

---

## Verbundprojekt

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

## – Synthesebericht –

Autoren: A. Hampel<sup>(1)</sup>,  
K. Herchen<sup>(2)</sup>, K.-H. Lux<sup>(2)</sup>,  
R.-M. Günther<sup>(3)</sup>, K. Salzer<sup>(3)</sup>, W. Minkley<sup>(3)</sup>,  
A. Pudewills<sup>(4)</sup>,  
S. Yildirim<sup>(5)</sup>, R. Rokahr<sup>(5)</sup>,  
C. Missal<sup>(6)</sup>, A. Gährken<sup>(6)</sup>, J. Stahlmann<sup>(6)</sup>

Zuwendungsempfänger: <sup>(1)</sup> Dr. Andreas Hampel  
<sup>(2)</sup> Technische Universität Clausthal  
<sup>(3)</sup> Institut für Gebirgsmechanik GmbH  
<sup>(4)</sup> Karlsruher Institut für Technologie  
<sup>(5)</sup> Leibniz Universität Hannover  
<sup>(6)</sup> Technische Universität Braunschweig

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)

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

Förderkennzeichen: 02E10810 bis 02E10860

Projektlaufzeit: 01.10.2010 – 30.09.2016

Datum: 30.09.2016

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Vorhaben wurden mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter den Förderkennzeichen 02E10810 - 02E10860 gefördert.

Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt bei den Autoren.

## Inhalt

1	Einleitung	5
1.1	Rückblick auf die ersten beiden Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich	6
1.2	Gegenstand des dritten Verbundprojektes	7
2	Vergleich der Stoffgesetze	9
2.1	Kriechen	10
2.1.1	CDM	10
2.1.2	Günter/Salzer-Modell	11
2.1.3	Minkley-Modell	11
2.1.4	Lux/Wolters-Modell	11
2.1.5	KIT-Modell	11
2.1.6	Lubby-MDCF	11
2.1.7	TUBSsalt	12
2.1.8	Munson-Dawson-Modell	12
2.2	Dilatanzgrenze	12
2.2.1	CDM	13
2.2.2	Günther/Salzer-Modell	13
2.2.3	Minkley-Modell	13
2.2.4	Lux/Wolters-Modell	13
2.2.5	KIT-Modell	14
2.2.6	Lubby-MDCF	14
2.2.7	TUBSsalt	14
2.2.8	Munson-Dawson Model	15
2.2.9	Vergleich der Dilatanzgrenzen	15
2.3	Schädigungsprozesse	16
2.3.1	CDM	17
2.3.2	Günter/Salzer-Modell	17
2.3.3	Minkley-Modell	17
2.3.4	Lux/Wolters-Modell	18
2.3.5	KIT-Modell	18
2.3.6	Lubby-MDCF	18
2.3.7	TUBSsalt	19
2.3.8	Munson-Dawson Model	19

2.4	Schädigungsrückbildung und Verheilung	19
2.4.1	Verheilungsgrenze	20
2.4.2	CDM	21
2.4.3	Günther/Salzer-Modell	22
2.4.4	Minkley-Modell	23
2.4.5	Lux/Wolters-Modell	23
2.4.6	KIT-Modell	24
2.4.7	Lubby-MDCF	25
2.4.8	TUBSsalt	26
2.4.9	Munson-Dawson Model	26
3	Laborversuche und Kennwertbestimmung	27
3.1	Laborprogramm mit Asse-Speisesalz	27
3.2	Laborprogramm mit <i>clean salt</i> und <i>argillaceous salt</i> aus der WIPP	29
3.3	Vergleich <i>clean</i> und <i>argillaceous salt</i> der WIPP und Asse-Speisesalz	35
3.4	Nachrechnungen der Laborversuche, Parameterbestimmung	37
3.4.1	Stationäres Kriechen	37
3.4.2	Übrige Verformungsphänomene	41
3.4.3	Dilatanz- und Schädigungsrückbildung, Verheilung	42
4	Modellierung von In-situ-Situationen in der Asse	44
4.1	IFC	44
4.2	HFCP	46
4.3	Dammjoch	55
5	Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP	66
5.1	Room D	66
5.2	Room B	77
6	Zusammenfassung	91
7	Literaturverzeichnis	94

## 1 Einleitung

Im vorliegenden Bericht werden die Arbeiten der in Tab. 1 genannten Partner des Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ zusammenfassend beschrieben und deren Ergebnisse miteinander verglichen. Das Projekt wurde vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) gefördert und vom Projektträger Karlsruhe, Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie betreut. Sandia beteiligte sich als assoziierter, das heißt nicht vom BMWi finanzierter Partner.

Förderkennzeichen	Projektpartner	Abkürzung
02E10810	Dr. Andreas Hampel, Wissenschaftlicher Berater, Mainz	Hampel
02E10820	Technische Universität Clausthal, Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik, Clausthal-Zellerfeld	TUC
02E10830	Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig	IfG
02E10840	Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Nukleare Entsorgung, Karlsruhe	KIT
02E10850	Leibniz Universität Hannover, Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen, Hannover	LUH
02E10860	Technische Universität Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Braunschweig	TUBS
assoziiert	Sandia National Laboratories, Albuquerque und Carlsbad, New Mexico, USA	Sandia

*Tab. 1 Am Verbundprojekt beteiligte Partner, ihre Förderkennzeichen und im Bericht verwendeten Abkürzungen*

Die gemeinsame Bearbeitungszeit aller Partner lief vom 01.10.2010 bis 31.03.2016. Das TUBS-Teilprojekt wurde bis zum 30.04.2016 kostenneutral verlängert. Die Erstellung des gemeinsamen Syntheseberichtes durch Hampel erfolgte von April bis September 2016, sein Teilvorhaben endete somit am 30.09.2016.

Das Hauptziel des Verbundprojektes bestand aus der Dokumentation, Überprüfung und dem Vergleich von aktuellen Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in untertägigen Steinsalzformationen. Zu den Instrumentarien gehören zum einen physikalisch fundierte, in numerische Rechenprogramme implementierte Stoffgesetze, mit denen in Simulationsberechnungen das thermo-mechanische und hydraulische Verhalten des Wirtsgesteins unter verschiedenen Einflüssen beschrieben und verlässlich in die Zukunft extrapoliert wird. Zum anderen haben Verfahrensweisen bei der Bestimmung charakteristischer, salztypspezifischer Parameterkennwerte sowie Vorgehensweisen bei der numerischen Modellierung von untertägigen Strukturen im Steinsalz einen entscheidenden Einfluss auf die Genauigkeit und Aussagekraft der Berechnungsergebnisse zur Beschreibung und zum Verhalten eines Endlagersystems.

Modellberechnungen werden in allen Phasen eines Endlagers von der Dimensionierung eines Grubengebäudes während der Planung und Errichtung über die Berechnung der Stand-sicherheit während des Betriebes bis zum Nachweis der langfristigen Integrität der geologischen Barriere gegenüber einem Schadstoffaustritt in die Biosphäre benötigt. Für diese Berechnungen sind zur Verbesserung der Prognosezuverlässigkeit qualitätsgesicherte Stoff-gesetze und computergestützte Simulationsverfahren erforderlich.

In den vergangenen Jahrzehnten haben verschiedene Arbeitsgruppen weltweit durch zahl-reiche experimentelle Untersuchungen im Labor und unter Tage umfangreiche Erfahrungen und Erkenntnisse zum thermo-mechanischen Verhalten von Steinsalz erlangt. Auf dieser Basis wurden eine Reihe von Stoffgesetzen und Modellierungsverfahren zur physikalischen Beschreibung des Verformungsverhaltens und seiner systematischen Abhängigkeiten von in situ relevanten Randbedingungen entwickelt und fortlaufend verbessert.

Der große Fortschritt der Computertechnologie in den vergangenen 30 Jahren hat dazu geführt, dass heutzutage Modelle von untertägigen Strukturen wesentlich genauer und schneller berechnet und erheblich größere und komplexere Bereiche modelliert werden können als zum Beispiel in den 1980er Jahren [Rath & Argüello 2012, Argüello & Holland 2015]. Allerdings hängt die Genauigkeit und Zuverlässigkeit der Berechnungsergebnisse und der auf ihrer Grundlage getroffenen Vorhersagen entscheidend davon ab, ob auch die eingesetzten Stoffgesetze und Modellierungsverfahren den hohen Anforderungen genügen. Letztere ergeben sich insbesondere aus der Forderung, die Integrität der geologischen Barriere, hier des Wirtsgesteins Steinsalz, für sehr lange Zeiträume in der Größenordnung von bis zu 1 Million Jahren zuverlässig vorherzusagen und nachzuweisen, während die den Berechnungen zugrunde liegenden experimentellen Ergebnisse im Labor oder unter Tage nur über einige Stunden, Tage oder höchstens Jahre gewonnen werden können.

## **1.1 Rückblick auf die ersten beiden Verbundprojekte zum Stoffgesetz- vergleich**

In der Vergangenheit wurden Stoffgesetze für Steinsalz von verschiedenen Arbeitsgruppen parallel und meist unabhängig voneinander entwickelt. Im Jahr 2000 wurde von Hunsche und Schulze aus der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Hannover, sowie von Hampel die Idee entwickelt, Stoffgesetze von verschiedenen Arbeitsgruppen (zunächst nur aus Deutschland) in einem gemeinsamen Projekt auf dem aktuellen Stand zu dokumentieren und durch Vergleichsberechnungen ausgewählter, typischer Beispielsituati-onen aus realen untertägigen Grubenbauen zu überprüfen und miteinander zu vergleichen.

Am 1. April 2004 startete das erste, vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) geförderte Verbundprojekt „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ [Hampel et al. 2007]. Partner waren die BGR Hannover, Dr. Hampel, IfG Leipzig, KIT Karlsruhe, LU Hannover und TU Clausthal. Hauptziel dieses Vorhabens war die Überprüfung und der Vergleich der Modellierung der grundlegenden in situ relevanten Verformungsphänomene im Steinsalz und ihrer jeweiligen Abhängigkeiten vom Spannungszustand mit den Stoffgesetzen der beteiligten Partner: transientes und stationäres Kriechen, die Entwicklung von Schädigung und volumetrischer Verformung (Dilatanz), Kriechbruch, Kurzzeitfestigkeit, Nachbruch-verhalten und Restfestigkeit.

Aufgrund der Aufgabenverteilung zwischen den Bundesministerien war das Vorhaben auf die Endlagerung chemotoxischer, nicht wärmeentwickelnder Abfälle ausgerichtet. Daher wurde die Modellierung der Temperaturabhängigkeit der Verformung nicht mit einbezogen. Im Projekt wurden eine Reihe von systematischen spannungsgeregelten Kriechversuchen

und verformungsgeregelten Festigkeitsversuchen durchgeführt und von den Partnern mit ihren Stoffgesetzen nachgerechnet. Dabei bestand die Aufgabe darin, einen konstanten einheitlichen Kennwertsatz für die Stoffgesetzparameter zu ermitteln, der für alle in-situ relevanten Spannungsbedingungen eine korrekte Beschreibung des mechanischen Materialverhaltens liefert. Anschließend wurden drei einfache, aber typische Anwendungsbeispiele berechnet: a) die Ausbauchung einer zylindrischen Steinsalzprobe im Festigkeitsversuch, b) die Strecke EU1 der Grube Sondershausen und c) die Verformung eines schlanken Modellpfeilers unter drei verschiedenen Auflasten, die drei verschiedenen Teufen von ca. 320, 550 und 770 m entsprechen [Schulze et al. 2007, Hou et al. 2007, Hampel et al. 2007, 2010b]. Das erste Verbundprojekt endete am 30. November 2006.

Die Überprüfung und der Vergleich der Stoffgesetze und Modellierungsverfahren wurden am 1. August 2007 mit dem ebenfalls vom BMBF geförderten Verbundprojekt „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz“ fortgesetzt [Hampel et al. 2010a+b, Salzer et al. 2012, Hampel et al. 2012]. Außer der BGR beteiligten sich alle Partner des ersten Vorhabens auch an diesem Projekt. Hauptgegenstand der Berechnungen war nun ein dreidimensionaler Ausschnitt der Grube Angersdorf. Das Verhalten des umgebenden Steinsalzes wurde berechnet und für mindestens 100 Jahre in die Zukunft extrapoliert. Die Arbeiten schlossen die Berechnung der Permeabilitätsentwicklung in einem hoch belasteten Pfeiler zwischen zwei Kammern mit ein.

Zur Ermittlung eines einheitlichen Kennwertsatzes für das Steinsalz der Grube Angersdorf wurde wiederum eine Reihe von systematischen Laborversuchen durchgeführt und von den Partnern mit ihren Stoffgesetzen nachgerechnet. Außerdem wurde am Beispiel eines hoch belasteten schlanken Modellpfeilers eine Vernetzungsstudie durchgeführt, um zu ermitteln, wie fein ein Simulationsmodell mindestens diskretisiert werden muss, damit die Vernetzung die Ergebnisse nicht beeinflusst. Das zweite Verbundprojekt endete am 31. Juli 2010.

Die Benchmark-Modellrechnungen in den ersten beiden Vorhaben haben gezeigt, dass die Beschreibung der Verformungsphänomene im Steinsalz mit einem einheitlichen salztypspezifischen Kennwertsatz in guter Übereinstimmung mit experimentellen Laborversuchsdaten gelingt. Die 2D- und 3D-Simulationen konnten ebenfalls erfolgreich und in Übereinstimmung mit In-situ-Messergebnissen berechnet werden. In Einzelfällen haben die Arbeiten – einem Ziel des Vorhabens entsprechend – auch Möglichkeiten zur Weiterentwicklung der Stoffgesetze der Partner aufgezeigt.

## **1.2 Gegenstand des dritten Verbundprojektes**

Das in diesem Bericht vorgestellte Verbundprojekt mit einer gemeinsamen Laufzeit aller Partner vom 01.10.2010 bis 31.03.2016 (Teilvorhaben 6 bis 30.04.2016, Teilvorhaben 1 bis 30.09.2016) ist das dritte zum Vergleich aktueller Stoffgesetze und Modellierungsverfahren. Die Partner haben sich mit den in Tab. 2 auf Seite 9 genannten, von ihnen entwickelten Stoffgesetzen sowie den dort angegebenen Programmsystemen an dem Vorhaben beteiligt.

Mit ihnen führten sie wiederum Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in realen Untertagestrukturen im Steinsalz durch. Im Vordergrund stand nunmehr das thermo-mechanische Verhalten [Hampel et al. 2013] sowie die Schädigungsrückbildung und Verheilung im Steinsalz [Hampel et al. 2015, Salzer et al. 2015, Düsterloh et al. 2015]. Das Projekt diente der Überprüfung und realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten im Hinblick auf deren Einsatz bei der praktischen Anwendung der Berechnung und Sicherheitsbewertung von Endlagern für wärmeentwickelnde, hochradioaktive Abfälle im Steinsalz. Die Untersuchung der thermo-

mechanisch gekoppelten Modellierung ist von großer Bedeutung, weil nach der Einlagerung hochradioaktiver Abfälle die Temperatur im umgebenden Gestein je nach Einlagerungskonzept auf Werte von bis zu 200 °C steigen kann.

Diese Erwärmung hat große Auswirkungen auf das mechanische Verhalten des Steinsalzes, weil die der Verformung zugrunde liegenden Mikromechanismen thermisch aktivierte Prozesse sind. Daher hat die Erwärmung unter anderem höhere Kriechraten und damit schnellere Konvergenzen der untertägigen Hohlräume und ein rascheres Auflaufen des Gesteins auf Dammbauwerke und Verfüllmaterialien zur Folge. Letzteres führt zu einem schnelleren Absinken der Vergleichsspannung und rascheren Anstieg der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente. Daher erfolgt durch die Temperaturerhöhung auch ein schnellerer Rückgang der Schädigung, Dilatanz und Permeabilität in der Auflockerungszone mit anschließender Verheilung der geschädigten Bereiche im Saum um untertägige Hohlräume herum (EDZ: *Excavation Damaged/Disturbed Zone*). Die korrekte Beschreibung dieser Vorgänge ist somit entscheidend für den zuverlässigen Langzeit-Integritätsnachweis der geologischen Barriere nach der Einlagerung hochradioaktiver Abfälle.

Dieses dritte Verbundprojekt folgt der gleichen, in den Vorgängervorhaben entwickelten und bewährten Vorgehensweise, die aus der Durchführung und Nachrechnung von umfangreichen systematischen Laborversuchsserien und den Simulationen von realen untertägigen Beispielsituationen besteht [Hampel et al. 2013, 2015]. Die Versuchsnachrechnungen dienen dabei einerseits der Überprüfung, ob die Stoffgesetze die im Fokus stehenden Verformungsphänomene und deren Abhängigkeiten von in situ relevanten Randbedingungen korrekt beschreiben. Andererseits werden mit ihnen salztypspezifische Kennwerte für die Stoffgesetzparameter ermittelt, mit denen anschließend die Untertagestrukturen berechnet werden. Im Vorhaben wurden das in der Schachanlage Asse II in steiler Lagerung („*domal salt*“) vorliegende Speisesalz (stratigraphische Bezeichnung „*z2SP*“) sowie die in flacher Lagerung („*bedded salt*“) vorkommenden Salztypen *clean salt* und *argillaceous salt* aus der *Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)* in New Mexico, USA untersucht.

Mit den ermittelten Kennwerten wurden anschließend die von den Projektpartnern gemeinsam ausgewählten, realen In-situ-Beispielsituationen berechnet. Zum Temperatureinfluss in der Asse wurde die Konvergenz eines tiefen Bohrlochs simuliert. Zunächst wurde die freie Bohrlochkonvergenz bei der natürlichen Gebirgstemperatur (IFC, *Isothermal Free Convergence*) berechnet. Anschließend wurden der HFCP-Versuch (*Heated Free Convergence Probe*) simuliert und die Ergebnisse zur Konvergenz in einem beheizten Bohrlochabschnitt mit Messdaten verglichen.

Zum Steinsalz in der *WIPP* wurden die beiden gleich großen Kammern *Room D* und *Room B* simuliert. Analog zum IFC-Versuch in der Asse hatte Sandia in *Room D* in den frühen 1980er Jahren vertikale und horizontale Konvergenzmessungen bei der natürlichen Gebirgstemperatur durchgeführt. Anschließend wurde das Steinsalz um *Room B* herum mit in die Sohle eingelassenen Erhitzern auf bis zu 130 °C (Maximum direkt an den Erhitzern) aufgeheizt und auch hier die vertikale und horizontale Konvergenz gemessen.

Als reales In-situ-Berechnungsbeispiel für die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung wurde von den Projektpartnern das „Dammjoch“ in der Schachanlage Asse II ausgewählt. Das Hauptziel dieser Simulationen war die Berechnung der Dilatanzentwicklung in der Schädigungszone, die sich im Saum um die offene Strecke herum in den ersten drei Jahren nach der Auffahrung gebildet hat, und nach dem Einbau des Dammjochs die anschließende Modellierung der Schädigungsrückbildung aufgrund des Auflaufens des Gebirges gegen das Bauwerk.

## 2 Vergleich der Stoffgesetze

Die Projektpartner beteiligten sich mit den von ihnen entwickelten und in Tab. 2 genannten Stoffgesetzen (Stoffmodellen/Materialmodellen) zur Beschreibung des thermo-mechanischen Verhaltens von Steinsalz. Während sie die Nachrechnungen der Laborversuche und Kennwertbestimmungen zum Teil mit anderen Computerprogrammen (Mathcad, Excel) durchführten, verwendeten sie für die Simulationen der ausgewählten Untertagestrukturen die ebenfalls in der Tabelle genannten numerischen Rechenprogramme auf Basis der Finite-Differenzen- oder Finite-Elemente-Methode.

Die Stoffgesetze beschreiben das transiente Kriechen infolge der Verfestigung und Erholung von Steinsalz, das stationäre Kriechen, die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz (Auflockerung, volumetrischen Verformung), den Kriechbruch, die Kurzzeitfestigkeit, das Nachbruchverhalten, die Restfestigkeit sowie die Schädigungsrückbildung und Verheilung. Jedes dieser Verformungsphänomene wird unter dem Einfluss diverser Randbedingungen wie Spannungszustand, Temperatur und Verformungsrate in einem weiten, in situ relevanten Wertebereich modelliert. Die Stoffgesetze basieren auf unterschiedlichen theoretischen Annahmen und Modellvorstellungen und lassen sich grob in verschiedene Klassen einteilen:

1. Mikrophysikalisch begründetes Stoffgesetz: CDM,
2. Makroskopisch-phänomenologisches, strukturadaptierendes Stoffgesetz: Günther/Salzer,
3. Rheologische viskoelastisch-plastische Stoffgesetze: Minkley, Lux/Wolters, KIT-Modell, Lubby-MDCF, TUBSsalt, Munson-Dawson (nur Kriechen),

Im Folgenden werden die Stoffgesetze der Partner kurz qualitativ charakterisiert. Die elastische Verformung wird bei allen durch das Hooke'sche Gesetz beschrieben, wobei die elastischen Moduln meist schädigungsabhängig formuliert sind. Für die Temperaturabhängigkeit werden Arrhenius-Terme verwendet. Die in diesem Vorhaben näher untersuchte Modellierung der Schädigungsrückbildung und Verheilung wird in einem eigenen Kapitel (Kap. 2.4) für alle Stoffgesetze im Vergleich dargestellt. Eine ausführliche Beschreibung der Stoffgesetze ist in den Einzelberichten der Partner gegeben.

Partner	Stoffgesetz	Programm
Hampel	Composite-Dilatanz-Modell (CDM)	FLAC3D *)
IfG	Günther/Salzer-Modell und Minkley-Modell	FLAC3D *)
TUC	Lux/Wolters-Modell	FLAC3D *)
KIT	KIT-Modell	ADINA **)
LUH	Lubby-MDCF	FLAC3D *)
TUBS	TUBSsalt	FLAC3D *), ANSYS **)
Sandia	Munson-Dawson-Modell (MD)	Sierra Mechanics Code Suite **)

Tab. 2 Von den Partnern verwendete Stoffgesetze und numerische Rechenprogramme, Grundlage: \*) Finite-Differenzen-Methode, \*\*) Finite-Elemente-Methode.

