vernetzung als für den erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz zu wählen.

Der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten zeigt, dass mit den gewählten Stoffmodellparametern für beide Stoffmodelle zu große Pfeilerquerdehnungsraten prognostiziert werden. Für eine bessere Anpassung müssten bei gleichem Spannungsdeviator die Kriechraten reduziert werden. Das würde eine Reduzierung der berechneten Senkungsraten an der Tagesoberfläche bewirken, was wegen der beobachteten Streuung der Senkungsentwicklung und der im Modell nicht berücksichtigten Auffahrungen im Grubengebäude plausibel ist.

Insgesamt zeigt sich auch für die mit beiden Stoffmodellen berechneten Ergebnissen von Minimalspannungsverteilung , Dilatanz und Permeabilität eine gute Übereinstimmung mit den aus In-situ-Messungen abgeleiteten Werten. Im Unterscheid zu den Ergebnissen des erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatzes steigen für das visko-elasto-plastische Stoffmodell Permeabilitäten und Dilatanzen nach dem Simulationszeitpunkt von 50 Jahren nicht weiter an, wobei die ALZ ca. 2 m breiter ist. Mit größeren Zeiten und damit weiter wachsenden Verformungen wächst auch die Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze (Dilatanzarbeit) und damit die Schädigung bzw. Auflockerung in der ALZ entsprechend dem Modellkonzept des erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatzes weiter an. Die Berechnungen mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell bilden den aus den Messungen abgeleiteten Verlauf der Permeabilitäten mit Spitzenwerten in Metergrößenordnung hinter der Stoßkontur (Lokalisierung von Scherzonen) qualitativ gut nach, während mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz ein Plateau ohne Spitzenwerte im Konturbereich berechnet wird.

Insgesamt gesehen liefern beide IfG-Stoffmodelle qualitativ gleiche Aussagen bei Verformungszuständen ohne Schädigung und Dilatanz im pre-failure Bereich. Im post-failure Bereich, der bei dem gewählten Kammer-Pfeiler-System auf die Hohlraumkonturen beschränkt ist, zeigen sich gewisse Unterschiede. Mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell wird im Vergleich zum erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz bei gleicher Vernetzung im 3D-Modell die Ausprägung der EDZ um die Abbauhohlräume vollständiger abgebildet, was durch Lokalisierung von Scherzonen/-bändern in den Abbaustößen und Zugversagen im Firstbereich zum Ausdruck kommt und den Messungen und Beobachtungen entspricht (HAMPEL et. al., 2010).

Mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther/Salzer wurde ein Stoffmodell untersucht, mit dem das komplexe, zeitabhängige Verhalten duktiler Salzgesteine über eine vereinfachte Formulierung der Entwicklung der innerkristallinen Mikrostruktur beschrieben wird. Daraus ergibt sich das Konzept der effektiven Verfestigung mit dem das komplexe Kurzzeit- und Langzeitverhalten duktiler Salzgesteine wesentlich zuverlässiger als bisher beschrieben werden kann. Das Konzept der effektiven Verfestigung eignet sich insbesondere für duktile Salzgesteine, bei denen sich der Bruchzustand aus dem Kriechen heraus, über die Akkumulation von Mikrorissen, die schon weit vor dem eigentlichen makroskopischen Bruch entstehen, entwickelt. Das Sprödbruchverhalten, wie es für gering duktile Salzgesteine typisch ist und das zeitabhängige Verhalten duktiler Salzgesteine, sind physikalisch unterschiedlicher Natur. Es ist deshalb sinnvoll, die für das Sprödbruchverhalten charakteristische plötzliche Entfestigung und damit verbundene dynamische Energiefreisetzung mit einem Stoffmodell zu beschreiben, das die Physik dieses Prozesses besser beschreibt.

Dazu wurde am IfG Leipzig ein visko-elasto-plastisches Stoffmodell nach MINKLEY entwickelt, bei dem einem rheonomen Kriechmodell ein skleronomes plastisches Modell nachgeschaltet ist. Dieser Ansatz wurde speziell zur Beschreibung des ausgeprägten Sprödbruchverhaltens von Carnallitit mit plötzlicher Entfestigung entwickelt. Die Berechnung zeitabhängiger Entfestigungsvorgänge mit Kriechbruchversagen und schnell ablaufender progressiver Entfestigungsprozesse ist eine wichtige Voraussetzung zur Dimensionierung und Bewertung von Tragelementen im Kali- und Steinsalzbergbau. Hierzu wurden außerhalb des Verbundvorhabens mit dem visko-elasto-plastischen Stoffgesetz bereits eine Vielzahl von Modellrechnungen zur statischen und dynamischen Systemstabilität durchgeführt, mit denen das beobachtete In-situ-Verhalten realitätsnah beschrieben und prognostiziert werden konnte (vgl. Kap. 1.3). Darüber hinaus wurden mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell Berechnungen:

\_\_\_\_\_\_

- zur Integrität von Salinarbarrieren bei thermomechanischer Beanspruchung,
- zum Stabilitätsverhalten und zur Langzeitsicherheit von UTD/UTV und Endlagern
- zum gekoppelten hydro-mechanische Verhalten geotechnischer Verschlussbauwerke
- zum komplexen (fluid-) mechanischen Verhalten von Speicherkavernen,
- zur Verwahrung von Bergwerken mit und ohne Flutung

durchgeführt, so dass für die Anwendung dieses Stoffmodells umfangreiche Erfahrungen vorliegen.

Mit dem am IfG im Rahmen der BMBF-Forschung (FKZ 02C0264 /4) entwickelten viskoelasto-plastischen Stoffmodell mit Dilatanz und Entfestigung auf Basis der Plastizitätstheorie lässt sich die volle Bandbreite der mechanischen Eigenschaften der verschiedenen Salinargesteine, von duktil bis spröde und kriechfähig bis nicht viskos beschreiben, wie sie in Salzstöcken in Wechsellagerungen vorkommen. Verzeichnis der Abbildungen

144 1	21.1	aga dar	Crubono	rebäude ar	m Toutes	hanthalar	Sattal
ADD. 1	.3-1: L	_aae aer	Grubend	iepaude ar	n reutsc	nentnaier	Sattei

- Abb.1.3-2: Lage des Schnittes durch die Steinsalzsohle in der Nähe von Schacht "Halle"
- Abb.1.3-3: Schnitt durch den Schacht "Halle" und die Grubenbaue der Stein- und Kalisalzsohle
- Abb.1.4-1: Triaxiale Druckversuche Leine-Steinsalz (Angersdorf) Effektivspannung u. Dilatanz
- Abb.1.5-1: Lage der übertägigen Nivellementpunkte über dem Grubengebäude Angersdorf
- Abb.1.5-2: Ausgewählte Ergebnisse des übertägigen Nivellements Angersdorf
- Abb.1.6-1: Lage der Kammer VIII im Westflügel der Leine-Steinsalzsohle Angersdorf
- Abb.1.6-2: Blick in die westliche Wetterstrecke im Bereich der Kammer VIII
- Abb.1.7-1: Lage des 3D-Modells (rot umrandet) zur Messkammer VIII
- Abb.1.7-2: Aufbau des 3D-Modells (Übersicht)
- Abb.1.7-3: Aufbau des 3D-Modells (Details des Grubengebäudes)
- Abb. 2.1-1: In-situ-Messungen aus Kammer VIII
- Abb.2.1-2: Messort in der Kammer VIII
- Abb. 2.2-1: Ergebnisse der Pfeilerquerdehnungsmessungen am Messort in der Kammer VIII
- Abb. 2.2-2: Pfeilerquerdehnungsraten in Abhängigkeit von der Extensometerlänge
- Abb. 2.3-1: Frac-Equipment für Bohrlochdurchmesser von 42 mm des IfG Leipzig
- Abb. 2.3-2: Praktiziertes Versuchsregime mit typischem Frac-Refrac-Verlauf
- Abb. 2.3-3: Verteilung der minimalen Hauptspannung im Pfeiler zwischen Kammer VIII und IX
- Abb. 2.4-1: Druckstoß-Test für Bohrlochteufe 7,5 m und Anpassungsergebnis
- Abb. 2.4-2: FLAC-Modell und Anpassungsergebnis für Bohrlochteufe 7,5 m
- Abb. 2.4-3: In den Berechnungen verwendete Permeabilitäts- Porositätsbeziehung
- Abb. 2.4-4: Druckstoß-Test für Bohrlochteufe 21,25 m und Anpassungsergebnis
- Abb. 2.4-5: Verteilung von Permeabilität und Porosität im Pfeiler zwischen Kammer VIII und IX
- Abb. 3.1-1: Gewinnung des Leine-Steinsalz-Blocks in der westlichen Wetterstrecke
- Abb. 3.1-2: Versuchsstand zur Durchführung der Dauerstandversuche
- Abb. 3.2-1: Variation physikalischer Parameter während eines Festigkeitsversuches
- Abb. 3.2-2: Versuchsaufbau syndeformatives Monitoring
- Abb. 3.2-3: Vergleich der Spannungsdehnungskurven, des Dilatanz- sowie des Durchlässigkeitsverhaltens bei Einspannung von  $\sigma_{min}$  zwischen 0,5 und 20 MPa
- Abb. 3.2-4: Modellversuch zur Entwicklung der Permeabilität während dilatanter Verformung
- Abb. 3.2-5: Ausbreitung von Ultraschall in geschädigtem Steinsalz
- Abb. 3.2-6: Variationsfeld von Vp und Vs mit Isolinien der Porosität
- Abb. 3.2-7: Festigkeits- und Dilatanz- bzw. Schädigungsgrenze
- Abb. 3.2-8: Abhängigkeit Permeabilität von Porosität
- Abb. 3.2-9: Gegenüberstellung gemessener und berechneter Permeabilitäten
- Abb. 3.3-1: Gegenüberstellung der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche

