

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

FZK(02E10830)

Abschließender Einzelbericht

Verbundprojekt:

**Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen
anhand von Modellberechnungen zum thermo-
mechanischen Verhalten und zur Verheilung von
Steinsalz;
Teilvorhaben 2**



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Untersuchung · Prüfung · Beratung · Begutachtung

Abschließender Einzelbericht

Verbundprojekt:

**Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von
Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur
Verheilung von Steinsalz**

Teilvorhaben 2

Laufzeit 01.10.2010 bis 31.03.2016

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi)

Betreuung: Projektträger Karlsruhe
Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE)
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Förderkennzeichen (FZK): 02E10830

Bearbeiter: Dr.-Ing. Ralf-Michael Günther
Dr. rer. nat. Christoph Lüdeling
Dr. rer. nat. Till Popp
Dipl.-Geol. Dirk Naumann
Dipl.-Ing. Michael Wiedemann
Dipl.-Ing. Dorothea Weise

Leipzig, den 31.03.2016

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer

Dr. rer. nat. Klaus Salzer
Projektleiter

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des
Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02E10830 gefördert.
Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	4
2	Aktuelle Stoffmodellformulierungen.....	7
2.1	Einleitung und verwendeter Programmcode	7
2.2	Erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz (IfG-Günther/Salzer-Modell)	10
2.2.1	<i>Einleitung - Modellkonzept</i>	<i>10</i>
2.2.2	<i>Primäres Kriechen</i>	<i>10</i>
2.2.3	<i>Sekundäres Kriechen.....</i>	<i>13</i>
2.2.4	<i>Tertiäres Kriechen - Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung</i>	<i>15</i>
2.2.5	<i>Elastische Parameter</i>	<i>21</i>
2.2.6	<i>Zugversagen</i>	<i>23</i>
2.2.7	<i>Verheilung.....</i>	<i>25</i>
2.3	Visko-elasto-plastisches Stoffmodell (IfG-Minkley-Modell).....	29
2.3.1	<i>Einleitung - Modellkonzept</i>	<i>29</i>
2.3.2	<i>Verallgemeinertes nichtlineares MOHR-COULOMB'sches Bruchkriterium</i>	<i>30</i>
2.3.3	<i>Fließfunktion, Potentialfunktion und plastische Korrektur</i>	<i>33</i>
2.3.4	<i>Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung.....</i>	<i>34</i>
2.3.4	<i>Elastische Parameter</i>	<i>35</i>
2.3.5	<i>Kriechverhalten.....</i>	<i>36</i>
2.3.6	<i>Zugversagen</i>	<i>37</i>
2.3.7	<i>Verheilung.....</i>	<i>38</i>
2.4	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	39
3	Modellierung von In-situ-Situationen im Endlager Asse.....	40
3.1	Einleitung	40
3.2	Laborprogramm Asse-Speisesalz.....	43
3.2.1	<i>Probenahme, Prüfkörperherstellung und Laborprogramm</i>	<i>43</i>
3.2.2	<i>Petrophysikalische Charakterisierung.....</i>	<i>46</i>
3.2.3	<i>Triaxiale Festigkeitsversuche - Versuchstechnik</i>	<i>46</i>
3.2.4	<i>Triaxiale Kriechversuche - Versuchstechnik.....</i>	<i>48</i>
3.3	Ergebnisse und Nachrechnung der Laborversuche am Asse-Speissalz	51
3.3.1	<i>IfG-Günther/Salzer-Modell</i>	<i>51</i>
3.3.2	<i>IfG-Minkley-Modell.....</i>	<i>53</i>
3.4	Benchmark-Rechnungen zur isothermen Bohrlochkonvergenz (IFC)	56
3.5	Benchmark-Rechnungen zur Bohrlochkonvergenz mit Erhitzersonde (HFCEP).....	61
3.6	Benchmark-Rechnungen zum Dammjoch	68
3.6.1	<i>Untertagesituation und In-situ-Messungen</i>	<i>68</i>
3.6.2	<i>Simulationsrechnungen zum Dammjoch</i>	<i>74</i>

3.7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	82
4	Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP-site.....	84
4.1	Einleitung	84
4.2	Laborprogramm WIPP-Salz.....	86
4.2.1	<i>Probenahme, Prüfkörperherstellung, Petrophysik und Laborprogramm</i>	<i>86</i>
4.2.2	<i>Ergebnisse der Festigkeits- und Dilatanzversuche</i>	<i>90</i>
4.2.3	<i>Ergebnisse der Kriechversuche.....</i>	<i>94</i>
4.2.4	<i>Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen.....</i>	<i>99</i>
4.2.5	<i>Kurzfassung der Laborergebnisse an „clean salt“ und „argillaceous salt“</i>	<i>101</i>
4.3	Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an „WIPP-salt“ ...	103
4.3.1	<i>IfG – Günther/Salzer-Modell.....</i>	<i>103</i>
4.3.2	<i>IfG-Minkley-Modell.....</i>	<i>109</i>
4.4	Benchmark-Rechnungen zu Room D und Room B.....	111
4.4.1	<i>Modellaufbau</i>	<i>111</i>
4.4.2	<i>Temperaturregime und Wärmeausbreitung.....</i>	<i>114</i>
4.4.3	<i>Verschiebungen und Konvergenzen</i>	<i>116</i>
4.4.4	<i>Spannungen.....</i>	<i>122</i>
4.4.5	<i>Schädigungsinduzierte Dilatanz.....</i>	<i>125</i>
4.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	128
5	Zusammenfassung	129
6	Extended abstract.....	136
	Verzeichnis der Abbildungen	143
	Verzeichnis der Tabellen	150
	Literaturverzeichnis	151
	Anlagenverzeichnis.....	159

1 Einleitung

Für Endlager in einer Steinsalzformation müssen die Stabilität des Bergwerkes während der Betriebsphase und die langfristige Integrität der geologischen Barriere nachgewiesen werden. Dazu werden Simulationsrechnungen durchgeführt, in denen das Gesteinsverhalten unter verschiedenen In-situ-Einflüssen mit Stoffgesetzen beschrieben wird. Das individuelle Verhalten unterschiedlicher Steinsalztypen wird dabei über Kennwerte für die Modellparameter berücksichtigt.

Das Vorhaben „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ hat am 01.10.2010 begonnen und wurde am 31.03.2016 beendet. Es setzt inhaltlich zwei Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich im Zeitraum 01.04.2004 bis 31.07.2010 fort.

Die Ergebnisse des 1. Verbundprojektes (01.04.2004 bis 30.11.2006) wurden im Synthesericht (HAMPEL & SCHULZE, 2007), den Abschlussberichten des IfG (IfG, 2007a,b) sowie in einschlägigen Veröffentlichungen (SCHULZE et al. 2007, HOU et al. 2007 und GÜNTHER & SALZER 2007) umfassend dargestellt.

Die Ergebnisse des 2. Verbundprojektes (01.08.2007 bis 31.07.2010) wurden im Synthesericht (HAMPEL u.a. 2010), dem Abschlussbericht des IfG (IfG, 2010) sowie mehreren Veröffentlichungen (HAMPEL et al. 2010,2012; GÜNTHER, 2009, GÜNTHER et.al. 2010,2012 und SALZER et.al. 2012) umfassend dargestellt.

Im aktuellen Projekt führten die Projektpartner Dr. Hampel (FKZ 02 E10810), IfG Leipzig (02 E10830), KIT (02 E10840), Universität Hannover (02 E10850), TU Braunschweig (02 E10860) und TU Clausthal (02 E10820) experimentelle Untersuchungen und Modellberechnungen

- a) zum Temperatureinfluss auf die Verformung und
- b) zur Schädigungs- und Dilatanzrückbildung im Steinsalz durch.

Als assoziierter Partner beteiligten sich die Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, USA. Auswirkungen der obigen Phänomene auf In-situ-Strukturen wurden im

für a): durch Simulationen eines erhitzten Bohrlochs in der Asse sowie von Room B (erhitzt) im Vergleich mit dem nicht erhitzten Room D in der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico untersucht.

für b): - Zur Schädigungsrückbildung in einer realen Untertagestruktur führten die Partner Simulationen des alten Dammjochs im Salzbergwerk Asse II durch. Unterstützt wurden die Arbeiten durch umfangreiche Laborversuche am Asse-Speisesalz

und am „clean“ und „argillaceous salt“ aus der WIPP sowie durch deren Nachrechnungen mit den Stoffgesetzen.

Das Vorhaben verfolgt das Ziel, die Zuverlässigkeit und Akzeptanz der Ergebnisse aus Simulationsberechnungen zu erhöhen und das verfügbare Instrumentarium zu verbessern. Die Arbeiten bilden eine wichtige Grundlage für die Modellierung von komplexen THM- Prozessen insbesondere in einem Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle. Aus den Arbeiten folgen wertvolle Hinweise für die weitere Stoffgesetzentwicklung im geplanten Verbundprojekt WEIMOS.

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^{3D} durchgeführt wurden.

Kapitel 2 dient sowohl der Beschreibung der aktuellen Formulierungen des erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther/Salzer (im Weiteren kurz IfG-Günther/Salzer bzw. IfG-G/S) bzw. des visko-elasto-plastische Stoffmodells nach Minkley (im Weiteren kurz IfG-Minkley bzw. IfG-Mi) als auch der Darstellung der jeweiligen Methodik zur Ableitung der Stoffmodellparameter.

Im Kapitel 3 werden die Ergebnisse zur ersten Projektphase (2010 - 2013) zusammengefasst, die sich auf die ausgewählten Untertagesituationen im Salzbergwerk Asse II einschließlich der hierzu durch das IfG ergänzend durchgeführten Laborversuche und In-situ-Messungen beziehen.

Im Kapitel 4 sind sowohl die durch das IfG realisierten umfangreichen Laborversuche an den beiden Varietäten des WIPP-Salzes „clean“ und „argillaceous“ salt als auch die Simulationsrechnungen zu den ausgewählten Beispielsituationen (Room B und Room D) in der WIPP-site dargestellt, die in der zweiten Projektphase (2013 - 2016) realisiert wurden.

Kapitel 5 beinhaltet die Zusammenfassungen und Bewertung der durch das IfG erzielten Ergebnisse.

Eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse aller am Vergleich beteiligten Projektpartner mit ihren Stoffgesetzen und ihre vergleichende Bewertung erfolgt im gemeinsamen Synthesebericht.

2 Aktuelle Stoffmodellformulierungen

2.1 Einleitung und verwendeter Programmcode

Die im vorliegenden Bericht vorgestellten gebirgsmechanischen Berechnungen wurden wie von den meisten anderen Projektpartnern hauptsächlich mit dem numerischen Rechenprogramm FLAC3D (**F**ast **L**agrangian **A**nalysis of **C**ontinua) der Firma ITASCA durchgeführt. Vereinzelt kam auch das Programm FLAC 2D zum Einsatz.

Der Programmcode FLAC basiert auf der Methode der Finiten Differenzen und verwendet einen expliziten Zeitschrittalgorithmus, d.h. in jedem Berechnungsschritt werden die Kräfte und Verschiebungen zwischen den Netzknoten sowie die Spannungen und Deformationen innerhalb der Netzelemente neu berechnet CUNDELL & HART (1992). Das Gebirge wird demzufolge als ein System miteinander in Wechselwirkung stehender Netzelemente bzw. Knotenpunkte abgebildet. Weiterhin lassen sich mit dem Programm FLAC3D/FLAC2D stark nicht-lineare und physikalisch instabile Prozesse mit großen Deformationen und Verschiebungen betrachten. Der Lösungsalgorithmus unter Einbeziehung der vollständigen physikalischen Bewegungsgleichungen eignet sich besonders zur Analyse von Stabilität und Instabilität. Bei Änderungen der Struktur (z.B. Hohlrumschaffung), Stoffeigenschaften oder Randbedingungen wird der statische Gleichgewichtszustand gestört und das System gerät in Schwingung, wodurch Netzverschiebungen entstehen. Dabei werden Kräfte bzw. Spannungen im Finite-Differenzen-Netz übertragen und umverteilt. Wenn es physikalisch möglich ist, strebt das System in einem iterativen Prozess einem neuen statischen Gleichgewichtszustand entgegen. Kriechen und insbesondere plastische Entfestigungsprozesse stören jedoch den statischen Gleichgewichtszustand permanent, so dass die numerische Analyse solcher Prozesse infolge erforderlicher kleiner Zeitschritte sehr (zeit-)aufwendig ist.

Ein besonderer Vorzug des FLAC-Programmsystems ist, dass die speziell für Salzgesteine entwickelten Stoffmodelle problemlos in das Berechnungsprogramm eingefügt werden können. Die eigentliche Programmierung von Stoffmodellen erfolgt dabei in der Programmiersprache C++. Durch Kompilierung wird ein DLL-file (dynamic linked libraries) erzeugt und über eine spezielle DLL-Schnittstelle können eigene Stoffmodelle in das numerische Programmsystem eingebunden werden.

Außerdem enthält FLAC3D ein Modul zur Simulation der Wärmeausbreitung und erlaubt eine thermo-mechanische Kopplung, d.h. die Berücksichtigung der Wärmeausdehnung über die Angabe des linearen Ausdehnungskoeffizienten für die verschiedenen Materialbereiche, was eine wichtige Voraussetzung für die durchgeführten Untersuchungen darstellt.

Eine detaillierte Beschreibung des hauptsächlich verwendeten Programms FLAC3D V 5.01 wird u.a. in (ITASCA, 2013) gegeben.

Salzgesteine besitzen ein komplexes nichtlineares Spannungs-Verformungs-Verhalten. Steinsalz z.B. reagiert unter Belastung mit einem ausgeprägten duktilen Verformungsverhalten, bei dem sich viskoses Kriechen mit schädigungsinduzierten Verformungen überlagert, woraus ein zeitabhängiges Festigkeits- und Verformungsverhalten resultiert.

Das Salzkriechen kann in 3 Kriechphasen (Abb. 2.1-1) unterteilt werden. Die erste Kriechphase ist das primäre oder transiente Übergangskriechen. Dieses ist durch eine instationäre Kriechrate gekennzeichnet, die sich jedoch zeitlich degressiv entwickelt. Daran schließt sich in der Regel das sekundäre Kriechen an. In dieser Kriechphase wird die Kriechrate für konstante Spannungen konstant bzw. stationär, weshalb es auch als stationäres Kriechen bezeichnet wird.

Erfolgt eine Belastung oberhalb der Dilatanzgrenze, entstehen Mikrorisse (Schädigungen), die mit der Verformung akkumuliert werden. Mit Zunahme der Rissdichte kann es zum tertiären Kriechen bzw. zum Kriechbruch kommen, wobei infolge von Entfestigungsvorgängen die Kriechrate überproportional zunimmt. Im Vorbruchbereich nimmt durch die schädigungsinduzierte Verformung die Duktilität (Verformbarkeit, Kriechfähigkeit) des Salzes zu, jedoch findet zunächst noch eine Verformungs-Verfestigung statt.

Im Bruchbereich aber wachsen die Mikrorisse zu makroskopischen Riss- und Bruchstrukturen zusammen, was mit einer Gefügeentfestigung verbunden ist. Im Nachbruchbereich reduziert sich die Materialfestigkeit und strebt letztlich einer Restfestigkeit entgegen, deren Größe durch die Reibungseigenschaften entlang der Risszone und die Höhe der wirkenden Normalspannung bestimmt wird. Die Gefügeschädigungen im Mikro- wie auch im Makrobereich sind mit einer Volumenzunahme verbunden, die als Dilatanz bezeichnet wird.

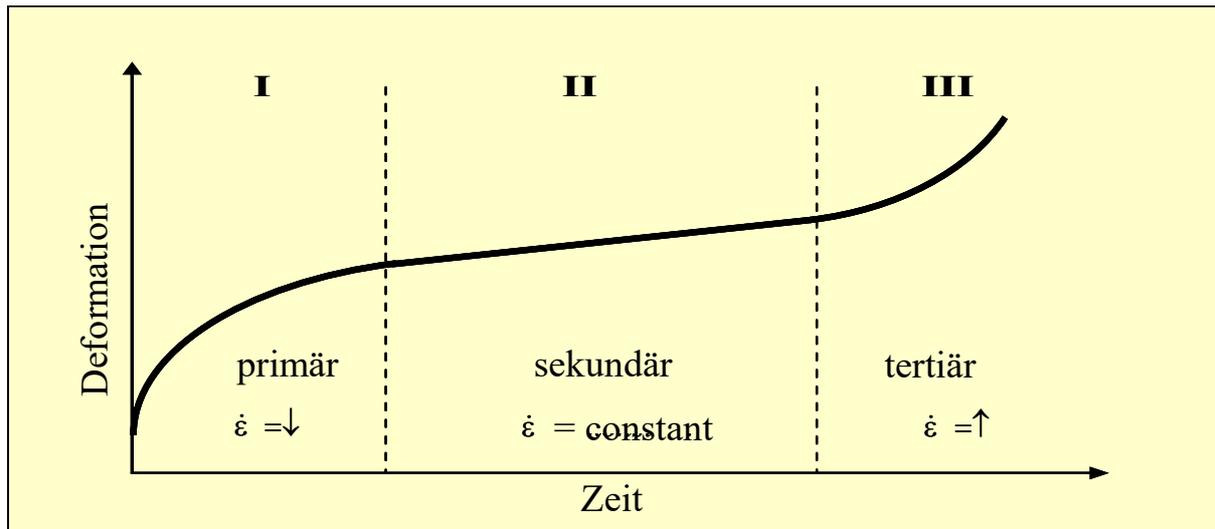


Abb. 2.1-1: Die drei Kriechphasen von Salzgesteinen.

Nachfolgend werden die vom IfG im Stoffmodellvergleich angewendeten Stoffmodelle, das IfG-Minkley-Modell und das IfG-Günther/Salzer-Modell, in der hier benutzten, aktuellen Formulierung beschrieben.

2.2 Erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz (IfG-Günther/Salzer-Modell)

2.2.1 Einleitung - Modellkonzept

Im IfG-G/S-Modell wird das gesamte Spannungs-Verformungsverhalten der Salzgesteine durch ihr Kriechverhalten beschrieben. Das bedeutet, dass die Viskosität des Kriechansatzes abhängig von einer inneren Zustandsvariable ist, die den Ver- und Entfestigungsprozess steuert, von der aber auch das stationäre Kriechen abhängt. Damit ist die mathematische Formulierung dieses Stoffmodells eng an die in den Salzgesteinen ablaufenden physikalischen Prozesse geknüpft.

Im Folgenden werden die einzelnen physikalischen Prozesse erläutert und ihre mathematische Abbildung im Stoffmodell beschrieben.

2.2.2 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 kann über einen Dehnungs-Verfestigungsansatz (Gl. 2.2-1) beschrieben werden (ODQVIST & HULT, 1962, MENZEL & SCHREINER, 1977), wobei in der ursprünglichen Formulierung noch keine Anfangsverfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0}$ berücksichtigt wurde:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A_p \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_p}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0} + \varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}})^\mu} \quad (2.2-1)$$

A_p , n_p und μ – Materialparameter

Am Anfang der Belastung wird die Verformung vom Wandern der Versetzungen dominiert, die bereits im Kristall angelegt sind (Anfangsverfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0}$). Mit fortschreitender Deformation entstehen jedoch neue Versetzungen. Daraus resultiert eine wachsende Verfestigung, wodurch bei Annahme einer konstanter Belastung ($\sigma_{\text{eff}} = \text{konst}$) die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ abnimmt. Gleichung 2.2-1 beschreibt diesen Zusammenhang anschaulich.

Dabei wird der Tensor der Verformungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{ij}$ durch folgende Gleichung definiert:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{el}} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{cr}}, \quad (2.2-2)$$

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

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{el} = -\nu/E \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} + (1+\nu)/E \dot{\sigma}_{kk}, \quad (2.2-3)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = 3/2 \dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} S_{ij} / \sigma_{eff}. \quad (2.2-4)$$

Für die effektiven Verformungen ε_{eff} und die effektiven Spannungen σ_{eff} gelten dabei die bekannten Definitionen:

$$\varepsilon_{eff} = \sqrt{2/3 \sum_{ij} \varepsilon_{ij}^2} \quad \text{und} \quad \sigma_{eff} = \sqrt{3/2 \sum_{ij} S_{ij}^2} \quad \text{mit} \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - 1/3 \sigma_{kk} \delta_{ij}. \quad (2.2-5)$$

oder $\sigma_{eff} = \sigma_V = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]}$, wobei σ_V die von Mises-Vergleichsspannung bzw. Deviatorspannung bezeichnen, die im Folgenden auch synonym verwendet werden.

Zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit des primären Kriechens wurde im Rahmen dieses Verbundvorhabens das Stoffmodell weiterentwickelt und folgende Beschreibung in den Rechencode implementiert, die optional genutzt werden kann:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A_p(T, \sigma_{eff}) \cdot \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{(\varepsilon_V + \varepsilon_{v,0})^\mu} \rightarrow A_p(T, \sigma_{eff}) = A_c(\sigma_{eff}) \exp\left[\frac{-Q_p}{R \cdot T}\right] \quad (2.2-6)$$

Im Zusammenhang mit Untersuchungen des Kriechverhaltens bei kleinen Spannungsdeviatoren hat sich gezeigt, dass auch eine Spannungsabhängigkeit des primären Kriechens vorliegt, die optional genutzt werden kann und sich folgendermaßen beschreiben lässt:

$$A_c(\sigma_{eff}) = \frac{1}{\frac{1}{A_{p,R}} + \frac{1}{A_{p,0}} \cdot \exp[-m_{Ap} \cdot \sigma_{eff}]} \quad (2.2-6a)$$

Mit: $A_{p,R}$ - Vorfaktor bei großer Effektivspannung (folgt aus TC-Versuch mit hohem Mantel-
druck), $A_{p,0}$ - Vorfaktor bei $\sigma_{eff}=0$ (folgt aus Anpassung von TCC-Versuchen) und m_{Ap} -
Krümmungsparameter.

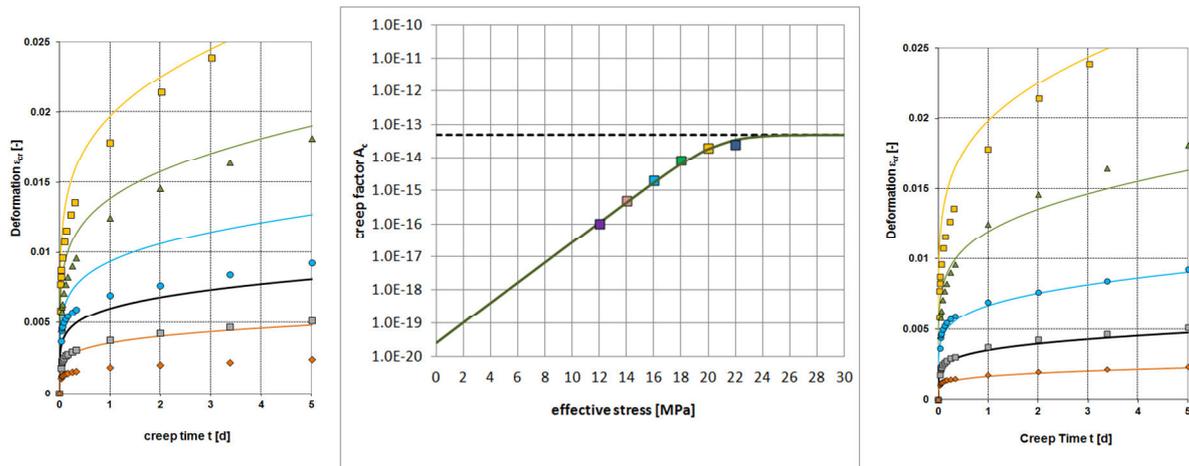


Abb. 2.2-1: Validierung der Spannungsabhängigkeit des primären Kriechens, wie sie in der Mitte dargestellt ist. links- Nachrechnung von Kriechversuchen ohne Spannungsabhängigkeit und rechts mit, entsprechend Gl. 2.2-6a.

Diese beobachtete Spannungsabhängigkeit der Transienten wird plausibel, wenn man davon ausgeht, dass im Bereich kleiner Spannungen die Erzeugung von Versetzungen aus energetischen Gründen immer unwahrscheinlicher wird. Der Einfluss der intrakristallinen Verfestigung würde sich somit bei immer kleineren Spannungen zunehmend reduzieren, wogegen das makroskopische Kriechverhalten immer mehr von viskosen Abgleitprozessen entlang der Korngrenzen bestimmt wird. Die Validierung dieser Beschreibung wird mit Abb. 2.2-1 belegt. Mit diesem Ansatz können außerdem sowohl die Stauchung der Schleifen infolge wachsender Verfestigung bei zyklischen Belastungen als auch das Relaxationsverhalten in einer sehr guten Näherung erfasst werden, wie die beispielhaft ausgewählten Triaxialversuche und ihre Nachrechnung in Abb. 2.2-2a bzw. 2.2-2b zeigen.

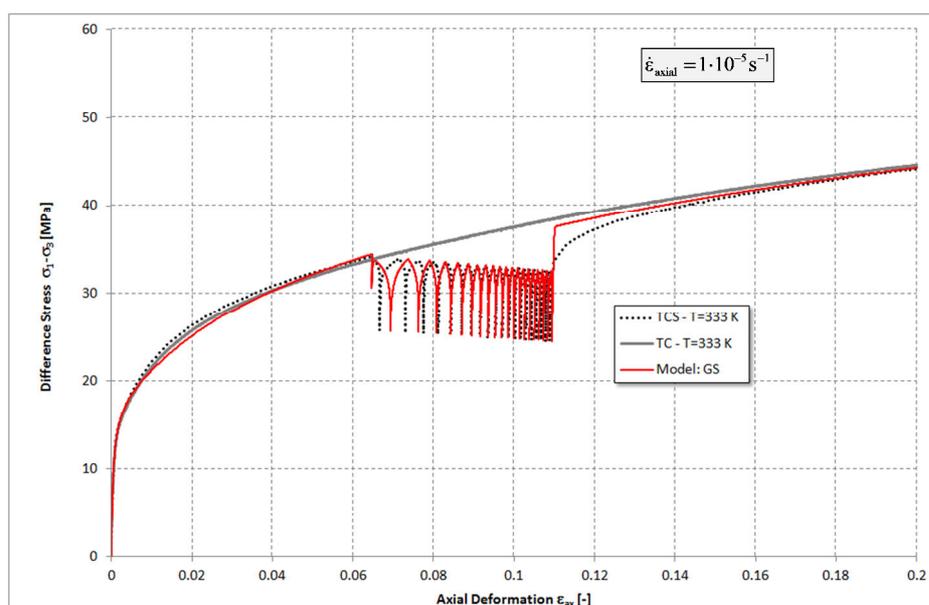


Abb. 2.2-2a: Validierung des primären Kriechens am Beispiel eines Triaxialversuchs mit zwischengeschalteter zyklischer Belastung.

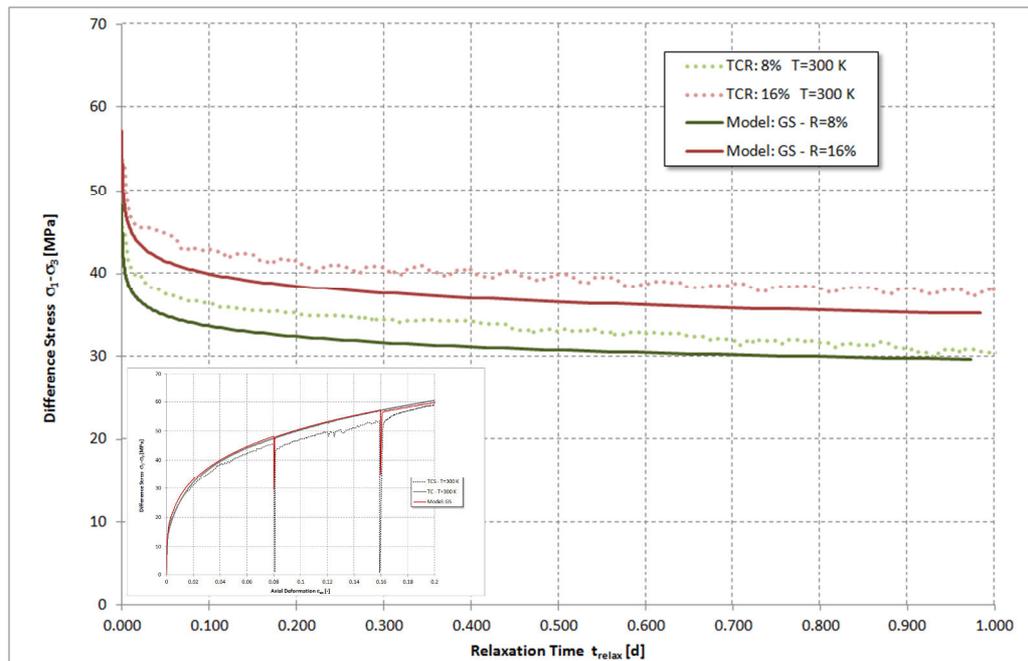


Abb. 2.2-2b: Validierung des primären Kriechens am Beispiel eines Triaxialversuchs mit zwischengeschalteten Relaxationsphasen.

2.2.3 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 intrakristalline 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. 2.2-1) berücksichtigt, ergibt sich die Gesamtkriechrate $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ aus einem verfestigend wirkenden Anteil $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}}$ und einem Anteil, der die Erholung beschreibt $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}}$ (Gl. 2.2-7). Um die Bezeichnungen zu vereinfachen, wird im Folgenden der verfestigend wirkende Anteil der Verformung $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}}$ kurz als „Verfestigung“ und analog der die Erholung beschreibende Anteil der Verformung $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}}$ als „Erholung“ bezeichnet.

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} + \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} \quad (2.2-7)$$

Durch einfaches Umstellen der Gleichung 2.2-6 erhält man für die Verfestigungsrate:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E \quad (2.2-8)$$

Dabei wurde ursprünglich für die Erholungsrate folgender Ansatz gewählt:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E = \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^V}{t_0} \quad \text{mit} \quad t_0 = t_C \cdot e^{\frac{Q}{R \cdot T}} \quad (2.2-9)$$

t_0 – Erholungszeit

Wegen der vielfältigen Einflüsse ist die Erholungszeit t_0 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_0 anhand von In-situ-Messungen bzw. von Kriechversuchen, die sich über einen langen Zeitraum erstrecken bzw. mit Lastwechsel, durch Rückrechnung zu bestimmen. Für Raumtemperaturen liegt die Erholungszeit im Bereich weniger Jahrzehnte.

Ersetzt man im Kriechansatz Gl. (2.2-1) die Gesamtverformung $\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ durch die akkumulierte Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$, so kann die Erholung im Dehnungs-Verfestigungsansatz berücksichtigt werden. Man erhält:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A_p \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_p}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0} + \varepsilon_{\text{eff}}^V)^\mu} \quad (2.2-10)$$

mit

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V = A_p \frac{\sigma_{\text{eff}}^{n_p}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{V,0} + \varepsilon_{\text{eff}}^V)^\mu} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E \quad (2.2-11)$$

Die Raten der einzelnen Verformungsanteile sind wechselseitig gekoppelt. Bei geringen Deformationen ist die Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$ ebenfalls gering. Dadurch entstehen sehr große Kriechraten. Mit zunehmender Deformation wird auch die Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$ größer (bzw. die Verfestigungsdichte nimmt zu). Dadurch wächst die Rate für die Erholung $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E$ (Gl. 2.2-8) wogegen sich die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ (Gl. 2.2-10) reduziert. Infolgedessen wird die Verfestigungsrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V$ (Gl. 2.2-11) ebenfalls kleiner und strebt letztlich mit fortschreitender Verformung gegen Null, wenn $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ und $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E$ sich immer mehr annähern. Die Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$ wird dann zu einer konstanten Größe und es gilt für die stationäre Kriechrate:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{Stat}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^E \quad (2.2-12)$$

Bei der praktischen Nutzung des Stoffmodells in diesem Forschungsvorhaben hat es sich als zweckmäßig erwiesen $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^E$ nicht über Gleichung 2.2.9 zu beschreiben, sondern direkt vorzugeben, da sie entsprechend (Gl. 2.2-12) der aus den Laborversuchen ermittelten stationären Kriechrate gleichgesetzt werden kann. Dabei wird folgender Kriechansatz verwendet, der aus 3 Einzeltermen besteht, die die Form eines Potenzansatzes besitzen:

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^E = A_{s1} \cdot \exp\left[\frac{-Q_1}{R \cdot T}\right] \sigma_{\text{eff}}^{n_{s1}} + A_{s2} \cdot \exp\left[\frac{-Q_2}{R \cdot T}\right] \sigma_{\text{eff}}^{n_{s2}} + A_{s3} \cdot \exp\left[\frac{-Q_3}{R \cdot T}\right] \sigma_{\text{eff}}^{n_{s3}} \quad (2.2-13)$$

Die typische Krümmung der $\sigma_{\text{eff}} - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^E$ - Kurve ergibt sich durch Superposition der Einzelterme. Die Parameter der einzelnen Terme sind frei wählbar. Diese Beschreibung entspricht einer verformungsmechanismenbezogenen Interpretation des stationären Kriechverhaltens, wobei der erste Term das interkristalline Kriechen entlang der Korngrenzen, der zweite Term intrakristalline Versetzungsreaktionen und der dritte Term das Verhalten bei hohen Temperaturen ($T > 100^\circ\text{C}$) beschreibt. Im „normalen“ Temperaturbereich bis ca. 100°C erfolgt die Anpassung des Kriechverhaltens daher i.d.R. nur über zwei Terme, der 3. Term wird erst bei höheren Temperaturen und größeren Aktivierungsenergien wirksam.

Im Rechencode sind beide Kriechansätze für das stationäre Kriechen (Gl. 2.2-9 und 2.2-13) implementiert und können optional genutzt werden.

2.2.4 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 (TC-Versuch) 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 intrakristallin 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 2.2-7 wird dieser Effekt in das Stoffmodell eingeführt und es folgt Gleichung 2.2-14 mit Berücksichtigung eines schädigungsinduzierten Verformungsanteils $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S$, der den Einfluss der Schädigung bzw. Entfestigung charakterisiert (im Folgenden kurz als Schädigung bezeichnet):

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V = \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^E - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S \quad (2.2-14)$$

Unter der Voraussetzung, dass $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^E$ im verformungsgesteuerten triaxialen Festigkeitsversuch aufgrund der geringen Versuchsdauer vernachlässigt werden kann, reduziert sich Gleichung 2.2-14 zu:

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V = \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S \quad (2.2-15)$$

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 $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V$ Null ist (GÜNTHER & SALZER, 2007).

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V = \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{eff,Max}} \quad (2.2-16)$$

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

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V = \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S < 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{\text{eff,Max}} > \sigma_{\text{eff}} \geq \sigma_{\text{eff,Rest}} \quad (2.2-17)$$

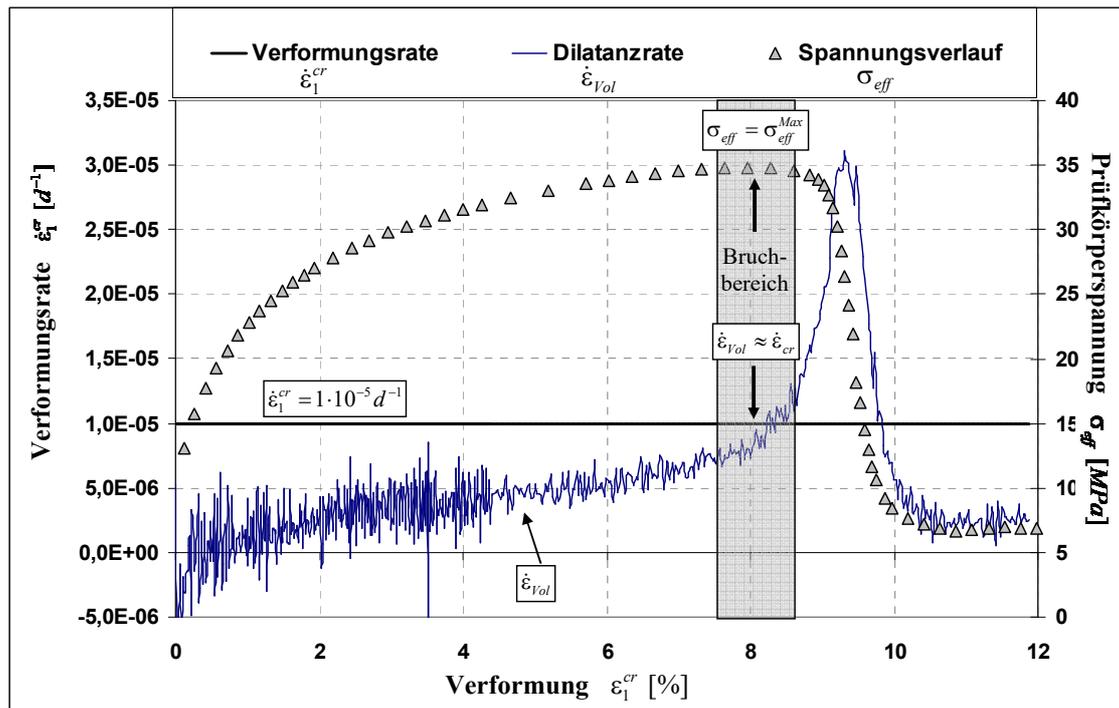


Abb. 2.2-3: Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate.

In Abb. 2.2-3 ist der im Triaxialversuch gemessene Verlauf der Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}$ über der axialen Stauchung ε_1 aufgetragen. Dem gegenübergestellt sind, zur besseren Orientierung, als schwarze Linie die aufgeprägte Verformungsgeschwindigkeit des Triaxialversuchs (mit $\dot{\varepsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) und der dabei gemessene Festigkeitsverlauf. Im Vorbruchbereich liegt die Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}$ zunächst noch deutlich unter der Verformungsrate. Mit der Verformung nimmt sie aber zu und erreicht im Bereich der Spitzenfestigkeit den Wert der Verformungsrate $\dot{\varepsilon}_1$. Im Nachbruchbereich steigt die Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}$ 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.

Aus Abb. 2.2-3 folgt, dass zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens die Schädigungsrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{S}}$ in Gleichung 2.2-15 näherungsweise mit der im Versuch gemessenen Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}$ gleichgesetzt werden kann. Im Kriechansatz wird deshalb die Schädigungsrate in Gleichung 2.2-13 durch die Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}$ ersetzt.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} - \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}} \quad (2.2-18)$$

So ergibt sich das Festigkeitsverhalten zwanglos innerhalb des Kriechansatzes (Gl. 2.2-11) über eine von der Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$ abhängige Viskosität ($\eta \propto \frac{1}{A_p} = f(\varepsilon_{\text{eff}}^V)$). Eine gesonderte Festigkeitsbeschreibung in Form einer Spannungskennlinie bzw. Festigkeitshüllkurve ist dabei nicht mehr erforderlich (GÜNTHER & SALZER, 2007).

Die Dilatanz ist im Wesentlichen abhängig von der Effektivspannung σ_{eff} , der Deformation ε_{eff} und der Minimalspannung σ_3 . Da Spannung und Deformation über die spezifische Formänderungsarbeit U mit:

$$\Delta U = \sigma_{\text{eff}} \cdot \Delta \varepsilon_{\text{eff}} \quad \Rightarrow \quad U = \int \sigma_{\text{eff}} \cdot d\varepsilon_{\text{eff}} \quad (2.2-19)$$

miteinander verknüpft sind, kann die Dilatanzentwicklung als Funktion der spezifischen Formänderungsarbeit U und der Minimalspannung σ_3 beschrieben werden ($\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}} = f(\sigma_3, U)$). Die spezifische Formänderungsarbeit entspricht dabei der Fläche unterhalb der Spannungs-Verformungs-Kennlinie. Da die Dilatanzentwicklung jedoch erst bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze $\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}$ einsetzt, wird im IfG-G/S-Modell für die Dilatanzberechnung nur der Anteil der spezifischen Formänderungsarbeit im dilatanten Bereich (kurz: Dilatanzarbeit U_{Dil}) entsprechend Abb. 2.2-4 verwendet. Dabei ist die Dilatanzarbeit U_{Dil} folgendermaßen definiert:

$$\Delta U_{\text{Dil}} = (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}) \cdot \Delta \varepsilon_{\text{eff}} \quad \Rightarrow \quad U_{\text{Dil}} = \int (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}) \cdot d\varepsilon_{\text{eff}} \quad (2.2-20)$$

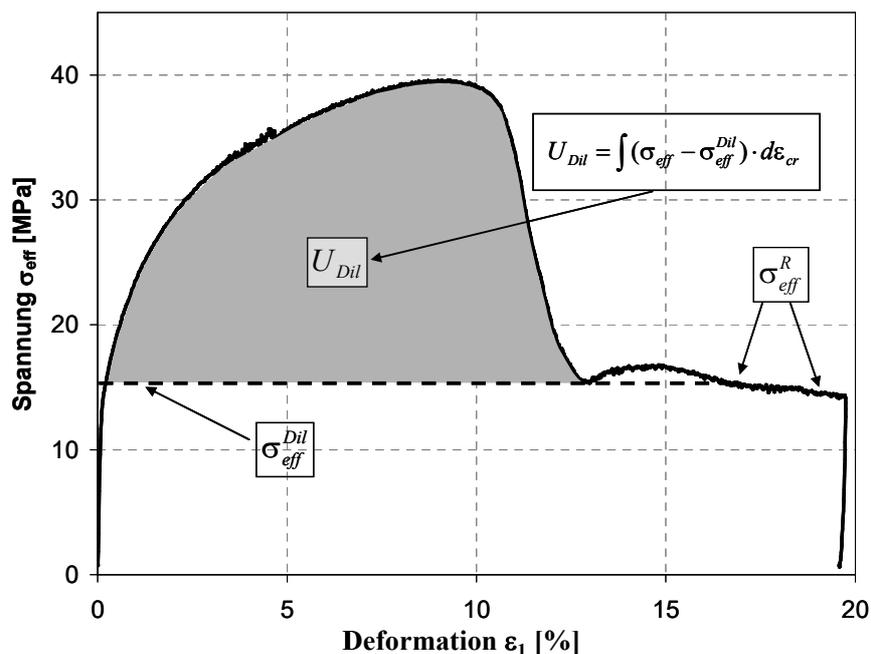


Abb. 2.2-4: Definition der Dilatanzarbeit U_{Dil} .

Eine Vielzahl von Versuchen zeigt, dass Dilatanzgrenze und Restfestigkeit näherungsweise gleichgesetzt werden können. Dadurch ist es möglich, die Dilatanzarbeit entsprechend Gleichung 2.2-20 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 σ_3 und wird folgendermaßen beschrieben:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \tag{2.2-21}$$

mit: D_1 , D_2 und D_3 – Parameter der Dilatanzgrenze

Aus Triaxialversuchen erhält man für unterschiedliche Manteldrücke in Abhängigkeit von der Prüfkörperstauchung den Verlauf von Spannung und Dilatanz. Aus dem Summenprodukt von Spannung und Verformungszuwachs kann aus den Versuchsdaten nach Gleichung 2.2-20 die Dilatanzarbeit U_{Dil} ermittelt werden.

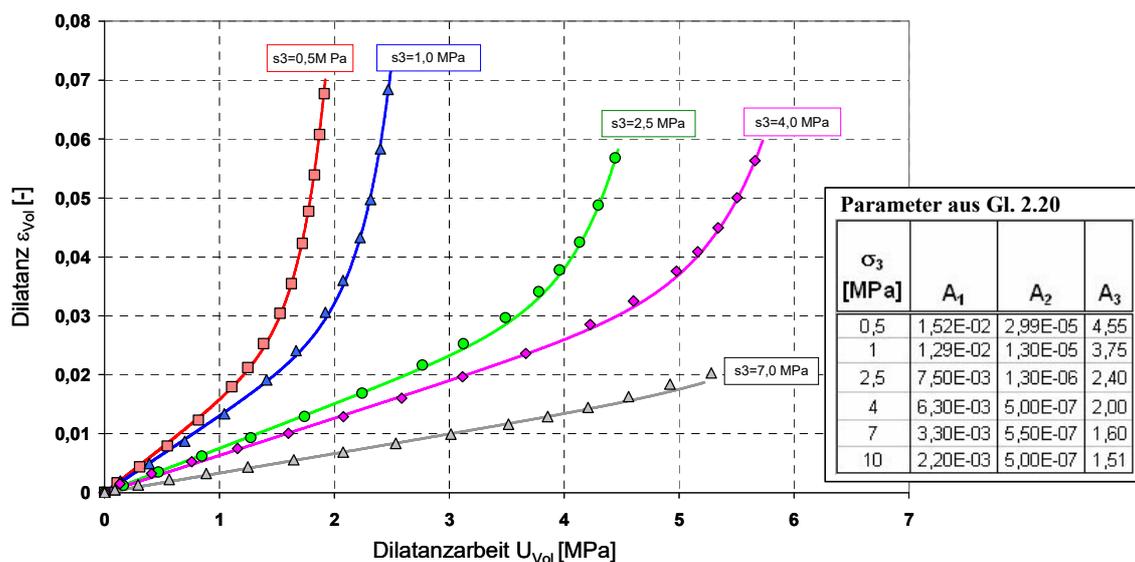


Abb. 2.2-5: Funktionaler Zusammenhang zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit.

Wird die im Versuch gemessene Dilatanz ϵ_{Vol} in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit U_{Dil} in einem Diagramm aufgetragen (Abb. 2.2-5), so zeigt sich ein funktionaler Zusammenhang zwischen beiden Größen, der folgendermaßen beschrieben werden kann (GÜNTHER & SALZER, 2007):

$$\epsilon_{\text{Vol}}(U_{\text{Dil}}) = A_1 \cdot U_{\text{Dil}} + \frac{A_2}{A_3} \cdot \exp[A_3 \cdot U_{\text{Dil}}] \tag{2.2-22}$$

Abhängig vom Manteldruck σ_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:

$$\begin{aligned} A_1(\sigma_3) &= a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \\ A_2(\sigma_3) &= a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \\ A_3(\sigma_3) &= a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \end{aligned} \quad (2.2-23)$$

Nach Einsetzen der von der Minimalspannung σ_3 abhängigen Parameter $A_1(\sigma_3)$, $A_2(\sigma_3)$ und $A_3(\sigma_3)$ in Gleichung 2.2-22 ergibt sich für die Dilatanzbeschreibung auch die Abhängigkeit von der kleinsten Hauptspannung σ_3 :

$$\varepsilon_{\text{Vol}}(U_{\text{Dil}}, \sigma_3) = A_1(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}} + \frac{A_2(\sigma_3)}{A_3(\sigma_3)} \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}}] \quad (2.2-24)$$

Beim Kriechversuch mit konstanten Spannungsbedingungen oberhalb der Dilatanzgrenze führt das beschriebene Vorgehen dazu, dass die effektive Verfestigung $\varepsilon_{\text{eff}}^V$ abhängig von der geleisteten Arbeit oberhalb der Dilatanzgrenze und dem daraus folgenden Zuwachs an Dilatanz kontinuierlich reduziert wird, wodurch das Material schließlich in die tertiäre Kriechphase (einen Kriechbruch) übergeht (Abb. 2.2-6).

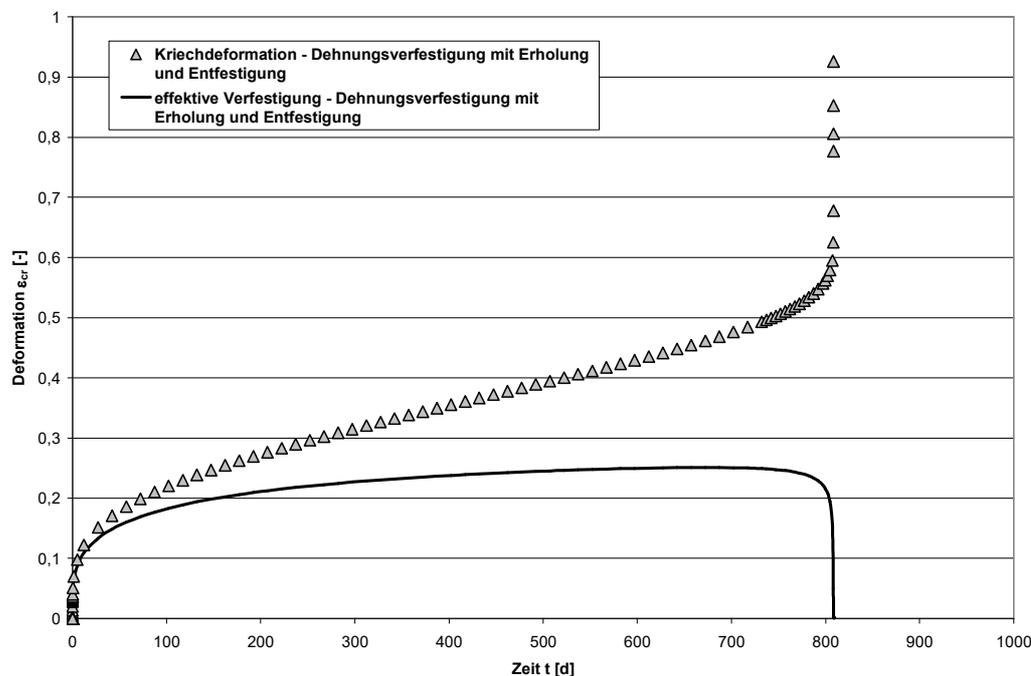


Abb. 2.2-6: Modellierung eines Kriechbruchs mit IfG-G/S-Modell.

Aus Kriechversuchen, die in der Regel im dilatanzfreien Bereich gefahren werden, ist bekannt, dass die Kriechrate abgesehen von den Materialparametern einschließlich der Feuchtigkeit des Salzes nur vom Spannungsdeviator abhängig ist. Durch die Bildung von Mikroris-

sen 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 Mantel- druck ändert. Da diese Spannungsabhängigkeit des Spannungsexponenten durch Verfor- mungen entlang der Mikrorisse begründet ist, ist es plausibel, dass die Schädigungsentwick- lung selbst, insbesondere die Vernetzung der Mikrorisse im Übergang zum makroskopischen Bruch, ebenfalls einen Einfluss auf den Spannungsexponenten besitzt. Damit ist der Span- nungsexponent nicht nur von der Minimalspannung, sondern zusätzlich auch von der akku- mulierten Schädigung im Dilatanzbereich bzw. der Mikrorissdichte abhängig. Im IfG-G/S- Modell wurde der Spannungsexponent deshalb zunächst abhängig von der Minimalspan- nung und der Dilatanz beschrieben (GÜNTHER & SALZER, 2007) mit:

$$n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol}) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol},0} + n_1 \cdot \exp[n_2 \cdot \sigma_3] \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{Vol})]}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_4}} \quad (2.2-25)$$

Ist die Dilatanz ε_{Vol} Null, nimmt der Spannungsexponent den Wert der unabhängigen Kon- stanten $n_{\varepsilon_{Vol},0}$ an. Der Parameter $n_{\varepsilon_{Vol},0}$ ist dabei der Spannungsexponent für ungeschädig- tes Material, der aus Kriechversuchen im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze ab- geleitet werden kann.

Diese Beschreibung des Einflusses der Dilatanz auf das primäre Kriechen (Gl. 2.2-25), die noch für die Nachrechnung der Laborversuche am Asse-Speisesalz sowie der In-situ- Experimente auf der Asse angewendet wurde, kann entfallen, wenn der Volumenzuwachs richtungsabhängig, d.h. in Richtung der kleinsten Hauptspannung verteilt wird. Nach einer entsprechenden Veränderung der Implementierung konnten sowohl alle Nachrechnungen der Laborversuche am WIPP-Salz als auch die Untertageversuche im Room B und D ohne Gleichung 2.2-25, d.h. mit einem konstanten Spannungsexponenten n_p erfolgen.

Im Rechencode sind derzeit noch beide Ansätze implementiert und können optional genutzt werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass perspektivisch Gleichung 2.2-25 entfällt.

2.2.5 Elastische Parameter

Infolge dilatanter Auflockerung ändert sich auch das elastische Verhalten des Gesteinskör- pers, so dass mit wachsender Schädigung seine Kompressibilität zunimmt und die Poisson- zahl ν gegen einen Restwert strebt. In ungeschädigten, nicht aufgelockerten Gesteinsele- menten gelten die bekannten Abhängigkeiten von E und ν für den Kompressions- und Schermodul.

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad (2.2-26a)$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (2.2-26b)$$

Für die Beschreibung der elastischen Parameter unter Berücksichtigung der Dilatanz wurden in den beiden ersten Verbundprojekten folgende Beziehungen (GÜNTHER & SALZER, 2007) angewendet:

$$K(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{K_0 - K_R}{(1 + \varepsilon_{\text{Vol}})^\alpha} + K_R \quad (2.2-26c)$$

$$\nu(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{\nu_0 - \nu_R}{(1 + \varepsilon_{\text{Vol}})^\alpha} + \nu_R \quad (2.2-26d)$$

mit: K_0 - Kompressionsmodul für ungeschädigtes Salz
 K_R - Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich
 G_0 - Schermodul für ungeschädigtes Salz
 ν_0 - Poissonzahl für ungeschädigtes Salz
 ν_R - Poissonzahl im Restfestigkeitsbereich
 α - Krümmungsparameter

Aus den Gleichungen 2.2-26b und 2.2-26d ergibt sich der dilatanzabhängige Schermodul:

$$G(\varepsilon_{\text{Vol}}) = \frac{3}{2} K(\varepsilon_{\text{Vol}}) \cdot \frac{1 - 2 \cdot \nu(\varepsilon_{\text{Vol}})}{1 + \nu(\varepsilon_{\text{Vol}})} \quad (2.2-26e)$$

Im hier zusammengefassten Verbundprojekt III wurden diese Formeln durch eine Linearisierung vereinfacht, was die numerische Stabilität erhöht hat und mit dem im nächsten Kapitel beschriebenen Zugbruchmodell in Übereinstimmung steht:

$$\alpha_{\text{evol}} = \text{Max} \left[\frac{\varepsilon_{\text{vol;frac}} - \varepsilon_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol;frac}}}, 0 \right]$$

$$K(\varepsilon_{\text{vol}}) = [K_0 - K_R] \cdot \alpha_{\text{evol}} + K_R \quad (2.2-27)$$

$$\nu_0 = \frac{3 \cdot K_0 - 2 \cdot G_0}{6 \cdot K_0 + 2 \cdot G_0}$$

$$\nu(\varepsilon_{\text{vol}}) = [\nu_0 - \nu_R] \cdot \alpha_{\text{evol}} + \nu_R$$

mit $\varepsilon_{\text{vol;frac}}$ = kritische Dilatanz bei der auch die Zugfestigkeit Null wird, vgl. Kap.2.2.6.

$$\sigma_z(\varepsilon_{\text{vol}}) = \sigma_{z,0} \cdot \alpha_{\text{evol}}$$

Dabei wurden folgende typischen Werte für den Bereich der Restfestigkeit angenommen:

$$K_R = 800 \text{ MPa} \quad \text{und} \quad \nu_R = 0,1$$

2.2.6 Zugversagen

Für eine angemessene Simulation des zeitabhängigen Zugversagens (Zugbruch) wurde ein neuer Ansatz eingeführt (GÜNTHER und SALZER, 2012), um sowohl die Schädigungsentwicklung unter Zugbelastung als auch das Zugversagen selbst zu beschreiben. Die Grundidee ist, dass in Analogie zur triaxialen Festigkeit unter Druckbedingungen auch die Zugfestigkeit von Steinsalz vor allem von der schädigungsinduzierten Dilatanz abhängt. Dabei ist nicht relevant, ob die Dilatanz durch kompressive Spannungen oder Zugbeanspruchungen verursacht wird. Es wird angenommen, dass lediglich die absolute Dilatanz (also die Gefügeflockung) die Zugfestigkeit bestimmt. Erreicht die Dilatanz einen kritischen Wert, dann reduziert sich die Festigkeit (unter Kompression) bis zu einer Restfestigkeit, wohingegen die Zugfestigkeit sofort den Wert Null annimmt.

Die folgenden Annahmen basieren auf der Interpretation der Ergebnisse von einachsigen und dreiachsigen Zug-Spannungstests, die von der BGR (SCHULZE, 2006) und vom IfG durchgeführt wurden. Wegen der geringen Anzahl dieser Versuche, ist die Formulierung des Zugspannungsmodells z.Z. nur phänomenologisch und nicht streng bestimmt. Aber die Abnahme der Zugfestigkeit mit zunehmendem Manteldruck und auch ein sprödes Zugbruchversagen, das bei allen Laborversuchen festgestellt wurde, werden durch das neue Zugspannungs-Modell plausibel beschrieben. Dazu wurden folgende Annahmen gemacht:

- Die Schädigung sollte sich im Zug-Spannungsbereich in der Regel schneller als unter kompressiven Druckbedingungen entwickeln, wobei das quantitative Verhalten noch nicht ausreichend bekannt ist. Daher wird eine generische Funktion (Abb. 2.2-7) verwendet:

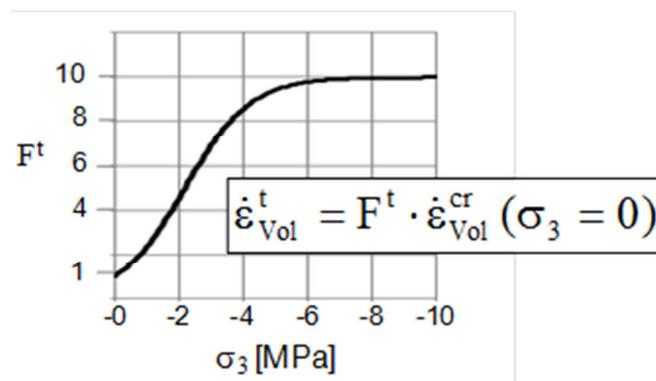


Abb. 2.2-7: Beziehung zur Beschleunigung der Dilatanzrate beim Auftreten von Zugspannungen.

- Diese Funktion beschreibt die Beschleunigung der uniaxiale Dilatanzentwicklung unter Zugbelastung, die aus den Gln. 2.2-22 und 2.2-23 abgeleitet wurde. Auf diese Weise kann die Dilatanzrate bei größeren Zugspannungen schneller anwachsen als bei kleineren (Abb. 2.2-8). Die Sättigung bei $F^t = 10$ wurde aus Gründen der numerischen Stabilität eingeführt.

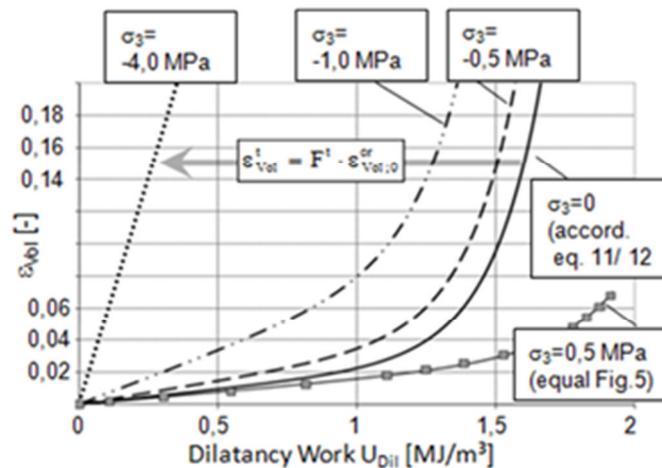


Abb. 2.2-8: Dilatanz-Modell beim Auftreten von Zugspannungen.

- Die initiale Zugfestigkeit von ungeschädigtem Steinsalz $\sigma^{t,0}$ (Materialeigenschaft) nimmt linear in Abhängigkeit von der Dilatanz ab, wobei die Zugfestigkeit null wird, wenn die kritische Dilatanz $\varepsilon_{Vol,frac}$ (Materialeigenschaft) erreicht ist (Abb. 2.2-9 – linkes Bild). Die kritische Dilatanz ist der Dilatanzwert, bei dem erstmalig makroskopische Risse auftreten. Dabei wird angenommen, dass die kritische Dilatanz für Zugspannungs- und Kompressions-Bedingungen annähernd gleich ist. Damit kann die kritische Dilatanz aus triaxialen Verformungstests innerhalb einer Bandbreite zwischen 1% und 3% abgeschätzt werden.

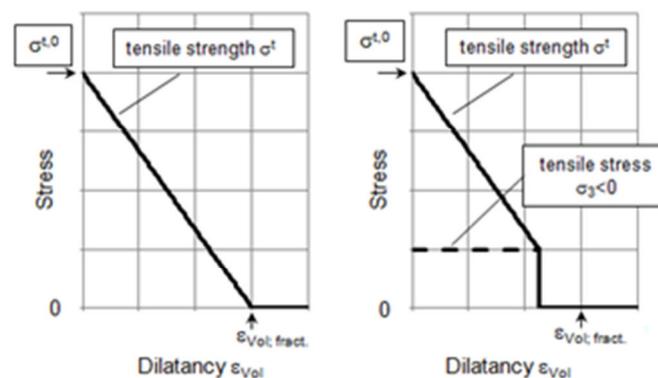


Abb. 2.2-9: Charakterisierung der Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Dilatanz.

- Wenn die Zugspannung die Zugfestigkeit überschreitet, wird die Zugfestigkeit sofort auf null reduziert, woraus unmittelbar ein Spröd-Zug-Bruch resultiert. In diesem Fall wird eine plastische Spannungskorrektur durch den Stoffansatz durchgeführt (Abb. 2.2-9 – rechtes Bild).

Das oben geschilderte Verhalten wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\sigma_z(\varepsilon_{\text{vol}}) = \max\left[\frac{\varepsilon_{\text{vol;frac}} - \varepsilon_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol;frac}}}; 0\right] \cdot \sigma_z(\varepsilon_{\text{vol}} = 0) \quad (2.2-28)$$

wobei für Steinsalz folgender Parametersatz abgeleitet werden kann, der in den weiter unten dargestellten Berechnungen benutzt wurde:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\text{vol;frac}} &= 2\% - \text{Volumendilatanz, bei der die Zugfestigkeit Null wird} \\ \sigma_z(\varepsilon_{\text{vol}} = 0) &= 1 \text{ MPa} - \text{Zugfestigkeit des ungeschädigten Gebirges.} \end{aligned}$$

Die Relevanz dieser Betrachtungen wurde in (GÜNTHER et al. 2015) an mehreren praktischen Beispielen demonstriert.

2.2.7 Verheilung

Ein wesentliches Ziel dieses Verbundvorhabens ist es, den Stoffmodellvergleich auch auf die Verheilung von geschädigtem bzw. aufgelockertem Steinsalz auszudehnen, die bei verschiedenen Fragestellungen der Langzeitsicherheit eines Endlagers eine entscheidende Rolle spielt.

Die Verheilung lässt sich ohne weiteres im Rahmen dieses Stoffmodell über eine Verringerung der Gesamtdilatanz beschreiben:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{Vol}} = \dot{\varepsilon}_{\text{Vol,d}} - \dot{\varepsilon}_{\text{Vol,h}} \quad (2.2-29)$$

dabei wurde zunächst folgende Verheilungsfunktion genutzt:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{Vol,h}} = \frac{\varepsilon_{\text{Vol}}^2}{1 + A_{\text{VH2}} \cdot \varepsilon_{\text{Vol}}} \cdot A_{\text{VH1}} \cdot \exp\left(\frac{-Q}{R \cdot T}\right) \cdot \sigma_3 \quad (2.2-30)$$

wobei σ_3 die kleinste Hauptspannung bezeichnet (Manteldruck) und $A_{\text{VH1,2}}$ empirische Parameter sind. Gleichzeitig erfolgt eine analoge Reduktion von Schädigung und Dilatanzarbeit, um den Festigkeitszustand des ungestörten Steinsalzes wiederherzustellen. Die Leistungsfähigkeit dieses Ansatzes kann anhand der Rückberechnung von Laboruntersuchungen, wie zum Beispiel in Abb. 2.2-10 dargestellt, belegt werden.

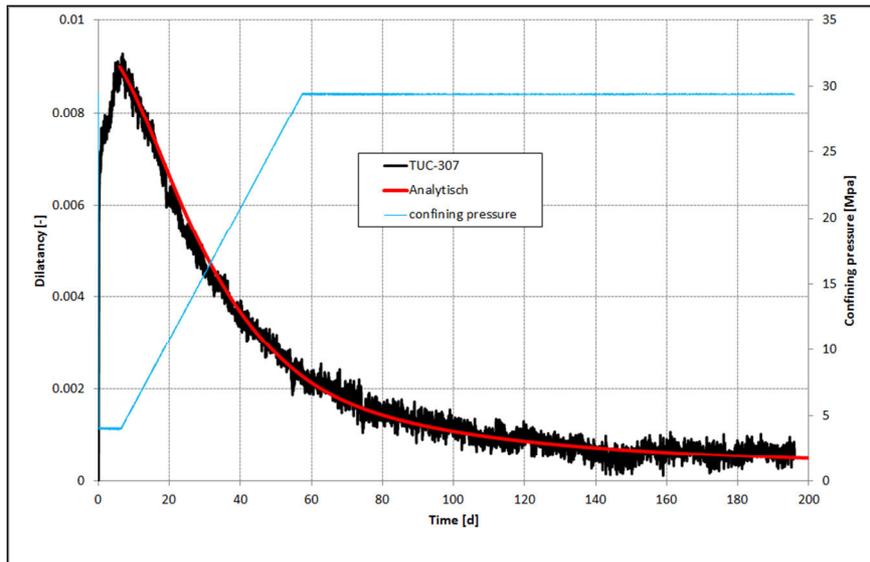


Abb. 2.2-10: Validierung der Verheilungsfunktion durch Rückrechnung des Verheilungsversuchs TUC 307.

Diese Beschreibung wurde bei der weiteren Durchdringung dieses Phänomens noch einmal verbessert, um auch die bei schnellen Belastungsraten zunächst dominierende Riss-schließung (Abb. 2.2-12) mit zu erfassen:

$$f_c = 0,5 - 0,5 \cdot \tanh[A_c \cdot (\epsilon_{vol} - \epsilon_{v,k})]$$

$$\dot{\epsilon}_{vol,h} = [1 - f_c] \cdot \epsilon_{vol} \cdot \frac{\sigma_3^{n_c}}{\eta_{fc}} + f_c \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \cdot \frac{\epsilon_{vol}^2}{1 + \epsilon_{vol}^2} \tag{2.2-31}$$

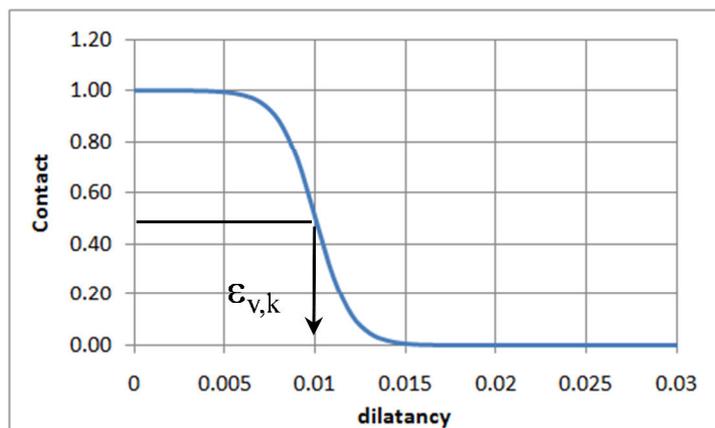


Abb. 2.2-11: Prinzipieller Funktionsverlauf von f_c.

Der Parameter A_{vH2} aus Gl. 2.2-30 wurde dabei konstant mit dem Wert 1,0 belegt und taucht deshalb in den Gln. 2.2-31 und 2.2-32 nicht mehr als eigenständiger Funktionsparameter auf. Abhängig von Materialparameter $\epsilon_{v,k}$ beschreibt die Funktion entsprechend Abb. 2.2-11

mit wachsender Dilatanz den Übergang von der reinen Rekompaktion (Risschließung) hin zur physikalisch - chemischen Verheilung.

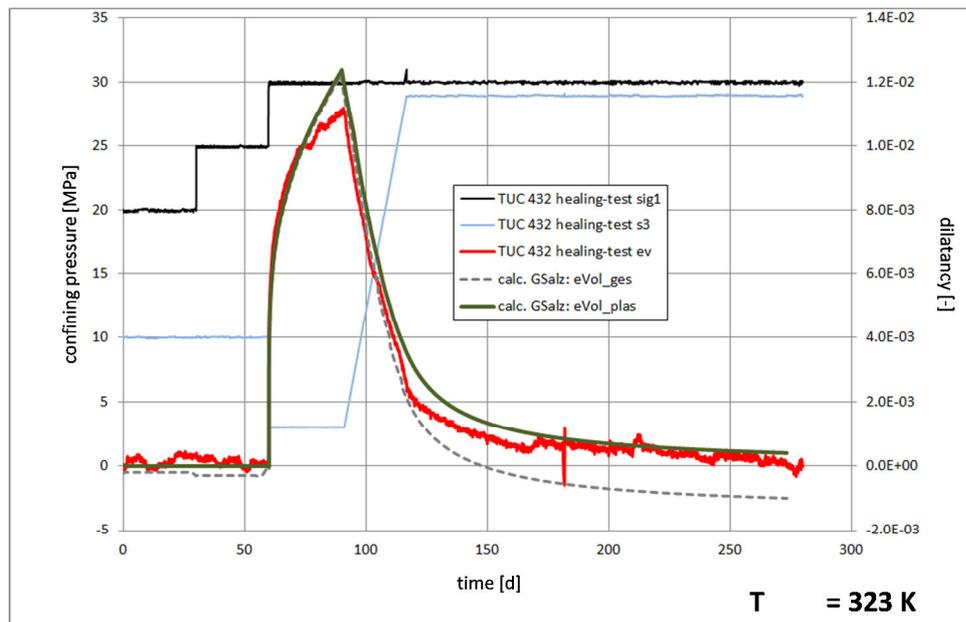


Abb. 2.2-12: Validierung der Verheilungsfunktion für schnelle Wiederbelastung durch Rückrechnung des Verheilungsversuchs TUC 432.

Diese Funktion schaltet auch die Schädigungsverheilung Gl. 2.2-32a und die Verheilung der Dilatanzarbeit ein bzw. aus, d.h. bei einer Dilatanz deutlich größer $\epsilon_{v,k}$ findet keine Verheilung statt, da die Körner erst einmal wieder in einen engeren Kontakt kommen müssen. Dabei gilt für die Rückbildung „Heilung“ der Schädigung eine analoge Formulierung:

$$\dot{\epsilon}_{dam,tot} = \dot{\epsilon}_{dam,tot} - \dot{\epsilon}_{dam,h}$$

$$\dot{\epsilon}_{dam,h} = f_c \cdot \frac{\epsilon_{dam,tot}^2}{1 + \epsilon_{dam,tot}^2} \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \tag{2.2-32a}$$

und auch für die Rückbildung „Heilung“ der Dilatanzarbeit:

$$\dot{U}_{dam,tot} = \dot{U}_{dam,tot} - \dot{U}_{dam,h}$$

$$\dot{U}_{dam,h} = f_c \cdot \frac{U_{dam,tot}^2}{1 + U_{dam,tot}^2} \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \tag{2.2-32b}$$

womit die Simulation der vollständigen Wiederherstellung des ursprünglichen Festigkeits- und Verformungsverhaltens gelingt, wie mit Abb. 2.2-13 belegt wird.

Zur Zeit ist allerdings lediglich eine schmale Datenbasis mit qualifizierten Versuchen verfügbar auf der das IfG-G/S-Modell erweitert wurde, um den Aspekt „Verheilung“ abbilden zu können, so dass im Rahmen des nachfolgenden Vorhaben WEIMOS eine vertiefte Validierung bzw. Anpassung dieser Beschreibung auf der Basis weiterer Versuche geplant ist.

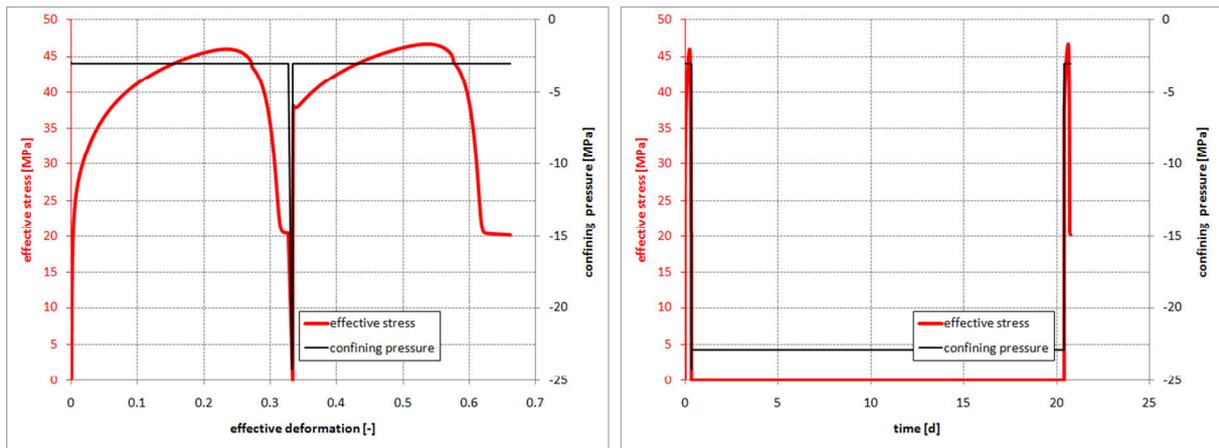


Abb. 2.2-13a: Demonstration des Verheilungsmodells an einem Triaxialversuch mit konstanter Verformungsgeschwindigkeit ($1 \cdot 10^{-5} \text{s}^{-1}$), bei einem Manteldruck von 3 MPa und 30°C sowie einer zwischengeschalteten isostatischen Verheilungsphase von 20 Tagen bei 23 MPa und 100°C. links: Spannungdehnungskurven; rechts: zeitliche Versuchsdurchführung.

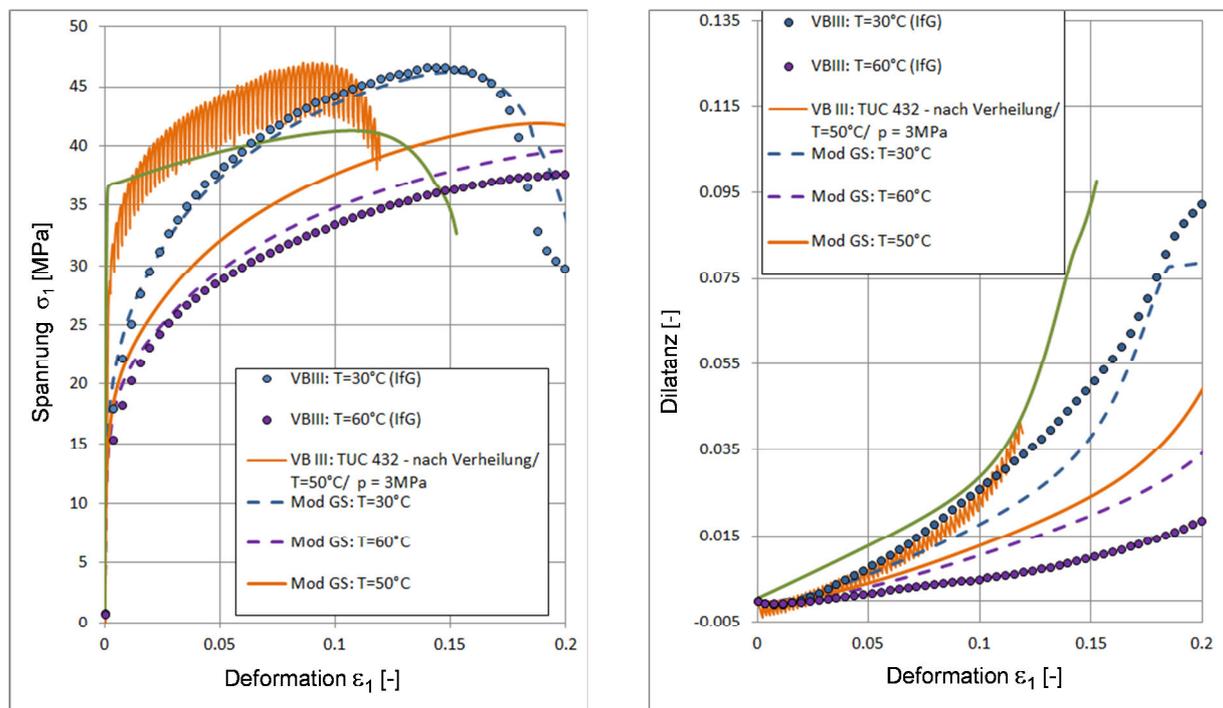


Abb. 2.2-13b: Validierung des Verheilungsmodells am einem Triaxialversuch der nach dem Verheilungsversuch TUC 432 durchgeführt wurde.