## 2.1 Kriechen

Das makroskopisch beobachtete transiente und stationäre Kriechen des kompakten, ungeschädigten Steinsalzes beruht mikrophysikalisch im Wesentlichen auf der Erzeugung, Bewegung, Wechselwirkung und Vernichtung (Annihilation) von Versetzungen. Bei besonderen Bedingungen, zum Beispiel sehr kleinen Vergleichsspannungen oder sehr feinkörnigem Material, können die Versetzungsprozesse in den Hintergrund treten oder ganz versiegen und dafür Diffusionsprozesse und Korngrenzengleiten („*solution-precipitation creep*“ oder „*pressure solution*“/„*dynamic recrystallization*“ [Urai & Spiers 2007]) einen entscheidenden Einfluss auf die Verformung haben. Eine kritische Schubspannung wie bei vielen Metallen und Legierungen, unterhalb der nur noch elastische Verformung möglich ist, wurde beim Steinsalz selbst bei sehr kleinen Spannungsdifferenzen weit unterhalb von 1 MPa bisher nicht gefunden [Bérest et al. 2012].

Das thermo-mechanische Verhalten bei kleinen Vergleichsspannungen unter etwa 5 MPa, insbesondere bei niedrigen Temperaturen nahe der Raumtemperatur, ist noch Gegenstand der aktuellen Forschung, u. a. im nachfolgenden Verbundprojekt WEIMOS (Weiterentwicklung und Qualifikation der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz), weil hier sehr kleine Verformungsraten auftreten, die im Rahmen von zeitlich realisierbaren Laborversuchen eine extrem hohe Messgenauigkeit und Stabilität bei der Einhaltung der Randbedingungen erforderlich machen, die in der Vergangenheit nicht erreichbar waren. Die meisten Laborversuche nahe der Raumtemperatur wurden daher mit Differenzspannungen oberhalb von etwa 10 MPa durchgeführt und auf dieser Basis die Modelle für das Kriechen entwickelt. Die Beschreibung der Verformung bei kleineren Spannungen beruht daher bisher im Wesentlichen auf Extrapolationen von höheren Spannungen, von höheren Temperaturen und auf Rückschlüssen aus Vergleichen von Berechnungsergebnissen zu untertägigen Strukturen mit In-situ-Messungen.

Im Folgenden wird die Modellierung des transienten und stationären Kriechens mit den Stoffgesetzen der beteiligten Partner kurz skizziert. Details und eingehendere Erläuterungen sind in den Einzelberichten der Partner dargestellt.

### 2.1.1 CDM

Das CDM-Stoffgesetz von Hampel [Hampel 2012, 2015] beschreibt die Verformung von Steinsalz auf der Grundlage der Entwicklung der Verformungsmikrostruktur und der mikrophysikalischen Verformungsprozesse. Die Mikrostruktur besteht im natürlichen Steinsalz wie in Metallen und Legierungen aus „Subkörnern“, d. h. einem dreidimensionalen Versetzungsnetzwerk innerhalb der Salzkörner oder Salzkristalle [Carter et al. 1982, Vogler 1992, Weidinger 1998]. Zum anderen werden die mikrophysikalischen Verformungsprozesse modelliert, die im Wesentlichen aus der Erzeugung, Bewegung und Wechselwirkungen mobiler Versetzungen miteinander sowie mit Fremdphasenteilchen, z. B. Salzmineralausscheidungen [Hunsche et al. 1996], bestehen. Die Verformungsmikrostruktur bestimmt entscheidend die lokale Spannungsverteilung und damit die Bewegung der Versetzungen in den Subkörnern. Sie hat daher einen entscheidenden Einfluss auf die makroskopisch beobachteten mechanischen Eigenschaften des Materials. Entscheidende innere Variablen sind im CDM daher die mittlere Subkorngröße  $w$ , der Abstand mobiler Versetzungen  $r$  und die Breite  $a$  der Bereiche mit lokal bei den Subkornwänden überhöhter Spannung. Die verformungsabhängige Entwicklung dieser Größen im transienten Kriechen bestimmt die Entwicklung der makroskopischen Kriechrate bis zum Erreichen der nur noch von der Vergleichsspannung und Temperatur abhängigen stationären Kriechrate. Auch das inverse transiente Kriechen nach einer Spannungsreduktion ergibt sich automatisch.

### **2.1.2 Günter/Salzer-Modell**

Das Günther/Salzer-Modell des IfG [Günther & Salzer 2007, Günther 2009] beruht auf einem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz, der phänomenologisch die aufgrund der oben beschriebenen Versetzungsprozesse mit fortschreitender Kriechdeformation entstehende Verfestigung und die ihr entgegenwirkende Materialerholung beschreibt. Solange einer der beiden Prozesse überwiegt, tritt transientes Kriechen auf. Haben sie dagegen ein dynamisches Gleichgewicht erreicht, wird das stationäre Kriechen mit einer spannungsabhängigen Viskosität beschrieben. Auch in diesem Stoffgesetz ergibt sich bei einem Absinken der Vergleichsspannung automatisch das inverse Kriechen, da dann die Erholung gegenüber der Verfestigung überwiegt.

### **2.1.3 Minkley-Modell**

Das visko-elasto-plastische Minkley-Modell [Minkley 2004, IfG 2007] ist das zweite Stoffgesetz, mit dem sich das IfG an diesem Projekt beteiligt hat. Es basiert auf einer rheologischen Beschreibung des Materialverhaltens, die zeitabhängige und zeitunabhängige Komponenten enthält. Das transiente Kriechen wird mit einem viskoelastischen Kelvin-Element, der Parallelschaltung eines Dämpfungstopfes und einer Feder, beschrieben. Stationäres Kriechen wird durch ein modifiziertes Maxwell-Element modelliert, das heißt eine Reihenschaltung einer Feder und eines verallgemeinerten Dämpfers. Die Viskosität hängt dabei von der Spannung ab, so dass die stationäre Kriechrate ebenfalls eine nichtlineare Funktion der effektiven Spannung ist. Die Kombination aus Kelvin- und Maxwell-Element wird als (modifiziertes) Burgers-Modell bezeichnet.

### **2.1.4 Lux/Wolters-Modell**

Im Stoffmodell Lux/Wolters wird das transiente und stationäre Kriechen des kompakten, schädigungsfreien Steinsalzes durch einen modifizierten LUBBY2-Ansatz im Teil-Stoffmodell modLUBBY2 [Lerche 2012] beschrieben. Das Stoffmodell LUBBY2 basiert auf einem nichtlinearen Burgers-Modell, bei dem durch eine Modifizierung des Maxwell- und Kelvin-Elements zusätzlich eine Spannungs- und Temperaturabhängigkeit der transienten und stationären Kriechrate hergestellt wurde. Gegenüber dem Stoffmodell LUBBY2 [Heusermann et al. 1982, Lux 1984 und Hou 1997, 2002] enthält der Ansatz modLUBBY2 eine Erweiterung in der Viskositätsmodul-Funktion, die es erlaubt, die Abhängigkeit der stationären Verzerrungsrate von der Vergleichsspannung zwischen einem exponentiellen und einem potentiellen Verlauf flexibel zu variieren.

### **2.1.5 KIT-Modell**

Auch beim KIT-Modell handelt es sich um ein elasto-viskoplastisches Stoffgesetz [Pudewills 2007, 2015]. Bei Abwesenheit von Dilatanz, d.h. bei Volumenkonstanz, wird das viskoplastische Fließen als Summe eines zeitabhängigen transienten und eines stationären Potenzkriechbeitrags beschrieben.

### **2.1.6 Lubby-MDCF**

Das viskoelastisch-plastische Stoffmodell LUBBY-MDCF ist eine Zusammensetzung aus den beiden Stoffmodellen LUBBY2 und IUB-MDCF. LUBBY2 wurde 1982 an der Universität Hannover entwickelt [Heusermann et al. 1982]. Es basiert auf dem rheologischen Burgers-Modell, das aus der Reihenschaltung eines Kelvin-Elements für transientes Kriechen und eines Maxwell-Elementes für das stationäre Kriechen, siehe Kap. 2.1.3. Die transiente Kriechrate kann je nach Problemstellung über einen Zeitverfestigungsansatz oder

einen Dehnungsverfestigungsansatz gesteuert werden. Die Viskosität des Maxwell-Elementes ist auch hier spannungs- und temperaturabhängig formuliert.

### 2.1.7 TUBSsalt

Das viskoelastisch-plastische Stoffgesetz TUBSsalt [Missal et al. 2016] beruht auf dem Ende der 1990er Jahre entwickelten Modell von Döring [Döring & Kiehl 1996, Kiehl et al. 1998]. Das primäre oder transiente Kriechen ist charakterisiert durch eine Verfestigung des Materials, wobei der Verformungsanteil des primären Kriechens wiederum durch ein Kelvin-Element erfolgt und das sekundäre oder stationäre Kriechen durch ein Maxwell-Element beschrieben wird, s. Kap. 2.1.3. Im primären Kriechen hängt die Viskosität von der zunehmenden Verfestigung ab, um Unstetigkeiten bei der Berechnung der Kriechrate bei einer Erstbelastung zu vermeiden. Das transiente und stationären Kriechen wird mit Potenzgesetzen mit ebenfalls spannungsabhängigen Exponenten modelliert.

### 2.1.8 Munson-Dawson-Modell

Auch beim Munson-Dawson-Modell, auch *Multimechanism-Deformation Model* genannt, handelt es sich um ein viskoelastisches Stoffgesetz bestehend aus einem Kelvin- und einem Maxwell-Element für das transiente und stationäre Kriechen [Munson & Dawson 1982, Munson 1997]. Im transienten Kriechen wird phänomenologisch die aus den Versetzungsprozessen folgende Verfestigung nach einer Spannungserhöhung und die Erholung nach einer Spannungsreduktion beschrieben. Das stationäre Kriechen wird durch drei additive Kriechratenbeiträge modelliert, die in Anlehnung an Deformationsmechanismenkarten [Munson 1979, 1997, Frost & Ashby 1982] phänomenologisch verschiedenen Mikro-mechanismen der Verformung zugeordnet werden, die in unterschiedlichen Spannungs- und Temperaturbereichen dominieren: Versetzungsgleiten bei hohen Spannungen, Versetzungsklettern bei niedrigen Spannungen und hohen Temperaturen und ein „undefinierter“, empirisch beobachteter Mechanismus („*undefined mechanism*“) bei niedrigen Spannungen und niedrigen Temperaturen.

## 2.2 Dilatanzgrenze

Die Projektpartner stimmen darin überein, dass Schädigung im Steinsalz aufgrund der Erzeugung, dem Wachstum und der Vereinigung von Mikrorissen zu makroskopischen Rissen nur oberhalb einer Dilatanzgrenze erfolgen kann. Dies gilt daher auch für die Folgen der Schädigung, wie die Entwicklung der volumetrischen Verformung (Dilatanz, Auflockerung), den Kriechbruch, die Kurzzeitfestigkeit, das Nachbruchverhalten und die Restfestigkeit. Dabei handelt es sich bei der Dilatanzgrenze allerdings nicht um eine scharfe Grenzlinie im Spannungsraum, sondern eher um ein unscharfes Band. Je nach Messmethode – z. B. der Messung der volumetrischen Verformung, Ultraschallwellen, akustischen Emission oder dem Feuchteinfluss auf die Verformung – werden mehr oder weniger voneinander abweichende Dilatanzgrenzen ermittelt. Im Verbundprojekt wurde das in verformungsgeregelten Festigkeitsversuchen ermittelte Minimum der volumetrischen Verformung zugrunde gelegt.

Allerdings ergeben sich auch bei nur einer Messmethode aufgrund mikrostruktureller Unterschiede zwischen verschiedenen natürlichen Steinsalzproben stets mehr oder weniger voneinander abweichende Messergebnisse. Außerdem setzt die Schädigung nur allmählich ein, sodass das Minimum der volumetrischen Verformung manchmal sehr flach ist und bei unruhigem Kurvenverlauf nicht genau zu bestimmen ist. Daher weichen die in den Stoffgesetzen der Partner verwendeten Dilatanzgrenzen je nach den bei ihrer Ermittlung zugrunde gelegten Messdaten etwas voneinander ab, siehe Abb. 1 bis Abb. 3 (Seite 15f.).

Ein noch nicht abschließend geklärter Diskussionspunkt ist der Verlauf der Dilatanzgrenze bei kleinen Differenzspannungen und Manteldrücken, das heißt die Frage, ob die Dilatanzgrenze durch Null geht oder nicht. Messergebnisse geben hier aufgrund der natürlichen Streuung und der sehr kleinen Volumenänderungen bisher kein klares Bild. Auf der einen Seite kann argumentiert werden, dass eine einaxiale Verformung aufgrund des fehlenden Manteldrucks früher oder später stets zu einer Schädigung führen sollte. Andererseits stellt man bei kleinen Spannungen auch bei längeren Versuchszeiten praktisch keine Volumenzunahme einer Probe fest.

Die im Vorhaben verwendeten Dilatanzgrenzen lauten in der Schreibweise des jeweiligen Partners wie folgt:

### 2.2.1 CDM

Anhand von zahlreichen Messergebnissen aus Laborversuchen mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen wurde die folgende Dilatanzgrenze ermittelt [Hampel 2012]:

$$\sigma_{Dil}(\sigma_3) = \sqrt{a_{Dil} (b_{Dil} - \sigma_3)} \quad (1)$$

$a_{Dil} = 53$  MPa,  $b_{Dil} = 0.5$  MPa,  $\sigma_3$ : betragsmäßig kleinste Hauptspannungskomponente. Diese Formel wird von Hampel daher zur Zeit einheitlich für alle Salztypen verwendet.

### 2.2.2 Günther/Salzer-Modell

Die verwendete IfG-Dilatanzgrenze ist ebenfalls abhängig von der minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  und wird folgendermaßen beschrieben:

$$\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[ \frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \quad (2)$$

$D_1, D_2, D_3$ : Parameter der Dilatanzgrenze.

### 2.2.3 Minkley-Modell

Die Dilatanzgrenze wird über ein verallgemeinertes Mohr-Coulomb'sches Gleitelement modelliert. Die Fließgrenze hängt dabei von der minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  ab [Minkley 1997]:

$$\sigma_{diff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (3)$$

Hier wird die Konvention verwendet, in der Druckspannungen negativ sind. Die Parameter  $\sigma_D$  und  $\sigma_{MAX}$  geben die einaxiale Druckfestigkeit und die maximale Festigkeit an,  $\sigma_\phi$  ist ein Krümmungsparameter der Festigkeitskurve.

### 2.2.4 Lux/Wolters-Modell

Zur Beschreibung der viskosen Verzerrungsrate infolge der Gefügeschädigung wird im Stoffmodell Lux/Wolters die folgende Schädigungs-/Dilatanzgrenze angewendet als untere Spannungsgrenze:

$$\beta_{Dil}(\sigma_3, \theta) = \eta_{Dil}(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta) \quad (4)$$

$$\text{mit } \eta_{Dil}(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) \quad (5)$$

$$\text{und } \beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (6)$$

$$\text{sowie } \beta^{TC}(\sigma_3) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (7)$$

$$\text{und } k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left( \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right)^{-\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (8)$$

Es bedeuten:  $a_4$  bis  $a_{10}$ : Materialparameter,  $\eta_{Dil}(\sigma_3)$ : Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form eines Ausnutzungsgrades,  $\beta(\sigma_3, \theta)$ : Festigkeitsfunktion aus Kurzzeitversuchen,  $\beta^{TC}(\sigma_3)$ : Festigkeitsfunktion unter TC-Belastungen,  $k_\beta(\sigma_3, \theta)$ : Korrekturfunktion zur Beschreibung der Einflüsse der Spannungsgeometrie auf die Festigkeit,  $\sigma_3$ : Minimalspannung,  $\theta$ : Lode-Winkel.

### 2.2.5 KIT-Modell

Dieses Modell verwendet die von Cristescu und Hunsche beschriebene Formulierung, die auf Laborversuchen an Steinsalzproben aus der Asse- bzw. Gorleben-Salzformation beruht [Cristescu & Hunsche 1996]:

$$\tau_{D,eff} = 0.899 \sigma_m - 0.0167 \sigma_m^2 \quad (9)$$

$\sigma_m$ : mittlere Normalspannung.

### 2.2.6 Lubby-MDCF

Die Dilatanzgrenze  $\beta^D$  entspricht der Langzeitfestigkeit bzw. Dauerfestigkeit des Materials. Sie wird über extensive Laborversuche bestimmt. Ohne Labordaten kann sie auch über die Kurzzeitfestigkeit abgeschätzt werden, wobei aus der Erfahrung  $\beta^D$  zwischen 25% und 30% der Kurzzeitfestigkeit bei kleinen isotropen Spannungsanteilen liegt und mit deren Zunahme bis auf 50 % der Kurzzeitfestigkeit anwachsen kann. Die Formulierung der Langzeitfestigkeit  $\beta^D$  entspricht im Aufbau derjenigen der Kurzzeitfestigkeit und ist wie folgt gegeben:

$$\beta^D = [\chi_{6,d} \cdot y_{t,d} + \chi_{7,d} \cdot y_{t,d} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1,neu})] \cdot k^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,neu})} \quad (10)$$

$$\text{mit } k = \frac{1}{0,5 + \chi_9 \cdot \sqrt{3}/2} \quad (11)$$

$\chi_{6,d-10}$ : Modellparameter,  $y_{t,d}$ : Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze (aktuell experimentell nicht eindeutig nachgewiesen, daher:  $y_{t,d} = 1$ ),  $J_{1,neu}$ : transformierte erste Invariante des Spannungstensors. In Versuchen ergibt sich für die einaxiale Dauerfestigkeit

$$\beta^D = \chi_{6,d} - \chi_{7,d} \quad (12)$$

und für die biaxiale Dauerfestigkeit

$$\beta^D = k \cdot (\chi_{6,d} - \chi_{7,d}) \quad (13)$$

### 2.2.7 TUBSsalt

$$F^t = \theta^{0,125} \cdot \left( \frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(t_o)} + \frac{1}{t_1} |\sigma_o|} - \sigma^z \right) + \tau_o \quad (14)$$

$\sigma_o$ : Oktaedernormalspannung,  $\tau_o$ : Oktaederschubspannung,  $\sigma^z$ : Zugfestigkeit,  $t_o$ : Anfangssteigung und  $t_1$ : maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze.

Der Faktor  $\theta$  beschreibt den Belastungszustand im Hauptspannungsraum und berücksichtigt damit die Spannungsgeometrie.

$$\theta = \left| \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot I_3}{(\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + \sigma_{zz}^2 + 2(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2))^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (15)$$

$I_3$ : dritte Spannungsinvariante,  $\sigma_{ij}$ : kartesische Spannungskomponenten.

### 2.2.8 Munson-Dawson Model

Dieses Modell beschreibt keine Schädigung und enthält daher keine Formel für die Dilatanzgrenze.

### 2.2.9 Vergleich der Dilatanzgrenzen

Die im Projekt für die Steinsalztypen Asse-Speisesalz sowie *clean salt* und *argillaceous salt* aus der *WIPP* verwendeten Dilatanzgrenzen zeigen Abb. 1 bis Abb. 3. Ihre Lage im Spannungsraum hat große Auswirkungen auf die Modellierung der Dilatanz und Schädigung, weil zum Überschreiten einer höher liegenden Dilatanzgrenze größere Vergleichsspannungen und/oder kleinere Manteldrücke erforderlich sind. Daher kann es bei Spannungen in diesem Bereich vorkommen, dass ein Partner mit einer tiefer liegenden Grenze bereits Dilatanz und Schädigung berechnet, während ein Partner mit einer höheren Dilatanzgrenze nur schädigungsfreies Kriechen beschreibt.

Dieses ist eine der Ursachen für Unterschiede in den Berechnungsergebnissen in diesem Vorhaben. Da die Modellierung der Schädigungs- und Dilatanzentwicklung auch von anderen Größen, zum Beispiel der Kriechverformung und der Temperatur, abhängt, bedeutet dies aber nicht, dass Partner mit tiefer liegenden Dilatanzgrenzen automatisch immer auch mehr Schädigung und volumetrische Verformung berechnen. Die anderen funktionalen Abhängigkeiten spielen eine ebenso große Rolle. Die Dilatanzgrenze der TUC ist indirekt temperaturabhängig, weil sie an die Kompressionsbruchfestigkeitsgrenze gekoppelt ist. Daher sind die TUC-Kurven für 60 °C gezeigt, wo die meisten Versuchsdaten vorliegen.

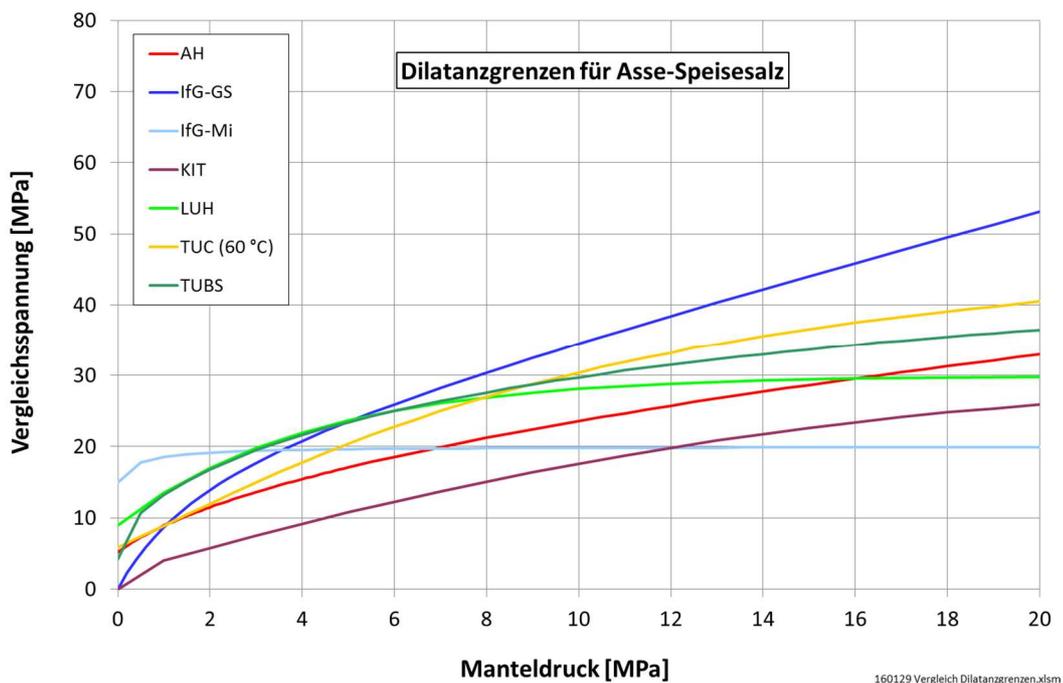


Abb. 1 Von den Partnern im Vorhaben für Asse-Speisesalz verwendete Dilatanzgrenzen.