- Abb. 3.3-2: Gegenüberstellung der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche bei unterschiedlichen Verformungsraten (2,5·10<sup>-5</sup> s<sup>-1</sup> und 2,5·10<sup>-4</sup> s<sup>-1</sup>)
- Abb. 3.3-3: Übersicht aller am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf durchgeführten triaxialen Festigkeitsversuche
- Abb. 3.4-1: Ergebnis des dreistufigen triaxialen Kriechversuchs 373/K1
- Abb. 3.4-2: Lage aller am Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf durchgeführten triaxialen Kriechversuche im Spannungsraum
- Abb. 4.1-1: Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate
- Abb. 4.1-2: Definition der Dilatanzarbeit
- Abb. 4.1-3: Funktionaler Zusammenhang zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit
- Abb. 4.1-4: Modellierung Kriechbruch mit erweitertem Dehnungs-Verfestigungsansatz
- Abb. 4.1-5: Nachrechnung der Kriechversuche mit erweitertem Dehnungs-Verfestigungsansatz
- Abb. 4.1-6a: Nachrechnung der triaxialen Festigkeitsversuche mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz
- Abb. 4.1-6b: Nachrechnung des Dilatanzverhaltens im triaxialen Festigkeitsversuch mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz
- Abb. 4.2-1: Vorgaben für die Vernetzungsstudie mit einem Langpfeilermodell für alle Projektpartner
- Abb. 4.2-2: Mittlere Pfeilerspannungen in Abhängigkeit von der Pfeilerstauchung für ausgewählte Vernetzungsvarianten mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz
- Abb. 4.2-3: Pfeilergrenzspannungen für alle Vernetzungsvarianten, die mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet wurden.
- Abb. 4.2-4: Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten, die mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz berechnet wurden.
- Abb. 4.3-1: Vernetzung und Aufbau des Berechnungsmodells für beide Stoffmodelle des IfG
- Abb. 4.3-2: Berechnete Vertikalverschiebungen und Senkungen an der TO bis 127 Jahren
- Abb. 4.3-3: Berechnete Spannungsumlagerungen im Modell bis 127 Jahren
- Abb. 4.3-4: Standzeitbedingte Entlastung des Pfeilerkerns
- Abb. 4.3-5: Verformungen und Verschiebungen um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 127 Jahren
- Abb. 4.3-6: Spannungsverteilung um die Kammer-Verbindungsstrecke nach 127 Jahren
- Abb. 4.3-7: Verformungen um die Kammer-Verbindungsstrecke nach 127 Jahren
- Abb. 4.3-8: Beanspruchungszustand um eine typische Kammer-Verbindungsstrecke
- Abb. 4.3-9: Vergleich der gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten
- Abb. 4.3-10: Vergleich der gemessenen und berechneten Minimalspannungsverteilung
- Abb. 4.3-11: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten sekundären Porosität
- Abb. 4.3-12: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten Permeabilitäten
- Abb. 5.1-1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept
- Abb. 5.1-2: Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells

- Abb. 5.1-3: Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell
- Abb. 5.1-4: Normierte Geschwindigkeitsfunktion
- Abb. 5.1-5: Dilatanzgrenze, Bruchgrenze und geschwindigkeitsabhängige Langzeitfestigkeit im visko-elasto-plastischen Stoffmodell am Beispiel von Steinsalz
- Abb. 5.1-6: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Leine-Steinsalz Bruchfestigkeitskurven
- Abb. 5.1-7: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Leine-Steinsalz Dilatanzfunktion
- Abb. 5.1-8a: Nachrechnung der triaxialen Festigkeitsversuche mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell
- Abb. 5.1-8b: Nachrechnung des Dilatanzverhaltens im triaxialen Festigkeitsversuch mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell
- Abb. 5.2-1: Pfeilergrenzspannungen für alle Vernetzungsvarianten, die mit dem visko-elastoplastischen Stoffmodell berechnet wurden.
- Abb. 5.2-2: Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten, die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell berechnet wurden.
- Abb. 5.2-3: Vergleich der Diskretisierungsabhängigkeiten der Pfeilergrenzspannungen für die zulässigen Vernetzungsvarianten und beide Stoffmodelle
- Abb. 5.3-1: Berechnete Vertikalverschiebungen und Senkungen an der TO nach 110 Jahren
- Abb. 5.3-2: Standzeitbedingte Entlastung im Pfeilerkern
- Abb. 5.3-3: Vertikalverschiebungen um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 110 Jahren
- Abb. 5.3-4: Festigkeitssituation um den streichenden Abbau nach einer Simulationszeit von 110 Jahren
- Abb. 5.3-5: Festigkeitssituation um die Kammer-Verbindungsstrecke nach einer Simulationszeit von 110 Jahren
- Abb. 5.3-6: Vergleich der gemessenen und berechneten Pfeilerquerdehnungsraten für das visko-elasto-plastische Stoffmodell
- Abb. 5.3-7: Vergleich der gemessenen und berechneten Minimalspannungsverteilung
- Abb. 5.3-8: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten sekundären Porositäten und der berechneten Dilatanzen
- Abb. 5.3-9: Vergleich der aus Messungen abgeleiteten und berechneten Permeabilitäten

## Literaturverzeichnis

BLUM, W. (2004):Mechanische Eigenschaften. Skript zur Vorlesung Institut für Werkstoffwissenschaften Universität Erlangen, September 2004

BGR (2003): Projekt Gorleben – Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein, Abschlussbericht, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe Hannover, Dez. 2003

CRISTESCU, N. & HUNSCHE, U.. (1998). Time effects in Rock Mechanics. Wiley & Sons, Chichester.

CUNDELL, P. A.; HART, R. D. (1992): Numerical modeling of discontinua. Engineering Computations, Vol. 9, 101 – 113

DGEG (1979): Empfehlung Nr. 2 des AK 19 der DGEG (Dreiaxiale Druckversuche)

DGGT (1994): Empfehlung Nr. 16 des AK 19 der DGGT (Kriechversuche)

DÖRING, T.; HEINRICH, F.; PFORR, H. (1964): Zur Frage des Verformungs- und Festigkeitsverhaltens statistisch isotroper und homogener Gesteine mit inelastischen Verformungseigenschaften. 6. Ländertreffen des internationalen Büros für Gebirgsmechanik.

GEBRANDE, H., (1982): LANDOLD-BÖRNSTEIN, Neue Serie, Gruppe V, Bd. 1, Physikalische Eigenschaften der Gesteine (Teilband b), Springer-Verlag

GÜNTHER, R.-M., SALZER, K. (2007): A model for rock salt, describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy.- In: The mechanical behaviour of salt; Proc. of the sixth conf., S.109-117, publ. by Taylor& Francis/ Balkema, 2007, ISBN: 978-0-415-44398-2

GÜNTHER, R.-M. (2009): Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz, Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens. Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg, Heft 2009-4.

\_\_\_\_\_

HAMPEL, A., GÜNTHER, R. M., SALZER, K., MINKLEY, W., PUDEWILLS, A., LEUGER, B., ZAPF, D., STAUDTMEISTER, K., ROKAHR, R., HERCHEN, K., WOLTERS, R., LUX, K.-H.., SCHULZE, O., HEEMANN, U. and HUNSCHE, U. (2010): Benchmarking of Geomechanical Constitutive Models for Rock Salt

44<sup>th</sup> US Rock Mechanics Symposium, Salt Lake City, Utah, USA, June 27-30, 2010 – ARMA 10-287

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.

HUNSCHE, U., SCHULZE O., WALTER, F., PLISCHKE, I. (2003): Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein, Abschlussbericht Projekt Gorleben, BGR Hannover, 2004

IfG (1999): Ergänzende gesteinsmechanische Untersuchungen zum Festigkeits-, Dilatanzund Permeabilitätsverhalten von Carnallitit, Hauptanhydrit, Leine- und Allersteinsalz sowie Rotem Salzton des Teutschenthaler Sattels. Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig, 18.11.1999

IfG (2000): Ergänzende gesteinsmechanische Untersuchungen zum Festigkeits-, Dilatanzund Permeabilitätsverhalten von rotem Salzton des Teutschenthaler Sattels. Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig, 31.03.2000

IfG (2000): Langzeitsicherheit Grube Teutschenthal; Ergänzende gebirgsmechanische Berechnungen, Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig 26.06.2000

IfG (2006): Langzeitsicherheitsnachweis Grube Teutschenthal, Fortschreibung unter besonderer Berücksichtigung eines Sicherungs- und Verwahrungskonzeptes für das Grubenfeld Angersdorf. Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig, 16.01.2006

IfG (2007): Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz : Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. Teilprojekt 3. Teil I: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben 02C1024. Institut f. Gebirgsmechanik GmbH Leipzig 15.05.2007

ITASCA (2006): User's Guide for FLAC3D Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions. Version 3.1, ITASCA Consulting Group Inc. Minneapolis, Minnesota USA

LÖFFLER, J. (1962): Die Kali- und Steinsalzlagerstätten des Zechsteins in der DDR. FFH C 97/III. Akademie-Verlag, Berlin 1962

Lux, K.H. (1984): Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. Ferdinand Enke Verlag Stuttgart.

MANTHEI, G., EISENBLÄTTER, J., SALZER, K. (1996): Acoustic Emission Studies on Thermally and Mechanically Induced Cracking in Salt Rock.

6<sup>th</sup> Conferenc on Acoustic Emission / Microseismic Activity in Geologie Structures an Materials Pennsylvanian State University USA June. 11-13

MENZEL, W., SCHREINER W. (1977): Zum geomechanischen Verhalten von Steinsalz verschiedener Lagerstätten der DDR Teil II: Das Verformungsverhalten. Neue Bergbautechnik, Heft 8, 7.Jg., März 1977.

MINKLEY, W. (1997): Sprödbruchverhalten von Carnallitit und seine Auswirkungen auf d Langzeitsicherheit von Untertagedeponien. Berichte FZKA-PTE Nr. 5, 249 – 275. Forschungszentrum Karlsruhe GmbH.