Mit folgendem Parametersatz ist eine zufriedenstellende Beschreibung sowohl aller bisher durchgeführten Verheilungsversuche als auch der Wiederherstellung der ungestörten Steinsalzeigenschaften wie Festigkeit und Kriechverhalten gelungen (LÜDELING et al. 2015):

Mechanismusänderung (fc):	$\varepsilon_{v,k} = 0,013$	$A_c = 1.000$
Kompaktion:	$n_{fc} = 4$	$\eta_{fc} = 1 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{d}$
Verheilung :	$A_h = 2 \cdot 10^8 \text{ MPa}^{-1} \cdot \text{d}^{-1}$	$[Q = 54 \text{ kJ/mol}]$

2.3 Visko-elasto-plastisches Stoffmodell (IfG-Minkley-Modell)

2.3.1 Einleitung - Modellkonzept

Das für Salzgesteine entwickelte Stoffgesetz MINKLEY (2004) und IFG (2007b) basiert auf dem in Abb. 2.3-1 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst. Sie veranschaulicht die Anwendung phänomenologischer Grundkörper auf die Simulation der oben skizzierten Prozesse und deren Wechselwirkungen.

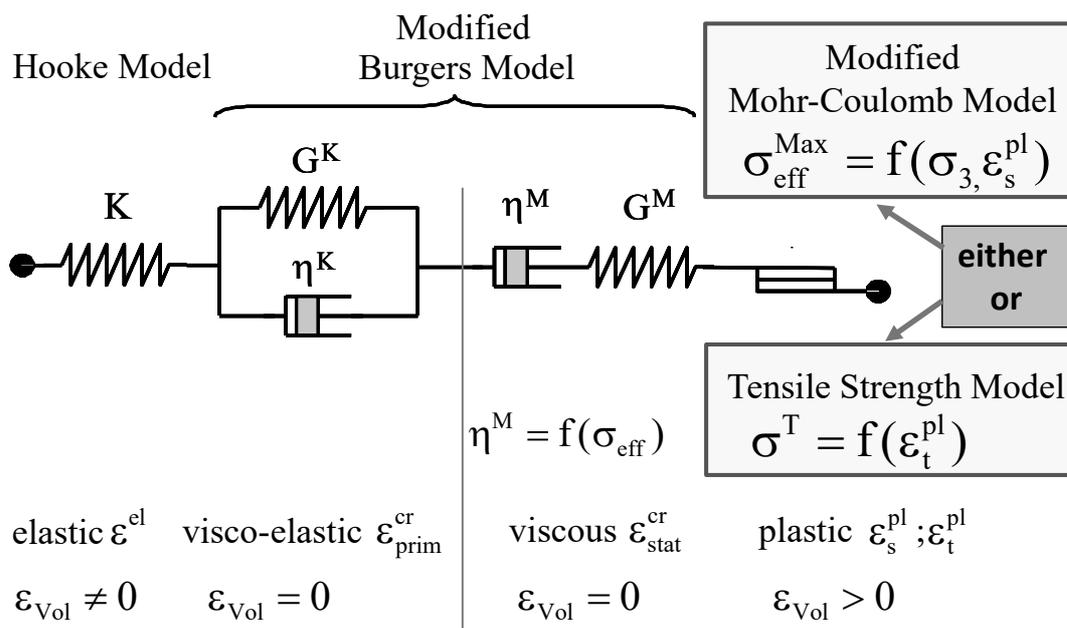


Abb. 2.3-1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept des IfG-Minkley-Modells.

Die aus Abb. 2.3-1 resultierenden Gesamtverformungen setzen sich aus den folgenden Verformungsanteilen zusammen:

- HOOKE Modell - elastische isotrope Kompression,
- KELVIN-Element – primäres oder transientes Kriechen,
- MAXWELL-Element – sekundäres oder stationäres Kriechen,
- Schädigungsinduzierter plastischer Verformungsanteil (generalisiertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz) und
- Zugentfestigungsmodell.

Bei Belastungen unterhalb der Dilatanzgrenze treten keine schädigungsinduzierten plastischen Verformungen auf. Die Gesamtdeformation ergibt sich dann aus den folgenden viskoelastischen Anteilen:

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{el}} + \varepsilon_{\text{prim}}^{\text{cr}} + \varepsilon_{\text{stat}}^{\text{cr}},$$

während oberhalb der Dilatanzgrenze für die Gesamtverformung gilt:

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{el}} + \varepsilon_{\text{prim}}^{\text{cr}} + \varepsilon_{\text{stat}}^{\text{cr}} + \varepsilon^{\text{pl}}$$

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

$$\varepsilon_{\text{vol}} = \varepsilon_{\text{vol}}^{\text{el}} + \varepsilon_{\text{vol}}^{\text{pl}}.$$

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

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

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

Das Modellkonzept (Abb. 2.3-1) des IfG-Minkley-Modells basiert auf bewährten Standardmodellen der Mechanik und ist universell neben Steinsalz auch auf andere Salinargesteine und nichtsalinare Gesteine anwendbar. Das IfG-Mi-Stoffmodell ist geeignet, sowohl duktilen Materialverhalten als auch Sprödbbruchverhalten von Gesteinen zu beschreiben.

2.3.2 Verallgemeinertes nichtlineares MOHR-COULOMB'sches Bruchkriterium

Die MOHR-COULOMB'sche Bruchhypothese, bei der die Fließ- bzw. Bruchgrenze von der minimalen Hauptspannung σ_3 abhängt, ist ein in der Praxis bewährter empirischer Ansatz für das Scher- beziehungsweise Druckversagen von Gesteinen. Die mittlere Hauptspannung besitzt in diesem Modell keine Bedeutung. Echte dreiaxiale Versuche an Gesteinen bestätigen die Abhängigkeit der Bruchspannung von der minimalen Hauptspannung, allerdings kann ein linearer Zusammenhang im Allgemeinen nicht aufrechterhalten werden. Das bekannte lineare MOHR-COULOMB'sche Bruchkriterium stellt deshalb für die Beschreibung der Festigkeitseigenschaften von Salinargesteinen nur eine grobe und meist unzureichende Näherung dar.

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 Fließkriteriums formulieren (MINKLEY, 1997):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (2.3-1)$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (2.3-2)$$

bzw.

$$\sigma_{eff,B} = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (2.3-3)$$

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

Zur Veranschaulichung ist das Bruchkriterium in Abb. 2.3-2 dargestellt. σ_{MAX} ist die maximale effektive Spannung, die vom Gestein aufgenommen werden kann und der sich die Bruchfestigkeit asymptotisch mit zunehmender minimaler Hauptspannung σ_3 nähert. Eine derartige Grenze existiert für jedes Gestein, anderenfalls müsste die Festigkeit mit zunehmenden σ_3 unendlich anwachsen, was physikalisch nicht möglich ist.

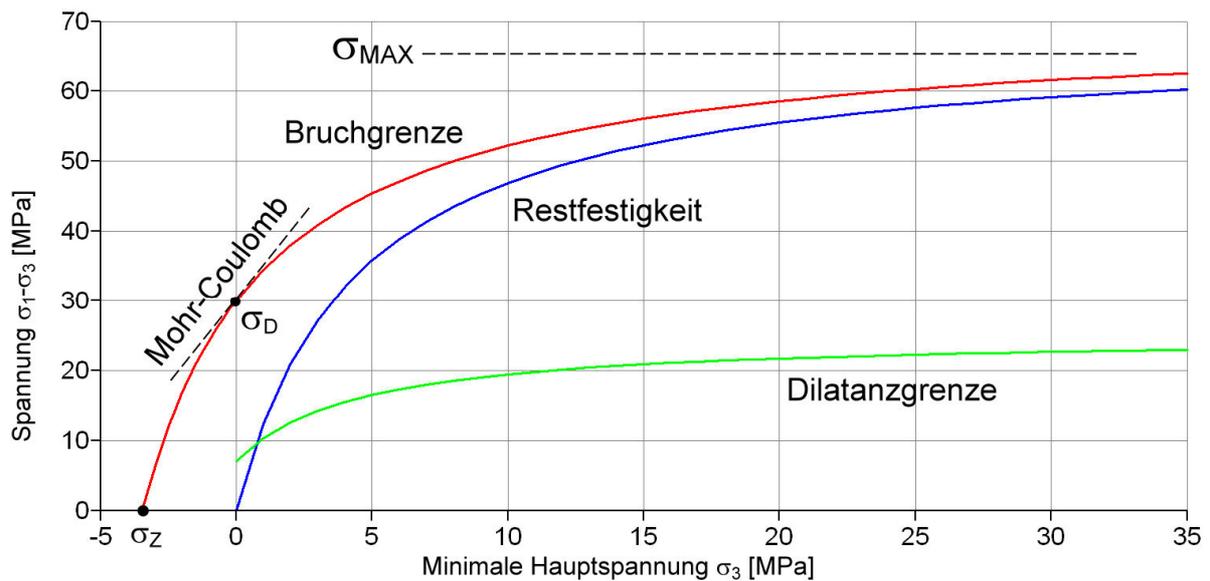


Abb. 2.3-2: Bruch- bzw. Fließgrenzen des IfG-Minkley-Stoffmodells.

Die Abhängigkeiten $\sigma_D(\epsilon^{Pl})$, $\sigma_{MAX}(\epsilon^{Pl})$ und $\sigma_\phi(\epsilon^{Pl})$ von der plastischen Scherverformung ϵ^{Pl} werden dabei tabellarisch vorgeben mit einer automatischen Interpolation der Zwischenwerte im Stoffmodell. Die Ableitung dieser Tabellen aus den Ergebnissen von Triaxialversuchen wird in Abb. 2.3-3 exemplarisch gezeigt.

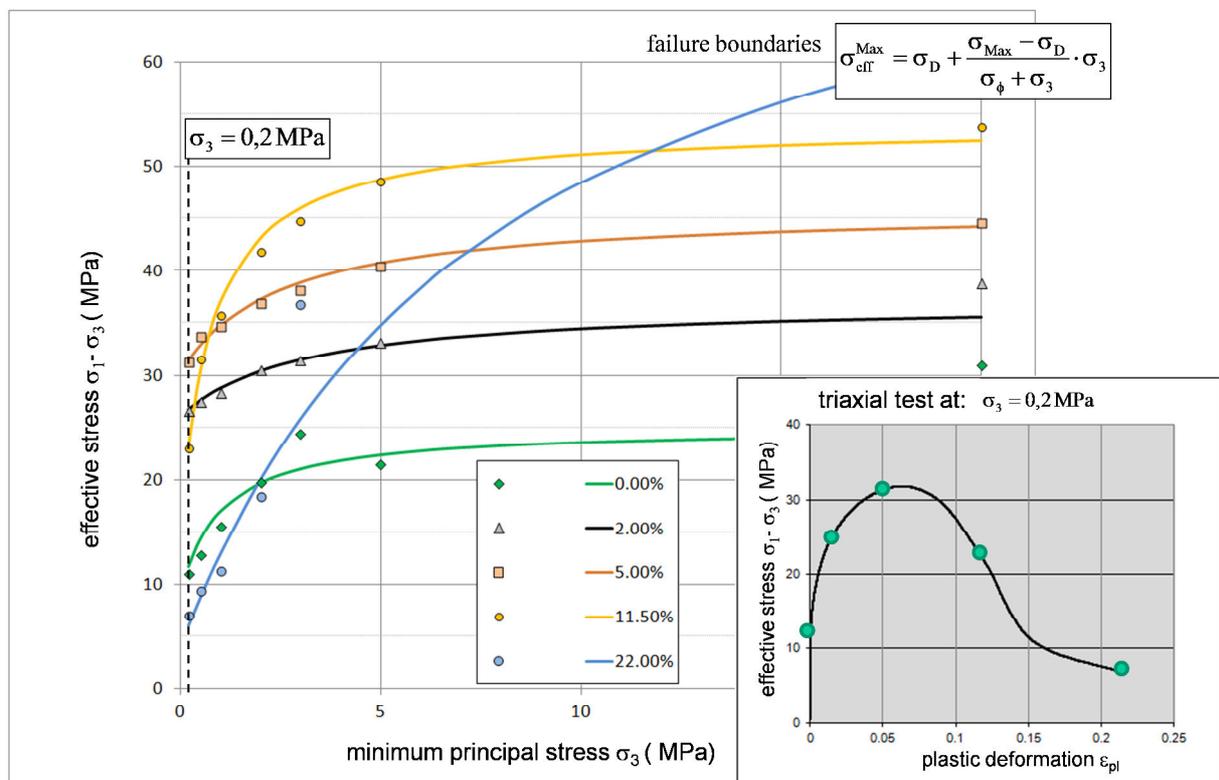


Abb. 2.3-3: Ableitung der verformungsabhängigen Parameter zur Beschreibung der Bruch- bzw. Fließgrenze des IfG-Minkley-Stoffmodells.

Mit dem nichtlinearen Bruchkriterium wird sowohl der Druckfestigkeitsbereich als auch der Zugfestigkeitsbereich von Salzgesteinen präziser erfasst. Die Zugfestigkeit ergibt sich im Rahmen dieser Beziehung zu:

$$\sigma_Z = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX})^2 - \sigma_D \cdot \sigma_\phi - \frac{1}{2}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX})} \quad (2.3-4)$$

2.3.3 Fließfunktion, Potentialfunktion und plastische Korrektur

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

Aus dem modifizierten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium Gl. (2.3-3) folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (2.3-5)$$

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

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (2.3-6)$$

Wird die Fließgrenze überschritten ($f_s < 0$), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung. Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \varepsilon_i^{Pl} = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad i = 1..3 \quad (2.3-7)$$

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

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_1^{Pl} &= \lambda_s \\ \Delta \varepsilon_2^{Pl} &= 0 \end{aligned} \quad (2.3-8)$$

$$\Delta \varepsilon_3^{\text{Pl}} = -\lambda_s \cdot N_\psi$$

mit der Dilatanzfunktion (Druckspannungen negativ)

2.3.4 Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung

$$N_\psi = 1 + \frac{(\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D)}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \sigma_\psi \quad (2.3-9)$$

Für die Volumenänderung folgt aus Bez. (2.3-8):

$$\Delta \varepsilon_{\text{Vol}}^{\text{Pl}} = \Delta \varepsilon_1^{\text{Pl}} + \Delta \varepsilon_2^{\text{Pl}} + \Delta \varepsilon_3^{\text{Pl}}$$

$$\Delta \varepsilon_{\text{VOL}}^{\text{Pl}} = \lambda_s \cdot (1 - N_\psi)$$

bzw.

$$\Delta \varepsilon_{\text{Vol}}^{\text{Pl}} = -\Delta \varepsilon_1^{\text{Pl}} \cdot (N_\psi - 1) \quad (2.3-10)$$

Aus Bez. (2.3-9) und (2.3-10) ergibt sich für $\sigma_3 = 0$:

$$\frac{\Delta \varepsilon_{\text{VOL},0}^{\text{Pl}}}{|\Delta \varepsilon_1^{\text{Pl}}|} = \frac{\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi} \quad \text{wobei} \quad (2.3-11)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon_{\text{VOL},0}^{\text{Pl}}}{|\Delta \varepsilon_1^{\text{Pl}}|} = \tan \beta_0 \quad (2.3-12)$$

der Anstieg der Volumenverformungs-Kurve $\varepsilon_{\text{VOL}}^{\text{Pl}} = f(\varepsilon_1^{\text{Pl}})$ im Dilatanzbereich bei uniaxialer Belastung ($\sigma_3 = 0$) ist.

Die Dilatanzfunktion kann damit in der Form geschrieben werden (Druckspannungen negativ):

$$N_\psi = 1 + \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta_0 \quad (2.3-13a)$$

Die das Dilatanzverhalten beschreibenden Parameter sind der Anstiegswinkel $\tan \beta_0(\varepsilon^{\text{Pl}})$ der Dilatanzkurve bei einaxialer Belastung ($\sigma_3 = 0$) und der Krümmungsparameter $\sigma_\psi(\varepsilon^{\text{Pl}})$ der Dilatanzfunktion (Abb. 2.3-4). Die Abhängigkeiten $\tan \beta_0(\varepsilon^{\text{Pl}})$ und $\sigma_\psi(\varepsilon^{\text{Pl}})$ von der plastischen Scherverformung ε^{Pl} werden ebenfalls auf der Basis der experimentell bei Triaxialversuchen ermittelten volumetrischen Verformungen tabellarisch vorgeben, bei einer automatischen Interpolation der Zwischenwerte im Stoffmodell.

Aus Gl (2.3-13a) geht hervor, dass die Dilatanz mit zunehmender triaxialer Einspannung stark abnimmt, ein Verhalten, welches für Salzgesteine typisch ist (Abb. 2.3-4). Die Dilatanz-

funktion N_ψ enthält als Grenzfall für $\sigma_\psi \rightarrow \infty$ den von der Spannung unabhängigen Dilatanzansatz der linearen MOHR-COULOMB'schen Plastizität:

$$N_\psi^L = 1 + \tan \beta_0 \quad (2.3-13b)$$

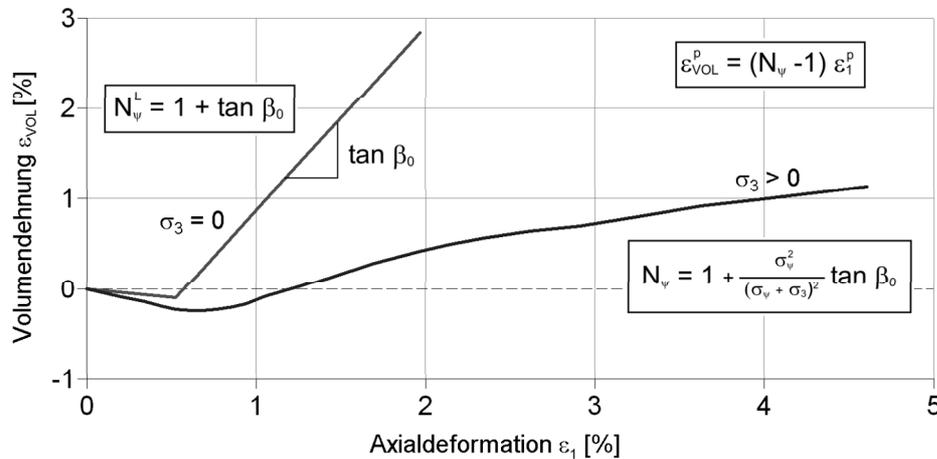


Abb. 2.3-4: Volumenverformung im IfG-Minkley-Stoffmodell.

Die Dilatanzgrenze im IfG-Minkley-Modell ist durch die Druckfestigkeit $\sigma_{D,Dil}$ gekennzeichnet, die unterhalb der Kurzzeitdruckfestigkeit σ_D liegt. An der Dilatanzgrenze ist das Gestein noch nicht durch Makrorisse zerstört, so dass Kohäsionskräfte und mithin eine Druckfestigkeit größer null existieren (Unterschied zur Dilatanzgrenze im IfG-G/S-Modell Gl. (2.2-21), wo die Druckfestigkeit null ist).

2.3.4 Elastische Parameter

Für die durch Entfestigung und Dilatanz bedingte Reduzierung der elastischen Parameter Schubmodul G (ε_{VOL}^{pl}) (analog Kompressionsmodul K (ε_{VOL}^{pl})) wird die empirische Beziehung angesetzt:

$$G(\varepsilon_{VOL}^{pl}) = G_R + \frac{1}{1 + f \cdot \varepsilon_{VOL}^{pl}} \cdot G_0 \quad (2.3-14)$$

mit

$G_0 = G - G_R$	G	-	Schubmodul intaktes Gestein
	G_R	-	Schubmodul Gestein mit Restfestigkeitsbereich
	f	-	Materialparameter.

2.3.5 Kriechverhalten

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 oder transiente Kriechen tritt unmittelbar nach Belastungsbeginn ein und ist durch die Parameter G^K und η^K des KELVIN-Modells bestimmt (Gl. 2.3-15), wobei für die effektiven Verformungsanteile folgende Beziehungen gelten. Der Tensor der Verformungen wird dann wieder entsprechend Gl. (2.2-4)

$$\dot{\epsilon}_{\text{prim}}^{\text{cr}}(t) = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta_K} - \frac{G_K \cdot \epsilon_{\text{prim}}^{\text{cr}}}{\eta_K} \quad (2.3-15a)$$

Für konstante Effektiv- bzw. Vergleichsspannungen ergibt sich daraus folgende Lösung:

$$\dot{\epsilon}_{\text{prim}}^{\text{cr}}(t) = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta_K} \cdot \exp\left[-\frac{G_K}{\eta_K} \cdot t\right] \quad (2.3-15b)$$

In der anschließenden sekundären oder stationären Kriechphase ist nur die MAXWELL-Viskosität η^M bestimmend für die Verformungen (Gl. 2.3-16 bis 19). Das tertiäre Kriechen resultiert aus einem dilatanten Entfestigungsprozess, der zum Kriechbruchversagen führen kann, vgl. Abb. 2.1-1.

Die Auswertung zahlreicher Kriechversuche an Salzgesteinen hat zu dem Ergebnis geführt, dass die Parameter der rheologischen Modelle wie die plastischen Parameter ebenfalls signifikant vom Einspannungszustand abhängig sind. Die Spannungsabhängigkeit der Kriechigenschaften im Minkley-Modell wurde zunächst nach einem Ansatz von LUX (1984) durch eine exponentielle Abhängigkeit der MAXWELL-Viskosität von der deviatorischen Spannung σ_V bzw. Effektivspannung σ_{eff} berücksichtigt:

$$\eta^M = \eta_0^M \cdot e^{-m \cdot \sigma_{\text{eff}}} \quad (2.3-16a)$$

Daraus ergibt sich für die stationäre Kriechrate folgender Ausdruck:

$$\dot{\epsilon}_{\text{stat}}^{\text{cr}} = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta_0^M \cdot \exp[-m \cdot \sigma_{\text{eff}}]} \quad (2.3-16b)$$

Da eine Vielzahl neuer Untersuchungen (u.a. in GÜNTHER et al. 2015) jedoch gezeigt haben, dass speziell beim Auftreten kleiner Differenzspannungen die stationäre Kriechrate bei Verwendung eines Exponentialansatzes überschätzt wird, kommt in der aktuellen Stoffmodellformulierung eine Sinus-Hyperbolicus-Funktion zur Anwendung, mit dem die MAXWELL-Viskosität anhängig von der Effektivspannung σ_{eff} beschrieben wird (MINKLEY et al. 2012):

$$\eta^M = \frac{\eta_0^M}{\sinh(m \cdot \sigma_{\text{eff}}^n)} \quad (2.3-17a)$$

$$\dot{\varepsilon}_{\text{stat}}^{\text{cr}} = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta_0^M} \cdot \sinh[m \cdot \sigma_{\text{eff}}^n] \quad (2.3-17b)$$

Das Temperaturverhalten der MAXWELL-Viskosität η_0^M wurde durch die bekannte Abhängigkeit nach Arrhenius berücksichtigt, wobei η_0^M aus Gleichung (2.3-17) als temperaturabhängige Variable verwendet wird:

$$\eta_0^M = f(T) = \eta_{T_0}^M \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right) \quad (2.3-18)$$

Unter Einbeziehung der Gl. 2.3-17b und 2.3-18 berechnet sich die stationäre Kriechrate zu:

$$\dot{\varepsilon}_s^{\text{cr}} = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{\eta_{T_0}^M \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right)} \cdot \sinh(m \cdot \sigma_{\text{eff}}^n) \quad (2.3-19)$$

mit $\eta_{T_0}^M$ – Viskositäts-Temperatur-Konstante
 Q – Aktivierungsenergie (54 kJ / mol),
 R – allgemeine Gaskonstante ($8,314 \cdot 10^{-3}$ kJ / (mol·K))
 T – Gebirgstemperatur in Kelvin.

2.3.6 Zugversagen

Ein Zugversagen tritt auf, wenn die wirkende Minimalspannung die effektive Zugfestigkeit überschreitet. Dabei ist die Zugfestigkeit als Minimalspannung am Nullpunkt der Bruchgrenze definiert (Gl. 2.3-20):

$$\sigma_Z = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_\phi + \sigma_{\text{MAX}})^2 - \sigma_D \cdot \sigma_\phi} - \frac{1}{2}(\sigma_\phi + \sigma_{\text{MAX}}) \quad (2.3-20)$$

Dementsprechend sind die Ansätze für das plastische Scher- und Zugmodell eng miteinander verknüpft.

Alternativ ist es auch möglich, einen kleineren Wert als Obergrenze für die Zugfestigkeit anzusetzen, der als Funktion der plastischen Zugverformung definiert werden kann. Dabei wird das plastische Zugverformungs-Inkrement durch folgende Formel berechnet:

$$\Delta \varepsilon_i^{\text{pl,t}} = \lambda_s \cdot \frac{\delta g_t}{\delta \sigma_i}, \quad (2.3-21)$$

mit g_t als Potentialfunktion für die Zugfestigkeit und λ_t als plastischen Zugbelastungsmultiplikator. Dabei ist daran zu erinnern, dass lediglich einer der beiden plastischen Zugversagens-Terme wirksam sein kann. In Fall einer gleichzeitigen Verletzung der Scher- und der Zugfestigkeit wird eine Unterscheidung innerhalb des Stoffmodells durchgeführt, um zu gewährleisten, dass entweder das modifizierte MOHR-COULOMB-Modell oder das Zug-Modell wirksam ist, um das plastischen Zugverformungs-Inkrement zu bestimmen (Abb. 2.3-1).

2.3.7 Verheilung

Die Entwicklung des Verheilungsmoduls für das IfG-Minkley-Modell konnte im Rahmen dieses Verbundvorhabens noch nicht vollständig abgeschlossen werden, weshalb zunächst die gleichen Formeln wie im G/S-Modell Gln. 2.2-30 bis 2.2-32 verwendet wurden. Erste Validierungsergebnisse (LÜDELING et al. 2015), die mit dieser Implementierung erzielt wurden, werden in Abb. 2.3-8 dargestellt.

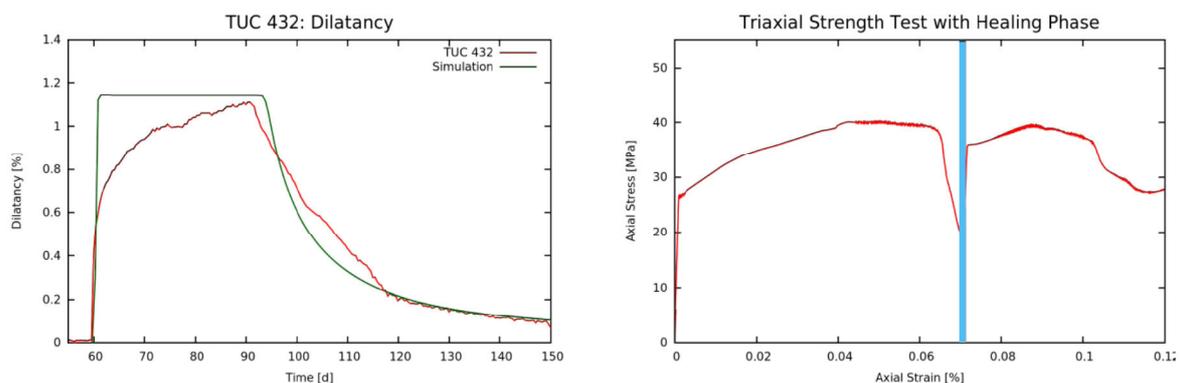


Abb. 2.3-8: Simulation von Dilatanz und Festigkeit bei Benutzung des IfG-Minkley-Modells.

Die linke Abbildung zeigt die zeitliche Simulation von Test TUC 432, wobei die roten und grünen Kurven die gemessene bzw. simulierte Dilatanzentwicklung darstellen. Aufgrund der plastischen Natur der Schädigung in diesem Modell ist der Anstieg der Dilatanz ziemlich abrupt, während die viskose Verheilung gut mit dem Experiment übereinstimmt. Das zeitliche Regime der aufgebrauchten Spannungen ist Abb. 2.2-12 dargestellt. Bis zum 60. Tag entsteht im Prüfkörper keine Schädigung.

Das rechte Fenster zeigt einen zweiphasigen, triaxialen Festigkeitsversuch mit einer zwischengeschalteten Verheilungsphase (blaue Balken). Auch mit dem IfG-Minkley-Modell wird nach der Verheilung in der 2. Phase die Spitzenfestigkeit wieder erreicht, während sich die Bruchverformung im Vergleich zur ersten bzw. primären Phase verringert, vgl. auch linkes Fenster von Abb. 2.2-13a, in dem der gleiche Versuch mit dem IfG-G/S-Modell nachgerechnet wurde.

2.4 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Das IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig beteiligte 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 FLAC3D durchgeführt wurden.

In beiden Stoffmodellen sind die wesentlichen Verformungs- und Auflockerungsprozesse, die das Verhalten von Steinsalz bestimmen, implementiert. Dabei wurden die in diesem Verbundvorhaben zu untersuchende Temperaturabhängigkeit sowie die Reduzierung der schädigungsinduzierten Dilatanz durch Verheilung im Laufe dieses Vorhabens jeweils neu implementiert. Weiterhin wurden Veränderungen bei der Beschreibung des stationären Kriechens vorgenommen, um die neuen experimentellen Befunde besser beschreiben zu können. Im IfG-G/S-Modell wurde außerdem eine optionale Beschreibung des primären Kriechens in Abhängigkeit von der Effektivspannung eingefügt.

Die experimentelle Basis des im Rahmen dieses Stoffmodellvergleichs für beide Stoffmodelle neu entwickelten Verheilungsmoduls ist allerdings für eine ausreichende Validierung noch zu schmal, da sie z.Z. lediglich aus zwei Versuchen besteht. Deshalb ist geplant, diesen Mangel im Anschlussvorhaben WEIMOS zu beheben.

3 Modellierung von In-situ-Situationen im Endlager Asse

3.1 Einleitung

Die Projektpartner führten experimentelle Untersuchungen und Modellberechnungen a) zum Temperatureinfluss auf die Verformung und b) zur Schädigungs- und Dilatanzrückbildung im Steinsalz durch. Auswirkungen dieser Phänomene auf In-situ-Situationen wurden in der ersten Vorhabensphase vom 01.10.2010 bis zum 30.09.2013 an Objekten in der Grube Asse II untersucht, im Fall a durch Simulationen eines erhitzten Bohrlochs (IFC und HFCEP-Tests). Zur Schädigungsrückbildung (Fall b) in einer realen Untertagestruktur führten die Partner Simulationen des alten Dammjochs in der Grube Asse II durch.

Die Schachanlage Asse II wurde in einem 8 km langen Bergrücken aufgefahren, der markante von NW nach SE streicht. Sein Kern besteht aus einer Zechstein-Salz Antiklinale, die während der späten Kreidezeit gebildet wurde. Der SW-NE Schnitt in der Mitte der NW-SE-Ausdehnung der Grube zeigt, dass die südliche Flanke eine steileres Einfallen besitzt (Abb. 3.1-1). Die Deckgebirgsschichten der Nordflanke sind älter als die an der Südflanke, weil der Sattel von einer streichenden Verwerfung im Süden betroffen ist. Das älteste Gestein, das an der südlichen Seite der Antiklinale ausstreicht, ist der Untere Muschelkalk und an der Nordseite der Untere Buntsandstein.

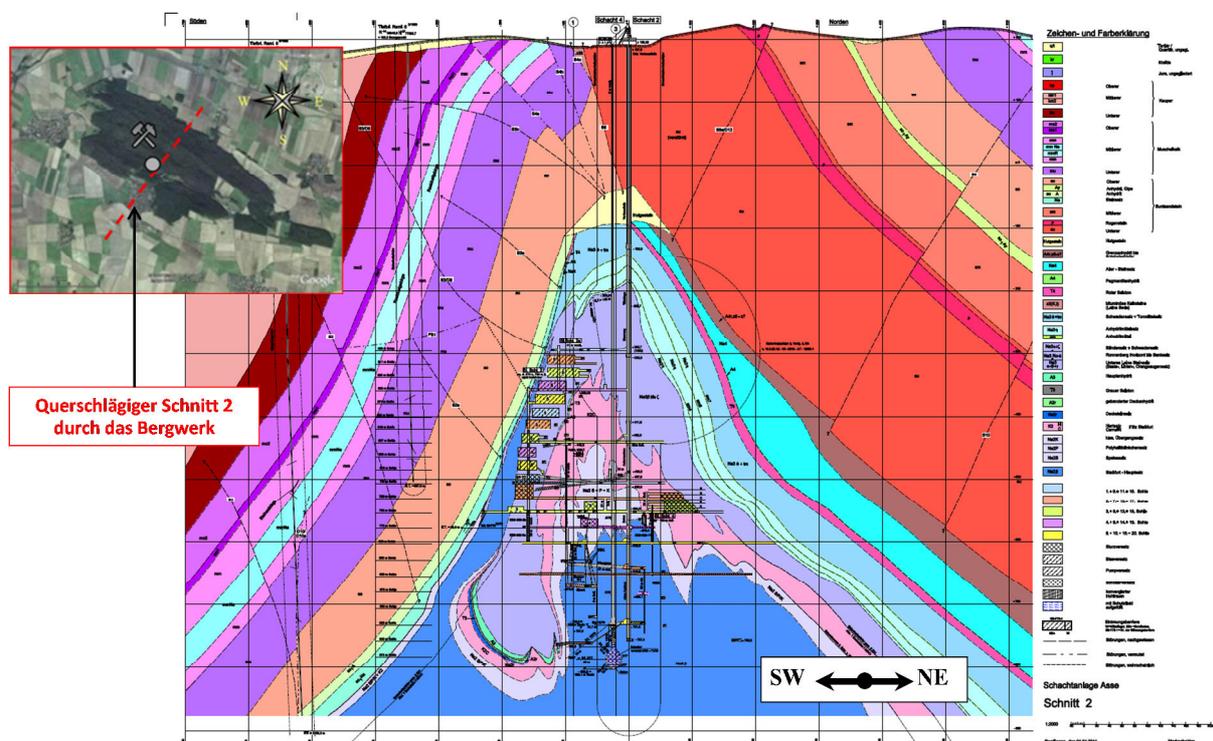


Abb. 3.1-1: Schnitt durch den Salzstock in der Mitte der NW-SE-Ausdehnung der Grube Asse II.

Die Deckgebirgsgesteine sind tektonisch gestört (geklüftet). Die Gesteine des Zechsteins bestehen hauptsächlich aus Steinsalz der Staßfurt- (Na2) und Leine- (Na3) Serie. Der Car-

nallit K2 ist Teil der Staßfurt-Serie. Wie in Abb. 3.1-2 skizziert, wurde das Leine-Steinsalz an der Südflanke von 1916 bis 1964 abgebaut. Dabei wurden 131 Kammern auf 13 Sohlen aufgefahren. In der Regel gibt es 9 Kammern nebeneinander auf einer Sohle in Streichrichtung der Lagerstätte. Eine Standard-Kammer an der Südflanke ist 60 m lang (Streichrichtung), 40 m breit (quer zur Streichrichtung) und 15 m hoch. Zwischen benachbarten Kammern befinden sich 12 m breite Pfeiler (außer dem Pfeiler zwischen den Kammerreihen 4 und 5 mit einer Dicke von 20 m). Die Schweben zwischen den Sohlen sind 6 m mächtig. Das Gesamtextraktionsvolumen beträgt etwa 3,8 Mio. m³ (Abb. 3.1-2).

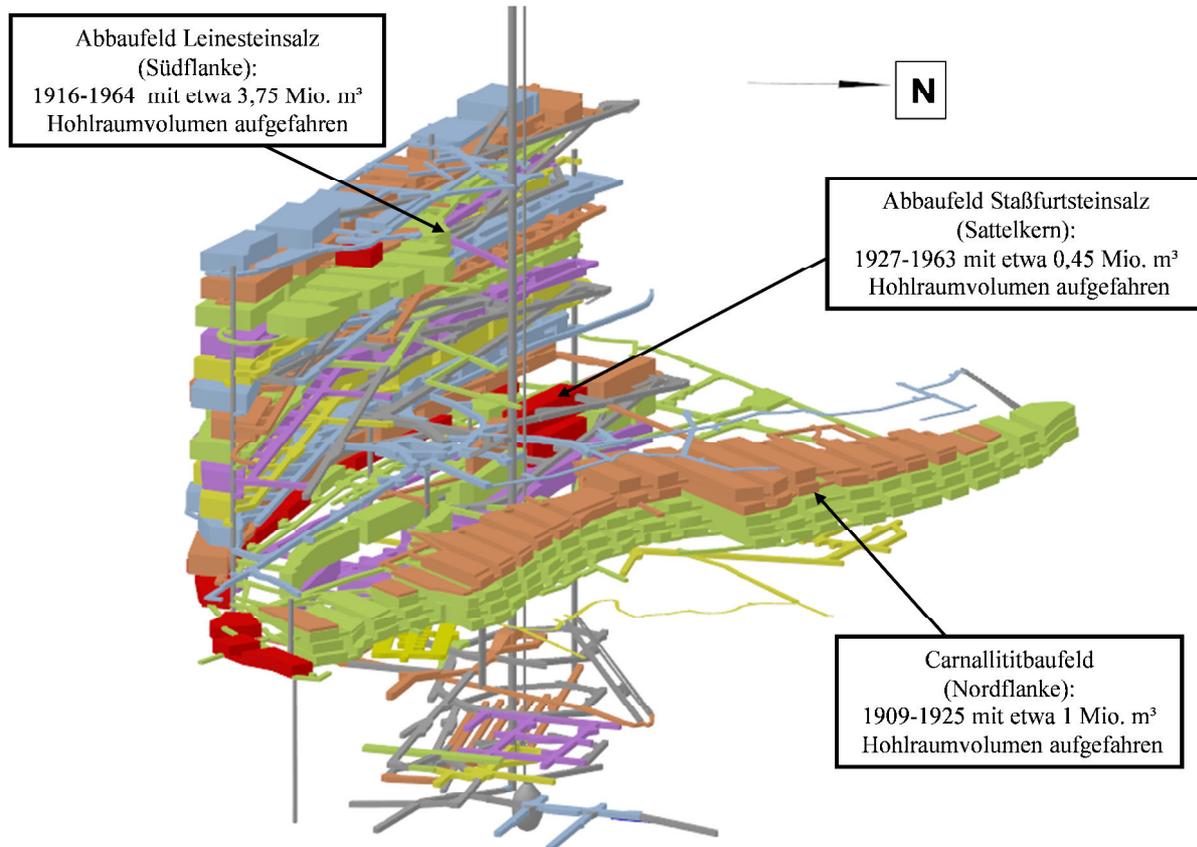


Abb. 3.1-2: Hauptabbaufelder in der Schachtanlage Asse II. Die F&E-Projekte wurden in Strecken im unteren Teil des Bergwerks durchgeführt.

Das Baufeld im Staßfurt-Steinsalz mit einem Volumen von ca. 0,5 Mio. m³ befindet sich in der Mitte des Sattels. Es wurde von 1927 bis 1963 aufgefahren. Das Carnallit-Baufeld liegt an der nördlichen Flanke, wurde von 1909 bis 1925 aufgefahren und hat ein Hohlraumvolumen von etwa 1 Mio. m³.

Die Grubenfelder erstrecken sich über einen Teufenbereich zwischen 490 und 775 m. Die beim Kalibergbau entstandenen Hohlräume sind bereits in der Gewinnungsphase fast vollständig versetzt worden. Im Unterschied dazu wurden die Kammern im Steinsalz während der F&E-Phase nur teilweise unter Verwendung von Schnittsalz aus der Auffahrung der ein-

zelenen Strecken in den tieferen Bereichen der Antiklinale verfüllt. Die meist offenen Kammern waren bis 1995 der freien Konvergenz ausgesetzt, bis eine Versatz-Kampagne mit pneumatischem Transport und einem körnigen Salzmaterial begonnen wurde, die bis 2004 andauerte.

Das geomechanische Verhalten des Na3-Baufeldes an der Südflanke ist von größter Bedeutung für die Grube aufgrund seines Volumens, seiner Ausdehnung und seiner Nähe zum Deckgebirge. Die Barriere zum Deckgebirge wird von Steinsalz mit einer Mindestmächtigkeit von etwa 5 m im oberen Teil gebildet. Die Flanke fällt mit ca. 70 ° in Richtung SW ein. Daher wirkt der Überlagerungsdruck hauptsächlich subhorizontal in Richtung der Südflanke.

Schwach- und mittelradioaktive Abfälle wurde in Kammern innerhalb des Na3 und des Na2 auf dem Niveau der 750 m-, 725 m- und 511 m-Sohle zwischen den Jahren 1967 und 1978 eingelagert.

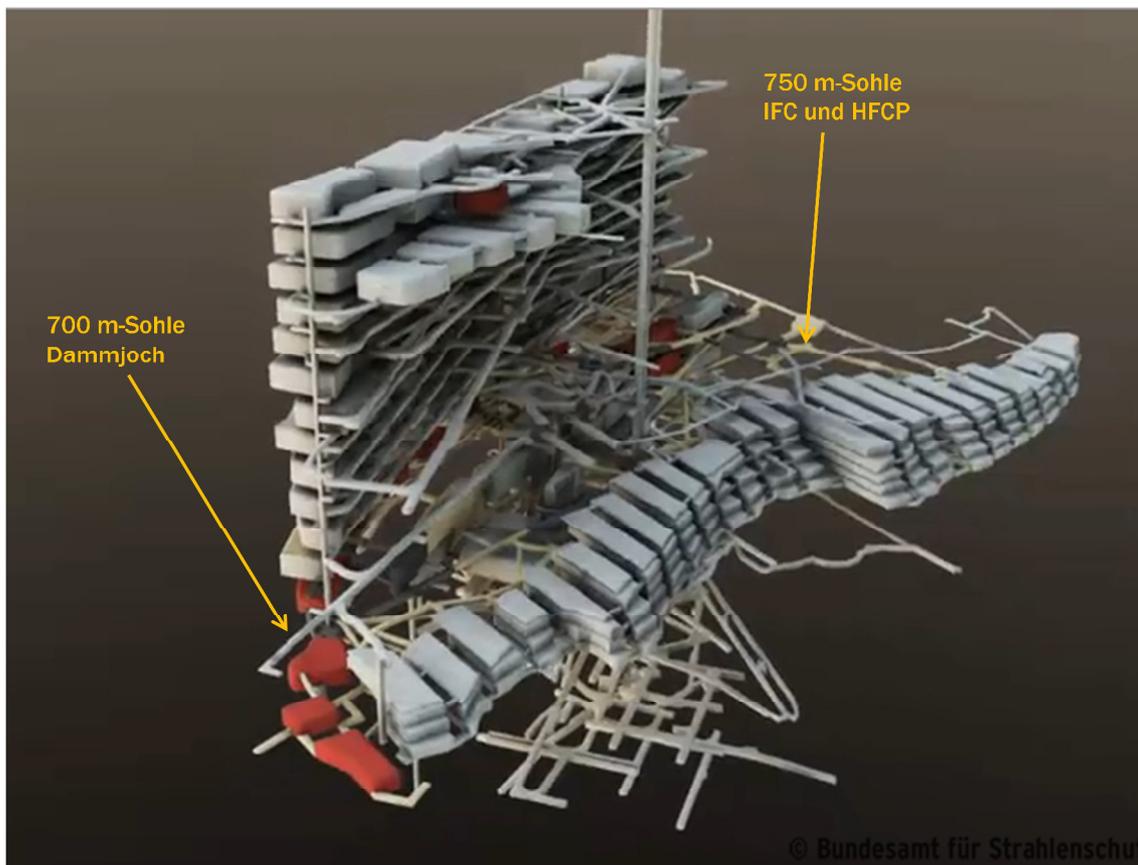


Abb. 3.1-3: Lage der beiden untersuchten In-situ-Situationen im Grubengebäude des Bergwerkes Asse.

Die Lage der beiden In-situ-Situationen im Grubengebäude des Bergwerkes Asse II, die im Rahmen der ersten Vorhabensphase 2010 bis 2013 untersucht wurden, ist in Abb. 3.1-3 gekennzeichnet.

3.2 Laborprogramm Asse-Speisesalz

Die lange Tiefbohrung in der Schachanlage Asse, die Gegenstand der Benchmark-Berechnungen im Verbundvorhaben III (siehe unten) ist, wurde in Steinsalz vom Typ "Hauptsatz" des Zechstein 2 - Folge (z2HS) geteuft. Das Verformungsverhalten dieser Salzschrift ist generell ähnlich zum benachbarten "Asse-Speisesalz" (z2Sp), eine der am meisten und besten untersuchten Steinsalzvarietät in Deutschland, vgl. Abb. 3.4-4. Da diese Varietät bereits im Verbundvorhaben I betrachtet worden war, basierte die Parameterbestimmung im dritten Vorhaben zunächst auf der von den meisten Partnern im Vorhaben I geleisteten Arbeit zum Asse-Speisesalz (Hampel et al. 2010; Schulze et al. 2007).

Trotz der bereits vorhandenen Datenbasis wurden weitere spezifische Versuche bei unterschiedlichen Temperaturen vom IfG durchgeführt, um systematische Daten für die erforderliche Temperaturabhängigkeit im Vorhaben III zu erhalten. Dazu erfolgte eine weitere Entnahme von Kernmaterial des Speissalzes in der Grube Asse, die dankenswerterweise von der Grube Asse durchgeführt wurde.

3.2.1 Probenahme, Prüfkörperherstellung und Laborprogramm

Der Probenahmeort für die Staßfurt-Steinsalzvarietät Na2SP Speisesalz ist in Abb. 3.2-1 dargestellt. Dieser Ort wurde vom Grubengeologen entsprechend der typischen geologischen Ausbildung und nach infrastrukturellen Gesichtspunkten (Zugänglichkeit, Stromanschluss, Transportmöglichkeit) vorgeschlagen.



Abb. 3.2-1: Salz kernprobenahme für BGR und IfG, Ansatzpunkt im Na2SP am Nordstoß des Deilmann-Lagers im ehemaligen BGR-Versuchsfeld auf der 800 m-Sohle.

Die Gewinnung erfolgte im Januar 2011 auf der 800 m-Sohle im ehemaligen BGR-Versuchsfeld (Abb. 3.2-1) Die Bohrkerne mit einem Durchmesser von 100 mm waren visuell intakt ohne Schädigungen durch gebirgsmechanische Überbeanspruchung oder das Bohrverfahren. Im Ergebnis wurden maximale Kernmärsche mit der Länge der Kernbohrkrone gewonnen (siehe Abb. 3.2-2).



Abb. 3.2-2: Kerne aus Staßfurt-Steinsalz Na₂SP im ehemaligen BGR-Versuchsfeld der 800-m-Sohle.

Während einer gemeinsamen Befahrung von Vertretern der Asse-GmbH, BGR und IfG am 17.01.2011 erfolgte die Aufteilung der herausgebohrten Kerne (ohne Berücksichtigung der Abschnitte aus dem unmittelbaren Konturbereich) entsprechend der Untersuchungsprogramme von BGR und IfG. Die Kerne wurden in Plastikfolien verschweißt und transportgeschützt in Kernkisten verpackt.

Aus den Kernstücken wurde durch Drehen bzw. Stirnen zylindrische Prüfkörper (\varnothing 96 mm) für die triaxialen Festigkeitsversuche (Triaxial-Compression-Tests, TC-Versuche) hergestellt. Die Prüfkörperhöhe betrug 192 mm, damit wurde der Empfehlung der DGEG für die Prüfkörperabmessungen entsprochen, wonach das Verhältnis Höhe/Durchmesser im Bereich von 2 bis 2,5 liegen soll.

Für die triaxialen Kriechversuche (Triaxial-Compression-Creep-Tests, TCC-Versuche) wurden Prüfkörper mit den Abmessungen \varnothing 40 mm und $l = 80$ mm in Längsachse der Kerne ausgebohrt und abgedreht.

Das des IfG Laborprogramm beinhaltet:

- Bestimmung des Ausgangszustandes der Prüfkörper nach Kerngewinnung und Prüfkörperpräparation mittels Probencharakterisierung über Ultraschallvermessung und Dichtebestimmung, einer mineralogisch-petrologischen Bemusterung und Fotodokumentation.
- Quantifizierung der Bruch- bzw. Schädigungsprozesse im Steinsalz zur Ableitung der Stoffmodellparameter auf Basis deviatorischer Triaxialuntersuchungen bei konstanter Verformungsgeschwindigkeit und Raumtemperatur, 60°C und 100°C mittels Dilatanz- bzw. Volumenmessung.
- Quantifizierung der Verfestigungsprozesse mit Ableitung stationärer Kriechraten durch dreistufige triaxiale Kriechversuche bei Raumtemperatur, 60°C und 80°C

Tab. 3.2-1: Triaxiale Festigkeitsversuche "TC" mit Asse-Speisesalz bei den angegebenen Temperaturen T, axialen Verformungsgeschwindigkeiten $d\varepsilon_1/dt$ und Manteldrücken p.

T	$\dot{\varepsilon}$	σ_3 [MPa]							Schwelllast	Relaxation
25°C	10^{-5} 1/s	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0	20	20
60°C	10^{-5} 1/s	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0	20	20
100°C	10^{-5} 1/s	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0	20	20
Σ Standard tests = 21									3	3

Tab. 3.2-2: Triaxiale Kriechversuche mit Asse-Speisesalz bei den angegebenen Temperaturen T, Spannungsunterschieden $\Delta\sigma$ und Manteldrücken p.

Nr.	T [K]	Dauer [d]	σ_1 [MPa]	$\sigma_1 = p$ [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]
K1	299	46	42	20	22
		62	40	20	20
K2	299	46	40	20	20
		62	38	20	18
K3	333	46	42	20	22
		27	40	20	20
K4	334	47	40	20	20
		54	18	20	18
K7	334	47	38	20	18
		60	36	20	16
K8	334	47	36	20	16
		60	34	20	14
K9	336	47	34	20	14
		60	32	20	12
K10	333	47	32	20	12
		60	30	20	10
K5	364	7	42	20	22
K6	360	38	40	20	20
K23	333	120	27	20	7
K24	333	120	25	20	5
K25	333	120	23	20	3

3.2.2 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. Die daraus resultierende Dichte ρ weist einen Fehler von ca. $0,002$ g/cm³ auf.

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

Im IfG Leipzig wird für die Laufzeitmessung der Ultraschallgeschwindigkeit das Gerät USN 58 GL (Hersteller: GE Inspection Technologies) in Verbindung mit den P-Wellengeber und -empfänger B 0,5 y (Senkrechtprüfköpfe: Frequenz 0,5 MHz) eingesetzt. Die Ankopplung der Prüfkörper wird mit einer dünnen Schicht Bienenhonig realisiert, die nach der Messung wieder entfernt wird. Die Laufzeitanzeige erfolgt mit einer scheinbaren Genauigkeit von $0,01$ μ s. Wegen der Ankopplungsschwierigkeiten an die Prüfkörper beträgt die Genauigkeit der Laufzeitmessung ca. $0,1$ μ s und damit die Genauigkeit der Geschwindigkeit ca. 10 m/s.

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

$$v_{\text{dyn}} = \frac{1}{2} \frac{(v_p / v_s)^2 - 2}{(v_p / v_s)^2 - 1} \quad \text{Poissonzahl} \quad (3.2-1)$$

$$E_{\text{dyn}} = v_p^2 \cdot \rho \frac{(1 + v_{\text{dyn}})(1 - 2v_{\text{dyn}})}{(1 - v_{\text{dyn}})} \quad \text{Elastizitätsmodul} \quad (3.2-2)$$

$$K_{\text{dyn}} = \left(v_p^2 - \frac{4}{3} v_s^2 \right) \cdot \rho \quad \text{Kompressionsmodul} \quad (3.2-3)$$

$$G_{\text{dyn}} = \rho v_s^2 \quad \text{Schermodul} \quad (3.2-4)$$

Die ermittelten Kennwerte sind in Anlage 3.2-1 zusammengefasst.

3.2.3 Triaxiale Festigkeitsversuche - Versuchstechnik

Für die Untersuchung von großvolumigen sowie festen Gesteinsproben werden im IfG Leipzig zwei servo-hydraulische Prüfmaschinen: RBA 2500 mit $F_{\text{max}} = 2.500$ kN (Hersteller: SCHENK/TREBEL) (Abb. 3.2-1) bzw. D2000 mit $F_{\text{max}} = 2.000$ kN (Hersteller: GL TEST) benutzt. Mittels einer Druckzelle können triaxiale Festigkeitsuntersuchungen nach dem KARMAN-Prinzip ($\sigma_1 \neq \sigma_2 = \sigma_3$) durchgeführt werden. Die Axialbelastung bzw. -verformung und der Manteldruck können jeweils über eine Servohydraulik unabhängig voneinander geregelt

werden. Der gewünschte Manteldruck ($p_{c-max} = 100 \text{ MPa}$) wird durch einen Druckübersetzer erzeugt.

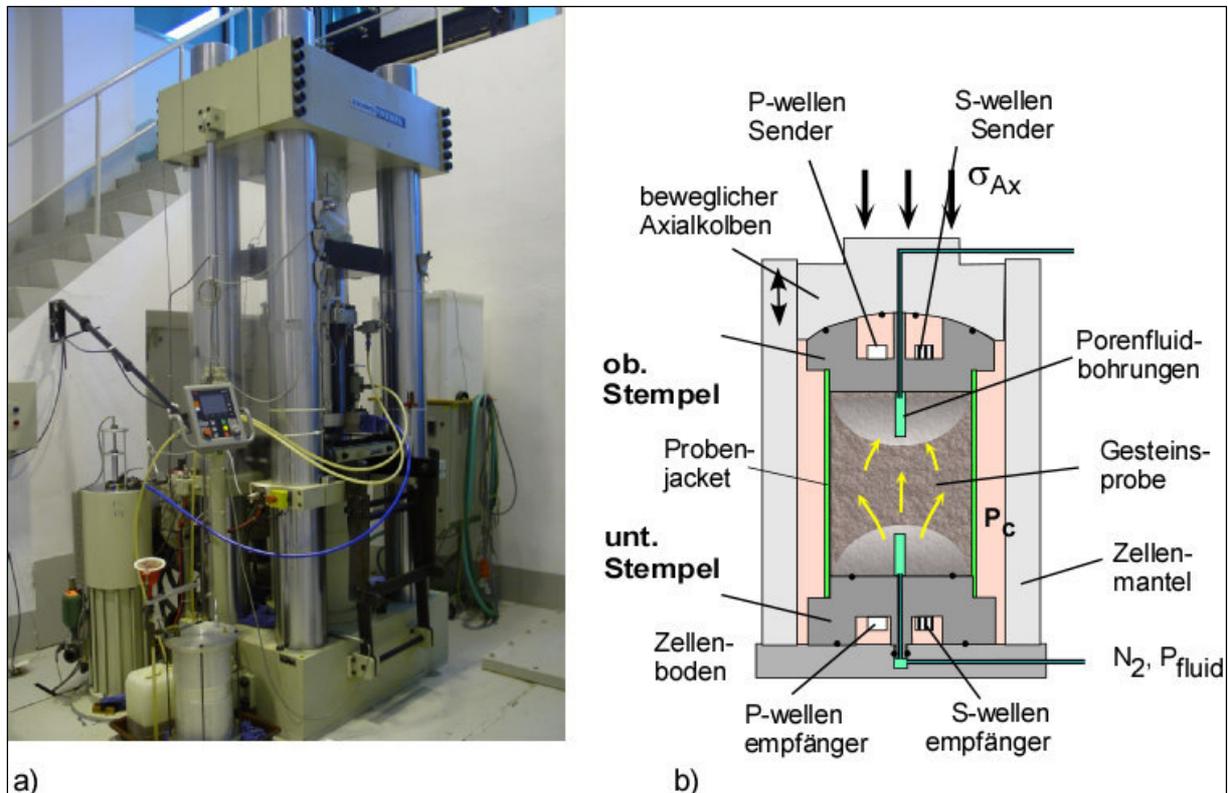


Abb. 3.2-1: Servohydraulisches Prüfsystem RBA 2500: a) Prüfmaschine im servohydraulischen Gesteinslabor des IfG; b) Druckzelle (Schemazeichnung) zur Simulation triaxialer Spannungs- und Verformungsbedingungen mit gleichzeitiger Durchschallung und Durchströmung bzw. Porendruckkontrolle.

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:

$$\Delta V = \Delta h \cdot A_{PP} - \Delta S_{PI} \cdot A_{PI} \quad (3.2-5)$$

mit ΔS_{PI} = axiale Verschiebung des Druckkolbens im Druckübersetzer
 A_{PI} = Querschnittsfläche des Druckübersetzerkolbens
 Δh = Verschiebung des Probenstempels in der Druckzelle
 A_{PP} = Querschnittsfläche des Probenstempels.

$$\varepsilon_V = \frac{\Delta V}{V_0}$$

Die Manteldruckmessung erfolgt mit einem Druckaufnehmer 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. Die Kraftmessung erfolgt mit einer Kraftmessdose ebenfalls außerhalb der Druckzelle (gemäß Empfehlung Nr. 2 der DGEG 1979).

3.2.4 Triaxiale Kriechversuche - Versuchstechnik

Für die Untersuchung von Kriecheigenschaften von Salzgesteinen stehen am IfG zahlreiche mechanische bzw. hydraulische Kriechversuchsstände zur Verfügung. Die meisten der Tests wurden mit einer der neukonstruierten Kriechteststände ausgeführt, die auf einem hydraulischen Wirkprinzip basieren, wie in Abb. 3.2-2 dargestellt (für zwei Prüfkörpergrößen: $l = 60/120$ mm und $\varnothing = 40/60$ mm). Sie erlauben eine bessere Langzeitstabilität und Flexibilität im Vergleich mit den älteren Hebelgeräten, die lediglich mit einer fixierten Belastung arbeiten. Die Bedingung $\sigma_1 = \text{konst.}$ wird mit einer Genauigkeit von 0,2 bis 0,4 bar eingehalten. Dazu wird die infolge der Querschnittsvergrößerung reduzierte Spannung durch zusätzliche Lastaufgabe korrigiert. Die Verformungsmessungen erfolgten mit Hilfe von drei um 120° versetzten Mikrometeruhren (Ablesegenauigkeit $\pm 0,001$ mm), siehe Abb. 3.2-2.

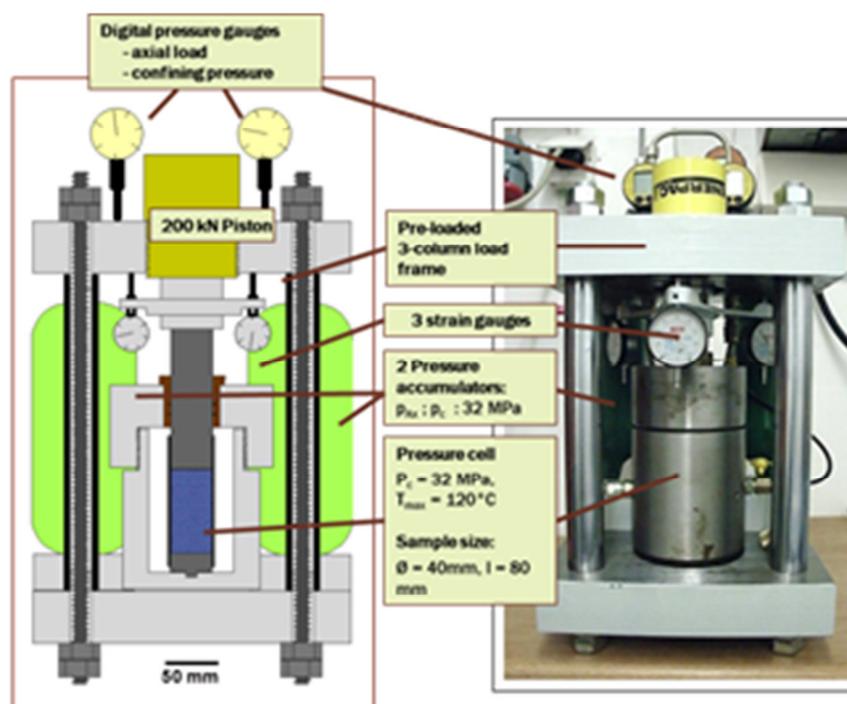


Abb. 3.2-2: Hydraulischer IfG-Kriechversuchsstand.

Die Kriechversuche wurden vorwiegend im dilatanzfreien Spannungsraum (bei $\sigma_3 = 20$ MPa), in jedem Fall als ein mehrphasiger Versuch entsprechend dem neuen IfG-Kriechversuchsverfahren durchgeführt (für Details siehe GÜNTHER et al., 2014 und 2015). Zusätzlich zu den allgemeinen Empfehlungen für die Durchführung von Kriechversuchen bei erhöhten Temperaturen (d.h. um den wirkenden Kriechverformungsprozess zu unterstützen)

umfasst das neue Versuchsverfahren eine definierte Konsolidierungsphase (um die In-situ-Bedingungen, die durch Probenahme und –herstellung gestört wurden, soweit wie möglich wiederherzustellen) und zwei Kriechphasen bei Belastung und Entlastung.

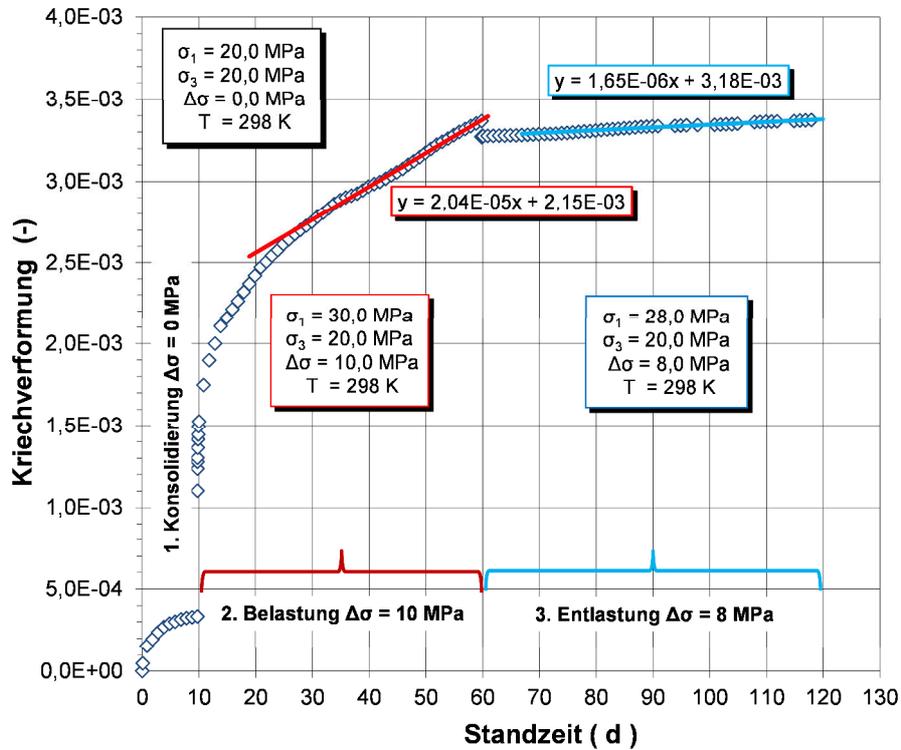


Abb. 3.2-3: Verbessertes Kriechtestverfahren mit 3 Stadien (s. Text für weitere Erläuterungen).

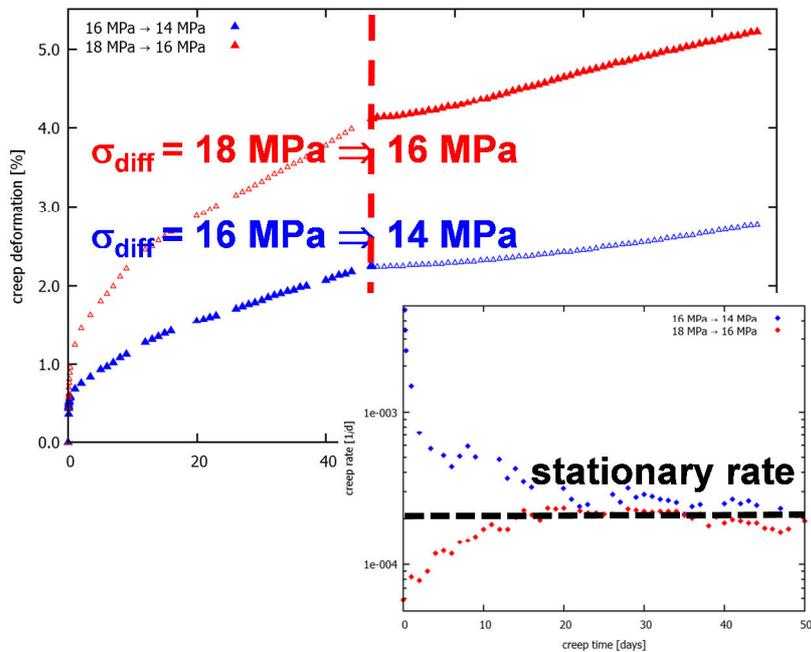


Abb. 3.2-4: Verbessertes Verfahren stationäre Kriechraten, hier für $\Delta\sigma = 16$ MPa, abzuschätzen.

Wie beispielhaft in Abb. 3.2-3 gezeigt, wird in der ersten Versuchsphase eine wesentliche Konsolidierung des Prüfkörpers bewirkt. In der zweiten Phase wird der Prüfkörper mit einem

Spannungsdeviator von 10 MPa belastete und das Kriechverhalten über weitere 50 Tage beobachtet, welches das normale Übergangsverhalten zu einer mehr oder weniger konstanten Kriechrate zeigt. In der dritten Phase wird der Spannungsdeviator schließlich um 2 MPa abgesenkt und das inverse transiente Kriechen beobachtet, in der die Kriechrate mit der Zeit anwächst und sich von unten an seinen stationären Wert annähert.

Dieses Verfahren erlaubt mit einer Reihe von aufeinander abgestimmten Kriechversuchen die stationären Werte von oben und von unten einzugrenzen (Abb. 3.2-4).

3.3 Ergebnisse und Nachrechnung der Laborversuche am Asse-Speissalz

Die Ergebnisse sowohl der triaxialen Festigkeitsversuche als auch der triaxialen Kriechversuche am Asse-Speisesalz werden gemeinsam mit ihren Nachrechnungen in den folgenden beiden Abschnitten zusammenfassend dargestellt. Abschließend werden die dafür bestimmten Stoffmodellparameter angegeben.

3.3.1 IfG-Günther/Salzer-Modell

Die Festigkeitsversuche wurden bis zu einer Gesamtverformung von etwa 20% mit der gleichen axialen Verformungsgeschwindigkeit bei drei verschiedenen Temperaturen und einer Serie von wachsenden Manteldrücken durchgeführt, siehe Tabelle 3.2-1.

Da im Spannungsraum die Dilatanzgrenze mit dem Manteldruck steigt, wird sie in Festigkeitsversuchen bei geringen Manteldrücken schnell überschritten. Daher ermöglichen diese Versuche, Parameterwerte für die Entwicklung von Schädigung und Dilatanz, den Kurzzeitbruch, das Nachbruchverhalten und die Restfestigkeit zu bestimmen.

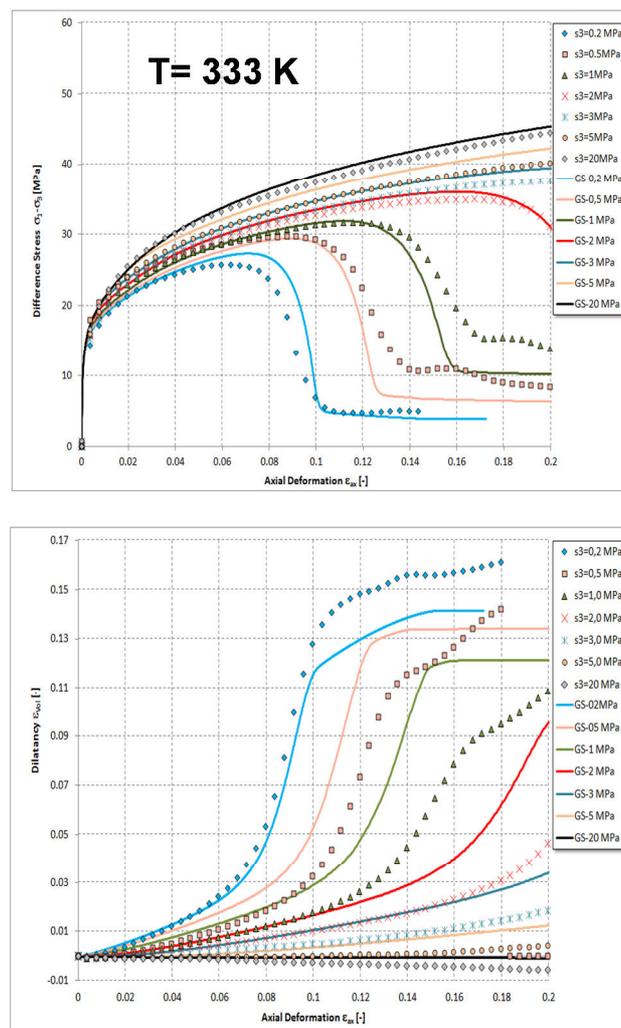


Abb. 3.3-1: Nachrechnung einer Reihe von Festigkeitsversuchen bei 333 K an Asse-Speisesalz mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diese Salzvarietät.

Abb. 3.3-1 zeigt beispielhaft Nachrechnungen des IfG für die Festigkeitsversuche bei 60°C mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Parametersatz. Die Ergebnisse aller TC-Versuche einschließlich ihrer Nachrechnungen mit demselben Parametersatz für alle Temperaturen sind in Anlage 3.3-1 zusammengestellt. Abb. 3.3-1 bzw. Anlage 3.3-1 zeigen weiterhin, dass mit den Rückrechnungen der Festigkeitsversuche mit einem einheitlichen Parametersatz nicht nur die Spannungs-Dehnungs-Kurven, sondern auch die jeweils gemessenen Erhöhungen der volumetrischen Dehnung (Dilatanz) korrekt beschrieben werden.

Die Ergebnisse sowohl des Schwelllastversuches als auch des Relaxationsversuches bei 333 K mit ihrer erfolgreichen Nachrechnung wurden bereits in Abb. 2.2-2 dargestellt. Eine Zusammenstellung dieser Versuche bei allen drei Temperaturen ist in Anlage 3.3-2 zu finden.

In den folgenden Abbildungen werden die Ergebnisse der Kriechversuche bei unterschiedlichen Vergleichsspannungen (Abb. 3.3-2) und Temperaturen (Abb.3.3-3) sowie ihre Nachrechnungen mit dem IfG-G/S-Modell zusammengefasst.

Die Kriechversuche wurden ausnahmslos unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt und erlauben deshalb, Parameterwerte für transientes und stationäres Kriechen von kompaktem, ungeschädigtem Steinsalz zu bestimmen.

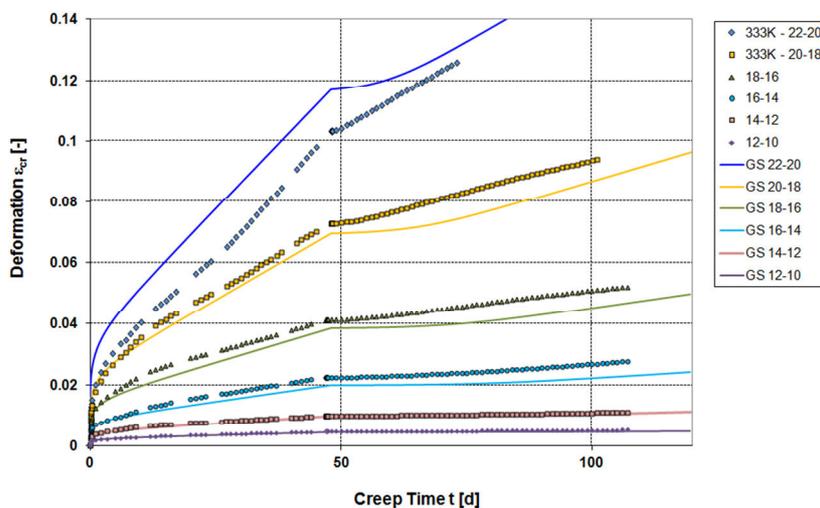


Abb. 3.3-2: Nachrechnung einer Serie von dreistufigen Kriechversuchen (1. Konsolidierung, 2. Belastung, 3. Entlastung – für die Belastungsstufen in MPa s. Legende) bei 333 K mit Asse-Speisesalz (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp. Die vorausgehende Konsolidierungsphase wird nicht dargestellt.

Die Vergleiche zwischen den Ergebnissen aller Laborversuche und den Nachrechnungen zeigen insgesamt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem gemessenen und dem mit einem einheitlichen Parametersatz berechneten Verhalten.

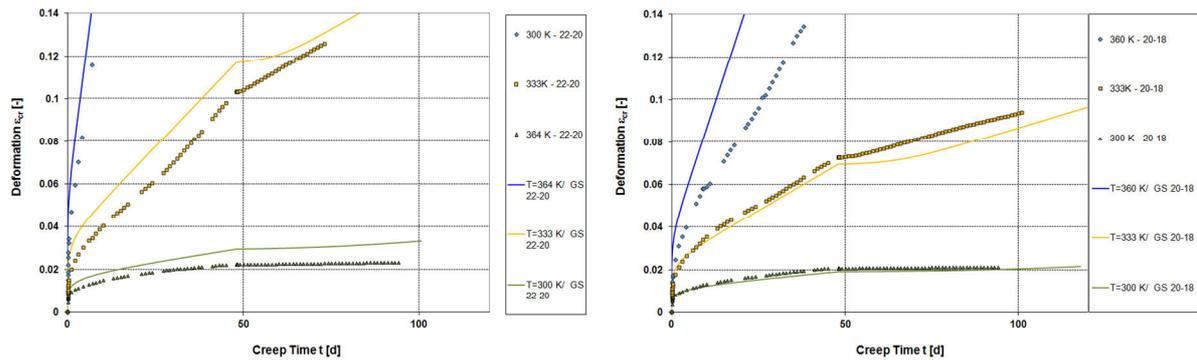


Abb. 3.3-3: Nachrechnung von drei dreistufigen Kriechversuchen bei 22 und 20 MPa (links) bzw. 20 und 18 MPa (rechts) bei 300 K, 333 K und 353 K (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-G/S Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.

Alle experimentellen Ergebnisse zeigen eine natürliche Streuung, die von der geologischen und geomechanischen (tektonischen) Geschichte der spezifischen Stelle, wo die Bohrungen für die Probennahme gestoßen wurden, verursacht ist. Aufgrund dieser Streuung kann nicht jede Versuchskurve optimal mit einem einheitlichen Parametersatz nachgerechnet werden. Eine individuelle Anpassung des Modells an einen einzelnen Versuch würde normalerweise eine (nahezu) perfekte Übereinstimmung liefern. Es ist jedoch sehr wichtig, einen einheitlichen Parametersatz zu bestimmen, der salztypspezifische für alle Randbedingungen gilt, die um die unterirdischen Hohlräume, die berechnet werden sollen, auftreten können.

In Anlage 3.3-3 ist dieser einheitliche Parametersatz für das IfG-G/S-Modell zusammengestellt, wobei die im Abschnitt 2.2.1 benutzten Formelzeichen (durch fette Buchstaben gekennzeichnet) angegeben werden.

3.3.2 IfG-Minkley-Modell

Abb. 3.3-4 zeigt Beispiele für Nachrechnungen des IfG mit dem Minkley-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für die Festigkeitsversuche bei 60°C. Die Ergebnisse aller TC-Versuche mit ihren Nachrechnungen sind in Anlage 3.3-4 zusammengestellt. Die Abb. 3.3-4 bzw. Anlage 3.3-4 zeigen weiterhin, dass mit den Rückrechnungen der Festigkeitsversuche mit einem speziellen Parametersatz für jede Temperatur nicht nur die Spannungs-Dehnungs-Kurven, sondern auch die jeweils gemessenen Erhöhungen der volumetrischen Dehnung (Dilatanz) korrekt beschrieben werden.

Die Ergebnisse sowohl der Schwelllastversuche als auch der Relaxationsversuche bei allen drei untersuchten Temperaturen mit ihrer erfolgreichen Nachrechnung sind in Anlage 3.3-5 zu finden.