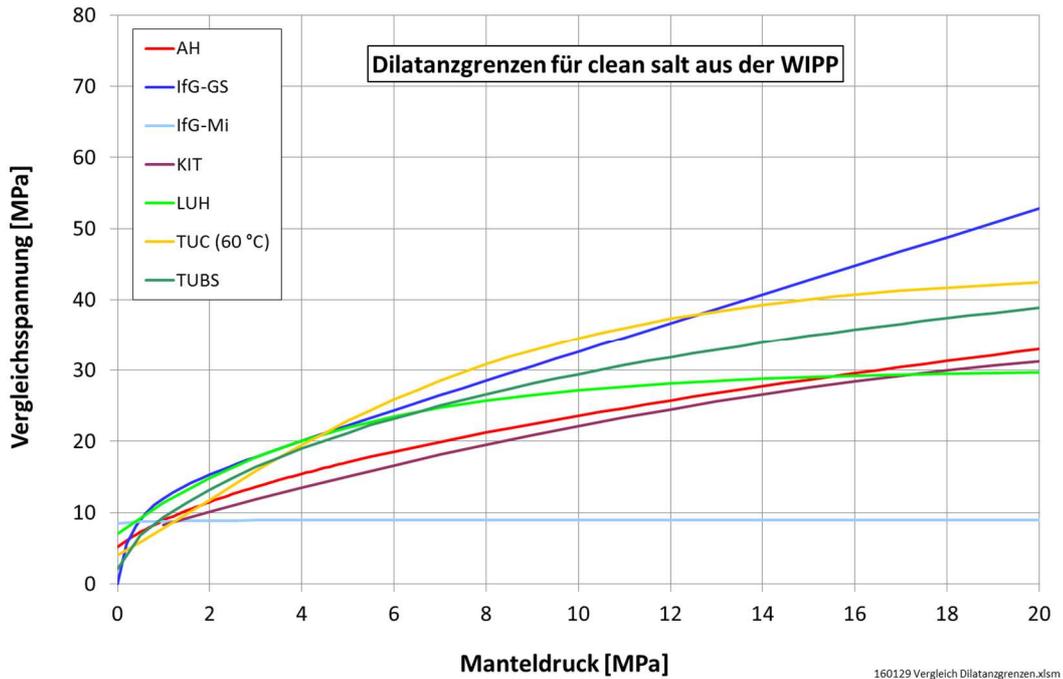


Abb. 2 Von den Partnern im Vorhaben für clean salt verwendete Dilatanzgrenzen.

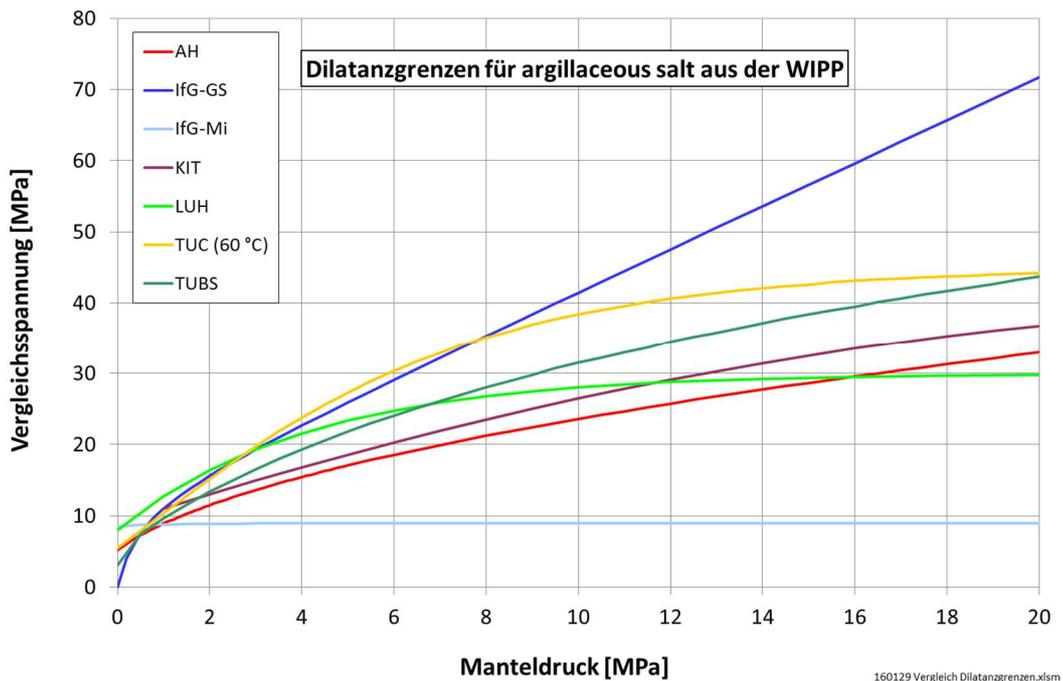


Abb. 3 Von den Partnern im Vorhaben für argillaceous salt verwendete Dilatanzgrenzen.

### 2.3 Schädigungsprozesse

Mit zunehmender Verfestigung während des Kriechens werden immer mehr Versetzungen gebildet, sie wechselwirken miteinander und mit anderen Hindernissen (z. B. Salzmineralausscheidungen) und stauen sich zu Gruppen auf. An der Front solcher *pile-ups* akkumulieren sich die Spannungsfelder der beteiligten Einzelversetzungen, sodass dort, wie Berechnungen zeigen [Hampel 1993], hohe lokale Spannungskonzentrationen entstehen können. Wenn der äußere Spannungszustand die Dilatanzgrenze überschreitet, können auf diese Weise lokal so hohe Werte erreicht werden, dass dort Mikrorisse entstehen.

Dieses Beispiel zeigt, dass die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz sowie deren weiteren Folgen, wie das Versagen des Materials durch (Kriech-)Bruch und das Nachbruchverhalten, physikalisch mit der Verfestigung im transienten und stationären Kriechen zusammenhängen. Daher wird in den Stoffgesetzen die Entwicklung der Schädigungsprozesse mit dem Kriechen gekoppelt beschrieben.

Bei Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze tritt mit der Entwicklung der Schädigung und Dilatanz ein zusätzlicher Verformungseinfluss auf, der der Verfestigung entgegenwirkt und daher als „Schädigungsentfestigung“ (*damage softening*) bezeichnet wird.

### 2.3.1 CDM

Der Anstieg der volumetrischen Verformung oberhalb der Dilatanzgrenze wird im CDM aufgrund des physikalischen Zusammenhangs (s. o.) in Abhängigkeit vom transienten und stationären Kriechen beschrieben [Hampel 2012, 2015]. Den Zusammenhang zwischen der Dilatanzrate und der Kriechrate vermittelt eine nur vom Spannungszustand abhängige Funktion, siehe die Gleichungen (23) und (24) auf Seite 21. Kriechbruch und seine Grenze bei schneller Verformung, die Kurzzeitfestigkeit, treten im CDM ein, wenn die akkumulierte Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze („Dilatanzarbeit“) eine aus Versuchen ermittelte Grenze erreicht. Die Restfestigkeit am Ende der Nachbruchentfestigung kann Versuchsergebnissen zufolge in guter Näherung mit der Dilatanzgrenze gleichgesetzt werden. Der Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Verformung wird mithilfe eines Schädigungsparameters modelliert, der die Gesamtverformungsrate mit zunehmender Schädigung ansteigen lässt und auf diese Weise die Entfestigung des Materials und Reduktion der Tragfähigkeit aufgrund erhöhter Verformbarkeit des geschädigten Materials beschreibt, siehe die Gleichungen (26) bis (29) auf Seite 22.

### 2.3.2 Günter/Salzer-Modell

Bei Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze steigt im Günther/Salzer-Modell mit zunehmender Schädigung ein zusätzlicher Term an, der die Schädigungsrate beschreibt. Wenn sie gleich groß wie die Verfestigungsrate wird, tritt automatisch der Kriechbruch ein. Im anschließenden Nachbruchverhalten überwiegt die Entfestigung und die Tragfähigkeit des Materials sinkt, bis die Restfestigkeit erreicht ist, die wie im CDM mit der Dilatanzgrenze gleichgesetzt wird. Die Schädigungsentwicklung wird der Dilatanz gleichgesetzt, die im zügigen triaxialen Festigkeitsversuch bestimmt wurde. Für die Überführung in das Stoffmodell wird sie als Funktion der spezifischen Formänderungsarbeit im Dilatanzbereich („Dilatanzarbeit“ - woraus die für Salzgesteine typische geschwindigkeitsabhängige Festigkeit resultiert) und abhängig von der Minimalspannung beschrieben.

Das Stoffgesetz beschreibt ferner die Zugschädigung und das Zugversagen auf der Basis der gesamten schädigungsinduzierten Dilatanz [Günther & Salzer 2012]. Versagen mit einer schlagartig auf null zurückgehenden Zugfestigkeit („Sprödbbruch“) tritt auf, wenn die Zugspannung die dilatanzabhängige Zugfestigkeit überschreitet.

### 2.3.3 Minkley-Modell

Die schädigungsinduzierten plastischen Verformungsprozesse oberhalb der Dilatanzgrenze werden durch ein modifiziertes Mohr-Coulomb-Modell mit Entfestigung und Dilatanz beschrieben. Die Fließgrenze als Funktion der minimalen Hauptspannung ist in Gleichung (3) angegeben. Der Hypothese von Mohr-Coulomb folgend wird die Entwicklung von der unteren Fließgrenze (Dilatanzgrenze) über die Bruchgrenze (maximale Kurzzeitfestigkeit) bis zur Restfestigkeit (Nachbruchbereich) modelliert: Bei Erreichen der Fließgrenze tritt

plastische Verformung gemäß eines nichtassozierten plastischen Potentials auf, das auch die Dilatanz bestimmt; die Festigkeitsparameter hängen ihrerseits (über Tabellen) von der plastischen Scherverformung ab. So kann der komplette nichtlineare Verlauf von Festigkeit und Dilatanz in Abhängigkeit von der Verformung und der minimalen Hauptspannung nachvollzogen werden.

Das nichtlineare Bruchkriterium gilt sowohl für Druck- als auch für Zugbelastungen. Die Zugfestigkeit ist durch den Wert der minimalen Hauptspannung gegeben, bei dem die von der plastischen Verformung abhängige Fließgrenze den Wert Null erreicht. Zusätzlich kann eine explizite Zugfestigkeit angesetzt werden und das Modell wählt die kleinere der beiden Festigkeiten. Für die Modellierung der Verformung in Zugrichtung ist ein Zugentfestigungsmodell implementiert.

### 2.3.4 Lux/Wolters-Modell

Oberhalb der Dilatanzgrenze („Dilatanzfestigkeit“) wird die Reduzierung der tragenden Querschnittsfläche aufgrund der Schädigung durch einen Schädigungsparameter  $D$  berücksichtigt. Die im schädigungsinduziert-dilatanten Anteil der Verzerrungsrate verwendeten Fließfunktionen  $F^{ds}$  und  $F^{dz}$  stellen die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Schädigungen im Gesteinsgefüge durch Druck-, Schub- und/oder Zugspannungen dar und charakterisieren zahlenmäßig die Intensität der Beanspruchung oberhalb der Dilatanzgrenze (Schädigungsspannung). Mit den Potentialfunktionen  $Q^{ds}$  und  $Q^{dz}$  werden die entsprechenden Fließrichtungen bestimmt, sodass die Beschreibung der Schädigung von der Spannungsgeometrie abhängig ist.

### 2.3.5 KIT-Modell

Der viskoplastische Anteil, der die dilatanz- und schädigungsbehaftete Verformung über der Dilatanzgrenze beschreibt, wird generell mit Hilfe einer Fließfunktion und dem plastischen Potential (Fließfläche) berechnet, wobei in diesem Stoffgesetz eine assoziierte Fließregel verwendet wird, das heißt die Fließfunktion entspricht dem viskoplastischen Potential. Die Beschreibung der Entwicklung von Dilatanz und Schädigung basiert auf einem von Hein für die Modellierung des Salzgrusverhaltens entwickelten Stoffmodell [Hein 1991]. Das KIT-Modell beschreibt sowohl ein Scherversagen als auch einen Zugbruch.

### 2.3.6 Lubby-MDCF

Um den Prozess der Schädigung und der Verheilung (Schädigungsrückbildung) berücksichtigen zu können, wurde der Ansatz LUBBY2 für das Kriechen mit den Termen zur Beschreibung von schädigungs- und verheilungsinduzierten Dehnungen aus dem Stoffmodell IUB-MDCF ergänzt [Leuger et al. 2010]. Dieses ist eine weiterentwickelte Version des Stoffmodelles MDCF (*Multimechanism Deformation Coupled Fracture*) [Chan et al. 1992, 1994], das seinerseits eine Erweiterung des Stoffmodelles MD (*Multimechanism Deformation* oder *Munson-Dawson Model*) ist, s. Kap. 2.3.8 [Munson & Dawson 1982, Munson 1997].

Die schädigungsinduzierten Verformungen oberhalb der Dilatanzgrenze (Dauerfestigkeitsgrenze) werden in Abhängigkeit von den Kriechverformungen und dem Abstand der deviatorischen Belastung zur Dilatanzgrenze bei konstanter mittlerer Spannung beschrieben, wobei der Einfluss der Schädigung durch eine Erhöhung der Vergleichsspannung berücksichtigt wird. Die maximal mögliche Beanspruchung (Kurzzeitfestigkeitsgrenze) ist abhängig vom isotropen Spannungszustand. Dieses bedeutet die Annahme einer zunehmenden Festigkeit bei zunehmenden isotropen Spannungsanteilen. Der Einfluss der Beanspruchungsart auf die Festigkeit wird im Stoffmodell LUBBY-MDCF über eine

Lastwinkelfunktion gesteuert. Berücksichtigt wird, dass bei gleichem isotropem Spannungszustand die Festigkeit von Steinsalz unter triaxialen Extensionsbedingungen (TE) niedriger ist als unter triaxialen Kompressionsbedingungen (TC). Für hohe mittlere Spannungen klingt der Unterschied in der Festigkeit ab.

### 2.3.7 TUBSsalt

Der viskoplastische Verformungsanteil des tertiären Kriechens oberhalb der Dilatanzgrenze wird durch ein entfestigendes Reibungselement mit parallel geschaltetem viskosem Dämpfer simuliert. Analog erfolgt die Berechnung des Verformungsanteils im Nachbruchbereich. Die Entfestigung durch Schädigung wird durch eine tertiäre Viskosität modelliert, die mit zunehmender Dilatanz sinkt, bis eine maximale Volumendehnung erreicht wird und Bruch eintritt. Die Größe dieser Bruchdehnung berechnet sich über die Fließfunktion der Restfestigkeit und einer von der Bruchentfestigung abhängigen Viskosität. Es wird sowohl ein Schubbruch (Kriechbruch) als auch ein Zugbruch beschrieben. Die Spannungsgeometrie wird über einen Faktor berücksichtigt, der den Belastungszustand im Hauptspannungsraum berücksichtigt. Die Größe der Zugverformungen wird durch die Zugfestigkeit bestimmt, die in Abhängigkeit von der dilatanten Schädigung gegeben ist. Sobald Zugbruch auftritt, werden keine anderen Verformungsanteile bestimmt und rein plastische Dehnungsinkremente berechnet.

### 2.3.8 Munson-Dawson Model

Die Weiterentwicklung dieses Stoffgesetzes zur Beschreibung der Entwicklung von Schädigung und Dilatanz, Bruchvorgängen und Verheilung ist das *Multimechanism Deformation Coupled Fracture Model* (MDCF) [Chan et al. 1992, 1994], das nach seinen Entwicklern aufgrund der gleichen Initialen auch Munson-Dawson-Chan-Fossum-Modell genannt wird. Sandia hat das MDCF-Modell in diesem Vorhaben aber nicht verwendet, da dessen Entwicklung nach Aussage von Frank Hansen (Sandia) in den 1990er Jahren aufgrund anderer Prioritäten angehalten und bisher nicht wieder aufgenommen wurde. Daher konnte Sandia im Projekt nur schädigungsfreies Kriechen berechnen.

## 2.4 Schädigungsrückbildung / Verheilung

Der Begriff „Verheilung“ wird oft synonym verwendet für die Rückbildung von Schädigung und Dilatanz in aufgelockerten, geschädigten Steinsalzbereichen durch das Schließen von (Mikro-)Rissen infolge eines Absinkens der Vergleichsspannung und/oder des Anstiegs der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente. Im strengeren Sinne bezeichnet „Verheilung“ dagegen erst die anschließende Wiederherstellung der Kohäsion zwischen gegenüberliegenden Rissoberflächen, wodurch auch die Festigkeit des ungeschädigten Materials wiederhergestellt wird. Die Projektpartner haben sich daher auf den Oberbegriff „Schädigungsrückbildung“ verständigt, unter dem sowohl die Risschließungen (Rückgang der Dilatanz) als auch die Wiederherstellung der Kohäsion (die eigentliche Verheilung) verstanden wird.

Die Grundlage für die Modellierung der Schädigungsrückbildung sind neben theoretischen Überlegungen vor allem verlässliche Laborversuche unter definierten Randbedingungen. Leider besteht nach wie vor ein Defizit an solchen Versuchen, weil dazu eine extrem hohe Genauigkeit und Langzeitstabilität der Messungen auch kleinster Dilatanzrückgänge während eines Versuchs erforderlich sind, die erst durch apparative Weiterentwicklungen beim Partner TUC im Rahmen dieses Verbundprojektes möglich geworden sind, siehe den Einzelbericht der TUC. Mit diesem weiterentwickelten Prüfstand konnte die TUC zwei „Verheilungsversuche“ hoher Qualität im Projekt durchführen, die allen Partnern einerseits

als Grundlage für die Weiterentwicklung bestehender Modellierungsansätze oder die Neuentwicklung zugehöriger Stoffgesetzmodule und andererseits für die Bestimmung zugehöriger Kennwerte gedient haben, siehe Tab. 5 (Seite 28) und Abb. 10 (Seite 43).

Im Folgenden werden die Grundzüge der Modellierung der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung mit den beteiligten Stoffgesetzen kurz skizziert. Ausführlicher werden die Modellierungen in den Einzelberichten der Partner dargestellt.

### 2.4.1 Verheilungsgrenze

Es gibt aktuell zwischen den Projektpartnern noch keinen Konsens bei der Frage, ob ähnlich einer Dilatanzgrenze auch eine „Verheilungsgrenze“ existiert, bei der nur unterhalb eine Schädigungsrückbildung stattfinden kann, oder ob eine Rückbildung überall im Spannungsraum möglich ist, sofern ein geeigneter Spannungsverlauf vorliegt. Aufgrund der sehr eingeschränkten Datenlage, siehe oben, kann die Frage zurzeit nicht beantwortet werden.

Eine „Verheilungsgrenze“ wird in den folgenden drei Stoffgesetzen Lux/Wolters, Lubby-MDCF und TUBSSalt verwendet:

Die **TUC** beschreibt die Verheilungsgrenze mithilfe einer Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung  $F^h$ :

$$F^h = \left( 1 - \frac{a_4}{a_{11}} \cdot \exp(-a_5 \cdot M) \right) \cdot (a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot M)) - \sigma_v \quad (16)$$

$$\text{mit } M = \frac{1}{2} \cdot \left( \sigma_{\perp_2} + \frac{\frac{\pi}{6} - \theta_R}{\frac{\pi}{3}} \cdot \sigma_{\perp_1} \right) \quad (17)$$

$a_4$  bis  $a_8$  und  $a_{11}$ : Materialparameter,  $\sigma_v$ : Vergleichsspannung nach von Mises,  $\sigma_{\perp_1}$ ,  $\sigma_{\perp_2}$ : Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem,  $\theta_R$ : Rissgeometriewinkel, siehe auch Abschnitt 2.4.5.

Die **LUH** verwendet im Lubby-MDCF eine Verheilungsgrenze, die nicht identisch mit der Dilatanzgrenze sein muss, es aber sein kann:

$$\beta^H = [\chi_{6,h} \cdot y_{t,h} + \chi_{7,h} \cdot y_{t,h} \cdot \exp(\chi_{9,h} \cdot J_{1,neu})] \cdot k^{\exp(\chi_{10,h} \cdot J_{1,neu})} \quad (18)$$

$$\text{mit } k = \frac{1}{0,5 + \chi_9 \cdot \sqrt{3}/2} \quad (19)$$

$\chi_{6,h-10,h}$ : Modellparameter,  $y_{t,h}$ : Temperaturabhängigkeit der Verheilungsgrenze (aktuell nicht verwendet),  $J_{1,neu}$ : Transformierte erste Invariante des Spannungstensors.

Die **TUBS** verwendet im TUBSSalt dagegen die Dilatanzgrenze  $F^t$  auch als Verheilungsgrenze und beschreibt sie durch die Oktaedernormalspannung  $\sigma_o$  und Oktaederschubspannung  $\tau_o$ :

$$F^t = \frac{\theta \cdot q^t \cdot \sigma_o}{\frac{1}{\tan(t_0)} + \frac{1}{t_1} \cdot |\sigma_o|} - q^t \cdot t_2 + \tau_o \quad (20)$$

$$\text{mit } \theta = \left| \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot I_3}{(\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + \sigma_{zz}^2 + 2(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2))^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (21)$$

$t_0, t_1, t_2$ : Materialparameter,  $\theta$ : Faktor für die Belastungsgeometrie,  $q^t$ : Temperatureinfluss,  $\sigma_{ij}$ : Spannungskomponenten,  $I_3$ : dritte Spannungsinvariante.