MINKLEY, W. & MENZEL, W. (1999): Vorausberechnung des Kollapses eines Grubenfeldes – Gebirgsschlag Teutschenthal 11. September 1996

9. Int. Congress on Rock Mechanics (ISRM), Paris, 1115 -1117

MINKLEY, W. et al. (2001): A visco-elasto-plastic softening model and its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining, Proc. 2nd Int. FLAC Symposium Lyon, 29 - 31 October 2001

MINKLEY, W. (2004): Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrucherscheinungen im Carnallitit. Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik – Band 1, Shaker Verlag Aachen

ODQVIST, F. K. G. und HULT, H. (1962): Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe. Springer Verlag, Berlin

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

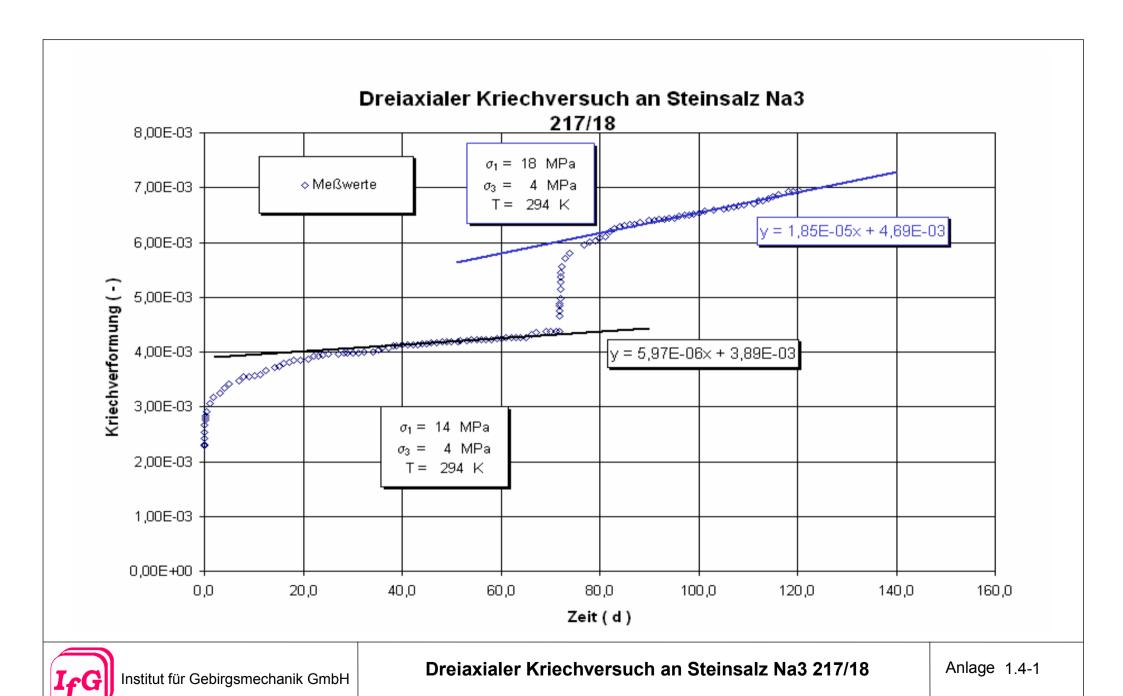
SALZER, K (1993): Ableitung eines kombinierten Kriechgesetzes unter Berücksichtigung der Erholung. Teilbericht zum BMFT Vorhaben 02 C 00 628, IfG Leipzig, 1993

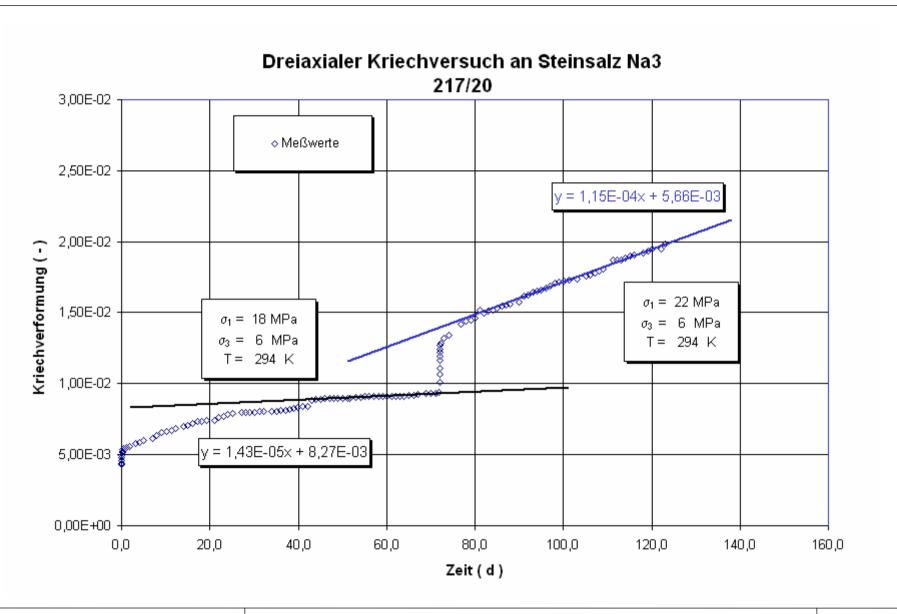
SALZER, K., KONIETZKY, H., GÜNTHER, R.-M., (1998): A new creep law to describe the transient and secondary creep phase. Proceedings of the fourth European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering NUMGE98, Udine, Italy, October 14-16

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.

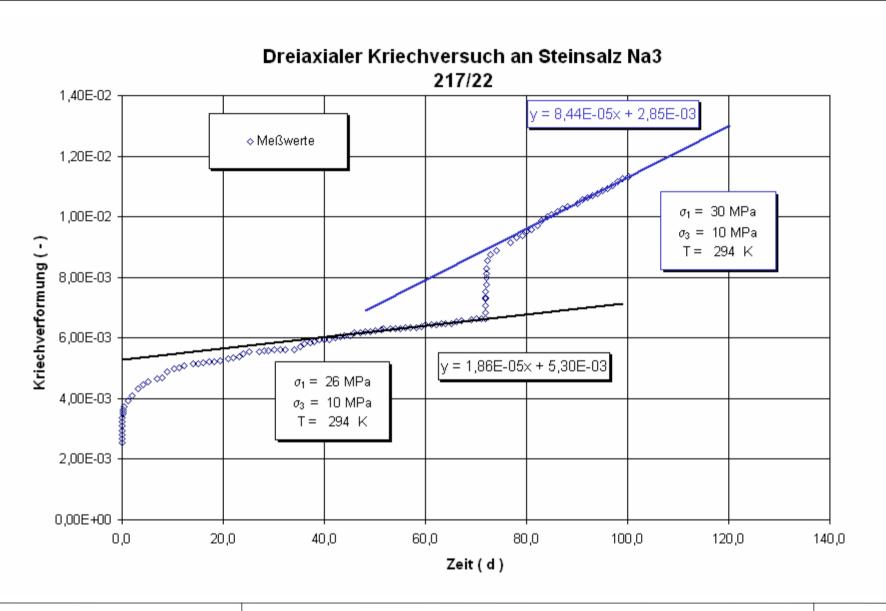
## Anlagenverzeichnis

Anl. 1.4-1	Dreiaxialer Kriechversuch an Steinsalz Na3 217/18
Anl. 1.4-2	Dreiaxialer Kriechversuch an Steinsalz Na3 217/20
Anl. 1.4-3	Dreiaxialer Kriechversuch an Steinsalz Na3 217/22
Anl. 1.4-4	Dreiaxialer Kriechversuch an Steinsalz Na3 217/24
Anl. 2.4-1	Auswertung Druckstoßtest 0,20 m
Anl. 2.4-2	Auswertung Druckstoßtest 0,50 m
Anl. 2.4-3	Auswertung Druckstoßtest 1,00 m
Anl. 2.4-4	Auswertung Druckstoßtest 2,20 m
Anl. 2.4-5	Auswertung Druckstoßtest 3,00 m
Anl. 2.4-6	Auswertung Druckstoßtest 5,00 m
Anl. 2.4-7	Auswertung Druckstoßtest 7,50 m
Anl. 2.4-8	Auswertung Druckstoßtest 10,75 m
Anl. 2.4-9	Auswertung Druckstoßtest 14,00 m
Anl. 2.4-10	Auswertung Druckstoßtest 16,50 m
Anl. 2.4-11	Auswertung Druckstoßtest 18,50 m
Anl. 2.4-12	Auswertung Druckstoßtest 20,50 m
Anl. 2.4-13	Auswertung Druckstoßtest 21,00 m
Anl. 2.4-14	Auswertung Druckstoßtest 21,50 m
Anl. 3.1-1	Fotodokumentation und petrophysikalische Charakterisierung
	von Laborproben - Großblock Angersdorf
Anl. 3.4-1	Versuch 373/K1 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch) Verformungen
Anl. 3.4-2	Versuch 373/K1 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch) Verformungsraten
Anl. 3.4-3	Versuch 373/K2 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch) Verformungen
Anl. 3.4-4	Versuch 373/K2 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch) Verformungsraten