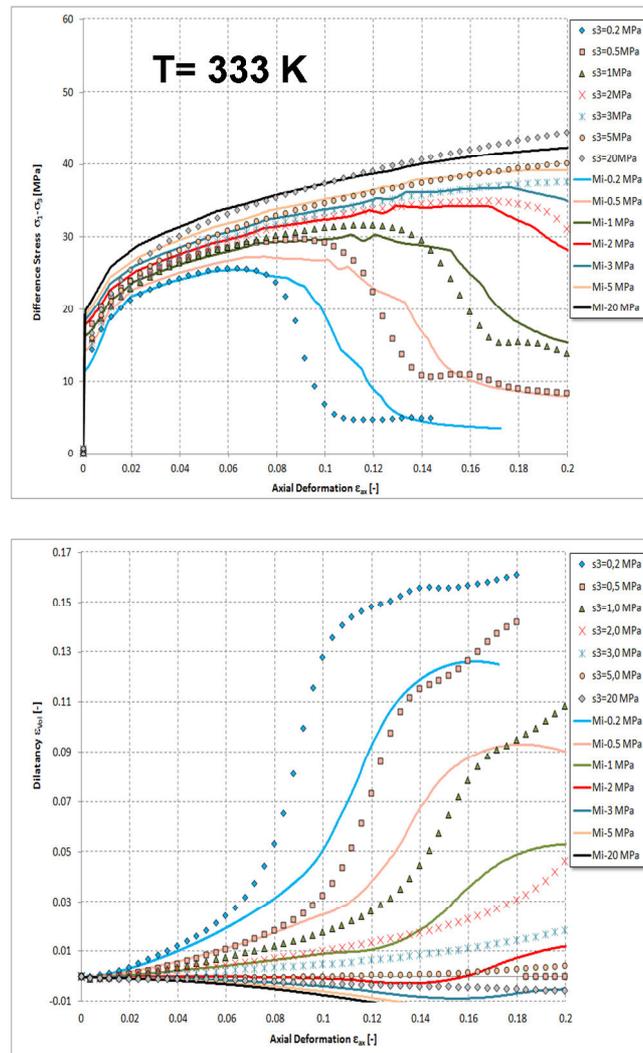


Abb. 3.3-4: Nachrechnung einer Reihe von Festigkeitsversuchen bei 333 K an Asse-Speisesalz mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.

In den folgenden Abbildungen werden die Ergebnisse der Kriechversuche bei unterschiedlichen Vergleichsspannungen (Abb. 3.3-5) und Temperaturen (Abb. 3.3-6) sowie ihre Nachrechnung mit dem IfG-Mi-Modell zusammengefasst. Dabei erwies sich die Anpassung im Bereich des primären Kriechens als kompliziert. Gleichzeitig konnte ein entsprechendes Verbesserungspotential abgeleitet werden.

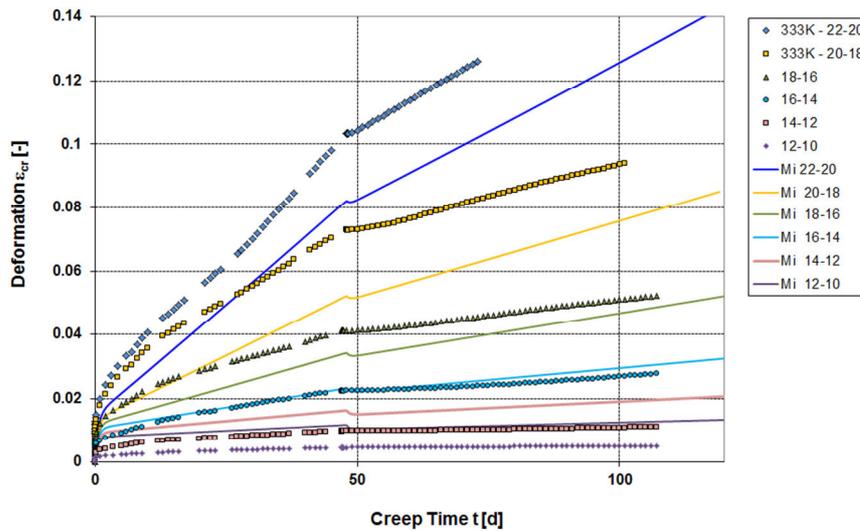


Abb. 3.3-5: Nachrechnung einer Reihe von dreistufigen Kriechversuchen (1. Konsolidierung, 2. Belastung, 3. Entlastung – für die Belastungsstufen in MPa s. Legende) bei 333 K mit Asse-Speisesalz (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp. Die vorausgehende Konsolidierungsphase wird nicht mit dargestellt.

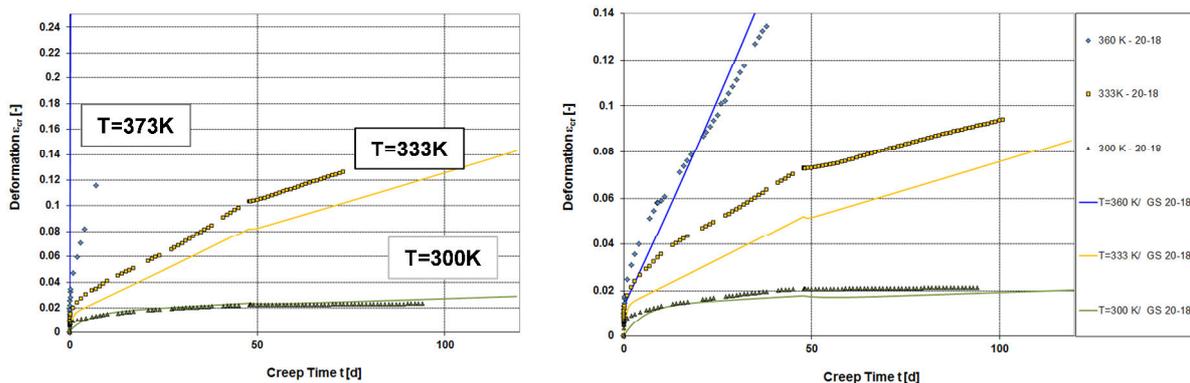


Abb. 3.3-6: Nachrechnung von drei dreistufigen Kriechversuchen bei 22 und 20 MPa (links) bzw. 20 und 18 MPa (rechts) sowie verschiedenen Temperaturen (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.

Die Vergleiche zeigen insgesamt eine gute Übereinstimmung zwischen dem gemessenen und dem mit einem speziellen Parametersatz für jede Temperatur berechneten Verhalten.

In Anlage 3.3-6 sind die verwendeten Parametersätze für die betrachteten Temperaturen, 300 K, 333 K und 373 K und das IfG-Mi-Modell zusammengestellt.

3.4 Benchmark-Rechnungen zur isothermen Bohrlochkonvergenz (IFC)

Im vorherigen Kapitel wurde die Vorgehensweise für die Bestimmung eines kompletten Salztyp-spezifischen Parametersatzes basierend auf den Anpassungen an verschiedene Laborversuche dokumentiert. Die ganze Komplexität einer zu betrachtenden Lokation kann jedoch meist nur mit einem Stoffmodell charakterisiert werden, wenn nach der grundlegenden Parameterbestimmung einige Parameter mit Hilfe der Ergebnisse aus In-situ-Messungen an der zu betrachtenden Lokation noch einmal nachkalibriert werden.

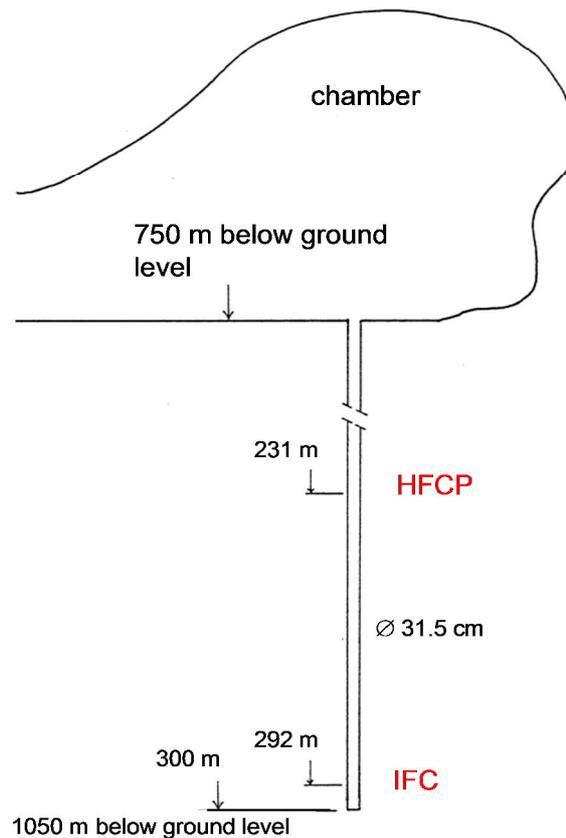


Abb. 3.4-1: Skizze der 300 m tiefen Bohrung in der Grube Asse II, die Gegenstand von thermo-mechanischen Benchmark-Rechnungen des IFC- und des HFCP-Versuchs ist (LOWE & KNOWLES, 1998; DOEVEN et al. 1983; VONS, 1984).

Im dritten Verbundvorhaben wurden die Benchmark-Rechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten von Steinsalz an einem 300 m langen, vertikalen Bohrloch im Bergwerk Asse II durchgeführt (HAMPEL et al., 2013), siehe Abb. 3.4-1. Das Bohrloch wurde im Dezember 1979 aus einer Kammer auf der 750-m-Sohle mit einem Durchmesser von 31,5 cm bis in eine Teufe von 1.050 m trocken gebohrt (DOEVEN et al. 1983).

Am 21. Dezember, drei Tage nachdem der tiefste Punkt der Bohrung erreicht war, begann das Energy research Centre of the Netherlands (ECN) isotherme und freie Konvergenzmessungen (IFC) in dem unbelasteten und unbeheizten Bohrlochabschnitt in einer Teufe von

292 bis 300 m (1042 bis 1050 m unter der Tagesoberfläche, s. Abb. 3.4-1). Die Messungen wurden 830 Tage bis zum 30. März 1982 fortgesetzt (DOEVEN et al. 1983).

Als zweiter Teil des Messprogramms wurden später im selben Bohrloch, aber in einer geringeren Teufe von 231 m mit der beheizten freien Konvergenz-Sonde (HFCEP) weitere Messungen durch das ECN durchgeführt. Sie werden im nächsten Kapitel beschrieben.

Die beiden ECN Bohrlochversuche wurden von den Partnern als In-situ-Situation für Benchmark-Berechnungen aus folgenden Gründen gewählt:

- Das Bohrloch hat eine einfache Geometrie, was die Berechnungen und den Vergleiche der Ergebnisse vereinfacht.
- Es kann von einem einfachen isotropen Grundspannungszustand ausgegangen werden, weil das Bohrloch tief und weit genug entfernt von anderen Grubenbauten ist.
- Die Konvergenzmessungen begannen nur wenige Tage nach dem Ende der Bohrarbeiten und umfassen daher einen Großteil der anfänglichen transienten Kriechphase.
- Die In-situ-Messungen und die Ergebnisse sind gut dokumentiert und veröffentlicht.

Für die Rückrechnungen der isothermen freien Konvergenz (IFC), wurden folgende, einheitlichen Annahmen und Randbedingungen festgelegt und von allen Partnern angewendet:

- Ein hydrostatischer, lithostatischer Grundspannungszustand von 24 MPa wurde entsprechend der Deckgebirgslast, die sich aus der Teufe unter der Tagesoberfläche errechnet, angenommen.
- Eine konstante Temperatur des Salzgebirges von 315,15 K (42 °C) wurde entsprechen (DOEVEN et al. 1983) vorausgesetzt.
- Eine Viertelscheibe oder ein keilförmiges Rechenmodell mit einem äußeren Radius von 20 m, einer Höhe von 1 m, und einem Bohrlochradius von 15,75 cm wurden verwendet.

Die IFC-Daten des ECN lieferten für alle Projektpartner die Grundlage der Feinanpassung für die Beschreibung des lokalen Verformungsverhaltens des Asse-Steinsalzes, d.h. sowohl für das G/S- als auch für das Mi-Modell, siehe Abb. 3.4-2. Diese Neukalibrierung war notwendig weil:

- ECN berichtete von Feuchtigkeit im Bohrloch, wobei Feuchtigkeit einen starken Einfluss auf die Beschleunigung der Verformungsgeschwindigkeit im dilatanten Salz besitzt.
- Die Laborproben wurden aus derselben Grube (Asse II), aber nicht aus der unmittelbaren Umgebung des Bohrlochs entnommen.
- Es konnte zwar gezeigt werden, dass die Proben im Labor (Asse-Speisesalz Na₂SP) und das Salz aus der Bohrlochumgebung (Asse-Hauptsalz Na₂HS) generell ein ähn-

liches Verformungsverhalten zeigen, wobei verbleibenden Unsicherheiten jedoch nicht abgeschätzt werden können.

- Der genaue In-situ-Primärspannungszustand ist unbekannt, der gewählte Wert von 24 MPa ist eine Annahme.

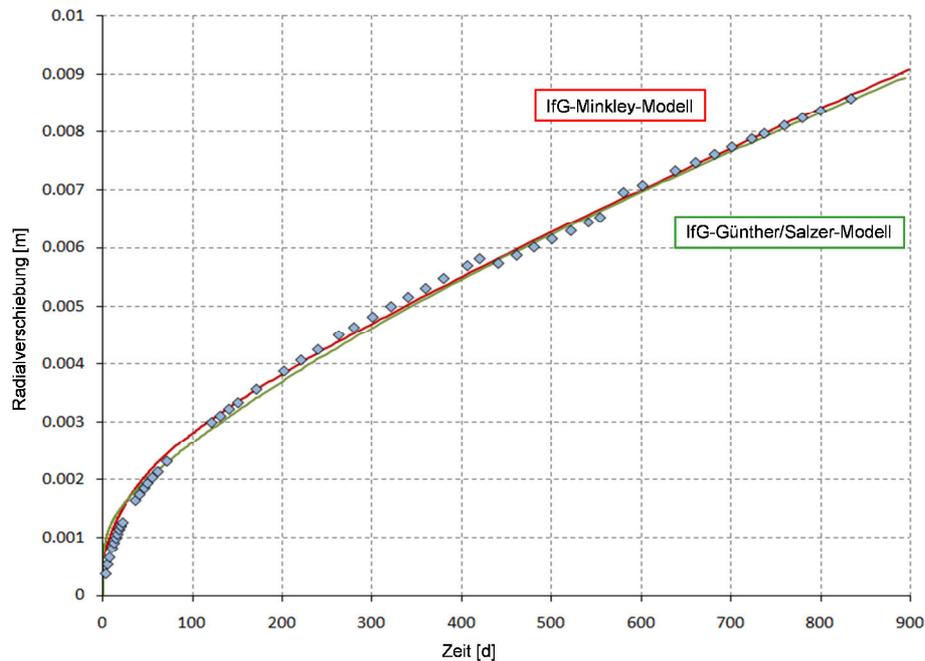


Abb. 3.4-2: Nachrechnung der gemessene isothermen freien Konvergenz (IFC) des tiefen ECN Bohrlochs aus Abb. 3.4-1 mit dem G/S- und dem Mi-Modell bei Nachkalibrierung weniger Parameter für das stationäre Kriechen.

Abbildung 3.4-2 belegt eine sehr gute Übereinstimmung des gemessenen mit dem berechneten Verlauf der Bohrlochkonvergenz (IFC-Test), so dass die entsprechenden nachkalibrierten Parametersätze für die Beschreibung des stationären Kriechens (Abb. 3.4-3) auch für die Nachrechnung der Bohrlochkonvergenz bei Aufheizung (HFCEP-Test) und des Verheilungsverhaltens im Bereich des Dammjoches (nächstes Kapitel) benutzt wurden.

Es soll betont werden, dass die Mehrzahl der Parameterwerte aus der Anpassung der Laborversuche unverändert blieben, es wurden nur ein oder zwei Parameter für die Beschreibung des stationären Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen für die Feinanpassung an die In-situ-Messungen modifiziert. Da diese Anpassung keinen Einfluss auf die Nachrechnung der Laborversuche besitzt, sind in den Anlagen 3.3-3 bzw. 3.3-6 die endgültigen Parametersätze zusammengestellt, die den stationären Kriechraten in Abb. 3.4-3 entsprechen.

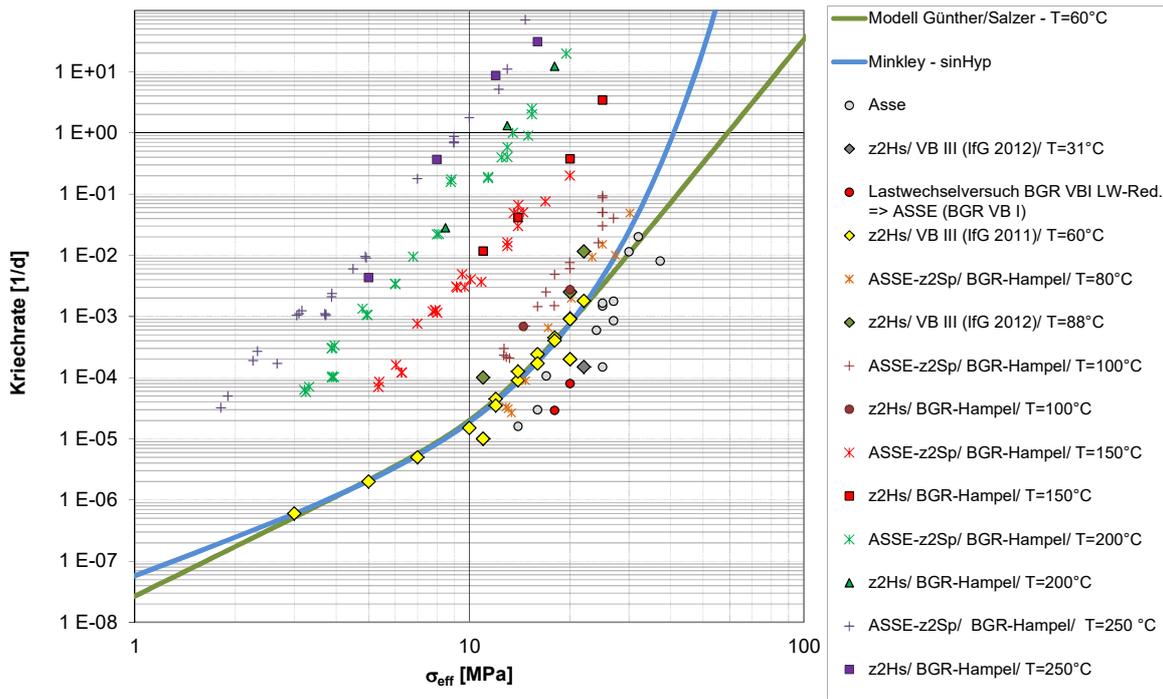


Abb. 3.4-3: Nachkalibrierte Anpassung an die stationären Kriechraten mit dem G/S- und dem Mi-Modell.

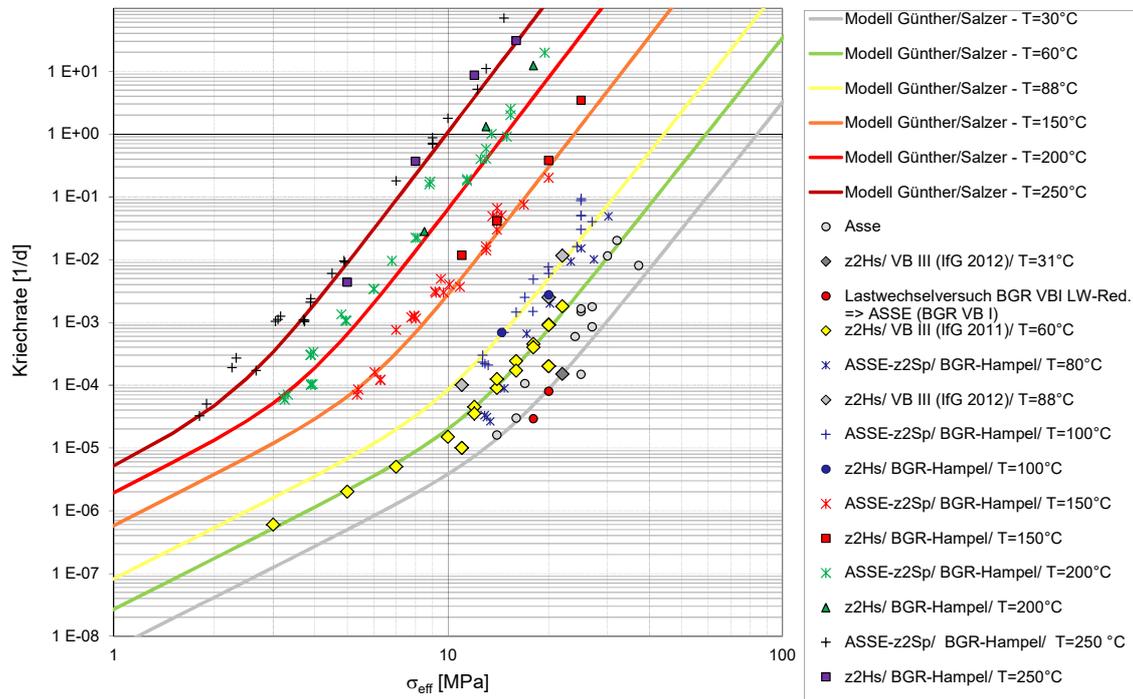


Abb. 3.4-4: Nachkalibrierte Anpassung an die stationären Kriechraten mit dem G/S-Modell, die auch die früheren Ergebnisse bei höheren Temperaturen erfasst.

In Abb. 3.4-4 wird beispielhaft die mit diesem Parametersatz für das stationäre Kriechen berechnete Abhängigkeit von der Effektivspannung für verschiedenen Temperaturen dargestellt

und mit den früher sowohl für das Asse-Speisesalz als auch das Asse-Hauptsalz der Staßfurt-Folge bei erhöhten Temperaturen ermittelten stationären Kriechraten verglichen. Diese Gegenüberstellung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung, so dass diese Parametersätze für eine Nachrechnung des HFCP-Versuchs, bei dem der Einfluss erhöhter Temperaturen zu berücksichtigen ist, geeignet erscheinen.

3.5 Benchmark-Rechnungen zur Bohrlochkonvergenz mit Erhitzersonde (HFCP)

Am 14. Juli 1983, also 1.304 Tage nach dem Ende der Bohrarbeiten wurden drei Erhitzer mit einer Gesamthöhe von 3 m in einer mittleren Teufe von 231 m (Mitte des Erhitzers und 981 m unter der Tagesoberfläche) eingeschaltet (LOWE & KNOWLES, 1998). Die Sondenkonfiguration ist in Abb. 3.5-1 dargestellt. Nach einem Zeitraum von weiteren 19 Tage bei freier Konvergenz des Bohrlochs wurden die Heizvorrichtungen ausgeschaltet, damit die Sonde nicht in Kontakt mit der Bohrlochwand kam. ECN setzte die Messungen der freien Konvergenz in der anschließenden Abkühlungsphase für weitere 3 Tage fort, d.h. der Versuch wurde 22 Tage nach Beginn der Erhitzung beendet.

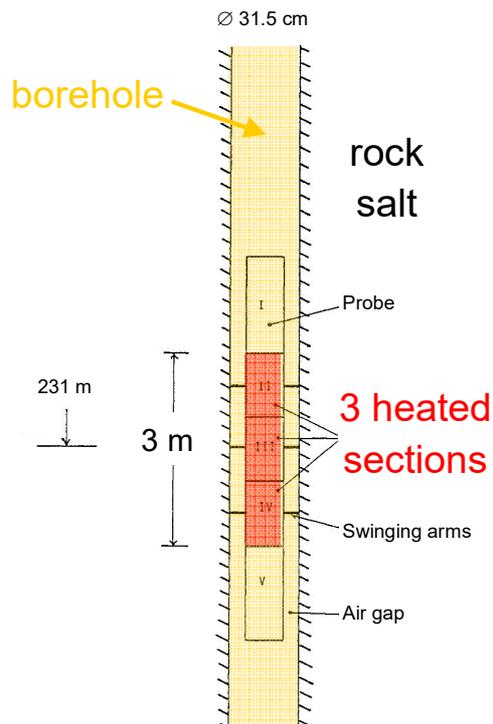


Abb. 3.5-1: Darstellung des Versuchs zur Messung der freien Konvergenz mit Erhitzersonde (HFCP) in der Bohrung aus Abb. 3.4-1 in 231 m Bohrlochteufe (LOWE & KNOWLES, 1998).

Da ECN dieses Experiment mit der beheizten freien Konvergenz-Sonde (HFCP) 62 m höher im Bohrloch als die IFC-Messungen durchgeführt hat, siehe Abb. 3.4-1, wurden die einheitlichen Randbedingungen für die Benchmark-Rechnungen der Partner wie folgt geändert:

- Eine kleinere hydrostatische Primärspannung von 23 MPa aus dem Deckgebirge wurde angenommen.
- Eine geringere Gebirgstemperatur von 313,95 K (40,8 °C) mit einem Temperaturgradienten von 0,02 K/mTeufe wurde angesetzt (LOWE & KNOWLES, 1998). Die angenommenen weiteren thermischen Parameter des anstehenden Salzgesteins sind in Abb. 3.5-4 zusammengefasst.

- Eine Viertelscheibe oder ein keilförmiges Rechenmodell mit einem äußeren Radius von 20 m, einer Höhe von 20 m, dem Zentrum in einer Bohrlochteufe von 231 m und einem Bohrlochradius von 15,75 cm wurden verwendet.
- Jeder Partner führt seine HFCE Simulation mit denselben einheitlichen Parametersatz durch, der aus der Modellanpassung an die Laborversuchsergebnisse und aus der Feinabstimmung an die in-situ gemessenen IFC-Daten (Abb. 3.4-2) resultiert.
- Die isotherme freie Bohrloch-Konvergenz in den ersten 1309 Tage zwischen dem Stoßen des Bohrlochs und dem Beginn des Erhitzens wurde in die Berechnungen einbezogen, um die richtigen Anfangsbedingungen für die nachfolgenden gekoppelten thermo-mechanischen Simulationen des erhitzten Bohrlochs zu erhalten.
- Der an den drei Erhitzern aufgezeichnete Temperaturverlauf (LOWE & KNOWLES, 1998) wurde zu einem mittleren Kurvenverlauf vereinfacht, der in Abb. 3.5-2 dargestellt ist. Er wurde von allen Partner als Temperaturrandbedingung an den Gitterpunkte in dem 3 m hohen beheizten Abschnitt angesetzt. Während der Abkühlungsphase wurde mit beiden IfG-Stoffmodellen die freie Abkühlung berechnet, die beispielhaft für das Mi-Modell ebenfalls in Abb. 3.5-2 dargestellt ist.

Anzumerken ist, dass messtechnische Artefakte, z.B. infolge Wärmestrahlung, Wärmeleitung durch die Schwingarme und die Konvektion im Bohrloch, durch ECN weder bei den Berechnungen noch bei ihrer Bewertung der Temperaturaufzeichnungen an der Bohrlochwand mittels der Schwingarme berücksichtigt wurden. Aus diesem Grund sind entsprechend LOWE und KNOWLES (1989) die ECN-Temperaturdaten nicht völlig identisch mit der Salztemperatur, d.h. die Salztemperatur wird vermutlich ein wenig höher sein. Dies ist wahrscheinlich auch der Grund für den Unterschied zwischen den berechneten Kurven der freien Abkühlung und den letzten Datenpunkten (Tag 20-22) in Abb. 3.5-2.

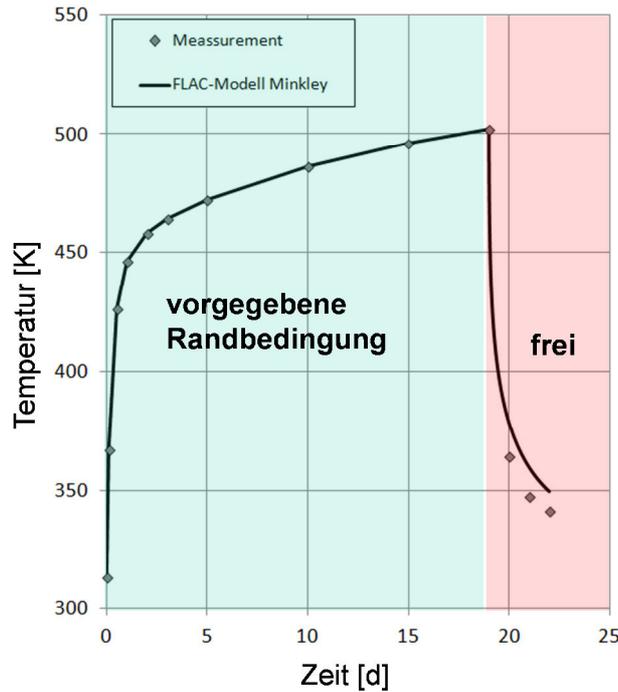
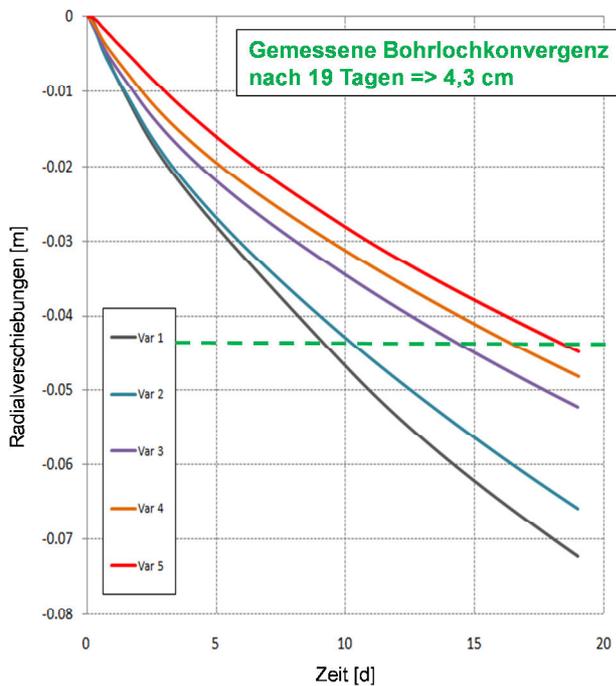


Abb. 3.5-2: Der Temperaturverlauf an der Bohrlochwand während der 19-tägigen Erhitzung mit der Sonde aus Abb. 3.5-1, entsprechend den ECN-Messungen (Symbole), und bei der HFCP Simulationen als Randbedingung am 3 m hohen beheizten Bohrlochwandabschnitt.



Temperaturabhängigkeit der thermischen Parameter

$$\lambda \left[\frac{\text{W}}{\text{°K} \cdot \text{m}} \right] = 13,196 - 0,037 \cdot T + 4,097 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1,51 \cdot 10^{-8} \cdot T^3$$

$$c \left[\frac{\text{J}}{\text{°K} \cdot \text{kg}} \right] = \frac{s}{P_{\text{NaCl}}} = \frac{1,76459 \cdot 10^6 + 387,72 \cdot T}{P_{\text{NaCl}}}$$

Parameter der Variationsrechnungen

Variants	free convergence time t [d]	temp variant	Thermal Parameter		
			con- ductivity $\lambda \left[\frac{\text{W}}{\text{°K} \cdot \text{m}} \right]$	specific heat capacity $c \left[\frac{\text{J}}{\text{°K} \cdot \text{kg}} \right]$	lin. thermal expansion $\alpha \left[\frac{1}{\text{K}} \right]$
1	1	1	5.8	8.60E+08	4.20E-05
2	1	2	5.8	8.60E+08	4.20E-05
3	1	2	f(T)	f(T)	4.20E-05
4	1309	2	f(T)	f(T)	4.20E-05
5	1309	3	f(T)	f(T)	4.20E-05

Abb. 3.5-3: Temperaturabhängigkeit der thermischen Parameter und Einfluss der Variation dieser Parameter auf die Bohrlochkonvergenz während der Erhitzerphase am Beispiel des G/S-Modells.

Wegen dieser Unsicherheiten und Vereinfachungen wurden unterschiedliche Varianten (u.a. Berücksichtigung einer Temperaturabhängigkeit der thermischen Parameter betrachtet. Abbildung 3.5-3 zeigt die Sensitivität der berechneten Konvergenz gegenüber den unterschiedlichen thermischen und zeitlichen Annahmen. Insbesondere anhand der Varianten 2 und 3,

die identische Temperaturrandbedingungen und Zeitabläufe aufweisen, zeigt sich ein großer Einfluss der thermischen Parameter, die einmal als Konstanten (Var 2) und als Funktionen der Temperatur (Var 3) formuliert sind. Dabei wird deutlich, dass bei Annahme von konstanten thermischen Parametern die berechnete Konvergenz deutlich überschätzt wird.

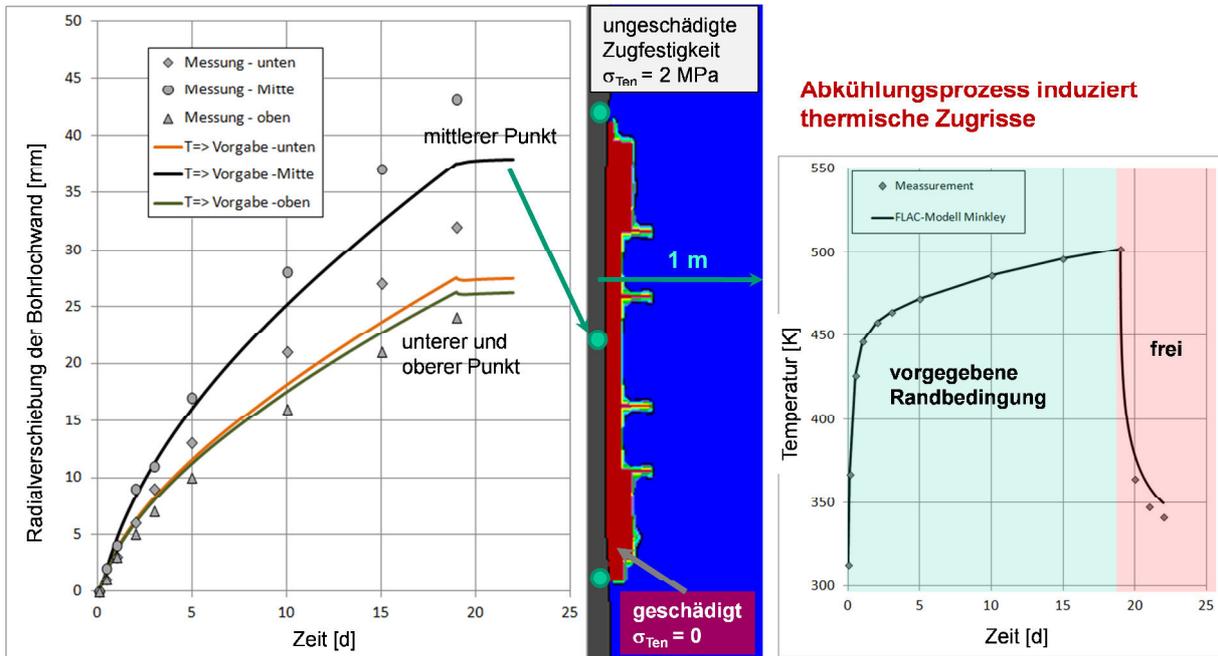


Abb. 3.5-4a: Vergleich der gemessenen und mit dem Mi-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie der Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) – Variante 5.

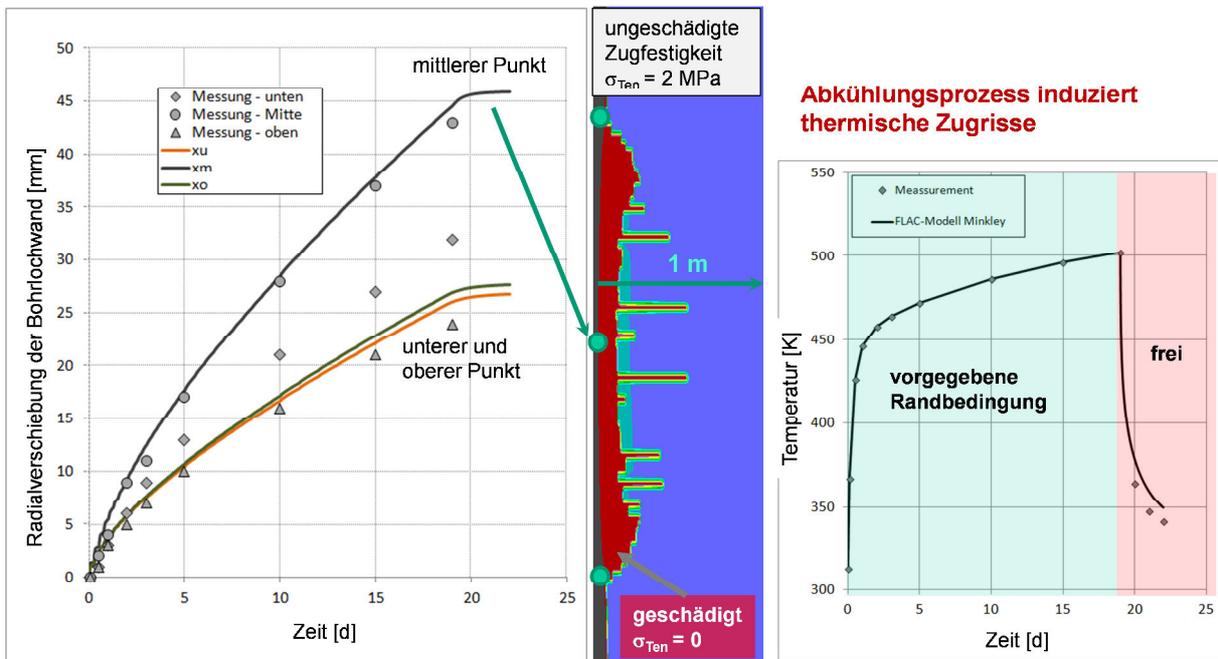


Abb. 3.5-4b: Vergleich der gemessenen und mit dem G/S-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) - Variante.

Trotz dieser Unsicherheiten und Vereinfachungen sind die mit beiden Modellen berechneten zeitlichen Entwicklungen der Bohrlochwandverschiebung in der Mitte der erhitzten Zone während der Erhitzungsphase für Variante 5 (Abb. 3.5-3) in guter Übereinstimmung mit der Konvergenzgeschichte, die von ECN gemessen wurde, siehe Abb. 3.5-4a und b. Wegen der raschen Abkühlung treten nur geringe zusätzliche Verschiebungen auf, nachdem die Heizungen am Tag 19 ausgeschaltet wurden. Darüber hinaus wird mit beiden Modellen im Bereich der stärksten Abkühlung eine Schädigung der Bohrlochkontur durch das Entstehen von Zugriszen prognostiziert.

Abbildung 3.5-5 belegt beispielhaft für das G/S-Modell die berechnete Entwicklung der Radialverschiebungen der Bohrlochwand, die sich hauptsächlich auf den Bereich des Erhitzers konzentrieren.

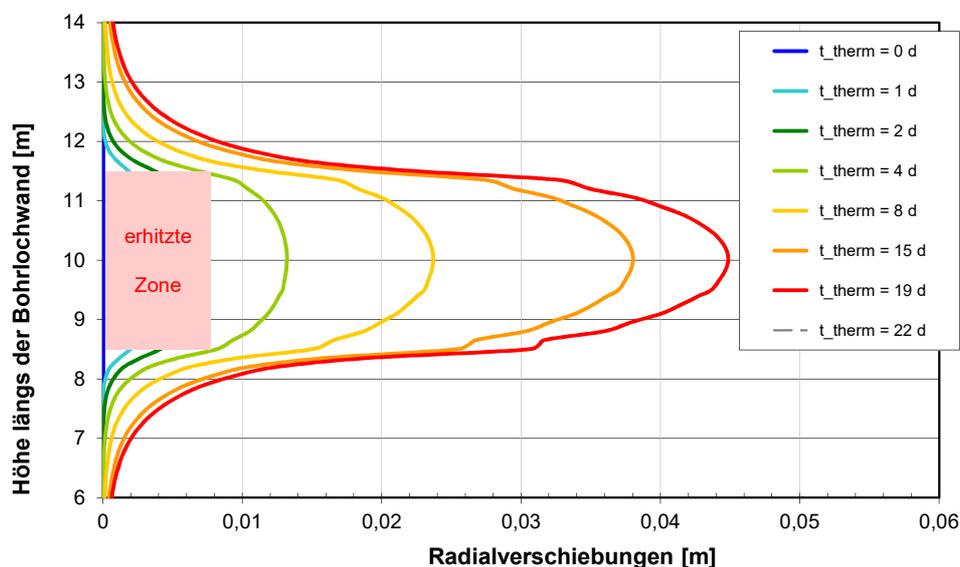


Abb. 3.5-5: Entwicklung der berechneten Radialverschiebungen entlang der Bohrlochwand bis zum Ende der Erhitzungsphase, beispielhaft mit dem G/S-Modell.

In Abb. 3.5-6 wird ein Flächenplot für das Ende der Erhitzungsphase gezeigt. Die großen Verschiebungen sind auf die Zone mit hoher Temperatur beschränkt, weil das Kriechen stark abhängig von der Temperatur ist und wegen der größeren Wärmeausdehnung in dieser Region. Im Ergebnis ist die Bohrlochwand in dieser Sektion ausgebaucht. Das widerspiegelt sich auch im Vertikalprofil der Radialverschiebungen entlang der Bohrlochwand in Abb. 3.5-5. Die Temperaturen sind auch am Ende der Erhitzungsphase noch sehr stark auf den Bohrlochwandbereich konzentriert, Abb. 3.5-6. Erst nach dem Abschalten des Erhitzers kühlt das Salz schnell ab und die Temperaturverteilung vergleichmäßigt sich, Abb. 3.5-7. Das Maximum befindet sich allerdings immer noch an der Bohrlochkontur.

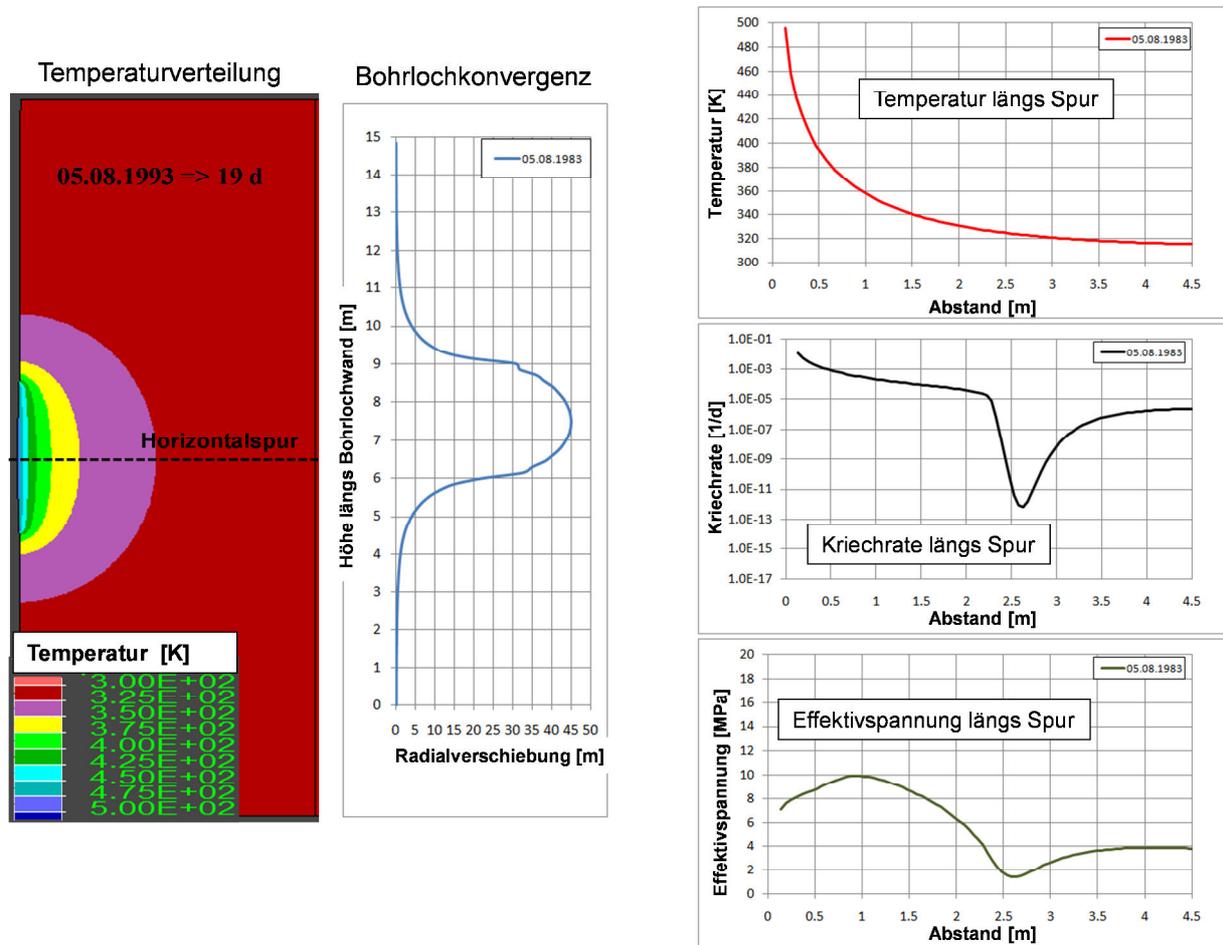


Abb. 3.5-6: Berechnete Temperaturverteilung um die beheizte Zone (links), Radialverschiebungen der Bohrlochwand (mitte) sowie Temperaturprofil, Kriechraten- und Effektivspannungsverteilung längs der Horizontalspur (rechts) am Ende der Erhitzungsphase (Tag 19) für das G/S-Modell.

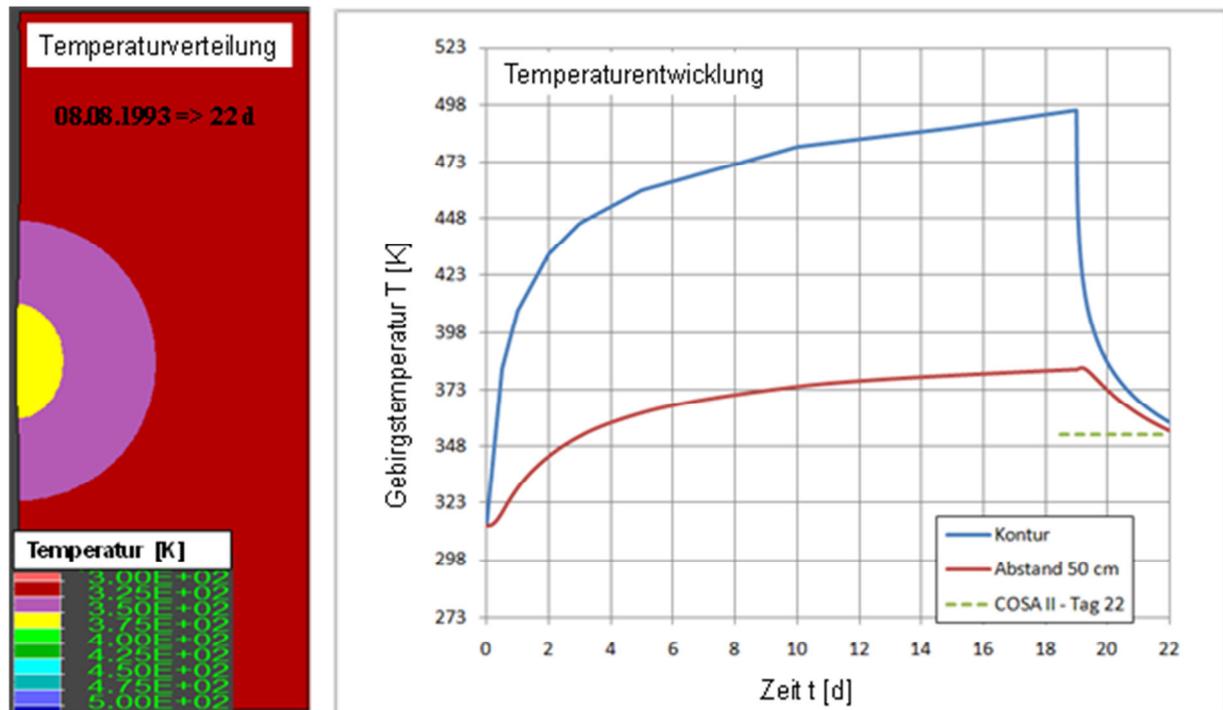


Abb. 3.5-7: Berechnete Temperaturverteilung nach der Abkühlung (links) sowie Entwicklung der Temperaturverteilung an der Bohrlochwand und 50 cm hinter der Kontur (rechts) mit dem G/S-Modell.

In Abb. 3.5-8 wird die Entwicklung der Effektivspannungen zwischen dem Beginn der Erhitzung und dem Ende der Abkühlungsphase für verschiedene Zeitpunkte beispielhaft für das G/S-Modell entlang der horizontalen Spur in Abb. 3.5-6 veranschaulicht.

Nachdem die Erhitzer ausgeschaltet wurden; treten fast keine weiteren Verschiebungen (Abb. 3.5-2) auf. Das zeigt, dass der Spannungszuwachs in den ersten 2,5 m hinter der Bohrlochwand zwischen Tag 19 und Tag 22, der normalerweise auch zu einem Anwachsen der Verformungsrate und der Kriechverformung führen würde, völlig vom Temperaturabfall überdeckt wird. Der stärkere Einfluss des Temperaturabfalls auf die Reduzierung der Verformungsrate führt offensichtlich dazu, dass keine zusätzliche Kriechverformung auftritt.

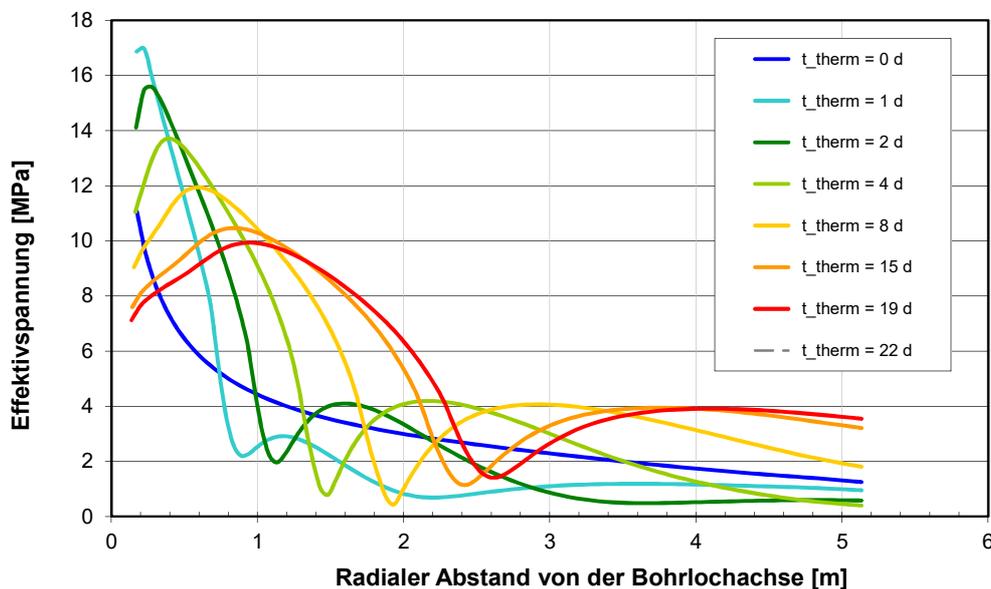


Abb. 3.5-8: Entwicklung der Effektivspannungen entlang der horizontalen Spur in Abb. 3.5-6 zu verschiedenen Zeitpunkten für die HFCE Simulation mit dem G/S-Modell.

Alle mit den beiden Stoffmodellen berechneten Kurven zeigen generell das gleiche Ansprechverhalten. Unter Berücksichtigung der Vereinfachungen und Einschränkungen der Benchmark-Simulationen für die ausgewählten ECN-Bohrlochversuche, kann eine gute Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den In-situ-Konvergenzmessungen bei Gebirgstemperatur und höheren Temperaturen festgestellt werden.

3.6 Benchmark-Rechnungen zum Dammjoch

3.6.1 Untertagesituation und In-situ-Messungen

Die Simulationen des Spannungs-Verformungsverhaltens um ein altes Dammjoch in der SchachanlageASSE II wurde als eine reale In-situ-Situation für die Reduzierung von Schädigung und Dilatanz in Steinsalz genutzt (HAMPEL et al., 2015).

Die Lage des Dammjochs am Südostrand des Grubengebäudes wurde bereits in Abb. 3.1-3 dargestellt. Deutlich wird der große Durchbaungsgrad des Salzstockes in der Umgebung dieser Lokation, so dass eine Reduzierung des Einspannungszustandes erwartet werden muss. In diesem Zusammenhang sind die in der Nähe (ca. 50 m nordwestlich) lokalisierten Carnallitabbau hervorzuheben. Gleichzeitig stehen am Dammjoch nicht Speise- oder Hauptsalz der Staßfurt-Folge sondern Basis- und Orangeaugensalz der Leine-Folge an.

Die unmittelbare Umgebung des Dammjoches wird in Abb. 3.6-1 durch einen entsprechenden Rissausschnitt dargestellt.

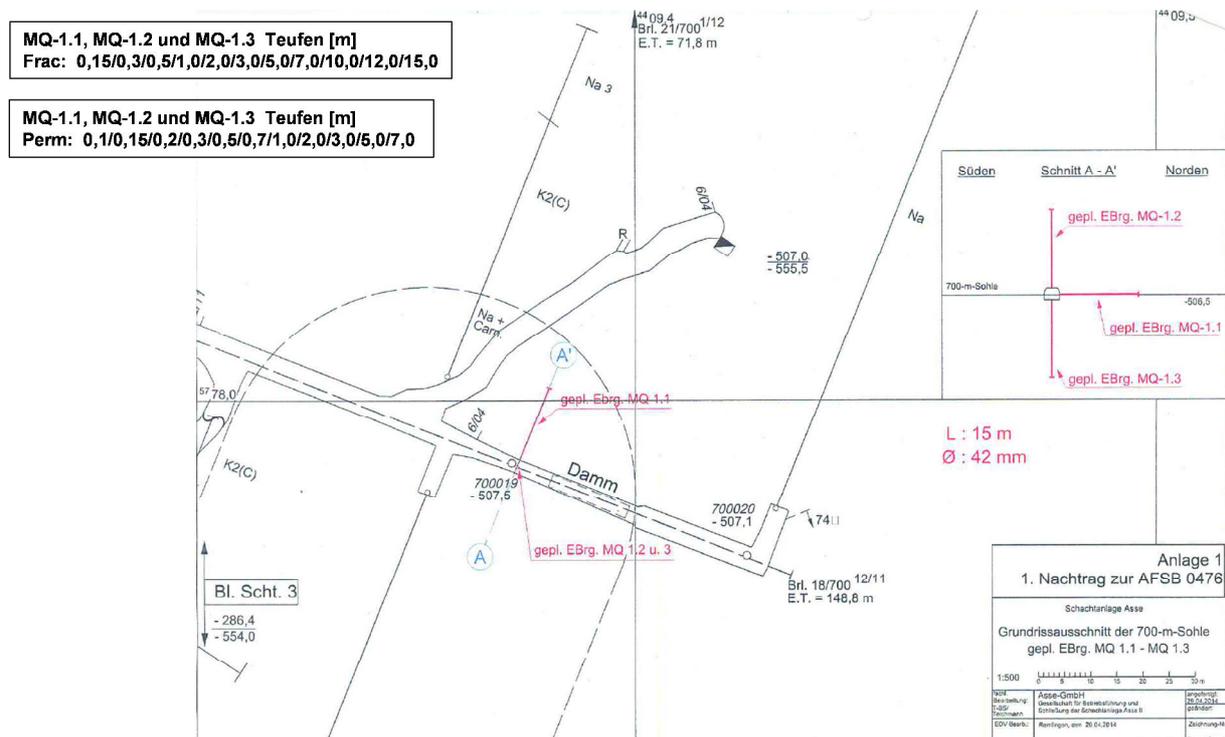


Abb. 3.6-1: Unmittelbare Umgebung des Dammjoches auf der 700 m-Sohle und Lage der Messbohrungen zur Charakterisierung der freien Strecke, sowie die Bohrlochteufen der einzelnen Messpunkte für die Spannungssondierungen und Permeabilitäts-/Dilatanzmessungen.

Die Vahlberger Strecke wurde 1911 auf der 700 m-Sohle der SchachanlageASSE II aufgeföhren. Drei Jahre später wurde ein 25 m langer Abschnitt dieser Strecke mit einem Gussstahlrohr (Tübingen) ausgebaut, wobei der Hohlraum zwischen dem Rohr und dem Salzgebirge mit Beton vergossen wurde.



Abb. 3.6-2: Blick auf das Dammjoch von Westen im Jahr 2014 mit gebrochenem, gußeisernem Tübbing auf der 700-m-Sohle in der SchachtanlageASSE II.

Abb. 3.6-2 zeigt die Ansicht am Westende des Dammjoches 100 Jahre nach seiner Installation, d.h. 103 Jahre nach der Auffahrung der Strecke. Zu diesem Zeitpunkt hat eine Inspektion gezeigt, dass das rechte obere Ende des Tübbings aufgrund des aufkriechenden Salzgebirges gebrochen ist.

Im zweiten Halbjahr 2014 wurden durch das IfG zusätzliche Untertagemessungen zur Bestimmung des Einspannungszustandes und der Dilatanz in Firste, Ulme und Sohle der Zugangsstrecke (Vahlberger Strecke) ca. 10 m vor dem Dammjoch durchgeführt. Die Lage der 15 m tiefen Messbohrungen mit einem Durchmesser von 42 mm ist in Abb. 3.6-1 dargestellt. Die dazu eingesetzten Messverfahren: Spannungssondierung (mit dem Hydrofrac-Verfahren) zur Ermittlung der Minimalspannungsverteilung sowie Druckstoßmessungen zur Ableitung von Permeabilität bzw. Dilatanz wurden bereits mehrfach ausführlich beschrieben u.a. im Abschlussbericht zum Verbundprojekt II (IfG, 2010). Die Methodik der Ableitung von Permeabilität bzw. Dilatanz durch Druckstoßtests in Bohrlöchern wurde darüber hinaus in einer speziellen Veröffentlichung (Popp u.a., 2010) detailliert beschrieben. Dabei hängen Porosität bzw. Dilatanz und Permeabilität über einen experimentell bestimmten Zusammenhang voneinander ab, der im Bereich von kleinen Dilatanz $\leq 2 \text{ ‰}$ bzw. Permeabilitäten $\leq 10^{-20} \text{ m}^2$ mit größeren Unsicherheiten behaftet ist. Insbesondere verfälscht die natürlich im Steinsalz vorhandene Porosität die Bestimmung der schädigungsinduzierten Dilatanz aus diesen Messungen.

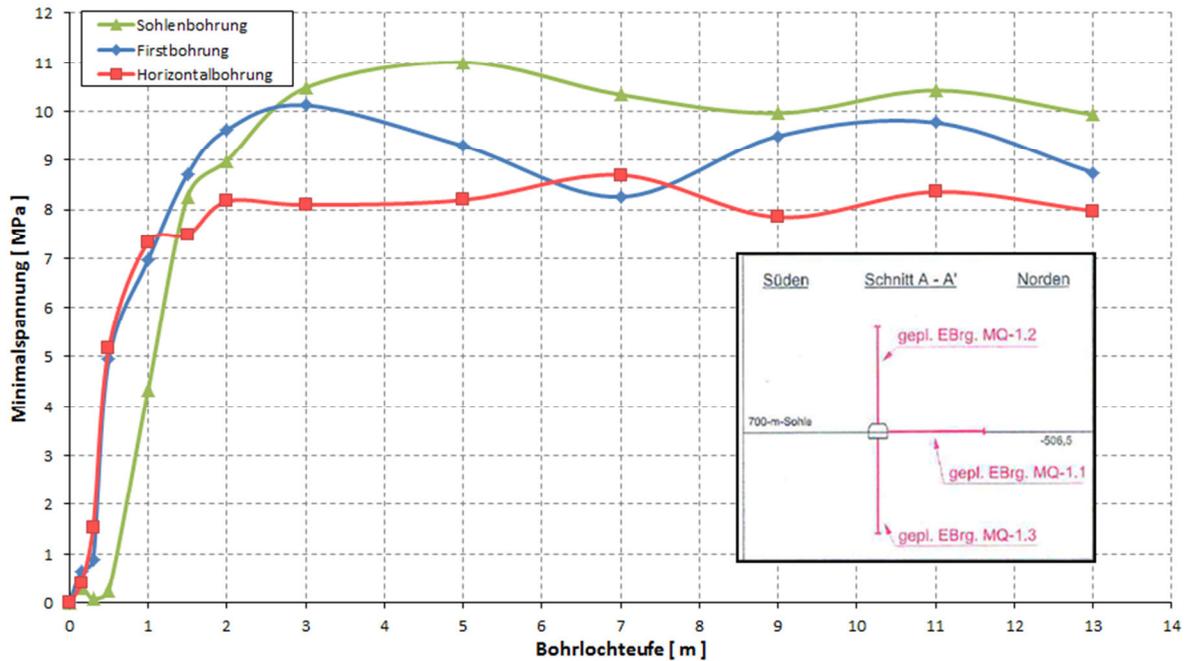


Abb. 3.6-3: Ergebnisse der Minimalspannungssondierungen in der freien Strecke vor dem Dammjoch.

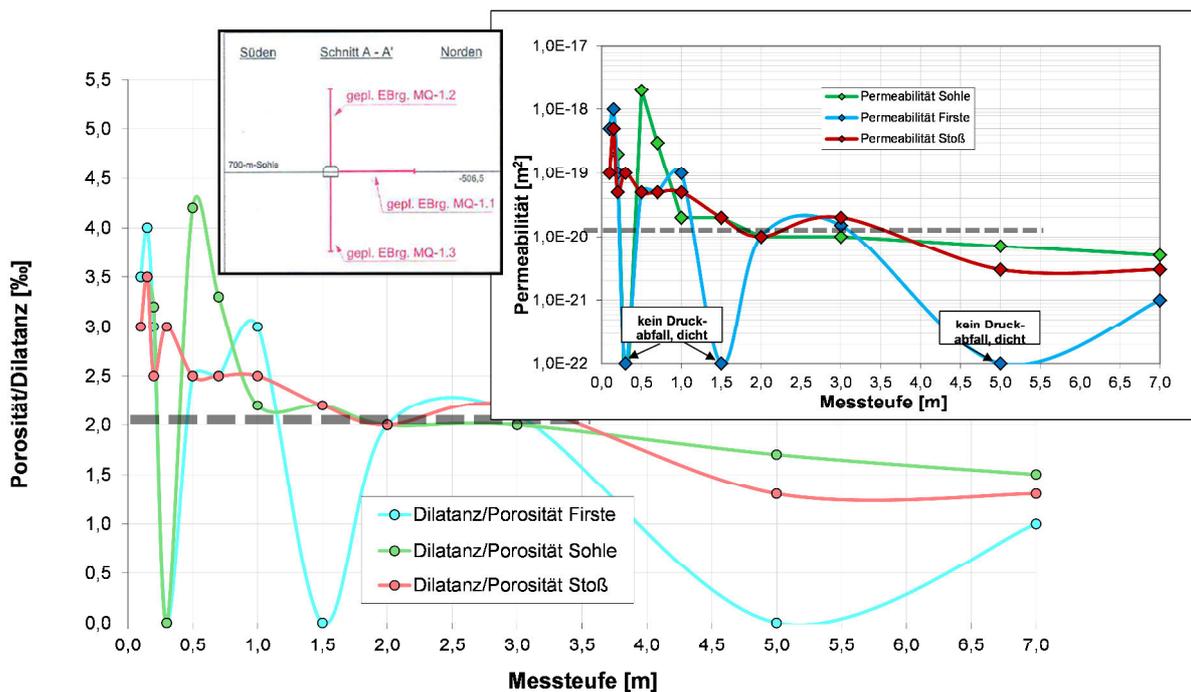


Abb. 3.6-4: Ergebnisse der Abschätzungen von Porosität/Dilatanz und Permeabilität in der freien Strecke vor dem Dammjoch.

In Abb. 3.6-3 werden die Ergebnisse der Spannungssondierungen in den drei Bohrungen in der freien Strecke vor dem Dammjoch dargestellt, wobei die Minimalspannungen in einem größeren Abstand von der Strecke sich auf einem Niveau von 8 bis 10 MPa einpendeln. Das ist deutlich unter dem für die Benchmark-Modellrechnungen angesetzten Grundspannungszustand von 15 MPa, ist aber durch die entlastende Wirkung der benachbarten Carnallitab-

baue erklärbar, vgl. auch Abb. 3.6-8. Eine detaillierte Interpretation erfolgt weiter unten im Vergleich mit den Modellierungsergebnissen.

Die Ergebnisse der Ableitung von Dilatanz und Permeabilitäten aus den Druckstoßtest in der freien Strecke sind in Abb. 3.6-4 zusammengefasst, wobei die größte Dilatanz und Permeabilität in der Sohle mit Werten von 4,2 ‰ bzw. $2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ bestimmt wurden. Die Breite der Auflockerungszone (ALZ) liegt bei ca. 1 m, wobei davon ausgegangen werden kann, dass die Gebirgsbereiche mit Permeabilitäten $\leq 10^{-20} \text{ m}^2$ als dicht anzusprechen sind. Ein detaillierter Vergleich mit den Berechnungsergebnissen erfolgt weiter unten

Im ersten Quartal 2015 wurden dann auch die drei bis zu 45 m langen Bohrungen aus der nördlich gelegenen Erkundungsstrecke des Kalilagers bis in den Bereich des Dammjoches gestoßen (Abb. 3.6-5), so dass die entsprechenden Spannungssondierungen und Permeabilitäts- bzw. Dilatanzmessungen Mitte 2015 durchgeführt werden konnten. Dabei erreichen die beiden Bohrungen MQ2-2 und MQ2-3 den Bereich des Dammjochs in seiner Firste bzw. Sohle in einem Abstand von ca. 1 m, während mit Bohrung MQ2-1 die Betonhinterfüllung des Ausbaus mittig angeschnitten wurde, Abb. 3.6-5.

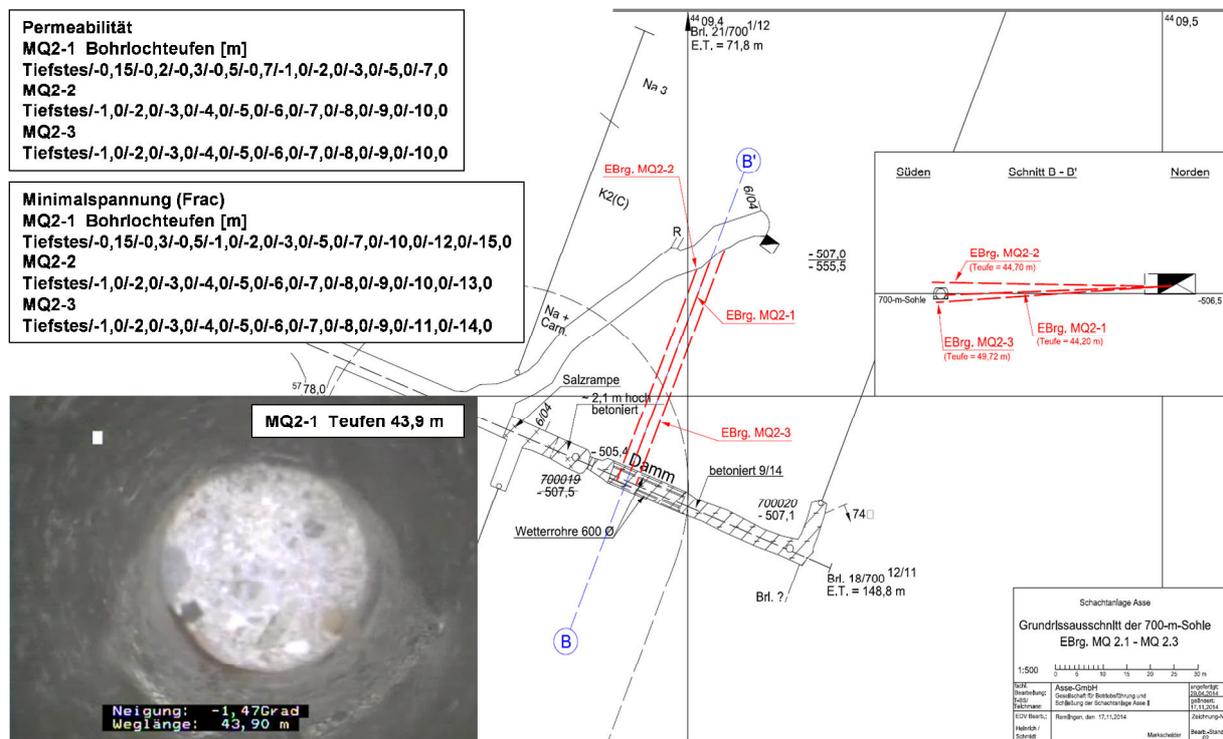


Abb. 3.6-5: Lage der Messbohrungen im Bereich des Dammjochs und Videoaufnahme der Bohrlochsohle von MQ2-1.

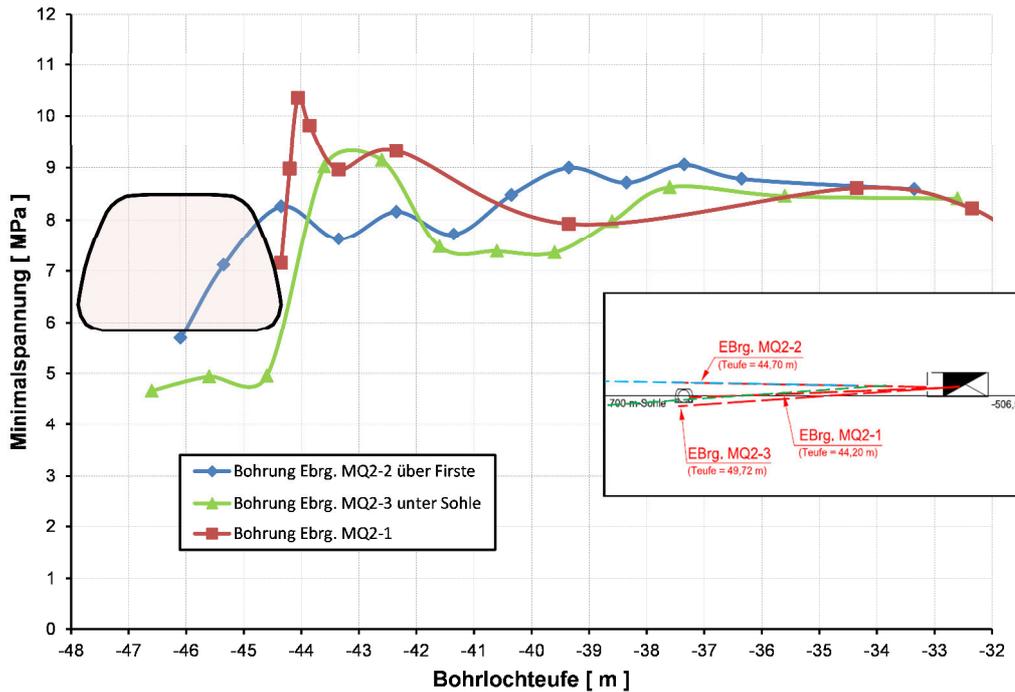


Abb. 3.6-6: Ergebnisse der Minimalspannungs Sondierungen im Bereich des Dammjochs.

In Abb. 3.6-6 werden die Ergebnisse der Spannungs Sondierungen in den drei Bohrungen im Bereich des Dammjochs dargestellt, wobei sich die Minimalspannungen ähnlich wie um die freie Strecke in einem größeren Abstand von der Strecke auf einem Niveau von 8 bis 9 MPa einpendeln. Im Bereich des Dammjochs nehmen die Spannungswerte zwar ab, unterschreiten aber nicht ein Niveau von ca. 5 MPa.

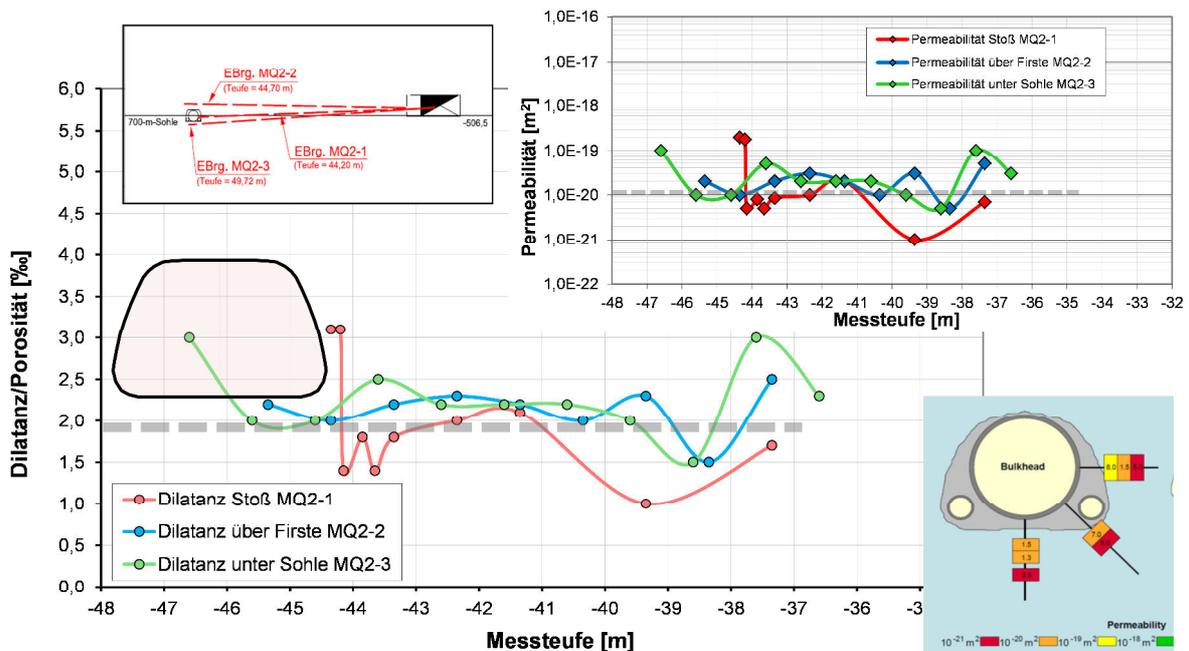


Abb. 3.6-7: Ergebnisse der Dilatanz- und Permeabilitätsabschätzungen im Bereich des Dammjochs.

Die Verteilung der Dilatanz und Permeabilität aus den Messungen in diesen drei Bohrungen wird in Abb. 3.6-7 zusammengefasst. Die Dilatanz bzw. Porosität liegen zwischen 1‰ und 3‰ und die entsprechenden Permeabilitäten zwischen 10^{-21} m^2 und $2 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$, wobei die höchsten Werte im unmittelbaren Kontakt zum Ausbau des Dammjoches bestimmt wurden. Sie sind damit ca. 1 Größenordnung geringer als die höchsten Werte, die um die freie Strecke gemessen wurden. Sie stimmen größenordnungsmäßig mit den von GRS 1999 hinter dem Ausbau des Dammjochs bestimmten Werten überein, siehe Inlay in Abb. 3.6-7.

In der Bohrung MQ2-1 wurde außerdem über die gesamte Länge die Laufzeit von Ultraschallwellen längs der Bohrlochwand (Bohrlochwellen) gemessen, um eine zusätzliche Information über die Auflockerung des Salzgebirges mit einem unabhängigen Messverfahren zu gewinnen. Weiterhin liefert dieses Verfahren eine bessere Ortsauflösung, wobei zusätzlich noch lithologische Unterschiede zwischen verschiedenen Salzgesteinen aufgrund unterschiedlicher Geschwindigkeiten ausgewiesen werden. Dieses bekannte Verfahren (z.B. ALHEID et.al. 2002) wurde durch die Gesellschaft für Materialprüfung und Geophysik mbH (GMuG) mit Entwicklung einer neuartigen Sonde für einen Bohrlochdurchmesser von 42 mm weiter verfeinert, wobei im Gegensatz zu älteren Sonden mit größerem Durchmesser kein zusätzliches Bohrloch gestoßen werden musste. Der Prototyp dieser Sonde war zunächst im Auftrag von K+S entwickelt worden und konnte später durch GMuG weiter verbessert werden.