In den anderen Stoffgesetzen wird davon ausgegangen, dass vom Grundsatz her lokal bei jedem Spannungszustand die Schädigung zurückgebildet werden kann, wenn ein entsprechender Spannungsverlauf vorliegt, das heißt wenn die Vergleichsspannung absinkt und/oder die minimale Hauptspannung ansteigt.

Im Folgenden wird die Modellierung der Schädigungsrückbildung für jedes Stoffgesetz kurz dargestellt.

## 2.4.2 CDM

Im CDM wird davon ausgegangen, dass in einer Steinsalzprobe auf mikroskopischer Ebene zu jedem Zeitpunkt lokal immer Mikrorisse entstehen, während sich gleichzeitig an anderer Stelle vorhandene Mikrorisse schließen. Die über das Minimum der volumetrischen Verformung im Festigkeitsversuch bestimmte makroskopische Dilatanzgrenze spiegelt demnach jene Spannungsbedingungen wider, bei denen sich beide Prozesse nach außen hin gleich stark auswirken und daher das Probenvolumen in etwa konstant bleibt. Darunter überwiegen der Schädigungs- und Dilatanzrückgang mit einer Volumenabnahme, darüber die weitere Schädigungs- und Dilatanzentwicklung mit einer Volumenzunahme. Die von außen messbare, makroskopische volumetrische Verformung  $\varepsilon_{vol}$  entspricht daher der Nettobilanz aus Dilatanzentwicklung  $\varepsilon_{vol,gen}$  und Dilatanzreduktion  $\varepsilon_{vol,red}$ :

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{vol,gen} - \varepsilon_{vol,red} \quad (22)$$

Die Dilatanzentwicklungsrate  $d\varepsilon_{vol,gen}/dt$  hängt mit der Kriechrate über einen spannungsabhängigen Faktor zusammen, weil die Verfestigung während des Kriechens aufgrund einer vermehrten Erzeugung und Aufstauung von Versetzungen zu lokalen Spannungskonzentrationen im Material führt, bei denen schließlich Mikrorisse erzeugt werden, siehe Kap. 2.3 [Hampel 2012, 2015]:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,gen}}{dt} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot r_v(\sigma_{eq}, \sigma_3) \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (23)$$

$$\text{mit } r_v(\sigma_{eq}, \sigma_3) = \left[ \frac{c_{dil1} \cdot \sigma_{eq}}{c_{dil2} - \sigma_3} \right]^{c_{dil3}} \quad (24)$$

$c_{dil1-3}$ : Modellparameter,  $\sigma_3$ : minimale Hauptspannung, d. h. betragsmäßig kleinste Hauptspannungskomponente,  $\sigma_{eq}$ : Vergleichsspannung. Üblicherweise werden Druckspannungen mit negativem Vorzeichen gerechnet. Daher gilt für den Manteldruck  $p$  in den in diesem Vorhaben durchgeführten Laborversuchen in Kompressionsrichtung  $p = -\sigma_3$ .

Für die Dilatanzabnahme  $\varepsilon_{vol,red}$  wurde durch Nachrechnungen der beiden TUC-Versuche aus Tab. 5 (Seite 28) eine empirische Formel entwickelt, die durch künftige Laborversuche bei verschiedenen Spannungen und Temperaturen weiterentwickelt werden kann:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,red}}{dt} = - \frac{c_{red1} \cdot (1 + c_{red2} \cdot \dot{\varepsilon})^{c_{red3}} \cdot \varepsilon_{vol}^{c_{red4}} \cdot \sigma_3}{1 + c_{red5} \cdot \sigma_{eq}} \quad (25)$$

$c_{red1-5}$ : Modellparameter. Die Rate des Dilatanzrückgangs hängt demnach von der Größe der momentan vorhandenen Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$  ab. Das bedeutet, je kleiner die aktuell verbliebene volumetrische Verformung ist, desto langsam wird diese abgebaut. Außerdem lässt eine größere minimale Hauptspannung, das heißt im Versuch ein größerer Manteldruck, die

Dilatanz schneller zurückgehen. Gleiches gilt für eine kleinere Vergleichsspannung (im Versuch: kleinere Differenzspannung). Zudem wird in der Formel eine anhand der Versuchsnachrechnungen entwickelte, empirische Abhängigkeit von der Verformungsrate  $\dot{\varepsilon}$  berücksichtigt.

Der Dilatanzrückgang wirkt sich im CDM wie die gesamte Schädigung über einen Schädigungsparameter  $d_{dam}$ , der einer Volumenänderungsenergie entspricht, und den Schädigungseinfluss  $D_{dam}$  auf die Gesamtverformungsrate  $d\varepsilon_{tot}/dt$  aus:

$$\frac{d(d_{dam})}{dt} = \left( \frac{\sigma_{eq}}{3} - \sigma_3 \right) \cdot \frac{d\varepsilon_{vol}}{dt} \quad (26)$$

$$D_{dam}(T, \sigma_3, d_{dam}) = \left[ \frac{c_{dam1} (T - c_{dam2})^2}{(1 - c_{dam3} \sigma_3)^{n_{dam}(\dot{\varepsilon})}} \cdot d_{dam} \right]^{c_{dam6}} \quad (27)$$

$$\text{mit } n_{dam}(\dot{\varepsilon}) = \frac{c_{dam4}}{\sqrt{1 + c_{dam5} \dot{\varepsilon}}} \quad (28)$$

$$\frac{d\varepsilon_{tot}}{dt} = \frac{b}{r^2} \frac{v_0}{M} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta \alpha \sigma^*}{Mk_B T (1 - D_{dam})}\right) + A_{pow} \exp\left\{-\frac{Q_{pow}}{RT}\right\} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^{n_{pow}} \quad (29)$$

$c_{dam1-6}$ : Modellparameter, zur Erklärung der übrigen Größen siehe den Einzelbericht von Hampel. Wird die Schädigung zurückgebildet, führt dies zu einem Absinken von  $d_{dam}$  und  $D_{dam}$  und damit der Gesamtverformungsrate  $d\varepsilon_{tot}/dt$ . Das entspricht einer Verfestigung des zuvor entfestigten Materials und führt zu einem Wiederanstieg der Tragfähigkeit. Für Details siehe den Einzelbericht von Hampel.

### 2.4.3 Günther/Salzer-Modell

Die „Verheilung“ wird wie im CDM auch im Rahmen des Günther/Salzer-Modells über eine Verringerung der Gesamtdilatanz  $\varepsilon_{vol}$  beschreiben, hier ausgedrückt durch die Raten:

$$\dot{\varepsilon}_{vol} = \dot{\varepsilon}_{vol,d} - \dot{\varepsilon}_{vol,h} \quad (30)$$

Die „Verheilungsrate“  $d\varepsilon_{vol,h}/dt$  hängt von der momentan erreichten Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$ , der minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  und der Temperatur  $T$  ab:

$$\dot{\varepsilon}_{vol,h} = [1 - fc] \cdot \varepsilon_{vol} \cdot \frac{\sigma_3^{n_c}}{\eta_{fc}} + fc \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \cdot \frac{\varepsilon_{vol}^2}{1 + \varepsilon_{vol}^2} \quad (31)$$

$$\text{mit } fc = 0,5 - 0,5 \cdot \tanh\left[A_c \cdot (\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{v,k})\right] \quad (32)$$

$A_h, A_c, n_{fc}, \eta_{fc}, \varepsilon_{v,k}$ : Materialparameter,  $\sigma_3$ : kleinste Hauptspannung (Manteldruck),  $Q$ : Aktivierungsenergie,  $R$ : allgemeine Gaskonstante. Abhängig vom Parameter  $\varepsilon_{v,k}$  beschreibt die Funktion mit wachsender Dilatanz den Übergang von der reinen Rekompaktion (Risschließung) hin zur physikalisch-chemischen Verheilung. Diese Funktion schaltet auch die Schädigungsverheilung und die Verheilung der Dilatanzarbeit ein bzw. aus, das heißt bei einer Dilatanz deutlich größer  $\varepsilon_{v,k}$  findet keine Verheilung statt, da die Körner erst einmal wieder in einen engeren Kontakt kommen müssen. Dabei gilt für die Rückbildung der Schädigung eine analoge Formulierung:

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

$$\dot{\epsilon}_{\text{dam,h}} = fc \cdot \frac{\epsilon_{\text{dam,tot}}^2}{1 + \epsilon_{\text{dam,tot}}^2} \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \quad (33)$$

und auch für die Rückbildung der Dilatanzarbeit

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

$$\dot{U}_{\text{dam,h}} = fc \cdot \frac{U_{\text{dam,tot}}^2}{1 + U_{\text{dam,tot}}^2} \cdot A_h \cdot \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \cdot \sigma_3 \quad (34)$$

Damit gelingt die Simulation der vollständigen Wiederherstellung des ursprünglichen Festigkeits- und Verformungsverhaltens [Lüdeling et al. 2015].

#### 2.4.4 Minkley-Modell

Die Entwicklung des Verheilungsmoduls für das Minkley-Modell konnte im Rahmen dieses Verbundvorhabens noch nicht vollständig abgeschlossen werden, weshalb zunächst die gleichen Formeln (31) bis (34) wie im Günther/Salzer-Modell für die Berechnungen verwendet wurden [Lüdeling et al. 2015]. Da die Schädigung plastisch, die Verheilung aber viskos beschrieben wird, verwendet das Minkley-Modell dabei die Dilatanzgrenze als Verheilungsgrenze.

#### 2.4.5 Lux/Wolters-Modell

Die Modellierung der schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen im Stoffmodell Lux/Wolters unter der Verheilungsgrenze aus Gleichung (16) erfolgt mit Hilfe des von Lerche vorgestellten Verheilungsmodells [Lerche 2012], welches auf dem Verheilungsansatz nach Eberth [Eberth 2008] basiert. In diesem Modell sind die drei Spannungen  $\sigma_{//}$ ,  $\sigma_{\perp_1}$  und  $\sigma_{\perp_2}$  von signifikanter Bedeutung, da damit im Rahmen des Dilatanz- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesses die vorhandene Rissgeometrie berücksichtigt wird. Die Berücksichtigung der Rissgeometrie erfolgt dabei derart, dass bei einem beliebigen Verheilungsbeanspruchungszustand zunächst der gegebene Spannungstensor in ein Koordinatensystem überführt wird, das parallel und normal zur Hauptrissrichtung ausgerichtet ist. Da im Stoffmodell Lux/Wolters die Schädigung kein Tensor, sondern ein skalarer Wert ist, wird die Koordinatentransformation des Spannungstensors ausgerichtet am Tensor der aus der Vorgeschichte resultierenden Summe der schädigungsinduzierten und der schädigungsrückbildungsinduzierten Kriechverzerrungen. Aufbauend darauf, dass die Risse sich normal zur Rissrichtung aufweiten, wird die größte schädigungsinduzierte Dehnung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse als normal zur Rissrichtung gerichtet definiert, während die größte schädigungsinduzierte Stauchung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse als parallel zur Rissrichtung gerichtet definiert wird. Somit wird der auf die Rissgeometrie ausgerichtete Spannungstensor konsequent bei allen Aspekten der Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung angewendet, das heißt insbesondere auch bei der Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung (= Verheilungsgrenze)  $F^h$  aus Gleichung (16), die zudem auch noch an die Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schubspannungen  $F^{ds}$  gekoppelt wird.

Die schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen im Stoffmodell Lux/Wolters bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze werden wie folgt [Lerche 2012] beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left( \frac{\dot{M}}{fc_1} + \frac{F^h}{fs_1} \right) \cdot \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (35)$$

mit  $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ : Tensor der schädigungsrückbildungsinduzierten Verzerrungsrate,  $M$ : s. Gleichung (17),  $fc_1, fs_1$ : Materialparameter,  $\varepsilon_{vol}$ : Dilatanz,  $F^h, Q^h$ : Fließ- und Potentialfunktionen für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung,  $\sigma_{ij}$ : Spannungstensor,  $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ : Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem,  $\theta_R$ : Rissgeometriewinkel.

Die von Lerche vorgeschlagene Potentialfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung  $Q^h$  lautet wie folgt [Lerche 2012]:

$$Q^h = \frac{1}{3} \cdot (1 + k_\theta) \cdot \left( \frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^n + \frac{1}{3} \cdot (1 - k_\theta) \cdot \left( \frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^n \quad (36)$$

$$\text{mit } k_\theta = \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \quad (37)$$

$\sigma^*$ : Normierungsspannung 1 MPa,  $n$ : Materialparameter.

Die zeitliche Entwicklung der Schädigung  $D$  unter der Verheilungsgrenze wird durch die folgende kinetische Gleichung beschrieben:

$$\dot{D} = -D \cdot \left( \frac{\dot{M}}{fc_1 \cdot fc_2} + \frac{F^h}{fs_1 \cdot fs_2} \right) \quad (38)$$

$M$ : s. Gleichung (17),  $fc_{1,2}, fs_{1,2}$ : Materialparameter. Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$  wird durch die Dilatanzrate  $\dot{\varepsilon}_{vol}$  als Summe der drei schädigungsrückbildungsinduzierten Hauptverzerrungsraten beschrieben.

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left( \frac{\dot{M}}{fc_1} + \frac{F^h}{fs_1} \right) \cdot \frac{1}{3} \cdot n \cdot \left( (1 + k_\theta) \cdot \left( \frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^{n-1} + (1 - k_\theta) \cdot \left( \frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^{n-1} \right) \quad (39)$$

mit den oben beschriebenen Größen und Parametern. Zusammenfassend ist zu erwähnen, dass ein Schädigungsprozess und ein Verheilungsprozess in einem Gebirgselement aufgrund der Verwendung von Dilatanz- und Verheilungsgrenze gleichzeitig nicht stattfinden können. Außerdem ist eine Verheilung von Schädigungen natürlich nur möglich, wenn zuvor eine Schädigung erfolgt ist. Das heißt, es wird entweder gar keine kinetische Gleichung, die kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung oder die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung zur Simulation des Kriechverhaltens von Salzgesteinen mit dem Stoffmodell Lux/Wolters eingesetzt. Eine zeitgleiche additive Zusammenfügung der beiden kinetischen Systeme ist daher in diesem Modell nicht nötig bzw. falsch. Der Ansatz, dass die Verheilungsgrenze stets unter der Schädigungsgrenze liegen muss, bekräftigt diese Überlegung.

#### 2.4.6 KIT-Modell

Das KIT Modell verwendet eine viskoplastische Rate für die Kompaktion und „Verheilung“, die durch eine monotone Abhängigkeit von der Fließfunktion  $F^h$  beschrieben wird:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^h}{dt} = A \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) (F^h)^m \frac{\partial F^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (40)$$

$$F^h = h_1 p^2 + h_2 q^2 \quad (41)$$

$$\text{mit } h_1(\varepsilon_{vol}) = a \left( \frac{\left( \frac{\varepsilon_{vol,a}}{\varepsilon_{vol}} \right)^c - 1}{\varepsilon_{vol,a}^c + d} \right)^{-n} \quad (42)$$

$$\text{und } h_2(\varepsilon_{vol}) = b \cdot h_1(\varepsilon_{vol}) + 1 \quad (43)$$

$A, a, b, c, d, m, n$ : Modellparameter,  $p$ : mittlere Spannung,  $q$ : Spannungsdeviator,  $\varepsilon_{vol,a}$ : anfängliche volumetrische Verformung bei Beginn der Schädigungsrückbildung.

#### 2.4.7 Lubby-MDCF

Im Rahmen des Stoffmodelles LUBBY-MDCF wird Verheilung als Mechanismus betrachtet, der ebenso wie die Schädigung direkt zur nichtelastischen Dehnungsrate beiträgt und hierbei den schädigungsinduzierten Dehnungen gegenwirkt. Die Dehnungsrate aus Verheilung ist wie folgt gegeben:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^h = \varepsilon_{vol} \cdot H(\varepsilon_{vol}) \cdot \frac{\sigma_{eq}^h \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G \cdot \tau} \quad (44)$$

$\varepsilon_{vol}$  ist die Volumendehnung. Die charakteristische Zeitkonstante  $\tau$  dient zur Beschreibung der zwei Phasen aus Mikrorisssschließung und der tatsächlichen Rissverheilung.

$$\tau = \tau_0 \cdot \exp(a_1 \cdot \varepsilon_{vol}) + \tau_1 \quad (45)$$

$a_1, \tau_0, \tau_1$ : Materialparameter, die anhand von Laborversuchen ermittelt werden. Erst wenn die Verheilungsgrenze  $\beta^H$  aus Gleichung (18) unterschritten wird, ist eine Verheilung des Materials und somit eine Verringerung der Kriechdehnung möglich. Dieses Kriterium wird über die Heaviside-Funktion  $H(\sigma_{eq}^h)$  geregelt.

Die Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung  $\varepsilon_{eq}^h$  wird ermittelt aus der Differenz der Verheilungsgrenze  $\beta^H$  und der deviatorischen Beanspruchung  $\sigma_{eq}^{cr}$ :

$$\sigma_{eq}^h = \beta^H - \sigma_{eq}^{cr} \quad (46)$$

Für das Fließpotential wird die Vergleichsspannung der Verheilung  $\sigma_{eq}^{h|f}$  über eine vereinfachte isotrope Formulierung beschrieben:

$$\sigma_{eq}^{h|f} = \sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (47)$$

Aus Gleichung (46) wird deutlich, dass bei  $\sigma_{eq}^{cr} = 0$  die Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}^{h|f}$  gleich der Spannung an der Dilatanzgrenze und somit maximal wird. Damit würde auch die Verheilungsrate den maximal möglichen Wert erreichen, und zwar auch bei Fehlen von jeglicher Spannungswirkung. Da die Rückbildung von Kriechschädigung im Steinsalz jedoch Verformung und somit einen Druck erfordert, ist die Beurteilung der Verheilung ausschließlich über die deviatorische Beanspruchung nicht möglich. Erst die Mitberücksichtigung des

isotropen Spannungszustands durch  $\sigma_{eq}^{h,f}$  ermöglicht eine realitätsnahe Bewertung der Beanspruchung, welche zur Verheilung des Materials führen kann.

#### 2.4.8 TUBSsalt

Die Verheilung wird im Stoffmodell TUBSsalt additiv zu den weiteren viskosen und plastischen Verzerrungsanteilen berücksichtigt, sobald der Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze  $F^t$  aus Gleichung (20) liegt bzw.  $F^t < \sigma^z$  erfüllt und Schädigung aufgetreten ist,  $\sigma^z$  ist in diesem Fall die aktuelle Zugfestigkeit. Aus diesen Forderungen ergibt sich, dass Verheilung im Stoffmodell TUBSsalt bei ausreichend negativer Oktaedernormalspannung wirksam wird und die Einspannung für die Verheilung hinreichend groß gegenüber einer möglichen Schubbeanspruchung sein muss. Die einzelnen Komponenten des Tensors  $\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}}$  werden betrachtet, um die Anisotropie der Schädigung zu berücksichtigen.

$$\{\dot{\varepsilon}^t\} = \frac{F^t \cdot q^v}{\eta_*^v} \cdot \frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} \quad (48)$$

$$\eta_*^v = \eta^v + (\eta_0 - \eta^v) \cdot \tanh\left(m_*^v \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}}\right) \quad (49)$$

$$\psi_*^v = \psi + (\psi_{max}^t - \psi) \cdot \tanh\left(m_*^v \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}}\right) \quad (50)$$

$$\varepsilon_{d,*} = \sqrt{(\varepsilon_{d,1})^2 + (\varepsilon_{d,2})^2 + (\varepsilon_{d,3})^2} \quad (51)$$

$$\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1 - \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2 - \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2 - \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3 - \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3 - \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1 - \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \end{array} \right\} \quad (52)$$

$$m_*^v = m^v \cdot q^v \quad (53)$$

#### 2.4.9 Munson-Dawson Model

Das Munson-Dawson-Modell beschreibt keine Entwicklung der Schädigung und Dilatanz, siehe Kap. 2.3.8 auf Seite 19, und damit auch keine Rückbildung und Verheilung.

### 3 Laborversuche und Kennwertbestimmung

#### 3.1 Laborprogramm mit Asse-Speisesalz

Bereits im ersten Verbundprojekt zum Stoffgesetzvergleich (2004-2006) wurden Ergebnisse von früheren Laborversuchen der BGR und TUC mit Asse-Speisesalz (z2Sp) zur Bestimmung von salztypspezifischen Kennwerten für die Stoffgesetzparameter verwendet [Hampel & Schulze 2007, Hampel et al. 2007]. Diese Datenbasis wurde im dritten Verbundprojekt durch weitere systematische Kriech- und Festigkeitsversuche bei unterschiedlichen Temperaturen durch das IfG ergänzt. Zusätzlich führte die TUC Verheilungsversuche mit diesem Salztyp durch. Die Herstellung der Proben und die Durchführung der Laborversuche wird in den Ergebnisberichten von IfG und TUC zu diesem Vorhaben dargestellt. Die folgenden Tabellen geben daher nur eine Übersicht über die im Vorhaben durchgeführten Versuche und ihre Randbedingungen.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
IfG-457_K1	1	46	26	22	20
	2	<u>62</u>	26	20	20
	$\Sigma$	108			
IfG-457_K2	1	46	26	20	20
	2	<u>62</u>	26	18	20
	$\Sigma$	108			
IfG-457_K3	1	46	60	22	20
	2	<u>27</u>	60	20	20
	$\Sigma$	73			
IfG-457_K4	1	47	61	20	20
	2	<u>54</u>	61	18	20
	$\Sigma$	101			
IfG-457_K7	1	47	61	18	20
	2	<u>60</u>	60	16	20
	$\Sigma$	107			
IfG-457_K8	1	47	61	16	20
	2	<u>60</u>	60	14	20
	$\Sigma$	107			
IfG-457_K9	1	47	63	14	20
	2	<u>60</u>	63	12	20
	$\Sigma$	107			
IfG-457_K10	1	47	60	12	20
	2	<u>60</u>	60	10	20
	$\Sigma$	107			
IfG-457_K5	1	7	91	22	20
IfG-457_K6	1	38	87	20	20

Tab. 3 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit Asse-Speisesalz. Der Manteldruck 20 MPa stellt eine Durchführung der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze sicher.