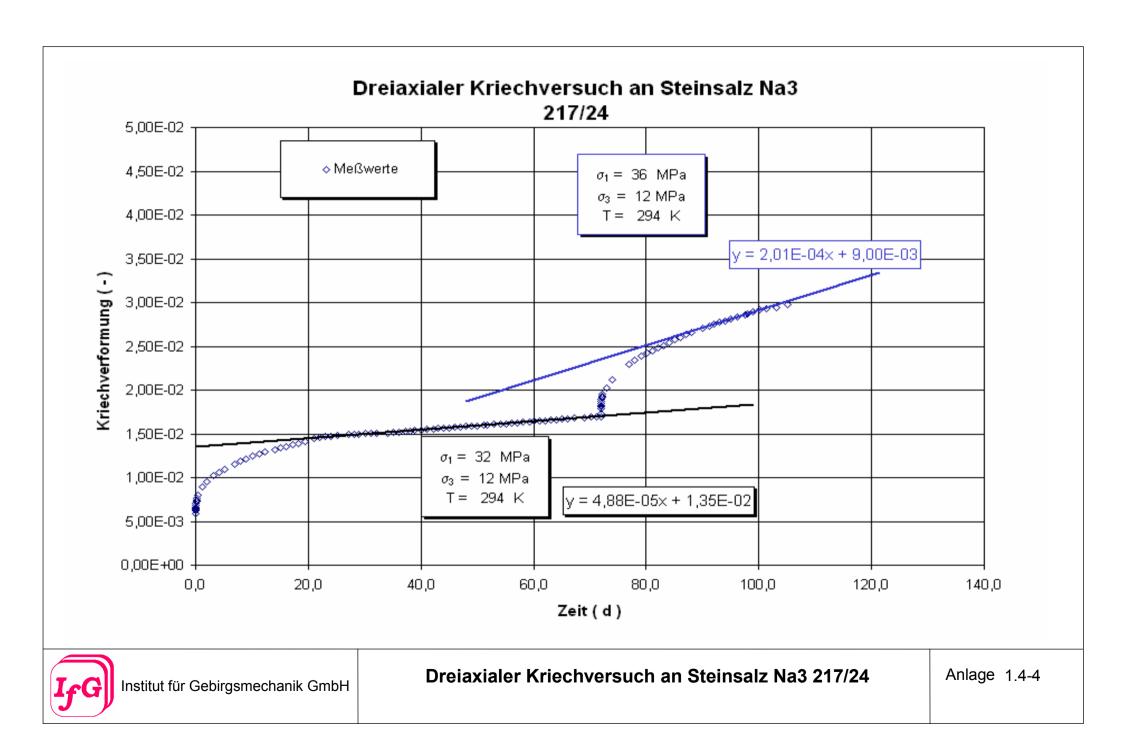


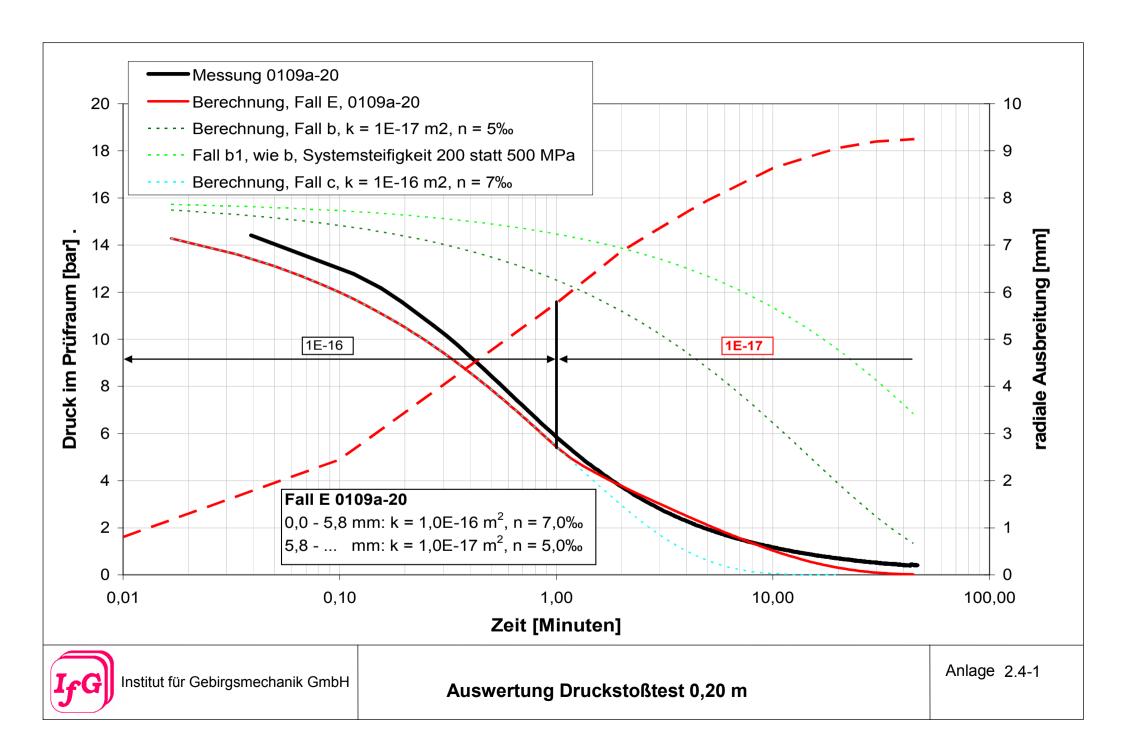


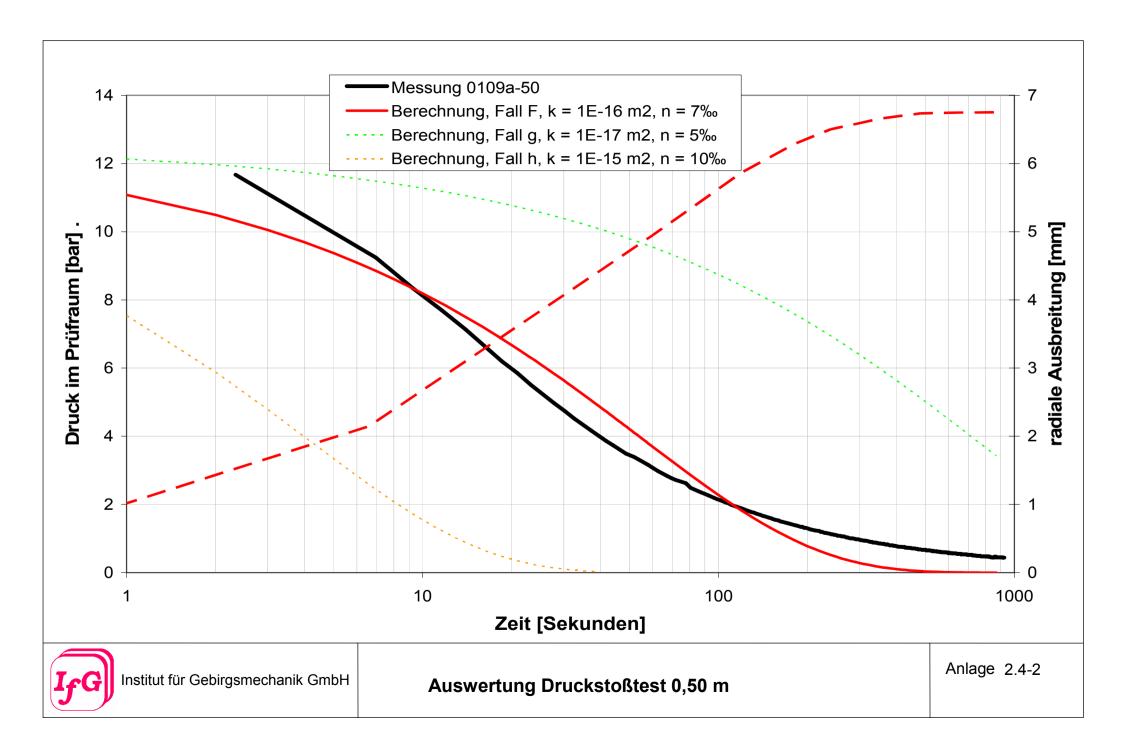


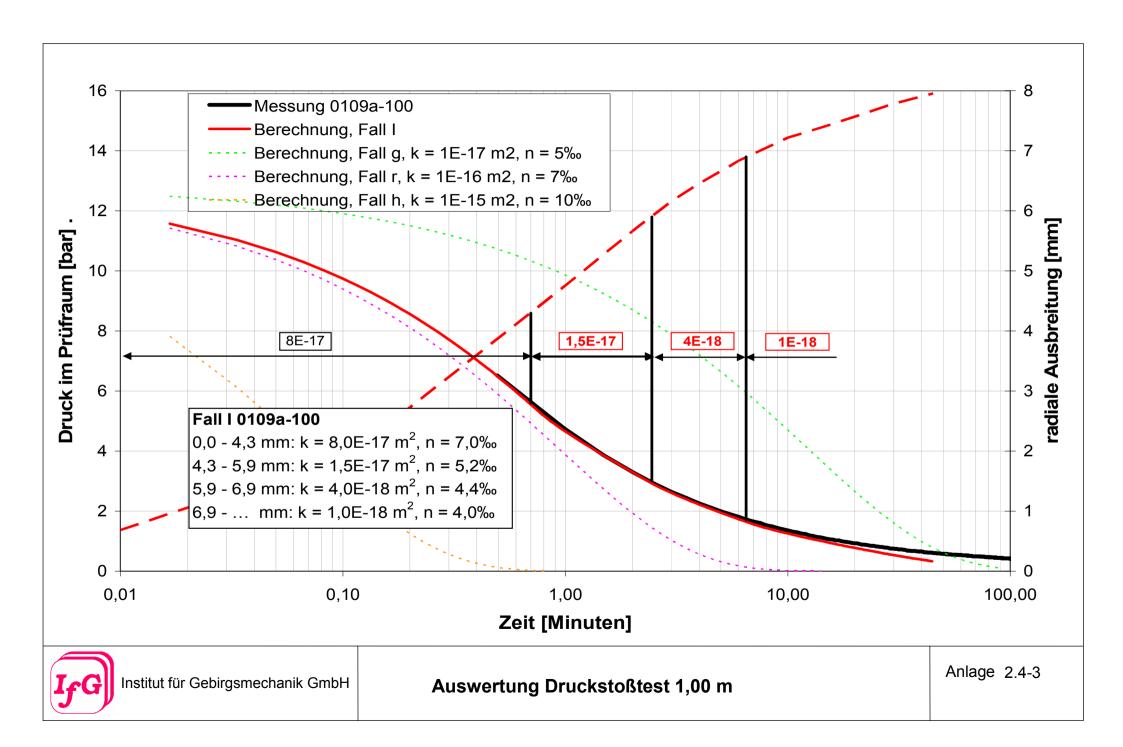
**Dreiaxialer Kriechversuch an Steinsalz Na3 217/22** 