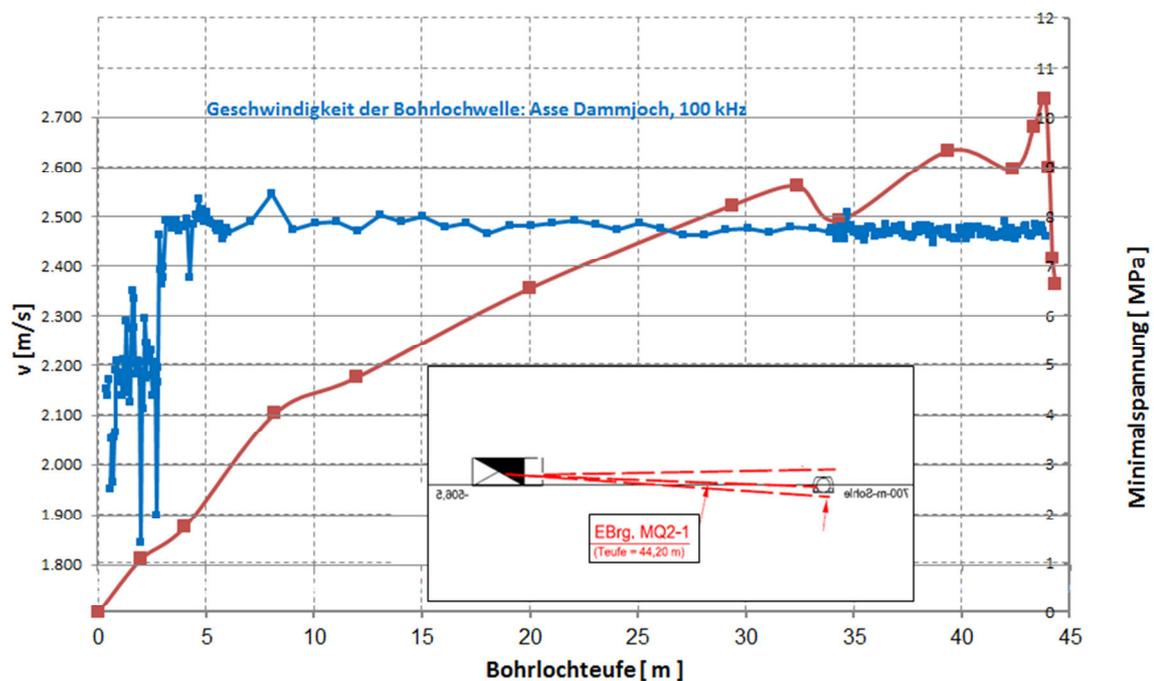


Abb. 3.6-8: Geschwindigkeit der Bohrlochwelle und Minimalspannung längs des Bohrlochs MQ2-1 zwischen der Erkundungsstrecke und der Betonhinterfüllung des Dammjoches. Hinweis: Die Geschwindigkeit der Bohrlochwelle ist nicht identisch mit der P-Wellengeschwindigkeit von Steinsalz, die in der Größenordnung von ca. 4.500 m/s liegt.

In Abb. 3.6-8 werden die Geschwindigkeit der Bohrlochwelle sowie die Minimalspannung längs des Bohrlochs MQ2-1 zwischen der Erkundungsstrecke und der Betonhinterfüllung des Dammjochs gegenübergestellt. Die kontinuierliche Verringerung der Minimalspannung in Richtung Erkundungsstrecke belegt sehr deutlich den entlastenden Einfluss der großen Abbaukammern des benachbarten Carnallititbaufeldes. Die Verteilung der Bohrlochwellengeschwindigkeit wird durch einen Gesteinswechsel von Carnallitit zu Steinsalz überlagert, der in etwa 3 m Bohrlochteufe liegt und durch einen Geschwindigkeitssprung von 2.200 m/s auf ca. 2.500 m/s angezeigt wird. Die detaillierte Analyse der Messungen im vorderen Bereich zeigt eine ALZ mit einer Breite von ca. 1 m am Stoß der Erkundungsstrecke. Im restlichen Steinsalz-dominierten Teil des Bohrlochs liegen die Geschwindigkeiten mit einigen wenigen Ausnahmen knapp unter 2.500 m/s. Dabei ist zu berücksichtigen, dass mit dem Bohrloch mehrere Varietäten des Leinsteinsalzes durchteuft werden. In den tiefsten 10 m des Bohrlochs, die mit einer Auflösung von 5 cm bemustert wurden, kann kein Abfall der Geschwindigkeiten beobachtet werden, so dass auch in unmittelbarer Nähe des Dammjochs keine Auflockerung (Dilatanz) mit diesem Verfahren belegt werden kann.

3.6.2 Simulationsrechnungen zum Dammjoch

Abb. 3.6-9 zeigt die Geometrie des FLAC3D-Berechnungsmodells, das von allen Partnern, die den Finite-Differenzen-Code FLAC3D für ihre numerischen Simulationen verwenden haben, d.h. auch das IfG, für die Simulation des Verhaltens des Salzgebirges um das Dammjochs genutzt wurde. Diese Partner haben dasselbe Berechnungsmodell angewendet, um einen möglichen Einfluss von verschiedenen Vernetzungen auf die Ergebnisse auszuschließen.

Wegen der Symmetrie umfasst das Gesamtmodell nur die rechte Hälfte eines Vertikalschnittes durch die Struktur. Die Dimension des Modells beträgt 50 m Breite und 100 m Höhe, um den Einfluss der Randbedingungen zu minimieren. Bei den 3D-Simulationen wurde für die dritte Dimension des Modells 0,2 m angenommen sowie ebenen Verzerrungsbedingungen wegen der vergleichsweise großen Länge der Strecke.

Für eine detailliertere Darstellung des streckennahen Bereichs beider Berechnungsmodelle, siehe Abb. 3.6-9. Die beiden kleineren Rohre an der Unterseite des Dammjochs in Abb. 3.6-2 wurden nicht berücksichtigt, da angenommen wurde, dass sie nur einen geringen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse haben.

Jeder Partner berechnete die Struktur mit seinem Stoffmodell für einen Zeitraum von 88 Jahren nach Streckenauffahrung. Zum Vergleich hat er auch die offene Strecke ohne Dammjoch für die gleiche Zeitdauer berechnet.

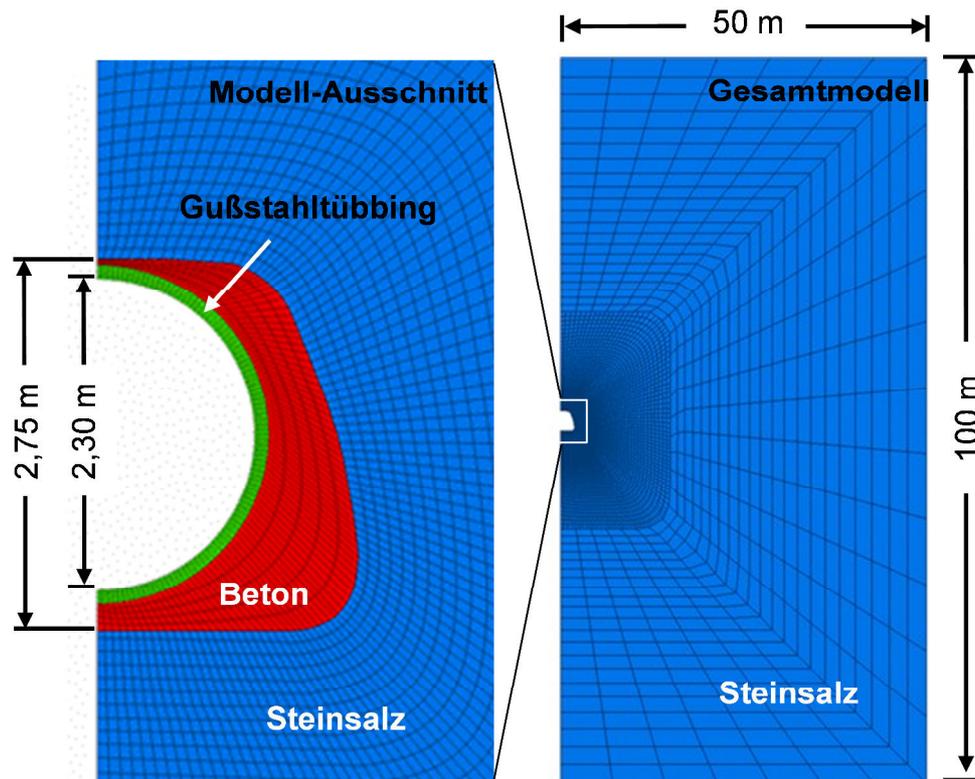


Abb. 3.6-9: Gesamtes FLAC3D Modell, das für die Simulationen der Strecke mit und ohne Dammjoch verwendet wurde. Wegen der Symmetrie wurde nur eine Hälfte der Struktur modelliert.

Zunächst werden in Abb. 3.6-10 auf der linken Seite die Verschiebungen in der Nähe der offenen Strecke mit einem Flächenplot gezeigt, der die Verteilung nach 88 Jahren repräsentiert. Die Kurven im rechten Diagramm zeigen einen Vergleich der Ergebnisse der beiden IfG-Modelle entlang einer horizontalen Spur auf halber Streckenhöhe bei $t = 3, 10$ und 88 Jahre nach Streckenauffahrung mit nahezu identischen Ergebnissen.

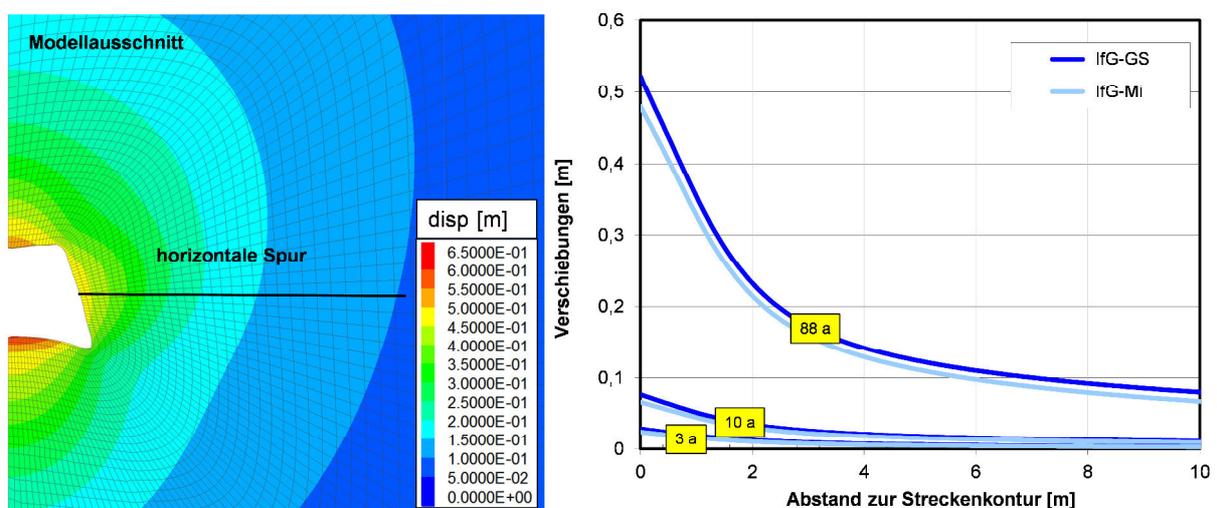


Abb. 3.6-10: Links: Flächenplot der Verschiebungsgrößen [m] um die offene Strecke 88 Jahre nach der Auffahrung (IfG-Mi). Rechts: Vergleich der Verschiebungen entlang der horizontalen Spur bei $t = 3, 10$, und 88 Jahre nach der Auffahrung.

Bei der Durchführung des Messprogramms vor dem Dammjoch wurde die Höhe der offenen Strecke mit ca. 2,5 m abgeschätzt, Abb. 3.6-2. Die mit beiden Modellen für 88 Jahre nach Streckenauffahrung berechnete Höhe von 1,5 bzw. 1,6 m ist selbst bei Berücksichtigung mehrerer Beraubezyklen demzufolge deutlich zu gering, was durch die Annahme eines zu großen Primärspannungswertes von 15 MPa im Unterschied zu den Messwerten von 8 bis 10 MPa und den daraus resultierenden zu großen Konvergenzraten erklärt werden kann.

Ein weiteres Beispiel für die Bandbreite der Berechnungsergebnisse der beiden Modelle wird im rechten Bild in Abb. 3.6-11 gezeigt. Hier wird der Verlauf der Vergleichsspannungen dargestellt, die mit beiden Modellen entlang der gleichen horizontalen Spur berechnet wurden und im Fall der offenen Strecke nach 88 Jahren nur geringfügig bezüglich des Kurvenmaximums, das unmittelbar hinter der Streckenkontur liegt, voneinander abweichen.

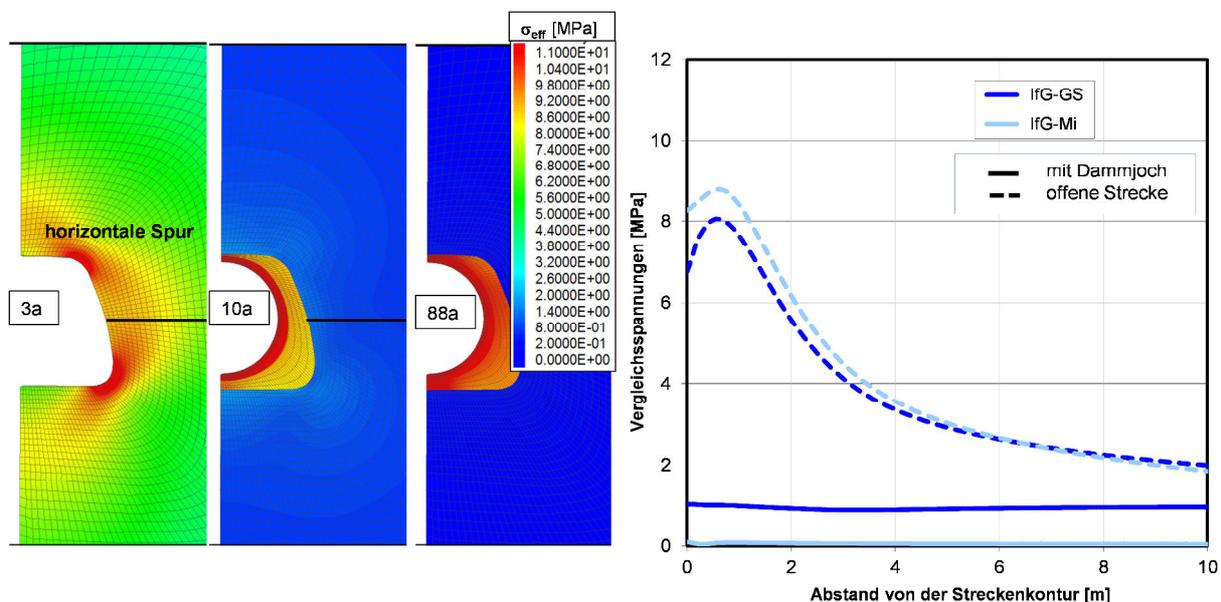


Abb. 3.6-11: Linke drei Bilder: Verteilung der Effektivspannungen σ_{eff} [MPa] zu verschiedenen Zeitpunkten: Nach 3 Jahren unmittelbar vor dem Einbau des Dammjochs, nach 10 Jahren, und nach 88 Jahre. Diese drei Diagramme sind im gleichen Maßstab (Simulationen IfG-Mi) aufgetragen. Rechts: Vergleich der Vergleichsspannungen auf der horizontalen Spur, 88 Jahre nach der Auffahrung, die mit beiden Modellen mit und ohne Dammjoch berechnet wurden.

In den linken drei Diagrammen von Abb. 3.6-11 werden die Verteilungen der Effektivspannung um die Strecke mit Flächenplots dargestellt, 3 Jahre nach der Auffahrung, d.h. unmittelbar vor dem Einbau des Dammjoches, nach 10 Jahren, d.h. 7 Jahre nach der Errichtung des Dammjoches und nach 88 Jahre (85 Jahre mit Dammjoch). Diese Diagramme zeigen, dass die Installation des Dammjoches und das Aufkriechen des Salzes zu einer raschen Verringerung der Effektivspannungen führen. Nach 88 Jahre sind die Werte auch in der Nähe der Salzkontur fast null, siehe die rechten beiden Flächenplots und die untere Kurvenschar im Diagramm. Die größere Vergleichsspannung bei den Rechnungen mit dem G/S-Modell

sind in den vergleichsweise niedrigeren stationären Kriechraten bei kleinen Vergleichsspannungen begründet, vgl. Abb. 3.4-3. Die Vergleichs- oder Effektivspannungen entsprechen der Spannungsdifferenz in Laborversuchen, sie ist die Größe, die die Verformung antreibt. Die Ergebnisse in Abb. 3.6-11 zeigen, dass bereits 7 Jahre nach dem Einbau des Dammjochs sich der Großteil der Salzverformung vollzogen hat. Nach 85 Jahren ist das Kriechen des Salzgebirges gegen das Dammjoch mit dem IfG-Mi-Modell fast beendet und der Spannungszustand im Salzgebirge gleicht nahezu wieder dem vor der Auffahrung der Strecke. Im Unterschied dazu konnte infolge der geringeren Kriechraten im Bereich kleiner Effektivspannungen beim IfG-GS-Modell der Spannungszustand noch nicht wieder vollständig ausgeglichen werden.

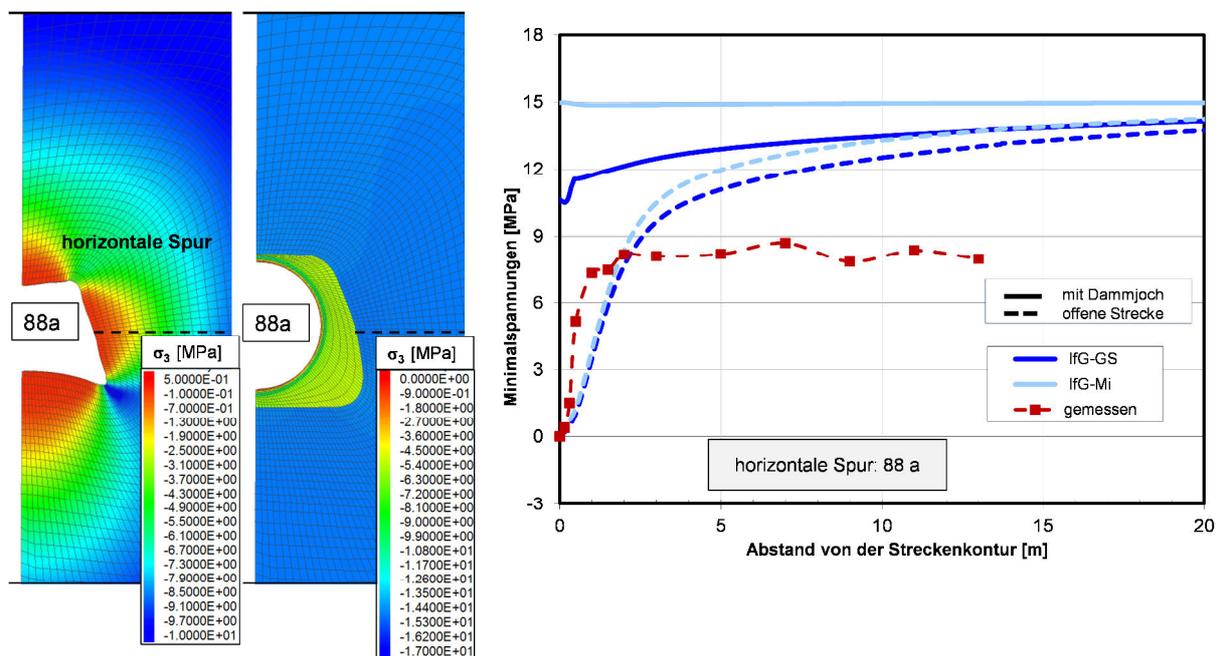


Abb. 3.6-12: Von links nach rechts: Vergleich der minimalen Hauptspannungen σ_3 [MPa] um die offene Strecke (dunkelrote Bereiche: Zugspannungen mit $\sigma_3 > 0$) und in der Nähe des Dammjochs (Simulationen IfG-Mi), entlang der horizontalen Spur, 88 Jahre nach Auffahrung.

Dies wird in Abb. 3.6-12 durch die Verteilung der minimalen Hauptspannung bestätigt, die dem Manteldruck in Laborversuchen entspricht und einen großen Einfluss auf die Entwicklung bzw. Verringerung der Schädigung und Dilatanz besitzt. Das linke Bild zeigt, dass nach 88 Jahren positive Werte, d.h. Zugspannungen in den Zentren der Firse und Sohle der offenen Strecke auftreten. Im IfG-Mi-Modell werden nach Überschreiten der Zugfestigkeit, die auf 1,0 MPa festgelegt wurde, die Minimalspannungen durch plastische Verformung aufgehoben. Im Ergebnis der Simulation mit Dammjoch erscheinen am Ende nur blaue Farben, d.h. die minimale Hauptspannung hat im IfG-Mi-Modell mehr oder weniger 15 MPa, das Niveau der anderen Spannungskomponenten und des vorgegeben hydrostatischen Grundspannungsniveaus vor Streckenauffahrung erreicht.

Das rechte Diagramm in Abb. 3.6-12 zeigt den Vergleich entlang der horizontalen Spur, die in den linken Bildern eingezeichnet ist. Das Grundspannungsniveau von 15 MPa wurde allerdings mangels anderer Informationen zu hoch angesetzt, wie der Vergleich mit der gemessenen Minimalspannungsverteilung längs der horizontalen Spur belegt.

Im Unterschied zu den Rechnungen mit dem IfG-Mi-Modell bleibt in den Simulationsrechnungen mit dem IfG-G/S-Modell auch nach 88 Jahren eine Absenkung der Minimalspannung von ca. 3 MPa erhalten. Die gemessenen Absenkungen der Minimalspannungen um das Dammjoch liegen ebenfalls in der Größenordnung von 3 - 4 MPa (Abb. 3.6-6), was die Annahme der geringeren stationären Kriechraten bei kleinen Spannungsdifferenzen im IfG-G/S-Modell stützt.

In der Simulation der offenen Strecke, sind die Zonen, in denen Schädigung und Dilatanz zu erwarten sind (Auflockerungszone, ALZ) die Bereiche mit kleinen Absolutwerten von σ_3 .

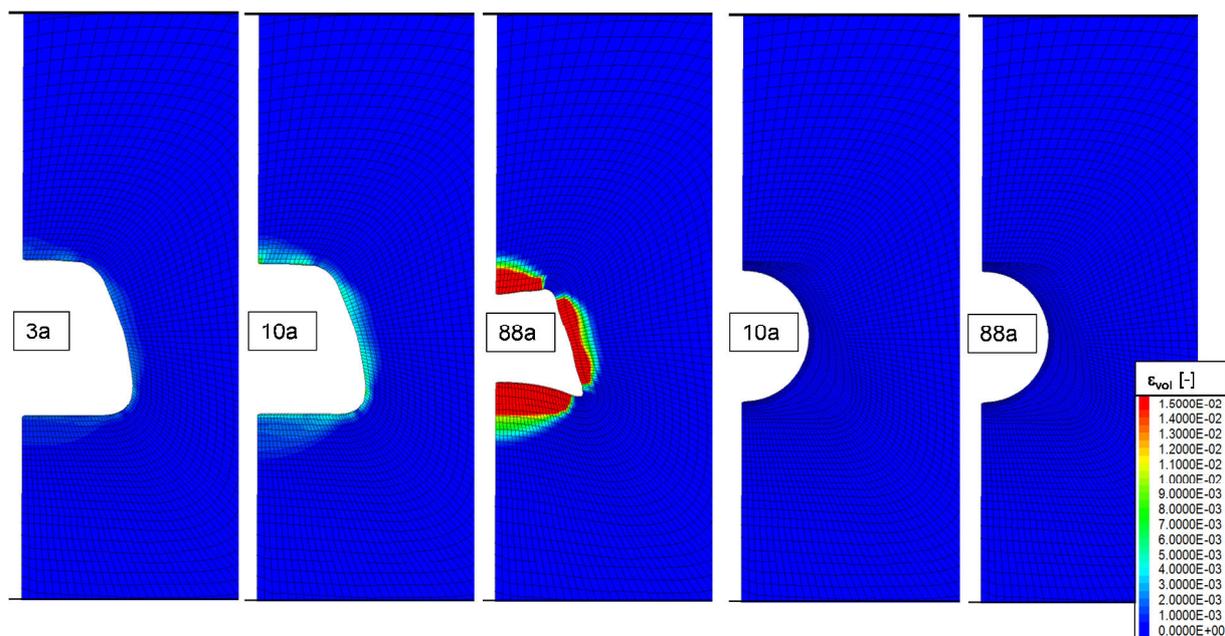


Abb. 3.6-13: Vergleich der Dilatanzverteilung um die offene Strecke (linke drei Bilder) und um das Dammjoch (rechte beide Bilder) zu den angegebenen Zeitpunkten nach der Streckenauffahrung (Simulationen IfG-G/S).

Die Auflockerungszone ALZ (EDZ) wird für verschiedene Zeitpunkte in Abb. 3.6-13 für beide Simulationen (mit und ohne Dammjoch) beispielhaft für das IfG-GS-Modell visualisiert. Alle Flächenplots haben den gleichen Maßstab, wobei der Maximalwert für eine einheitliche Visualisierung auf 1,5% reduziert wurde. Die größte Ausdehnung der EDZ reicht hinter der Kontur nach 88 Jahren (mittleres Bild) etwa 60 cm in das Salzgebirge. Schädigung und Dilatanz durch Zugspannungen wurden hier mit berücksichtigt. Daher tritt in der Mitte der Sohle und Firste relativ viel Dilatanz auf (am besten zu sehen im mittleren Bild).

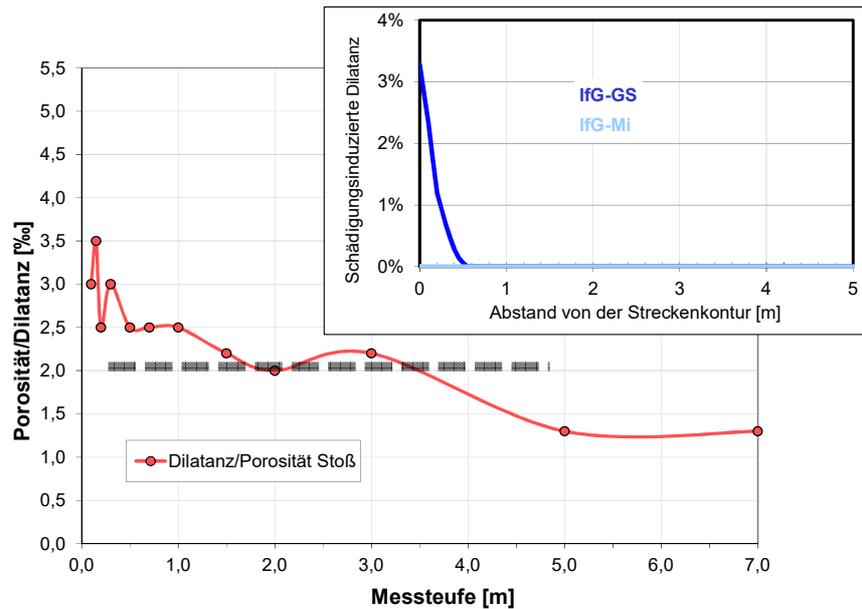


Abb. 3.6-14: Vergleich zwischen gemessener und berechneter (s. Inlay) Dilatanzverteilung um die offene Strecke nach 88 Jahren.

Der Vergleich zwischen den meßtechnisch abgeschätzten Werten der schädigungsinduzierten Dilatanz und den berechneten Werten für die horizontale Spur und offene Strecke nach 88 Jahren (Abb. 3.6-14) zeigt, dass mit dem G/S-Modell die Dilatanz um ca. 1 Größenordnung überschätzt werden, was mit der Annahme eines zu hohen Primärspannungswerte erklärt werden kann. Im Unterschied dazu sind die Werte, die mit dem Mi-Modell berechnet wurden zu klein, was mit der z.Z. noch fehlenden Reduzierung der Zugfestigkeit nach erfolgter Scherbeanspruchung zu begründen ist.

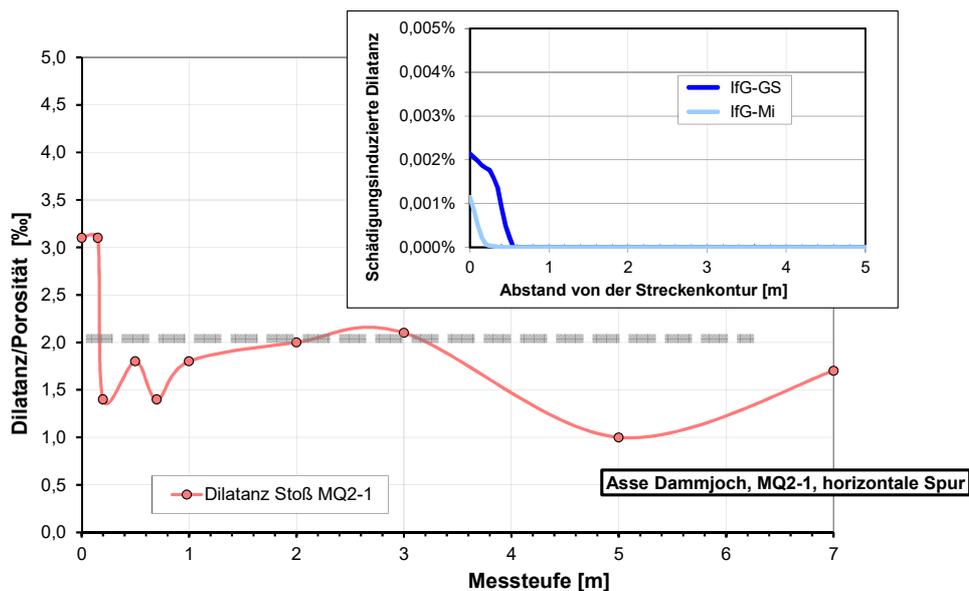


Abb. 3.6-15: Vergleich zwischen gemessener und berechneter (s. Inlay) Dilatanzverteilungen um das Dammjoch nach 88 Jahren.

Der Vergleich zwischen den meßtechnisch (über das Auswerteverfahren der Permeabilität) abgeschätzten Werten der schädigungsinduzierten Dilatanz und den berechneten Werten für die horizontale Spur um das Dammjoch nach 88 Jahren (Abb. 3.6-15) zeigt, dass mit beiden IfG-Modellen die Dilatanz am Kontakt zum Dammjoch um ca. 2 Größenordnung unterschätzt wird. Allerdings ist die Ableitung von Dilatanzwerten in dieser Größenordnung mit dem benutzten Permeabilitäts-Verfahren problematisch. Die in Abb. 3.6-8 dargestellten Messungen der Bohrlochwellen belegen z.B. am Kontakt zum Dammjoch keine signifikante Verringerung der Wellengeschwindigkeit und geben damit keinen Hinweis auf das Vorliegen einer Dilatanz des Salzgebirges, was mit den berechneten vernachlässigbaren Dilatanzwerten in Übereinstimmung steht.

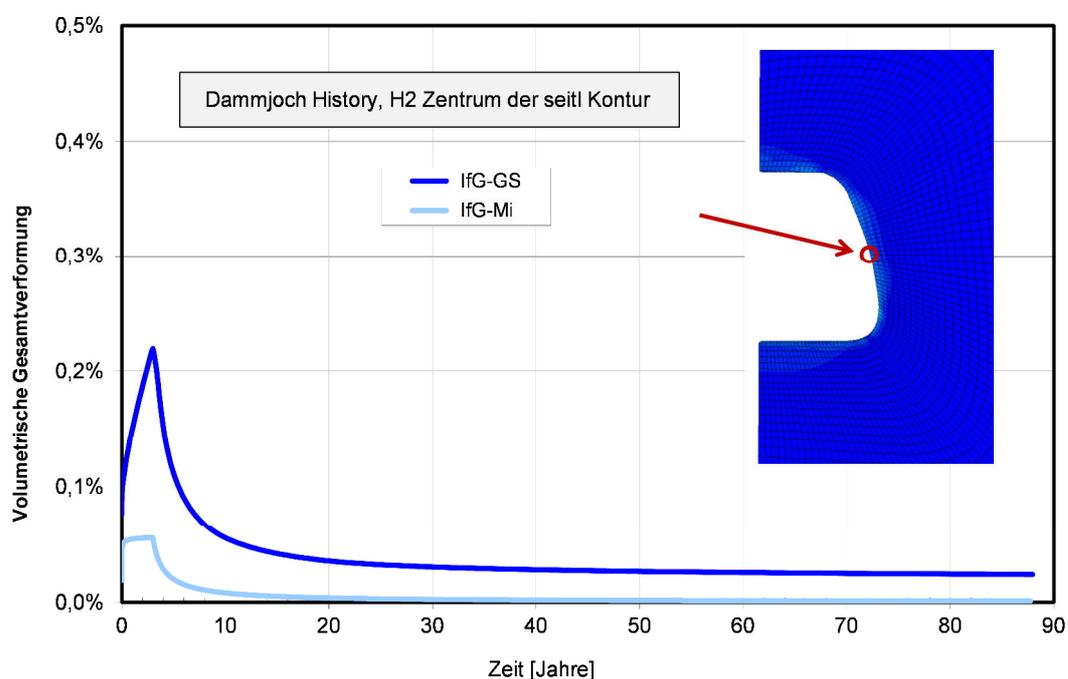


Abb. 3.6-16: Vergleich der Entwicklung der gesamten (elastischen + plastischen) Volumenverformung in der Mitte der Streckenkontur, wie mit beiden Modellen berechnet.

Im Unterschied zu Abb. 3.6-13, in der nur der plastische Teil, d.h. die Dilatanz durch Schädigungen dargestellt ist, wird in Abb. 3.6-16 die zeitliche Entwicklung der gesamten (elastischen und plastischen) Volumendehnung für einen Punkt an der Streckenkontur in der Mitte der Stoßes auf halber Höhe aufgetragen. In den ersten drei Jahren der offenen Strecke wächst die volumetrische Verformung schnell an, weil die minimale Hauptspannung an der Streckenkontur verschwindet, s. Abb. 3.6-12, und die Effektivspannung dort hoch ist, siehe Abb. 3.6-11. Daher befindet sich der Spannungszustand weit oberhalb der Dilatanzgrenze. Dann, nach 3 Jahren wird das Dammjoch installiert und die Dilatanz sowie die volumetrische Gesamtverformung nehmen infolge Riss-schließung mehr oder weniger schnell ab. Bezüglich der Geschwindigkeit dieser Abnahme unterscheiden sich die Berechnungsergebnisse beider

Modelle voneinander. Hauptgrund dafür ist, dass die experimentelle Grundlage für eine bessere Beschreibung der Reduzierung bzw. Verheilung von Schädigung und Dilatanz z.Z. noch sehr begrenzt ist.

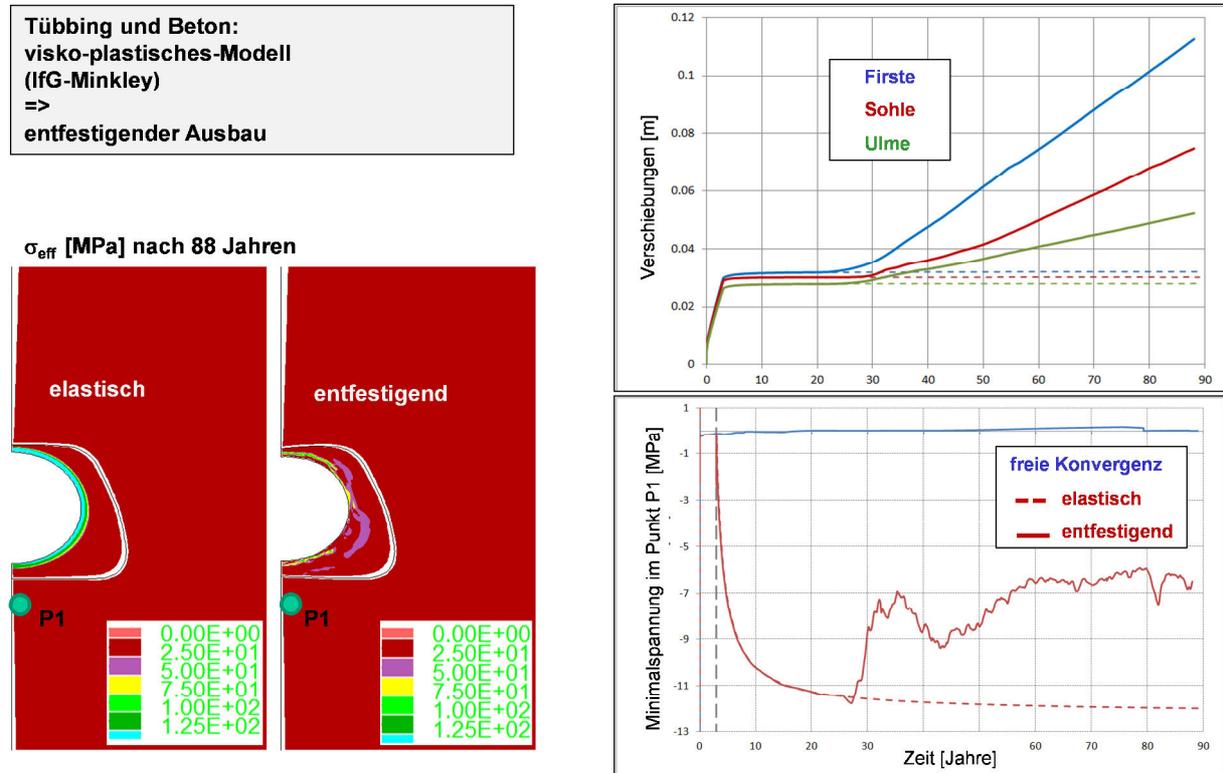


Abb. 3.6-17: Studie zur Wirkung eines entfestigenden (weichen) Ausbaus mit dem IfG-Mi-Modell.

Weiterhin ergab die Inspektion vor Ort, dass das Dammjoch aufgrund der Belastung beginnt oder bereits versagt hat (s. Abb. 3.6-2). Zum möglichen Einfluss dieses Effekts wurde zusätzlich zu den Simulationsrechnungen, die durch alle Partner durchgeführt wurden, vom IfG mit dem Mi-Modell eine Parameterstudie zum Einfluss des Versagens des Dammjoches, wie es sich an seinem westlichen Ende bereits andeutet, realisiert. In Abb. 3.6-17 werden die wichtigsten Ergebnisse dieser Simulationsrechnungen zusammengefasst.

Nach ca. 30 Jahren versagt der Ausbau des Dammjoches und der sich weiter im Restfestigkeitsbereich verformende Ausbau verschließt die Strecke mit einer geringeren Rate als vor dem Einbringen des Ausbaus. Dabei fallen auch die Minimalspannungen, die zunächst angestiegen sind auf einen geringeren Wert ab (rechtes untere Inlay).

3.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Auf der Grundlage von qualitativ hochwertigen Kriech- und Festigkeitsversuchen durch das IfG Leipzig und hochpräzisen Verheilungsversuchen durch die TU Clausthal am Asse-Speisesalz der Staßfurt-Folge wurden für beide Stoffmodelle des IfG einheitliche Parametersätze für die Simulationsrechnungen (HAMPEL et al., 2013 und 2015) sowohl zum HFCP-Bohrlochversuch mit Erhitzer als auch zum Dammjoch ermittelt. Diese wurden noch einmal bezüglich der stationären Kriechraten bei kleinen Spannungsdeviatoren an der freien Bohrlochkonvergenz des IFC-Versuchs nachkalibriert bzw. validiert. Für die Simulationsrechnungen zum Dammjoch mussten diese Daten auf das am Dammjoch anstehende Basis- und Orangeaugensalz der Leine-Folge übertragen werden.

Die im Rahmen des Benchmarking in einem 1. Schritt durchgeführten Nachrechnungen der Kriech-, Festigkeits- und Verheilungsversuche ist mit beiden Stoffmodellen mit einer guten Übereinstimmung gelungen, was gleichzeitig eine Validierung der angeleiteten Stoffmodellparametersätze darstellt.

In einem 2. Schritt konnte gezeigt werden, dass die in situ während des Erhitzerversuchs (HFCP-Test der ECN) gemessenen Bohrlochkonvergenzen mit beiden IfG-Stoffmodellen mit einer guten Genauigkeit nachgerechnet werden konnten, ohne eine Veränderung der Parametersätze vornehmen zu müssen, was eine Validierung der in den Stoffmodellen angenommenen Temperaturabhängigkeiten belegt.

Im 3. Schritt wurde mit beiden Stoffmodellen die mit den Partnern abgestimmten Benchmark-Berechnungen durchgeführt, mit denen sowohl das Verhalten der offenen Strecke als auch das Verhalten der Strecke nach dem Einbau des Dammjochs prognostiziert wurde.

Da zunächst weder Konvergenz- noch Spannungsmessungen im Bereich des Dammjoches vorlagen, erfolgte keine erneute Kalibrierung für das anstehende Leine-Steinsalz und es wurde als herrschender Primärspannungszustand der ungestörte lithostatische Teufendruck von 15 MPa angenommen.

Erst nachdem die Benchmark-Berechnungen zum Dammjoch abgeschlossen waren, konnten In-situ-Messungen sowohl in der offenen Strecke als auch im Bereich des Dammjoches in kleinkalibrigen Bohrlöchern mit einem Durchmesser von 42 mm durchgeführt werden, d.h. Spannungssondierungen zur Minimalspannungsabschätzung und Druckstoßtest zur Permeabilitäts- und Dilatanzabschätzung. Als alternatives Verfahren für eine qualitative Bewertung der schädigungsinduzierten Dilatanz wurde im Bereich des Dammjoches in einem Bohrloch zusätzlich die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Bohrlochwellen gemessen.

Ein wesentliches Ergebnis der Spannungsmessungen war, dass mit den Messungen ein deutlich abgeminderter Spannungszustand in der Größenordnung von ca. 9 MPa nachgewiesen wurde, gegenüber den 15 MPa, die für die Berechnungen angesetzt wurden.

Die entlastende Wirkung des in unmittelbarer Nähe zwischen 1909 und 1925 aufgefahrenen Carnallitbaufeldes, das eine Absenkung des in der Umgebung des Dammjoches wirkenden Primärspannungszustandes auf ca. 9 MPa bewirkte, hat dazu geführt, dass mit den Simulationsrechnungen zu große Konvergenzraten und zu große Auflockerungsgrade in der ALZ berechnet wurden.

Deshalb sollten im Nachfolgevorhaben WEIMOS, in dem u.a. die Verbesserung der Beschreibung der Verheilung geplant ist, die Benchmark-Berechnungen mit dem durch die In-situ-Messungen im Bereich des Dammjoches ermittelten, wirkenden Primärspannungszustandes von 9 MPa und dem gleichen Parametersatz wiederholt werden.

Unabhängig davon kann zusammenfassend festgestellt werden, dass beide IfG-Stoffmodelle geeignet sind, auch die Schädigungsrückbildung und Verheilung von Steinsalz abzubilden, d.h. zu modellieren. Allerdings erfordert die weitergehende Verbesserung der Stoffmodelle bezüglich der Schädigungsrückbildung die Durchführung von zusätzlichen Verheilungsversuchen, da die aktuelle Datenbasis mit nur zwei belastbaren Laborversuchen sehr schmal ist.

4 Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP-site

4.1 Einleitung

Im Jahr 2013 konnte das Verbundprojekt III im Rahmen der Deutsch-Amerikanischen-Zusammenarbeit verlängert werden, wobei für diese Projektphase der Vergleich der Modellierungsansätze bezüglich des Temperatureinflusses auf das Verformungsverhalten von Steinsalz im Mittelpunkt stand. In Weiterentwicklung der vorliegenden Erfahrungen aus kleinskaligen Erhitzerversuchen in Bohrlöchern sollte hier eine reale Einlagerungskammer in 3D betrachtet werden.

Der Faktor Temperatur ist eine entscheidende Einflussgröße für den Entwurf, den Betrieb und die Entwicklung der Langzeitsicherheit von untertägigen Endlagern für hochaktive, wärmeentwickelnde, radioaktive Abfälle im Steinsalz (HANSEN & LEIGH, 2011).

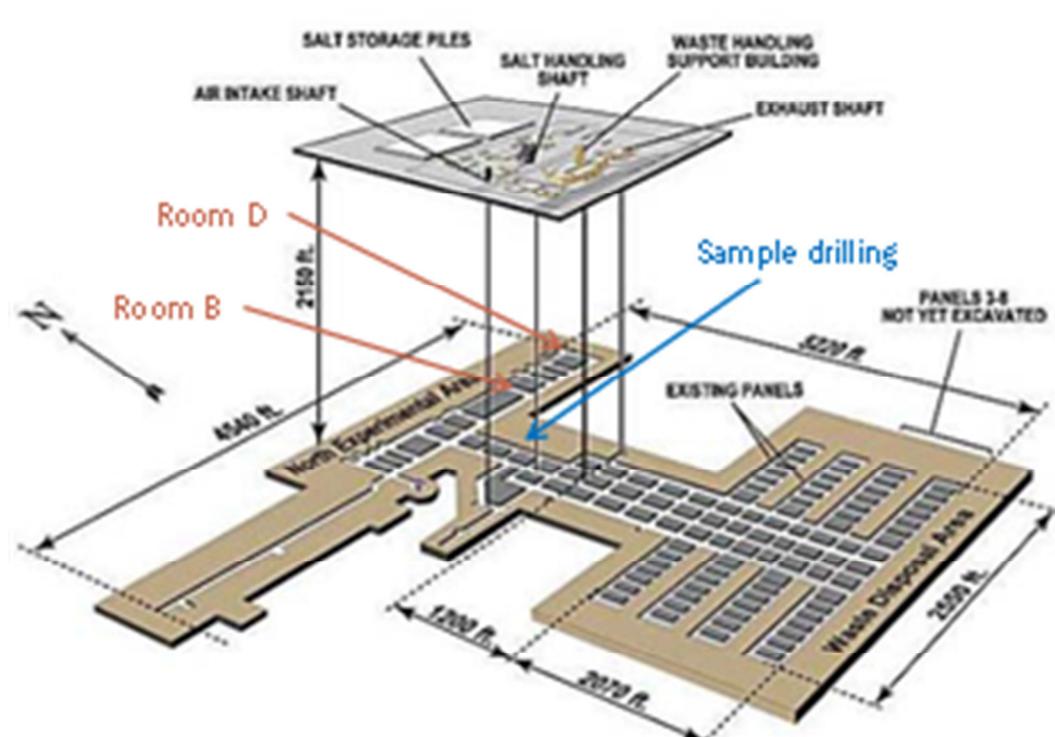


Abb. 4.1-1: Lage der Bohrungen für die Probenahme sowie von Room B und D in der WIPP-site.

Als ein Beispiel für eine reale In-situ-Situation im Steinsalz unter thermo-mechanischer Beanspruchung ist der Erhitzerversuch im Room B (Test von simuliertem hochaktivem Abfall aus der Verteidigungsindustrie) in der WIPP-site (Waste Isolation Pilot Plant) nachzurechnen (Abb. 4.1-1). Room D ohne Erhitzer und mit der gleichen Geometrie bietet die ideale Möglichkeit des Vergleichs, um die thermo-mechanischen Effekte zu separieren. Im Rahmen des Verbundprojektes wurden Benchmark-Rechnungen für die WIPP-site geplant und durchgeführt, die den In-situ-Test, der im Room B durchgeführt wurde, simulieren.

Eine Voraussetzung für die Realisierung der Benchmark-Rechnungen war, dass die spezifischen Materialparameter für alle Materialgesetze bekannt sind, die von den verschiedenen Projektpartnern genutzt werden. Eine umfangreiche Datenbasis der gebirgsmechanischen Parameter für das WIPP-Salz existiert bereits seit den Untersuchungen in den 80er und 90er (MELLEGARD & PFEIFLE, 1993). Es fehlten jedoch speziell angepasste und systematische Versuchsserien, die die Ableitung der spezifischen Materialparameter für die im letzten Jahrzehnt neu- bzw. weiterentwickelten Materialgesetze gestatten. Außerdem erlaubte die Weiterentwicklung der Laborversuchstechnik die Versuche mit einer höheren Präzision und mit Bestimmung der schädigungsinduzierten Dilatanz durchzuführen. Deshalb wurde ein umfassendes systematisches Laborversuchsprogramm für das WIPP-Salz erarbeitet und weitgehend ausgeführt (SALZER et al., 2015).

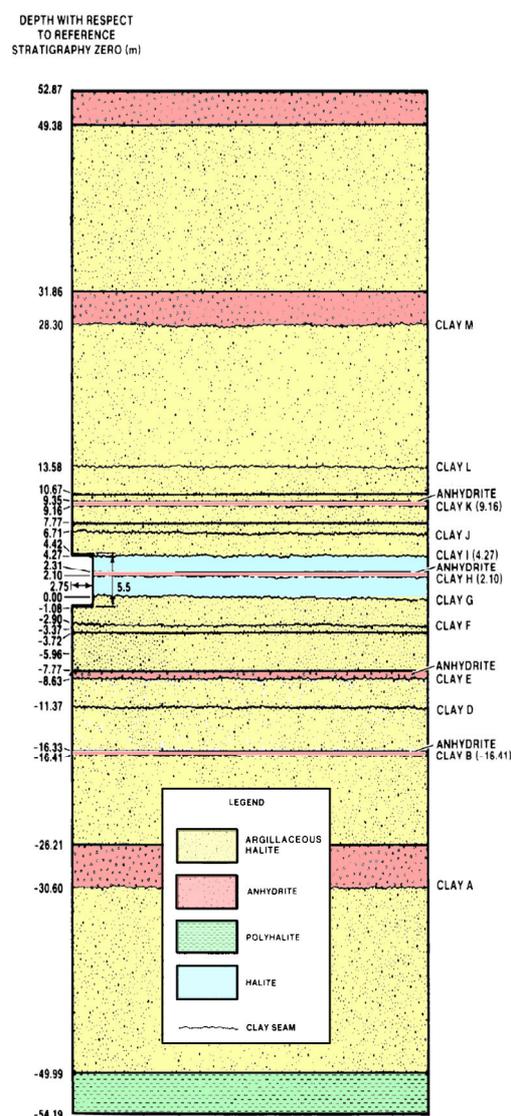


Abb. 4.1-2: Vertikalschnitt durch Room B und D sowie die Randbedingungen für die gebirgsmechanische Modellierung nach (MUNSON et al. 1990 - Sandia Report SAND89-2671).

Die Laborversuchsergebnisse für "clean salt", die im Wesentlichen durch das IfG ermittelt wurden, werden im nächsten Kapiteln beschrieben. Im Rahmen des Verbundprojektes dienen diese Versuche nicht nur zur Ableitung von materialspezifischen Parametern sondern auch dazu, um an ihnen selbst Benchmark-Rechnungen auszuführen.

Als ein flach-gelagertes Salzvorkommen besteht die idealisierte Stratigraphie des Salinars der WIPP-site hauptsächlich aus "argillaceous salt" mit einer Schicht aus "clean salt" im Horizont der Einlagerungskammern zwischen den Tonbändern G und I, dem Anhydrit MB 139 und einer dünnen Anhydritlage in der "clean salt"- Schicht, bezeichnet als Anhydrit A (Abb. 4.1-2). Entsprechend des Volumenanteils vor Ort lag das Hauptgewicht der Laboruntersuchungen auf "argillaceous salt" und in zweiter Linie auf "clean salt".

4.2 Laborprogramm WIPP-Salz

4.2.1 Probenahme, Prüfkörperherstellung, Petrophysik und Laborprogramm

Als eine repräsentative Materialserie, wurden durch SANDIA Carlsbad sechzig 12"-Durchmesser Kernstücke ($\varnothing \approx 30,48$ cm; Länge: 0,6 m; Gewicht: 90 kg) gewonnen und mit drei Lieferungen (5,5 t insgesamt) an das IfG geschickt. Die Herstellung der zylindrischen Prüfkörper ($\varnothing = 100$ mm x l = 200 mm bzw. 40 mm x 80 mm) war eine Projektposition, die durch das IfG ausgeführt wurde. Das experimentelle Programm fokuzierte sich auf die beiden Hauptgesteinsgruppen "argillaceous salt" (toniges Steinsalz) und "clean salt" (reines Steinsalz) im Einlagerungshorizont, wobei die gesteinsmechanischen Versuche am "clean salt" hauptsächlich durch das IfG realisiert wurden und die am "argillaceous salt" in Wesentlichen an der TU Clausthal.

Die Fotos (Abb. 4.2-1 und 4.2-2) zeigen das Herausbohren und Verpacken der Großkerne auf der WIPP-site. Eine steife Hartkartonröhre enthält jeweils einen Kern mit einem Durchmesser von ca. 30 cm, einer Länge von ca. 60 cm und einem Gewicht von ca. 90 kg. Alle Kernstücke sind nummeriert und bezüglich ihrer Orientierung markiert. Eine rote Linie (Abb. 4.2-3) markiert die Oberseite der Kerne.



Abb. 4.2-1: Herausbohren von "clean salt" – Großkernen in der WIPP-site.



Abb. 4.2-2: Verpackung von "clean salt" - Großkernen auf der WIPP-site.

Zunächst wurden die Großkerne mit der "Clipper"-Gesteinssäge in zwei Hälften geteilt und danach die zylindrischen Prüfkörper auf einer Drehbank orientiert herausgebohrt. Die Endbearbeitung erfolgte ebenfalls auf einer Drehbank (Abb. 4.2-3).



Abb. 4.2-3: Herstellung der Prüfkörper auf einer Drehbank.

Für eine petrophysikalische Charakterisierung wurden die Dichte und die Ultraschallgeschwindigkeiten an den Prüfkörpern gemessen. Zur angewendeten Methodik siehe Kapitel 3.2-1 Die Datensätze der petrophysikalischen Parameter für „clean“ und „argillaceous“ salt sind in Anlage 4.2-1 dokumentiert. Die Ergebnisse von Einzelproben für Dichte und V_p sind im Vergleich mit dem Referenzmaterial Asse-Speisesalz in Abb. 4.2-4 grafisch gegenübergestellt.

Zur generellen Einordnung sind zusätzlich idealisierte Isolinien für Porosität und Anhydritgehalt dargestellt, die auf der Beziehung von Wyllie et al. (1956) basieren. Während die Asse-Daten perfekt sehr reinem und fast nicht aufgelockertem Steinsalz entsprechen, zeigt das WIPP-Salz gewisse Abweichungen. Beachtenswert ist, dass die Dichten geringer als für reines Salz sind ($\rho = 2,16 \text{ g/cm}^3$), was auf Verunreinigungen, z.B. Ton und Lösungen, zurückgeführt wird. Trotzdem ist das „clean salt“ sehr homogen und nur zu einem geringen Grad gestört. Insgesamt unterscheidet es sich lithologisch nur wenig vom „argillaceous salt“, d.h. es bestehen gute Bedingungen für die Bestimmung von konsistenten Parametersätzen für die Stoffmodelle.

Die vertikalen Balken in Abb. 4.2-5 zeigen den Wassergehalt, der an Prüfkörpern aus den Großkernen bestimmt wurde. Der Maximalwert beträgt für „clean-salt“ 0,2%, während er für „argillaceous salt“ bei 0,8% liegt (vermutlich an Tonminerale gebunden). Der Wassergehalt liegt tendenziell leicht unter den mittleren Werten, die aus der Literatur bekannt sind. Sie sind generell höher als für Steinsalz aus Salzstöcken wie der Asse (ca. 0,01 Gew.-%).

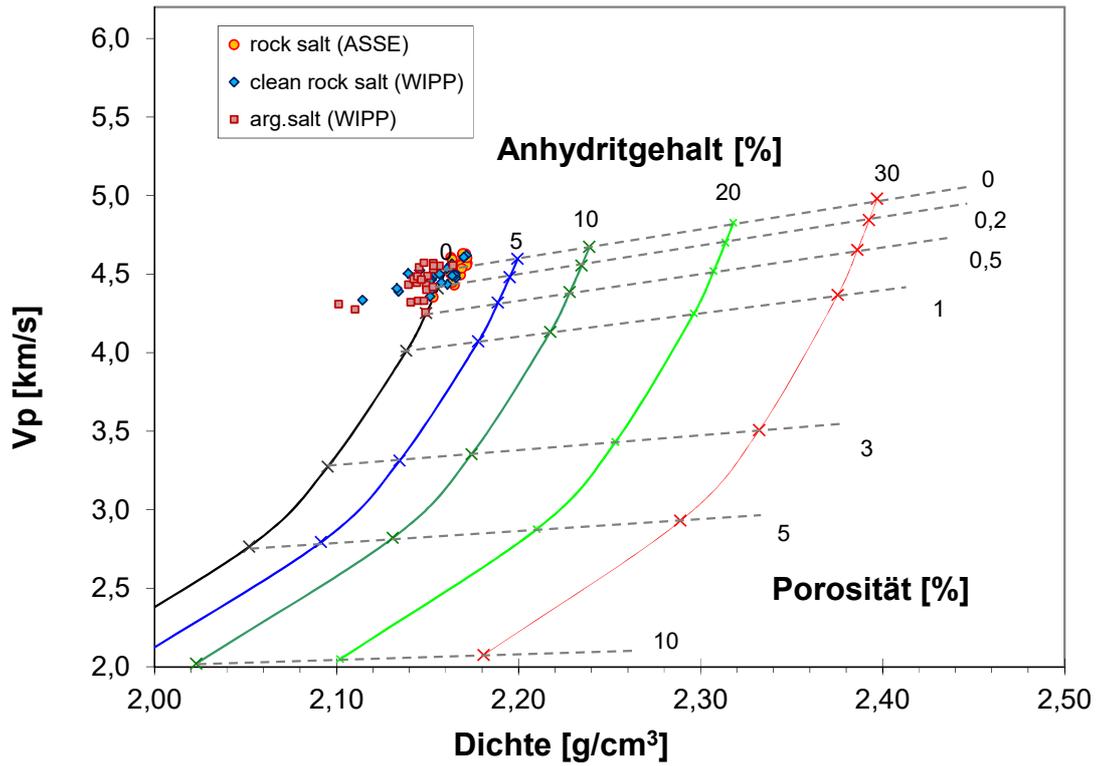


Abb. 4.2-4: Das Ultraschallgeschwindigkeits-Dichte-Diagramm für WIPP- und ASSE-Salz (Geschwindigkeit-Porositäts-Beziehung nach (Wyllie et al., 1956).

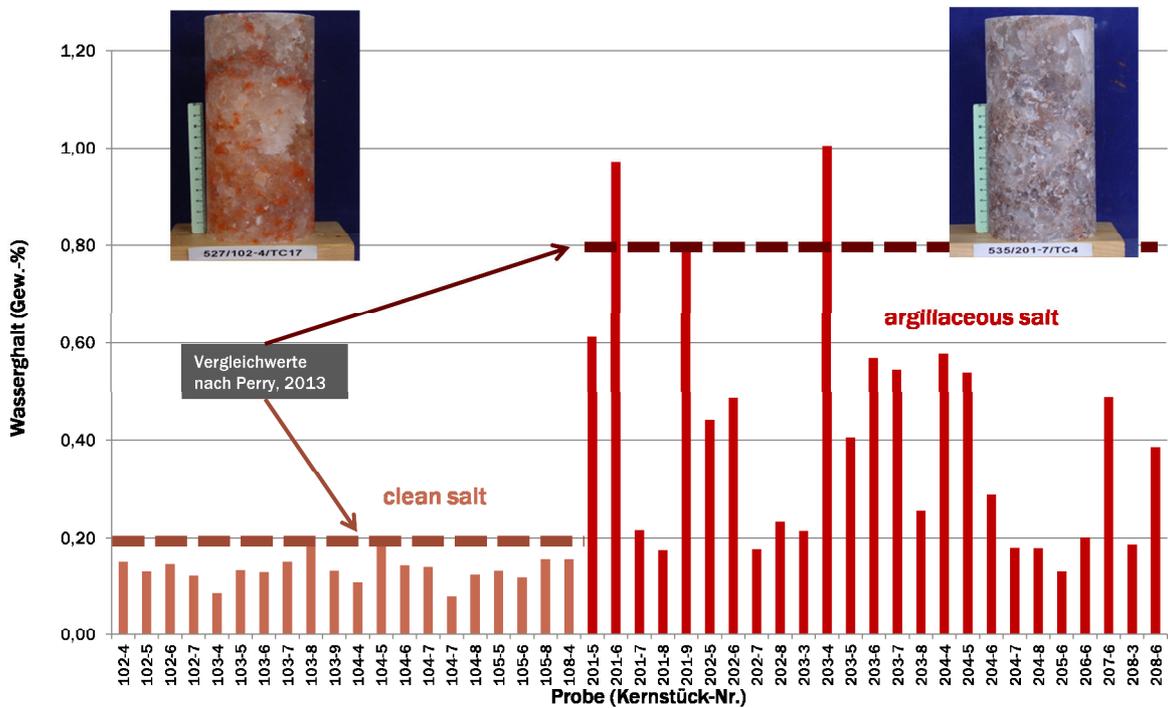


Abb. 4.2-5: Wassergehalt der untersuchten Proben (nach Heißluft-Trocknung, 24 h bei 105°C) im Vergleich mit Literaturwerten (PERRY, 2013).

Das Ziel des Versuchsprogramms, das mit allen Partnern abgestimmt wurde, besteht in der systematischen Charakterisierung der gesteinsmechanischen Eigenschaften beider Steinsalzvarietäten mit Hilfe von Festigkeits- und Kriechversuchen, um die gebirgsmechanischen Parametersätze für alle Stoffmodelle bei triaxialer Einspannung ableiten zu können. Um die Entwicklung von Festigkeit und Dilatanz für axiale Prüfkörperverformungen zu charakterisieren, wurden folgende Aspekte durch definierte Versuchsreihen geprüft:

- Die Abhängigkeit vom Manteldruck: Standard Versuchsreihen bei einer konstanten Verformungsrate ($\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s) bei verschiedenen Manteldrücken: $\sigma_3 = 0,2; 0,5; 1,0; 2,0; 3,0; 5,0$ und 20 MPa;
- Temperatureinfluss: Durchführung von drei Standard-Versuchsreihen bei $T = 25^\circ\text{C}$, 60°C und 100°C ;
- Einfluss der Verformungsrate: Versuchsreihen bei 25°C mit Verformungsraten von $\dot{\epsilon} = 10^{-4}$ 1/s und 10^{-6} 1/s aber einer geringeren Zahl von Manteldrücken.

Die Kriechversuche wurden vorwiegend im dilatanzfreien Spannungsraum, in jedem Fall als ein mehrphasiger Versuch entsprechend dem neuen IfG-Kriechversuchsverfahren durchgeführt, das eine definierte Konsolidierungsphase und Kriechphasen bei Belastung und Entlastung einschließt (für Details s. GÜNTHER et al., 2014 und 2015).

Ergänzend wurden durch TUC einige vier- bzw. einstufige Kriechversuche durchgeführt, die auch Belastungsbedingungen im Spannungsraum oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Kriechbruch erfassten.

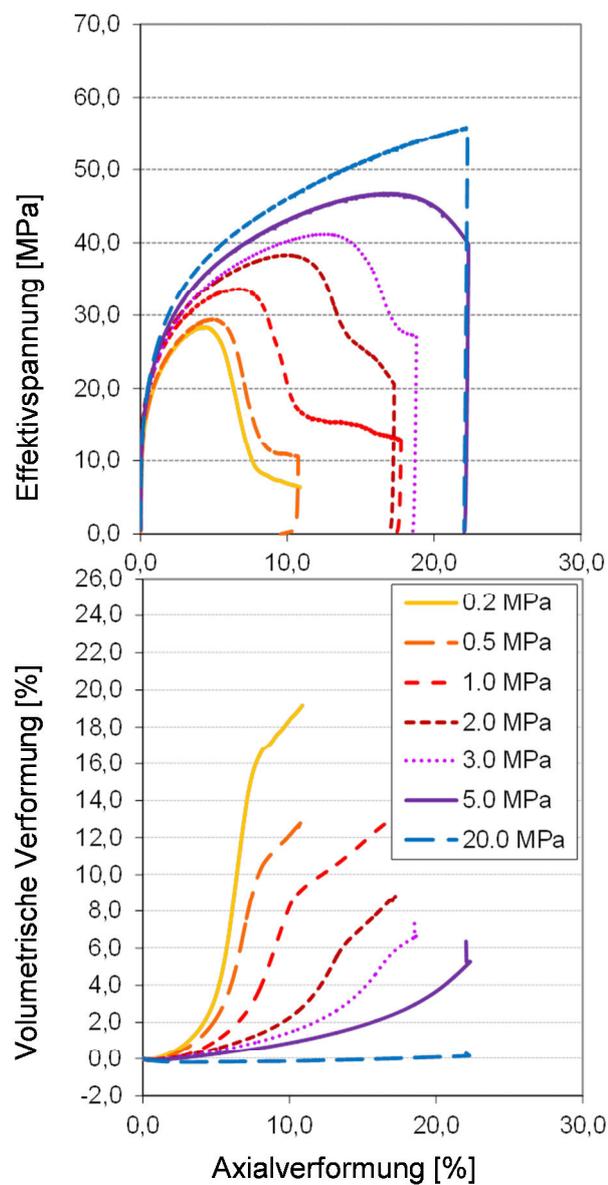
Das Versuchsprogramm bestand insgesamt aus 109 Festigkeits- und 37 Kriechversuchen die am "clean salt" im gesteinsmechanischen Labor des IfG und am "argillaceous salt" an der TUC parallel durchgeführt wurden, um eine effiziente und zügige Realisierung des Programms zu gewährleisten.

4.2.2 Ergebnisse der Festigkeits- und Dilatanzversuche

Für die Parameterbestimmung hat das IfG 33 Festigkeitsversuche an "clean salt" durchgeführt, die aus Versuchsreihen mit Manteldrücken zwischen $\sigma_3 = 0,2$ und 20 MPa bei vorgegebenen Temperaturen, d.h. bei Raumtemperatur, 60°C und 100°C und mit einer Standardaxialverformungsrate $d\epsilon_1/dt$ von 10^{-5} 1/s bestehen. Zusätzlich wurden zwei Versuchsreihen mit einer höheren und einer niedrigeren Verformungsrate (um den Faktor 10) durchgeführt. Die Methodik der Versuchsdurchführung wurde bereits im Kapitel 3.2.3 ausführlich erläutert.

Tab. 4.2-1: Versuchsmatrix mit 33 Festigkeitsversuchen an "clean salt".

T [°C]	25	60	100	25	25
$d\varepsilon_1/dt$ [1/s]	10^{-5}	10^{-5}	10^{-5}	10^{-6}	10^{-4}
σ_3 [MPa]	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
	0,5	0,5	0,5	0,5	-
	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0
	3,0	3,0	3,0	3,0	-
	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0
	20,0	20,0	20,0	20,0	20,0

Abb. 4.2-6: Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche bei $\dot{\varepsilon} = 10^{-5}$ 1/s und $T = 25^\circ\text{C}$; (oben) Spannungs-Verformungs-Kurven; (unten) Kurven der volumetrischen Verformung.

In Abb. 4.2-6 werden beispielhaft die Ergebnisse der Festigkeits- und Dilatanzmessungen für die Referenzreihe bei Raumtemperatur und Standardverformungsrate von $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s zusammengefasst. Der Übergang vom spröden zum duktilen Verhalten mit wachsendem Manteldruck, d.h. die Verschiebung und die Verbreiterung der Spannungs-Verformungskurven, ist deutlich sichtbar. Gleichzeitig wird die Dilatanz der Prüfkörper mit steigendem Manteldruck unterdrückt.

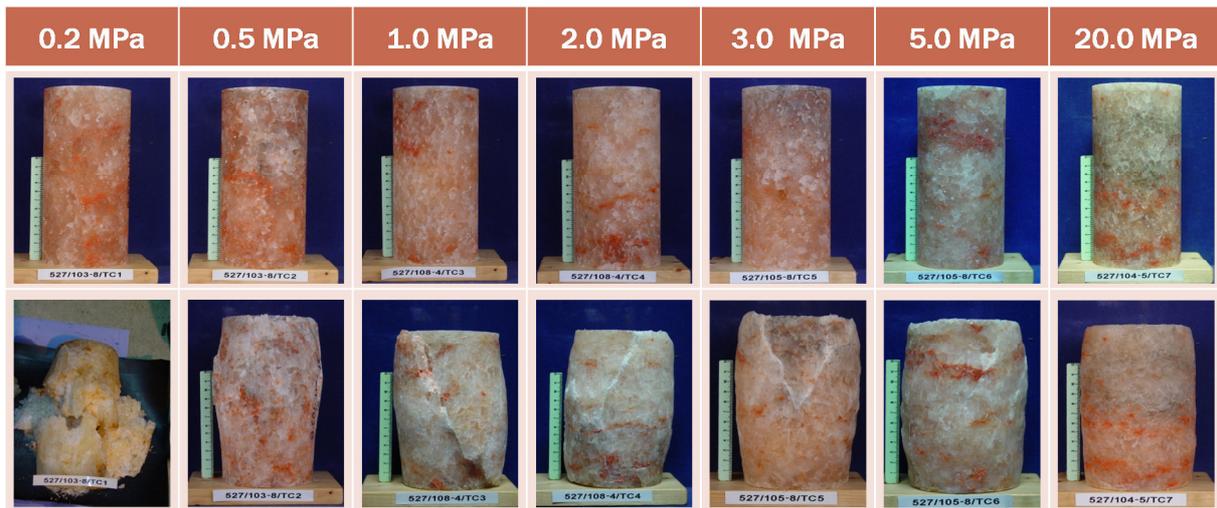


Abb. 4.2-7: Fotografien der untersuchten Prüfkörper der triaxialen Festigkeitsversuche an „clean salt“ bei $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s und 25°C (oben vor und unter nach den Versuchen).

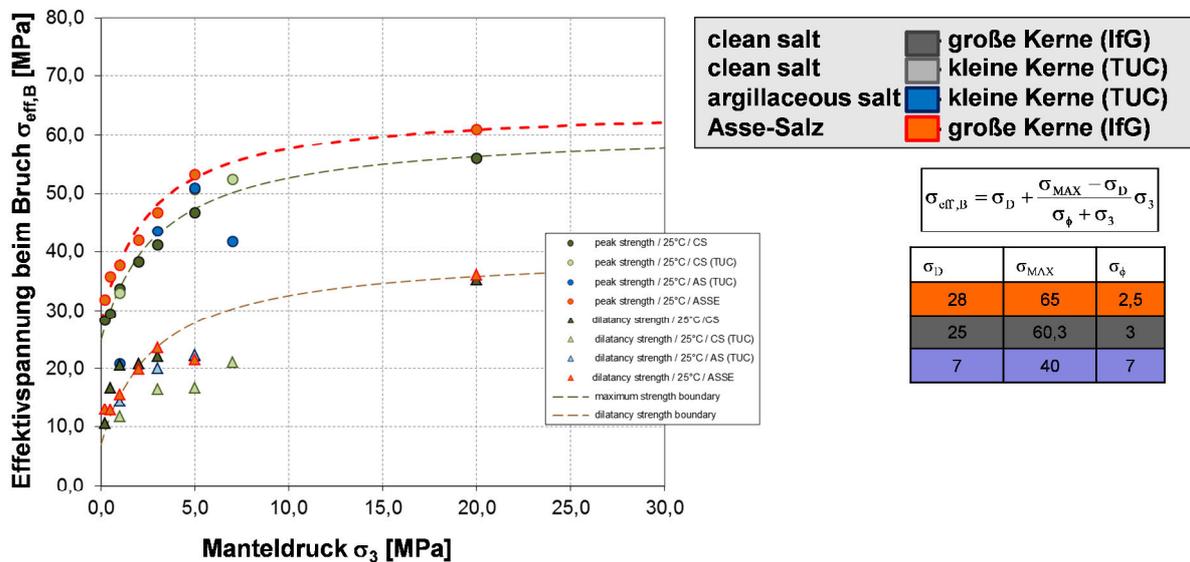


Abb. 4.2-8: Vergleich der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche an WIPP-Salz mit denen an Asse-Salz bei $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s und 25°C.

Die entsprechende Fotodokumentation der verformten Prüfkörper (Abb. 4.2-7) bestätigt den Wechsel des Verformungscharakters von einem quasi spröden zu einem mehr duktilen Ver-

halten, d.h. bei niedrigen Spannungen tritt sprödes Verhalten auf und der Verformungscharakter wechselt mit ansteigendem Manteldruck von einem Scherbruch zu einem mehr oder weniger duktilen Zustand bei $\sigma_3 > 5$ MPa.

Die resultierende Festigkeitsgrenze ($\sigma_{\text{eff,B}}$ vs. σ_3) ist in Abb. 4.2-8 dargestellt. Der Vergleich mit den Daten die für „Asse-Speisesalz“ ermittelt wurden, zeigt, dass die Festigkeitswerte von „clean salt“ etwas geringer sind, aber im Erwartungsbereich für Steinsalz liegen. Im Unterschied dazu konnte in Folge der großen Streuungen der Versuchsergebnisse für beide Steinsalz-Varietäten lediglich eine einheitliche Dilatanzgrenze abgeleitet werden.

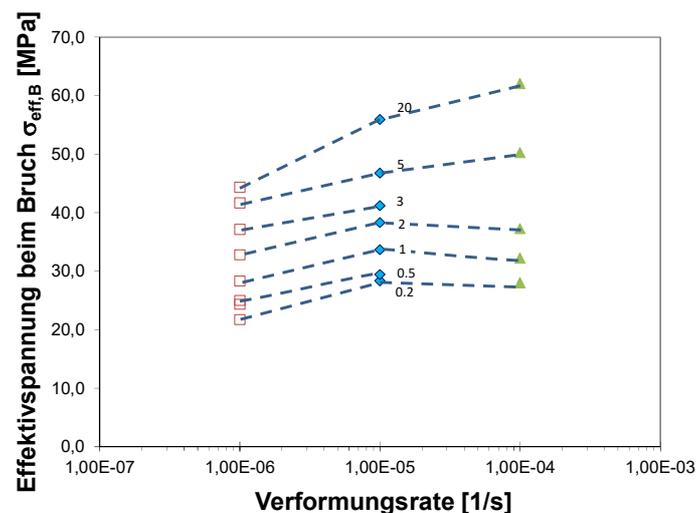


Abb. 4.2-9: Der Einfluss der Verformungsrate auf die Festigkeit von „clean-salt“.

Bzgl. der Festigkeiten ist wichtig, zu berücksichtigen, dass die resultierende Festigkeit, wie aus Abb. 4.2-9 zu ersehen ist, von der Verformungsgeschwindigkeit abhängt. Wenn die Verformungsrate um eine Größenordnung reduziert wird, fällt auch die Festigkeit. Gleichzeitig wächst die Bruchverformung (hier nicht gezeigt). Dabei verursacht ein Anwachsen der Verformungsrate den äquivalenten aber umgekehrten Effekt einer Festigkeitserhöhung. Das unterstützt deutlich die allgemeine These, dass die kumulative Verformungsarbeit (Integral der Spannungs-Verformungskurve bis zum Bruchpunkt) für ein und denselben Manteldruck konstant ist, unabhängig von der Verformungsrate.

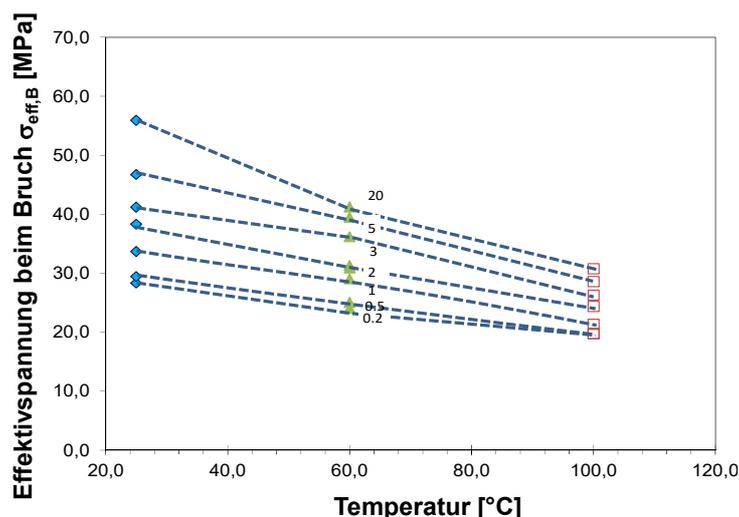


Abb. 4.2-10: Der Einfluss der Temperatur auf die Festigkeit von „clean salt“.

Da die Kriechrate mit einem Anwachsen der Temperatur steigt, fällt die Festigkeit und die Bruchverformung steigt für den gleichen Manteldruck (Abb. 4.2-10). Die verformungsinduzierte Dilatanz wird behindert durch den umgekehrten Prozess einer beschleunigten Verheilung. Bei hohen Manteldrücken dominiert eine fortschreitende Kompaktion, wodurch die Dilatanz vollständig unterdrückt wird. Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen für das Asse-Speisesalz zeigt, das sogar bei erhöhter Temperatur (hier 60°C) die Festigkeit von „Asse-Speisesalz“ etwas größer als die von „clean salt“ ist. Bezüglich der Dilatanzgrenze können keine Unterschiede erkannt werden. Wenn die Temperatur weiter erhöht wird (hier 100°C) wird der eben beschriebene Effekt weiter verstärkt.