Probennummer	Versuchsstufe	Dauer [h]	Verformungsrate [1/s]	Temperatur [C]	Manteldruck [MPa]
IfG-457_TC23	1	3,5	1E-5	27	0,2
IfG-457_TC24	1	5,3	1E-5	27	0,5
IfG-457_TC25	1	5,8	1E-5	27	1
IfG-457_TC26	1	5,8	1E-5	27	2
IfG-457_TC27	1	5,6	1E-5	27	3
IfG-457_TC28	1	5,7	1E-5	27	5
IfG-457_TC29	1	5,8	1E-5	27	20
IfG-457_TC30	1	5,8	1E-5	60	0,2
IfG-457_TC32	1	5,7	1E-5	60	0,5
IfG-457_TC33	1	5,6	1E-5	60	1
IfG-457_TC34	1	5,8	1E-5	60	2
IfG-457_TC35	1	5,7	1E-5	60	3
IfG-457_TC36	1	5,8	1E-5	60	5
IfG-457_TC31	1	5,8	1E-5	60	20
IfG-457_TC37	1	4,4	1E-5	100	0,2
IfG-457_TC39	1	4,1	1E-5	100	0,5
IfG-457_TC40	1	6,2	1E-5	100	1
IfG-457_TC41	1	5,8	1E-5	100	2
IfG-457_TC42	1	5,8	1E-5	100	3
IfG-457_TC43	1	5,8	1E-5	100	5
IfG-457_TC44	1	5,8	1E-5	100	20

Tab. 4 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz.

Probennummer	Versuchsstufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenzspannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
TUC-Ass-401	1	2,6	60	27	3
	1 → 2 *)	26	60	27 → 1	3 → 29
	2	<u>123,4</u>	60	1	29
	Σ	152			
TUC-Ass-432	1	30	50	10	10
	2	30	50	15	10
	3	31	50	27	3
	3 → 4 *)	25,6	50	27 → 1	3 → 29
	4	<u>163,4</u>	50	1	29
	Σ	280			

Tab. 5 In diesem Verbundprojekt von der TUC durchgeführte „Verheilungsversuche“, das heißt Versuche zur Dilatanz- und Schädigungsrückbildung, mit Asse-Speisesalz.  
 \*) Phase der Absenkung der Differenzspannung durch Anhebung des Manteldrucks bei konstanter Axialspannung.

### 3.2 Laborprogramm mit *clean salt* und *argillaceous salt* aus der *WIPP*

Im Steinsalz der *Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)* werden zahlreichen Berichten von Sandia zufolge [z. B. Munson, Fossum & Senseny 1989] im Wesentlichen zwei Salztypen angetroffen, siehe Abb. 46: Das relativ reine, homogene, orange *clean salt* und das tonmineralhaltige, orange-gräuliche *argillaceous salt*. Sandia – und in dessen Auftrag die Firma RESPEC in Rapid City, SD, USA – haben in erster Linie zwischen 1979 und 1992 zahlreiche Laborkriechversuche mit Steinsalz aus der *WIPP* durchgeführt [Mellegard & Munson 1997]. Viele der Labordaten wurden Hampel nach Beginn des Vorhabens von Frank Hansen, Sandia, auf CD zur Verfügung gestellt. Diese Daten wurden vom Partner TUBS sortiert, einheitlich formatiert und dargestellt. Anschließend wurden sie von Hampel sehr detailliert analysiert und auf ihre Eignung für die Nachrechnungen und Kennwertbestimmungen durch die Partner im Verbundprojekt hin ausgewertet. Dabei wurde jede einzelne Versuchsstufe der teils mehrstufigen Versuche fünf Prüfungen unterzogen:

1. Konstanz der Temperatur- und Spannungsrandbedingung.
2. Qualität der gemessenen Verformungskurve, keine Schwankungen oder Sprünge.
3. Spannungszustand unter der Dilatanzgrenze, kein Schädigungseinfluss.
4. Erreichen von genügend Verformung, wichtig für das stationäre Kriechen.
5. Möglichkeit der sicheren Bestimmung der stationären Kriechrate.

Dabei hat sich gezeigt, dass viele der Versuche den heutigen Anforderungen nicht mehr genügen. So wurden die Randbedingungen bei einigen Versuchen nicht genügend konstant eingehalten oder die Messkurven enthielten Schwankungen und Sprünge. Außerdem wurden viele Versuchsstufen nur relativ kurz durchgeführt, sodass zum sicheren Erreichen der stationären Kriechrate nicht genügend Verformung erreicht wurde. Generell wurde die volumetrische Verformung (Dilatanz) nicht gemessen, die von den heutigen Stoffgesetzen beschrieben wird und für die daher anhand von Nachrechnungen der Laborversuche salztypspezifische Kennwerte zu bestimmen sind.

Deswegen wurde vom Verbund weiteres Probenmaterial aus der *WIPP* für ein eigenes umfangreiches und systematisches Versuchsprogramm von Sandia erbeten. Sandia stellte vorab zunächst älteres Kernmaterial für Vorversuche zur Verfügung, mit denen bereits einige der geplanten Versuche durchgeführt wurden, siehe Tab. 9. Anschließend lieferte Sandia im Rahmen von drei Transporten im April, Juni und August 2013 zu beiden Salztypen insgesamt 60 Großbohrkerne mit einem Durchmesser von 30.48 cm (12 Zoll) und einer jeweiligen Länge von 60 cm (Gewicht pro Kern: 90 kg, Gesamtgewicht: 5,5 Tonnen).

Aus ihnen stellte das IfG ca. 150 zylindrische Proben ( $\varnothing = 100$  mm,  $l = 200$  mm bzw.  $\varnothing = 40$  mm,  $l = 80$  mm) für die eigenen Laborversuche sowie für diejenigen der TUC her. Aufgrund der enthaltenen Tonminerale wurde für das *argillaceous salt* von vornherein eine höhere Ergebnisstreueung erwartet, die sich in den Versuchen auch zeigte. Deshalb wurden viele der Versuche mit diesem Salztyp – zum Teil mehrfach – wiederholt.

Die Lieferung, Probenherstellung und deren Charakterisierung sowie die Versuchsdurchführungen werden in den Einzelberichten der Partner IfG und TUC beschrieben. Daher wird in den nachfolgenden Tabellen nur das umfangreiche Testprogramm der Versuche aufgelistet, die mit den Stoffgesetzen nachgerechnet wurden. Dazu hatten sich die Partner darauf verständigt, dass in erster Linie Versuche mit Proben aus der neuen Bohrkampagne 2013 verwendet werden sollen. Verheilungsversuche wurden mit *WIPP*-Steinsalz in diesem Vorhaben nicht durchgeführt.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
IfG-TCC5	1	60	25	12	20
	2	<u>50</u>	25	10	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC1	1	60	25	10	20
	2	<u>58</u>	25	8	20
	$\Sigma$	118			
IfG-TCC12	1	60	60	18	20
	2	<u>43</u>	60	16	20
	$\Sigma$	103			
IfG-TCC11	1	60	60	16	20
	2	<u>80</u>	60	14	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC9	1	60	60	14	20
	2	<u>80</u>	60	12	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC7	1	60	60	12	20
	2	<u>80</u>	60	10	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC2	1	60	61	10	20
	2	<u>58</u>	61	8	20
	$\Sigma$	118			
IfG-TCC6	1	63	60	8	20
	2	<u>56</u>	60	6	20
	$\Sigma$	119			
IfG-TCC13	1	66	60	6	20
	2	<u>74</u>	60	4	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC15	1	66	60	4	20
	2	<u>74</u>	60	2	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC19	1	61	80	12	20
	2	<u>79</u>	80	10	20
	$\Sigma$	140			
IfG-TCC16	1	61	80	10	20
	2	<u>79</u>	80	8	20
	$\Sigma$	140			

Tab. 6 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit **clean salt** aus der WIPP. Der Manteldruck von 20 MPa stellt eine Durchführung der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze sicher.

Proben- nummer	Versuchs- stufe	Dauer [h]	Verformungs- rate [1/s]	Temperatur [C]	Manteldruck [MPa]
IfG-TC1	1	3,1	1E-5	25	0,2
IfG-TC2	1	3,0	1E-5	25	0,5
IfG-TC3	1	5,0	1E-5	25	1
IfG-TC4	1	4,8	1E-5	25	2
IfG-TC5	1	5,3	1E-5	25	3
IfG-TC6	1	6,3	1E-5	25	5
IfG-TC7	1	6,2	1E-5	25	20
IfG-TC8	1	3,6	1E-5	60	0,2
IfG-TC10	1	4,6	1E-5	60	0,5
IfG-TC11	1	5,5	1E-5	60	1
IfG-TC12	1	6,2	1E-5	60	2
IfG-TC14	1	6,2	1E-5	60	3
IfG-TC15	1	6,2	1E-5	60	5
IfG-TC16+25	1	6,2 / 6,2	1E-5	60	20
IfG-TC18	1	4,5	1E-5	100	0,2
IfG-TC19	1	4,4	1E-5	100	0,5
IfG-TC20	1	6,2	1E-5	100	1
IfG-TC21	1	6,2	1E-5	100	2
IfG-TC22	1	6,2	1E-5	100	3
IfG-TC23	1	6,2	1E-5	100	5
IfG-TC24	1	6,2	1E-5	100	20
IfG-TC17	1	45,9	1E-6	25	0,2
IfG-TC33	1	48,9	1E-6	25	0,5
IfG-TC35	1	54,1	1E-6	25	1
IfG-TC34	1	62,0	1E-6	25	2
IfG-TC42	1	62,0	1E-6	25	3
IfG-TC31	1	62,1	1E-6	25	5
IfG-TC13	1	61,7	1E-6	25	20
IfG-TC27	1	0,26	1E-4	25	0,2
IfG-TC28	1	0,44	1E-4	25	1
IfG-TC29	1	0,64	1E-4	25	2
IfG-TC30	1	0,65	1E-4	25	5
IfG-TC32	1	0,69	1E-4	25	20

Tab. 7 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Festigkeitsversuche mit **clean salt** aus der WIPP.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
IfG-TCC10	1	50	24	12	20
	2	<u>58</u>	24	10	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC9	1	50	24	10	20
	2	<u>58</u>	24	8	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC14	1	51	61	18	20
	2	<u>69</u>	61	16	20
	$\Sigma$	120			
IfG-TCC13	1	49	60	16	20
	2	<u>70</u>	60	14	20
	$\Sigma$	119			
IfG-TCC6	1	53	60	14	20
	2	<u>56</u>	60	12	20
	$\Sigma$	109			
IfG-TCC5	1	53	61	12	20
	2	<u>56</u>	61	10	20
	$\Sigma$	109			
IfG-TCC4	1	53	61	10	20
	2	<u>56</u>	61	8	20
	$\Sigma$	109			
IfG-TCC3	1	52	60	8	20
	2	<u>56</u>	60	6	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC2	1	52	61	6	20
	2	<u>56</u>	61	4	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC1	1	50	60	4	20
	2	<u>58</u>	60	2	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC12	1	49	81	12	20
	2	<u>59</u>	81	10	20
	$\Sigma$	108			
IfG-TCC11	1	49	80	10	20
	2	<u>59</u>	80	8	20
	$\Sigma$	108			

Tab. 8 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit **argillaceous salt** aus der WIPP. Der Manteldruck von 20 MPa stellt eine Durchführung der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze sicher.

Probennummer	Dauer [h]	Verformungs- rate [1/s]	Temperatur [C]	Manteldruck [MPa]
TUC-TC44/45	5,6 / 3,3	1E-5	27	0,2
TUC-TC46/47	5,5 / 5,8	1E-5	27	0,5
TUC-TC23 *	1,5	1E-5	27	1
TUC-TC51	2,7	1E-5	27	2
TUC-TC21 *	4,9	1E-5	27	3
TUC-TC10 *	6,7	1E-5	27	5
TUC-TC1 *	6,3	1E-5	27	7
TUC-TC50	7,9	1E-5	27	10
TUC-TC52/53	5,6 / 6,2	1E-5	60	0,2
TUC-TC54/55	6,6 / 5,6	1E-5	60	0,5
TUC-TC33/56/57	3,3 / 3,1 / 3,4	1E-5	60	1
TUC-TC48/49/58/59	3,7/3,6/2,8/3,7	1E-5	60	2
TUC-TC34/60/61	5,3 / 5,3 / 5,9	1E-5	60	3
TUC-TC35/62/63	8,5 / 7,6 / 7,0	1E-5	60	5
TUC-TC64	8,0	1E-5	60	10
TUC-TC65	4,7	1E-5	60	20
TUC-TC66	5,3	1E-5	100	0,2
TUC-TC68	3,0	1E-5	100	0,5
TUC-TC72/73	6,2 / 7,0	1E-5	100	2
TUC-TC74/75	8,4 / 7,3	1E-5	100	3
TUC-TC76/77	8,9 / 9,4	1E-5	100	5
TUC-TC78	11,2	1E-5	100	10
TUC-TC79	8,7	1E-5	100	20
TUC-TC82/83	53,2 / 54,7	1E-6	27	0,5
TUC-TC84/85	26,4 / 27,8	1E-6	27	1
TUC-TC86/87	47,3 / 49,1	1E-6	27	2
TUC-TC88/89	111 / 111	1E-6	27	3
TUC-TC90/91	72,2 / 111	1E-6	27	5
TUC-TC92	111	1E-6	27	10
TUC-TC93	119	1E-6	27	20
TUC-TC99	0,64	1E-4	27	0,2
TUC-TC95	0,77	1E-4	27	1
TUC-TC96	0,79	1E-4	27	2
TUC-TC97	1,1	1E-4	27	5
TUC-TC98	1,4	1E-4	27	20

Tab. 9 In diesem Verbundprojekt durchgeführte Festigkeitsversuche mit *argillaceous salt* aus der WIPP. \*) Versuche mit Proben aus älteren Kernen, s. Text.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
TUC-TCc12	1	60	27	10	20
	2	60	27	12	20
	3	30	27	18	2
	4	<u>15</u>	27	22	2
	$\Sigma$	165			
TUC-TCc19	1	60	27	20	20
	2	60	27	12	20
	3	30	27	17	1
	4	<u>15</u>	27	20	1
	$\Sigma$	165			

Tab. 10 In diesem Verbundprojekt von der TUC durchgeführte Kriechbruchversuche mit **clean salt** aus der WIPP. Aufgrund des Manteldrucks von 20 MPa wurden die Stufen 1 und 2 unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt, während die Stufen 3 und 4 aufgrund des geringen Manteldrucks oberhalb der Dilatanzgrenze erfolgten.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
TUC-TCc3	1	60	27	10	20
	2	60	27	12	20
	3	30	27	18	2
	4	<u>15</u>	27	22	2
	$\Sigma$	165			
TUC-TCc9	1	60	27	20	20
	2	60	27	12	20
	3	30	27	17	1
	4	<u>15</u>	27	20	1
	$\Sigma$	165			
TUC-TCc41	1	60	27	10	20
	2	59	27	12	20
	3	<u>28</u>	27	20	2
	$\Sigma$	147			
TUC-TCc42	1	60	27	10	20
	2	59	27	12	20
	3	30	27	20	2
	4	<u>15</u>	27	23	2
	$\Sigma$	164			

Tab. 11 In diesem Verbundprojekt von der TUC durchgeführte Kriechbruchversuche mit **argillaceous salt** aus der WIPP. Aufgrund des Manteldrucks von 20 MPa wurden die Stufen 1 und 2 unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt, während die Stufen 3 und 4 aufgrund des geringen Manteldrucks oberhalb der Dilatanzgrenze erfolgten.

### 3.3 Vergleich *clean* und *argillaceous salt* der WIPP und Asse-Speisesalz

Zunächst werden in Abb. 4 die stationären Kriechraten von *clean salt* und *argillaceous salt* aus der WIPP miteinander verglichen. Die Daten wurden von Hampel aus den neuen, im Verbundprojekt vom IfG durchgeführten Kriechversuchen aus Tab. 6 und Tab. 8 ausgewertet. Ein Unterschied zwischen diesen beiden Salztypen ist bei den drei Temperaturen im Spannungsbereich der Versuche kaum erkennbar, sodass Hampel für beide Salztypen einen identischen Kennwertsatz ermittelt hat, während andere Partner für einzelne Parameter geringfügig voneinander abweichende Kennwerte bestimmt haben, welches auch in Abb. 7 und Abb. 8 auf Seite 39 sichtbar wird.

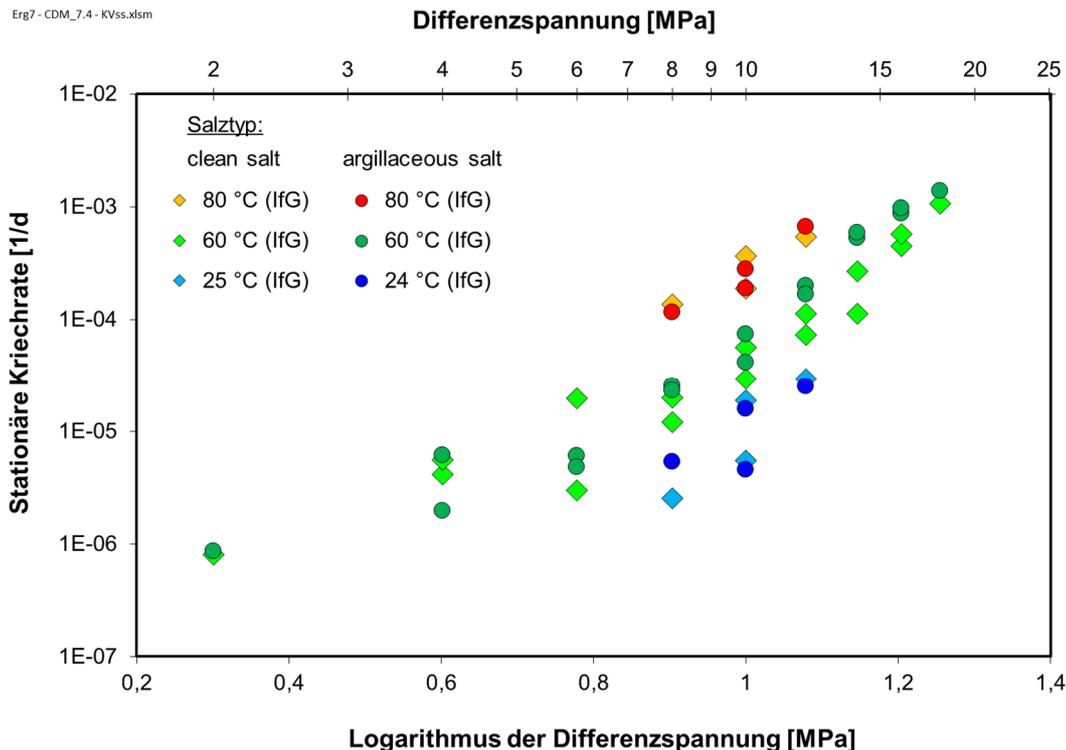


Abb. 4 Vergleich der stationären Kriechraten von *clean* und *argillaceous salt* der WIPP, die Hampel aus den IfG-Kriechversuchen in diesem Vorhaben ermittelt hat.

In Abb. 5 werden die stationären Kriechraten von *clean salt* aus Abb. 4 und weitere Daten aus älteren Versuchen von Sandia bzw. RESPEC mit den Daten der IfG-Versuche mit Asse-Speisesalz aus Tab. 3 sowie aus älteren Versuchen der BGR verglichen. Man erkennt, dass

1. das *clean salt* bei der gleichen Spannung etwa um den Faktor 2 bis 10 schneller kriecht als das Speisesalz, wobei der Unterschied zu höheren Differenzspannungen hin geringer zu werden scheint;
2. die Ergebnisse der IfG-Versuche für *clean salt* aus diesem Vorhaben gut mit denen der älteren, neu ausgewerteten Sandia/RESPEC-Versuche übereinstimmen;
3. die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate von *clean salt* zu kleinen Differenzspannungen hin abnimmt, und zwar von  $n = 7$  bis 8 bei hohen Spannungen auf  $n \leq 3$  bei kleineren Spannungen. Der Übergang vollzieht sich etwa bei  $\Delta\sigma = 4$  bis 8 MPa und verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kleineren Spannungen hin. Für Asse-Speisesalz werden ähnliche Abhängigkeiten erwartet, siehe Abb. 7 auf Seite 39. Allerdings fehlen insgesamt noch mehr belastbare Ergebnisse bei kleinen Differenzspannungen.