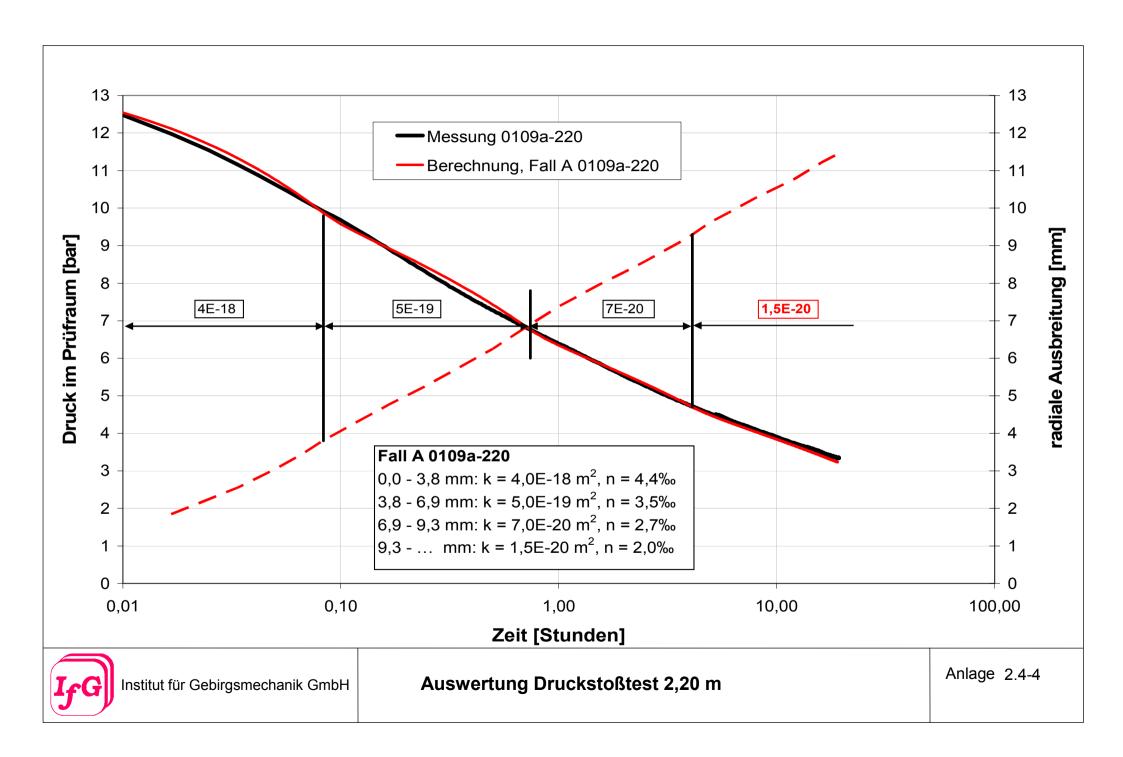
Anlage 1.4-3

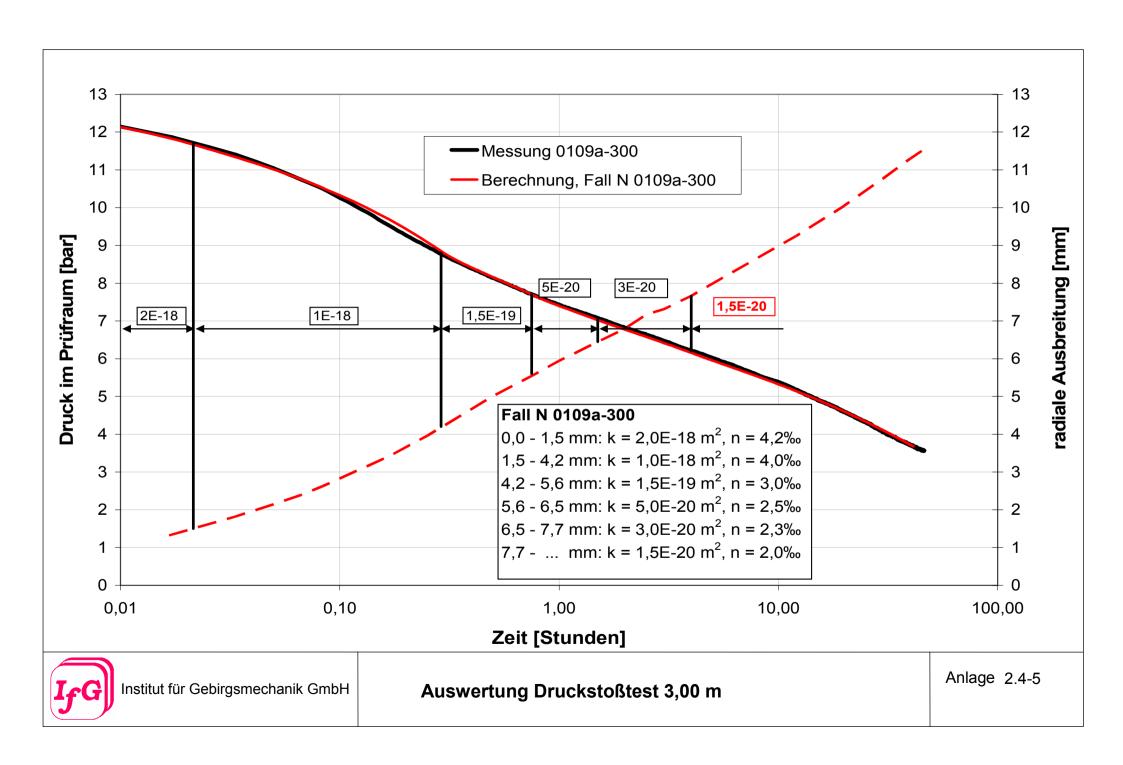


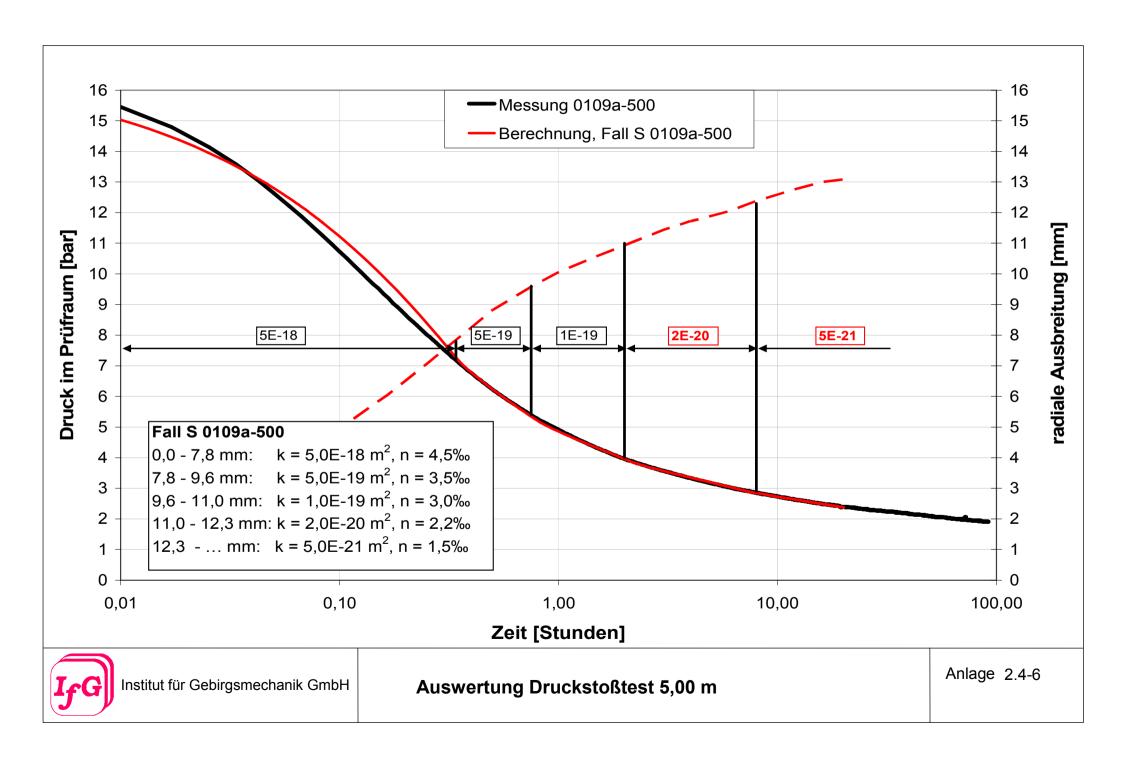


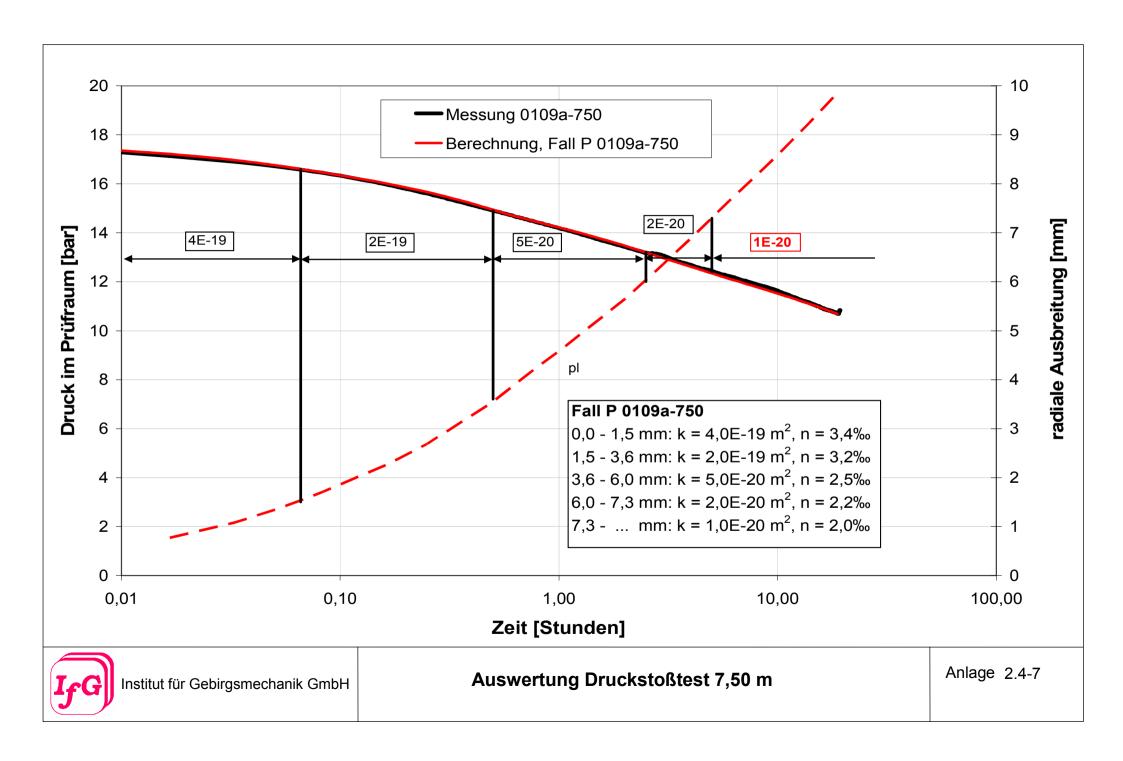


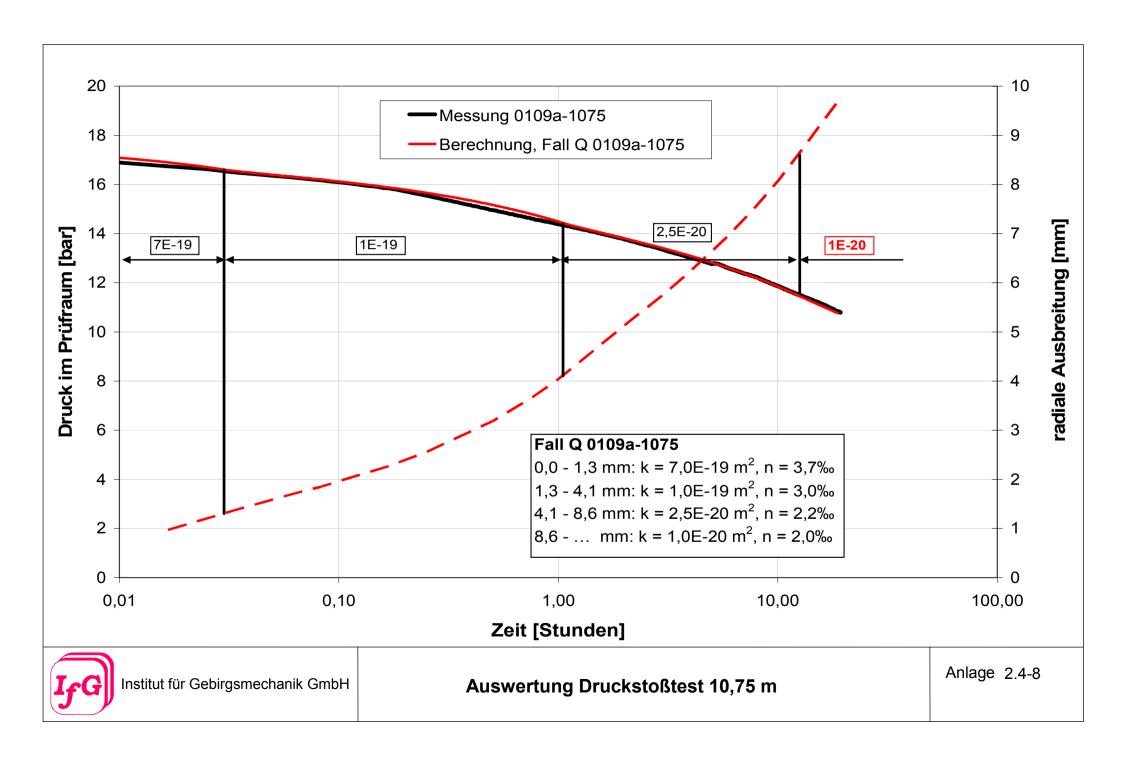


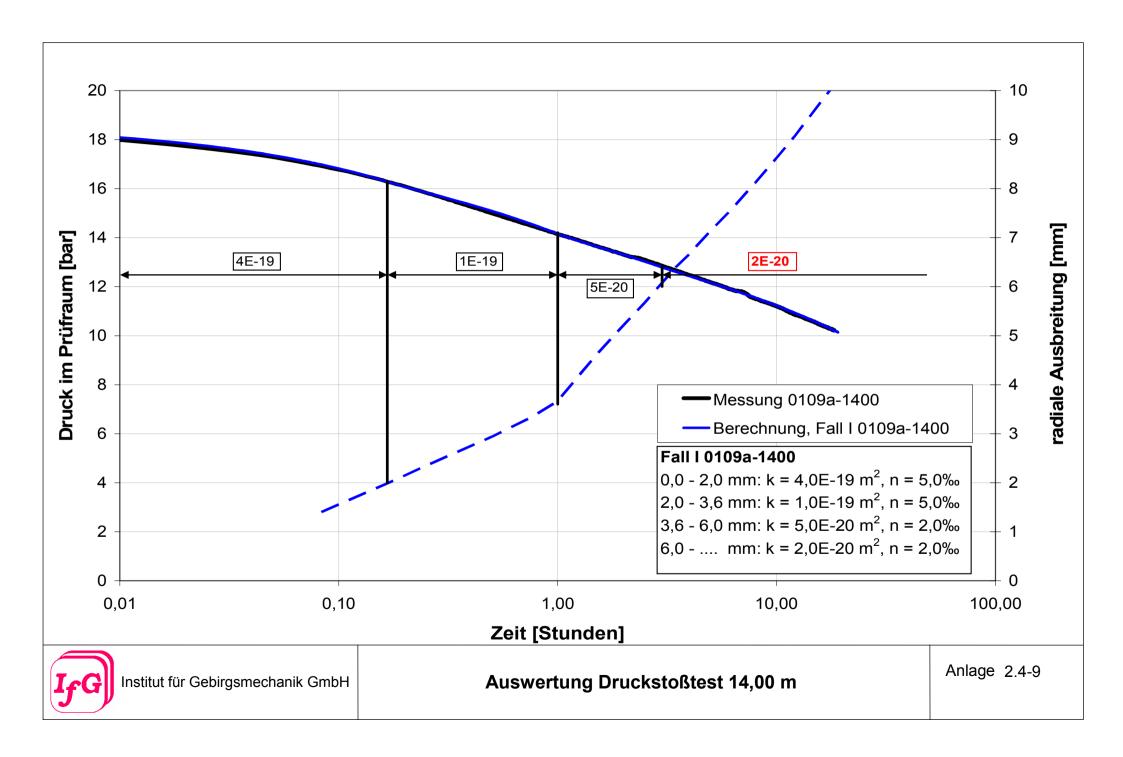


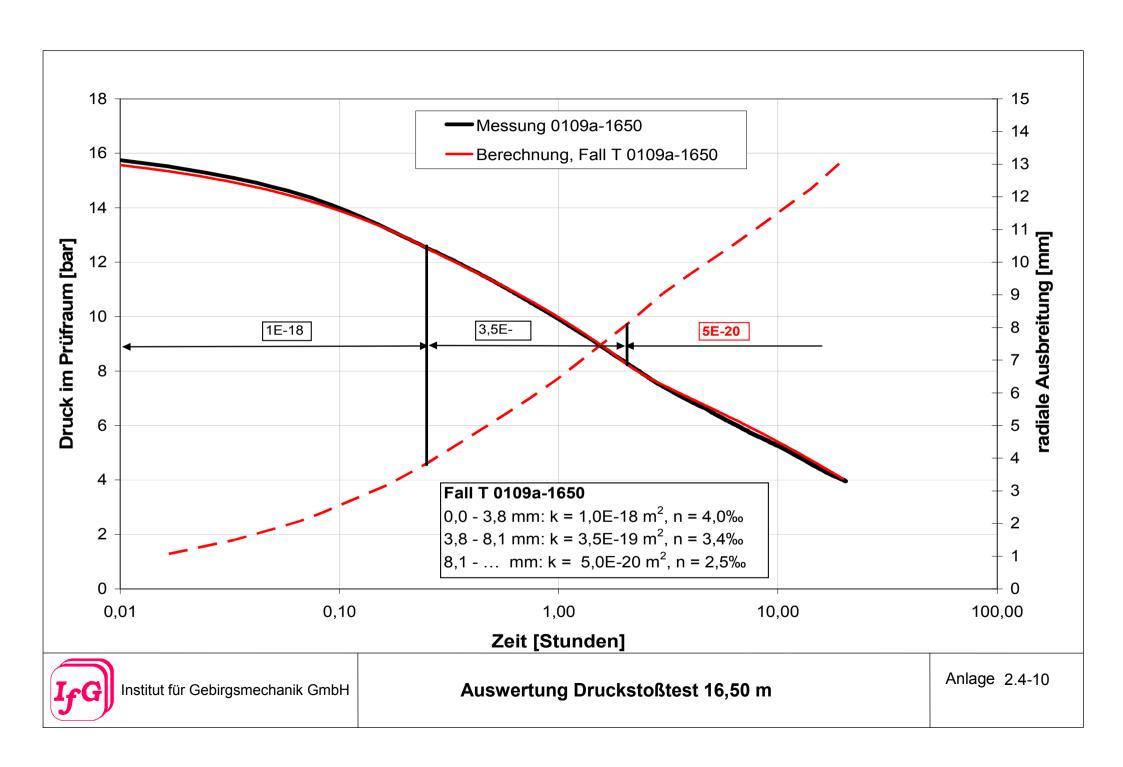


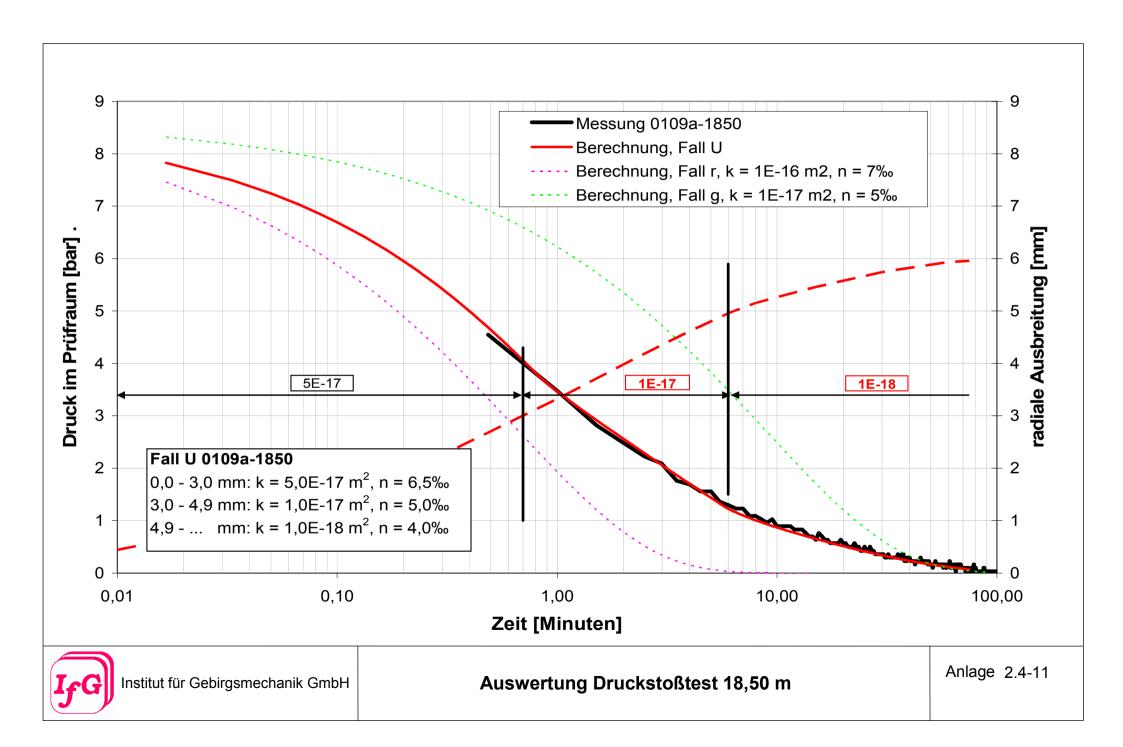


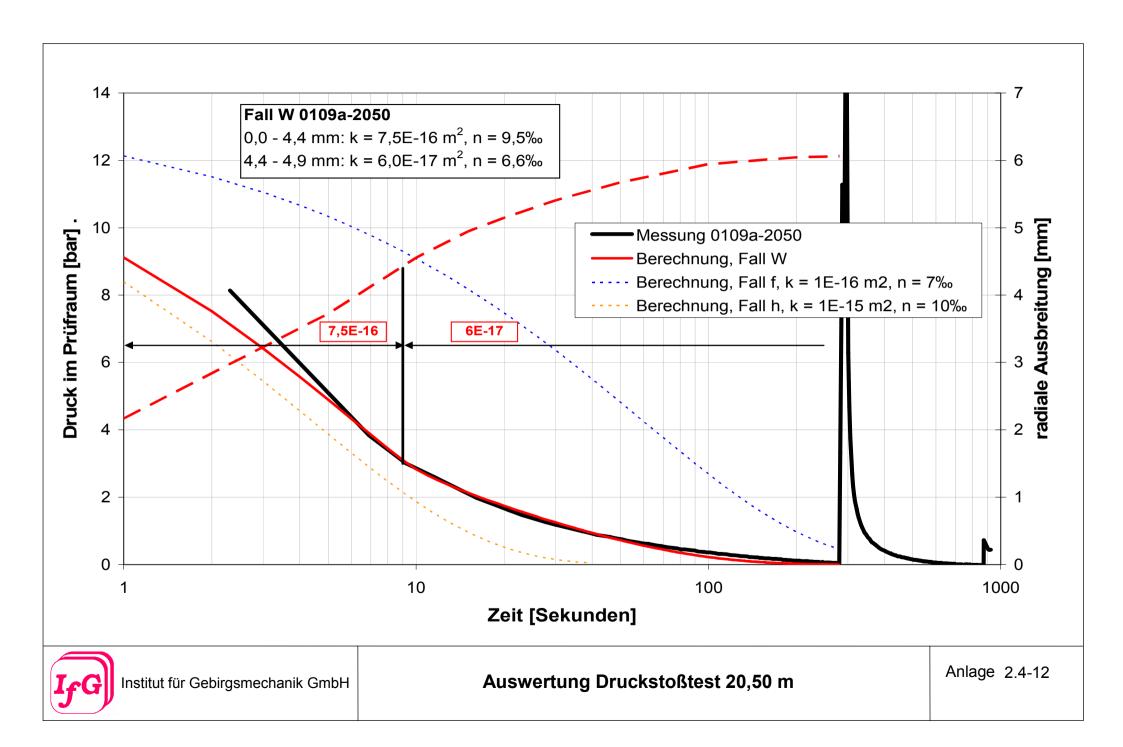


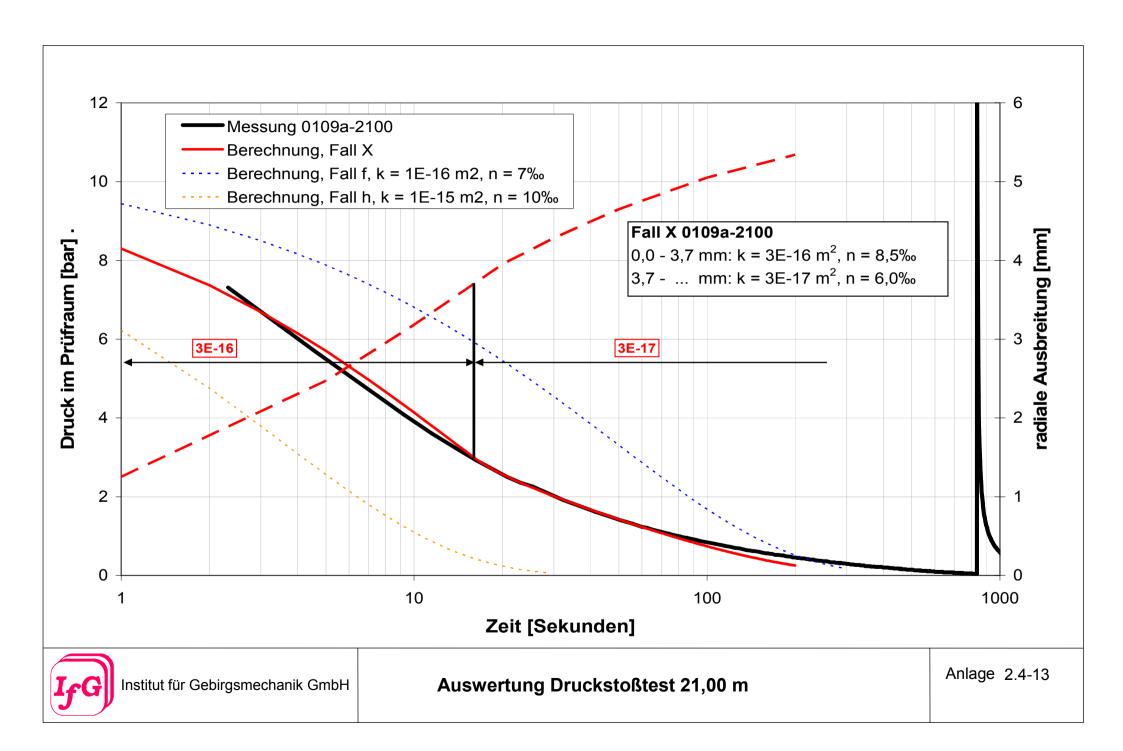


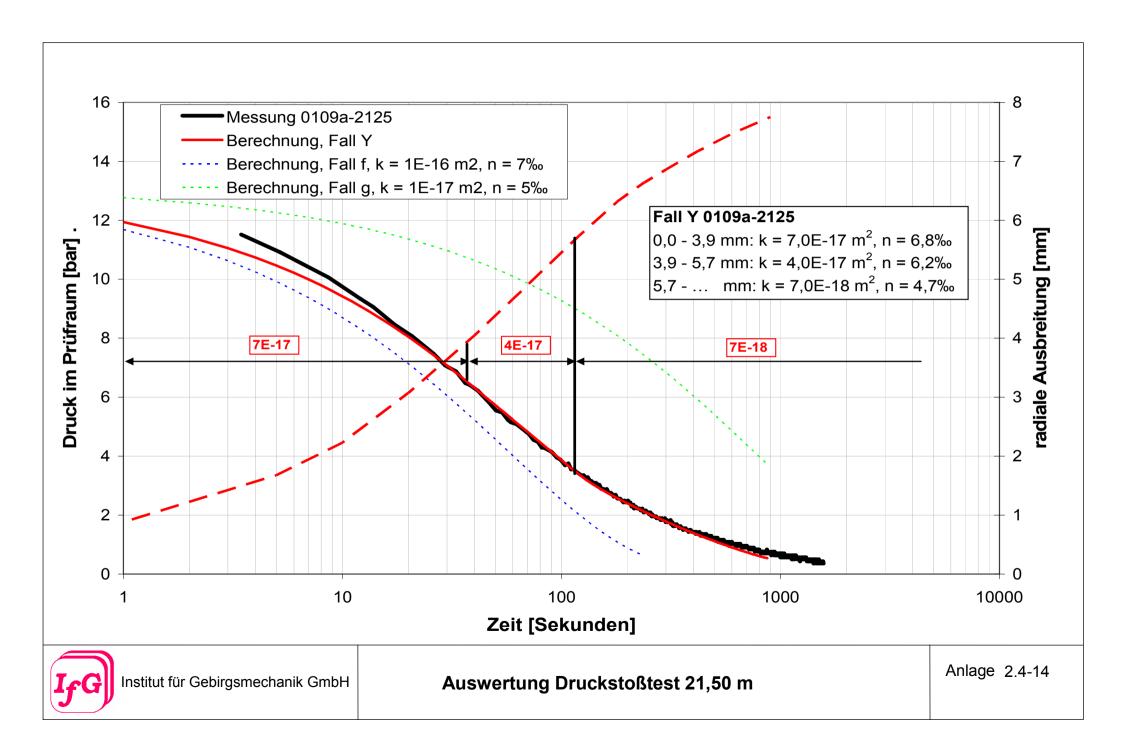


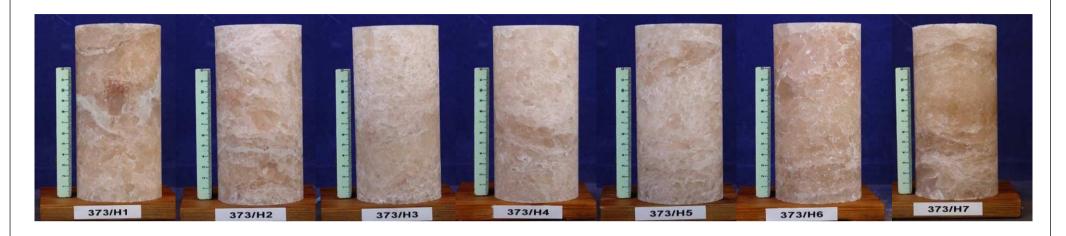








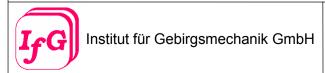