4.2.3 Ergebnisse der Kriechversuche

Je 12 dreistufige Kriechversuche wurden sowohl an „clean salt“ als auch an „argillaceous salt“ bei konstanten Temperaturen T und repräsentativen Spannungsdifferenzen $\Delta\sigma$ normalerweise bei einem konstanten Manteldruck σ_3 für eine Kriechparameterableitung durchgeführt, s. Tab. 4.2-2. Die Methodik dieser dreistufigen Kriechversuche versuche mit 1. Konsolidierungsphase, 2. Belastung und 3. Entlastung, wurde bereits im Kapitel 3.2.4 ausführlich erläutert.

Tab. 4.2-2: Versuchsmatrix mit je 12 Kriechversuchen für „clean salt“ und „argillaceous salt“.

	T	Dauer [d]	σ_1 [MPa]	$\sigma_1 = p$ [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]
1	60°C	50	24	20	4
		50	22		2
2	60°C	50	26	20	6
		50	24		4
3	60°C	50	28	20	8
		50	26		6
4	60°C	50	30	20	10
		50	28		8
5	60°C	50	32	20	2
		50	30		10
6	60°C	50	34	20	14
		50	32		12
7	60°C	50	36	20	16
		50	34		14
8	60°C	50	38	20	18
		50	36		16
9	RT	50	30	20	10
		50	28		8
10	RT	50	32	20	12
		50	30		10
11	80°C	50	30	20	10
		50	28		8
12	80°C	50	32	20	12
		50	30		10

In Abb. 4.2-11 werden alle an „clean salt“ gewonnenen Kriechkurven in zwei Bildern dargestellt.

Eine Zusammenfassung der stationären Kriechraten aller Kriechversuche an „clean salt“ aus der WIPP-site wird in Figur Abb. 4.2-12 gegeben. Generell zeigt sich, dass das „clean salt“ etwas schneller kriecht als das Asse-Salz. Dieses Ergebnis steht in qualitativer Übereinstimmung mit früheren Ergebnissen für „clean salt“ die von der TUC ermittelt wurden, aber eine größere Streuung besitzen (persönliche Mitteilung U. Düsterloh). Diese Versuche waren allerdings an Prüfkörpern durchgeführt worden, die aus kleineren Kernstücken hergestellt wurden und die über eine längere Zeit gelagert waren, so dass sekundäre Effekte (z.B. Trocknung oder Auflockerung) nicht ausgeschlossen werden können.

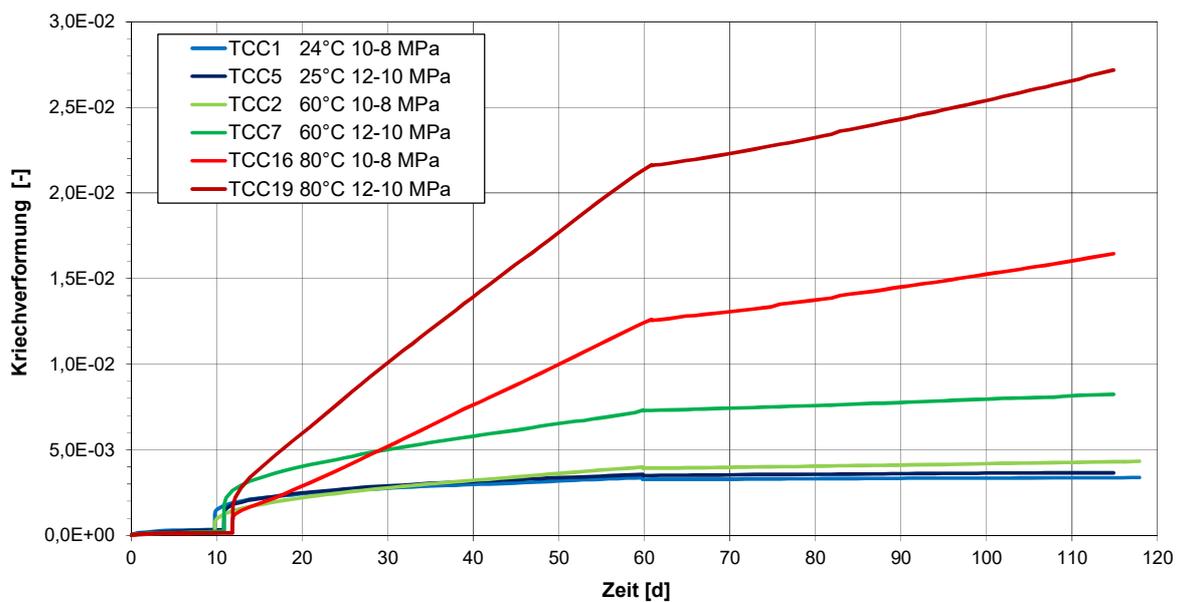
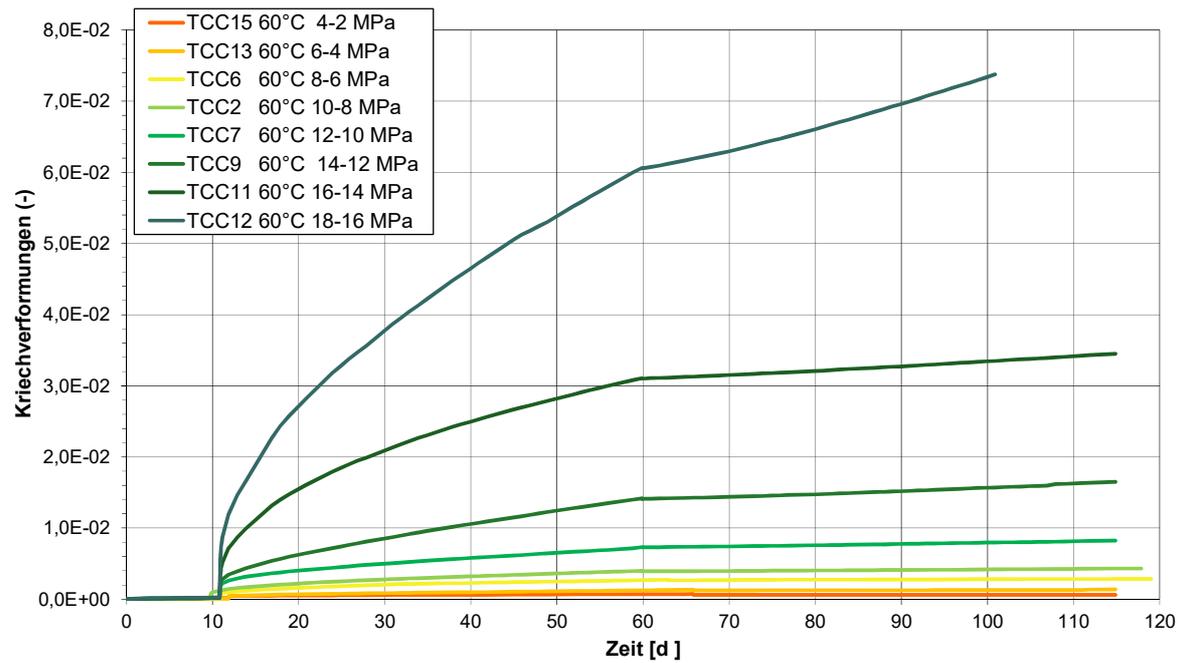


Abb. 4.2-11: Ergebnisse der triaxialen Kriechversuche an „clean salt“ bei 60°C (oben), sowie bei 24, 60, 80°C und einheitlichen Spannungsdeviatoren $\Delta\sigma = 12-10-8$ MPa (unten).

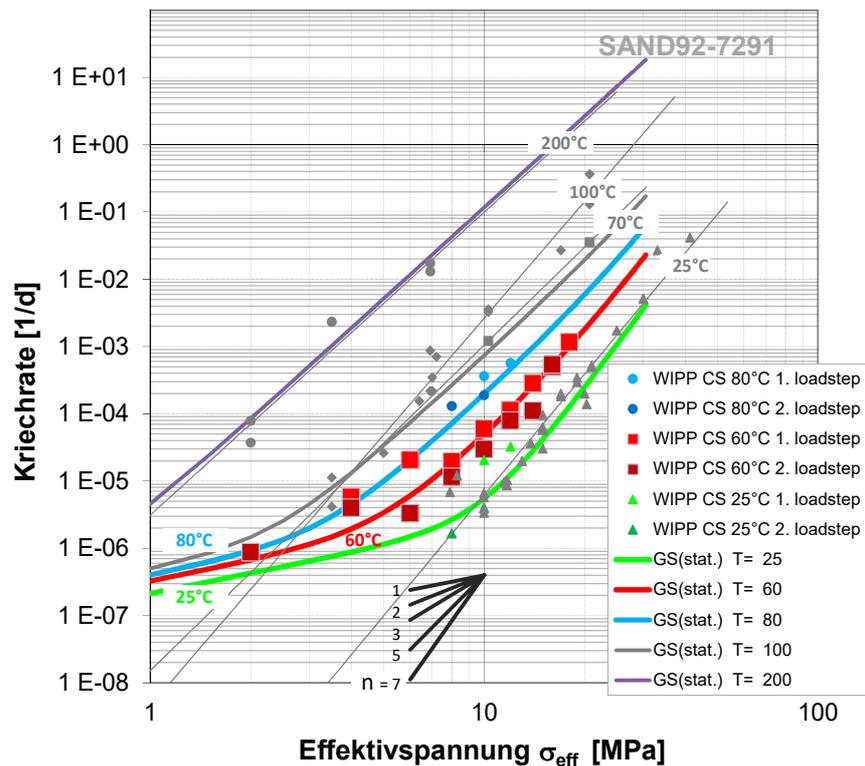


Abb. 4.2-12: Stationäre Kriechraten vs. Effektivspannungen von “clean salt” im Vergleich mit älteren Ergebnissen (MELLEGARD & PFEIFLE, 1993), und Nachrechnungen mit dem IfG-G/S-Modell.

Das Diagramm enthält auch vergleichsweise ältere Ergebnisse, die für “clean salt” ermittelt wurden, wobei die Kriechversuche bei erhöhten Temperaturen von 50°C bis 200°C durchgeführt wurden. Dabei wird deutlich, dass die Form der Kriechratenabhängigkeit bei geringeren Differenzspannungen stark nichtlinear ist, d.h. die Kriechraten sind höher, als bei Extrapolation aus dem Bereich der höheren Spannungen zu erwarten ist. Da folglich kein konstanter Spannungsexponent abgeleitet werden kann, ist ein empirisches Stoffgesetz, wie z.B. ein Zweikomponenten Potenzgesetz oder eine exponentielle Beschreibung zu nutzen, die eine realistischere Approximation im gesamten Spannungsbereich gestatten. Näheres dazu im folgenden Kapitel 4.3 „Parameterbestimmung und Nachrechnung“.

Außerdem wurde durch das IfG eine identische Versuchsreihe an „argillaceous salt“ durchgeführt, deren Ergebnisse in Abb. 4.2-13 zusammengefasst werden.

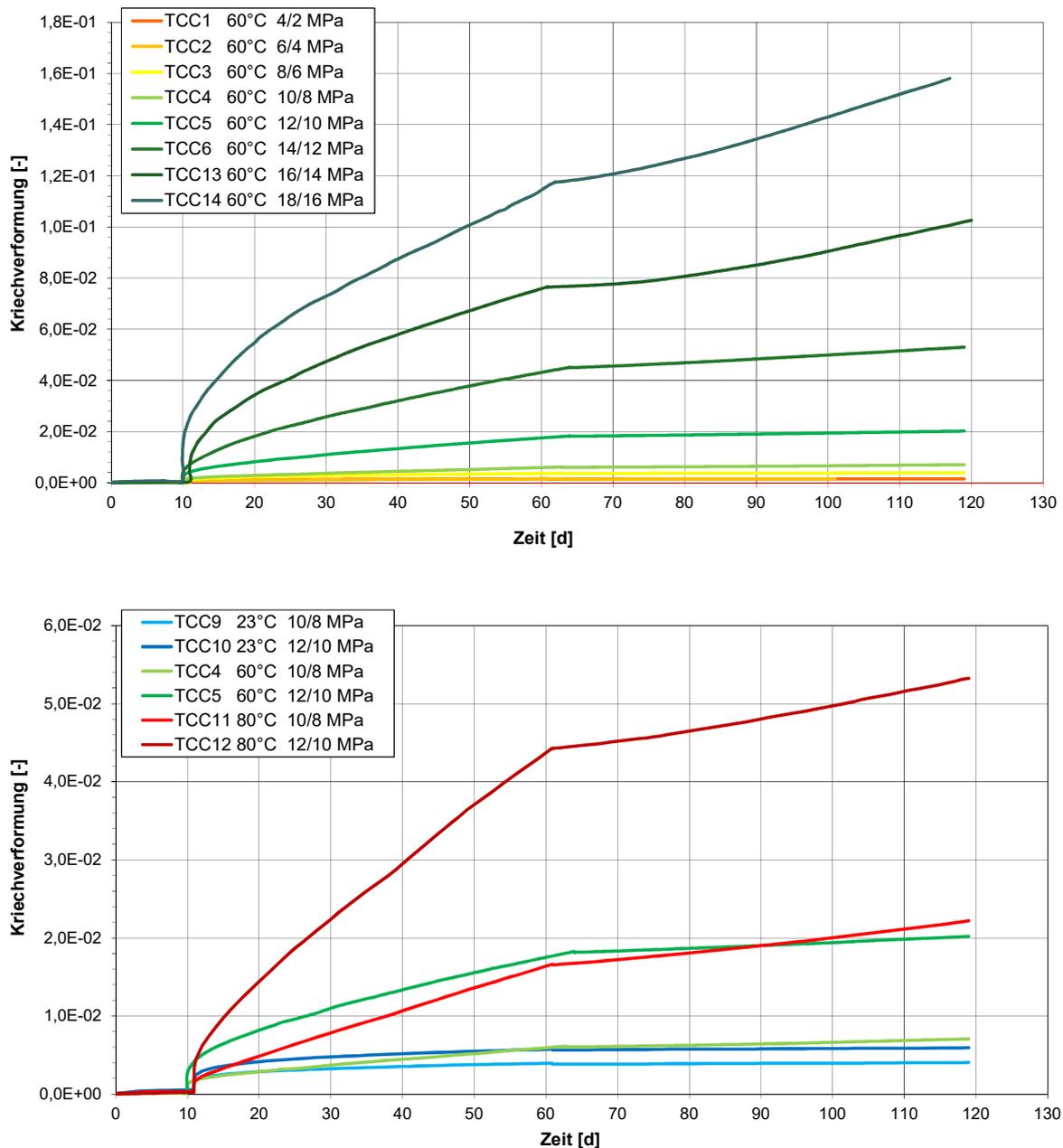


Abb. 4.2-13: Ergebnisse der triaxialen Kriechversuche an „argillaceous salt“ bei 60°C (oben), sowie bei 23, 60, 80°C und einheitlichen Spannungsdeviatoren $\Delta\sigma = 12-10-8$ MPa (unten).

Der Vergleich der stationären Kriechraten der triaxialen Kriechversuche an „argillaceous salt“ und an „clean salt“ sowie an Asse-Speisesalz für einheitliche Spannungsdeviatoren zeigt, dass in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der triaxialen Festigkeitsversuche, die Kriechraten von „argillaceous salt“ und von „clean salt“ nur geringfügig voneinander abweichen, während das Asse-Speisesalz für gleiche Spannungsdeviatoren etwas geringere stationäre Kriechraten besitzt. In diese vergleichenden Betrachtungen wurden auch die Ergebnisse eines mit der gleichen Methodik durchgeführten, dreistufigen Kriechversuchs einbezogen, der von der BGR bei einer Temperatur von 140°C realisiert wurde (Abb. 4.3-14).

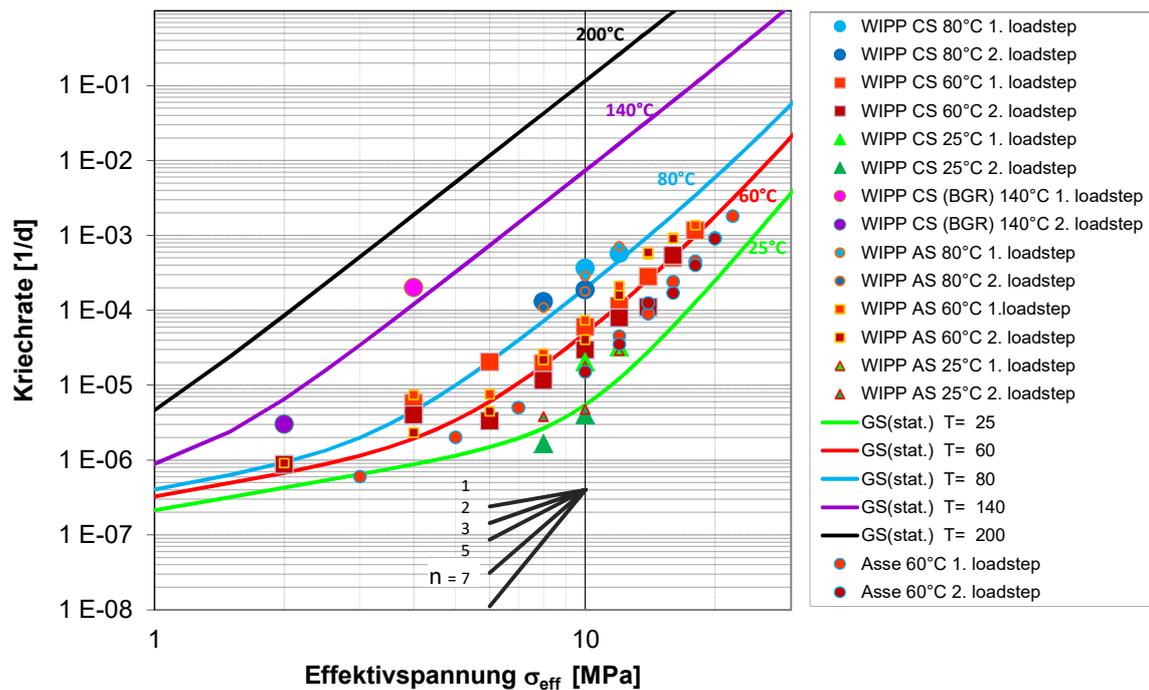


Abb. 4.2-14: Stationäre Kriechraten vs. Effektivspannungen der triaxialen Kriechversuche an „argillaceous salt“, an „clean salt“ sowie an Asse-Speisesalz mit Anpassung des G/S-Modells an die stationären Kriechraten, vgl. Kap. 4.3.

4.2.4 Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen

Die Dichtheit von Steinsalz ist eine seiner wichtigsten Eigenschaften, die seine Rolle als geologische Barriere für viele Zwecke begründet (z.B. Gasspeicherung in Kavernen, natürliche Barrieren über Endlagern bzw. Untertagedeponien). In der Literatur wird eine große Spannweite von Permeabilitätswerten aus Laborversuchen angegeben, die allerdings meistens an aufgelockertem Kernmaterial ermittelt wurden. Da in unserem Fall ausgezeichnetes ungestört und homogen Material zur Verfügung stand, wurden auch einige Indexversuche für Permeabilitätsmessungen mit Bestimmung des Ausgangszustandes sowie einer Schädigungs- und nachfolgenden Verheilungsphase durchgeführt.

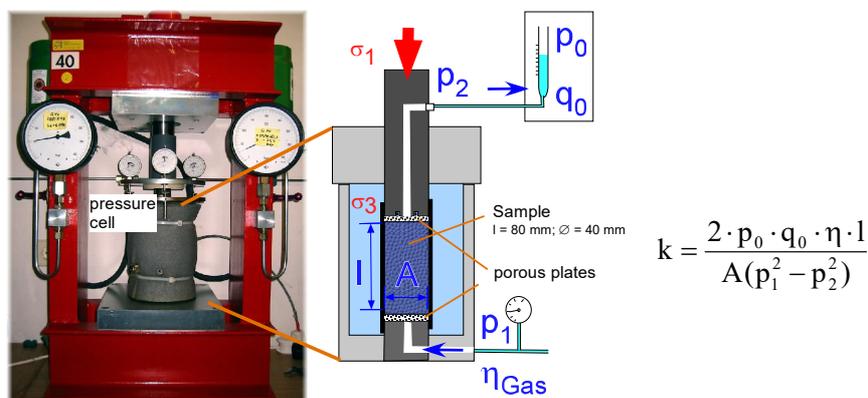


Abb. 4.2-15: Versuchsaufbau für Permeabilitätsmessungen.

Die genutzte Methodik wird in Abb. 4.2-15 skizziert, in der die Versuchsapparatur und ein Schema der benutzten Triaxialzelle abgebildet sind. Nach Einstellung eines hydrostatischen Spannungszustandes wurde eine Stirnfläche des Prüfkörpers mit einem hohen Gasdruck beaufschlagt (bis zu 80%, der wirkenden Minimalspannung), was zu einem stationären Gasstrom durch den Prüfkörper entlang seiner Achse führt. Dabei wird die Rate des Gasflusses volumetrisch mit einer Bürette gemessen.

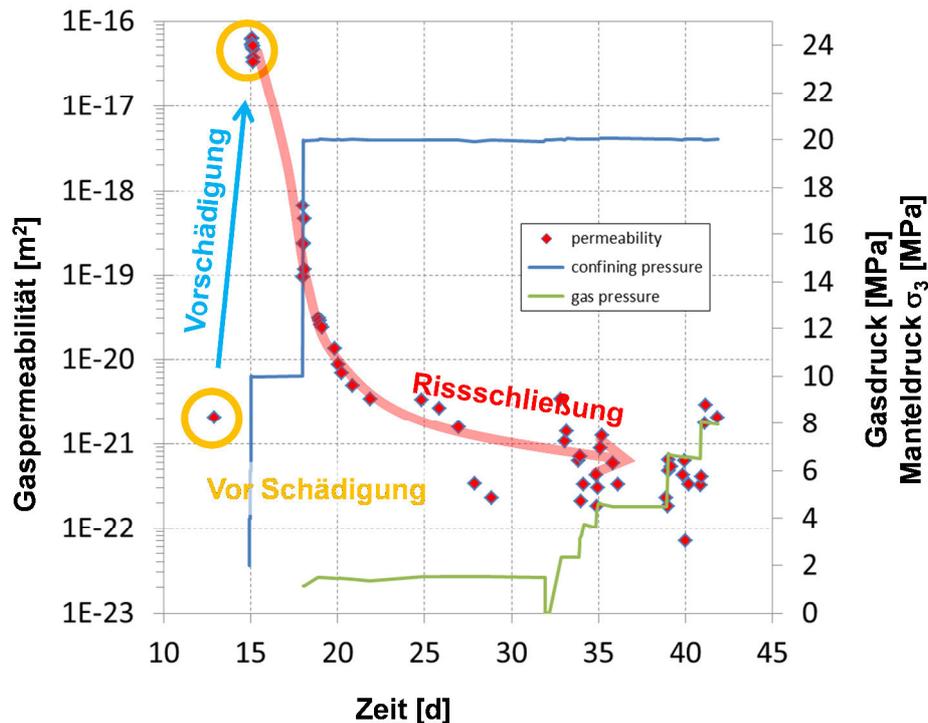


Abb. 4.2-16: Wiederherstellung der Dichtheit unter hoher Druckeinspannung mit Risschließung und Verheilung nach Schädigung.

Zwei Indexversuche für Permeabilitätsmessungen mit Gas wurden durchgeführt, bei $\sigma_1 = \sigma_3 = 10$ bzw. 20 MPa, welche die Dichtheit des "clean salt", d.h. $k_{\text{Gas}} < 10^{-20} \text{ m}^2$, im ungestörten Zustand (hier nicht dargestellt) bestätigen.

Außerdem wurde danach in einem Fall die Wirksamkeit der Risschließung im Salz demonstriert. Um eine ausreichende Schädigung zu erreichen, wurde der Prüfkörper zunächst triaxial im Vorbruchbereich verformt (belastet bis 70% der triaxialen Festigkeit bei $\sigma_3 = 2$ MPa). Nach der Entlastung wurde bei einer isostatischen Einspannung ($\sigma_1 = \sigma_3 = 20$ MPa) zunächst eine Permeabilität in der Größenordnung von $k_{\text{Gas}} \approx 6 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ gemessen, wie in Abb. 4.2-16 dargestellt ist. Obwohl eine gewisse Streuung sichtbar ist, kann gefolgert werden, dass innerhalb einiger Wochen die ursprüngliche Dichtheit d.h. $k_{\text{gas}} < 10^{-20} \text{ m}^2$ wieder hergestellt wurde.

4.2.5 Kurzfassung der Laborergebnisse an „clean salt“ und „argillaceous salt“

Im Rahmen des Verbundprojektes wurde ein komplexes geomechanisches Laborversuchsprogramm durchgeführt, das 109 Festigkeits- und 37 Kriechversuche umfasst, die in enger Zusammenarbeit zwischen den gesteinsmechanischen Labors des IfG und der TUC realisiert wurden, wobei die Festigkeitsversuche an „clean salt“ (CS) durch das IfG und die an „argillaceous salt“ (AS) durch die TUC ausgeführt wurden. Die Ergebnisse, die durch das IfG gewonnen wurden, können folgendermaßen zusammengefasst werden (SALZER et al. 2015):

- Das untersuchte „WIPP-Salz“ CS und AS ist generell von ausgezeichneter Qualität, d.h. es ist ungestört (intakt) und weitgehend homogen.
- Der Feuchtegehalt von „clean salt“ (CS) liegt in der Größenordnung von 0,15 Gw.-%, bzw. für das „argillaceous salt“ (AS) in der Spanne von 0,2 – 0,4 – 1,0 Gw.-%. Die gemessenen Wassergehalte sind etwas geringer als die gemittelten Werte aus der Literatur. Sie sind generell höher als die für deutsche Salzstöcke, so auch die Asse.
- Das Laborprogramm für „clean salt“, das durch das IfG realisiert wurde, besteht aus 33 Festigkeitsversuchen mit Versuchsreihen für verschiedene Manteldrücke bei Raumtemperatur, 60°C und 80°C sowie zusätzlich für drei verschiedene Verformungsraten: bei $\dot{\epsilon} = 10^{-4}$ 1/s, 10^{-5} 1/s (Standardrate) und 10^{-6} 1/s. Die benutzte Versuchsanordnung erlaubt während des Versuchs die gleichzeitige Messung der Dilatanz. Dazu können folgende Ergebnisse zusammengefasst werden:
 - Höhere Temperaturen bewirken eine signifikante Reduzierung der Festigkeit.
 - Die Festigkeit hängt nachweislich von der Verformungsrate ab, d.h. im Hinblick auf In-situ-Verformungsraten $<10^{-10}$ 1/s wird die Festigkeit deutlich reduziert.
 - Das Einsetzen der Dilatanz, das durch die Dilatanzgrenze beschrieben wird, ist weitgehend unabhängig von der Temperatur und der Verformungsrate, zeigt aber eine signifikante Streuung, weshalb im Weiteren für die Gesteinsvarietäten „clean“ and „argillaceous“ salt nur eine einheitliche mittlere Dilatanzgrenze angegeben wird.
 - Der Vergleich mit den Festigkeitswerten von „Asse-Speisesalz“ belegt generell leicht geringere Festigkeitswerte, die sich aber noch in der bekannten Spannweite für reines Steinsalz befinden.
- Die Kriechversuche wurden sowohl an „clean salt“ als auch an „argillaceous salt“ durch das IfG entsprechend dem neuen Kriechtestverfahren des IfG durchgeführt:
 - Es wurden Kriechdatensätze von hoher Qualität bei Raumtemperatur, 60°C und 80°C bestimmt, wobei sich jedoch Unterschiede zu älteren Datenreihen (MELLEGARD & PFEIFLE, 1993) speziell für höhere Temperaturen ergaben.
 - Der Vergleich mit den Datensätzen, die an „argillaceous salt“ bestimmt wurden, weist darauf hin, dass „argillaceous salt“ etwas schneller kriecht als „clean salt“.

Beide Salzvarietäten zeigen etwas höhere Kriechraten bei gleichen Vergleichsspannungen, als sie für das Asse-Salz bestimmt wurden.

- Für Vergleichsspannungen < 10 MPa weicht das Kriechverhalten von einem einfachen Potenzansatz ab, was auf eine Veränderung des Kriechmechanismus vom Versetzungskriechen zu zusätzlichen Effekten des fluidgestützten Kriechens (Druck-Lösungskriechen) zurückgeführt wird.
- Es wurde sowohl die primäre Gasdichtheit von nicht-aufgelockerten Kernproben als auch das effiziente Verheilungsvermögen von (im Festigkeitsversuch) geschädigtem des WIPP-Salz gezeigt.

Mit diesen Untersuchungen wurde ein umfassender und vor allem hinsichtlich der Kriech- und Dilatanzdaten einzigartiger Datenfundus für das WIPP-Salz geschaffen, der eine Extrapolation auf die zu erwartenden Untertagebedingungen und die Durchführung der Benchmark-Rechnungen für Room D und B gestattet.

4.3 Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an „WIPP-salt“

4.3.1 IfG – Günther/Salzer-Modell

Nachrechnung und Parameterbestimmung für „clean salt“

In Abb. 4.3-1 wird die Nachrechnung der Kriechversuche mit dem IfG-G/S-Modell am „clean salt“ dokumentiert, die in einer sehr guten Näherung gelungen ist.

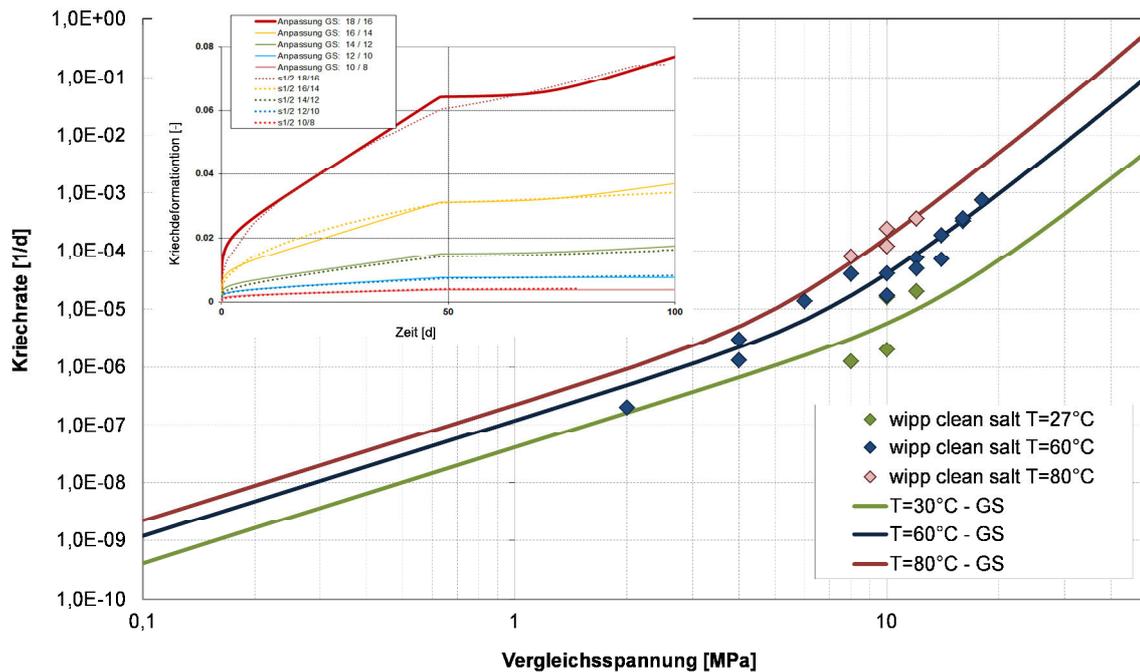


Abb. 4.3-1: Nachrechnungen von stationären Kriechraten und Kriechversuchen bei 60°C (oben links) mit dem IfG-G/S-Modell für „clean salt“.

Beispielhaft kennzeichnen die durchgezogenen Linien in Abb. 4.3-1 die Nachrechnung der Kriechversuche mit dem G/S-Modell. In einem ersten Schritt werden die Kriechparameter in einer Multi-Parameter-Anpassung für die verschiedenen Versuchsregime ermittelt, auch unter Berücksichtigung des Temperatureinflusses, d.h. mit Bestimmung der Aktivierungsenergie. Für die “clean salt”-Salzvarietät, wurde mit dem G/S-Modell folgender Parametersatz für das stationäre Kriechen ermittelt:

$$A_{s1} = 0,006 \cdot [d^{-1}] \quad n_{s1} = 2 \quad Q_1 = 30 \text{ kJ/mol}$$

$$A_{s2} = 1000 [d^{-1}] \quad n_{s2} = 5 \quad Q_2 = 80 \text{ kJ/mol}$$

Entsprechend Frost & Ashby (1982) oder Hansen (2014) ist für die Beschreibung des Verhaltens bei höheren Temperaturen die Benutzung eines dritten Kriechterms sinnvoll:

$$A_{s3} = 1,0 \cdot 10^5 [d^{-1}] \quad n_{s3} = 7 \quad Q_3 = 120 \text{ kJ/mol}$$

Abb. 4.3-1 zeigt sowohl das Modellierungsergebnis als Sammeldiagramm für die stationären Kriechraten vs. Differenzspannung, als auch für repräsentative Versuche experimentell und modelltechnisch bestimmte Kriechkurven, entsprechend den bei definierten Spannungen und Temperaturen durchgeführten Versuchen.

Bzgl. der Beschreibung der Kriechratenabhängigkeit bei kleinen Spannungsdeviatoren ($\Delta\sigma < 10$ MPa) sollte erwähnt werden, dass der mikromechanische Prozess, der für das nichtlineare Verhalten verantwortlich ist, noch nicht vollständig aufgeklärt ist und unabhängig davon bzgl. möglicher Konsequenzen auf das globale Kriechverhalten (z.B. für die Simulation des Salzaufstieges bzw. Integritätsnachweise) aktuell intensiv diskutiert wird (z.B. CARTER et al. 1993, URAI et al. 1987, 2007). Die Bandbreite der Ergebnisse liefert eine Vorstellung und ein Maß für die Genauigkeit der Simulationsergebnisse, die in Rechnung zu stellen ist, wenn Schlussfolgerungen über die Zuverlässigkeit von Extrapolationen gezogen werden, die für In-situ-Kriechraten (10^{-9} bis 10^{-13} s $^{-1}$) relevant sind.

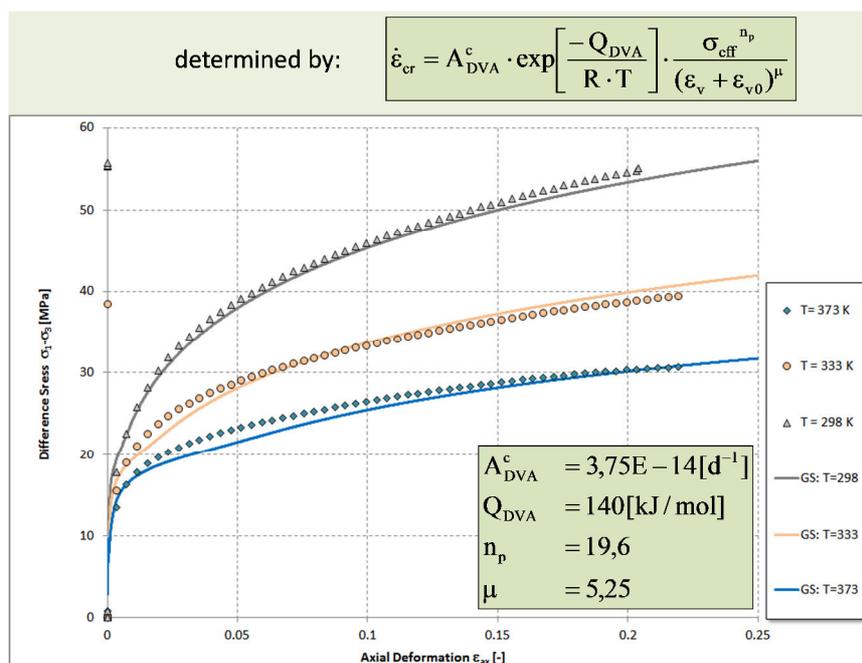


Abb. 4.3-2: Nachrechnungen von verformungsgesteuerten Festigkeitsversuchen ohne Schädigung bei einem Manteldruck von 20 MPa bei verschiedenen Temperaturen zur Validierung der Temperaturabhängigkeit des primären Kriechens mit dem IfG-GS-Modell für „clean salt“.

Abb. 4.3-2 zeigt eine Validierung der Parameter für das primäre Kriechen durch die Nachrechnung der schädigungsfreien Festigkeitsversuche bei hohen Manteldrücken und den drei untersuchten Temperaturen.

Eine weitere Validierung dieser Kennwertsätze erfolgte durch die Nachrechnung der vierstufigen triaxialen Kriechversuche der TUC an „clean salt“. In Abb. 4.3-3 werden sowohl die Entwicklung der Kriechverformungen als auch der Dilatanz mit den entsprechenden Kurven

verglichen, die beispielhaft mit dem G/S-Modell berechnet wurden. Dabei kann eine sehr gute Übereinstimmung gezeigt werden. Der Spannungszustand in den ersten beiden Kriechstufen befindet sich unterhalb der Dilatanzgrenze, was auch durch die während der Versuche aufgezeichnete Dilatanzentwicklung bestätigt wird. In den beiden letzten Kriechstufen wird die Dilatanzgrenze überschritten, was mit dem Auftreten von Dilatanz und einer Beschleunigung des Kriechens verbunden ist.

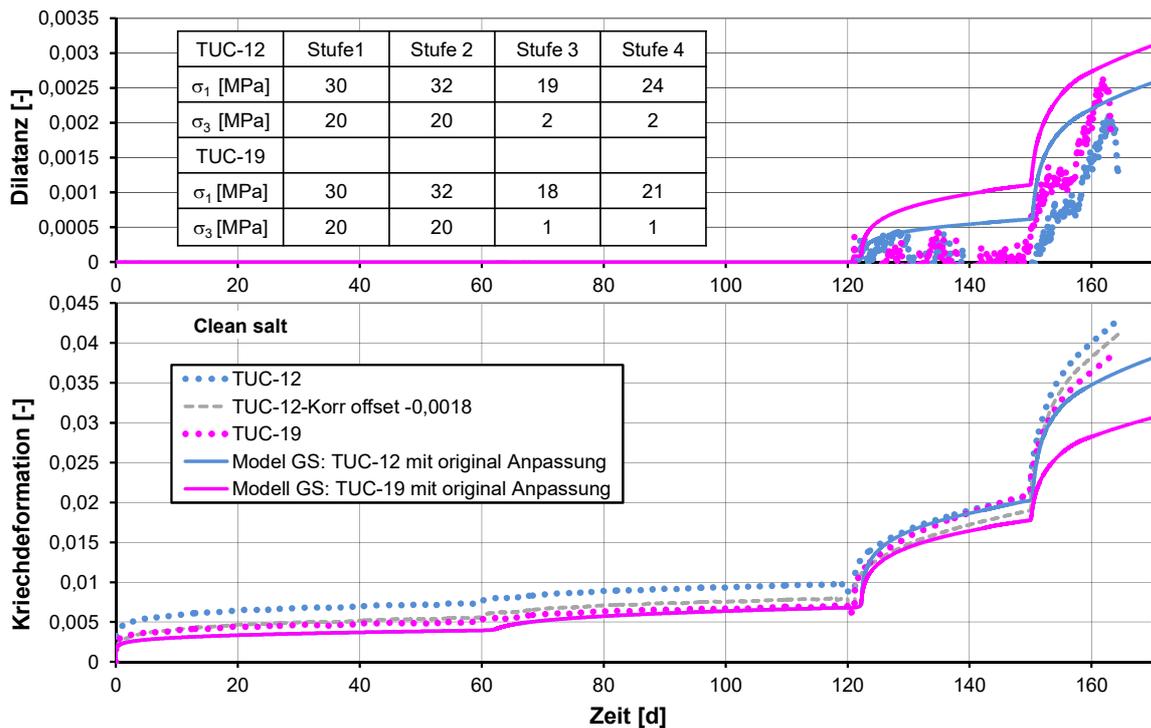


Abb. 4.3-3: Nachrechnungen von vierstufigen Kriechversuchen der TUC bei Raumtemperatur mit dem G/S-Modell für „clean salt“.

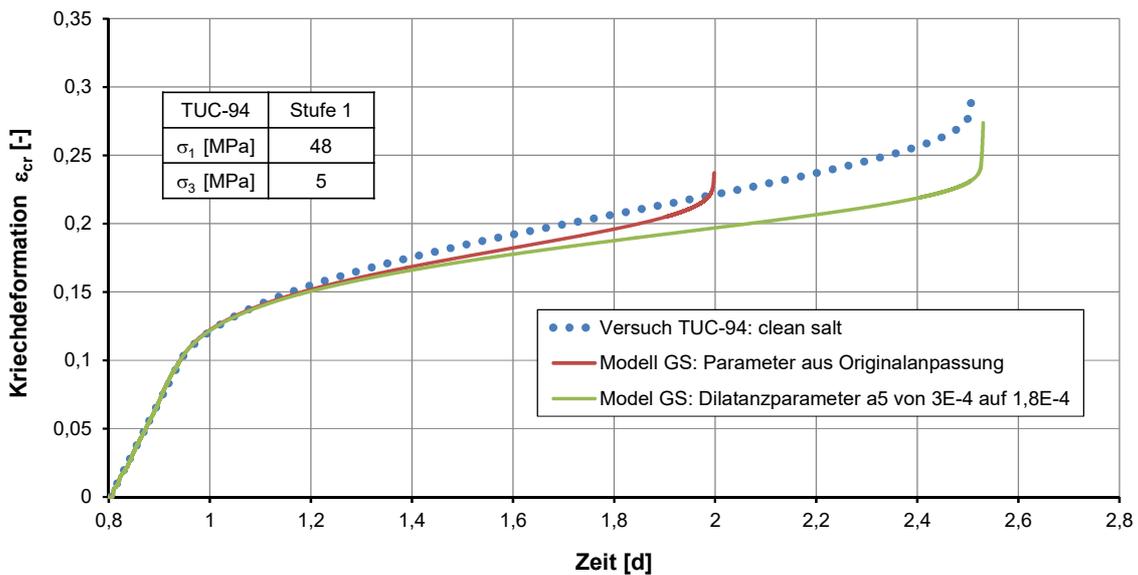


Abb. 4.3-4: Nachrechnungen eines einstufigen Kriechversuchs der TUC bei Raumtemperatur bis zum Erreichen eines Kriechbruchs mit dem G/S-Modell für „clean salt“.

Auch die Nachrechnung eines einstufigen triaxialen Festigkeitsversuches, der von vornherein oberhalb der Dilatanzgrenze angesetzt wurde, gelingt mit guter Übereinstimmung (Abb. 4.3-4), wobei mit einer geringfügigen Anpassung eines Parameterwertes zur Beschreibung der Dilatanzentwicklung von der Dilatanzarbeit auch eine exakte Prognose des Zeitpunktes des Eintritts des Kriechbruchs glückt.

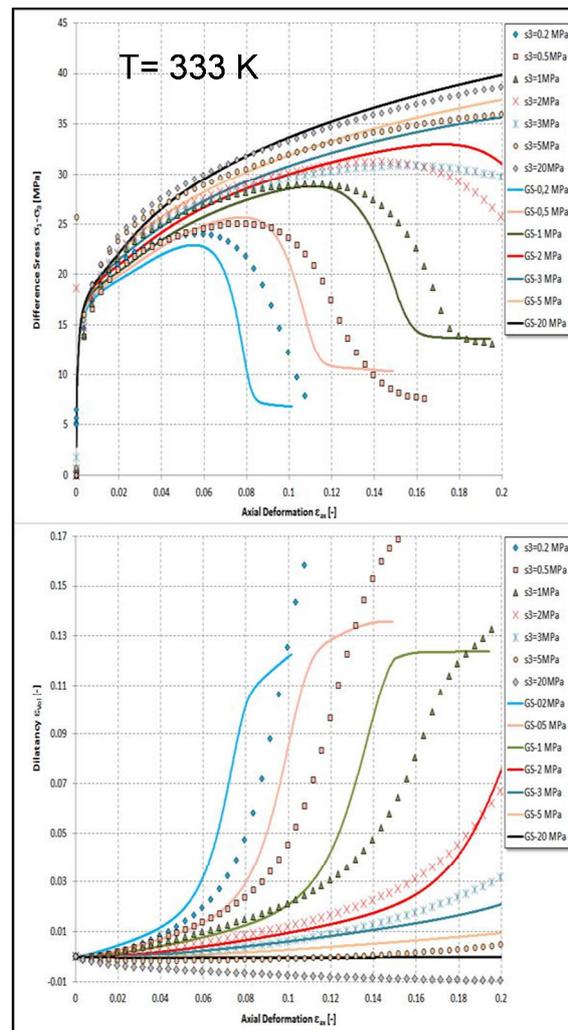


Abb. 4.3-5: Nachrechnung der Festigkeitsversuche bei 333 K mit „clean salt“ mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

Mit Abb. 4.3-5 werden die Nachrechnungen der triaxialen Festigkeitsversuche bei 60°C an „clean salt“ beispielhaft dargestellt. In Anlage 4.3.1-1 wird die Nachrechnung dieser Versuche für alle drei untersuchten Temperaturen dokumentiert. Nicht dargestellt sind zusätzliche Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen mit verschiedenen Verformungsraten. Der vollständige und einheitliche Parametersatz für „clean salt“ und das IfG-G/S-Modell ist in Anlage 4.3.1-2 zusammengestellt.

Nachrechnung und Parameterbestimmung für „argillaceous salt“

In Abbildung 4.3-6 wird die Nachrechnung der Kriechversuche mit dem G/S-Modell am „argillaceous salt“ dokumentiert, die ebenfalls in einer sehr guten Näherung gelungen ist, wobei die dazu abgeleiteten Kriechparameter sich lediglich im Bereich sehr kleiner Vergleichsspannungen von denen für das „clean salt“ unterscheiden.

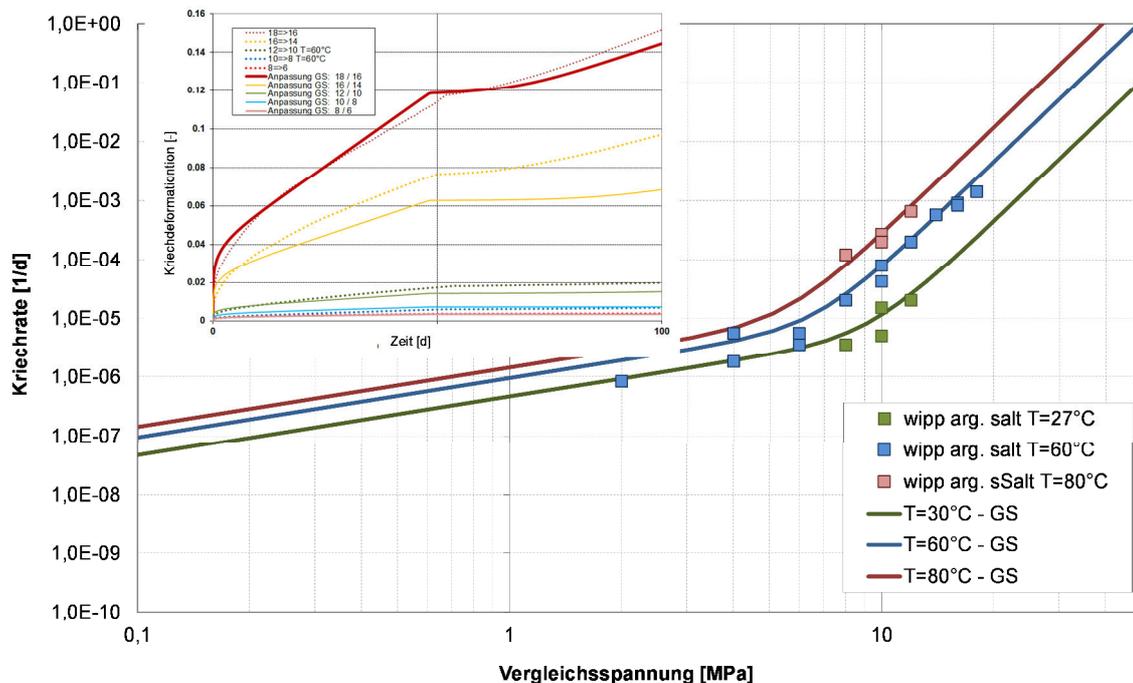


Abb. 4.3-6: Nachrechnungen von stationären Kriechraten und Kriechversuchen bei 60°C (oben links) mit dem G/S-Modell für „argillaceous salt“.

Die Nachrechnung bzw. Parameterableitung an Hand der triaxialen Festigkeitsversuche gestaltete sich für die Ergebnisse, die am „argillaceous salt“ gemessenen wurden, wegen der im Vergleich zum „clean salt“ deutlich größeren Streuung etwas komplizierter, so dass die Validierung der abgeleiteten Parameter nur an einer Auswahl dieser Versuche erfolgte (Abb. 4.3-7). Außerdem war ein großer Teil der Versuche lediglich bis zur Bruchverformung gefahren worden, so dass die Ableitung der für die Entfestigung relevanten Parameter lediglich auf einer schmaleren Datenbasis erfolgen konnte. Da das Verhalten von „argillaceous“ und „clean salt“ aber nur wenig voneinander abweicht, konnten die für „clean salt“ gewonnenen Erkenntnisse in die Ableitung der Parameter für „argillaceous salt“ mit einfließen.

Mit Abbildung 4.3-7 werden exemplarisch die Nachrechnungen ausgewählter triaxialer Festigkeitsversuche bei 60°C dargestellt. Die vollständige Darstellung der Nachrechnungen bei allen drei Untersuchungstemperaturen wird in Anlage 4.3.1-3 vorgenommen. Nicht darge-

stellt sind zusätzliche Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen mit verschiedenen Verformungsraten.

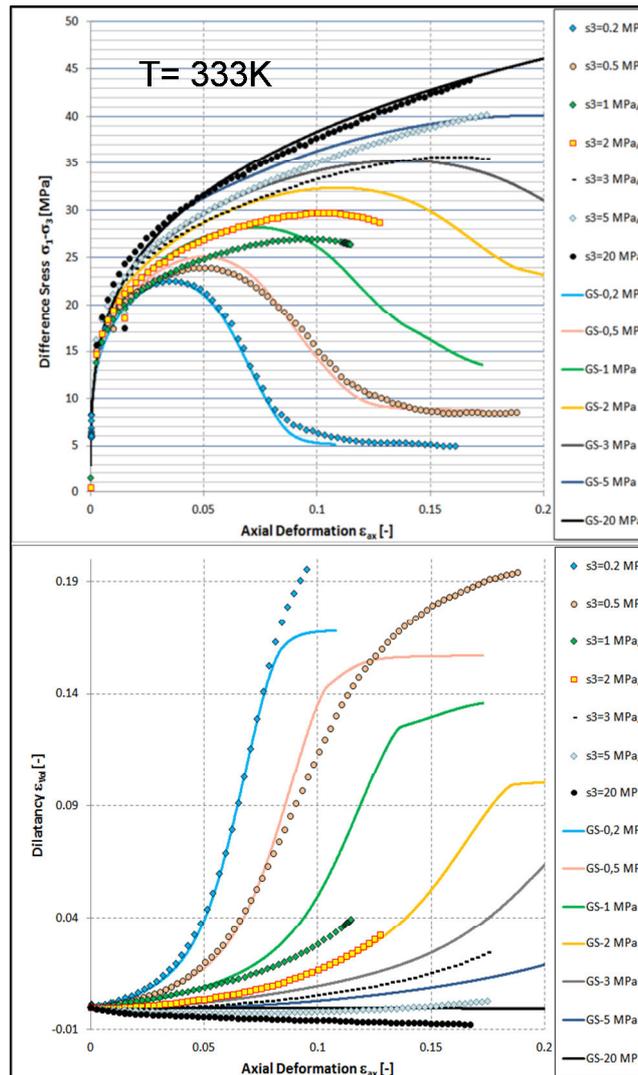


Abb. 4.3-7: Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen mit „agillaceous salt“ bei 333 K mit dem G/S-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

Die Nachrechnung der triaxialen Festigkeitsversuche bestätigt auch die Kennwerte, die für die Beschreibung des Bruch- und Dilatanzverhalten abgeleitet wurden.

Die Stoffmodellparameter für das G/S-Modell zur Beschreibung der Laborversuche an „agillaceous salt“ und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp werden in Anlage 4.3.1-4 vollständig zusammengestellt.

4.3.2 IfG-Minkley-Modell

In Abb. 4.3-8 wird die Nachrechnung der Spannungsabhängigkeit der über Kriechversuche bestimmten stationären Kriechraten, mit dem Mi-Modell am „clean salt“ dokumentiert, die ebenfalls in einer sehr guten Näherung gelungen ist.

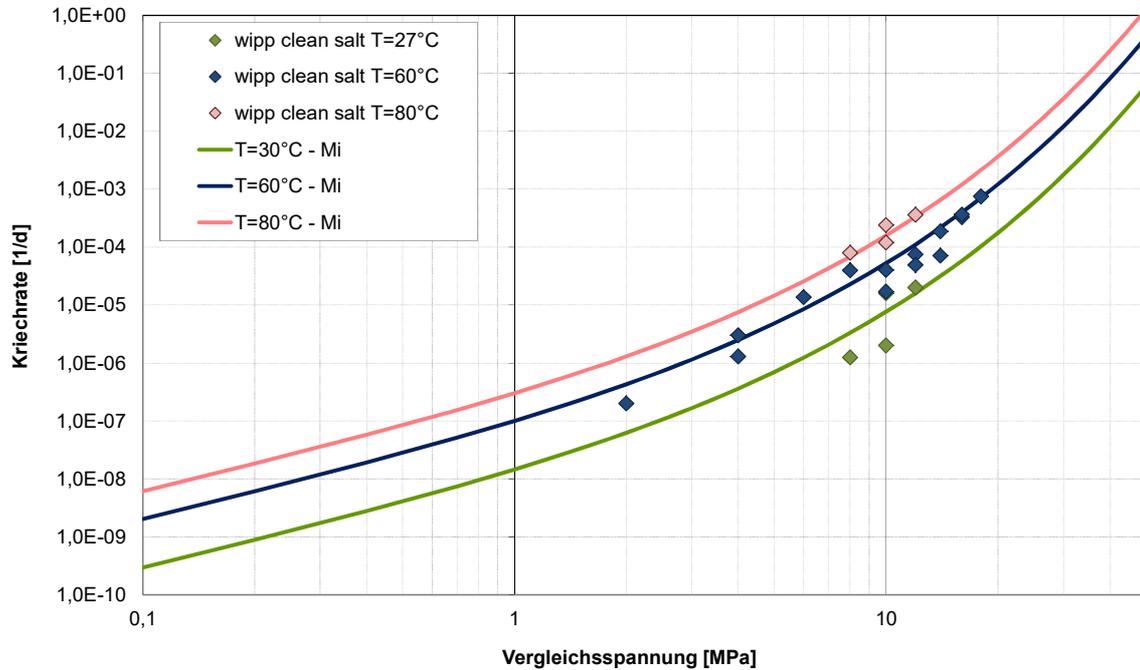


Abb. 4.3-8: Nachrechnung von stationären Kriechraten mit dem Mi-Modell für „clean salt“.

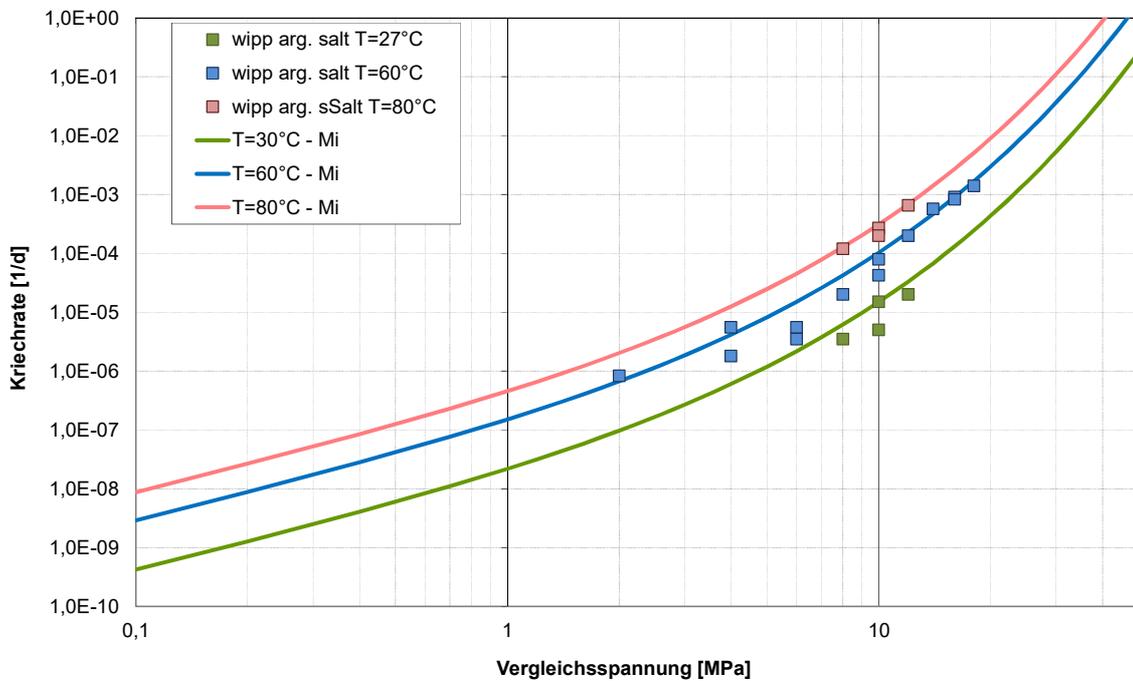


Abb. 4.3-9: Nachrechnung von stationären Kriechraten mit dem Mi-Modell für „argillaceous salt“.

Die Nachrechnung der stationären Kriechraten für das „argillaceous salt“ wird in Abb. 4.3-9 zusammengefasst, wobei sich im Untersuchungsbereich lediglich geringe Abweichungen zeigen, worin sich das geringfügig schnellere Kriechen des „argillaceous salt“ im Vergleich zum „clean salt“ widerspiegelt.

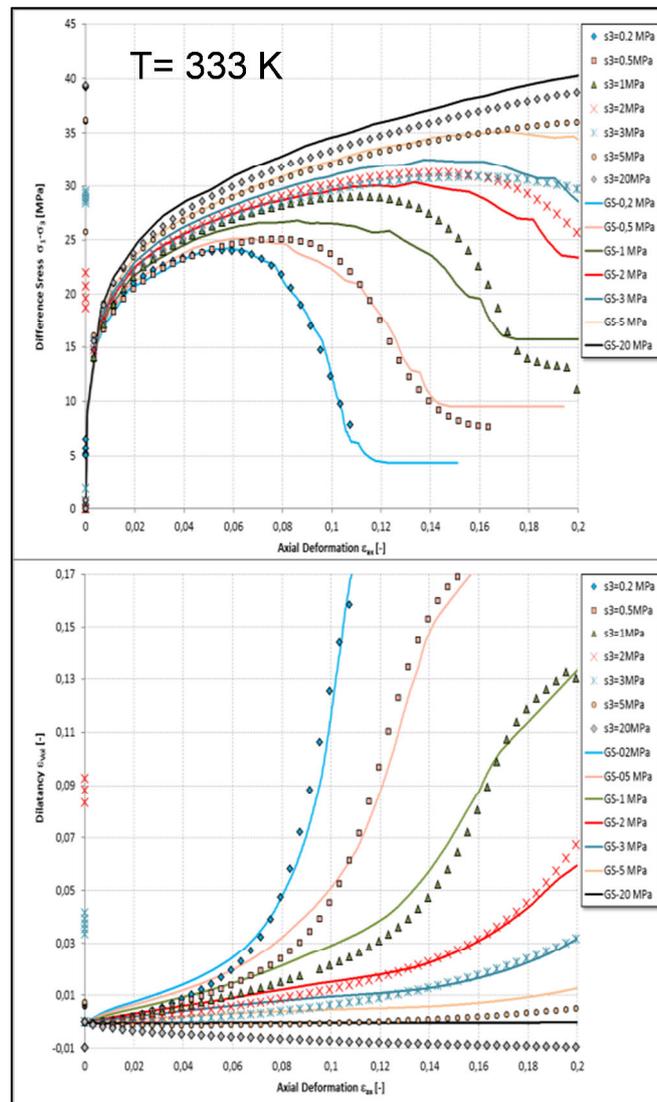


Abb. 4.3-10: Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen bei 333 K mit „clean salt“ Mi-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

Mit Abbildung 4.3-10 werden exemplarisch die Nachrechnungen aller triaxialen Festigkeitsversuche mit dem Mi-Modell bei 60°C zusammenfassend dargestellt. Die vollständige Abbildung der Ergebnisse der Nachrechnungen für alle drei Versuchsserien bei den ausgewählten Temperaturen erfolgt in Anlage 4.3.2-1. Da sich auch das Dilatanz- und Festigkeitsverhalten von „argillaceous salt“ und „clean salt“ nur geringfügig unterscheiden, wurde für „argillaceous salt“ kein spezieller Parametersatz abgeleitet, wobei die verschiedenen Parametersätze für alle drei untersuchten Temperaturen in Anlage 4.3.2-2 zusammengestellt sind.

4.4 Benchmark-Rechnungen zu Room D und Room B

4.4.1 Modellaufbau

In Abb. 4.4-1 werden sowohl die Dimensionen von Room B und D in einer grundrisslichen Darstellung als auch die Anordnung der Erhitzer in Room B nach (MUNSON et al. 1990 - Sandia Report SAND89-2671) detailliert dokumentiert.

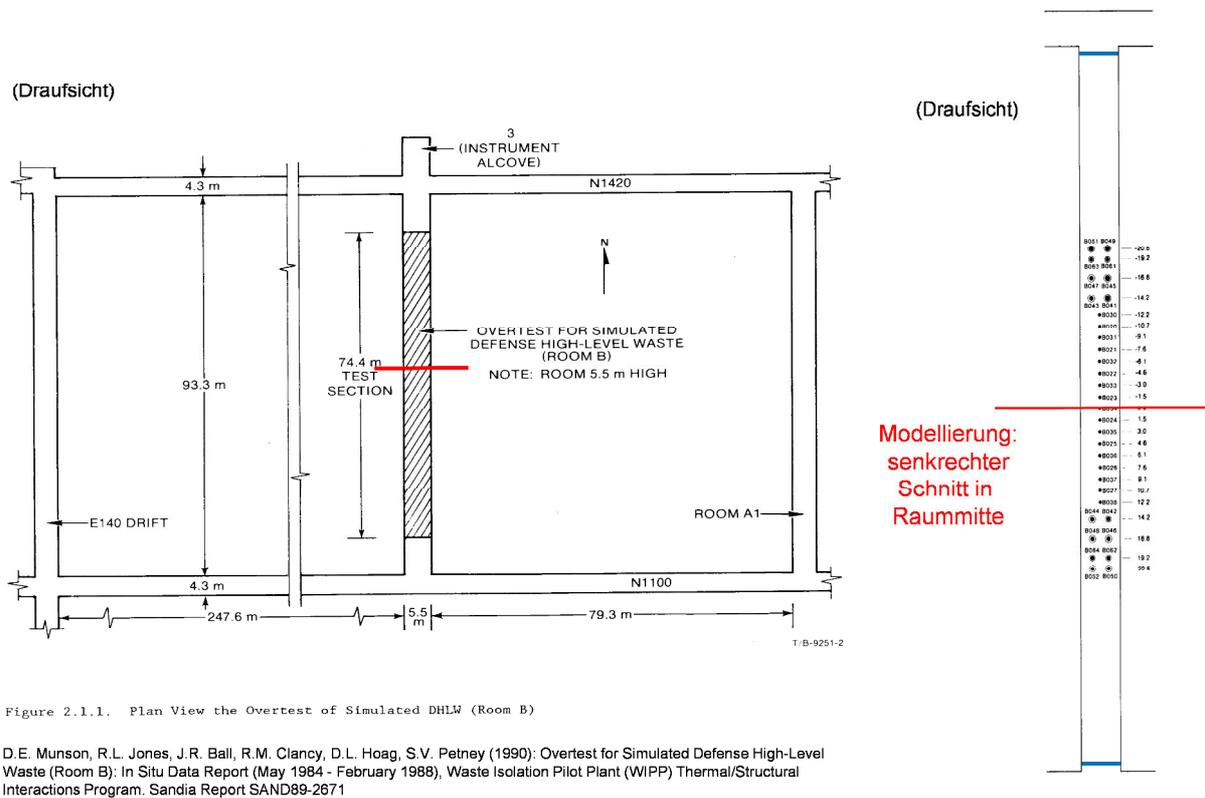


Abb. 4.4-1: Dimensionen von Room D und Room B (links) sowie Erhitzeranordnung in Room B.

In Abb. 4.4-2 wird das einheitliche mit allen Partnern abgestimmte FLAC3D-Modell für Room D dargestellt. Die Modelltiefe beträgt 1 m. Das für Room B abgestimmte Modell stimmt im Wesentlichen mit diesem überein, lediglich im Bereich des Erhitzers in der Sohle wurde eine feinere Vernetzung gewählt. Dieses FLAC3D-Modell besteht aus 30.911 Elementen, wobei zwischen den Partnern folgende Berechnungsgrundlagen vereinbart wurden:

- Die Modellierung der Steinsalzschiechten der WIPP (Typen: „clean salt“ und „argillaceous salt“) realisiert jeder Partner mit seinen Stoffgesetzen, d.h. das IfG mit den G/S- und dem Mi-Modell.
- Die Parameterkennwertermittlung für beide WIPP-Steinsalz-Varietäten erfolgt durch entsprechende Laborversuchsanpassungen.
- Die Modellierung der Anhydritschichten wird in der elasto-plastischen Näherung nach MOHR-COULOMB realisiert, d.h. alle Partner verwenden die einheitlichen Kennwerte entsprechend MUNSON et al. 1990 – (Sandia Report SAND89-2671),

- während die Modellierung der Polyhalitschichten mit einem Potenzgesetz für das Kriechen erfolgt, d.h. alle Partner verwenden die einheitlichen Kennwerte entsprechend MUNSON et al. 1990 – (Sandia Report SAND89-2671).

Die Simulation von Room D (ohne Erhitzer) erfolgt dabei über 1.354 Tage bei Gebirgstemperatur 300 K, während die Simulation von Room B entsprechend dem realisierten Versuchsregime zunächst über 354 Tage bei Gebirgstemperatur 300 K, und danach über weitere 1.000 Tage mit Erhitzung durchgeführt wurde.

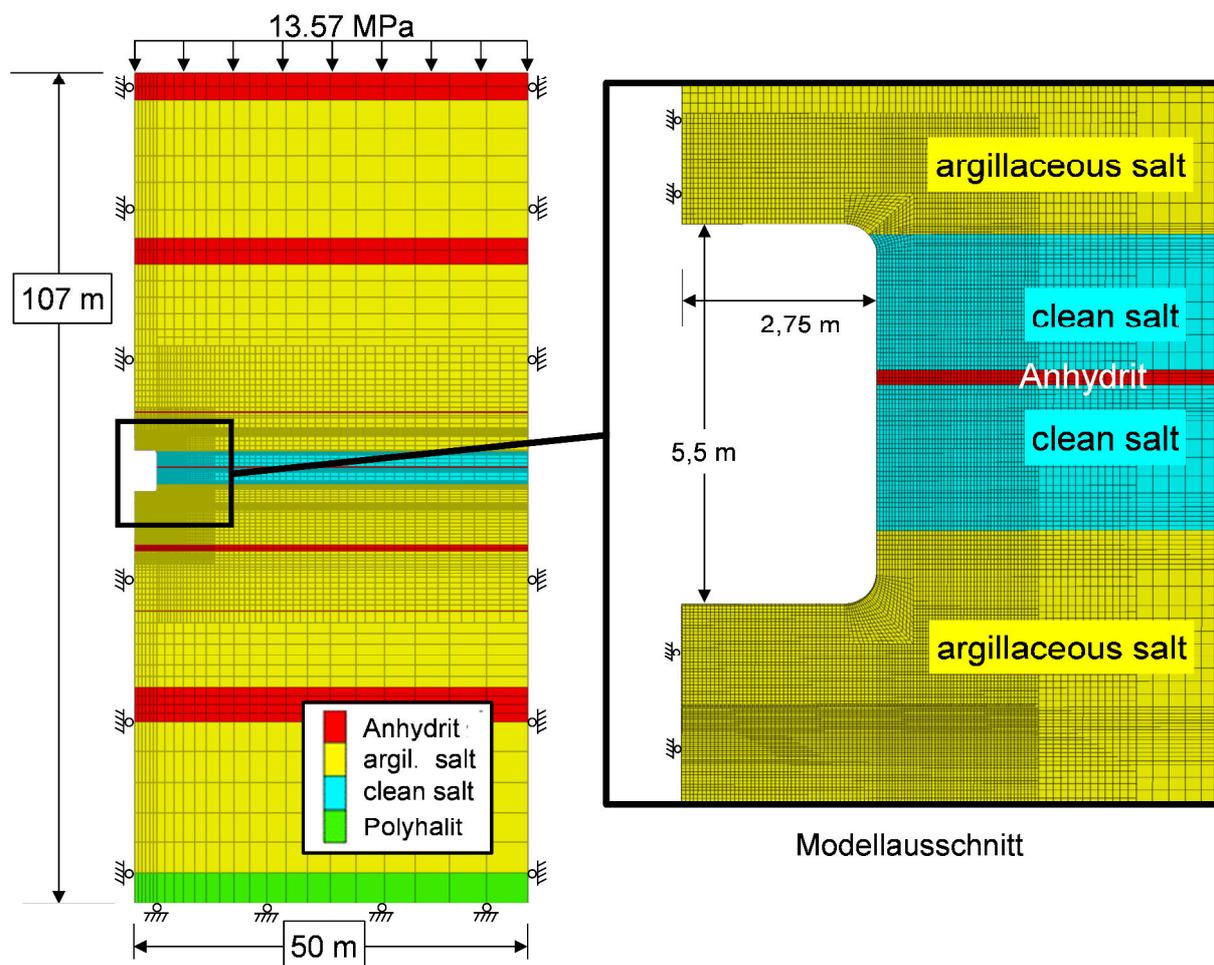


Abb. 4.4-2: Einheitliches FLAC3D-Modell für Room B und D sowie die Randbedingungen für die gebirgsmechanische Modellierung entsprechend dem geologischen Schnitt in Abb. 4.1-2.

Eine Skizze des Querschnittes durch die Mitte des Room B mit der Lage der Erhitzer, sowie die Abbildung dieser Situation im FLAC3D-Modell für den Room B in Form eines entsprechenden Modellausschnittes werden in Abb. 4.4-3 wiedergegeben.

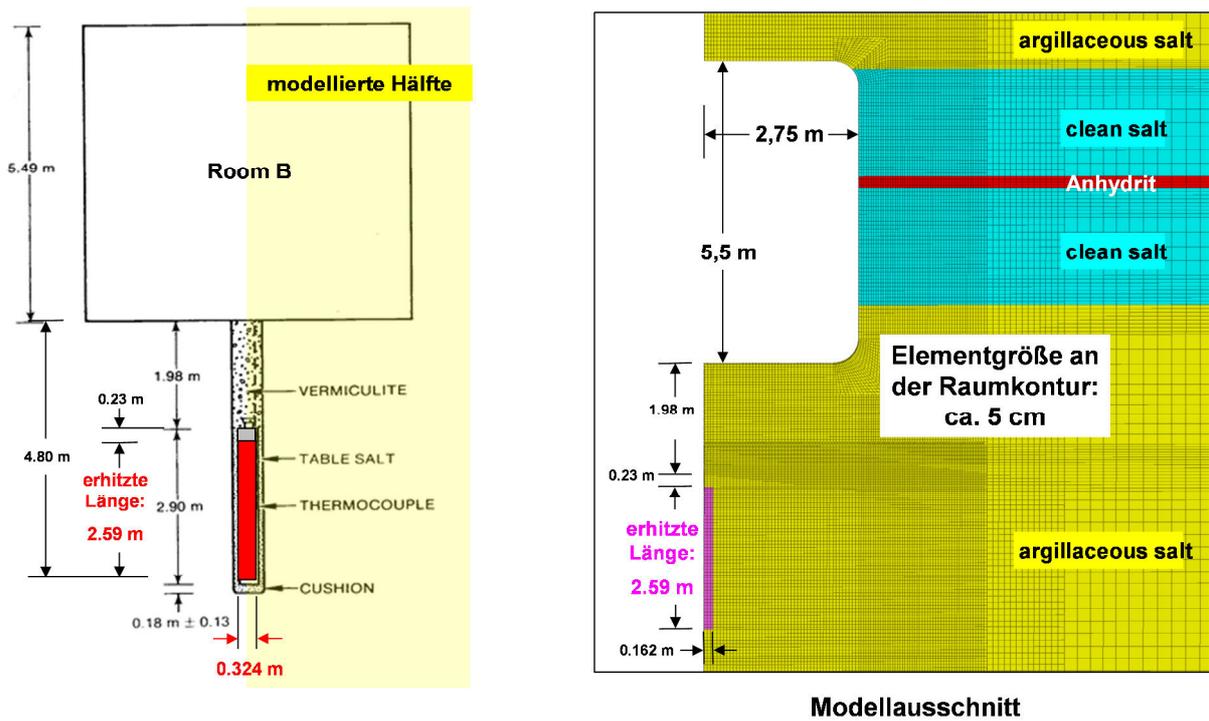


Abb. 4.4-3: links: Skizzierter Querschnitt durch die Erhitzer in Room B (links) nach (MUNSON et al. 1990 - sandia Report SAND89-2671), rechts: Modellausschnitt des FLAC3D-Modell von Room B.

4.4.2 Temperaturregime und Wärmeausbreitung

Durch SANDIA (MUNSON et al. 1990 - Sandia Report SAND89-2671) wurden umfassende Temperaturmessungen im Room B in mehreren Messquerschnitten und Bohrlochteufen während der gesamten Erhitzerphase durchgeführt, die beispielhaft für den mittleren Schnitt in Abb. 4.4-4 (linke Seite) dargestellt werden. Aus diesen Kurvenverläufen wurden die thermischen Randbedingungen an der Oberfläche von Room B, sowie an der Oberfläche des Erhitzers abgeleitet, da eine Berechnung der Wärmeausbreitung durch die Luft im Room B nicht Gegenstand der Benchmark-Rechnungen war.

Temperaturmessungen von Sandia

(nach: Sandia Report SAND89-2671)

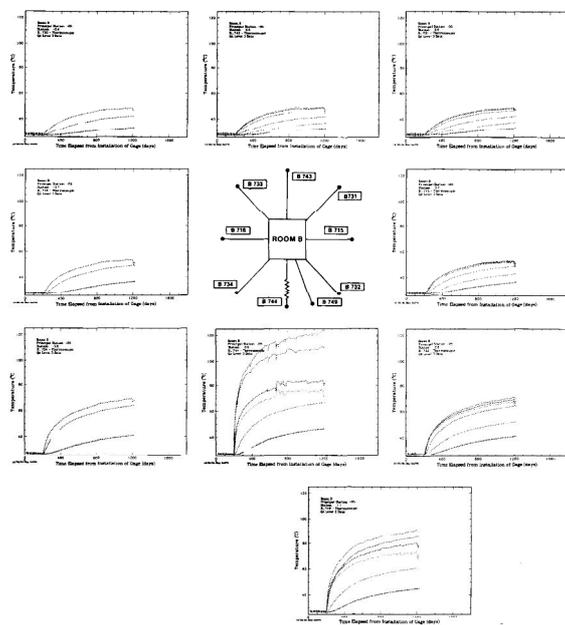


Figure 2.3.2. Reduced-size Composite of Temperatures at Principal Station -5

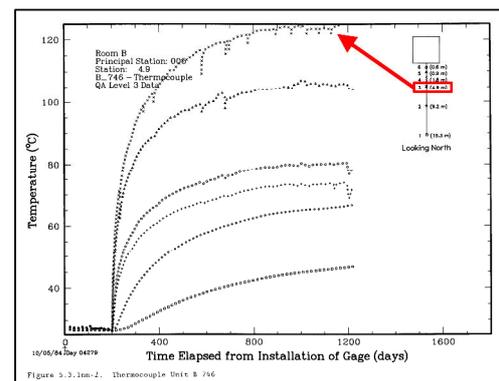


Figure 3.3.1. Item 2. Thermocouple Unit B 756

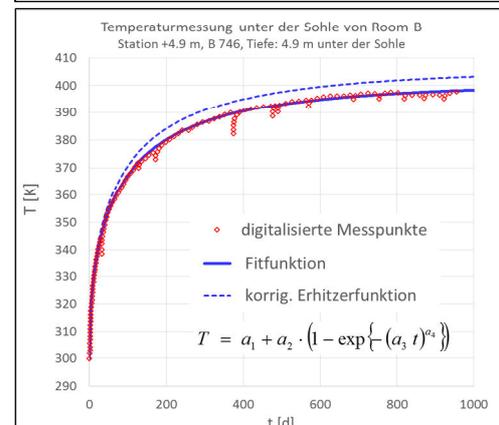


Abb. 4.4-4: Ergebnisse der Temperaturmessungen durch SANDIA nach (MUNSON et al. 1990 - Sandia Report SAND89-2671) (links), sowie Approximation der Temperaturentwicklung am Erhitzer durch eine Kurvenanpassung (rechts unten).