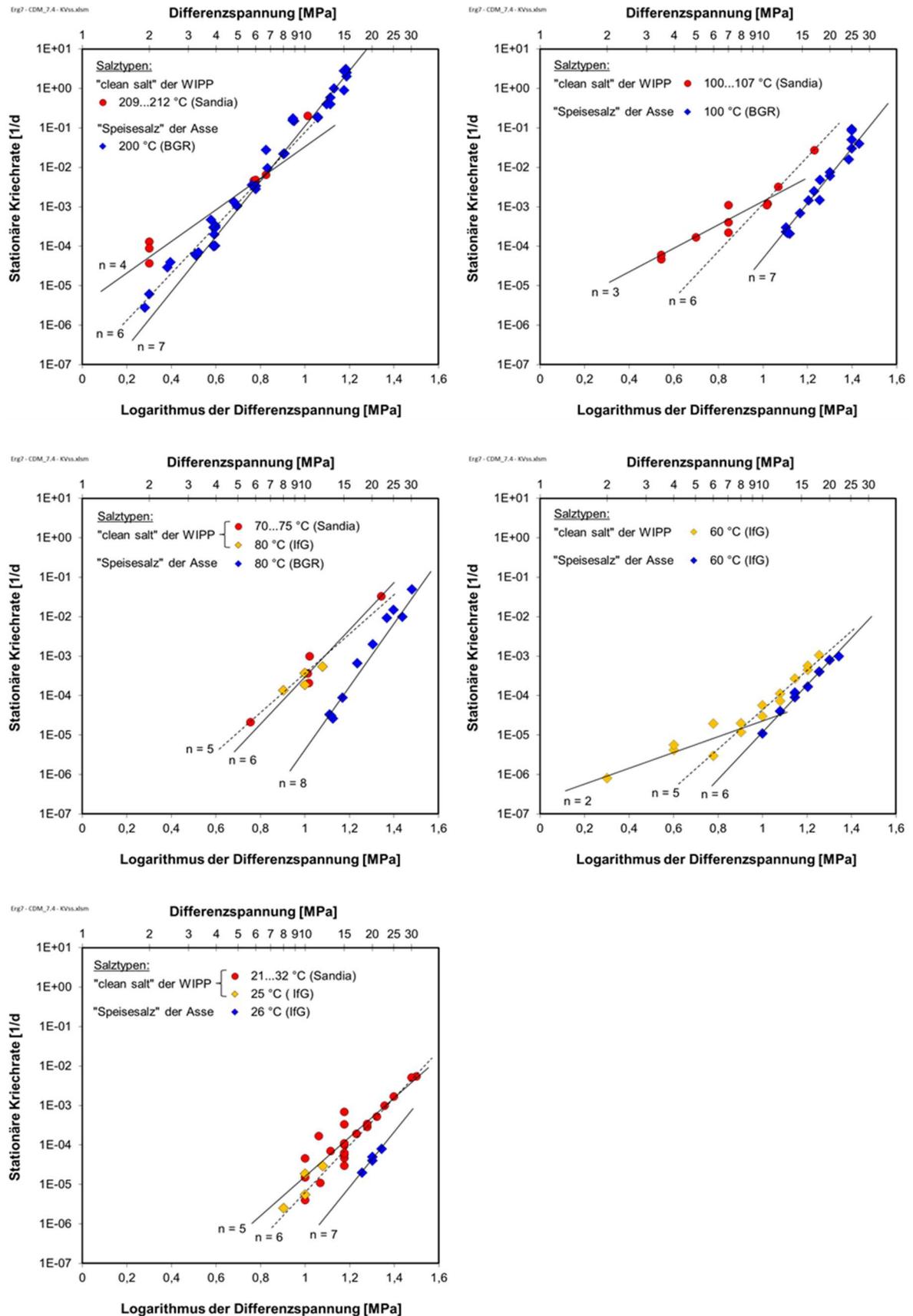


Abb. 5 Vergleich stationärer Kriechraten von Asse-Speisesalz und clean salt aus der WIPP. Die Linien dienen nur zur Orientierung; abschnittsweise repräsentieren sie Potenzgesetze mit den angegebenen Spannungsexponenten  $n$ .

Das etwas erhöhte Kriechvermögen beider Steinsalztypen aus der *WIPP* gegenüber dem von Asse-Speisesalz wird häufig mit dem erhöhten Feuchtegehalt erklärt, der laut Analysen des IfG beim *clean salt* im Mittel ca. 0,15 Gew.-% und beim *argillaceous salt* ca. 0,4 Gew.-% beträgt gegenüber ca. 0,01 Gew.-% im Asse-Speisesalz. Dagegen spricht allerdings, dass alle Kriechversuche unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt wurden, wo eigentlich kein Feuchteinfluss zu erwarten ist. Außerdem wird zwischen den beiden *WIPP*-Salztypen kein Unterschied im stationären Kriechen festgestellt, obwohl der Feuchteunterschied zwischen *clean* und *argillaceous salt* größer als der zwischen *clean salt* und Asse-Speisesalz ist. Grundsätzlich aber haben unterschiedliche Feuchtegehalte Labor- und In-situ-Messungen zufolge (z. B. der BGR) einen erheblichen Einfluss auf das Kriechvermögen, siehe den Einzelbericht von Hampel und [Hunsche & Schulze 1996, 2002, Plischke & Hunsche 1989]. Zur Erklärung der Unterschiede sind weitere Untersuchungen notwendig.

### 3.4 Nachrechnungen der Laborversuche, Parameterbestimmung

Die Nachrechnung der Laborversuche mit den Stoffgesetzen der Partner dient zwei Zielen:

1. Überprüfung und Validierung der Modellierung der Verformungsphänomene und ihrer Abhängigkeiten von den untersuchten Randbedingungen. Während das Steinsalz im Salzsattel der Asse in steiler Lagerung vorliegt, befindet sich das Steinsalz der *WIPP* in flacher Lagerung. Daher waren die Nachrechnungen dieser Versuche auch ein erster Test für die Anwendbarkeit der in erster Linie an Steinsalz aus steiler Lagerung entwickelten Stoffgesetze auf Steinsalz aus flacher Lagerung. Ein detaillierter Vergleich war allerdings nicht Gegenstand des Vorhabens.
2. Bestimmung von einheitlichen, salztypspezifischen Kennwerten für die Stoffgesetzparameter als Grundlage für die nachfolgenden Simulationen ausgewählter In-situ-Strukturen.

Während individuelle Anpassungen von Stoffgesetzen an einzelne Versuchskurven nahezu exakte Übereinstimmungen mit den Messdaten liefern können, werden einheitliche Kennwertsätze so bestimmt, dass sich mit ihnen sämtliche Laborversuche mit dem betrachteten Salztyp bei verschiedenen Spannungen, Temperaturen und Verformungsraten gut beschreiben lassen. Im Vorhaben waren dies Kriech-, Festigkeits- und beim Asse-Speisesalz auch Verheilungsversuche sowie in Einzelfällen auch Kriechbruchversuche (Kriechversuche über der Dilatanzgrenze), zyklische Versuche und Spannungsrelaxationsversuche. Auf diese Weise wird sichergestellt, dass das Stoffgesetz mit dem ermittelten Kennwertsatz das Steinsalz in der Umgebung einer Untertagestruktur in allen möglichen Szenarien zutreffend beschreibt.

#### 3.4.1 Stationäres Kriechen

Wie am Anfang von Kapitel 3.1 erwähnt, wurden mit Asse-Speisesalz unter anderem von der BGR Hannover in den 1990er Jahren zahlreiche Kriech- und Festigkeitsversuche durchgeführt und mit den damaligen Stoffgesetzversionen angepasst [Hampel & Hunsche 2002, Hampel 2006]. Für die im Rahmen dieses Vorhabens von dem IfG und der TUC durchgeführten Laborversuche, siehe Tab. 3 bis Tab. 5, wurden Proben aus neu erbohrtem Kernmaterial verwendet, das aus einem anderen Bohrort innerhalb der Speisesalzsicht in der Schachanlage Asse II stammte als das der älteren BGR-Versuche.

Abb. 6 zeigt die von Hampel aus den Versuchen sorgfältig ermittelten stationären Kriechraten. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse der IfG-Versuche und der BGR-Versuche vor allem bei niedrigeren Temperaturen nicht miteinander übereinstimmen: Die Ergebnisse des IfG für 26 °C fallen in den Bereich derjenigen der BGR für 50 °C, der Verlauf der IfG-Ergebnisse

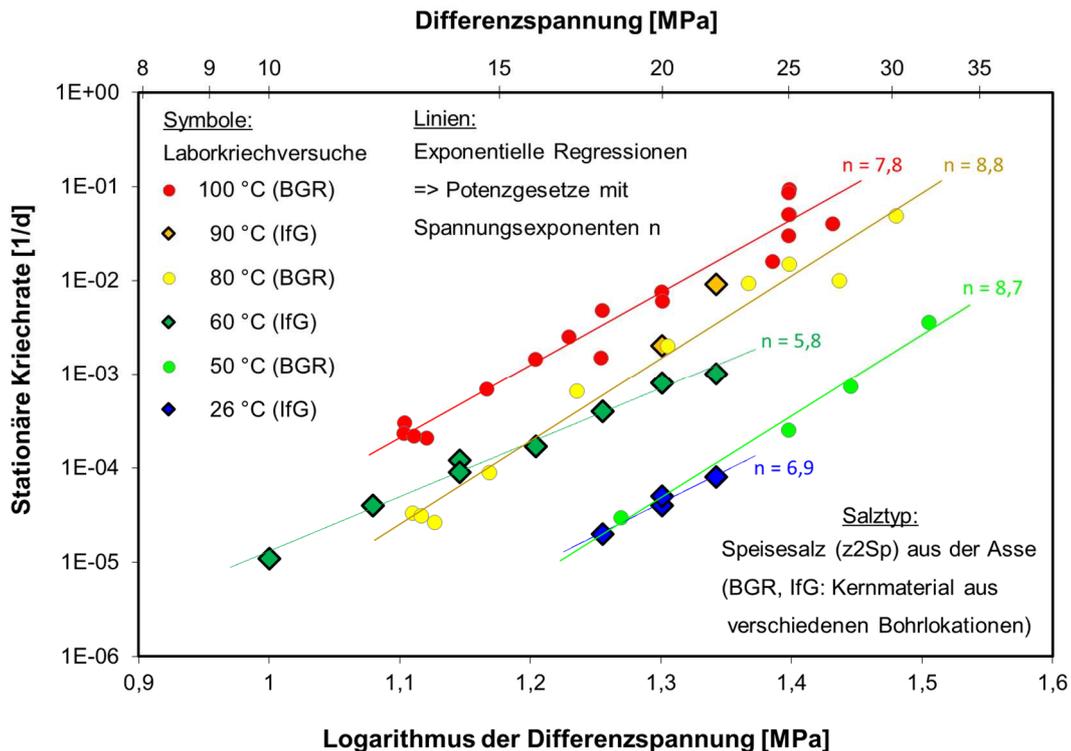


Abb. 6 Aus Laborversuchen mit Asse-Speisesalz von Hampel ermittelte stationäre Kriechraten über der Differenzspannung. Die Proben der in diesem Vorhaben vom IfG durchgeführten Versuche und der älteren BGR-Versuche entstammen nicht der gleichen Bohrlokalation im Speisesalzvorkommen der Asse. Die Linien entsprechen Potenzgesetzen, deren Exponenten nur für die Bereiche der Datenpunkte gelten.

für 60 °C schneidet denjenigen der BGR-Ergebnisse für 80 °C. Die zwei IfG-Ergebnisse für 90 °C liegen hingegen im gleichen Bereich wie diejenigen der BGR für 80 und 100 °C. Die stationären Kriechraten aus den IfG-Versuchen lassen sich demnach nicht mit den gleichen Kennwerten beschreiben wie die Ergebnisse aus den BGR-Versuchen.

Dieser Befund bedeutet, dass Steinsalz aus der gleichen stratigraphischen Schicht (hier: Speisesalz aus dem Zechstein-2-Zyklus der Schachanlage Asse II, „Asse-z2SP“) an verschiedenen Orten innerhalb des gleichen Vorkommens ein durchaus unterschiedliches Verformungsverhalten zeigen kann. Eine mögliche Erklärung dafür ist, dass das Material seit der Bildung der Salzsichten an verschiedenen Orten unterschiedlichen tektonischen Einflüssen unterworfen war. Diese können zu Abweichungen zum Beispiel in der Verteilung von Fremdphasen wie z. B. Polyhalit-Ausscheidungen führen. Entscheidend dabei ist nicht der chemische Gesamtgehalt, z. B. in Volumenprozent gemessen, sondern der mittlere Abstand dieser „Teilchen“. Unterschiede in der mittleren Verteilung der „Teilchen“ rufen eine unterschiedliche Hinderniswirkung auf die mobilen Versetzungen hervor, die zu unterschiedlichen Kriechraten führen kann.

In Abb. 6 sind als dünne Linien Regressionskurven durch die Datenpunkte eingetragen, die als Geraden im doppeltlogarithmischen Diagramm Potenzgesetzen mit den jeweils angegebenen Spannungsexponenten  $n$  entsprechen. Diese Approximationen gelten allerdings nur in den durch die Datenpunkte abgedeckten Spannungsintervallen. Denn Simulationsberechnungen von Untertagestrukturen mit einem Potenzgesetz und einem konstanten Exponenten im gesamten Spannungsbereich haben gezeigt, dass sich damit bei kleinen Differenzspannungen unter ca. 5 bis 8 MPa zu kleine Kriechraten und bei der Berechnung von untertägigen Hohlräumen zu kleine Konvergenzen ergeben [Hampel 2012b].

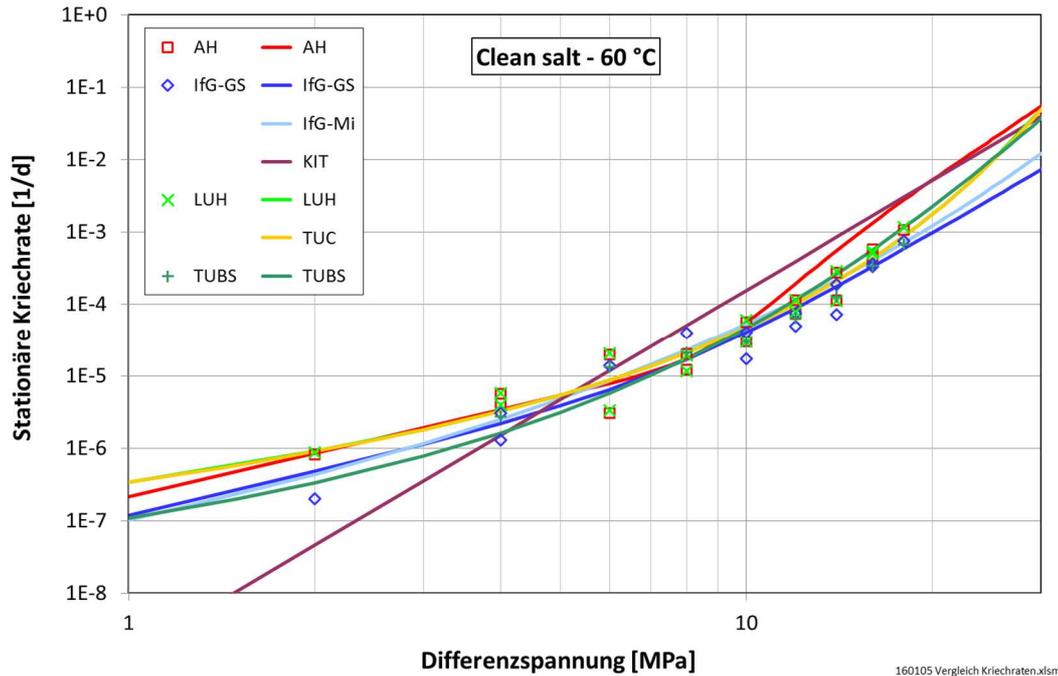


Abb. 7 Anpassungen der Stoffgesetze (Linien) an die von verschiedenen Partnern ausgewerteten stationären Kriechraten (Symbole) aus den IfG-Laborkriechversuchen mit *clean salt* der WIPP bei  $T = 60\text{ °C}$  aus Tab. 6.

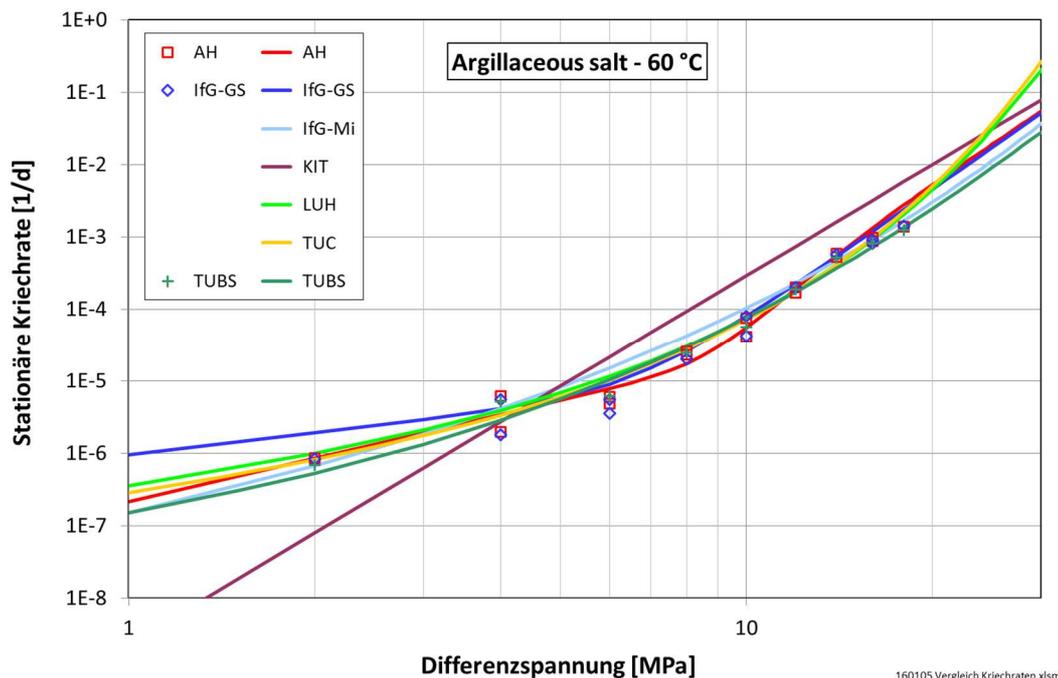


Abb. 8 Anpassungen der Stoffgesetze (Linien) an die von verschiedenen Partnern ausgewerteten stationären Kriechraten (Symbole) aus den IfG-Laborkriechversuchen mit *argillaceous salt* der WIPP bei  $T = 60\text{ °C}$  aus Tab. 8.

Daher werden in den Stoffgesetzen der Partner (außer KIT) nichtlineare Spannungsabhängigkeiten der stationären Kriechrate verwendet, siehe Abb. 7 und Abb. 8.

Abb. 7 zeigt im Vergleich Anpassungen der Partner an die stationären Kriechraten von *clean salt* aus der WIPP, die aus den Laborkriechversuchen des IfG aus Tab. 6 ausgewertet

wurden. In Abb. 8 ist das Gleiche für *argillaceous salt* aus Tab. 8 dargestellt. Die Versuche bei 60 °C dienen zur Bestimmung der Spannungsabhängigkeit, weil die thermische Aktivierung der Versetzungsbewegung bei erhöhter Temperatur zu höheren Kriechraten führt. Dadurch wird bei der gleichen Differenzspannung in gleicher Zeit mehr Verformung erreicht als bei Raumtemperatur. Dieses ermöglicht insbesondere bei kleineren Spannungen eine leichtere Bestimmung der stationären Kriechrate. Aufgrund des verwendeten Manteldrucks von  $p = 20$  MPa, der eine Versuchsdurchführung unterhalb der Dilatanzgrenze sicherstellt, gelten die auf diese Weise ermittelten Kennwerte für das schädigungsfreie stationäre Kriechen des jeweiligen Steinsalzes.

In Abb. 7 und Abb. 8 sind als Messdaten die von verschiedenen Partnern aus den IfG-Versuchen selbst ausgewerteten stationären Kriechraten eingetragen. Sie stimmen nicht in allen Fällen exakt miteinander überein. Das bedeutet, dass es immer auch etwas davon abhängt, wer die Versuchsdaten auswertet und wo dabei der Schwerpunkt gesetzt wird. Im vorliegenden Fall dürften sich für die recht ähnlichen Daten der Partner keine unterschiedlichen Anpassungen und Kennwertsätze ergeben haben. Geringe Einflüsse des Auswerteverfahrens können aber nicht grundsätzlich ausgeschlossen werden.

Die Versuche bei 25 bzw. 24 °C und 80 °C in Abb. 9 dienen zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit des Kriechens, die durch entsprechende Stoffgesetzausdrücke, zum Beispiel die Aktivierungsenergie im Arrhenius-Term, ausgedrückt wird. Auch hier wird sichtbar, dass einige Partner für *clean salt* und *argillaceous salt* leicht unterschiedliche Kennwerte

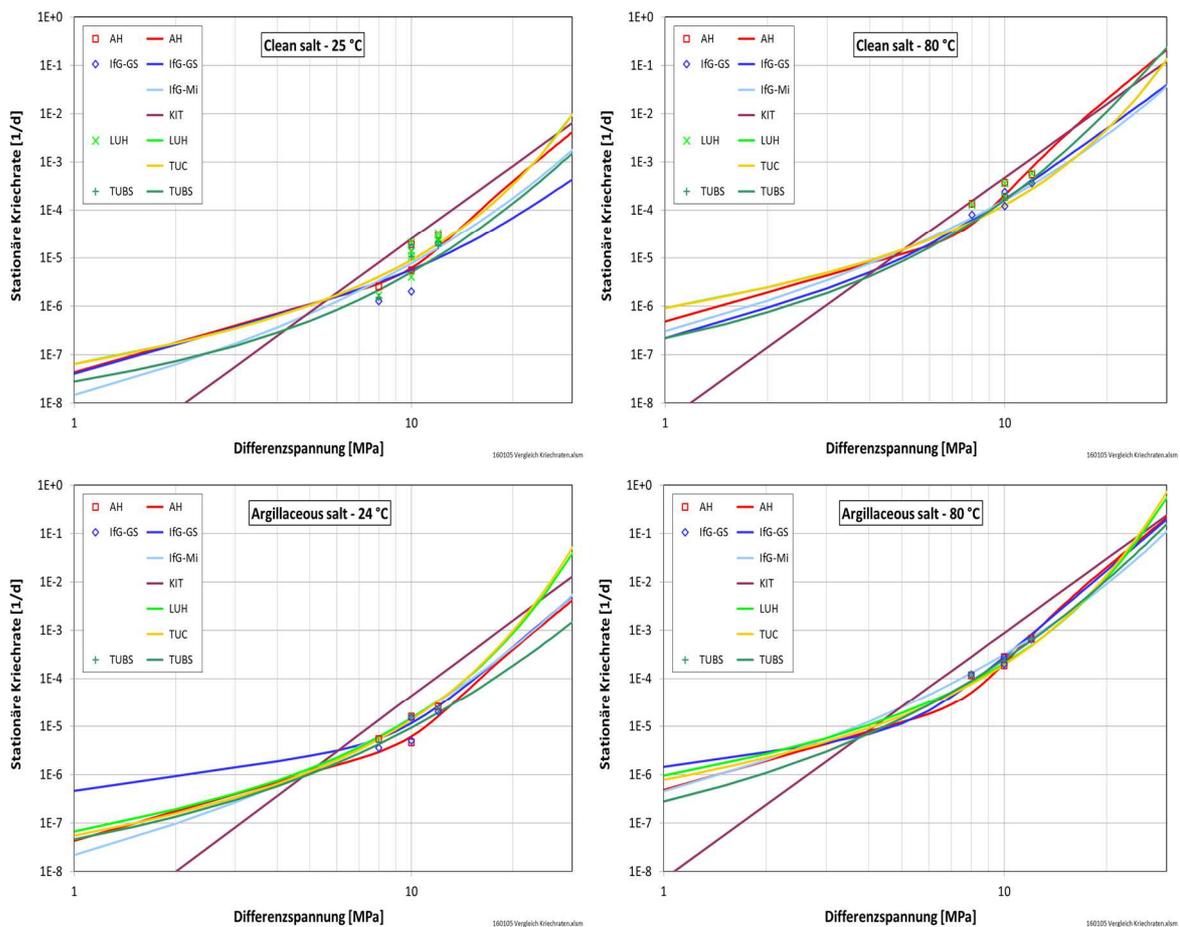


Abb. 9 Anpassungen der Stoffgesetze (Linien) an die von verschiedenen Partnern ausgewerteten stationären Kriechraten (Symbole) aus den IfG-Laborkriechversuchen mit *clean salt* (oben) und *argillaceous salt* (unten) der WIPP bei  $T = 25$  bzw.  $24$  °C (links) und  $T = 80$  °C (rechts).

ermittelt haben, während Hampel für beide Salztypen aufgrund der geringen Unterschiede (nicht nur im stationären Kriechen) die gleichen Kennwerte verwendet hat.