## a) Fotodokumentation

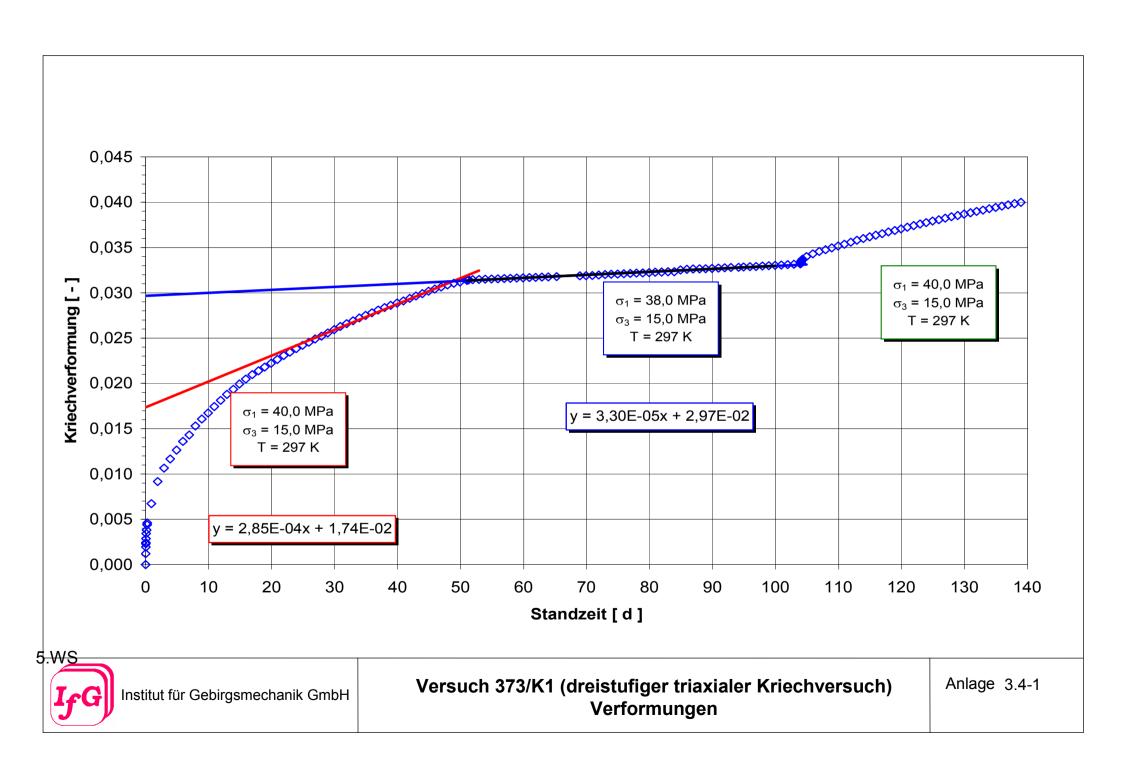
lfG - LabNr.	373/M7-0,5 MPa	373/M9-2 MPa	373/M6-7 MPa	373/H3-0,1 MPa	373/H2-0,2 MPa	373/H5-0,5 MPa	373/H1-4 MPa	373/H7-7 MPa	373/H4-12 MPa	373/H6-20 MPa
Höhe h (mm) =	180,37	180,44	180,43	160,69	160,75	160,45	160,59	160,13	160,71	160,56
Durchmesser d (mm) =	89,96	89,98	89,98	80,19	80,14	80,19	80,36	80,21	80,29	80,22
Gewicht M (g) =	2480,2	2509,9	2528,4	1746,2	1750,3	1757,3	1784,1	1753,5	1759,9	1760,8
<b>Dichte</b> $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> ) =	2,164	2,188	2,204	2,152	2,159	2,169	2,191	2,167	2,163	2,170