Auf der rechten Seite von Abb. 4.4-4 werden die gemessene Temperaturentwicklung am Erhitzer sowie die Approximation dieser Entwicklung durch eine vierparametrische Kurve dargestellt. Die Nachrechnung der Temperaturentwicklung und ihr Vergleich mit der gemessenen Temperaturentwicklung haben zu dem Ergebnis geführt, dass in der Realität für die Temperaturentwicklung am Erhitzer eine etwas höhere durch die gestrichelte blaue Kurve markierte Temperaturentwicklung anzunehmen ist.

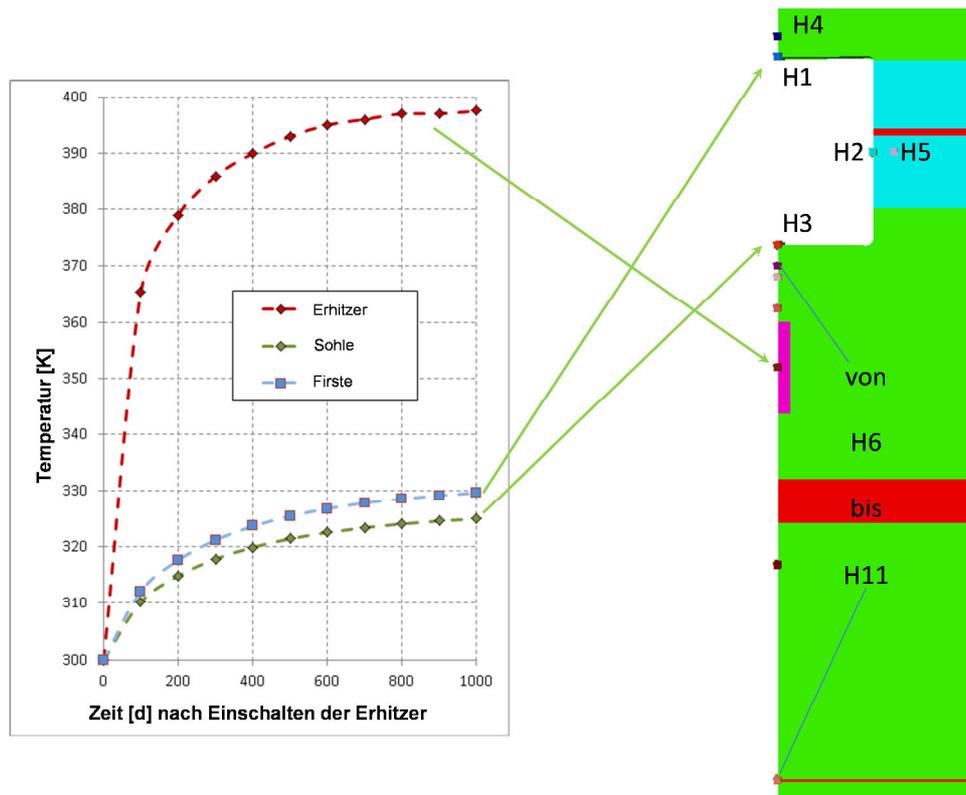


Abb. 4.4-5: Thermische Randbedingungen und Lage der History-Punkte, zur Aufzeichnung der Temperaturentwicklung.

Für die Ausbreitungsrechnungen wurden folgende thermische Parameter für das Salzgebirge verwendet, wobei über den thermischen Ausdehnungskoeffizienten α die Kopplung mit der mechanischen Simulation erfolgt:

- Ausdehnungskoeffizient: $\alpha = 4,5 \cdot 10^{-5} [1/K]$,
- Leitfähigkeit: $\lambda = \lambda_{300} \cdot [300/T]^\gamma$ mit $\gamma = 1,14$ und $\lambda_{300} = 5 [J/m \cdot K]$ sowie
- Spezifischer Wärme: $c_p = 860 \cdot 10^6 [J/kg \cdot K]$

Die Ergebnisse der Temperaturverteilung nach 1.354 Tagen (1.000 mit Erhitzer) wird in Abb. 4.4-6 beispielhaft für die Simulation mit dem G/S-Modell, die sich nicht von den Ergebnissen für das Mi-Modell unterscheiden, zusammen mit einem Vergleich der gemessenen Temperaturentwicklungen an ausgewählten Messpunkten dargestellt. Dieser Vergleich belegt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten, womit eine Validierung des benutzten thermischen Modells erfolgte.

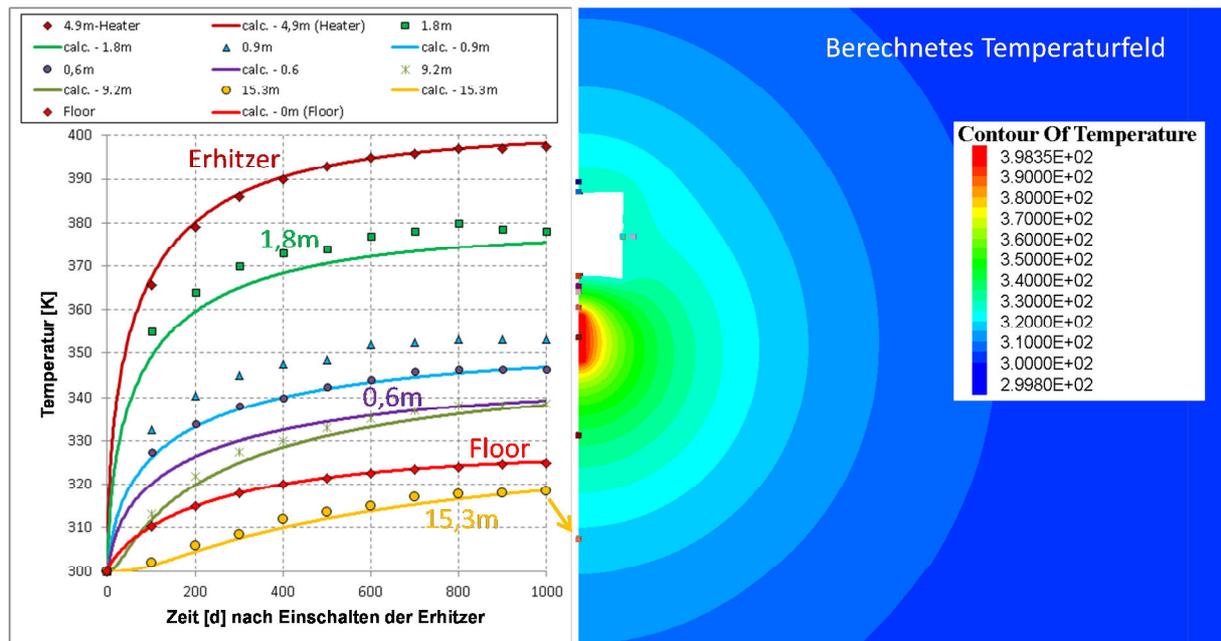


Abb. 4.4-6: Temperaturverteilung nach 1.354 Tagen (1.000 Tage mit Erhitzer) um Room B und Vergleich mit der Temperaturentwicklung an ausgewählten Messpunkten.

4.4.3 Verschiebungen und Konvergenzen

Sowohl im Room B als auch im Room D wurden umfangreiche Messungen zur Dokumentation der auftretenden Gebirgsverformungen durchgeführt. Bereits unmittelbar nach der Auffahrung der Kammern wurde mit manuellen Messungen begonnen. Später wurden in verschiedenen Messebenen Messbohrungen gestoßen, in denen Extensometer (Abb. 4.4-7) und in Room B zusätzlich die bereits erwähnten Temperatursensoren installiert wurden.

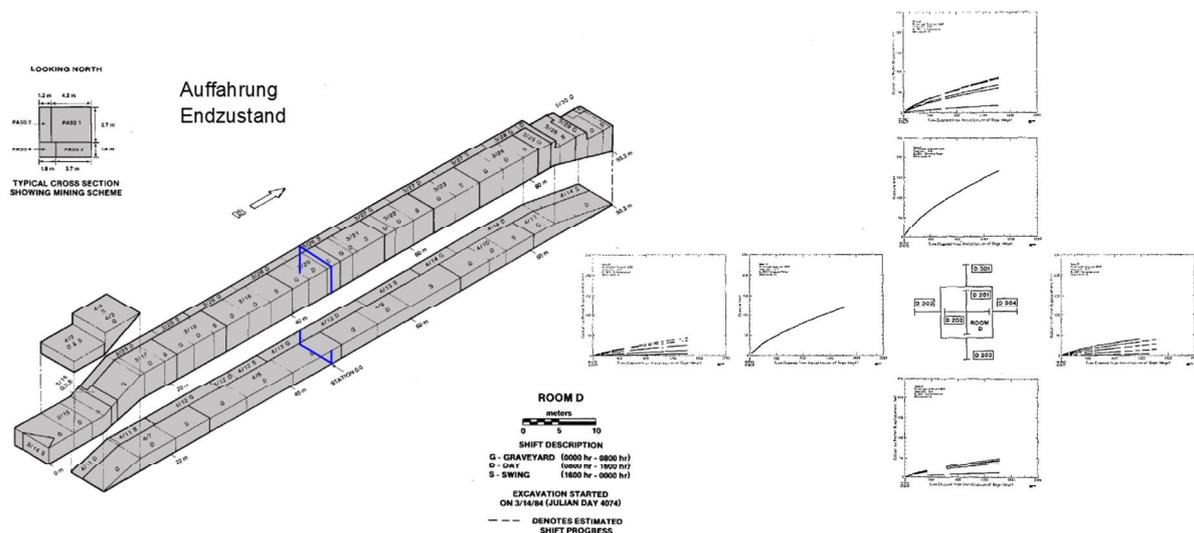


Abb. 4.4-7: Auffahrung von Room D mit einer Teilschnittmaschine in mehreren Scheiben und zentraler Messquerschnitt sowie Ergebnisse der Verschiebungsmessungen nach (MUNSON et al. 1988 - Sandia Report SAND88-1460)

Nach der Installation dieser Messgeber wurden die Messwerte kontinuierlich elektronisch aufgezeichnet. Da sowohl Room B als auch Room D in mehreren Phase aufgefahen wurden (Abb. 4.4-7), ist die Ermittlung der in diesem Zeitraum vonstattengegangenen Verformungen problematisch (MUNSON et al. 1989 - Sandia Report SAND89-2948), wie der Vergleich der für beide Kammern veröffentlichten Konvergenzen (Abb. 4.4-8) zeigt.

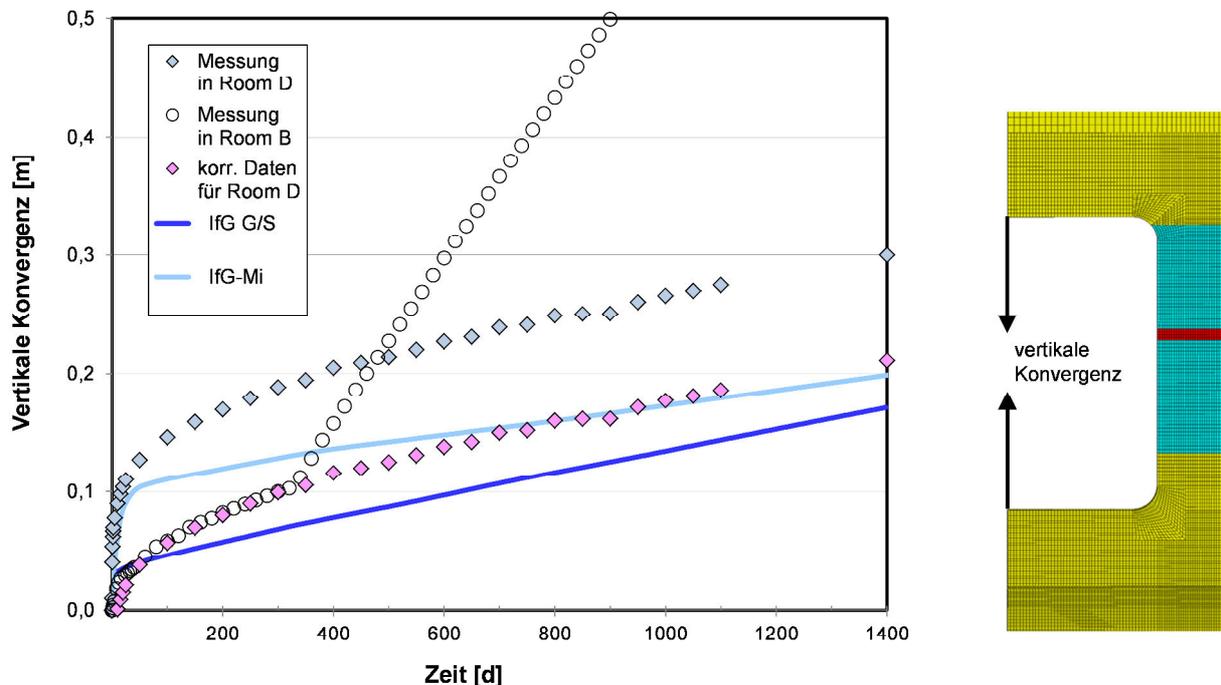


Abb. 4.4-8: Veröffentlichte Vertikalkonvergenzen in Room D und B nach (MUNSON et al., 1988 und 1990), sowie korrigierter Verlauf der dem Benchmark-Vergleich zugrunde gelegt wurde, im Vergleich mit den Room D-Simulationen des IfG.

Beide Kammern wurden nicht weit voneinander, im gleichen stratigraphischen Horizont aufgefahen, um die thermo-mechanischen Effekte separieren zu können, so dass identische Konvergenzkurven bis zum Einschalten der Erhitzer vorausgesetzt werden müssen. Deshalb wurde der Anfangswert der Konvergenzkurven für Room D soweit verschoben, dass sie mit den Konvergenzkurven von Room B bis zum Einschalten der Erhitzer übereinstimmen. Die so korrigierte Kurve fällt bis zum Einschalten der Erhitzer praktisch mit der für Room B ermittelten zusammen, was die gewählte Art der Korrektur validiert, s. auch ARGÜELLO & HOLLAND (2015).

Room D: 1354 Tage bei 300 K

Room B: 354 Tage bei 300 K,
1000 Tage Erhitzung bis auf 403 K

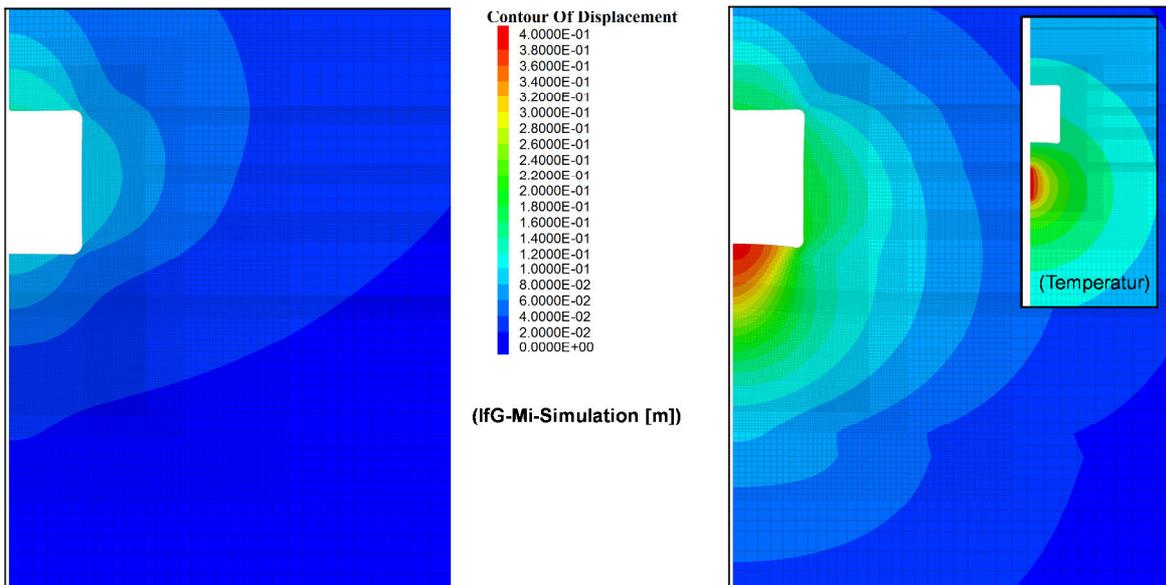


Abb. 4.4-9: Vergleichende Darstellung der berechneten Verschiebungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.

Mit Abb. 4.4-9 wird ein Vergleich der Verschiebungsbeträge am Ende des Simulationszeitraums, 1.354 Tage nach der Auffahrung beider Kammern, als Flächenplot geführt. Aus dieser Darstellung wird die Beschleunigung durch die Wirkung der Erhitzer am Beispiel der IfG-Mi-Simulation verdeutlicht.

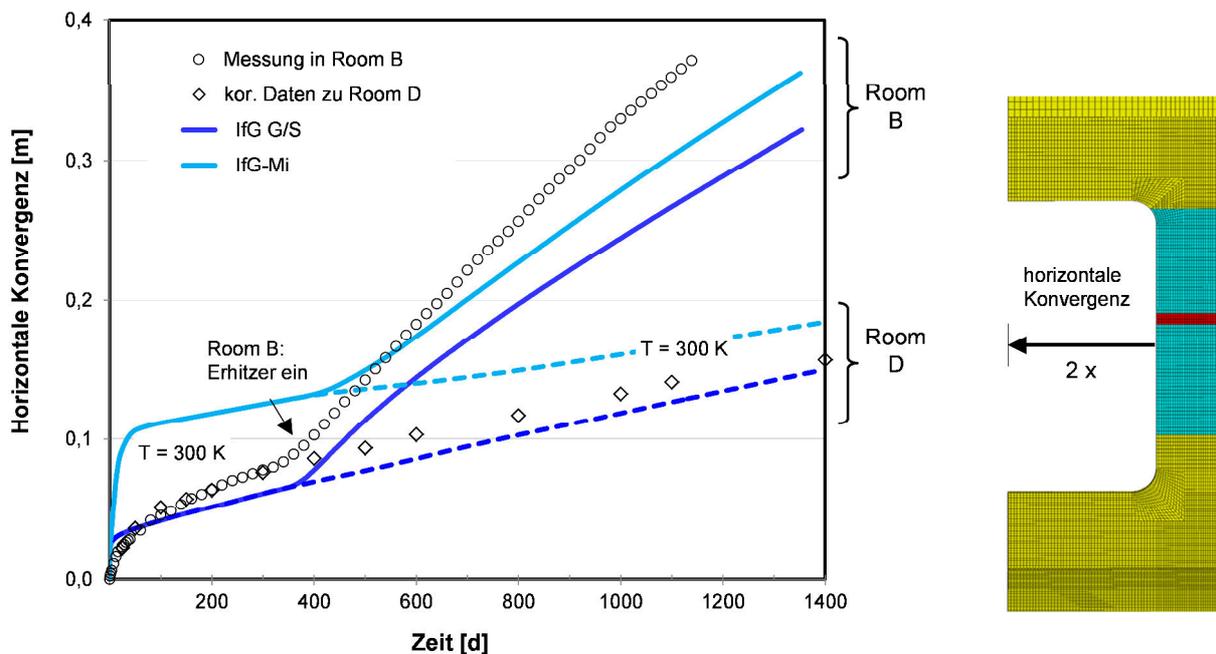


Abb. 4.4-10: Berechnete horizontale Konvergenzen von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).

In Abb. 4.4-10 erfolgt eine vergleichende Darstellung der horizontalen Konvergenzen die sowohl für den Room D ohne Erhitzer als auch für Room B mit Erhitzer mit beiden IfG-Modellen ermittelt wurden. Abb. 4.4-11 liefert ergänzend einen Vergleich für die entsprechenden Konvergenzraten.

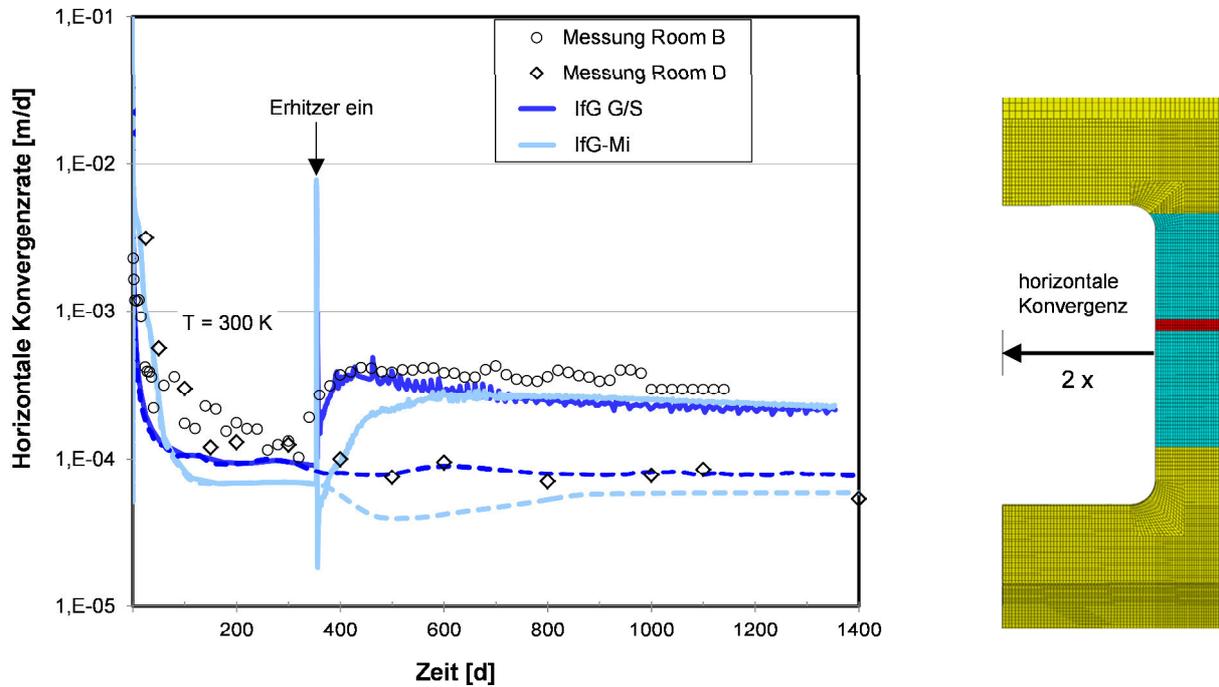


Abb. 4.4-11: Berechnete horizontale Konvergenzraten von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).

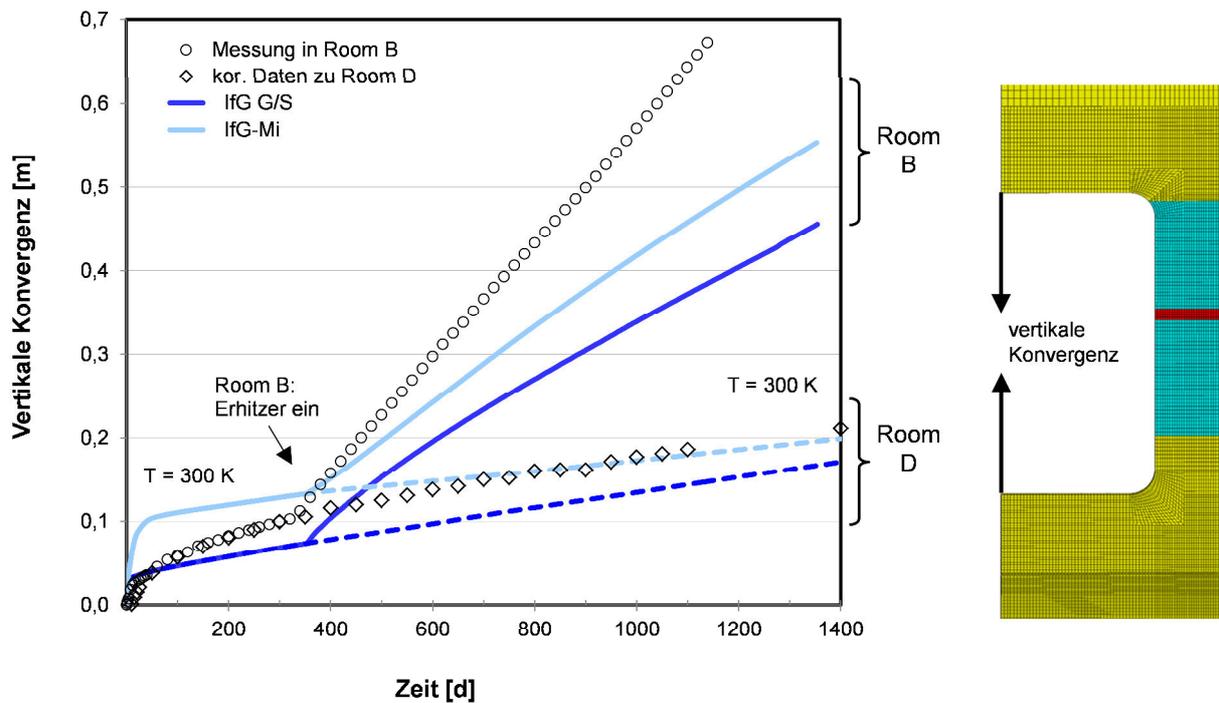


Abb. 4.4-12: Berechnete vertikale Konvergenzen von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).

In Abb. 4.4-12 erfolgt eine analoge vergleichende Darstellung der vertikalen Konvergenzen die sowohl für den Room D ohne Erhitzer als auch für Room B mit Erhitzer mit beiden IfG-Modellen ermittelt wurden. Abb. 4.4-13 liefert ergänzend einen Vergleich für die entsprechenden Konvergenzraten.

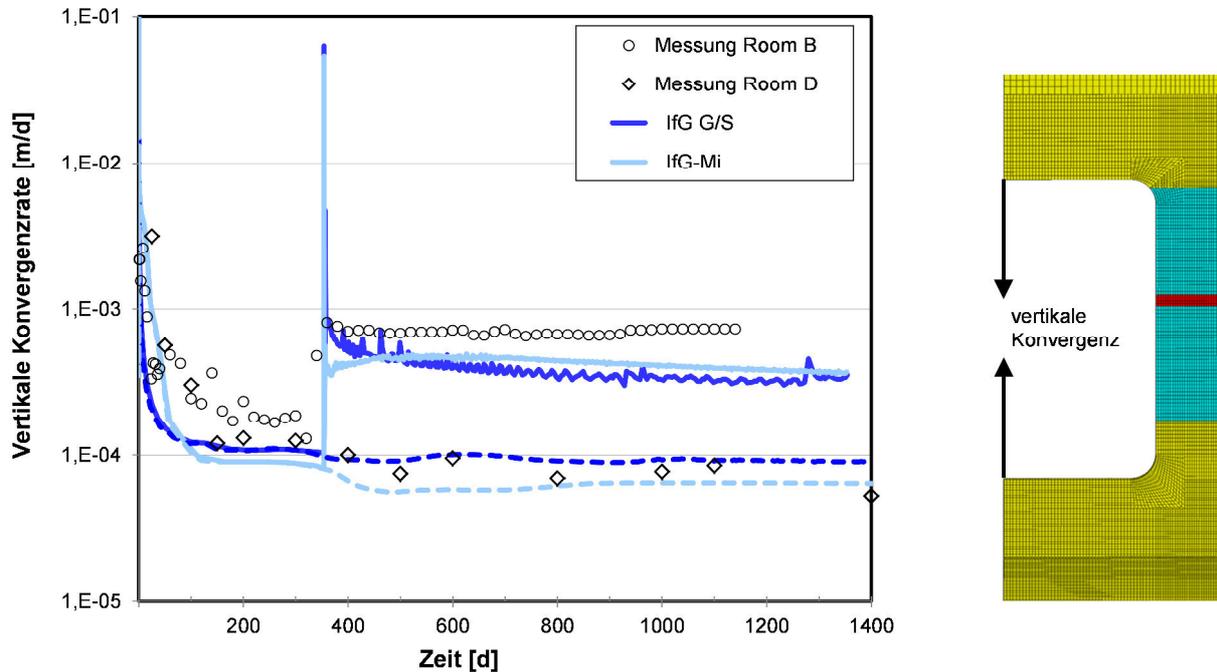


Abb. 4.4-13: Berechnete vertikale Konvergenzraten von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).

Der Vergleich belegt eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Konvergenzen bzw. Konvergenzraten, wobei noch einmal zu unterstreichen ist, dass die Nachrechnungen mit einem einheitlichen Parametersatz für beide Stoffmodelle durchgeführt wurden, die lediglich auf der Anpassung an die Laborversuche basieren. Dabei liefert die transiente Phase bis zum Einschalten der Erhitzer mit dem Mi-Modell zu große und die mit dem G/S-Modell zu geringe Werte. Für die Erhitzerphase werden Konvergenzen und Konvergenzraten mit beiden Modellen etwas unterschätzt.

Um mögliche Ursachen für diese Abweichungen zu erkennen, wurde ergänzend, beispielhaft mit dem G/S-Modell eine Parameterstudie bezüglich einer Variation der stationären Kriechraten durchgeführt. Durch eine Vergrößerung der stationären Kriechraten im Bereich geringerer Vergleichsspannungen für „argillaceous salt“ um den Faktor 3 konnte eine bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Konvergenzen bzw. Konvergenzraten erzielt werden (Abb. 4.4-14). Die dazu vorgenommene Variation liegt durchaus im Bereich der natürlichen Streuungen der laborativ bestimmten stationären Kriechraten. Für die horizontalen Konvergenzen ergibt sich dabei eine ausgezeichnete Übereinstimmung, während die berechneten vertikalen Konvergenzen in der Erhitzerphase immer noch etwas geringer, als die gemessenen

nen sind, was mutmaßlich durch die Aufblätterung der Firste an den feinen Tonschichten verursacht wird, wie bei der Fortsetzung der Messungen durch die Extensometermessungen in der Firste auch messtechnisch belegt wurde (MUNSON et. al, 1990 - SandiaReport SAND89-2671).

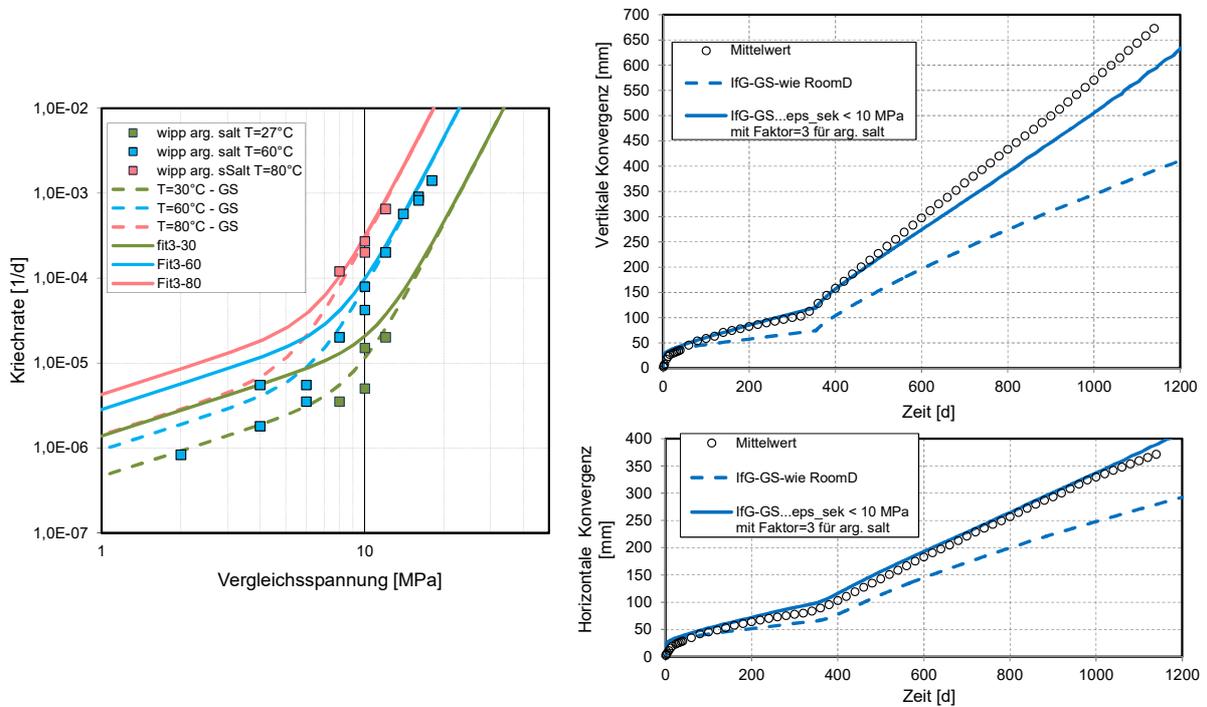


Abb. 4.4-14: Verbesserte Nachrechnung des Konvergenzverhaltens von Room B durch eine Anpassung der stationären Kriechraten für „argillaceous salt“ im Bereich kleiner Vergleichsspannungen mit dem G/S-Modell.

4.4.4 Spannungen

Mit Abb. 4.4-15 wird eine Gegenüberstellung der Vergleichsspannungen oder Effektivspannungen am Ende des Simulationszeitraums, 1.354 Tage nach der Auffahrung beider Kammern, als Flächenplot beispielhaft für die IfG-Mi-Simulation geliefert.

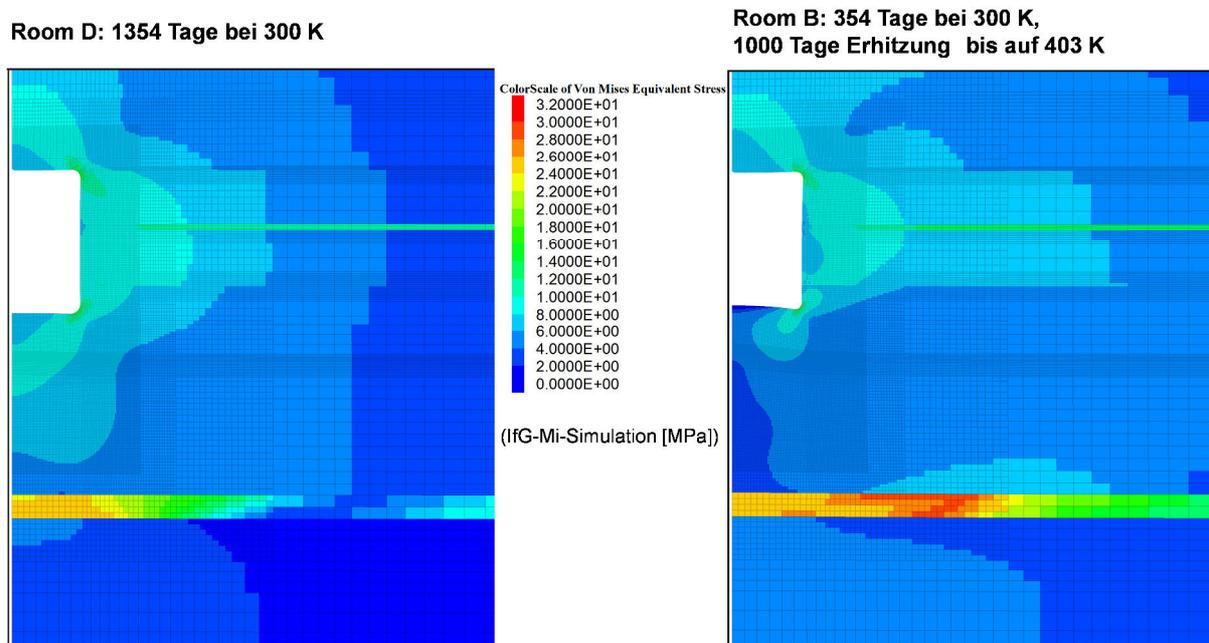


Abb. 4.4-15: Vergleichende Darstellung der berechneten Vergleichsspannungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.

Mit dieser Darstellung wird die Beschleunigung des Kriechens durch die Wirkung der Erhitzer verdeutlicht, die sich durch eine Verringerung der Vergleichsspannungen im kriechfähigen Steinsalz in der Umgebung des Erhitzers zeigt, während im liegenden, nicht kriechfähigen Anhydrit die Vergleichsspannungen ansteigen.

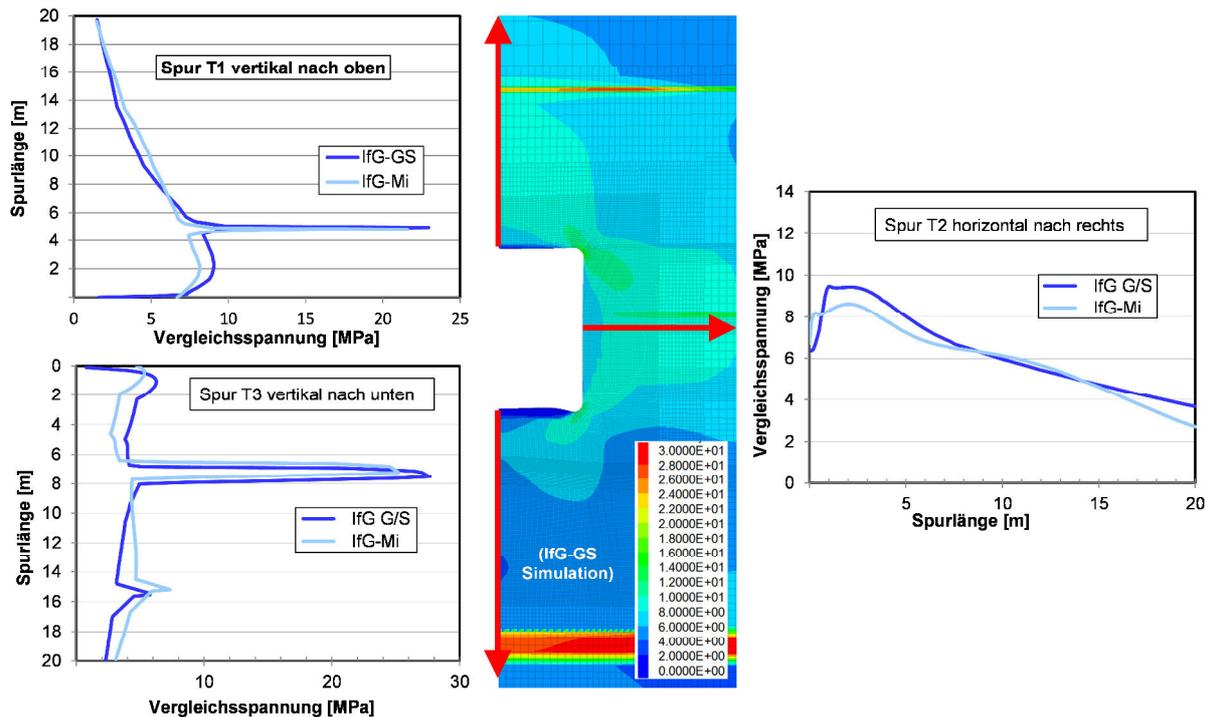


Abb. 4.4-16: Vergleichende Darstellung der mit beiden IfG-Stoffmodellen berechneten Vergleichsspannungen für Room B nach 1.354 Tagen.

Die mit beiden IfG-Stoffmodellen prognostizierten Verteilungen der Effektiv- oder Van-Mises-Vergleichsspannungen (Abb. 4.4-16) unterscheiden sich nur geringfügig, wie am Berechnungsfall der stärksten Beanspruchung dem Room B nach 1.354 Tagen gezeigt wird. Der Flächenplot in Abb. 4.4-16 für das G/S-Modell kann außerdem mit der rechten Seite von Abb. 4.4-15 verglichen werden.

Room D: 1354 Tage bei 300 K

Room B: 354 Tage bei 300 K,
1000 Tage Erhitzung bis auf 403 K

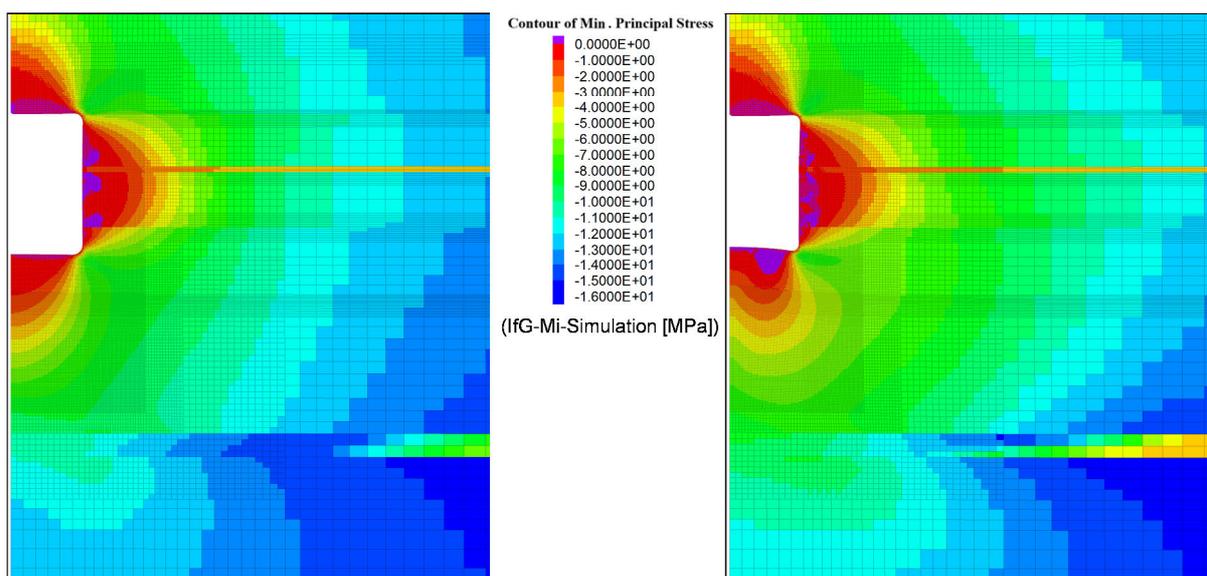


Abb. 4.4-17: Vergleichende Darstellung der berechneten Minimalspannungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.

Mit Abb. 4.4-17 wird ein Vergleich der Minimalspannungsverteilungen für Room B und Room D am Ende des Simulationszeitraums, 1.354 Tage nach der Auffahrung beider Kammern, mit Flächenplots geführt. Die Temperaturerhöhung durch das Einschalten der Erhitzer beeinflusst die Minimalspannungsverteilung in Konturnähe nur unwesentlich. Lediglich im Liegenden also in der Nähe der Erhitzer ist eine geringfügige Erhöhung der Minimalspannungen durch eine zusätzliche Verspannung infolge der temperaturbedingten Ausdehnung des Salzes zu verzeichnen.

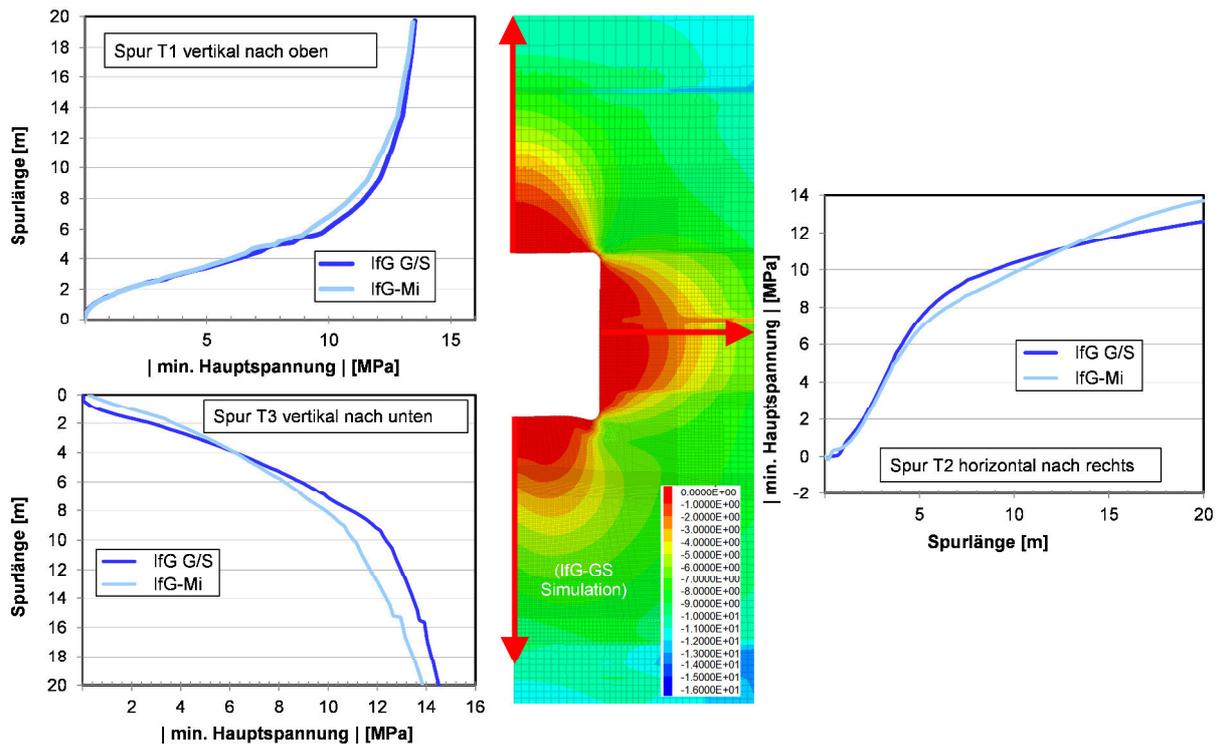


Abb. 4.4-18: Vergleichende Darstellung der mit beiden IfG-Stoffmodellen berechneten Minimalspannungen für Room B nach 1.354 Tagen.

Auch die mit beiden IfG-Stoffmodellen prognostizierten Verteilungen der Minimalspannungen (Abb. 4.4-18) unterscheiden sich nur geringfügig, wie am Berechnungsfall der stärksten Beanspruchung, dem Room B nach 1.354 Tagen, am Beispiel von drei Auswertespuren gezeigt wird. Der Flächenplot in Abb. 4.4-18 für das G/S-Modell kann außerdem mit der rechten Seite von Abb. 4.4-17 verglichen werden.

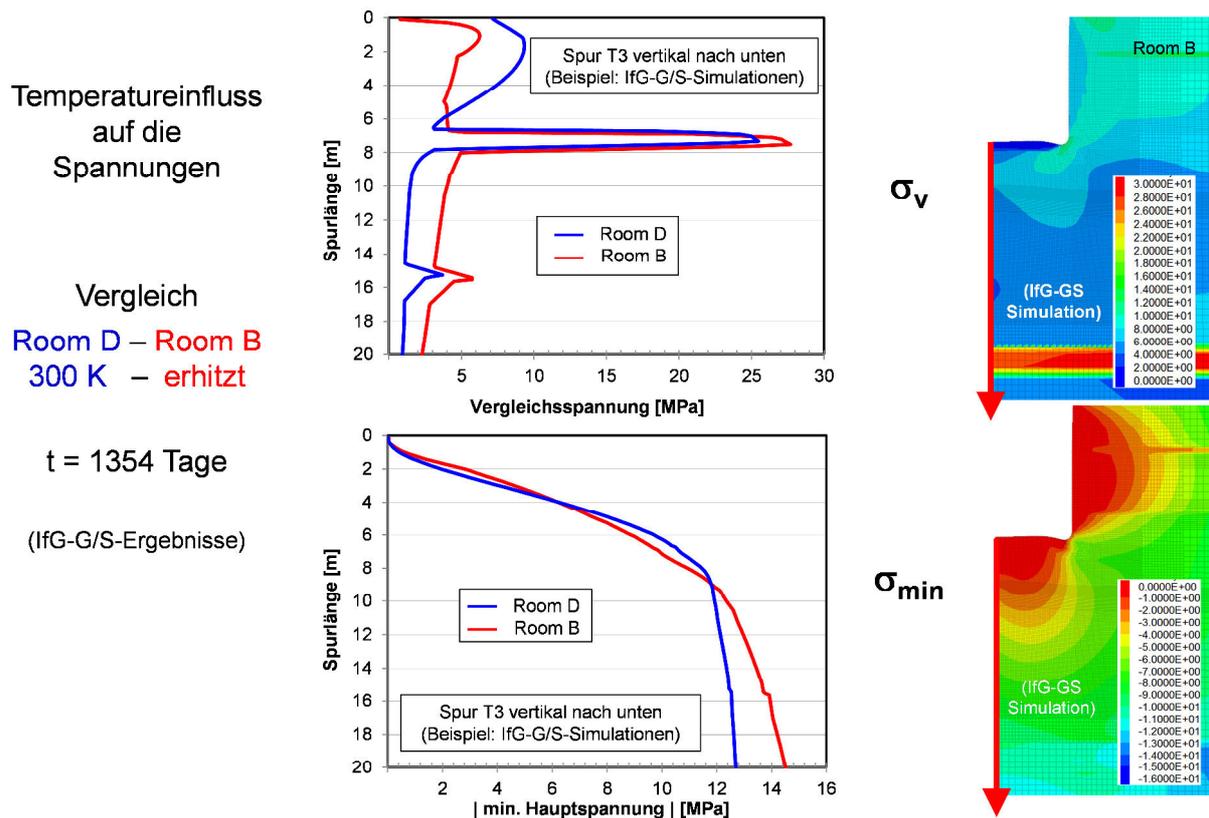


Abb. 4.4-19: Vergleichende Darstellung der mit dem G/S-Modell berechneten Vergleichs- und Minimalspannungen für Room B und Room D nach 1.354 Tagen.

Mit Abb. 4.4-19 werden die Ergebnisse, die zur Spannungsverteilung ermittelt wurden, noch einmal vergleichend zusammengefasst. Während die Minimalspannungen in der Nähe von Room B weitgehend unbeeinflusst sind, sinken die Vergleichs- oder Effektivspannungen in der Nähe des Erhitzers infolge der erhöhten Kriechraten. Unterhalb des steifen Anhydrits steigen die Minimalspannungen und die Vergleichsspannungen sinken im Vergleich zum thermisch unbelasteten Room D.

4.4.5 Schädigungsinduzierte Dilatanz

Mit Abb. 4.4-20 wird eine Gegenüberstellung der schädigungsinduzierten Dilatanz am Ende des Simulationszeitraums, 1.354 Tage nach der Auffahrung beider Kammern, die mit dem IfG-Mi-Modell berechnet wurde, als Flächenplot gezeigt.

Room D: 1354 Tage bei 300 K

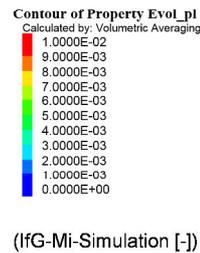
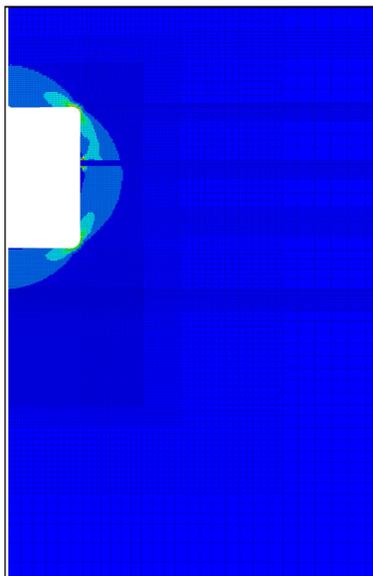
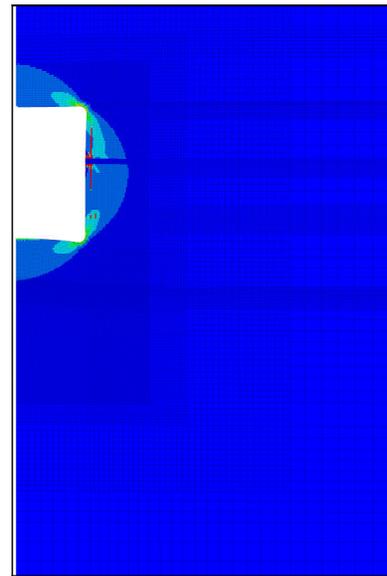
Room B: 354 Tage bei 300 K,
1000 Tage Erhitzung bis auf 403 K

Abb. 4.4.20: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz (volumetrische Verformung ohne elastischen Anteil) für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.

Diese Darstellung belegt, dass die durch Scherung verursachte Dilatanz nicht durch die Temperaturerhöhung infolge der Wirkung der Erhitzer beeinflusst wird. Allerdings treten an der Wand von Room B in der Umgebung der in das „clean salt“ eingelagerten Anhydritschicht zusätzliche, stoßparallele Zugrisse auf.

Room D: 1354 Tage bei 300 K

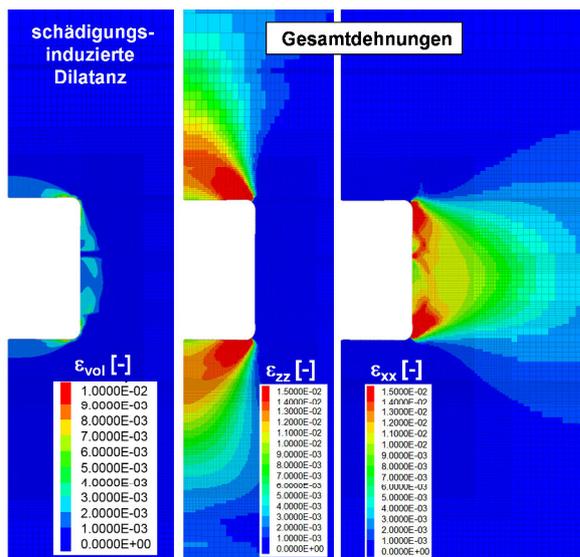
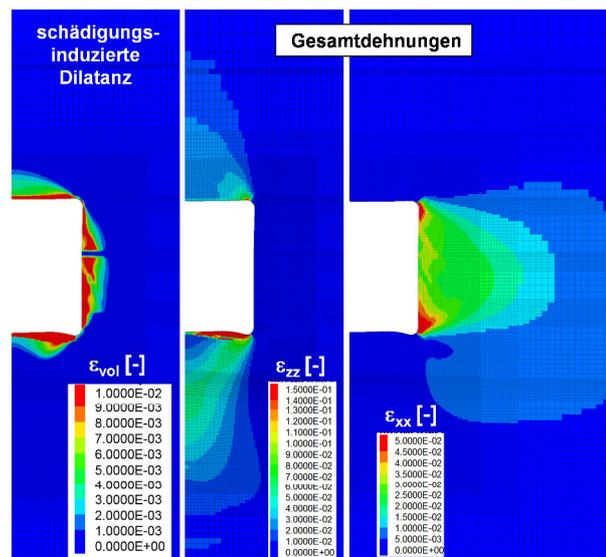
Room B: 354 Tage bei 300 K,
1000 Tage Erhitzung bis auf 403 K

Abb. 4.4-21: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz sowie der vertikalen und horizontalen Gesamtdehnungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-G/S-Simulationen.

Die analoge Darstellung der mit dem GS-Modell ermittelten Ergebnisse (Abb. 4.4-21) belegt, dass in diesem Stoffmodell durch den Einfluss der Temperatur die Entwicklung der schädigungsinduzierten Dilatanz noch einmal beschleunigt wird, so dass am Ende des Betrachtungszeitraumes an der Wand von Room B maximale Dilatanzwerte in der Größenordnung von 1% prognostiziert werden (Abb. 4.4-22). Diese im Vergleich zu den IfG-Mi-Simulationen erhöhten Werte sind mit der Reduzierung der Zugfestigkeit beim Anwachsen der scherbedingten Dilatanz erklärlich, vgl. Kap. 2.2.6.

In Abb. 4.4-21 werden gleichzeitig die vertikale und horizontale Gesamtdehnung als Flächenplot dargestellt. Aus dieser ergänzenden Darstellung lässt sich die Orientierung der schädigungsorientierten Dilatanz in konturparallelen Rissen ableiten.

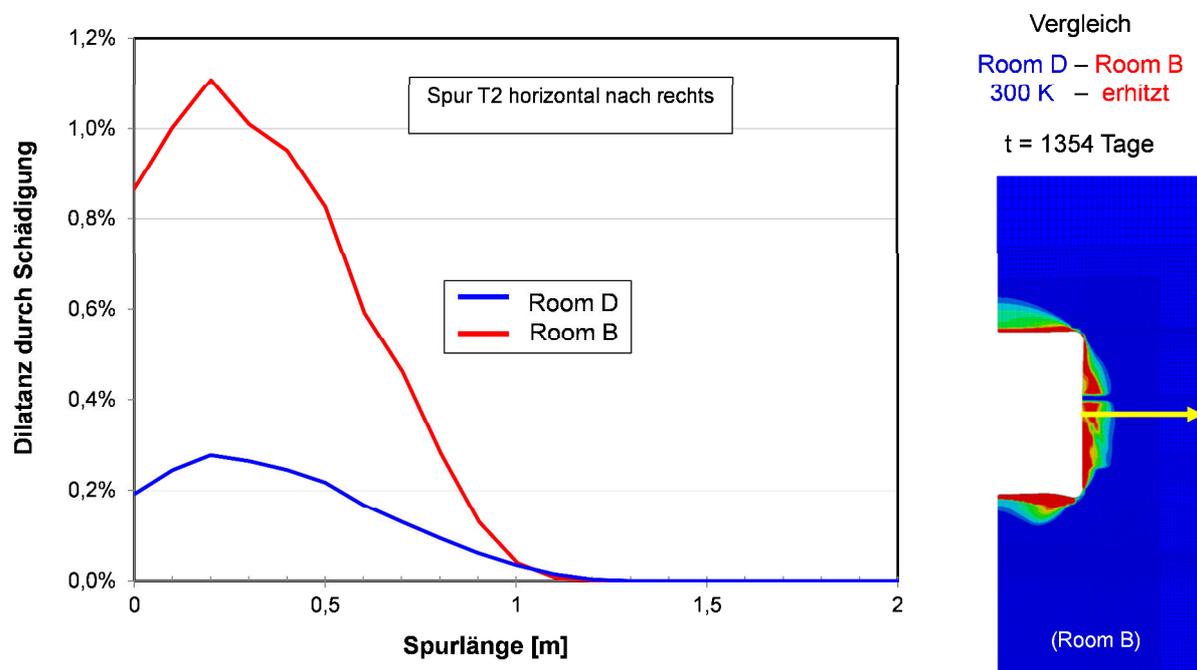


Abb. 4.4-22: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz in der horizontalen Auswertespur für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-G/S-Simulationen.

4.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Durch die Nachrechnungen der Laborversuche an „clean salt“ und „argillaceous salt“ aus der WIPP-site wurden einheitliche Kennwertsätze für beide Stoffgesetze des IfG validiert.

Mit diesen einheitlichen Kennwertsätzen wurden die mit allen Partnern abgestimmten Simulationen der In-situ-Situationen Room D (bei einer konstanten Gebirgstemperatur von 300 K) und Room B (mit einer lokalen Aufheizung durch die 354 Tage nach der Auffahrung eingeschalteten Erhitzer) in der WIPP-site durchgeführt.

Die Ergebnisse, die mit beiden Stoffmodellen ermittelt wurden, stimmen gut miteinander überein. Das In-situ-Konvergenzverhalten für Room D wird mit dem Mi-Modell etwas über- und mit dem GS-Modell etwas unterschätzt. Nach dem Einschalten der Erhitzer unterschätzen beide Modelle das Konvergenzverhalten etwas, vor allem vertikal. Dabei hat die Modellierung des stationären Kriechens bei kleinen Spannungen einen großen Einfluss auf die berechneten Konvergenzen.

Die Temperaturerhöhung (Room B) führt zu einer starken Zunahme der Verformungen im erhitzten konturnahen Bereich, einer Reduktion der Vergleichsspannung im konturnahen Bereich bzw. zu deren Erhöhung im konturfernen Bereich und einer Zunahme von Zugspannungen im konturnahen Bereich sowie einer starken Erhöhung der plastischen Schädigung und Dilatanz im konturnahen Bereich bei den G/S-Modellierungen.

Aus den durchgeführten Untersuchungen kann gefolgert werden, dass die experimentelle Datengrundlage zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Spannungen und des Einflusses von Zugspannungen verbessert werden sollte. Die Lösung dieser Aufgabe ist zum Teil im nachfolgenden Verbundprojekt WEIMOS, das mit den gleichen Partnern geplant ist, vorgesehen.

5 Zusammenfassung

Das IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig beteiligte sich im Rahmen des Teilvorhabens 2 mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley (IfG-Mi-Modell) und dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach Günther/Salzer (IfG-G/S-Modell) an diesem Stoffgesetzvergleich des Verbundprojektes (FZK 02E10830), wobei die Benchmark-Modellrechnungen vom IfG wie von den meisten Projektpartnern mit dem Rechencode FLAC3D durchgeführt wurden.

Mit dem IfG-G/S-Modell 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 unmittelbar mit gesteinsmechanischen Laborversuchen erfasst werden können. Mit dem Stoffmodell 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 und neuerdings auch die Verheilung werden ebenfalls über die effektive Verfestigung zeitabhängig beschrieben.

Im ebenfalls am IfG entwickelten IfG-Mi-Modell 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.

Mit beiden Stoffmodellen können die wesentlichen Verformungs- und Auflockerungsprozesse, die das Verhalten von Steinsalz bestimmen, abgebildet werden. Dabei wurden die in diesem Verbundvorhaben zu untersuchende Temperaturabhängigkeit sowie die Reduzierung der schädigungsinduzierten Dilatanz durch Verheilung neu implementiert. Weiterhin wurden Veränderungen bei der Beschreibung des stationären Kriechens vorgenommen, um die neuen experimentellen Befunde insbesondere im Bereich kleiner Vergleichsspannungen besser

beschreiben zu können. Im IfG-G/S-Modell wurde außerdem eine optionale Beschreibung des primären Kriechens in Abhängigkeit von der Effektivspannung eingefügt.

Die experimentelle Basis des im Rahmen dieses Stoffmodellvergleichs für beide Stoffmodelle neu entwickelten Verheilungsmoduls ist allerdings für eine ausreichende Validierung noch zu schmal, da sie z.Z. lediglich aus zwei Versuchen besteht. Deshalb ist geplant, dieses Defizit im Anschlussvorhaben WEIMOS zu beheben.

Inhaltlich besteht das Forschungsvorhaben aus zwei Teilen: (1) Vorhabensphase (2010 bis 2013), die sich auf In-situ-Situationen im Salzbergwerk Asse II fokussierte, wo sich Temperatur- und Verheilungsprozesse im klein-skaligen Maßstab untersuchen ließen und (2) dem Verlängerungszeitraum (2013 bis 2016) in dem groß-skalige Temperatureffekte für einen Erhitzerversuch im Realmaßstab nachgerechnet wurden.

Im Rahmen von Teil 1 wurden auf der Grundlage von qualitativ sehr hochwertigen Kriech- und Festigkeitsversuchen (10 triaxiale Kriechversuche und 27 triaxiale Festigkeitsversuche) durch das IfG Leipzig und 2 hochpräzisen Verheilungsversuchen durch die TU Clausthal am Asse-Speisesalz der Staßfurt-Folge für beide Stoffmodelle des IfG einheitliche Parametersätze für die Simulationsrechnungen sowohl zum HFCP-Bohrlochversuch mit Erhitzer als auch zum Dammjoch ermittelt. Sie wurden noch bezüglich der stationären Kriechraten bei kleinen Spannungsdeviatoren an der freien Bohrlochkonvergenz des IFC-Versuchs nachkalibriert bzw. validiert. Für die Simulationsrechnungen zum Dammjoch mussten diese Daten auf das am Dammjoch anstehende Basis- und Orangeaugensalz der Leine-Folge übertragen werden.

Die im Rahmen des Benchmarking zunächst durchgeführten Nachrechnungen der Kriech-, Festigkeits- und Verheilungsversuche sind mit beiden Stoffmodellen mit einer guten Übereinstimmung gelungen, was gleichzeitig eine Validierung der abgeleiteten Stoffmodellparametersätze darstellt.

Darauf aufbauend konnte gezeigt werden, dass die in situ während des Erhitzerversuchs (HFCP-Test) gemessenen Bohrlochkonvergenzen mit beiden IfG-Stoffmodellen mit einer guten Genauigkeit nachgerechnet werden konnten, ohne eine Veränderung der Parametersätze vornehmen zu müssen, was eine Validierung der in den Stoffmodellen angenommenen Temperaturabhängigkeiten belegt.

Abschließend wurde mit beiden Stoffmodellen die mit den Partnern abgestimmten Benchmark-Rechnungen zum Dammjoch durchgeführt, mit denen sowohl das Verhalten der offenen Strecke als auch das Verhalten der Strecke nach dem Einbau des Dammjochs prognostiziert wurde.

Da zunächst weder Konvergenz- noch Spannungsmessungen im Bereich des Dammjoches vorlagen, erfolgte keine erneute Kalibrierung für das anstehende Leine-Steinsalz und es wurde als herrschender Primärspannungszustand der ungestörte lithostatische Teufendruck von 15 MPa angenommen.

Erst nachdem die Benchmark-Berechnungen zum Dammjoch abgeschlossen waren, konnten durch das IfG In-situ-Messungen sowohl in der offenen Strecke als auch im Bereich des Dammjoches in kleinkalibrigen Bohrlöchern mit einem Durchmesser von 42 mm durchgeführt werden, d.h. Spannungssondierungen zur Minimalspannungsabschätzung und Druckstoßtest zur Permeabilitäts- und Dilatanzabschätzung.

Als alternatives Verfahren für eine qualitative Bewertung der schädigungsinduzierten Dilatanz wurde im Bereich des Dammjoches in einem Bohrloch zusätzlich die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Bohrlochwellen gemessen.

Dabei wurden als Maximum nur etwa 9 MPa für die In-situ-Spannungen gemessen, was bedeutet, dass in den Simulationsrechnungen der Spannungseinfluss überschätzt wurde.

Die entlastende Wirkung des in unmittelbarer Nähe zwischen 1909 und 1925 aufgefahrenen Carnallitbaufeldes, das eine Absenkung des in der Umgebung des Dammjoches wirkenden Primärspannungszustandes auf ca. 9 MPa bewirkte, hat dazu geführt, dass mit den Simulationsrechnungen zu große Konvergenzraten und zu große Auflockerungsgrade in der ALZ berechnet wurden. Deshalb sollten im Nachfolgevorhaben WEIMOS, in dem u.a. die Verbesserung der Beschreibung der Verheilung geplant ist, die Benchmark-Berechnungen mit dem durch die In-situ-Messungen im Bereich des Dammjoches ermittelten, wirkenden Primärspannungszustandes von 9 MPa und dem gleichen Parametersatz wiederholt werden.

Unabhängig davon kann für diese 1. Vorhabensphase zusammenfassend festgestellt werden, dass beide IfG-Stoffmodelle geeignet sind, auch die Schädigungsrückbildung und Verheilung von Steinsalz abzubilden, d.h. zu modellieren.

Die Verbesserung der Stoffmodelle bezüglich der Schädigungsrückbildung erfordert allerdings die Durchführung von weiteren Verheilungsversuchen.

Im Jahr 2013 konnte das Vorhaben im Rahmen der Deutsch-Amerikanischen-Zusammenarbeit verlängert werden (2. Vorhabensphase), wobei der Vergleich der Modellierung des Temperatureinflusses auf das Verformungsverhalten von Steinsalz im Mittelpunkt

dieser Projektphase stand. Die angemessene Simulation der Temperatureffekte ist von besonderer Bedeutung für den Entwurf, den Betrieb und die Entwicklung der Langzeitsicherheit von untertägigen Endlagern für hochaktive, wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle im Steinsalz. Als ein Beispiel für eine reale In-situ-Situation im Steinsalz unter thermo-mechanischer Beanspruchung war der Erhitzerversuch im Room B der WIPP-site (Waste Isolation Pilot Plant) nachzurechnen. Room D ohne Erhitzer und mit der gleichen Geometrie bietet die ideale Möglichkeit des Vergleichs, um die thermo-mechanischen Effekte zu separieren.

Als Voraussetzung für die thermo-mechanischen Benchmark-Rechnungen wurde ein komplexes geomechanisches Laborversuchsprogramm durchgeführt, das 109 Festigkeits- und 37 Kriechversuche umfasst, die in enger Zusammenarbeit zwischen den gesteinsmechanischen Labors des IfG und der TUC realisiert wurden, wobei die Festigkeitsversuche an "clean salt" (CS) durch das IfG und die an "argillaceous salt" (AS) durch die TUC ausgeführt wurden.

Mit diesen Untersuchungen wurde ein umfassender und bzgl. der Qualität der Kriechversuchsdaten sowie der in den Festigkeitsversuchen gemessenen Dilatanzwerte einmaliger Datenfundus für das WIPP-Salz geschaffen, der eine Extrapolation auf die zu erwartenden Untertagebedingungen und die Durchführung der Benchmark-Rechnungen für Room D und B gestattet.

Die Ergebnisse der Laborversuche können folgendermaßen zusammengefasst und mit denen für Asse-Speisesalz verglichen werden:

- Sowohl das untersuchte Asse-Speisesalz als auch das "WIPP-Salz" CS und AS ist generell von ausgezeichneter Qualität, d.h. ungestört (intakt) und weitgehend homogen.
- Der Feuchtegehalt von "clean salt" (CS) liegt in der Größenordnung von 0,15 Gw.-%, bzw. für das "argillaceous salt" (AS) in der Spanne von 0,2 – 0,4 – 1,0 Gw.-%. Die gemessenen Wassergehalte sind etwas geringer als die gemittelten Werte aus der Literatur. Sie sind generell höher als die für deutsche Salzstöcke, d.h. auch für Asse-Speisesalz.
- Das Laborprogramm für "clean salt", das durch das IfG realisiert wurde, besteht u.a. aus 33 Festigkeitsversuchen mit Versuchsreihen für verschiedene Manteldrücke bei Raumtemperatur, 60°C und 80°C sowie zusätzlich für drei verschiedene Verformungsraten: bei $\dot{\epsilon} = 10^{-4}$ 1/s, 10^{-5} 1/s (Standardrate) und 10^{-6} 1/s. Die benutzte Versuchsanordnung erlaubt während des Versuchs die gleichzeitige Messung der Dilatanz. Dazu können folgende Ergebnisse zusammengefasst werden, die im Weiteren auch für das "argillaceous salt" gelten:
 - Höhere Temperaturen bewirken eine signifikante Reduzierung der Festigkeit.

- Die Festigkeit hängt nachweislich von der Verformungsrate ab, d.h. im Hinblick auf In-situ-Verformungsraten $<10^{-10}$ 1/s wird die Festigkeit deutlich reduziert.
- Das Einsetzen der Dilatanz, das durch die Dilatanzgrenze beschrieben wird, ist weitgehend unabhängig von der Temperatur und der Verformungsrate, zeigt aber eine signifikante Streuung. Im Ergebnis wird für die Steinsalzvarietäten „clean“ und „argillaceous“ salt eine einheitliche Dilatanzgrenze ausgewiesen.
- Der Vergleich mit den Festigkeitswerten von „Asse-Speisesalz“ belegt generell leicht geringere Festigkeitswerte, die sich aber noch in der bekannten Spannweite für reines Steinsalz befinden.
- Die Kriechversuche wurden im Wesentlichen sowohl an „clean salt“ und „argillaceous salt“ als auch an Asse-Speisesalz durch das IfG entsprechend dem neuen Kriechtestverfahren des IfG durchgeführt:
 - Kriechdatensätze von hoher Qualität wurden bei Raumtemperatur, 60°C und 80°C ermittelt. Es zeigen sich jedoch Unterschiede zu älteren Datenreihen (MELLEGARD & PFEIFLE, 1993) speziell für höhere Temperaturen.
 - Der Vergleich mit den Datensätzen, die an „argillaceous salt“ bestimmt wurden, weist darauf hin, dass das „argillaceous salt“ etwas schneller kriecht als das „clean salt“. Beide Salzvarietäten zeigen insgesamt etwas höhere Kriechraten bei gleichen Vergleichsspannungen, als sie für das Asse-Salz bestimmt wurden.
 - Für Spannungen < 10 MPa weicht das Kriechverhalten von einem einfachen Potenzansatz ab, was auf eine Veränderung des Kriechmechanismus vom Versetzungskriechen zu zusätzlichen Effekten des fluidgestützten Kriechens (Druck-Lösungskriechen) zurückgeführt wird. Allerdings besteht hier zur Abklärung der Ursachen und Relevanz noch Forschungsbedarf (s. unt.).
- Mit Blick auf die Eignung des Materials als Salzbarriere wurde im Laborversuch sowohl die Gasdichtheit als auch das effiziente Verheilungsvermögen des WIPP-Salzes gezeigt.

Durch die Nachrechnungen der Laborversuche an „clean salt“ und „argillaceous salt“ aus der WIPP-site wurden einheitliche Kennwertsätze für beide Stoffgesetze des IfG validiert.

Mit diesen einheitlichen Kennwertsätzen wurden die mit allen Partnern abgestimmten Simulationen der In-situ-Situationen für Room D bei einer konstanten Gebirgstemperatur von 300 K und für Room B in der Überlagerung durch Temperatureffekte von Erhitzern, die 354 Tage nach der Auffahrung eingeschaltet wurden, durchgeführt.

Die Ergebnisse, die mit beiden Stoffmodellen ermittelt wurden, stimmen gut miteinander überein. Das In-situ-Konvergenzverhalten für Room D wird mit dem Mi-Modell etwas über- und mit dem G/S-Modell etwas unterschätzt. Nach dem Einschalten der Erhitzer unterschätzt-

zen beide Modelle das Konvergenzverhalten etwas, vor allem vertikal. Dabei hat die Modellierung des stationären Kriechens bei kleinen Spannungen einen großen Einfluss auf die berechneten Konvergenzen, so dass mit einer geringfügigen Parameteranpassung für das stationäre Kriechen eine zufriedenstellende Übereinstimmung erzielt werden kann.

Die Temperaturerhöhung (Room B) führt zu einer starken Zunahme der Verformungen im erhitzten konturnahen Bereich, einer Reduktion der Vergleichsspannungen im konturnahen Bereich und zu deren Erhöhung im konturfernen Bereich, einer Zunahme von Zugspannungen im konturnahen Bereich sowie einer starken Erhöhung der plastischen Schädigung und Dilatanz im konturnahen Bereich bei den G/S-Modellierungen.

Aus den durchgeführten Untersuchungen kann gefolgert werden, dass die experimentelle Datengrundlage zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Spannungen und des Einflusses von Zugspannungen deutlich verbessert werden muss. Die Lösung dieser Aufgabe ist zum Teil im Verbundprojekt WEIMOS, das mit den gleichen Partnern geplant ist, vorgesehen.

Mit dem IfG-Günther/Salzer-Modell 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 Sprödbbruchverhalten, 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 Sprödbbruchverhalten 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 das IfG-Minkley-Modell entwickelt, bei dem einem rheonomen Kriechmodell ein skleronomes plastisches Modell nachgeschaltet ist. Dieser Ansatz wurde speziell zur Beschreibung des ausgeprägten Sprödbbruchverhaltens 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 IfG-

Minkley-Modell eine Vielzahl von Modellrechnungen zur statischen und dynamischen Systemstabilität durchgeführt, mit denen das beobachtete In-situ-Verhalten realitätsnah beschrieben und prognostiziert werden konnte.

Darüber hinaus wurden mit diesem Stoffmodell Berechnungen:

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

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

Mit diesem am IfG im Rahmen der BMBF-Forschung (FKZ 02C0264 /4) entwickelten visko-elasto-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 den Salzlagerstätten in Wechsellagerungen vorkommen.

In den letzten Jahren wurde zusätzlich ein Modul zur Beschreibung der Salzgruskompaktion eingefügt und an verschiedenen praktischen Beispielen validiert.

Unabhängig von den im Detail leicht unterschiedlichen Ergebnissen bei Verwendung der beiden Stoffgesetze unter identischen Randbedingungen zeigt sich, dass am IfG zwei unterschiedliche Stoffgesetze, die sich teilweise ergänzen, zur Verfügung stehen, die aber insgesamt bzgl. der praktischen Anforderungen, z.B. Integritätsnachweis der geologischen Barriere für HAW-Endlager, sehr leistungsfähig sind. Weiterhin ermöglicht der gleichzeitige Einsatz für komplexe Situationen eine wechselseitige Verifizierung. Darüber hinaus können beide Ansätze entsprechend den Anforderungen im Vorhaben WEIMOS noch weiter qualifiziert werden.