### 3.4.2 Übrige Verformungsphänomene

Jeder Projektpartner nahm nach der Analyse des stationären Kriechens auch die Bestimmung von Kennwerten für das transiente Kriechen, die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz, den Kriechbruch, das Nachbruchverhalten und ggf. die Restfestigkeit der drei in diesem Vorhaben betrachteten Salztypen durch Anpassungen seines Stoffgesetzes an die Kurven der vom IfG und der TUC durchgeführten Versuche aus Tab. 3 bis Tab. 11 selbst vor. Beim Asse-Speisesalz kam die Schädigungsrückbildung und Verheilung anhand der Versuche aus Tab. 5 hinzu.

Dabei ist generell zu beachten, dass die Versuchsergebnisse trotz gleicher Datengrundlage aufgrund der natürlichen Streuung immer einen gewissen Interpretationsspielraum zulassen und daher bei Auswertungen und Anpassungen von den Partnern immer etwas anders interpretiert und gewichtet werden können. Das kann dazu führen, dass verschiedene Experten selbst bei gleicher experimenteller Datengrundlage für das gleiche Stoffgesetz unter Umständen etwas andere Parameterkennwerte bestimmen.

Zur Ermittlung von Kennwerten für das transiente Kriechen dienen in erster Linie die Kriechversuche mit einem hohen Manteldruck von 20 MPa, der einen Spannungszustand unter der Dilatanzgrenze und damit schädigungsfreie Verformung sicherstellt. Dennoch ist es vorteilhaft, für das transiente Kriechen stets auch Kurven von Festigkeitsversuchen insbesondere bei hohen Manteldrücken zu berücksichtigen, in denen die Dilatanzgrenze – je nach Formulierung – nicht oder erst spät überschritten wird. Der Grund dafür liegt darin, dass in den Kriechversuchen die transiente Verformung bei verschiedenen, jeweils konstanten Differenzspannungen über einige 10 bis 100 Tage gemessen wird, während die verformungsgeregelten Festigkeitsversuche mit den üblicherweise im Labor aufgeprägten Verformungsraten von  $1 \cdot 10^{-6}$  bis  $1 \cdot 10^{-4}$  1/s in der Regel nur einige Minuten bis Stunden dauern und die Differenzspannung dabei schnell ansteigt. Das bedeutet, dass mit beiden Versuchsarten ein unterschiedliches Verformungsverhalten untersucht wird: In Kriechversuchen eher das Langzeitverhalten mit langsamen Annäherungen an das stationäre Kriechen, in Festigkeitsversuchen dagegen das Kurzzeitverhalten mit schnellen, hochtransienten Vorgängen.

Dazu ist anzumerken, dass die genannten Verformungsraten in den Festigkeitsversuchen weit über den in situ beobachteten Raten liegen, denn bei einer Gebirgstemperatur von ca. 30 °C und den – abgesehen von der unmittelbaren Hohlraumumgebung kurz nach der Auf-fahrung – weiträumig vorherrschenden Differenzspannungen von nur wenigen MPa liegen die Verformungsraten in situ in Größenordnungen von  $10^{-6}$  bis  $10^{-8}$  1/d ( $10^{-11}$  bis  $10^{-13}$  1/s), diese sind im Labor nur mit erheblichem Aufwand messbar.

Bei der Ermittlung von Kennwerten für die schädigungsbeeinflusste Verformung wurde im Vorhaben deutlich, dass die experimentellen Daten nicht für jedes Stoffgesetz gleich gut geeignet sind, um die salztypspezifischen Kennwerte zu bestimmen. Während die meisten Partner dafür üblicherweise Daten aus Festigkeitsversuchen verwenden, bevorzugen die TUC und LUH hierfür Ergebnisse von tertiären Kriechversuchen oberhalb der Dilatanzgrenze, sogenannten „Kriechbruchversuchen“ (Tab. 10, Tab. 11), da die Nachrechnung der Festigkeitsversuche aufgrund der schnellen Verformung zu numerischen Problemen führte.

In Festigkeitsversuchen sinken die Kurven der volumetrischen Verformung im Allgemeinen zunächst ab, und zwar mit zunehmender Temperatur und höheren Manteldrücken immer weiter, bis ein Minimum erreicht wird und die dortige Spannungsbedingung als Dilatanzgrenze angesehen wird. Das bedeutet, dass die Proben am Anfang eine Kompaktion erfahren.

Wenn diese Kompaktion größer ist als die elastische Volumenabnahme aufgrund der zunehmenden Belastung, deutet dies darauf hin, dass die Proben bei Versuchsbeginn eine Vorschädigung aufwiesen. Diese kann zum Beispiel durch den Bohrvorgang oder die Probenherstellung hervorgerufen worden sein. Im Vorhaben haben die Partner IfG und TUC angestrebt, diesen Einfluss durch eine hydrostatische Konsolidierung (Vorkompaktion) der Proben vor Versuchsbeginn zu minimieren. Trotzdem kann nicht immer ausgeschlossen werden, dass die Proben noch eine gewisse Anfangsporosität aufweisen, die die Kennwertbestimmung für Schädigung, Dilatanz, Kriechbruch und Nachbruchverhalten beeinflusst.

Die verschiedenen genannten Einflüsse und Umstände bei den Kennwertbestimmungen sind mögliche Ursachen dafür, dass sich in den Simulationsberechnungen von Untertagestrukturen der Partner trotz gleicher Berechnungsmodelle und Randbedingungen immer etwas voneinander abweichende Ergebnisse zeigen. Die Nachrechnungen und ermittelten Kennwerte sind in den Einzelberichten der Partner wiedergegeben.

### **3.4.3 Dilatanz- und Schädigungsrückbildung, Verheilung**

Die Kennwerte für die Schädigungsrückbildung wurden in wechselseitiger Abstimmung mit den Anpassungen an die Festigkeitsversuche ermittelt. Aufgrund der Streuung der Versuchsergebnisse durch individuelle natürliche Unterschiede zwischen den in den Versuchen verwendeten Laborproben (s. o.) lassen sich mit einem solchen salztypspezifischen Kennwertsatz für jeden einzelnen Versuch keine exakten Übereinstimmungen zwischen den Modellkurven und Messdaten erzielen. Kompromisse bei Anpassungen einzelner Versuche sind daher unvermeidlich, wie das Beispiel der CDM-Berechnung von Hampel in Abb. 10 zeigt.

Die einheitlichen Kennwerte beschreiben vielmehr das mittlere Verhalten eines Salztyps unter den gegebenen Bedingungen. Dazu ist es erforderlich, dass genügend viele verlässliche Versuche mit dem betrachteten Salztyp bei unterschiedlichen, in situ relevanten Randbedingungen vorliegen. Während, wie bereits ausgeführt, mit individuellen Anpassungen nahezu perfekte Übereinstimmungen erzielt werden können, wird bei dem hier gezeigten Beispiel mit einem einheitlichen CDM-Kennwertsatz für Asse-Speisesalz der Versuch Ass401 unterschätzt und der Versuch Ass432 überschätzt.

Dabei ist aber zu bedenken, dass bei Wiederholungen der Versuche ebenfalls Abweichungen zwischen den verschiedenen Versuchsergebnissen zu erwarten sind. Grundsätzlich werden die Kurvenverläufe richtig wiedergegeben, vor allem der Dilatanzabfall in der Rückbildungsphase wird von den Stoffgesetzen der Partner korrekt beschrieben. Auch wenn bisher erst wenige verlässliche Daten zur Schädigungsrückbildung vorliegen, kann daher aus den ersten Ergebnissen geschlossen werden, dass die Stoffgesetze grundsätzlich geeignet sind, auch dieses Verformungsphänomen richtig zu beschreiben.

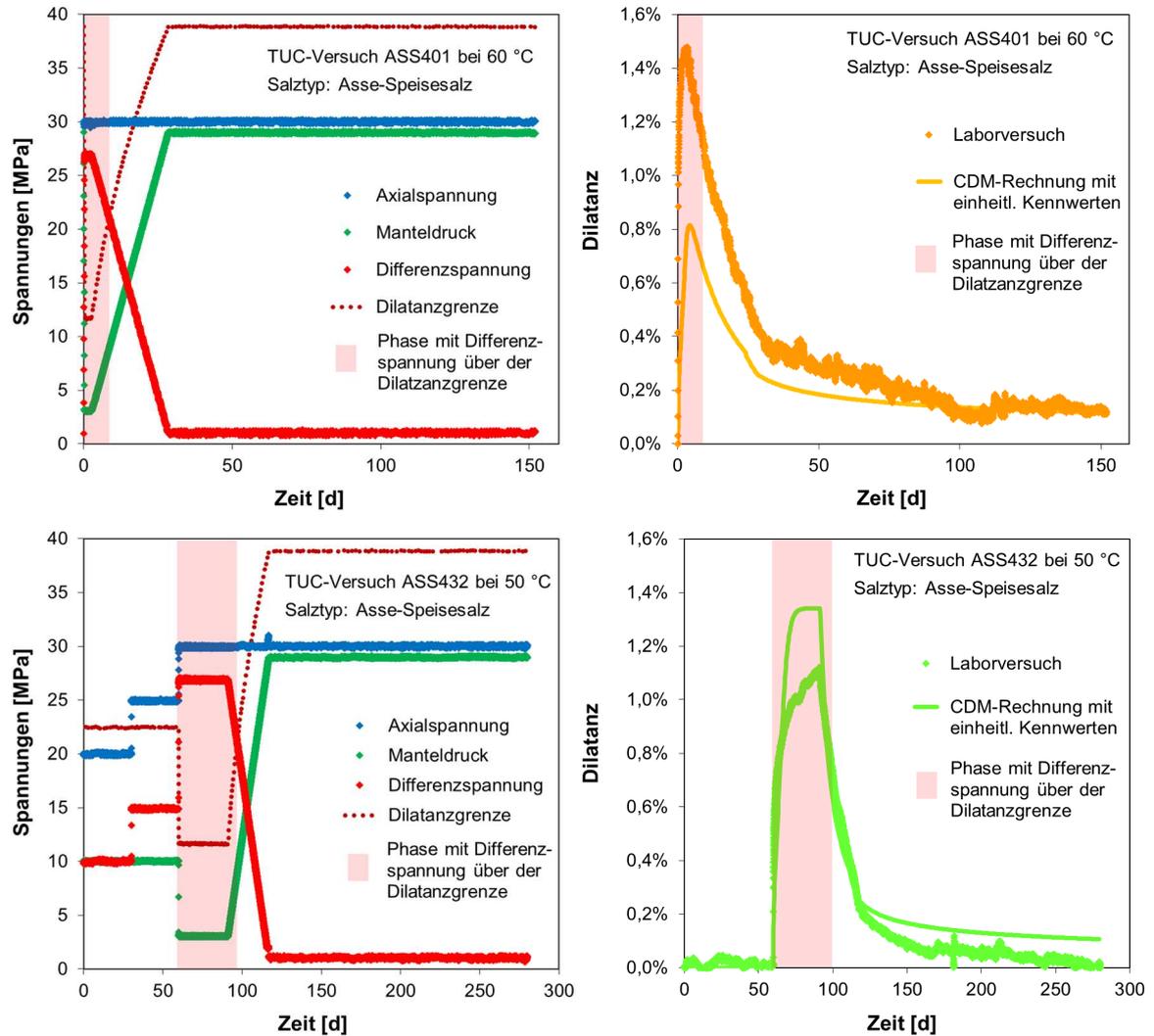


Abb. 10 Beispiel für die Nachrechnung der beiden TUC-Verheilungsversuche aus Tab. 5, hier mit dem CDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz. In dem rosa hinterlegten Bereich liegt die Differenzspannung über der Dilatanzgrenze und es wird über einen definierten Zeitraum Schädigung und Dilatanz erzeugt. Sie bildet sich in der anschließenden Phase mit abnehmender Differenzspannung wieder zurück. Als Dilatanzgrenze wurde die Funktion aus Formel (1) auf Seite 13 verwendet.

## 4 Modellierung von In-situ-Situationen in der Asse

### 4.1 IFC

Durch Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz und Anpassungen der Stoffgesetze an die Versuchskurven wurden von jedem Projektpartner Kennwertsätze für diesen Salztyp bestimmt. Mit ihnen wurde anschließend die Konvergenz eines nicht erhitzten und eines erhitzten Abschnitts eines tiefen Bohrlochs in der Schachtanlage Asse II als reales Anwendungsbeispiel zum Einfluss der Temperatur auf die Verformung in einer untertägigen Steinsalzstruktur berechnet.

Das 300 m lange Bohrloch mit einem Durchmesser von 31,5 cm war im Dezember 1979 von der 750-m-Sohle ausgehend vertikal nach unten trocken gebohrt worden, siehe Abb. 11. Am 21. Dezember 1979, drei Tage nach Fertigstellung der Bohrung, begann das Energieforschungszentrum der Niederlande ECN (*Energieonderzoek Centrum Nederland*) in einer Bohrlochtiefe von 292 m mit Messungen der freien Bohrlochkonvergenz bei der natürlichen Gebirgstemperatur (IFC, *Isothermal Free Convergence*). Sie dauerten 830 Tage bis zum 30. März 1982 [Doeven, Soullié & Vons 1983, Vons 1984, Lowe & Knowles 1989]. Die Simulation des anschließend ab dem 14. Juli 1983 durchgeführten HFCEP-Versuchs (*Heated Free Convergence Probe*) mit einem in das Bohrloch herabgelassenen Erhitzer wird im nächsten Kapitel 4.2 beschrieben. Die beiden In-situ-Beispiele wurden von den Projektpartnern aus den folgenden Gründen ausgewählt:

1. Das kreisrunde Bohrloch hat eine einfache Geometrie, welches die Berechnungen und den Vergleich der Ergebnisse der Projektpartner vereinfacht.
2. Da das Bohrloch tief und weit entfernt von anderen Grubenbauen liegt, kann zum Berechnungsstart ein isotroper Spannungszustand angenommen werden.

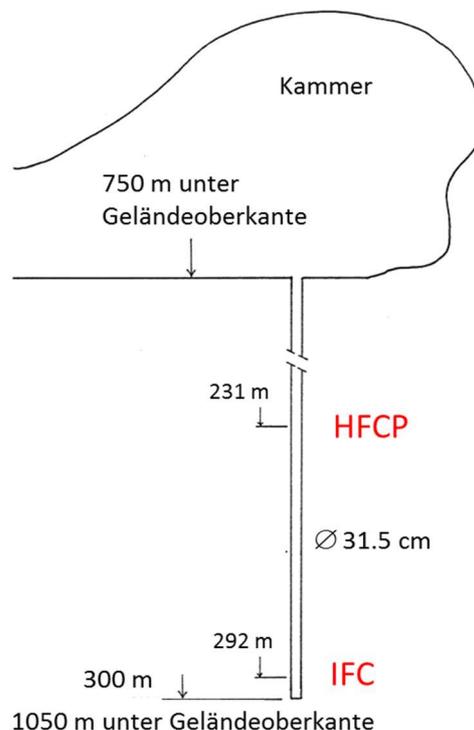


Abb. 11 Skizze des 300 m langen, tiefen Bohrlochs in der Schachtanlage Asse II mit den Positionen der ECN-Messung der freien Konvergenz bei Gebirgstemperatur (IFC) und dem HFCEP-Versuch mit Erhitzer im Bohrloch [nach Lowe & Knowles 1989].

3. Die IFC-Messungen begannen nur drei Tage nach Fertigstellung des Bohrlochs. Daher wurde auch ein größerer Teil der anfänglichen transienten Verformung erfasst.
4. Die Messungen sind gut dokumentiert und für einen Vergleich mit den Berechnungsergebnissen zugänglich.

Die Simulation der freien Bohrlochkonvergenz IFC wurde für 1200 Tage mit folgenden Berechnungsrandbedingungen durchgeführt:

- Hydrostatischer Anfangsspannungszustand 24 MPa aufgrund der Auflast der darüber liegenden Gesteinsschichten infolge der Tiefe der IFC-Messungen von 1042 m.
- Gebirgstemperatur bei konstant 42 °C [Doeven, Soullié & Vons 1983].
- Berechnungsmodell: Entweder a) Scheibenmodell eines horizontalen Viertelkreises der Bohrlochumgebung oder 2) keilförmiger Zylinderausschnitt mit Öffnungswinkel 5°; beide: Höhe 1 m (KIT: 0,5 m), Innenradius 15,75 cm, Außenradius 20 m, siehe Beispiele in Abb. 12.

Zunächst wurden die Stoffgesetze an die IFC-Messdaten als Grundlage für die anschließende HFCEP-Simulation angepasst, siehe Abb. 13. Mit einer solchen nachträglichen Feinjustierung von in der Regel nicht mehr als ein bis zwei Kennwerten (meist nur für das stationäre Kriechen) anhand von In-situ-Messergebnissen kann dem spezifischen Verformungsverhalten von Steinsalz in einer Untertagestruktur besser Rechnung getragen und dadurch die Genauigkeit und Aussagekraft der Berechnungsergebnisse erhöht werden. Im Vergleich mit den aus den Laborversuchen gewonnenen Informationen treten in der Bohrlochumgebung nämlich folgende Besonderheiten auf:

- ECN berichtet von im Bohrloch festgestellter Feuchtigkeit, die nicht gemessen wurde, aber einen beschleunigenden Einfluss auf die Konvergenz haben kann.
- Die Anfangsspannung von 24 MPa ist eine Annahme aufgrund der Teufenlage, der tatsächliche Wert ist unbekannt.

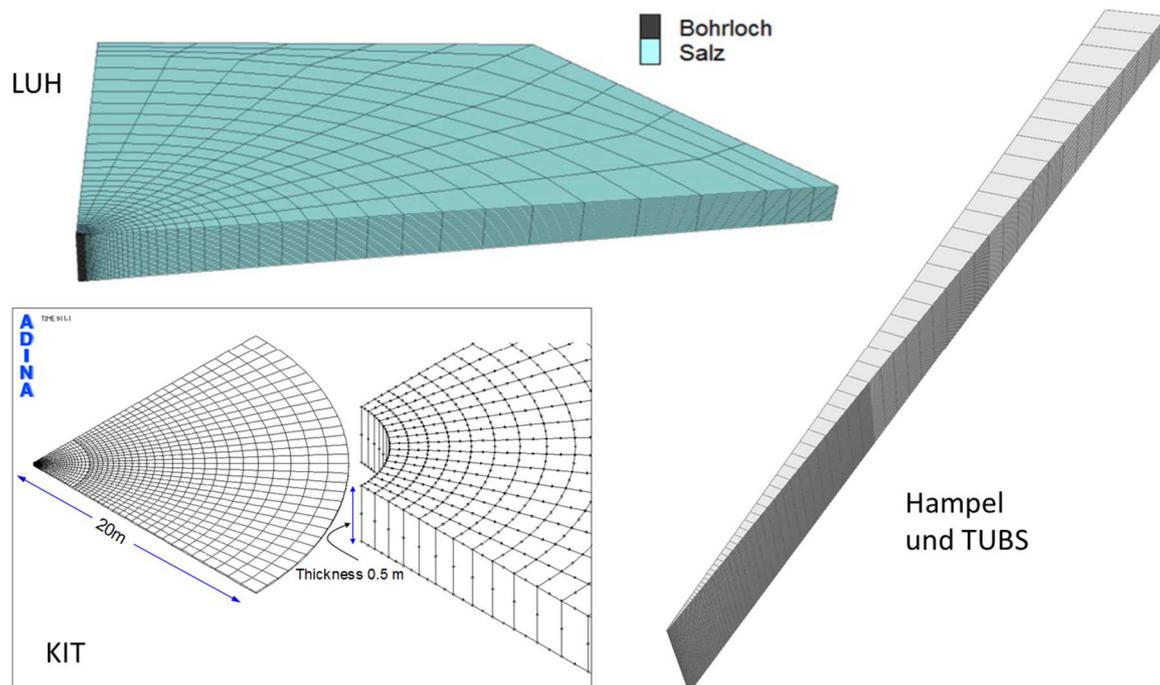


Abb. 12 Verschiedene, von einigen Partnern in den IFC-Simulationen verwendete Modelle.