$V_{p-axial}$ (km/s) =	3,94	4,58	4,47	-	1,52	1,91	4,45	2,50	2,03	3,57
$V_{p-radial: a-c}$ (km/s) =	4,03	4,45	4,52	4,71	3,80	4,01	4,44	4,55	4,34	4,58
$V_{p-radial: b-d}$ (km/s) =	-	4,39	4,45	4,33	3,50	3,56	4,44	4,55	4,22	4,72
$V_{s-axial}$ (km/s) =	2,28	2,62	2,55	-	-	-	2,55	-	-	2,09
Elast. Konst. (GPa)										
- axiale Richtung -										
E <sub>d</sub> =	28,09	37,80	36,19	-	-	-	35,78	-	-	23,47
K <sub>d</sub> =	18,68	25,76	24,96	-	-	-	24,28	-	-	14,97
G <sub>d</sub> =	11,24	15,06	14,38	-	-	-	14,26	-	-	9,48
$v_{d} =$	0,249	0,255	0,258	-	-	-	0,254	-	-	0,239

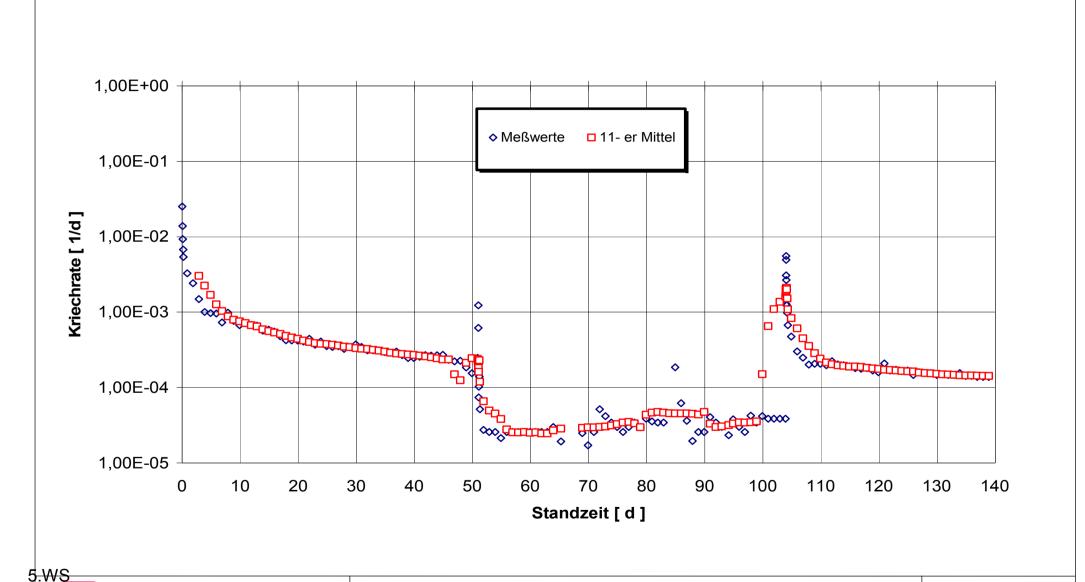
## b) Petrophysikalische Charakterisierung



Fotodokumentation und petrophysikalische Charakterisierung von Laborproben - Großblock Angersdorf

Anlage 3.1-1



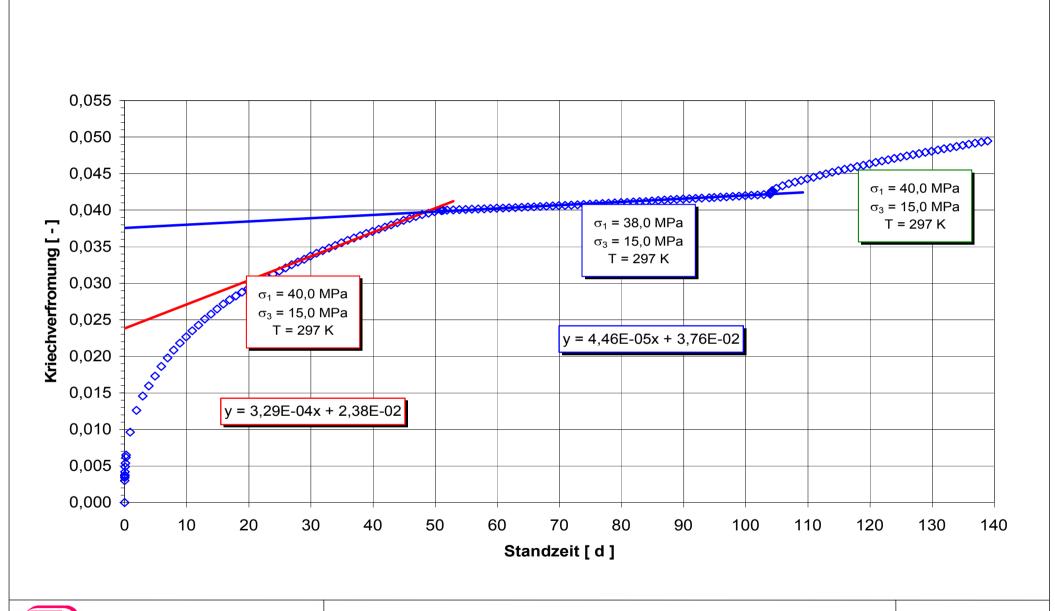


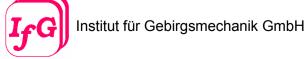
Institut für Gebirgsmechanik GmbH

Versuch 373/K1 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch)

Verformungsraten

Anlage 3.4-2





Versuch 373/K2 (dreistufiger triaxialer Kriechversuch)
Verformungen

Anlage 3.4-3