6 Extended abstract

The IfG Institute of Geomechanics GmbH, Leipzig participated as partner in the framework of the sub-project 2 of the joint project (FZK 02E10830) „Comparison of current constitutive models“ with two different material laws, i.e. the visco-elasto-plastic constitutive model of Minkley (IfG-Mi-model) and the extended strain hardening approach by Günther / Salzer (IfG-G/S-model). The benchmark model calculations from IfG were performed with the calculation code FLAC3D, as done by most project partners.

With the IfG-G/S-model the mechanical behavior of ductile salt rocks is described on the basis of the effective hardening. Effective hardening is the result of intra-crystalline processes, which determine as complex interactions the development of the microstructure, but which cannot be quantified in detail directly based on rock mechanical laboratory tests. Using the material model it has been shown that the differentiated structural mechanical behavior can be described in a good approximation with the integral quantities hardening, recovery, damage and dilatancy. These integrally combined quantities can be derived directly from laboratory tests. The effective hardening is the central, time-dependent quantity in the constitutive model, in which dependence the primary, secondary and tertiary creep develops itself. That means, that the damage-free and damage-induced creep, as well strength and softening behavior until reaching the residual strength, and, more recently, the healing are also described time dependently as a function of on the effective hardening.

The 2nd model developed by IfG is the so-called IfG-Mi-model where the time-dependent viscosity behavior of salt rocks is described with a modified Burgers creep model coupled with an elasto-plastic de-strengthening model. The description of the plastic behavior with softening is based on the theory of plasticity, with a generalized nonlinear MOHR-COULOMB flow or failure criterion using a non-associated flow rule.

Both material models can reproduce the main deformation and loosening processes that determine the behavior of rock salt. Thereby, as major topics to be investigated the temperature dependence and the reduction of damage induced dilatancy by healing have been implemented in the framework of this joint project. Furthermore, changes in the formulation of the steady creep have been made to describe better the new experimental findings, particularly in the area of small deviatoric stresses. In the IfG-G/S-model also an optional description of the primary creep function of the effective stress was implemented.

However, the experimental basis of the (as part of joint project) newly developed healing module is still too small for a sufficient validation because actually only results from two experiments are available. Therefore it is planned to resolve this deficit in the following project WEIMOS.

The research project consists of two parts: (1) project phase (2010 to 2013), which focused on in-situ situations in the salt mine Asse II, where temperature and healing processes were investigated in limited scale (borehole heater experiment / drift seal) and (2) the extension period (2013 to 2016) where temperature effects were checked in the real-scale, i.e. for a room-heating test.

In part 1, high quality creep and strength tests (10 triaxial creep and 27 triaxial strength tests) were performed by the IfG Leipzig, and two high-precision healing tests by the TU Clausthal, each on Asse salt specimens from the Stassfurt sequence. Based on the outcome unique parameters sets were derived for both IfG-material models for the simulations, both for the HFCEP-borehole test with heaters and the bulkhead situation. For the site-specific application they were re-calibrated or validated with respect to the measured stationary creep at small deviatoric stresses during the free borehole convergence of IFC experiment. For the simulations for the bulkhead situation these data were transferred to the "Basis- and Orange-Augen" salt of the Leine sequence (i.e. neglecting lithological and stratigraphic differences) present at the bulkhead area.

As outcome of stepwise benchmarking, it can be mentioned that the firstly carried out recalculations of creep, strength and healing test results demonstrated for both material models a good agreement, which simultaneously represents a validation of the derived material model parameter sets. Based on this it could be shown that borehole convergences, measured in situ during the heater test (HFCEP test), could be reprocessed by the two IfG material models with good accuracy. Thereby, it has to be mentioned these simulations were done without making a change of parameters, which represents a validation of the temperature dependencies implemented in both material models.

Finally, using its two material models IfG performed benchmark calculations, according to the conditions as agreed with the partners, for the unique bulkhead-situation. The results allowed predicting both, the behavior of the open drift, as well as the behavior of the system after the installation of bulkhead. Since initially neither convergence nor stress measurements in the surround of the bulkhead existed, (1) no re-calibration of creep properties for the surrounding

Leine rock salt was performed and (2) a value of 15 MPa it was assumed as the controlling primary stress state of undisturbed lithostatic stress.

Only after the benchmark calculations for the bulkhead were completed, the site situation allowed to perform in situ measurements, both in the open drift and in the bulkhead area. The measurements were carried out by IfG in small-diameter boreholes of 42 mm. The measuring program consisted of stress probes for determination of the minimum stress and gas pulse tests for permeability and dilatancy estimates. In addition, as an alternative method for a qualitative assessment of damage induced dilatancy (e.g. in the excavated disturbed zone) the propagation velocity of ultrasonic borehole waves was measured in the bulkhead-area.

As a maximum for the in-situ stresses only about 9 MPa was measured showing the unloading effect of the neighbored carnallite field mined between 1909 and 1925. Because in the performed geomechanical simulations the stress effect is overestimated the simulation calculations results show too high convergence rates and excessive loosening in the ALZ, as consequence. To overcome this apparent uncertainty, in the subsequent project WEIMOS in which it is planned, inter alia, to improve the description of the healing, the benchmark calculations should be repeated using the real acting primary state of stress of 9 MPa as determined by the in-situ measurements with the same set of parameters.

Regardless of the identified deficits, it can be summarized for this first project phase that both IfG constitutive models are suitable to describe the reduction of damage respectively healing of rock salt. However, improving of the material models regarding description of crack closure requires a better data base with execution of further healing tests

In 2013, the project could be extended in the context of the US-German-Cooperation (2nd project phase), whereby the comparison of the modeling approaches of the temperature influence on the deformation behavior of rock salt was in the focus of this project phase. The appropriate simulation of temperature effects is of particular importance for the design, operation and development of the long-term safety of underground repositories for high-level heat-generating radioactive waste in rock salt. As an example of a real in-situ situation in rock salt under thermo-mechanical loadings the heater test in Room B of the WIPP site (Waste Isolation Pilot Plant) was recalculated. Room D without heater and with the same room geometry provides the ideal way of comparison, in order to separate the thermo-mechanical effects.

As prerequisite for thermo-mechanical benchmark calculations a complex geomechanical laboratory test program was carried out, which includes 109 strength and 37 creep tests. They were realized in close cooperation between the rock mechanical laboratory of IfG and the TUC, whereby in detail the strength tests on "clean salt" (CS) were performed by the IfG and on "argillaceous salt" (AS) by the TUC.

As outcome of these investigations a comprehensive and regarding the quality of the creep data and the dilatancy evolution measured in the strength tests an unique data pool for the WIPP salt was obtained. As result a reliable extrapolation to the anticipated in situ conditions and the execution of the benchmark calculations for Room D and B became possible.

The results of the laboratory tests are summarized below and compared with those for Asse salt:

- Both the investigated "Asse-Speise"-salt and the "WIPP salt" (CS and AS) are generally of excellent quality, that is, undisturbed (intact) and largely homogeneous.
- The moisture content of "clean salt" (CS) is of the order of 0.15 wt.-%, respectively, for the "argillaceous salt" (AS) in the range of 0.2 - 0.4 - 1.0 wt.-%. The measured water contents are slightly lower than the average values from the literature. But they are generally higher than those for German salt domes, e.g. for Asse salt, which are lower than around 0.1 wt.-%.
- The laboratory program for "clean salt", which was realized by the IfG, consists, among others of 33 strength tests with test series for different confining pressures at room temperature, 60° C and 80° C and, in addition, for three different strain rates: at $= 10^{-4}$ 1/s, 10^{-5} 1/s (standard rate) and 10^{-6} 1/s. The used experimental setup (triaxial Kármán-cell with volumometer) allows the simultaneous measurement of dilatancy during the strength test experiment. Therefore the following results can be summarized, corresponding more or less also to the "argillaceous salt":
 - Higher temperatures cause a significant reduction in strength.
 - The test results demonstrate how the strength depends on deformation rate, i.e. with regard to in situ strain rates of $<10^{-10}$ 1/s the strength is significantly reduced.
 - The onset of dilatancy as described by the dilatancy boundary is largely independent from temperature and strain rate, but shows a significant scattering. As a result, a uniform dilatancy boundary is determined for both rock salt varieties "clean" and "argillaceous" salt.
 - A comparison with the strength values of "Asse salt" shows generally slightly lower strength values, but they are still in the known range for pure rock salt.

- The creep tests were carried out by IfG according to the new “creep test procedure” developed by IfG (consisting of pre-consolidation, loading and un-loading cycles at increased temperature), both for "clean salt" and "argillaceous salt" as well as for the Asse salt:
 - As outcome, creep test data sets of high quality were determined at room temperature, 60° C and 80° C. However, comparisons with earlier data series (MELLEGARD & PFEIFLE, 1993) reveal significant deviations, especially for higher temperatures.
 - Evaluation of data sets, which were determined for "argillaceous salt", indicates that the "argillaceous salt" creeps slightly faster than the "clean salt". Both salt varieties show in total slightly higher creep rates for the same reference deviatoric stresses, as they were estimated for the Asse salt.
 - For deviatoric creep stresses <10 MPa the creep behavior differs significantly from of a simple power law which is attributed to a change in the creep mechanism from pure dislocation creep to additional effects of fluid-assisted creep (pressure solution creep). However, regarding this topic there is an urgent need to clarify the causes and its relevance, i.e. further research is required (see below).
- With regard to the suitability of the material as a salt barrier both, the gas tightness as well as the efficient healing-capacity of the WIPP salt, has been demonstrated in special laboratory studies.

By recalculations of laboratory tests performed with "clean salt" and "argillaceous salt" unique parameter sets for both constitutive of IfG have been validated for the WIPP site.

With these unique parameter sets the simulations of in situ situations, as agreed with all partners were performed for

Room D at a constant rock temperature of 300 K and

Room B in the overlay by temperature effects of heaters that have been turned 354 days after the excavation.

The results obtained with both material models are in good agreement with each other. The in situ convergence behavior for Room D is slightly underestimated with the Mi-model and something above with the G/S-model. After switching on the heater, both models underestimate the convergence behavior somewhat, especially vertically. The modeling of the steady creep has at low stresses a major impact on the calculated convergence, so that with a slight adjustment of the parameters for the stationary creep a satisfactory agreement was reached.

The temperature increase (Room B) leads to

- a strong rise of deformations in heated contour areas,
- a reduction of the equivalent stresses in the near-contour area and to an increase in more distant areas,
- an increase of tensile stresses in the near-contour area, and
- an large increase in the plastic damage and dilatancy in the contour zone, as came out by the G/S-modeling.

From the investigations carried out two main points have to be concluded

- (1) the experimental data basis for modeling of creep at low stresses, needs significantly to be improved and
- (2) the influence of tensile stresses has to be investigated in more detail.

Both topics will be exclusively investigated as major parts in the joint project WEIMOS which is planned with the same partners.

As general conclusions the following points regarding the two IfG-material laws for salt rocks have to be mentioned:

- (1) Focusing on the IfG-Günther / Salzer model it has to be pointed that now a constitutive model is available in which the complex, time-dependent behavior of ductile rock salt is reasonably described by a simplified formulation of the development of intra-crystalline microstructure. Hence the material concept of the effective hardening results which delivers a much more reliable description of the complex short- and long-term behavior of ductile salt rocks than previously available. The concept of effective hardening is particularly suitable for ductile salt rocks in which the ultimate state of the creep, i.e. the tertiary creep failure, results from the accumulation of microcracks that occur long before the actual macroscopic fracture occurs.

However, it should be taken in mind that the time-dependent behavior of ductile salt rocks and the brittle fracture behavior, which is typical for low ductile salt rocks (e.g. carnallite, hard salt) are physically different in nature. It is therefore useful to describe the characteristic of the brittle fracture behavior with sudden softening and related dynamic energy release with a material model that better covers the physics of this process.

- (2) Aiming particularly on these aspects, the IfG Minkley model was developed at IfG Leipzig within the BMBF Research Project (FKZ 02C0264/4) consisting of a rheonomic creep model combined with a skleronomic plastic model. With this visco-

elasto-plastic material model basing on the theory of plasticity and covering dilatancy and softening processes the full range of mechanical properties of different saliferous rocks ranging from ductile to brittle and behaving as creeping material until not viscous can be described, also salt deposits show alternated stratifications.

The initial motivation to develop this approach was the necessity to describe the distinct brittle fracture behavior of carnallite with sudden softening. The calculation of time-dependent softening-processes with creep failure and rapidly acting progressive de-strengthening processes is an important prerequisite for dimensioning and evaluation of structural elements in the potash and rock salt mining. For this purpose, outside of the joint project with the IfG-Minkley model a variety of model calculations was performed for static and dynamic system stability which demonstrate that the in situ observed behavior could be realistically described and predicted.

In extension of that presented here, comprehensive geomechanical simulations were performed with this material model focusing e.g. on:

- the integrity of saliferous barriers in thermo-mechanical stress,
- the stability behavior and long-term safety of UTD/UTV and radioactive waste repositories,
- the coupled hydro-mechanical behavior of saliferous barriers and geotechnical closure systems (e.g. drift or shaft seals),
- the complex (fluid-) mechanical behavior of storage caverns and
- the abandonment of mines with and without flooding

This results in considerable experience of practicable application of this material model. In recent years, in addition, a model for describing the crushed salt compaction was added and validated by different practical examples.

Regardless of slightly different results, which are visible in detail if the two constitutive models are applied under identical conditions it becomes obvious that at IfG two different constitutive models are available, which have individual pros and cons but they are complement to each other with regard to the practical requirements. In summary, both are quite powerful tool, e.g. geomechanical proof of integrity of the geological barrier for HAW repository. Furthermore, the simultaneous use analyzing complex situations enables mutual verification. Moreover, both approaches can be further qualified in accordance with the requirements in projects WEIMOS.

Verzeichnis der Abbildungen

- Abb. 2.1-1: Die drei Kriechphasen von Salzgesteinen.
- Abb. 2.2-1: Validierung der Spannungsabhängigkeit des primären Kriechens, wie sie in der Mitte dargestellt ist. links- Nachrechnung von Kriechversuchen ohne Spannungsabhängigkeit und rechts mit, entsprechend Gl. 2.2-6a.
- Abb. 2.2-2a: Validierung des primären Kriechens am Beispiel eines Triaxialversuchs mit zwischengeschalteter zyklischer Belastung.
- Abb. 2.2-2b: Validierung des primären Kriechens am Beispiel eines Triaxialversuchs mit zwischengeschalteten Relaxationsphasen.
- Abb. 2.2-3: Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate.
- Abb. 2.2-4: Definition der Dilatanzarbeit U_{Dil} .
- Abb. 2.2-5: Funktionaler Zusammenhang zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit.
- Abb. 2.2-6: Modellierung eines Kriechbruchs mit IfG-G/S-Modell.
- Abb. 2.2-7: Beziehung zur Beschleunigung der Dilatanzrate beim Auftreten von Zugspannungen.
- Abb. 2.2-8: Dilatanz-Modell beim Auftreten von Zugspannungen.
- Abb. 2.2-9: Charakterisierung der Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Dilatanz.
- Abb. 2.2-10: Validierung der Verheilungsfunktion durch Rückrechnung des Verheilungsversuchs TUC 307.
- Abb. 2.2-11: Prinzipieller Funktionsverlauf von f_c .
- Abb. 2.2-12: Validierung der Verheilungsfunktion für schnelle Wiederbelastung durch Rückrechnung des Verheilungsversuchs TUC 432.
- Abb. 2.2-13a: Demonstration des Verheilungsmodells an einem Triaxialversuch mit konstanter Verformungsgeschwindigkeit ($1 \cdot 10^{-5} s^{-1}$), bei einem Manteldruck von 3 MPa und 30°C sowie einer zwischengeschalteten isostatischen Verheilungsphase von 20 Tagen bei 23 MPa und 100°C. links: Spannungsdehnungskurven; rechts: zeitliche Versuchsdurchführung.
- Abb. 2.2-13b: Validierung des Verheilungsmodells am einem Triaxialversuch der nach dem Verheilungsversuch TUC 432 durchgeführt wurde.
- Abb. 2.3-1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept des IfG-Minkley-Modells.
- Abb. 2.3-2: Bruch- bzw. Fließgrenzen des IfG-Minkley-Stoffmodells.
- Abb. 2.3-3: Ableitung der verformungsabhängigen Parameter zur Beschreibung der Bruch- bzw. Fließgrenze des IfG-Minkley-Stoffmodells.
- Abb. 2.3-4: Volumenverformung im IfG-Minkley-Stoffmodell.
- Abb. 2.3-8: Simulation von Dilatanz und Festigkeit bei Benutzung des IfG-Minkley-Modells.

-
- Abb. 3.1-1: Schnitt durch den Salzstock in der Mitte der NW-SE-Ausdehnung der Grube Asse II.
- Abb. 3.1-2: Hauptabbaufelder in der Schachanlage Asse II. Die F&E-Projekte wurden in Strecken im unteren Teil des Bergwerks durchgeführt.
- Abb. 3.1-3: Lage der beiden untersuchten In-situ-Situationen im Grubengebäude des Bergwerks Asse.
- Abb. 3.2-1: Salzkernprobenahme für BGR und IfG, Ansatzpunkt im Na2SP am Nordstoß des Deilmann-Lagers im ehemaligen BGR-Versuchsfeld auf der 800 m-Sohle.
- Abb. 3.2-2: Kerne aus Staßfurt-Steinsalz Na2SP im ehemaligen BGR-Versuchsfeld der 800-m-Sohle.
- Abb. 3.2-1: Servohydraulisches Prüfsystem RBA 2500: a) Prüfmaschine im servohydraulischen Gesteinslabor des IfG; b) Druckzelle (Schemazeichnung) zur Simulation triaxialer Spannungs- und Verformungsbedingungen mit gleichzeitiger Durchschallung und Durchströmung bzw. Porendruckkontrolle.
- Abb. 3.2-2: Hydraulischer IfG-Kriechversuchsstand.
- Abb. 3.2-3: Verbessertes Kriechtestverfahren mit 3 Stadien (s.Text für weitere Erläuterungen).
- Abb. 3.2-4: Verbessertes Verfahren stationäre Kriechraten, hier für $\Delta\sigma = 16$ MPa, abzuschätzen.
- Abb. 3.3-1: Nachrechnung einer Reihe von Festigkeitsversuchen bei 333 K an Asse-Speisesalz mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diese Salzvarietät.
- Abb. 3.3-2: Nachrechnung einer Serie von dreistufigen Kriechversuchen (1. Konsolidierung, 2. Belastung, 3. Entlastung – für die Belastungsstufen in MPa s. Legende) bei 333 K mit Asse-Speisesalz (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp. Die vorausgehende Konsolidierungsphase wird nicht mit dargestellt.
- Abb. 3.3-3: Nachrechnung von drei dreistufigen Kriechversuchen bei 22 und 20 MPa (links) bzw. 20 und 18 MPa (rechts) bei 300 K, 333 K und 353 K (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-G/S Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.
- Abb. 3.3-4: Nachrechnung einer Reihe von Festigkeitsversuchen bei 333 K an Asse-Speisesalz mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.
- Abb. 3.3-5: Nachrechnung einer Reihe von dreistufigen Kriechversuchen (1. Konsolidierung, 2. Belastung, 3. Entlastung – für die Belastungsstufen in MPa s. Legende) bei 333 K mit Asse-Speisesalz (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp. Die vorausgehende Konsolidierungsphase wird nicht mit dargestellt.
- Abb. 3.3-6: Nachrechnung von drei dreistufigen Kriechversuchen bei 22 und 20 MPa (links) bzw. 20 und 18 MPa (rechts) sowie verschiedenen Temperaturen (vgl. Tab. 3.2-2) mit dem IfG-Mi-Modell und einem einheitlichen Parametersatz für diesen Salztyp.
- Abb. 3.4-1: Skizze der 300 m tiefen Bohrung in der Grube Asse II, die Gegenstand von thermo-mechanischen Benchmark-Rechnungen des IFC- und des HFCEP-Versuchs ist (LOWE & KNOWLES, 1998; DOEVEN et al. 1983; VONS, 1984).
- Abb. 3.4-2: Nachrechnung der gemessene isothermen freien Konvergenz (IFC) des tiefen ECN Bohrlochs aus Abb. 3.4-1 mit dem G/S- und dem Mi-Modell bei Nachkalibrierung weniger Parameter für das stationäre Kriechen.

-
- Abb. 3.4-3: Nachkalibrierte Anpassung an die stationären Kriechraten mit dem G/S- und dem Mi-Modell.
- Abb. 3.4-4: Nachkalibrierte Anpassung an die stationären Kriechraten mit dem G/S-Modell, die auch die früheren Ergebnisse bei höheren Temperaturen erfasst.
- Abb. 3.5-1: Darstellung des Versuchs zur Messung der freien Konvergenz mit Erhitzersonde (HFCEP) in der Bohrung aus Abb. 3.4-1 in 231 m Bohrlochteufe (LOWE & KNOWLES, 1998).
- Abb. 3.5-2: Der Temperaturverlauf an der Bohrlochwand während der 19-tägigen Erhitzung mit der Sonde aus Abb. 3.5-1, entsprechend den ECN-Messungen (Symbole), und bei der HFCEP Simulationen als Randbedingung am 3 m hohen beheizten Bohrlochwandabschnitt.
- Abb. 3.5-3: Temperaturabhängigkeit der thermischen Parameter und Einfluss der Variation dieser Parameter auf die Bohrlochkonvergenz während der Erhitzerphase am Beispiel des G/S-Modells.
- Abb. 3.5-4a: Vergleich der gemessenen und mit dem Mi-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie der Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) – Variante 5.
- Abb. 3.5-4b: Vergleich der gemessenen und mit dem G/S-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) – Variante 5.
- Abb. 3.5-5: Entwicklung der berechneten Radialverschiebungen entlang der Bohrlochwand bis zum Ende der Erhitzungsphase, beispielhaft mit dem G/S-Modell.
- Abb. 3.5-6: Berechnete Temperaturverteilung um die beheizte Zone (links), Radialverschiebungen der Bohrlochwand (mitte) sowie Temperaturprofil, Kriechraten- und Effektivspannungsverteilung längs der Horizontalspur (rechts) am Ende der Erhitzungsphase (Tag 19) für das G/S-Modell.
- Abb. 3.5-7: Berechnete Temperaturverteilung nach der Abkühlung (links) sowie Entwicklung der Temperaturverteilung an der Bohrlochwand und 50 cm hinter der Kontur (rechts) mit dem G/S-Modell.
- Abb. 3.5-8: Entwicklung der Effektivspannungen entlang der horizontalen Spur in Abb. 3.5-6 zu verschiedenen Zeitpunkten für die HFCEP Simulation mit dem G/S-Modell.
- Abb. 3.6-1: Unmittelbare Umgebung des Dammjoches auf der 700 m-Sohle und Lage der Messbohrungen zur Charakterisierung der freien Strecke, sowie die Bohrlochteufen der einzelnen Messpunkte für die Spannungssondierungen und Permeabilitäts-/Dilatanzmessungen.
- Abb. 3.6-2: Blick auf das Dammjoch von Westen im Jahr 2014 mit gebrochenem, gußeisernem Tübbing auf der 700-m-Sohle in der Schachanlage Asse II.
- Abb. 3.6-3: Ergebnisse der Minimalspannungssondierungen in der freien Strecke vor dem Dammjoch.
- Abb. 3.6-4: Ergebnisse der Abschätzungen von Porosität/Dilatanz und Permeabilität in der freien Strecke vor dem Dammjoch.

- Abb. 3.6-5: Lage der Messbohrungen im Bereich des Dammjochs und Videoaufnahme der Bohrlochsohle von MQ2-1.
- Abb. 3.6-6: Ergebnisse der Minimalspannungssondierungen im Bereich des Dammjochs.
- Abb. 3.6-7: Ergebnisse der Dilatanz- und Permeabilitätsabschätzungen im Bereich des Dammjochs.
- Abb. 3.6-8: Geschwindigkeit der Bohrlochwelle und Minimalspannung längs des Bohrlochs MQ2-1 zwischen der Erkundungsstrecke und der Betonhinterfüllung des Dammjochs. Hinweis: Die Geschwindigkeit der Bohrlochwelle ist nicht identisch mit der P-Wellengeschwindigkeit von Steinsalz, die in der Größenordnung von ca. 4.500 m/s liegt.
- Abb. 3.6-9: Gesamtes FLAC3D Modell, das für die Simulationen der Strecke mit und ohne Dammjoch verwendet wurde. Wegen der Symmetrie wurde nur eine Hälfte der Struktur modelliert.
- Abb. 3.6-10: Links: Flächenplot der Verschiebungsgrößen [m] um die offene Strecke 88 Jahre nach der Auffahrung (IfG-Mi). Rechts: Vergleich der Verschiebungen entlang der horizontalen Spur bei $t = 3, 10, \text{ und } 88$ Jahre nach der Auffahrung.
- Abb. 3.6-11: Linke drei Bilder: Verteilung der Effektivspannungen σ_{eff} [MPa] zu verschiedenen Zeitpunkten: Nach 3 Jahren unmittelbar vor dem Einbau des Dammjochs, nach 10 Jahren, und nach 88 Jahre. Diese drei Diagramme sind im gleichen Maßstab (Simulationen IfG-Mi) aufgetragen. Rechts: Vergleich der Vergleichsspannungen auf der horizontalen Spur, 88 Jahre nach der Auffahrung, die mit beiden Modellen mit und ohne Dammjoch berechnet wurden.
- Abb. 3.6-12: Von links nach rechts: Vergleich der minimalen Hauptspannungen σ_3 [MPa] um die offene Strecke (dunkelrote Bereiche: Zugspannungen mit $\sigma_3 > 0$) und in der Nähe des Dammjochs (Simulationen IfG-Mi), entlang der horizontalen Spur, 88 Jahre nach Auffahrung.
- Abb. 3.6-13: Vergleich der Dilatanzverteilung um die offene Strecke (linke drei Bilder) und um das Dammjoch (rechte beide Bilder) zu den angegebenen Zeitpunkten nach der Streckenauffahrung (Simulationen IfG-G/S).
- Abb. 3.6-14: Vergleich zwischen gemessener und berechneter (s. Inlay) Dilatanzverteilung um die offene Strecke nach 88 Jahren.
- Abb. 3.6-15: Vergleich zwischen gemessener und berechneter (s. Inlay) Dilatanzverteilungen um das Dammjoch nach 88 Jahren.
- Abb. 3.6-16: Vergleich der Entwicklung der gesamten (elastischen + plastischen) Volumenverformung in der Mitte der Streckenkontur, wie mit beiden Modellen berechnet.
- Abb. 3.6-17: Studie zur Wirkung eines entfestigenden (weichen) Ausbaus mit dem IfG-Mi-Modell.

-
- Abb. 4.1-1: Lage der Bohrungen für die Probenahme sowie von Room B und D in der WIPP-site.
- Abb. 4.1-2: Vertikalschnitt durch Room B und D sowie die Randbedingungen für die gebirgsmechanische Modellierung nach (MUNSON ET AL. 1990 - Sandia Report SAND89-2671)..
- Abb. 4.2-1: Herausbohren von "clean salt" – Großkernen in der WIPP-site.
- Abb. 4.2-2: Verpackung von "clean salt" - Großkernen auf der WIPP-site.
- Abb. 4.2-3: Herstellung der Prüfkörper auf einer Drehbank.
- Abb. 4.2-4: Das Ultraschallgeschwindigkeits-Dichte-Diagramm für WIPP- und ASSE-Salz (Geschwindigkeit-Porositäts-Beziehung nach (Wyllie et al. 1956).
- Abb. 4.2-5: Wassergehalt der untersuchten Proben (nach Heißluft-Trocknung, 24 h bei 105°C) im Vergleich mit Literaturwerten (Perry, 2013).
- Abb. 4.2-6: Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche bei $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s und $T = 25^{\circ}\text{C}$; (oben) Spannungs-Verformungs-Kurven; (unten) Kurven der volumetrischen Verformung.
- Abb. 4.2-7: Fotografien der untersuchten Prüfkörper der triaxialen Festigkeitsversuche an „clean salt“ bei $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s und 25°C (oben vor und unter nach den Versuchen).
- Abb. 4.2-8: Vergleich der Ergebnisse der triaxialen Festigkeitsversuche an WIPP-Salz mit denen an Asse-Salz bei $\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s und 25°C .
- Abb. 4.2-9: Der Einfluss der Verformungsrate auf die Festigkeit von „clean-salt“.
- Abb. 4.2-10: Der Einfluss der Temperatur auf die Festigkeit von „clean salt“.
- Abb. 4.2-11: Ergebnisse der triaxialen Kriechversuche an „clean salt“ bei 60°C (oben), sowie bei 24, 60, 80°C und einheitlichen Spannungsdeviatoren $\Delta\sigma = 12\text{-}10\text{-}8$ MPa (unten).
- Abb. 4.2-12: Stationäre Kriechraten vs. Effektivspannungen von "clean salt" im Vergleich mit älteren Ergebnissen (Mellegard & Pfeifle, 1993), und Nachrechnungen mit dem IfG-G/S-Modell.
- Abb. 4.2-13: Ergebnisse der triaxialen Kriechversuche an „argillaceous salt“ bei 60°C (oben), sowie bei 23, 60, 80°C und einheitlichen Spannungsdeviatoren $\Delta\sigma = 12\text{-}10\text{-}8$ MPa (unten).
- Abb. 4.2-14: Stationäre Kriechraten vs. Effektivspannungen der triaxialen Kriechversuche an „argillaceous salt“, an „clean salt“ sowie an Asse-Speisesalz mit Anpassung des G/S-Modells an die stationären Kriechraten, vgl. Kap. 4.3.
- Abb. 4.2-15: Versuchsaufbau für Permeabilitätsmessungen.
- Abb. 4.2-16: Wiederherstellung der Dichtheit unter hoher Druckeinspannung mit Rissschließung und Verheilung nach Schädigung.
- Abb. 4.3-1: Nachrechnungen von stationären Kriechrate und Kriechversuchen bei 60°C (oben links) mit dem IfG-G/S-Modell für „clean salt“.
- Abb. 4.3-2: Nachrechnungen von verformungsgesteuerten Festigkeitsversuchen ohne Schädigung bei einem Manteldruck von 20 MPa bei verschiedenen Temperaturen zur Validierung der Temperaturabhängigkeit des primären Kriechens mit dem IfG-GS-Modell für „clean salt“.

-
- Abb. 4.3-3: Nachrechnungen von vierstufigen Kriechversuchen der TUC bei Raumtemperatur mit dem G/S-Modell für „clean salt“.
- Abb. 4.3-4: Nachrechnungen eines einstufigen Kriechversuchs der TUC bei Raumtemperatur bis zum Erreichen eines Kriechbruchs mit dem G/S-Modell für „clean salt“.
- Abb. 4.3-5: Nachrechnung der Festigkeitsversuche bei 333 K mit „clean salt“ mit dem IfG-G/S-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.
- Abb. 4.3-6: Nachrechnungen von stationären Kriechraten und Kriechversuchen bei 60°C (oben links) mit dem G/S-Modell für „argillaceous salt“.
- Abb. 4.3-7: Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen mit „argillaceous salt“ bei 333 K mit dem G/S-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.
- Abb. 4.3-8: Nachrechnung von stationären Kriechraten mit dem Mi-Modell für „clean salt“.
- Abb. 4.3-9: Nachrechnung von stationären Kriechraten mit dem Mi-Modell für „argillaceous salt“.
- Abb. 4.3-10: Nachrechnungen von Festigkeitsversuchen bei 333 K mit „clean salt“ Mi-Modell und einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.
- Abb. 4.4-1: Dimensionen von Room D und Room B (links) sowie Erhitzeranordnung in Room B.
- Abb. 4.4-2: Einheitliches FLAC3D-Modell für Room B und D sowie die Randbedingungen für die gebirgsmechanische Modellierung entsprechend dem geologischen Schnitt in Abb. 4.1-2.
- Abb. 4.4-3: links: Skizzierter Querschnitt durch die Erhitzer in Room B (links) nach (MUNSON et al. 1990 - sandia Report SAND89-2671), rechts: Modellausschnitt des FLAC3D-Modell von Room B.
- Abb. 4.4-4: Ergebnisse der Temperaturmessungen durch SANDIA nach (MUNSON et al. 1990 - Sandia Report SAND89-2671) (links), sowie Approximation der Temperaturentwicklung am Erhitzer durch eine Kurvenanpassung (rechts unten).
- Abb. 4.4-5: Thermische Randbedingungen und Lage der History-Punkte, zur Aufzeichnung der Temperaturentwicklung.
- Abb. 4.4-6: Temperaturverteilung nach 1.354 Tagen (1.000 Tage mit Erhitzer) um Room B und Vergleich mit der Temperaturentwicklung an ausgewählten Messpunkten.
- Abb. 4.4-7: Auffahrung von Room D mit einer Teilschnittmaschine in mehreren Scheiben und zentraler Messquerschnitt sowie Ergebnisse der Verschiebungsmessungen nach (MUNSON et al., 1988).
- Abb. 4.4-8: Veröffentlichte Vertikalkonvergenzen in Room D und B nach (MUNSON et al., 1988 und 1990), sowie korrigierter Verlauf der dem Benchmark-Vergleich zugrunde gelegt wurde, im Vergleich mit den Room D-Simulationen des IfG.
- Abb. 4.4-9: Vergleichende Darstellung der berechneten Verschiebungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.
- Abb. 4.4-10: Berechnete horizontale Konvergenzen von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).
- Abb. 4.4-11: Berechnete horizontale Konvergenzraten von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).

-
- Abb. 4.4-12: Berechnete vertikale Konvergenzen von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).
- Abb. 4.4-13: Berechnete vertikale Konvergenzraten von Room B und Room D im Vergleich mit Messdaten von SANDIA (MUNSON et al., 1988 und 1990).
- Abb. 4.4-14: Verbesserte Nachrechnung des Konvergenzverhaltens von Room B durch eine Anpassung der stationären Kriechraten für „argillaceous salt“ im Bereich kleiner Vergleichsspannungen mit dem GS-Modell.
- Abb. 4.4-15: Vergleichende Darstellung der berechneten Vergleichsspannungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.
- Abb. 4.4-16: Vergleichende Darstellung der mit beiden IfG-Stoffmodellen berechneten Vergleichsspannungen für Room B nach 1.354 Tagen.
- Abb. 4.4-17: Vergleichende Darstellung der berechneten Minimalspannungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.
- Abb. 4.4-18: Vergleichende Darstellung der mit beiden IfG-Stoffmodellen berechneten Minimalspannungen für Room B nach 1.354 Tagen.
- Abb. 4.4-19: Vergleichende Darstellung der mit dem G/S-Modell berechneten Vergleichs- und Minimalspannungen für Room B und Room D nach 1.354 Tagen.
- Abb. 4.4.20: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz (volumetrische Verformung ohne elastischen Anteil) für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-Mi-Simulationen.
- Abb. 4.4-21: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz sowie der vertikalen und horizontalen Gesamtdehnungen für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-G/S-Simulationen.
- Abb. 4.4-22: Vergleichende Darstellung der berechneten schädigungsinduzierten Dilatanz in der horizontalen Auswertespur für Room D und B nach 1.354 Tagen, IfG-G/S-Simulationen.

Verzeichnis der Tabellen

- Tab. 3.2-1: Triaxiale Festigkeitsversuche "TC" mit Asse-Speisesalz bei den angegebenen Temperaturen T , axialen Verformungsgeschwindigkeiten $d\varepsilon_1/dt$ und Manteldrücken p .
- Tab. 3.2-2: Triaxiale Kriechversuche mit Asse-Speisesalz bei den angegebenen Temperaturen T , Spannungsunterschieden $\Delta\sigma$ und Manteldrücken p .
- Tab. 4.2-1: Versuchsmatrix mit 33 Festigkeitsversuchen an "clean salt".
- Tab. 4.2-2: Versuchsmatrix mit je 12 Kriechversuchen für "clean salt" und „argillaceous salt“.

Literaturverzeichnis

ALHEID, KRUSCHWITZ, SCHUSTER, YARAMANCI (2002): Charakterisierung der Auflockerungszone um Strecken im Opalinuston mit seismischen und geoelektrischen Verfahren. *Z. Angew. Geol.*, (2/2002).

ARGÜELLO, J.G., HOLLAND, J.F. (2015): Two problems to benchmark numerical codes for use in potential HLW salt repositories. *Proceedings of the 8th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 8)*, May 26-28, 2015, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA

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

CARTER, N. L., HORSEMAN, S.T., RUSSELL, J.E. & HANDIN, J. (1993): Rheology of rock salt. *J. Struct. Geol.*, 15, 1257-1271.

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)

DOEVEN, I., P.P. SOULLIÉ and L.H. VONS (1983): Convergence Measurements in the dry-drilled 300 m borehole in the Asse II Saltmine. *European Appl. Res. Rept. Nucl. Sci. Technol.* 5(2): 267–324.

FROST, F.D. & ASHBY, M.F. (1982): *Deformation-Mechanism Maps*. Pergamon Press. New York, NY.

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 *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007*, eds. K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, and H.R. Hardy, Jr., 109–117. London: Taylor & Francis (Balkema).

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.

GÜNTHER, R.-M., SALZER, K. & POPP, T. (2010). Advanced Strain-Hardening Approach Constitutive Model for Rock Salt Describing Transient, Stationary and Accelerated Creep and Dilatancy. *Proceedings of the 44th US Rock Mechanics Symposium (ARMA-10)*, Salt Lake City/Utah, 27-30 June 2010, American Rock Mechanics Association (ARMA).

GÜNTHER, R.-M. & SALZER, K. (2012): Advanced strain-hardening approach: A powerful creep model for rock salt with dilatancy, strength and healing. *Proceedings of the 7th Conference on Mechanical Behavior of Salt*, Paris, 16–19 April 2012, eds. P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen, and M. Tijani, 13–22. Leiden: CRC Press/Balkema.

GÜNTHER, R.-M., SALZER, K., POPP, T. & LÜDELING, C. (2014): Steady state-creep of rock salt - Improved Approaches for Lab Determination and Modeling to describe transient, stationary and accelerated creep, dilatancy and healing. *Proceedings of the 48th US Rock Mechanics Symposium (ARMA-14)*, Minneapolis, MN, USA, 1-4 June 2014, American Rock Mechanics Association (ARMA).

GÜNTHER, R.-M., SALZER, K., MINKLEY, W., POPP, T. (2015): Impact of tensile stresses and tensile fractures in rock salt on the evolution of the EDZ – capability of numerical modeling. *Proceedings of the 8th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 8)*, May 26-28, 2015, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA

GÜNTHER, R.-M., SALZER, K., POPP, T. & LÜDELING, C. (2015): Steady-State Creep of Rock Salt: Improved Approaches for Lab Determination and Modelling. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, ISSN 0723-2632, Volume 48, Number 6, p. 2603-2613

HAMPEL, A., SCHULZE, O. (2007): Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. BMBF-Verbundvorhaben, Synthesebericht, Förderkennzeichen 02 C 1004 bis 2 C 1054, 2007.

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

HAMPEL, A., GÜNTHER, R. M., SALZER, K., MINKLEY, W., PUDEWILLS, A., LEUGER, B., ZAPF, D., STAUDTMEISTER, K., ROKAHR, R., HERCHEN, K., WOLTERS, R., DÜSTERLOH, U. (2010): Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz. BMBF-Verbundvorhaben, Synthesebericht, Förderkennzeichen 02C1577 bis 2C1617, 31.07.2010

HAMPEL, A., K. SALZER, R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, A. PUDEWILLS, B. LEUGER, D. ZAPF, K. STAUDTMEISTER, R. ROKAHR, K. HERCHEN, R. WOLTERS and U. DÜSTERLOH (2012): Joint Projects on the Comparison of Constitutive Models for the Mechanical Behavior of Rock Salt - II. Overview of the models and results of 3-D benchmark calculations. In *Proceedings of the 7th Conference on Mechanical Behavior of Salt, Paris, 16–19 April 2012*, eds. P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen, and M. Tijani, 231–240. Leiden: CRC Press/Balkema.

HAMPEL, A., ARGÜELLO, J.G., HANSEN, F.D., GÜNTHER, R.M., SALZER, K., MINKLEY, W., LUX, K.-H., HERCHEN, K., DÜSTERLOH, U., PUDEWILLS, A., YILDIRIM, S., STAUDTMEISTER, K., ROKAHR, R., ZAPF, D., GÄHRKEN, A., MISSAL, C. & STAHLMANN, J. (2013): Benchmark Calculations of the Thermo-Mechanical Behavior of Rock Salt – Results from a US-German Joint Project. *Proceedings of the 47th US Rock Mechanics Symposium (ARMA-13)*, San Francisco, CA, USA, 23-26 June 2013, American Rock Mechanics Association (ARMA), 10-456.

HAMPEL, A., ARGÜELLO, J.G., HANSEN, F.D., GÜNTHER, R.M., SALZER, K., MINKLEY, W., LUX, K.-H., HERCHEN, K., DÜSTERLOH, U., PUDEWILLS, A., YILDIRIM, S., STAUDTMEISTER, K., ROKAHR, R., ZAPF, D., GÄHRKEN, A., MISSAL, C. & STAHLMANN, J. (2013): Joint Project III on the Comparison of Constitutive Models for the Mechanical Behavior of Rock Salt - I. Overview and Results from Model Calculations of Healing of Rock Salt. *Proceedings of the 8th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 8)*, May 26-28, 2015, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA

HANSEN, F.D. AND C.D. LEIGH (2011): Salt Disposal of Heat-Generating Nuclear Waste. Sandia Report SAND 2011-0161, Sandia National Laboratories.

HANSEN, F.D. (2014). Micromechanics of Isochoric Salt Deformation. *Proceedings of the 48th US Rock Mechanics Symposium (ARMA-14)*, Minneapolis, MN, USA, 1-4 June 2014, American Rock Mechanics Association (ARMA).

HOU, Z., R. WOLTERS, U. DÜSTERLOH, R. ROKAHR, D. ZAPF, K. SALZER, R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, A. PUDEWILLS, U. HEEMANN, O. SCHULZE, F. ZETSCHKE, AND A. HAMPEL (2007): Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - results from a joint research project, II. Numerical modeling of two in situ case studies and comparison. In *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6)*, Hannover, Mai 2007, eds. K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, and H.R. Hardy, Jr., 89–98. London: Taylor & Francis (Balkema).

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

IfG (2007a): 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

IfG (2007b): Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz : Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. Teilprojekt 3. Teil II: visko - elasto - plastisches Stoffmodell. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02C1024. Institut f. Gebirgsmechanik GmbH Leipzig 15.05.2007

IfG (2010): Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz. Teilvorhaben 2. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02C1587. Institut f. Gebirgsmechanik GmbH Leipzig 31.08.2010

ITASCA (2013): User's Guide for FLAC3D Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions. Version 5.1, ITASCA Consulting Group Inc. Minneapolis, Minnesota USA

LOWE, M.J.S. and N.C. KNOWLES (1989): COSA II: Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt. Final report No. EUR 12135 EN. ISBN 92-825-9943-4. Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communities.

LUX, K.-H., HERCHEN, K., DÜSTERLOH, U.HAMPEL, A., ARGÜELLO, J.G., HANSEN, F.D., GÜNTHER, R.M., SALZER, K., MINKLEY, W., PUDEWILLS, A., YILDIRIM, S., STAUDTMEISTER, K., ROKAHR, R., ZAPF, D., GÄHRKEN, A., MISSAL, C. & STAHLMANN, J. (2015). Joint Project III on the Comparison of Constitutive Models for the Mechanical Behavior of Rock Salt - III. Extensive laboratory test program with argillaceous salt from WIPP. Proceedings of the 8th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 8), May 26-28, 2015, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA

LÜDELING, C., GÜNTHER, R.-M., KNAUTH, M. & MINKLEY, W. (2015): HEALING OF ROCK SALT DAMAGE AND APPLICATIONS. PROCEEDINGS OF THE 49TH US ROCK MECHANICS / GEOMECHANICS SYMPOSIUM (ARMA-15), SAN FRANCISCO, CA, USA, 28 JUNE - 1 JULY 2015, AMERICAN ROCK MECHANICS ASSOCIATION (ARMA).

MELLEGARD, K.D. & PFEIFLE, T.W. (1993): Creep Tests on Clean and Argillaceous Salt From the Wast Isolation Pilot Plant. Contractor Report, SAND92-7291, RE/Spec Inc., Rapid City, May 1993

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): Spröbruchverhalten von Carnallit und seine Auswirkungen auf die 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 Sprödbrecherscheinungen im Carnallitit. Schriftenreihe des Instituts für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig, Shaker Verlag Aachen

MINKLEY, W. and J. MÜHLBAUER (2007): Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes. In *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007*, eds. K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, and H.R. Hardy, Jr., 119–127. London: Taylor & Francis (Balkema).

MINKLEY, W. et al. (2012): Dynamic back-calculation of the collapse of the Saint-Maximilien mining field during mining on rock salt in Varangeville (1873), *Mechanical Behavior of Salt VII*, Paris, 2012, Taylor & Francis Group, ISBN 978-0-415-62122-9

MUNSON, D.E. and P.R. DAWSON (1984): Salt constitutive model using mechanism maps. In *The mechanical behavior of salt. Proc. of the First Conf. on Salt*, eds. H.R. Hardy, Jr. and M. Langer, 673-680. Clausthal-Zellerfeld: Trans Tech Publ.

MUNSON, D.E., JONES, R.L., HOAG, D.L., & BALL, J.R. (1988): Mining Development Test (Room D): In Situ Data Report (March 1984 – May 1988). SAND88-1460. Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM.

MUNSON, D.E., FOSSUM, A.F. & SENSENY, P.E. (1989): Advances in Resolution of Discrepancies between Predicted and Measured in Situ WIPP Room Closures. SAND88-2948. Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM.

MUNSON, D.E., JONES, R.L., BALL, J.R., CLANCY, R.M., HOAG, D.L. & PETNEY, S.V. (1990): Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (Room B): In Situ Data Report (May 1984 - February 1988). SAND89-2671. Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM.

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

PERRY, F. (2013): Lithology, mineralogy and water content of bedded salt deposits: Is the Salado formation representative?, In: Sevougian, D., S. et al., RD&D Study Plan for Advancement of Science and Engineering Supporting Geologic Disposal in Bedded Salt— March

2013 Workshop Outcomes. (Appendix 1), FCRD-UFD-2013-000161, Rev. 0, SAND2013-4386P, 229-238.

POPP, T., SALZER, K., WEISE, D. UND WIEDEMANN, M. (2010): Hydraulische Barrierenintegrität von carnallitischem Salzgebirge. Kali und Steinsalz, Heft 2/2010, S. 16-23

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

SALZER, K., R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, T. POPP, M. WIEDEMANN, A. HAMPEL, A. PUDEWILLS, B. LEUGER, D. ZAPF, R. ROKAHR, K. HERCHEN, R. WOLTERS and U. DÜSTERLOH (2012): Joint projects on the comparison of constitutive models – I. Overview of the projects, reference mine for 3-D benchmark calculations, in-situ measurements and laboratory tests. In *Proceedings of the 7th Conference on Mechanical Behavior of Salt, Paris, 16–19 April 2012*, eds. P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen, and M. Tijani, 221–230. Leiden: CRC Press/Balkema.

SALZER, K., GÜNTHER, R.M., MINKLEY, W., NAUMANN, D., POPP, T., HAMPEL, A., LUX, K.-H., HERCHEN, K., DÜSTERLOH, U. ARGÜELLO, J.G., HANSEN, F.D. (2015). Joint Project III on the Comparison of Constitutive Models for the Mechanical Behavior of Rock Salt - III. Extensive laboratory test program with clean salt from WIPP. *Proceedings of the 8th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 8)*, May 26-28, 2015, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA

SCHULZE, O. (2006): Thermomechanisches und hydraulisches Verhalten von Salzgestein. – Tätigkeitsbericht zum Arbeitspaket 9Y321408 -. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (unpubl.).

SCHULZE, O., U. HEEMANN, F. ZETSCHKE, A. HAMPEL, A. PUDEWILLS, R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, K. SALZER, Z. HOU, R. WOLTERS, R. ROKAHR, and D. ZAPF. (2007). Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - results from a joint research project, I. Modeling of deformation processes and benchmark calculations. In *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6)*, Hannover, Mai 2007, eds. K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, and H.R. Hardy, Jr., 77–88. London: Taylor & Francis (Balkema).

URAI J.L. SPIERS C.J. PEACH C.J. FRANSSEN R.C.M.W. & LIEZENBERG J.L. (1987): Deformation mechanisms operating in naturally deformed Halite rocks as deduced from microstructural investigations. *Geol. Mijnbouw* 66: 165-176.

URAI, J. L. & C. J. SPIERS (2007): The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rock salt during long-term deformation. In *Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007*, eds. K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner, and H.R. Hardy, Jr., 149–158. London: Taylor & Francis (Balkema).

VONS, L.H. (1984): Measurements in the 300 m deep dry-drilled borehole and feasibility study on the dry-drilling of a 600 m deep borehole in the Asse II Saltmine. Progress report covering the period 1-1-1984–31-12-1984. Petten: Netherlands Energy Research Foundation ECN.

WYLLIE, M.R.J., GREGORY, A.R., & GARDNER, L.W. (1956): elastic wave velocities in heterogeneous and porous media: *Geophysics*, 21, 41-70.

Anlagenverzeichnis

- Anl. 3.2-1 Petrophysikalische Parameter für Asse-Speisesalz
- Anl. 3.3-1 Nachrechnung TC-Versuche an Asse-Speisesalz IfG-G/S-Modell
- Anl. 3.3-2 Nachrechnung von Schwelllast- und Relaxationsversuchen an Asse-Speisesalz mit IfG-G/S-Modell
- Anl. 3.3-3 Parametersatz für Asse-Speisesalz und IfG-G/S-Modell
- Anl. 3.3-4 Nachrechnung TC-Versuche an Asse-Speisesalz IfG-Mi-Modell
- Anl. 3.3-5 Nachrechnung von Schwelllast- und Relaxationsversuchen an Asse-Speisesalz mit IfG-Mi-Modell
- Anl. 3.3-6 Parametersatz für Asse-Speisesalz und IfG-Mi-Modell

- Anl. 4.2-1 Petrophysikalische Parameter für WIPP-salt
- Anl. 4.3.1-1 Nachrechnung TC-Versuche an „clean salt“ IfG-G/S-Modell
- Anl. 4.3.1-2 Parametersatz für „clean salt“ und IfG-G/S-Modell
- Anl. 4.3.1-3 Nachrechnung TC-Versuche an „argillaceous salt“ IfG-G/S-Modell
- Anl. 4.3.1-4 Parametersatz für „argillaceous salt“ und IfG-G/S-Modell
- Anl. 4.3.2-1 Nachrechnung TC-Versuche an „clean salt“ IfG-Mi-Modell
- Anl. 4.3.2-2 Parametersatz für „clean/argillaceous salt“ und IfG-Mi-Modell

	Asse457/K1/ Na2S/	Asse457/K2/ Na2S/	Asse457/K3/ Na2S/	Asse457/K4/ Na2S/	Asse457/K5/ Na2S/	Asse457/K6/ Na2S/	Asse457/K7/ Na2S/	Asse457/K8/ Na2S/	Asse457/K9/ Na2S/	Asse457/K10 /Na2S/
Höhe [mm]	79,950	79,928	80,153	79,943	79,990	79,963	80,020	80,045	80,073	80,245
Durchmesser [mm]	40,068	40,110	40,103	40,115	40,090	40,117	39,967	39,952	39,967	39,957
Masse [g]	219,13	219,18	223,26	220,06	220,36	222,71	218,06	218,00	218,12	220,28
Fläche [cm ²]	12,61	12,64	12,63	12,64	12,62	12,64	12,55	12,54	12,55	12,54
Volumen [cm ³]	100,81	100,99	101,24	101,04	100,97	101,07	100,39	100,34	100,45	100,62
Dichte [g/cm ³]	2,174	2,170	2,205	2,178	2,182	2,204	2,172	2,172	2,171	2,189
P-Welle L [μs]	19,33	18,58	18,58	18,58	18,43	18,13	17,98	18,13	18,43	18,28
P-Welle Q [μs]	8,758	8,533	8,533	8,683	8,608	8,533	8,458	8,533	8,533	8,608
S-Welle [μs]	32,41	31,63	31,88	31,92	31,63	31,18	30,78	31,12	31,46	31,23
VPL [km/s]	4,14	4,30	4,31	4,30	4,34	4,41	4,45	4,42	4,34	4,39
VPQ [km/s]	4,58	4,70	4,70	4,62	4,66	4,70	4,73	4,68	4,68	4,64
VS [km/s]	2,47	2,53	2,51	2,50	2,53	2,56	2,60	2,57	2,55	2,57
v dy	0,22	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24
K dy [GPa]	19,5	21,7	22,5	22,1	22,5	23,5	23,4	23,2	22,2	22,9
E dy [GPa]	32,4	34,3	34,6	34,0	34,7	36,1	36,4	35,7	34,8	35,8
G dy [GPa]	13,2	13,9	13,9	13,7	14,0	14,5	14,7	14,4	14,1	14,5



ifG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC23	457/Asse/K/Na 2S/TC24	457/Asse/K/Na 2S/TC25	457/Asse/K/Na 2S/TC26	457/Asse/K/Na 2S/TC27	457/Asse/K/Na 2S/TC28	457/Asse/K/Na 2S/TC29
Temperatur (K)	300	300	300	300	300	300	300
Höhe h (mm) =	192,360	192,165	192,242	192,272	192,162	192,472	192,285
Durchmesser d (mm) =	95,778	96,212	96,122	96,072	96,173	96,178	96,120
Verhältnis h_0/d_0 =	2,01	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3004,00	3029,40	3022,90	3017,40	3026,80	3037,10	3030,10
Fläche A (cm ²) =	72,048	72,702	72,566	72,491	72,643	72,651	72,563
Volumen V (cm ³) =	1385,914	1397,084	1395,031	1393,797	1395,930	1398,328	1395,285
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,168	2,168	2,167	2,165	2,168	2,172	2,172
US L (h) - p	43,61	42,48	43,01	42,62	42,12	42,36	42,48
US Q1 (a/c) - p	20,81	21,01	21,14	21,78	21,74	21,07	21,02
US Q2 (b/d) - p	20,51	21,10	21,16	22,05	21,42	20,96	21,06
US L (h) - s	77,93	75,62	74,64	76,83	74,42	75,58	72,66
US L (h) - p(s)	44,38	42,22	42,75	43,18	43,24	42,30	42,12
V _{p-axial} (km/s) =	4,41	4,52	4,47	4,51	4,56	4,54	4,53
V _{p-radial: a-c} (km/s) =	4,60	4,58	4,55	4,41	4,42	4,56	4,57
V _{p-radial: b-d} (km/s) =	4,67	4,56	4,54	4,36	4,49	4,59	4,56
MW V _{p-axial} (km/s) =	4,56	4,55	4,52	4,43	4,49	4,57	4,55
V _{s-axial} (km/s) =	2,47	2,54	2,58	2,50	2,58	2,55	2,65
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E _d =	33,60	35,55	35,98	34,65	36,56	35,81	37,73
K _d =	24,56	25,70	24,12	25,98	25,86	26,06	24,22
G _d =	13,21	14,00	14,37	13,56	14,46	14,09	15,21
ν_d =	0,272	0,269	0,251	0,278	0,264	0,271	0,240
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{DII} (MPa) =	12,9	12,8	15,6	19,9	23,6	21,6	36,1
ΔV_{DII} (%) =	-0,02	-0,04	-0,03	-0,03	-0,09	-0,05	-0,08
ϵ_{DII} (%) =	0,18	0,14	0,25	0,46	0,92	0,62	2,91
σ_{Fail} (MPa) =	31,8	35,7	37,7	41,9	46,7	53,1	60,9
ΔV_{Fail} (%) =	2,86	2,86	3,03	3,06	4,75	2,52	-0,05
ϵ_{Fail} (%) =	4,97	6,78	7,86	10,14	14,52	19,64	20,66
Festigkeit / Dilatanz							
ifG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC23	457/Asse/K/Na 2S/TC24	457/Asse/K/Na 2S/TC25	457/Asse/K/Na 2S/TC26	457/Asse/K/Na 2S/TC27	457/Asse/K/Na 2S/TC28	457/Asse/K/Na 2S/TC29
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{Fail} (MPa) =	31,8	35,7	37,7	41,9	46,7	53,1	60,9
σ^1_{Fail} (MPa) =	32,0	36,2	38,7	43,9	49,7	58,1	80,9
σ_{DII} (MPa) =	12,9	12,8	15,6	19,9	23,6	21,6	36,1
ΔV_{DII} (%) =	-0,02	-0,04	-0,03	-0,03	-0,09	-0,05	-0,08
ϵ_{DII} (%) =	0,18	0,14	0,25	0,46	0,92	0,62	2,91
ΔV_{Fail} (%) =	2,86	2,86	3,03	3,06	4,75	2,52	-0,05
ϵ_{Fail} (%) =	4,97	6,78	7,86	10,14	14,52	19,64	20,66



IfG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC30	457/Asse/K/Na 2S/TC31	457/Asse/K/Na 2S/TC32	457/Asse/K/Na 2S/TC33	457/Asse/K/Na 2S/TC34	457/Asse/K/Na 2S/TC35	457/Asse/K/Na 2S/TC36
Temperatur (K)	333	333	333	333	333	333	333
Höhe h (mm) =	192,210	192,148	192,252	192,042	192,365	192,155	192,338
Durchmesser d (mm) =	96,170	96,172	96,128	96,012	96,165	96,108	96,120
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3022,40	3027,60	3004,40	3009,00	3033,40	3027,50	3027,70
Fläche A (cm ²) =	72,639	72,642	72,575	72,400	72,631	72,545	72,563
Volumen V (cm ³) =	1396,192	1395,800	1395,277	1390,392	1397,172	1393,993	1395,669
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,165	2,169	2,153	2,164	2,171	2,172	2,169
US L (h) - p	43,54	42,63	46,44	42,68	42,17	42,11	41,91
US Q1 (a/c) - p	21,40	21,08	21,45	21,06	20,57	20,84	20,74
US Q2 (b/d) - p	21,15	21,22	21,68	21,10	20,70	20,76	20,71
US L (h) - s	74,58	73,38	77,36	76,44	74,58	73,50	76,33
US L (h) - p(s)	44,12	43,28		43,95	42,44	42,18	42,19
V _{p-axial} (km/s) =	4,41	4,51	4,14	4,50	4,56	4,56	4,59
V _{p-radial: a-c} (km/s) =	4,49	4,56	4,48	4,56	4,68	4,61	4,63
V _{p-radial: b-d} (km/s) =	4,55	4,53	4,43	4,55	4,65	4,63	4,64
MW V _{p-axial} (km/s) =	4,49	4,53	4,35	4,54	4,63	4,60	4,62
V _{s-axial} (km/s) =	2,58	2,62	2,49	2,51	2,58	2,61	2,52
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E _d =	35,70	37,04	32,40	34,79	36,54	37,28	35,38
K _d =	23,02	24,24	19,17	25,60	25,92	25,43	27,32
G _d =	14,38	14,87	13,30	13,66	14,44	14,84	13,77
ν_d =	0,241	0,245	0,218	0,274	0,265	0,256	0,284
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
σ_3 (MPa) =	0,2	20,0	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0
σ_{Dil} (MPa) =	10,0	27,5	16,5	17,6	15,3	18,5	21,3
ΔV_{Dil} (%) =	0,00	-0,08	-0,08	-0,07	-0,06	-0,07	-0,08
ϵ_{Dil} (%) =	0,13	2,61	0,24	0,54	0,30	0,78	1,15
σ_{Fail} (MPa) =	25,8	44,9	29,8	31,8	35,0	37,7	40,4
ΔV_{Fail} (%) =	2,66	-0,57	2,26	2,46	2,46	1,95	0,50
ϵ_{Fail} (%) =	6,21	20,56	8,69	11,60	16,41	20,31	20,48
IfG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC30	457/Asse/K/Na 2S/TC31	457/Asse/K/Na 2S/TC32	457/Asse/K/Na 2S/TC33	457/Asse/K/Na 2S/TC34	457/Asse/K/Na 2S/TC35	457/Asse/K/Na 2S/TC36
σ_3 (MPa) =	0,2	20,0	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0
σ_{Fail} (MPa) =	25,8	44,9	29,8	31,8	35,0	37,7	40,4
σ_{1Fail} (MPa) =	26,0	64,9	30,3	32,8	37,0	40,7	45,4
σ_{Dil} (MPa) =	10,0	27,5	16,5	17,6	15,3	18,5	21,3
ΔV_{Dil} (%) =	0,00	-0,08	-0,08	-0,07	-0,06	-0,07	-0,08
ϵ_{Dil} (%) =	0,13	2,61	0,24	0,54	0,30	0,78	1,15
ΔV_{Fail} (%) =	2,66	-0,57	2,26	2,46	2,46	1,95	0,50
ϵ_{Fail} (%) =	6,21	20,56	8,69	11,60	16,41	20,31	20,48

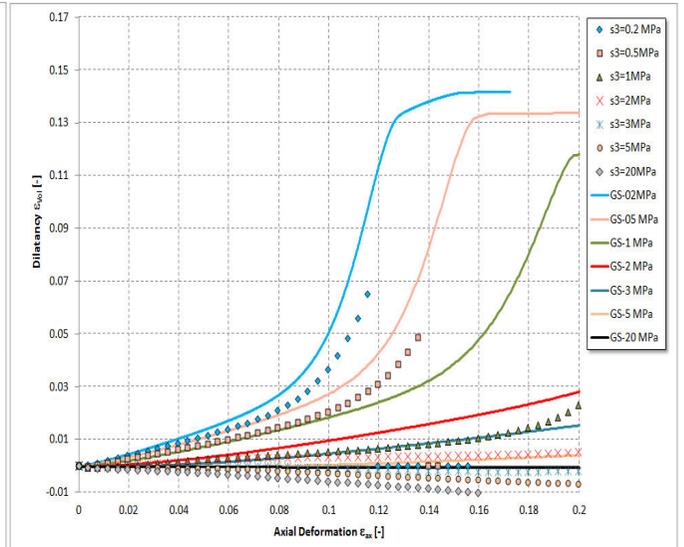
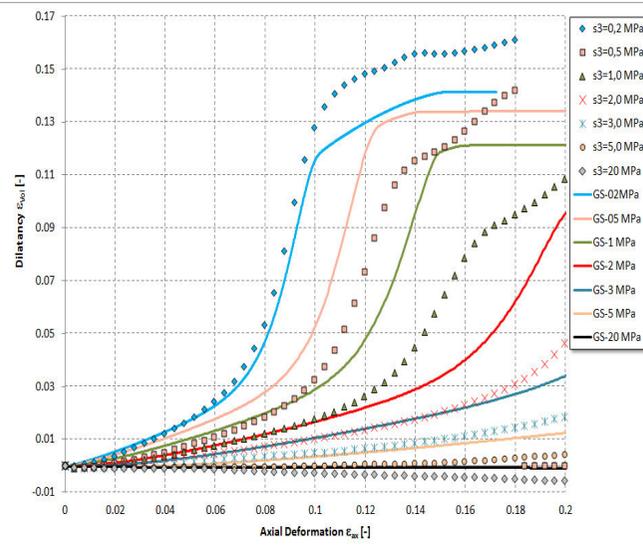
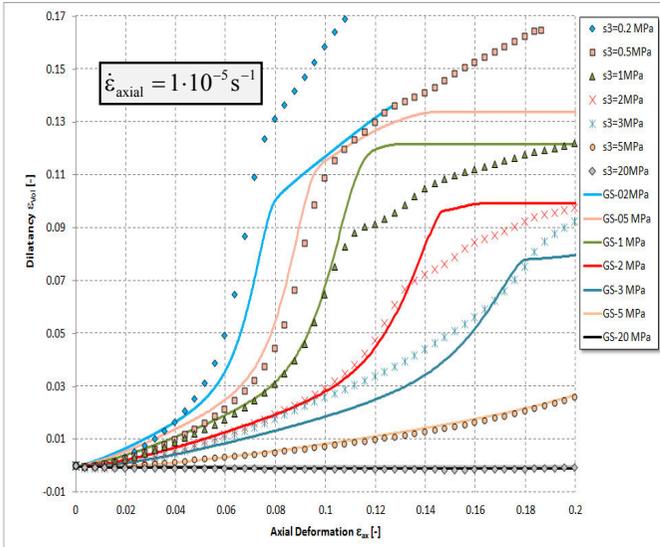
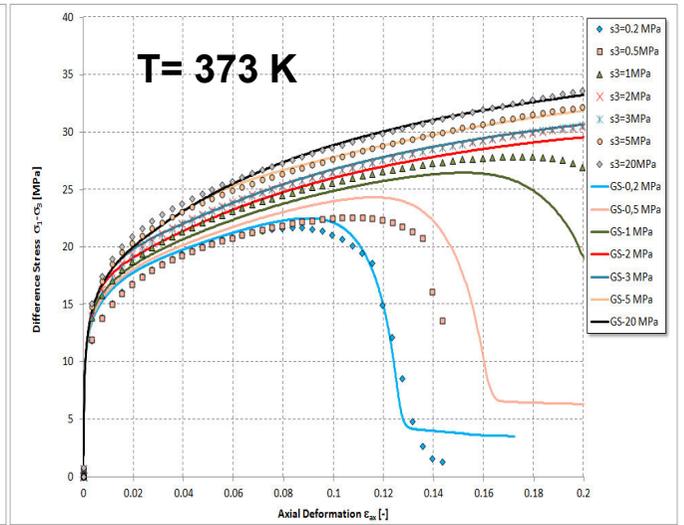
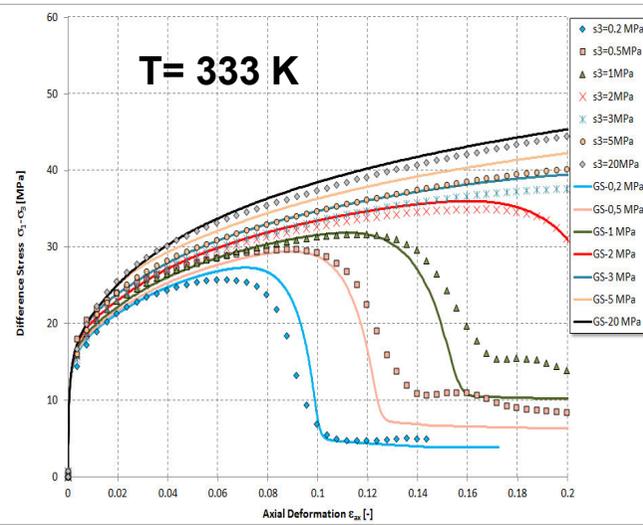
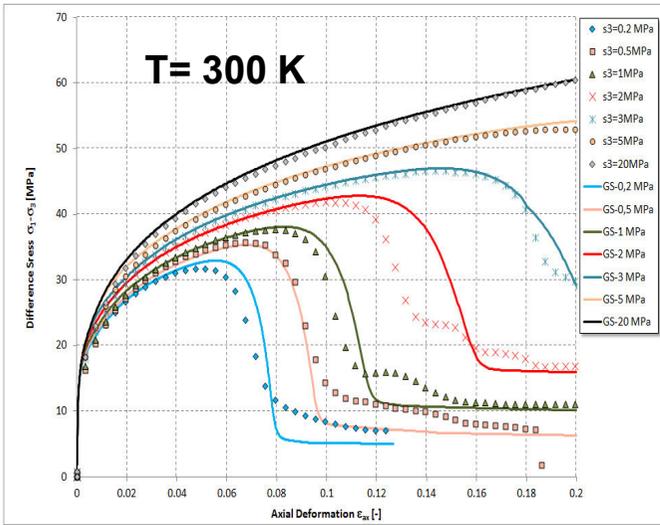


IfG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC37	457/Asse/K/Na 2S/TC39	457/Asse/K/Na 2S/TC40	457/Asse/K/Na 2S/TC41	457/Asse/K/Na 2S/TC42	457/Asse/K/Na 2S/TC43	457/Asse/K/Na 2S/TC44
Temperatur (K)	373	373	373	373	373	373	373
Höhe h (mm) =	192,125	192,362	192,038	192,468	192,180	192,358	192,180
Durchmesser d (mm) =	96,167	96,205	96,202	96,135	96,265	96,170	96,127
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3027,40	3024,50	3018,80	3021,40	3026,40	3022,90	3017,90
Fläche A (cm ²) =	72,634	72,692	72,687	72,586	72,782	72,639	72,574
Volumen V (cm ³) =	1395,487	1398,313	1395,871	1397,048	1398,733	1397,267	1394,726
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,169	2,163	2,163	2,163	2,164	2,163	2,164
US L (h) - p	41,82	42,04	43,17	42,89	42,15	42,43	44,52
US Q1 (a/c) - p	20,63	20,70	21,39	21,02	20,87	21,16	21,30
US Q2 (b/d) - p	20,76	20,94	21,12	21,05	20,90	21,02	21,35
US L (h) - s	73,78	72,39	75,58	74,15	74,10	74,37	75,81
US L (h) - p(s)	42,11	41,96	56,36	42,64	42,32	42,48	44,75
V _{p-axial} (km/s) =	4,59	4,58	4,45	4,49	4,56	4,53	4,32
V _{p-radial: a-c} (km/s) =	4,66	4,65	4,50	4,57	4,61	4,54	4,51
V _{p-radial: b-d} (km/s) =	4,63	4,59	4,56	4,57	4,61	4,58	4,50
MW V _{p-axial} (km/s) =	4,63	4,61	4,50	4,54	4,59	4,55	4,44
V _{s-axial} (km/s) =	2,60	2,66	2,54	2,60	2,59	2,59	2,54
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E _d =	37,17	38,05	35,13	36,39	36,70	36,44	34,40
K _d =	26,17	24,92	24,18	24,12	25,57	25,17	21,78
G _d =	14,71	15,27	13,96	14,57	14,55	14,47	13,91
ν_d =	0,263	0,246	0,258	0,249	0,261	0,259	0,237
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{DII} (MPa) =	7,2	8,8	13,1	12,3	17,4		
ΔV_{DII} (%) =	-0,03	-0,04	-0,06	-0,04	-0,04		
ϵ_{DII} (%) =	0,08	0,10	0,24	0,18	1,16		
σ_{Fail} (MPa) =	21,7	22,6	27,9	30,6	30,8	32,5	33,9
ΔV_{Fail} (%) =	2,32	2,42	1,31	0,56	-0,17	-0,69	-1,30
ϵ_{Fail} (%) =	8,37	10,78	17,31	20,73	20,72	20,64	20,64
IfG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na 2S/TC37	457/Asse/K/Na 2S/TC39	457/Asse/K/Na 2S/TC40	457/Asse/K/Na 2S/TC41	457/Asse/K/Na 2S/TC42	457/Asse/K/Na 2S/TC43	457/Asse/K/Na 2S/TC44
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{Fail} (MPa) =	21,7	22,6	27,9	30,6	30,8	32,5	33,9
σ^1_{Fail} (MPa) =	21,9	23,1	28,9	32,6	33,8	37,5	53,9
σ_{DII} (MPa) =	7,2	8,8	13,1	12,3	17,4		
ΔV_{DII} (%) =	-0,03	-0,04	-0,06	-0,04	-0,04		
ϵ_{DII} (%) =	0,08	0,10	0,24	0,18	1,16		
ΔV_{Fail} (%) =	2,32	2,42	1,31	0,56	-0,17	-0,69	-1,30
ϵ_{Fail} (%) =	8,37	10,78	17,31	20,73	20,72	20,64	20,64

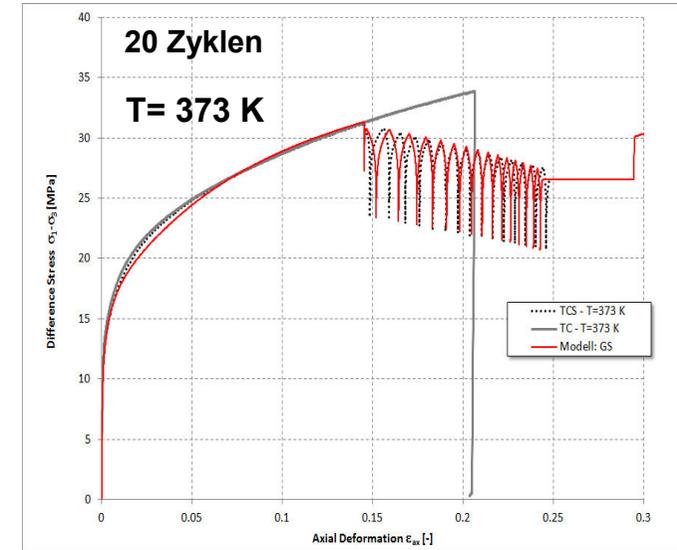
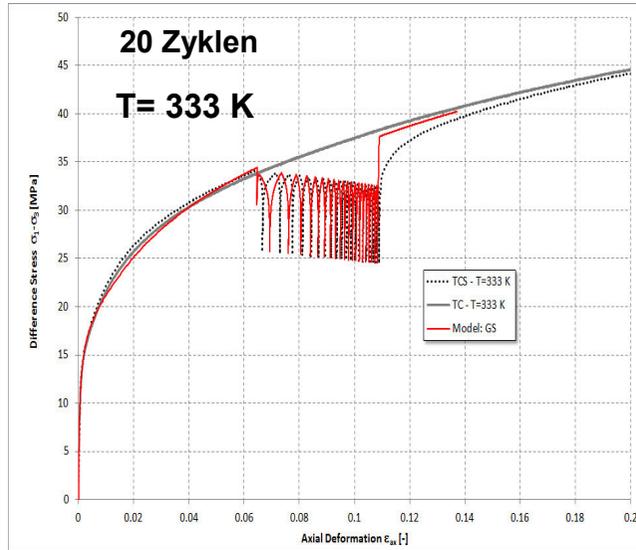
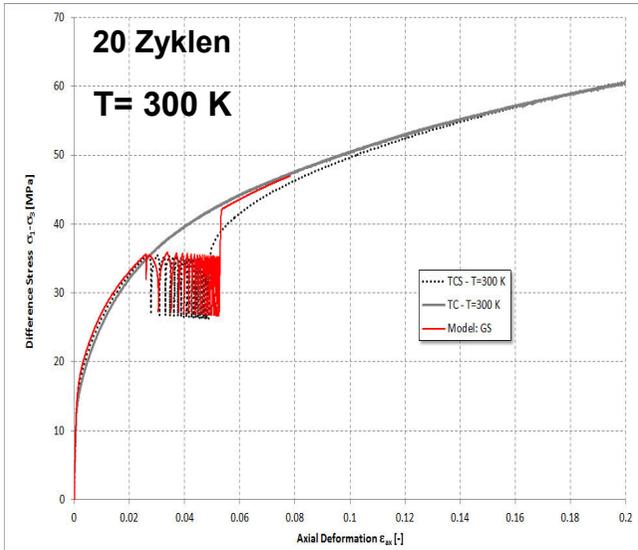


IfG - Labor.-Nr.	457/Asse/K/Na2 S/TCR21	457/Asse/K/Na2 S/TCR22	457/Asse/K/Na2 S/TCR38	457/Asse/K/Na2 S/TCS45	457/Asse/K/Na2 S/TCS46	457/Asse/K/Na2 S/TCS47
Temperatur (K)	300	333	373	300	333	373
Höhe h (mm) =	192,082	192,270	192,322	192,312	192,438	192,335
Durchmesser d (mm) =	96,107	96,058	96,292	96,090	96,140	96,152
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3018,60	3017,10	3031,30	3021,00	3017,20	3022,50
Fläche A (cm ²) =	72,544	72,470	72,823	72,518	72,594	72,612
Volumen V (cm ³) =	1393,435	1393,377	1400,552	1394,610	1396,976	1396,577
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,166	2,165	2,164	2,166	2,160	2,164
US L (h) - p	42,11	44,21	42,20	44,63	44,97	42,07
US Q1 (a/c) - p	20,51	20,81	20,95	21,25	21,49	20,85
US Q2 (b/d) - p	20,51	21,11	20,91	21,59	21,67	20,85
US L (h) - s	72,58	73,83	73,96	75,65	75,96	74,26
US L (h) - p(s)	43,33	45,13	42,24		42,80	42,31
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,56	4,35	4,56	4,31	4,28	4,57
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,69	4,62	4,60	4,52	4,47	4,61
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,69	4,55	4,61	4,45	4,44	4,61
MW $V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,64	4,51	4,59	4,43	4,40	4,60
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,65	2,60	2,60	2,54	2,53	2,59
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -						
E_d =	37,82	35,85	36,84	34,52	34,11	36,69
K_d =	24,84	21,37	25,44	21,56	21,07	25,88
G_d =	15,17	14,69	14,64	14,00	13,86	14,52
ν_d =	0,246	0,220	0,259	0,233	0,230	0,264
Festigkeit / Dilatanz						
Versuch	TCR	TCR	TCR	TCS	TCS	TCS
σ_3 (MPa) =	20,0	20,0	20,0	20,0	20,0	20,0
σ_{DII} (MPa) =				32,6		
ΔV_{DII} (%) =				-0,09		
ϵ_{DII} (%) =				1,78		
σ_{Fail} (MPa) =	63,4	46,8	31,0	62,8	45,7	
ΔV_{Fail} (%) =	-8,46	-1,34	-14,15	-0,07	-1,05	
ϵ_{Fail} (%) =	32,43	31,29	15,79	23,18	23,09	
Festigkeit / Dilatanz						
Versuch	TCR	TCR	TCR	TCS	TCS	TCS
σ_3 (MPa) =	20,00	20,00	20,00	20,00	20,00	20,00
σ_{Fail} (MPa) =	63,40	46,76	31,00	62,80	45,70	0,00
σ_{Fail}^1 (MPa) =	83,40	66,76	51,00	82,80	65,70	20,00
σ_{DII} (MPa) =				32,60		
ΔV_{DII} (%) =				-0,09		
ϵ_{DII} (%) =				1,78		
ΔV_{Fail} (%) =	-8,46	-1,34	-14,15	-0,07	-1,05	
ϵ_{Fail} (%) =	32,43	31,29	15,79	23,18	23,09	

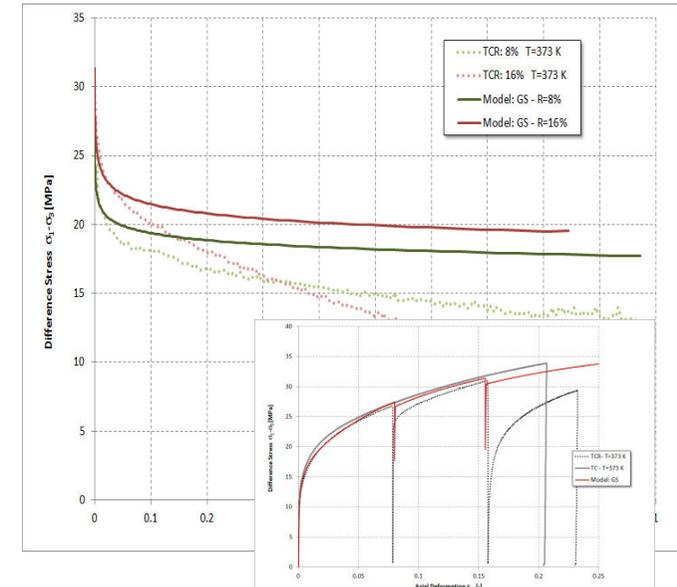
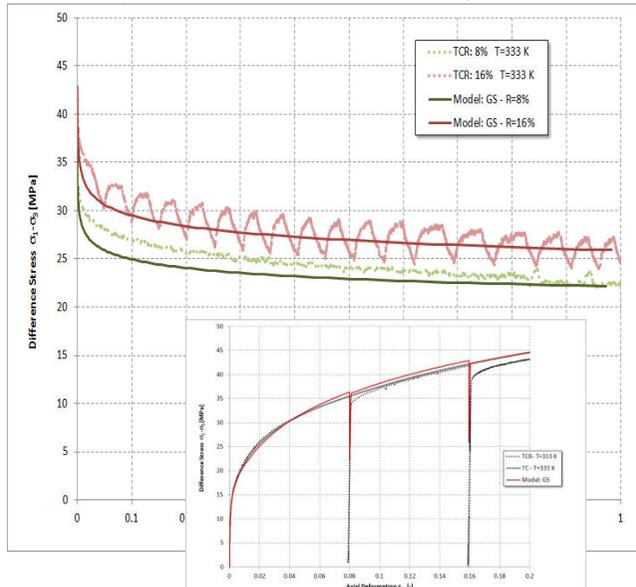
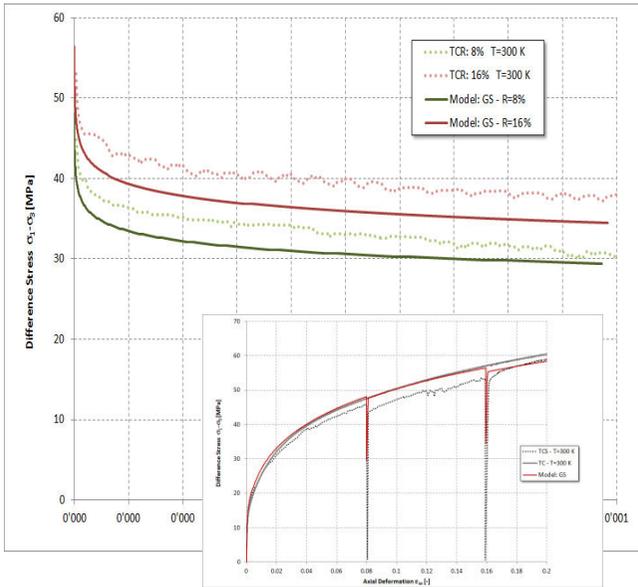




Versuche im zwischengeschalteten Belastungszyklen ($\sigma_3 = 20\text{MPa}$)



Relaxationsversuche R1/R2 - $\epsilon_1 = 6\%$ bzw. 16% ($\sigma_3 = 20\text{MPa}$)



Stoffmodellparameter für Asse-Speisesalz

Transiente:

$$Q_{Ap} = 140 \text{ [kJ/mol]} \quad A_p = 2,5 \cdot 10^{-20} \text{ [1/d]}$$

Abminderung der Transiente (optional):

$$m_{Ap} = 0 \quad A_{p0} = 0 \quad A_{pR} = 0$$

Spannungsexponent [-]

$$n_{p0} = 19,6 \quad n_{p1} = 0,8 \quad n_{p2} = -0,22 \quad n_{p3} = 2000 \quad n_{p4} = 0,3$$

Verfestigungsparameter [-]

$$\mu = 5,25$$

Sekundäres Kriechen [- , kJ/mol, 1/d]

$$n_{s1} = 2,7 \quad Q_1 = 40 \quad A_{s1} = 0,05$$

$$n_{s2} = 6,7 \quad Q_2 = 65 \quad A_{s2} = 0,02$$

$$n_{s3} = 7 \quad Q_3 = 120 \quad A_{s3} = 10^5$$

elastische Parameter [MPa, MPa, MPa]

$$K_0 = 20667 \quad G_0 = 12400 \quad K_R = 500$$

Dilatanz/ Restfestigkeitsgrenze [MPa, MPa, -]

$$D_1 = 21,0 \quad D_2 = 2,0 \quad D_3 = 1,7$$

Schädigungs/ Dilatanzparameter [-]

$$a_1 = -0,03 \quad a_2 = 0,049 \quad a_3 = -0,058$$

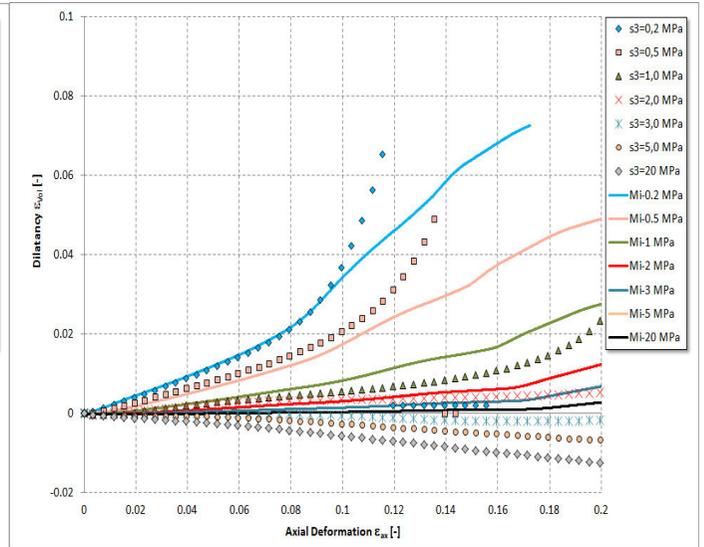
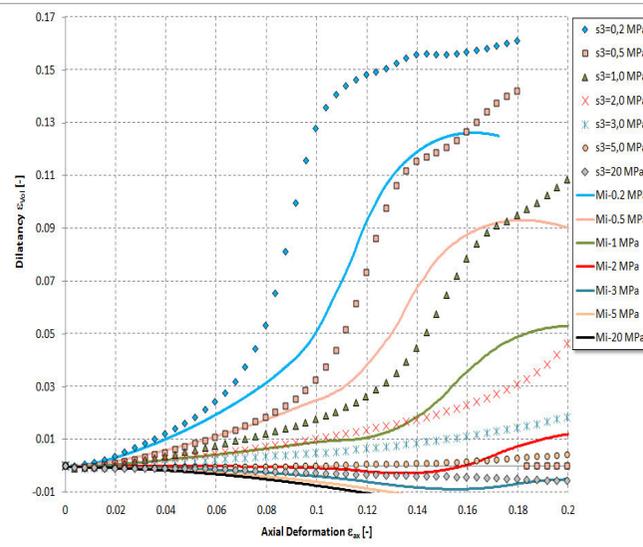
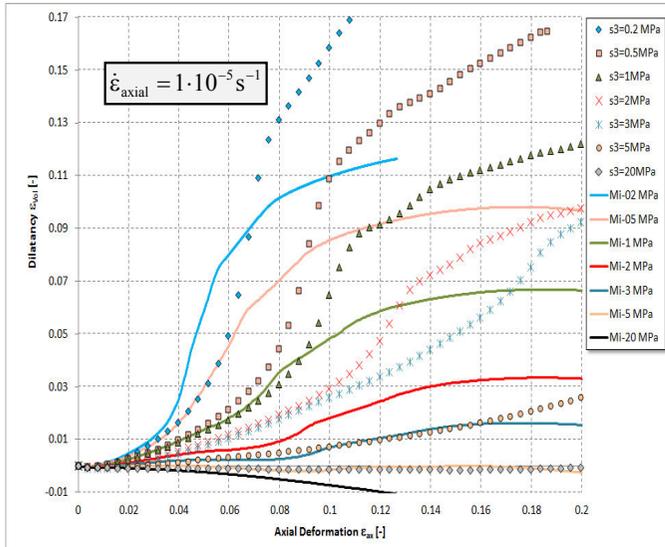
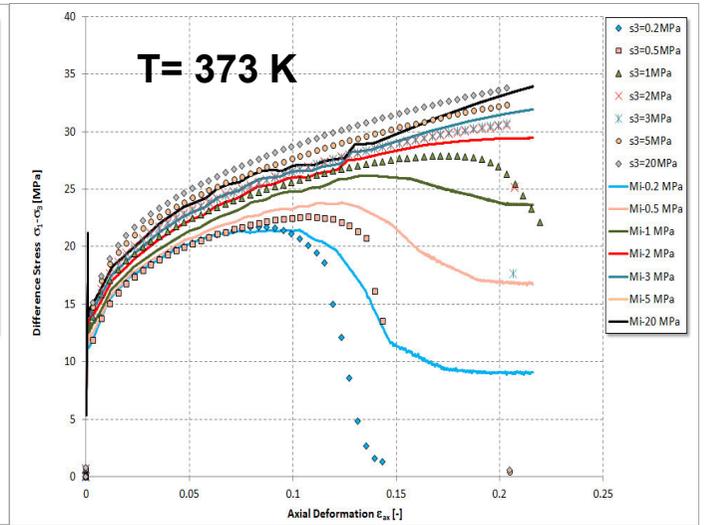
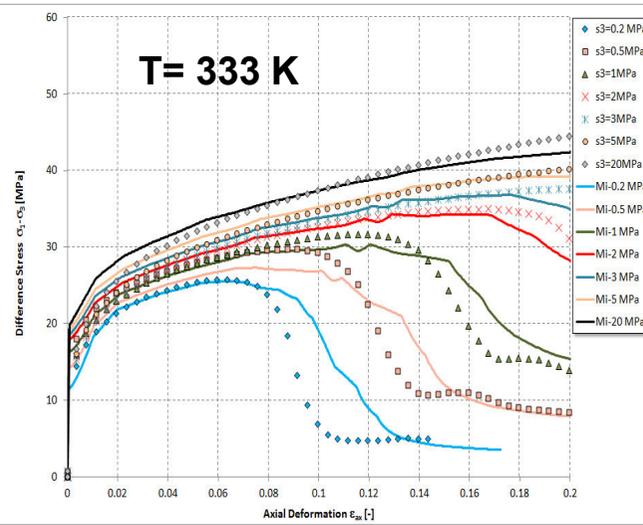
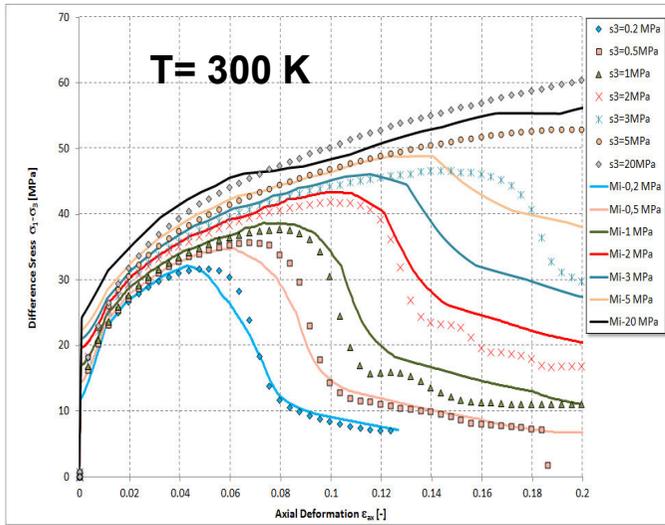
$$a_4 = 3 \cdot 10^{-5} \quad a_5 = 5 \cdot 10^{-4} \quad a_6 = -15,0$$

$$a_7 = 0,3 \quad a_8 = 4,5 \quad a_9 = -0,27$$

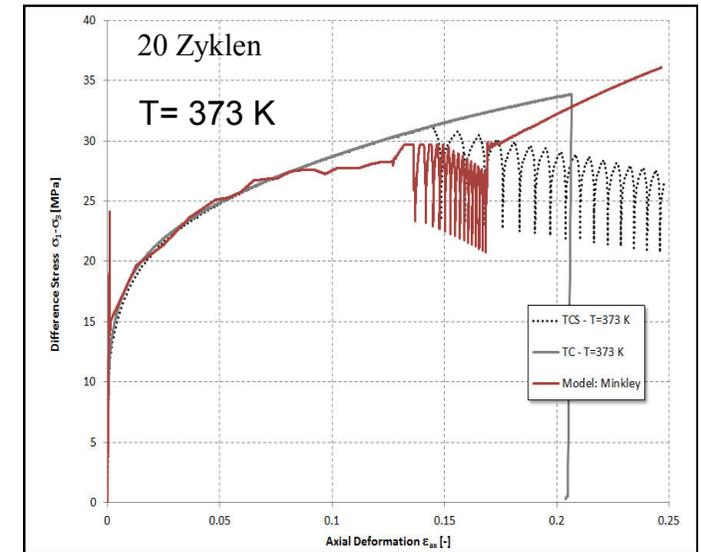
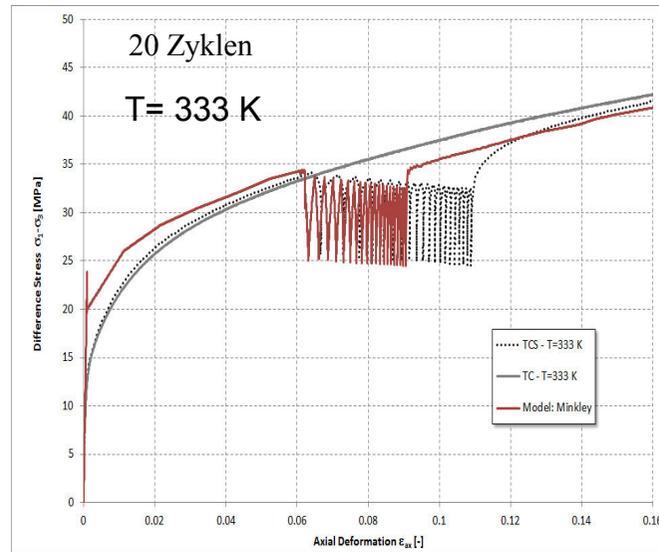
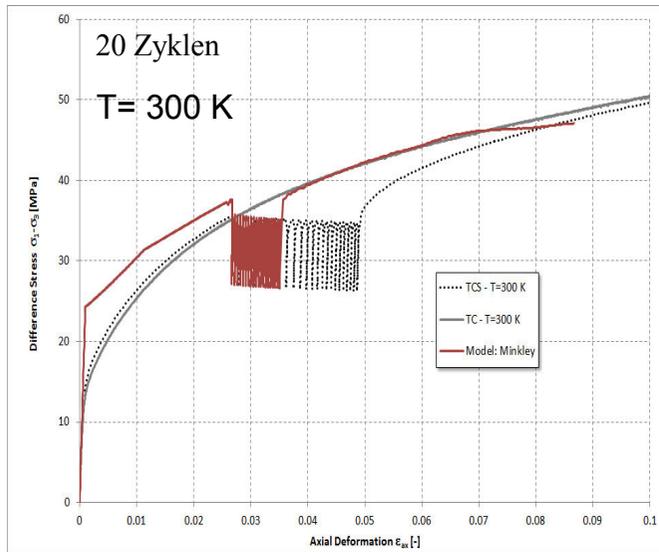
Zugfestigkeit [MPa, - , -]

$$s_{Z0} = 1,5 \quad e_{vk} = 0,015 \quad m_{zug} = 2$$

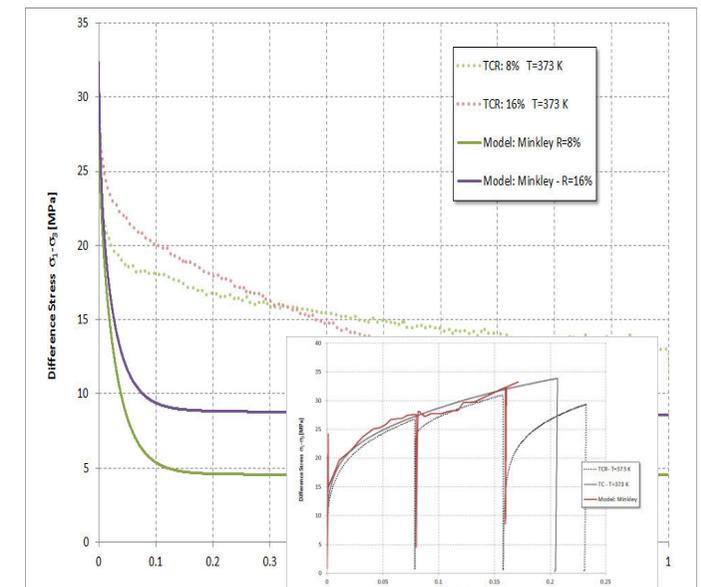
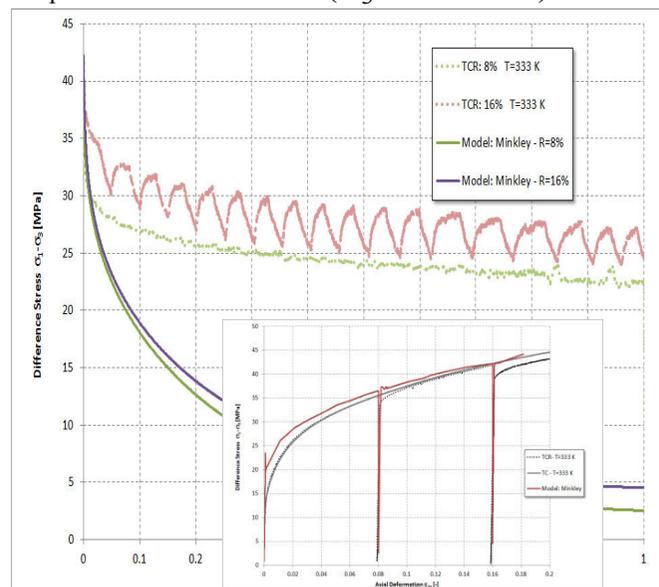
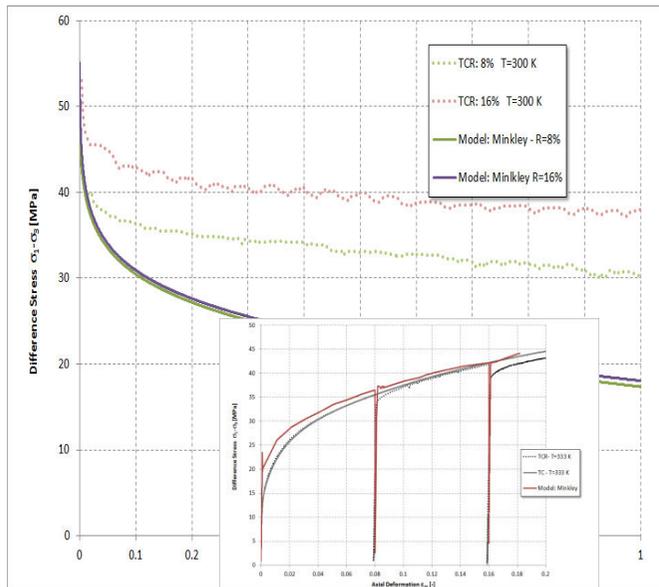




Versuche im zwischengeschalteten Belastungszyklen ($\sigma_3 = 20$ MPa)



Relaxationsversuche R1/R2 - $\epsilon_1 = 6\%$ bzw. 16% ($\sigma_3 = 20$ MPa)



Elastische Parameter

K = 16 GPa
G = 10 GPa

Transientes Kriechen

$\eta^k = 8,0 \cdot 10^{-6} \text{ MPa} \cdot \text{d};$
 $G^k = 500 \text{ MPa}$

$$\dot{\epsilon}_s^{cr} = \frac{\sigma_{eff}}{\eta_{T_0}^M \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right)} \cdot \sinh(m \cdot \sigma_{eff}^n)$$

Stationäres Kriechen

$\eta_{T_0}^M = 5 \cdot 10^{-3} \text{ MPa} \cdot \text{d}$
 $Q = 54 \text{ kJ/mol}$
 $m = 0,25$
 $n = 1,05$

T= 300 K

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

ϵ_{plas}	σ_D	σ_{Max}	σ_ψ
0	9	25	1
0.01	22	33	3.5
0.02	26	37	3
0.03	28	41.2	3
0.04	29.75	44	2.9
0.045	30	45	2.5
0.05	30.3	46	2.5
0.055	30.5	47.3	2.4
0.06	30.5	47.7	2
0.065	30.25	47.8	1.8
0.07	29.7	47.8	1.5
0.075	28.5	48	1.1
0.08	27.75	48.2	1
0.085	26	48.7	0.8
0.09	24.75	49.4	0.8
0.095	23.25	50	0.75
0.1	21	51	0.72
0.105	19.25	52	0.72
0.11	17.2	53	0.75
0.115	15.2	54	0.775
0.12	14	55	0.9
0.13	10.5	58	1.2
0.14	8	60	2
0.16	7	74	5
0.18	6	78	6
0.2	5	80	7
0.22	4	84	8
0.25	3	180	23

T= 333 K

ϵ_{plas}	σ_D	σ_{Max}	σ_ψ
0	0	30.1	0.4
0.01	19	26.5	1.3
0.02	21	29.5	2
0.03	22	31.3	2
0.04	23	32.8	2
0.05	23.6	34.5	2
0.06	24.3	35.5	2
0.07	24	36.5	1.5
0.08	23.8	37.5	1.5
0.09	22.5	38.5	1.3
0.1	22	39.5	1.3
0.11	19.5	40	0.9
0.115	18	40.8	1
0.12	15	41	0.7
0.13	10	41.8	0.65
0.14	4	42.5	0.55
0.16	0	43.5	0.55
0.18	0	47	1
0.2	0	55	2
0.22	0	55	2.5
0.25	0	55	3

T= 373 K

ϵ_{plas}	σ_D	σ_{Max}	σ_ψ
0	10	15	1
0.01	15	20.5	3.5
0.02	17	22	3
0.03	18	24.5	3
0.04	19	26	2.9
0.045	19.5	26	2.5
0.05	19.7	26.5	2.5
0.055	20	27.5	2.4
0.06	20.2	27.5	2
0.065	20.4	27.5	1.8
0.07	20.2	28	1.5
0.075	20.1	28	1.1
0.08	20	28	1
0.085	19.2	27.5	0.6
0.09	19.1	28	0.6
0.095	19	28	0.55
0.1	18.9	28	0.55
0.105	18.7	28.3	0.5
0.11	18.5	28.5	0.5
0.115	18	28.5	0.41
0.12	17.5	30	0.5
0.13	15	30	0.35
0.14	14	31	0.4
0.16	8	33	0.4
0.18	0	35	0.4
0.2	0	37	0.52
0.22	0	39	0.65
0.25	0	40	0.7

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

ϵ_{plas}	$\tan\beta_0$	σ_ψ
0.005	0.09	1
0.02	0.52	2.5
0.04	0.9	2.5
0.06	1.7	1.5
0.08	4	0.7
0.1	7	0.65
0.12	7.1	1
0.14	3	3
0.16	1.6	4
0.18	1.6	2
0.2	0.9	10

ϵ_{plas}	$\tan\beta_0$	σ_ψ
0.005	0.5	0.2
0.02	0.5	1
0.04	0.6	1.2
0.06	1	0.7
0.08	2	0.5
0.1	4	0.35
0.12	7	0.35
0.14	7	0.5
0.16	3.5	1.7
0.18	2	2
0.2	1.25	2
0.22	0.6	4

ϵ_{plas}	$\tan\beta_0$	σ_ψ
0.005	0.5	0.3
0.02	0.33	1.1
0.04	0.38	1
0.06	0.4	1
0.08	0.6	0.6
0.1	1.2	0.5
0.12	0.8	0.8
0.14	0.8	0.5
0.16	0.8	0.6
0.18	0.35	4
0.2	0.35	4
0.22	0.23	2



IfG - Labor.-Nr.	527/SNLCH105-8/TCC1	527/SNLCH104-5/TCC2	527/SNLCH104-4/TCC3	527/SNLCH103-6/TCC4	527/SNLCH103-8/TCC5	527/SNLCH103-8/TCC6	527/SNLCH103-8/TCC7	527/SNLCH103-8/TCC8	527/SNLCH103-8/TCC9	527/SNLCH103-8/TCC10	527/SNLCH103-8/TCC11	527/SNLCH103-8/TCC12
Material	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt									
Höhe h (mm) =	80,225	80,368	118,55	118,49	80,428	80,340	80,255	80,380	81,000	81,073	80,405	80,518
Durchmesser d (mm) =	40,208	40,110	59,28	59,13	40,150	40,192	40,168	40,183	40,102	40,273	40,203	40,202
Verhältnis h_0/d_0 =	1,995	2,004	2,00	2,00	2,003	1,999	1,998	2,000	2,020	2,013	2,000	2,003
Masse M (g) =	219,367	219,183	704,80	707,62	219,507	221,023	219,553	221,907	220,417	224,947	220,683	221,303
Fläche A (cm ²) =	12,698	12,636	27,60	27,46	12,661	12,687	12,672	12,682	12,630	12,739	12,694	12,693
Volumen V (cm ³) =	101,867	101,549	327,22	325,32	101,828	101,928	101,702	101,937	102,306	103,276	102,070	102,204
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,153	2,158	2,15	2,18	2,156	2,168	2,159	2,177	2,154	2,178	2,162	2,165
US L (h) - p	18,78	18,53	27,46	27,22	18,74	19,20	18,58	18,59	18,74	18,69	19,14	19,02
US Q1 (a/c) - p	8,84	9,10	13,11	12,64	9,25	8,89	8,87	8,71	8,80	8,62	8,75	8,66
US Q2 (b/d) - p	8,97	8,87	13,37	12,90	8,77	8,85	8,85	8,60	8,66	8,67	8,72	8,62
US L (h) - s	32,48	32,71	48,06	48,45	30,12	30,64	30,27	32,43		30,96		31,05
US L (h) - p(s)												
V _{p-axial} (km/s) =	4,27	4,34	4,32	4,35	4,29	4,18	4,32	4,32	4,32	4,34	4,20	4,23
V _{p-radial: a-c} (km/s) =	4,55	4,41	4,52	4,68	4,34	4,52	4,53	4,61	4,56	4,67	4,59	4,64
V _{p-radial: b-d} (km/s) =	4,48	4,52	4,43	4,58	4,58	4,54	4,54	4,67	4,63	4,65	4,61	4,66
MW V _{p-axial} (km/s) =	4,52	4,46	4,48	4,63	4,46	4,53	4,53	4,64	4,59	4,66	4,60	4,65
V _{s-axial} (km/s) =	2,47	2,46	2,47	2,45	2,67	2,62	2,65	2,48	#DIV/0!	2,62	#DIV/0!	2,59
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -												
E _d =	32,82	32,93	32,97	33,03	36,40	35,09	36,35	33,58	#DIV/0!	36,24	#DIV/0!	34,94
K _d =	21,78	23,23	22,67	23,87	19,21	18,09	20,04	22,87	#DIV/0!	21,07	#DIV/0!	19,39
G _d =	13,14	13,03	13,11	13,01	15,37	14,91	15,18	13,37	#DIV/0!	14,94	#DIV/0!	14,56
v _d =	0,249	0,264	0,258	0,269	0,184	0,177	0,198	0,255	#DIV/0!	0,213	#DIV/0!	0,200



IFG - Labor.-Nr.: 535 WIPP	535/201-7/TCC1	535/201-9/TCC2	535/202-7/TCC3	535/203-6/TCC4	535/203-8/TCC5	535/204-5/TCC6	535/204-8/TCC7	535/205-6/TCC8	535/206-6/TCC9	535/207-6/TCC10	535/208-3/TCC11	535/208-6/TCC12	535/206-7/TCC13	535/206-7/TCC14
Material KIT Karlsruhe WIPP	Steinsalz	Steinsalz	Steinsalz	Steinsalz	Steinsalz									
length l (mm) =	79,978	80,238	80,335	80,148	80,260	80,190	80,528	80,263	80,315	80,440	80,553	80,340	80,120	80,280
diameter d (mm) =	40,248	40,182	40,172	40,152	40,080	40,188	40,202	40,248	40,153	40,182	40,103	40,008	40,185	40,270
ratio l/d ₀ =	1,987	1,997	2,000	1,996	2,002	1,995	2,003	1,994	2,000	2,002	2,009	2,008	1,994	1,994
mass M(g) =	217,540	218,087	218,993	217,690	216,833	218,633	219,600	219,833	218,083	219,917	218,973	215,877	217,683	219,727
area A (cm ²) =	12,723	12,681	12,674	12,662	12,617	12,685	12,693	12,723	12,663	12,681	12,631	12,572	12,683	12,737
volume V (cm ³) =	101,754	101,747	101,820	101,482	101,262	101,721	102,217	102,117	101,702	102,004	101,749	101,000	101,615	102,249
density ρ (g/cm ³) =	2,138	2,143	2,151	2,145	2,141	2,149	2,148	2,153	2,144	2,156	2,152	2,137	2,142	2,149
US L (h) - p	20,03	18,96	19,93	21,13	34,06	19,16	19,53	17,82	19,13	19,37	19,45	31,82	20,68	22,99
US Q1 (a/c) - p	9,01	8,68	9,25	8,63	9,10	8,45	8,54	8,63	8,46	8,74	8,24	8,43	9,20	8,51
US Q2 (b/d) - p	8,83	8,65	8,54	8,87	9,27	8,36	8,69	8,47	8,67	8,61	8,55	9,52	8,96	9,27
US L (h) - s	32,32	32,08	34,97	33,13		32,60	33,17	30,43	32,35	32,48	32,82			
US L (h) - p(s)														
V _{p-axial} (km/s) =	3,99	4,23	4,03	3,79	2,36	4,19	4,12	4,50	4,20	4,15	4,14	2,52	3,87	3,49
V _{p-radial: a-c} (km/s) =	4,47	4,63	4,34	4,65	4,40	4,76	4,71	4,76	4,59	4,88	4,76	4,35	4,72	4,44
V _{p-radial: b-d} (km/s) =	4,56	4,65	4,70	4,53	4,32	4,81	4,63	4,75	4,63	4,67	4,69	4,20	4,48	4,34
MW V _{p-radial} (km/s) =	4,51	4,64	4,52	4,59	4,36	4,78	4,67	4,75	4,61	4,77	4,72	4,28	4,60	4,39
V _{s-axial} (km/s) =	2,47	2,50	2,30	2,42	#DIV/0!	2,46	2,43	2,64	2,48	2,48	2,45	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
elast. constants (GPa):														
E _y =	31,11	33,03	28,59	29,05	#DIV/0!	32,15	31,27	37,11	32,54	32,37	31,87	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
K _y =	16,63	20,51	19,81	14,12	#DIV/0!	20,31	19,64	23,70	20,17	19,55	19,63	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
G _y =	13,09	13,41	11,35	12,55	#DIV/0!	13,01	12,66	14,98	13,22	13,22	12,96	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
ν _d =	0,188	0,232	0,259	0,157	#DIV/0!	0,236	0,235	0,239	0,231	0,224	0,229	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!

lfG - Labor.-Nr.	527/SNLCH103-8/1TC	527/SNLCH103-8/2TC	527/SNLCH108-4/3TC	527/SNLCH108-4/TC4	527/SNLCH105-8/5TC	527/SNLCH105-8/6TC	527/SNLCH104-5/7TC
Material	Rock Salt						
Höhe h (mm) =	200,30	200,44	200,32	200,50	200,33	200,34	200,31
Durchmesser d (mm) =	100,270	100,252	100,270	100,397	100,408	100,190	100,225
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3434,60	3433,30	3375,80	3395,90	3413,80	3402,90	3419,00
Fläche A (cm²) =	78,965	78,936	78,965	79,165	79,182	78,839	78,894
Volumen V (cm³) =	1581,66	1582,21	1581,78	1587,25	1586,24	1579,47	1580,32
Dichte ρ (g/cm³) =	2,172	2,170	2,134	2,139	2,152	2,154	2,163
US L (h) - p	43,73	44,33	45,57	44,91	45,06	44,86	45,10
US Q1 (a/c) - p	21,63	21,74	23,05	22,63	22,36	22,13	22,07
US Q2 (b/d) - p	21,79	21,79	22,65	21,98	22,64	22,43	21,84
US L (h) - s	79,03	79,66	79,60	77,74	76,13	79,22	77,94
US L (h) - p(s)	43,85	44,62	45,38	45,15	45,06	44,74	45,24
$V_{p-axial}$ (km/s) =	4,58	4,52	4,40	4,46	4,45	4,47	4,44
$V_{p-radial: a-c}$ (km/s) =	4,64	4,61	4,35	4,44	4,49	4,53	4,54
$V_{p-radial: b-d}$ (km/s) =	4,60	4,60	4,43	4,57	4,43	4,47	4,59
MW $V_{p-axial}$ (km/s) =	4,62	4,61	4,39	4,50	4,46	4,50	4,57
$V_{s-axial}$ (km/s) =	2,53	2,52	2,52	2,58	2,63	2,53	2,57
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E_d =	35,69	35,05	33,96	35,57	36,67	34,83	35,68
K_d =	26,96	26,05	23,22	23,67	22,67	24,60	23,62
G_d =	13,95	13,74	13,52	14,23	14,90	13,78	14,29
ν_d =	0,279	0,276	0,256	0,250	0,230	0,264	0,248
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
Temperatur (°)	25						
Rate (s⁻¹)	1*E-5						
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{Dil} (MPa) =	10,6	16,7	20,6	20,9	22,1	22,2	35,3
ΔV_{Dil} (%) =	-0,05	-0,09	-0,11	-0,05	-0,04	-0,06	-0,20
ϵ_{Dil} (%) =	0,10	0,42	0,85	0,60	0,71	0,80	3,45
σ_{Fail} (MPa) =	28,3	29,4	33,6	38,3	41,2	46,8	55,9
ΔV_{Fail} (%) =	2,22	2,21	2,10	2,17	2,35	2,26	0,14
ϵ_{Fail} (%) =	4,34	5,00	6,60	9,86	12,60	16,55	22,26
σ_{1Fail} (MPa) =	28,53	29,92	34,65	40,32	44,18	51,75	75,90

IfG - Labor.-Nr.	527/SNLCH104-5/8TC	527/SNLCH102-7/10TC	527/SNLCH103-9/11TC	527/SNLCH103-9/12TC	527/SNLCH105-5/14TC	527/SNLCH103-5/15TC	527/SNLCH103-5/16TC	527/SNLCH102-6/25TC
Material	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt	Rock Salt
Höhe h (mm) =	200,41	200,28	200,25	200,14	200,56	200,11	200,41	200,12
Durchmesser d (mm) =	100,402	100,700	100,320	100,325	100,323	100,142	100,412	100,320
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	1,99	2,00	1,99	2,00	2,00	2,00	1,99
Masse M (g) =	3428,70	3447,00	3427,30	3426,40	3410,70	3391,40	3403,00	3411,40
Fläche A (cm ²) =	79,173	79,643	79,043	79,051	79,048	78,763	79,188	79,043
Volumen V (cm ³) =	1586,71	1595,09	1582,80	1582,15	1585,39	1576,13	1587,01	1581,77
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,161	2,161	2,165	2,166	2,151	2,152	2,144	2,157
US L (h) - p	45,09	46,25	45,99	46,20	46,09	46,51	46,30	45,82
US Q1 (a/c) - p	22,29	22,85	22,24	22,37	22,44	22,66	22,49	22,37
US Q2 (b/d) - p	21,99	22,57	22,31	22,48	22,61	22,94	22,55	22,22
US L (h) - s	79,93	80,89		80,77	80,88		79,78	75,53
US L (h) - p(s)	44,93							46,10
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,44	4,33	4,35	4,33	4,35	4,30	4,33	4,37
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,50	4,41	4,51	4,48	4,47	4,42	4,46	4,48
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,57	4,46	4,50	4,46	4,44	4,37	4,45	4,51
MW $V_{p\text{-radial}}$ (km/s) =	4,54	4,43	4,50	4,47	4,45	4,39	4,46	4,50
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,51	2,48	#DIV/0!	2,48	2,48	#DIV/0!	2,51	2,65
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -								
E_d =	34,41	33,31	#DIV/0!	33,43	33,32	#DIV/0!	33,72	36,60
K_d =	24,58	22,86	#DIV/0!	22,91	23,10	#DIV/0!	22,13	20,95
G_d =	13,58	13,25	#DIV/0!	13,30	13,23	#DIV/0!	13,53	15,14
ν_d =	0,267	0,257	#DIV/0!	0,257	0,260	#DIV/0!	0,246	0,209
Festigkeit / Dilatanz								
Versuch	TC	TC	TC	TC	TC	TC	TC	TC
Temperatur (°)	60	60	60	60	60	60	60	60
Rate (s ⁻¹)	1*E-5	1*E-5	1*E-5	1*E-5	1*E-5	1*E-5	1*E-5	1*E-5
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0	20,0
σ_{DII} (MPa) =	14,2	11,0	11,0	13,5	19,7	25,4	39,4	41,2
ΔV_{DII} (%) =	-0,11	-0,05	-0,05	-0,04	-0,06	-0,15	-0,98	-0,74
ϵ_{DII} (%) =	0,30	0,13	0,13	0,24	1,07	3,02	22,02	22,21
σ_{Fail} (MPa) =	24,1	25,1	29,0	31,3	30,9	36,2	39,5	41,2
ΔV_{Fail} (%) =	1,78	2,32	2,61	2,41	1,63	0,77	-0,97	-0,74
ϵ_{Fail} (%) =	5,71	7,84	11,08	14,35	15,48	22,26	22,24	22,24
σ_{1Fail} (MPa) =	24,25	25,58	30,04	33,30	33,91	41,19	59,49	61,24



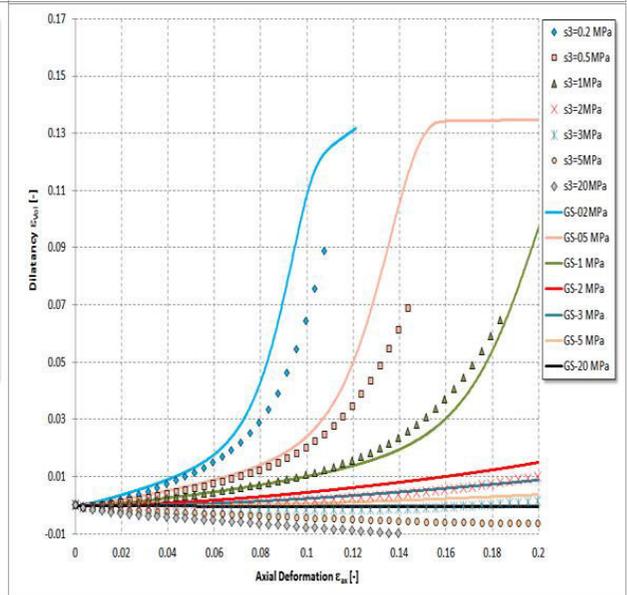
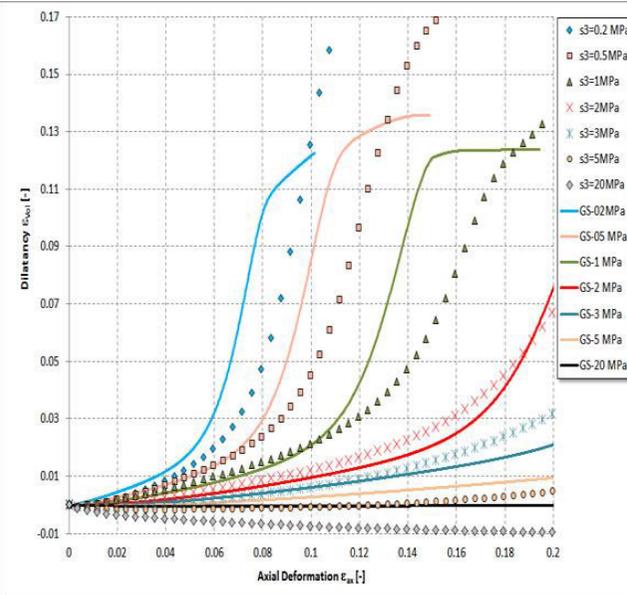
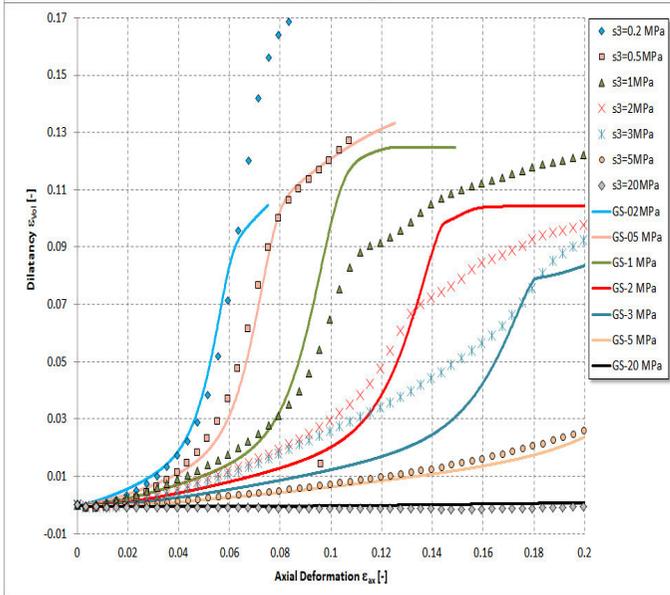
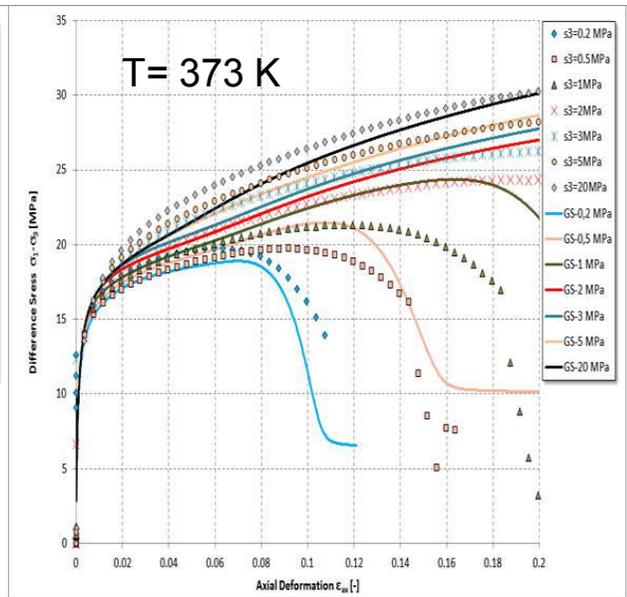
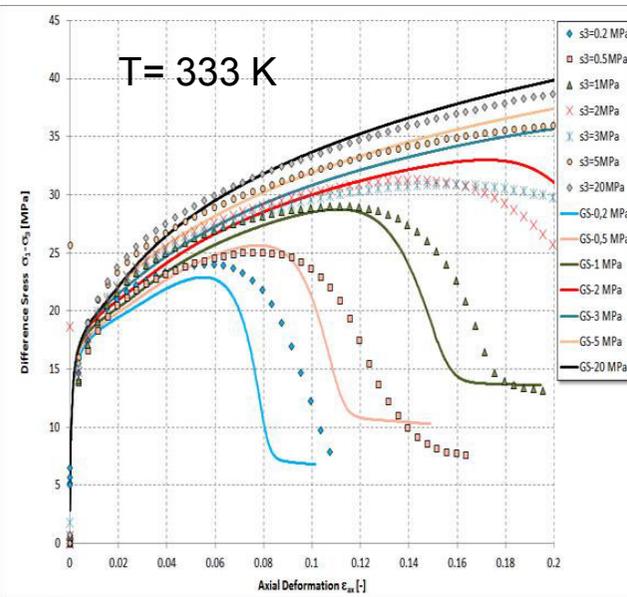
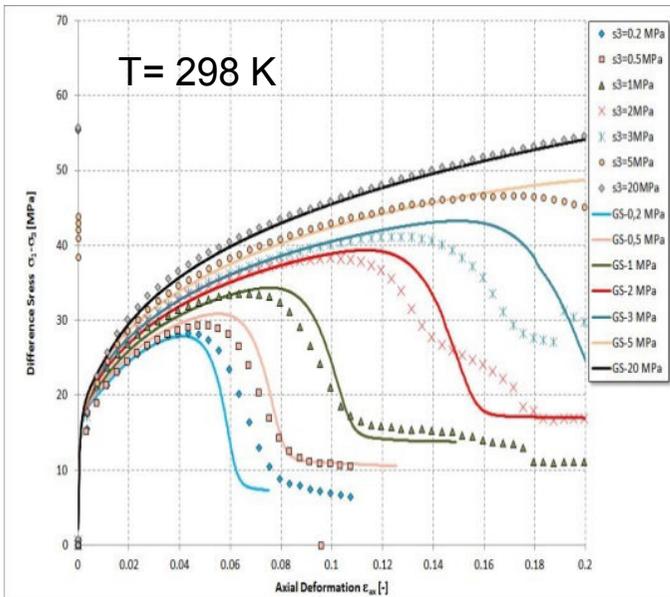
IfG - Labor.-Nr.	527/SNLCH102-4/18TC	527/SNLCH103-4/19TC	527/SNLCH103-4/TC20	527/SNLCH103-4/TC21	527/SNLCH102-5/TC22	527/SNLCH102-5/TC23	527/SNLCH102-6/24TC
Material	Rock Salt						
Höhe h (mm) =	200,18	200,32	200,21	200,54	200,32	200,03	200,32
Durchmesser d (mm) =	100,013	100,332	100,368	100,400	100,048	100,227	100,207
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	2,00	1,99	2,00	2,00	2,00	2,00
Masse M (g) =	3383,60	3348,60	3379,00	3406,80	3398,10	3417,20	3418,10
Fläche A (cm²) =	78,560	79,062	79,119	79,169	78,615	78,897	78,865
Volumen V (cm³) =	1572,62	1583,76	1584,00	1587,66	1574,80	1578,17	1579,79
Dichte ρ (g/cm³) =	2,152	2,114	2,133	2,146	2,158	2,165	2,164
US L (h) - p	46,19	47,13	45,99	45,18	45,71	48,51	45,81
US Q1 (a/c) - p	23,03	22,72	23,10	21,98	22,31	22,31	22,32
US Q2 (b/d) - p	22,89	23,60	22,45	22,43	22,71	22,31	22,33
US L (h) - s	82,37		80,08	81,53	80,21	86,91	80,02
US L (h) - p(s)				46,18	46,01	50,01	46,01
$V_{p-axial}$ (km/s) =	4,33	4,25	4,35	4,44	4,38	4,12	4,37
$V_{p-radial: a-c}$ (km/s) =	4,34	4,42	4,34	4,57	4,48	4,49	4,49
$V_{p-radial: b-d}$ (km/s) =	4,37	4,25	4,47	4,48	4,41	4,49	4,49
MW $V_{p-radial}$ (km/s) =	4,36	4,33	4,41	4,52	4,44	4,49	4,49
$V_{s-axial}$ (km/s) =	2,43	#DIV/0!	2,50	2,46	2,50	2,30	2,50
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E_d =	32,29	#DIV/0!	33,44	33,19	33,90	29,22	34,07
K_d =	23,47	#DIV/0!	22,65	24,97	23,50	21,52	23,29
G_d =	12,71	#DIV/0!	13,33	12,98	13,46	11,47	13,56
ν_d =	0,271	#DIV/0!	0,254	0,278	0,260	0,274	0,256
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
Temperatur (°)	100						
Rate (s⁻¹)	1*E-5						
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	3,0	5,0	20,0
σ_{Dil} (MPa) =	13,8	12,3	13,9	16,5	24,1	28,5	30,7
ΔV_{Dil} (%) =	-0,10	-0,06	-0,03	-0,05	-0,17	-0,63	-1,39
ϵ_{Dil} (%) =	0,31	0,15	0,32	1,05	10,10	22,03	22,22
σ_{Fail} (MPa) =	19,8	19,8	21,3	24,4	26,3	28,6	30,7
ΔV_{Fail} (%) =	1,59	1,60	1,50	0,85	0,22	-0,63	-1,39
ϵ_{Fail} (%) =	6,13	8,99	11,71	18,86	20,91	22,25	22,18
σ_{1Fail} (MPa) =	19,96	20,27	22,35	26,37	29,28	33,58	50,74



IfG - Labor.-Nr.	527/SNLCH105-5/13TC	527/SNLCH102-4/17TC	527/SNLCH105-6/TC33	527/SNLCH104-7/TC34	527/SNLCH103-7/TC31	527/SNLCH103-6/TC26	527/SNLCH104-7/TC35
Material	Rock Salt						
Höhe h (mm) =	200,19	200,14	200,20	200,30	200,28	200,49	200,34
Durchmesser d (mm) =	100,115	100,330	100,440	100,305	100,410	100,438	100,950
Verhältnis h_0/d_0 =	2,00	1,99	1,99	2,00	1,99	2,00	1,98
Masse M (g) =	3387,30	3409,70	3393,30	3417,30	3433,80	3425,00	3484,00
Fläche A (cm ²) =	78,721	79,059	79,232	79,020	79,185	79,229	80,039
Volumen V (cm ³) =	1575,91	1582,27	1586,25	1582,72	1585,88	1588,43	1603,52
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,149	2,155	2,139	2,159	2,165	2,156	2,173
US L (h) - p	46,62	49,92	47,28	45,15	45,67	45,67	44,15
US Q1 (a/c) - p	22,89	23,10	22,92	21,85	22,25	22,29	21,65
US Q2 (b/d) - p	22,55	23,22	22,86	22,38	22,52	22,72	21,74
US L (h) - s	79,79		81,66	72,51	81,37	79,59	83,17
US L (h) - p(s)				46,49			
$V_{p-axial}$ (km/s) =	4,29	4,01	4,23	4,44	4,39	4,39	4,54
$V_{p-radial: a-c}$ (km/s) =	4,37	4,34	4,38	4,59	4,51	4,51	4,66
$V_{p-radial: b-d}$ (km/s) =	4,44	4,32	4,39	4,48	4,46	4,42	4,64
MW $V_{p-radial}$ (km/s) =	4,41	4,33	4,39	4,54	4,49	4,46	4,65
$V_{s-axial}$ (km/s) =	2,51	#DIV/0!	2,45	2,76	2,46	2,52	2,41
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -							
E_d =	33,58	#DIV/0!	32,09	38,99	33,32	34,33	32,87
K_d =	21,59	#DIV/0!	21,21	20,53	24,15	23,31	27,93
G_d =	13,53	#DIV/0!	12,86	16,47	13,12	13,68	12,61
ν_d =	0,241	#DIV/0!	0,248	0,183	0,270	0,255	0,304
Festigkeit / Dilatanz							
Versuch	TC						
Temperatur (°)	25						
Rate (s⁻¹)	1*E-6						
σ_3 (MPa) =	20,0	0,2	0,5	2,0	5,0	0,5	1,0
σ_{DII} (MPa) =	37,4	11,8	12,5	14,7	22,2	13,8	12,2
ΔV_{DII} (%) =	-0,35	0,09	-0,03	-0,05	-0,05	-0,01	0,00
ϵ_{DII} (%) =	10,76	0,12	0,15	0,24	1,08	0,17	0,18
σ_{Fail} (MPa) =	44,3	25,0	21,7	32,8	41,6	24,4	28,3
ΔV_{Fail} (%) =	-0,15	1,69	1,71	2,39	1,98	1,80	2,67
ϵ_{Fail} (%) =	22,20	3,93	3,63	11,35	20,77	3,89	8,20
σ_{1Fail} (MPa) =	64,32	25,18	22,19	34,80	46,64	24,85	29,26

IFG - Labor.-Nr.	527/SNLCH103-6/TC27	527/SNLCH104-8/TC28	527/SNLCH104-8/TC29	527/SNLCH103-7/TC30	527/SNLCH105-6/TC32
Material	Rock Salt				
Höhe h (mm) =	199,76	200,46	200,21	200,37	200,32
Durchmesser d (mm) =	100,295	100,248	100,390	100,208	100,303
Verhältnis h_0/d_0 =	1,99	2,00	1,99	2,00	2,00
Masse M (g) =	3395,00	3420,30	3418,20	3401,30	3415,00
Fläche A (cm ²) =	79,004	78,930	79,154	78,867	79,016
Volumen V (cm ³) =	1578,14	1582,24	1584,70	1580,27	1582,86
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,151	2,162	2,157	2,152	2,157
US L (h) - p	46,33	45,52	44,72	44,83	45,54
US Q1 (a/c) - p	22,64	22,03	21,98	22,47	22,77
US Q2 (b/d) - p	22,57	22,41	22,03	22,14	22,36
US L (h) - s	74,02	84,34	70,11	79,99	73,77
US L (h) - p(s)		45,27	44,91	45,11	45,51
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,31	4,40	4,48	4,47	4,40
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,43	4,55	4,57	4,46	4,41
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,44	4,47	4,56	4,53	4,49
MW $V_{p\text{-radial}}$ (km/s) =	4,44	4,51	4,56	4,49	4,45
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,70	2,38	2,86	2,50	2,72
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -					
E_d =	36,91	31,62	40,70	34,33	37,93
K_d =	19,10	25,64	19,78	24,99	20,53
G_d =	15,67	12,21	17,59	13,51	15,91
ν_d =	0,178	0,294	0,157	0,271	0,192
Festigkeit / Dilatanz					
Versuch	TC	TC	TC	TC	TC
Temperatur (°)	25	25	25	25	25
Rate (s⁻¹)	1*E-4	1*E-4	1*E-4	1*E-4	1*E-4
σ_3 (MPa) =	0,2	1,0	2,0	5,0	20,0
σ_{DII} (MPa) =	15,7	13,8	17,7	27,2	56,4
ΔV_{DII} (%) =	-0,07	-0,06	-0,05	-0,08	-0,45
ϵ_{DII} (%) =	0,16	0,12	0,24	0,96	14,36
σ_{Fail} (MPa) =	28,0	32,2	37,3	50,3	62,1
ΔV_{Fail} (%) =	1,55	2,15	2,38	2,08	-0,35
ϵ_{Fail} (%) =	2,52	4,28	6,36	13,24	22,20
σ_{1Fail} (MPa) =	28,22	33,22	39,27	55,28	82,07





Stoffmodellparameter für WIPP „clean salt“

Transiente:

$$Q_{Ap} = 140 \text{ [kJ/mol]} \quad A_p = 3,75 \cdot 10^{-14} \text{ [1/d]}$$

Abminderung der Transiente (optional):

$$m_{Ap} = 1,4 \quad A_{p0} = 3 \cdot 10^{-25} \quad A_{pR} = 4 \cdot 10^{-16}$$

Spannungsexponent [-]

$$n_{p0} = 19,6 \quad n_{p1} = 0,8 \quad n_{p2} = -0,22 \quad n_{p3} = 2000 \quad n_{p4} = 0,3$$

Verfestigungsparameter [-]

$$\mu = 5,25$$

Sekundäres Kriechen [- , kJ/mol, 1/d]

$$n_{s1} = 2 \quad Q_1 = 30 \quad A_{s1} = 0,006$$

$$n_{s2} = 5 \quad Q_2 = 80 \quad A_{s2} = 1000$$

$$n_{s3} = 7 \quad Q_3 = 120 \quad A_{s3} = 10^5$$

elastische Parameter [MPa, MPa, MPa]

$$K_0 = 20667 \quad G_0 = 12400 \quad K_R = 500$$

Dilatanz/ Restfestigkeitsgrenze [MPa, MPa, -]

$$D_1 = 13,0 \quad D_2 = 0,3 \quad D_3 = 2,0$$

Schädigungs/ Dilatanzparameter [-]

$$a_1 = 8 \cdot 10^{-4} \quad a_2 = 0,02 \quad a_3 = -0,31$$

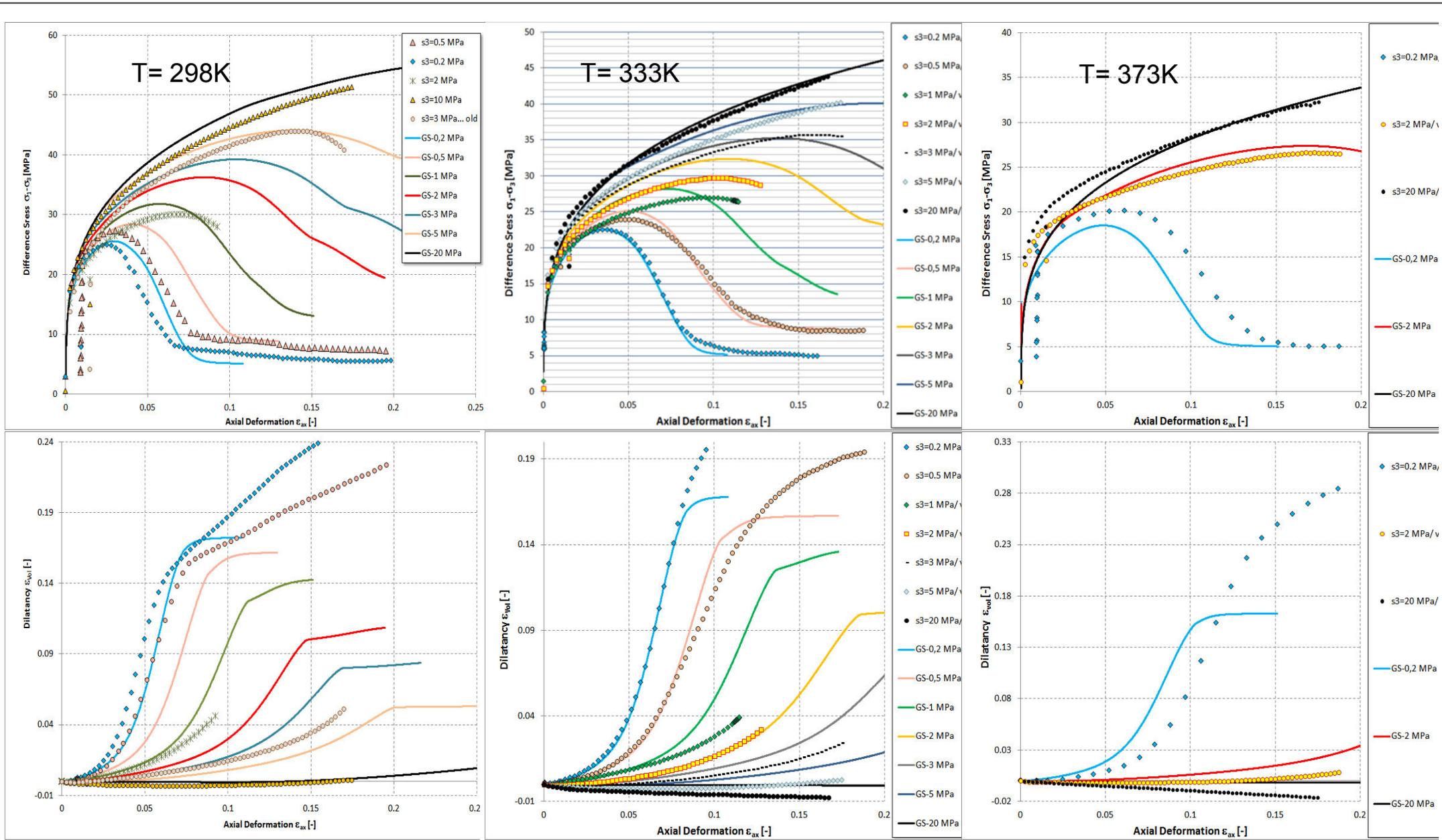
$$a_4 = 1 \cdot 10^{-5} \quad a_5 = 4,5 \cdot 10^{-4} \quad a_6 = 1,4$$

$$a_7 = 1,15 \quad a_8 = 6,0 \quad a_9 = -0,4$$

Zugfestigkeit [MPa, - , -]

$$s_{Z0} = 1,5 \quad e_{vk} = 0,015 \quad m_{zug} = 2$$





Stoffmodellparameter für WIPP „, argillaceous salt “

Transiente:

$$Q_{Ap} = 98 \text{ [kJ/mol]} \quad A_p = 4 \cdot 10^{-20} \text{ [1/d]}$$

Abminderung der Transiente (optional):

$$m_{Ap} = 1,5 \quad A_{p0} = 1 \cdot 10^{-30} \quad A_{pR} = 1 \cdot 10^{-21}$$

Spannungsexponent [-]

$$n_{p0} = 19,6 \quad n_{p1} = 0,8 \quad n_{p2} = -0,22 \quad n_{p3} = 2000 \quad n_{p4} = 0,3$$

Verfestigungsparameter [-]

$$\mu = 5,25$$

Sekundäres Kriechen [- , kJ/mol, 1/d]

$$n_{s1} = 1 \quad Q_1 = 20 \quad A_{s1} = 0,0013$$

$$n_{s2} = 6 \quad Q_2 = 65 \quad A_{s2} = 1,1$$

$$n_{s3} = 7 \quad Q_3 = 120 \quad A_{s3} = 1 \cdot 10^5$$

elastische Parameter [MPa, MPa, MPa]

$$K_0 = 20667 \quad G_0 = 12400 \quad K_R = 500$$

Dilatanz/ Restfestigkeitsgrenze [MPa, MPa, -]

$$D_1 = 12,0 \quad D_2 = 0,5 \quad D_3 = 3,0$$

Schädigungs/ Dilatanzparameter [-]

$$a_1 = 0,01 \quad a_2 = 8 \cdot 10^{-2} \quad a_3 = -0,8$$

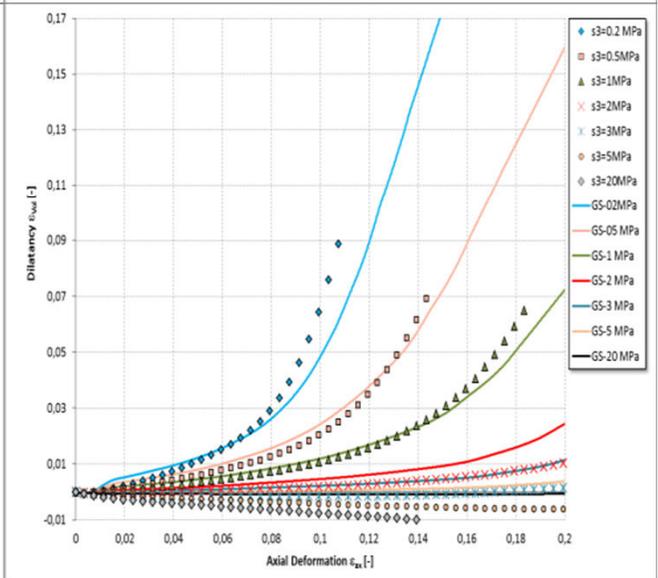
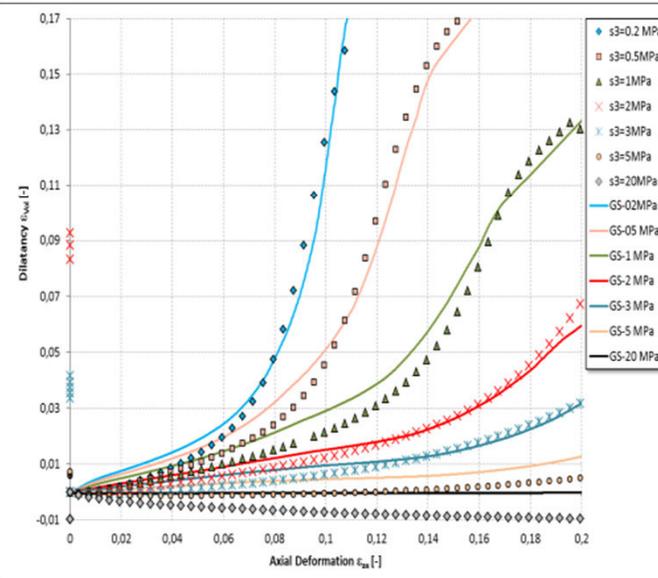
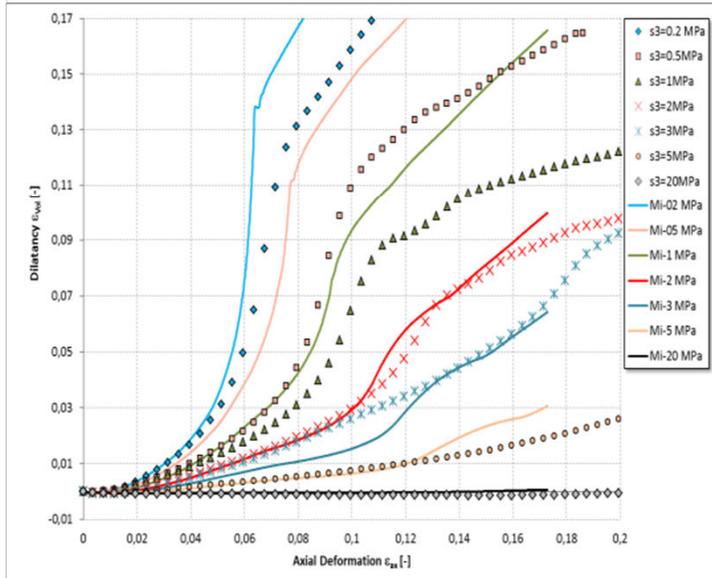
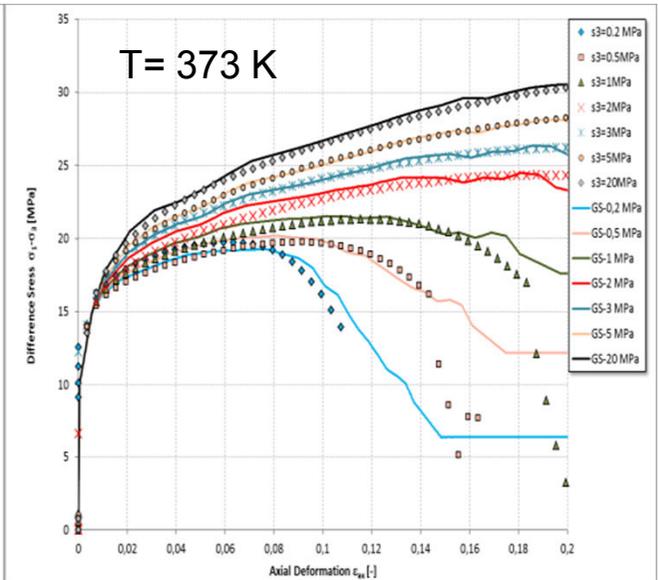
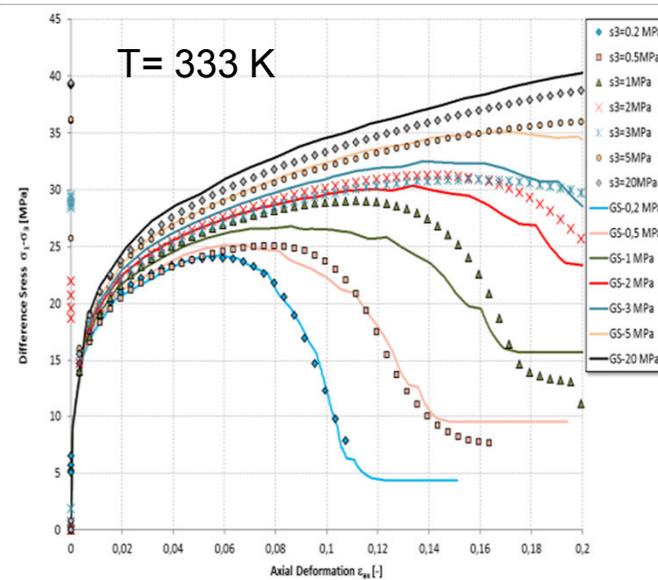
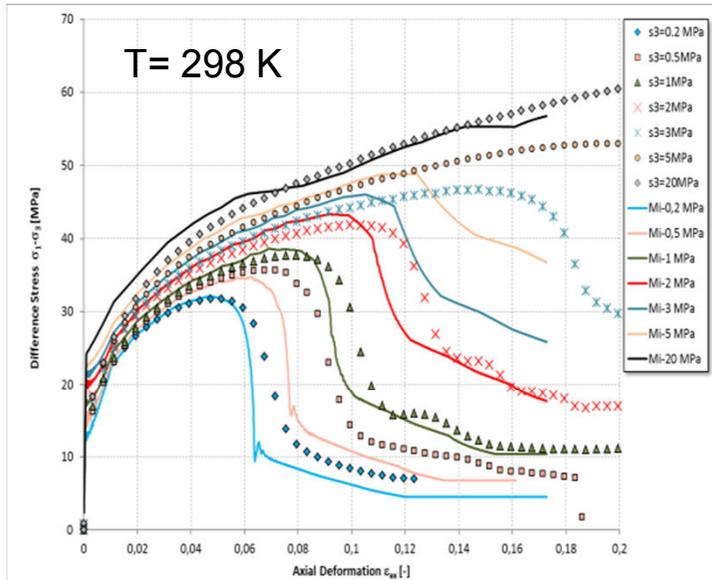
$$a_4 = 5 \cdot 10^{-4} \quad a_5 = 3 \cdot 10^{-3} \quad a_6 = -1,5$$

$$a_7 = 2,2 \quad a_8 = 3,3 \quad a_9 = -1,2$$

Zugfestigkeit [MPa, - , -]

$$s_{Z0} = 1,5 \quad e_{vk} = 0,015 \quad m_{zug} = 2$$





Elastische Parameter

K = 10,0 GPa
G = 6,0 GPa

Transientes Kriechen

$\eta^K = 1,0 \cdot 10^{-5} \text{ MPa} \cdot \text{d};$
 $G^K = 900 \text{ MPa}$

$$\dot{\epsilon}_s^{cr} = \frac{\sigma_{eff}}{\eta_{T_0}^M \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right)} \cdot \sinh\left(m \cdot \sigma_{eff}^n\right)$$

Stationäres Kriechen

$\eta_{T_0}^M = 9,4 \cdot 10^{-22} \text{ MPa} \cdot \text{d};$ $Q = 54 \text{ kJ/mol}$
 $m = 1,7;$ $n = 0,52$

T= 300 K

ϵ_{plas}	σ_D	σ_ϕ	σ_{Max}
0,0	5,0	0,60	30,0
0,01	18,0	0,80	33,0
0,02	21,0	1,00	37,0
0,03	24,0	1,45	40,0
0,04	25,5	1,60	42,0
0,045	26,0	1,65	43,0
0,05	26,3	1,70	44,0
0,055	26,4	1,80	45,0
0,06	26,3	1,90	46,0
0,065	26,0	1,80	47,0
0,07	25,0	1,70	47,0
0,075	24,0	1,60	48,0
0,08	22,5	1,60	49,5
0,085	21,0	1,60	50,5
0,09	19,5	1,60	51,0
0,095	18,5	1,60	52,0
0,10	17,0	1,60	53,0
0,105	15,0	1,60	54,0
0,11	13,5	1,60	55,0
0,115	11,5	1,60	55,0
0,12	9,0	1,60	56,0
0,13	5,0	1,70	57,0
0,14	1,0	1,70	58,0
0,16	0,0	2,00	59,5
0,18	0,0	2,80	64,0
0,20	0,0	4,50	70,0
0,22	0,0	5,00	72,0
0,25	0,0	6,00	77,0

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

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

T= 333 K

ϵ_{plas}	σ_D	σ_ϕ	σ_{Max}	$\tan\beta^0$	σ_ψ
0,0	8,5	1,00	9,0	0,90	2,00
0,005	15,0	2,00	19,0	0,72	3,00
0,01	17,0	2,00	22,0	0,45	4,00
0,02	20,0	2,50	25,5	0,32	4,50
0,03	21,0	2,50	28,0	0,36	3,70
0,04	22,0	2,50	29,5	0,39	3,30
0,05	23,0	2,50	30,5	0,48	2,40
0,06	23,5	2,70	32,0	0,59	2,10
0,07	23,5	2,40	33,0	0,72	1,80
0,08	23,0	2,00	33,8	1,08	1,10
0,09	21,8	1,70	34,8	1,53	0,90
0,10	21,0	1,50	35,5	2,16	0,70
0,11	18,0	1,10	36,0	2,88	0,50
0,12	16,2	1,00	36,8	3,87	0,45
0,13	14,0	0,90	37,3	4,77	0,40
0,14	12,0	0,90	38,0	5,85	0,40
0,15	10,0	0,80	38,5	6,30	0,45
0,16	8,0	0,85	39,3	6,30	0,55
0,17	5,8	0,85	39,8	6,30	0,60
0,18	3,5	0,85	40,5	6,03	0,70
0,19	2,5	0,95	41,2	5,58	0,75
0,20	0,8	1,05	41,9	5,22	0,90
0,21	0,0	1,15	42,5	4,95	1,00
0,22	0,0	1,20	43,0	4,05	1,30
0,23	0,0	1,50	43,7	2,50	1,90
0,24	0,0	1,75	44,2	1,30	3,50
0,25	0,0	1,90	45,6		

ϵ_{plas}	$\tan\beta^0$	σ_ψ
0,0	0,90	2,00
0,005	0,20	0,20
0,02	0,48	2,50
0,04	1,08	1,70
0,06	2,50	1,20
0,08	6,00	0,80
0,10	8,00	0,90
0,12	8,00	0,90
0,14	7,00	0,50
0,16	3,50	1,00
0,18	1,20	6,00
0,20	1,00	10,00

T= 373 K

ϵ_{plas}	σ_D	σ_ϕ	σ_{Max}	$\tan\beta^0$	σ_ψ
0,0	8,0	2,8	38,0	0,06	3,00
0,005	11,0	4,0	45,0	0,20	1,50
0,01	13,0	5,0	45,0	1,20	1,20
0,02	14,0	5,0	45,0	0,30	1,30
0,03	14,5	5,0	45,0	0,35	1,10
0,04	15,5	5,5	46,0	0,40	1,05
0,05	16,5	6,0	46,0	0,50	1,10
0,06	16,5	6,0	45,0	0,60	1,00
0,07	17,0	6,0	45,0	0,75	0,90
0,08	17,0	6,0	45,0	0,90	0,80
0,09	17,5	6,2	45,0	1,40	0,60
0,10	17,5	6,5	45,0	2,00	0,50
0,11	17,7	6,5	45,0	2,60	0,45
0,12	17,0	6,0	45,0	3,20	0,45
0,13	16,0	5,5	45,0	4,00	0,40
0,14	15,0	4,5	45,0	4,50	0,40
0,15	14,0	4,0	45,0	5,50	0,35
0,16	12,0	3,3	45,0	5,50	0,40
0,17	10,8	3,0	45,0	5,50	0,45
0,18	9,0	2,5	45,0	5,50	0,60
0,19	8,0	2,5	45,0	5,30	0,70
0,20	6,5	2,3	45,0	5,00	0,70
0,21	5,0	2,2	45,0	4,30	0,90
0,22	4,0	2,1	45,0	3,50	1,30
0,23	3,0				
0,24	1,0				
0,25	0,0				