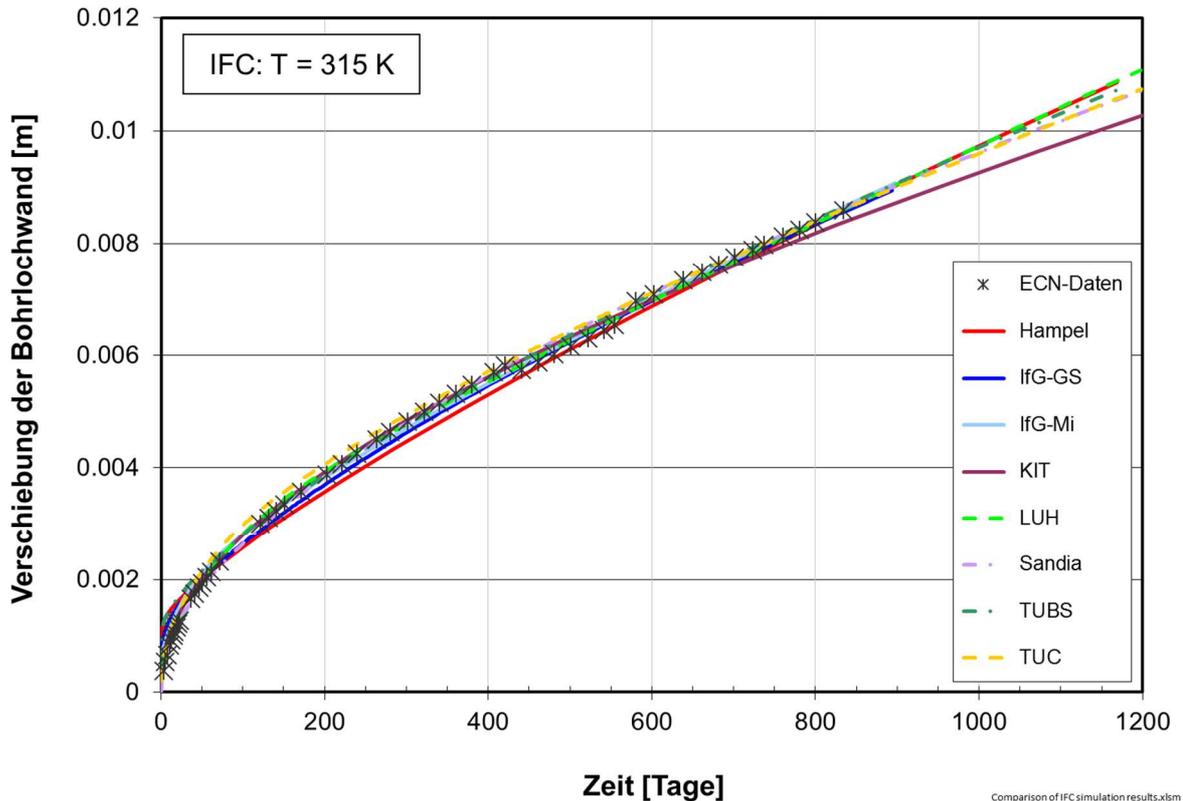


Abb. 13 Anpassungen der Stoffgesetze an die ECN-Messdaten der radialen Verschiebungen der Bohrlochwand bei der natürlichen Gebirgstemperatur (IFC). Dazu wurden die Kennwerte von ein bis zwei Stoffgesetzparametern nachjustiert. Dies ermöglicht anschließend realistischere Simulationen des HFCP-Versuchs in dem Bohrloch.

- Die Laborproben aus Asse-Speisesalz wurden nicht in der unmittelbaren Umgebung des Bohrlochs gewonnen. Wie der Vergleich der stationären Kriechraten aus den älteren BGR-Versuchen und den neuen IfG-Versuchen in Abb. 6 zeigt, können aber selbst innerhalb einer Steinsalzschiebt von Ort zu Ort Unterschiede im Verformungsverhalten auftreten.

Im vorliegenden Fall ermöglichten daher die Nachjustierungen einzelner Kennwerte anhand der IFC-Messdaten einen realistischeren Vergleich der nachfolgenden HFCP-Berechnungsergebnisse mit den dortigen Messergebnissen zur Konvergenz unter Temperatureinfluss. Alle anderen Kennwerte wurden unverändert aus den Laborversuchsanpassungen übernommen.

## 4.2 HFCP

Am 14. Juli 1983, 1304 Tage nach der Fertigstellung des Bohrlochs, hat das ECN drei in das Bohrloch herabgelassene Erhitzer mit einer Gesamthöhe von 3 m und dem Zentrum in einer Bohrlochtiefe von 231 m (981 m unter der Erdoberfläche, siehe Abb. 11) eingeschaltet [Lowe & Knowles 1989]. Die Konfiguration der Erhitzersonde ist in Abb. 14 links dargestellt. Die Aufheizung des umgebenden Steinsalzes mit den mittleren drei Zonen wurde nach 19 Tagen beendet, weil die Sonde aufgrund der durch die Erwärmung erhöhten Konvergenz des Bohrlochs mit der Bohrlochwand in Kontakt zu kommen drohte. Die Konvergenz in der anschließenden Abkühlphase wurde vom ECN für etwa drei weitere Tage gemessen.

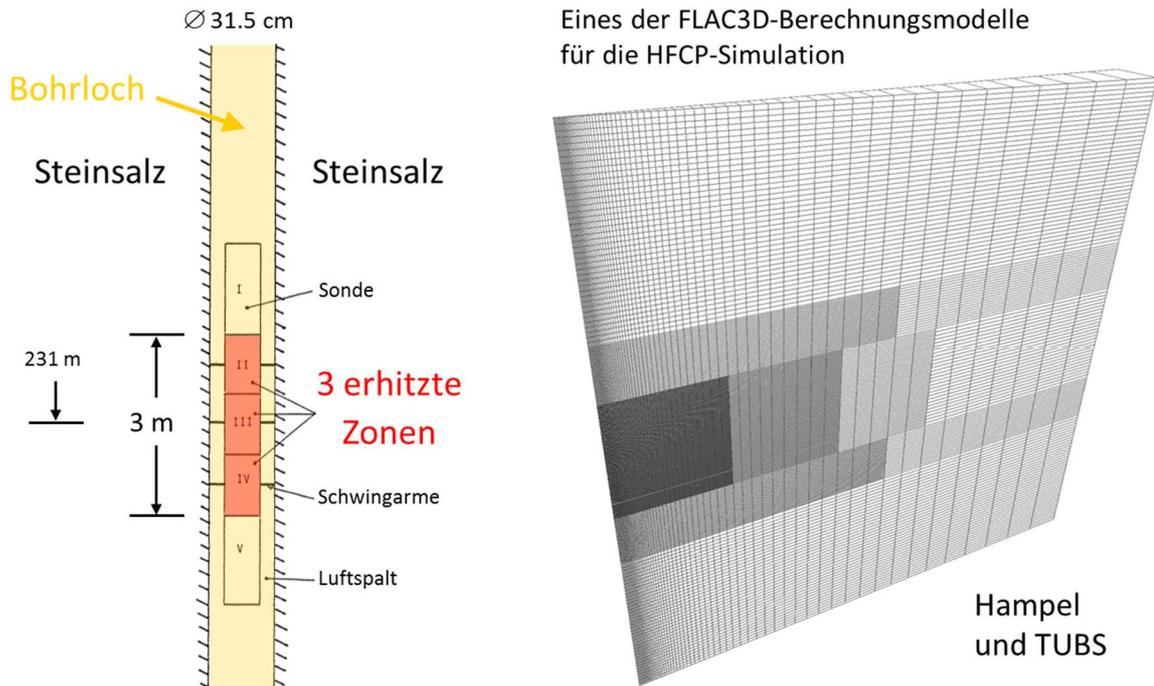


Abb. 14 Links: Skizze der HFCEP-Erhitzersonde in der Tiefe 231 m des 300 m langen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II, siehe Abb. 11 [nach Lowe & Knowles 1989]. Rechts: Beispiel eines FLAC3D-Berechnungsmodells für die HFCEP-Simulation.

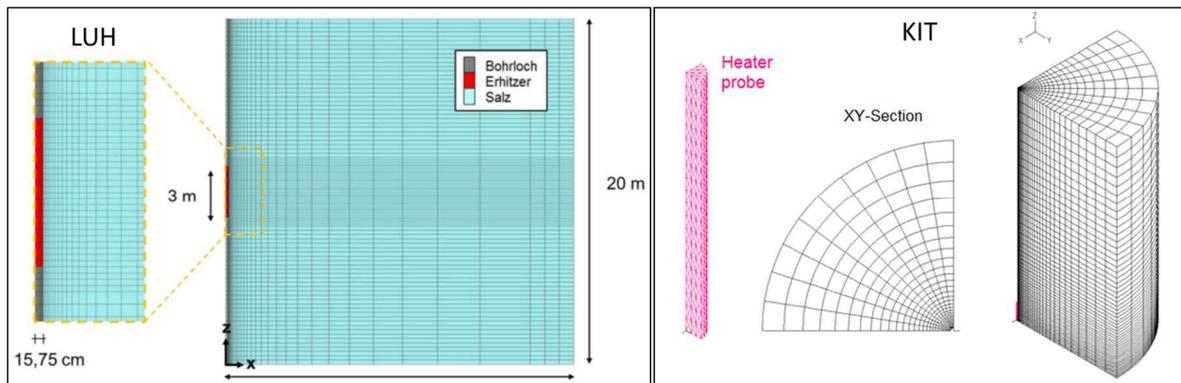


Abb. 15 Weitere FLAC3D-Berechnungsmodelle (Viertelscheiben) der HFCEP-Simulation.

Abb. 14 zeigt auf der rechten Seite das Beispiel eines FLAC3D-Berechnungsmodells, das aus dem IFC-Modell in Abb. 11 hervorgegangen ist und daher ebenfalls aus einem Zylinderabschnitt mit einem Öffnungswinkel von  $5^\circ$  besteht. Das 20 m hohe Modell wurde im Erhitzerabschnitt, d. h. in der Höhe  $z = 8,5 \dots 11,5$  m sehr fein vernetzt, die kleinsten Elemente haben dort eine Dimension von ca.  $\Delta x \times \Delta y \times \Delta z = 5 \times 14 \times 19$  mm, das Modell enthält 24938 Elemente und 50788 *gridpoints*. In Abb. 15 sind zwei Viertelscheibenmodelle wiedergegeben, die die Partner LUH in FLAC3D und KIT in ADINA verwendet haben, wobei KIT zunächst nur die obere Hälfte modelliert und dabei keinen geothermischen und lithostatischen Gradienten berücksichtigt hat. Anschließend benutzte KIT in ADINA ein rotations-symmetrisches 2D-Modell mit ca. 3200 isoparametrischen Elementen mit 8 Knoten, so dass die Elemente an der Bohrlöchwand im beheizten Bereich gleichmäßig quadratisch und nicht größer als ca.  $2 \times 2$  cm waren. Die HFCEP-Modelle haben eine Gesamthöhe und einen Außenradius von jeweils 20 m (KIT-2D-Modell: 50 m). Die Wand des Bohrlochs mit einem Radius von 15,75 cm befindet sich jeweils am linken Modellrand.

Da der HFCEP-Versuch im Bohrloch 62 m über der Position der IFC-Messungen durchgeführt wurde (s. Abb. 11), wurden die Berechnungsrandbedingungen wie folgt angepasst:

- Isotroper Anfangsspannungszustand entsprechend der Auflast der darüber liegenden Gesteinsschichten (Teufe 981 m): 23 MPa auf mittlerer Modellhöhe (IFC: 24 MPa).
- Gebirgstemperatur vor dem Einschalten der Erhitzer auf mittlerer Modellhöhe bei 40,8 °C (IFC: 42 °C) mit 0,02 °C/m vertikalem Gradienten [Lowe & Knowles 1989].
- Elastische Gleichgewichtsberechnung des kompakten Modells vor der Auffahrung des Bohrlochs mit Gravitation.
- Anschließend instantane Auffahrung des Bohrlochs und Kriechberechnung der isothermen freien Bohrlochkonvergenz vor Beginn der Erwärmung für 1309 Tage (gerechnet ab Auffahrung des zugehörigen HFCEP-Bohrlochabschnitts).
- Es wurden die modifizierten Kennwerte aus den IFC-Anpassungen sowie für die übrigen Parameter die Werte aus den Laborversuchsanpassungen verwendet.

Die Wirkung der drei eingeschalteten Erhitzer aus Abb. 14 links wurde in der Simulation für 19 Tage als Temperaturrandbedingung auf die Bohrlochwand in der Modellhöhe bei  $z = 8,5 \dots 11,5$  m aufgeprägt. Die Partner haben diese Art der Modellierung gewählt, weil bei der direkten Simulation der Erhitzer als Wärmequelle messtechnische Artefakte infolge von Wärmestrahlung, Wärmeleitung durch die Schwingarme und Konvektion im Bohrloch nicht bekannt waren. Aus diesem Grund sind die ECN-Temperaturdaten nicht völlig identisch mit der Salztemperatur [Lowe & Knowles 1989]. Daher wurde für den zeitlichen Verlauf der jeweils kleinste Wert der drei ECN-Messungen an den Spitzen der Schwingarme in der oberen, mittleren und unteren erhitzten Zone aus Abb. 14 vorgegeben, siehe Tab. 12 und Abb. 16. Die kleinsten Werte wurden aufgrund der Annahme gewählt, dass sich die Schwingarme schneller als der Luftspalt zwischen Sonde und Bohrlochwand aufgeheizt haben und daher die Oberflächentemperatur des Salzes mit diesen Messungen eher überschätzt wird. Bei  $t_{therm} = 1$  d wurde der Mittelwert genommen, um einen glatteren Kurvenverlauf zu erhalten. Zur Vereinfachung wurde die Temperatur über die gesamte Erhitzerhöhe gleich vorgegeben. Ab Tag 19 wurde die freie Abkühlung ohne Temperaturvorgabe berechnet. Abb. 16 zeigt, dass das Ergebnis auch dort recht gut mit den ECN-Messdaten übereinstimmt.

Zeit [Tage]	T [°C] (ECN-Messungen an Schwingarmen)			HFCEP-Simulation
	Oben	Mitte	Unten	Vorgabe T [°C]
0				40,8
0,1	113	99	94	94
0,5	168	163	153	153
1	179	179	163	(Ø) 173
2	185	202	189	185
3	191	210	196	191
5	199	219	205	199
10	213	251	220	213
15	223	262	224	223
19	229	281	233	229
20	81	91	79	keine Vorgabe
21	68	74	66	keine Vorgabe
22	63	68	61	keine Vorgabe

Tab. 12 In der HFCEP-Simulation vorgegebener Temperaturverlauf (rot), der sich an den ECN-Messungen [Lowe & Knowles 1989] in den drei Erhitzerzonen aus Abb. 14 orientiert. Die Abkühlung erfolgte ohne Temperaturvorgabe, siehe Abb. 16.

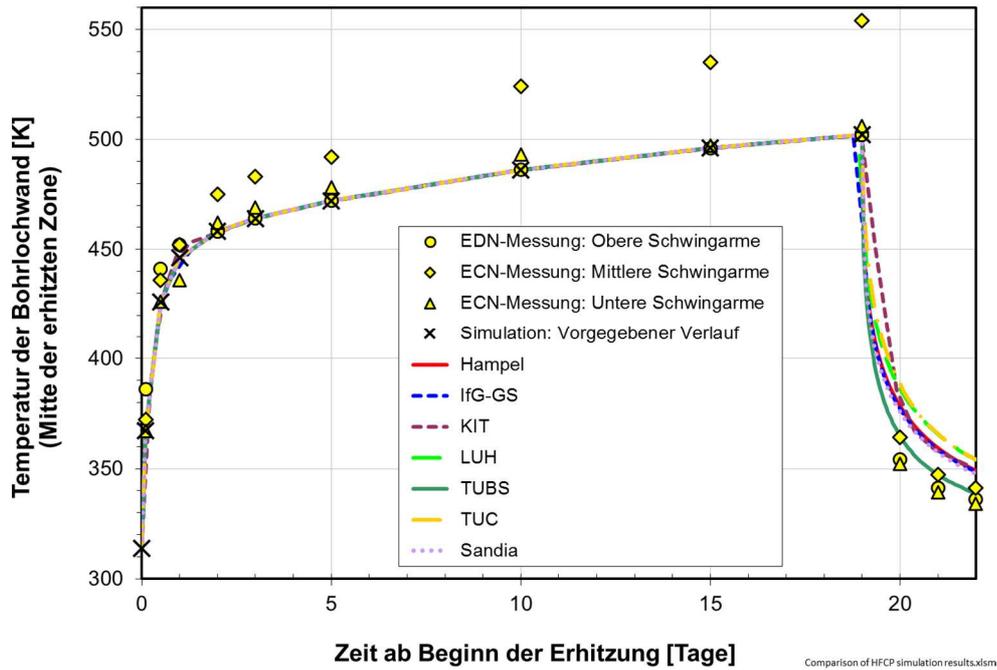


Abb. 16 Berechnete Temperaturverläufe im Vergleich mit ECN-Messdaten in den drei Erhitzerzonen, siehe Tab. 12. Ab Tag 19 wurde eine freie Abkühlung simuliert.

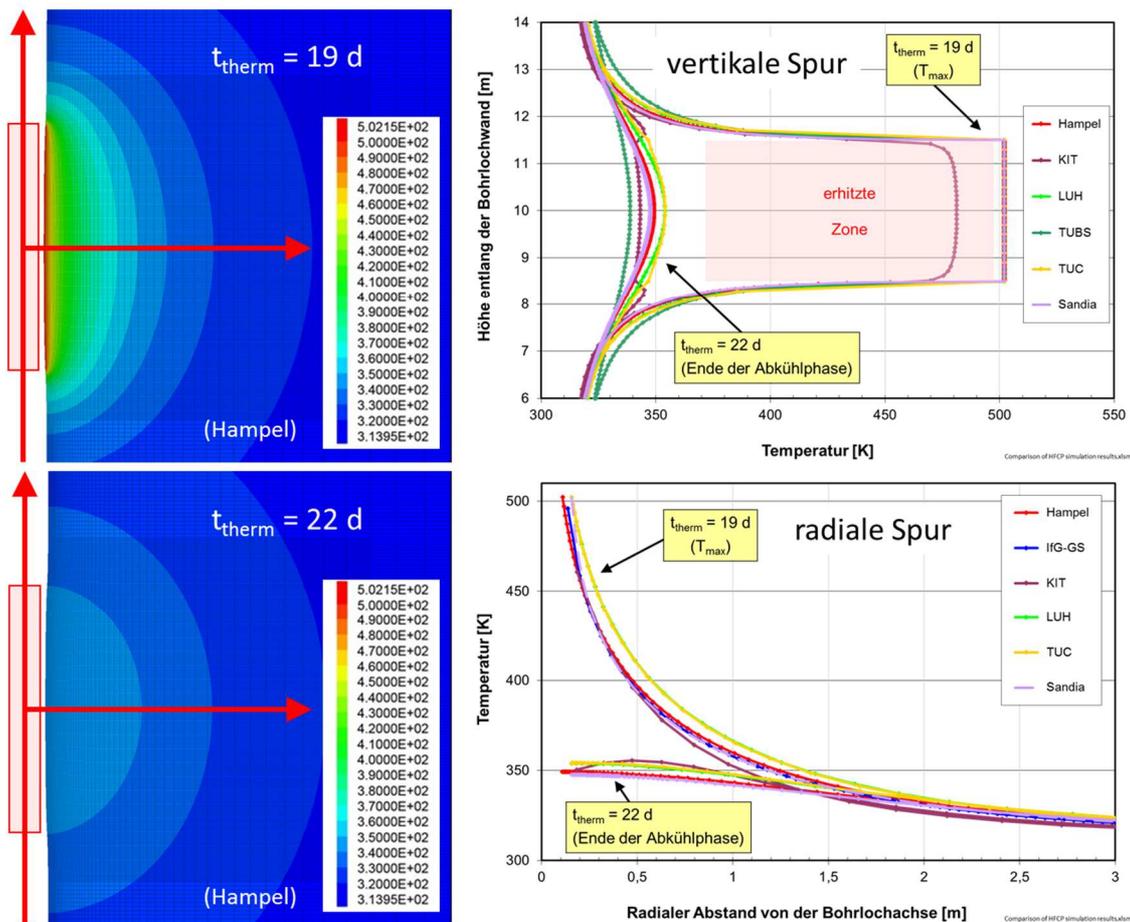


Abb. 17 Links: Berechnete Temperaturverteilungen [K] (Beispiel: CDM von Hampel) nach 19 und 22 Tagen im Bereich der Erhitzer (skizziert durch rote Rechtecke). Rechts: Vergleiche der von den Partnern berechneten Temperaturverläufe vertikal entlang der Bohrlochwand (oben) und horizontal in mittlerer Modellhöhe (unten).

Abb. 17 zeigt die Ergebnisse der Partner zur berechneten Temperaturentwicklung nach der anfänglichen Kriechphase von 1309 Tagen bei konstant 40,8 °C und der anschließenden Aufheizung für 19 Tage sowie außerdem am Ende der freien Abkühlung bei  $t = 22$  d. Das Diagramm demonstriert, dass die Partner eine vergleichbare Temperaturentwicklung simuliert haben. Das KIT-Ergebnis aus der Berechnung mit ADINA liegt bei der vertikalen Spur (Diagramm oben rechts) etwas tiefer, weil die Temperatur nicht direkt am Bohrlochrand, sondern im Inneren der ersten FEM-Elementreihe ausgewertet wurde.

Die durch den Temperatureinfluss auf die Kriechverformung im erwärmten Steinsalzbereich mit der Zeit zunehmende Verschiebung der Bohrlochwand ist in Abb. 18 links im Vergleich mit Messungen der ECN in den drei Erhitzerzonen aus Abb. 14 dargestellt. Trotz der einfachen Annahmen, der Nachjustierung zweier Kennwerte anhand der IFC-Simulationen und der ansonsten aus den Laborversuchsnachrechnungen erhaltenen Kennwerte zeigen die meisten Berechnungsergebnisse eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Da nach dem Abschalten der Erhitzer die Temperatur recht schnell absinkt, siehe Abb. 16, kommt zwischen den Tagen 19 und 22 nur noch sehr wenig Verformung hinzu.

Auf der rechten Seite in Abb. 18 ist als Beispiel eine von Hampel mit dem CDM berechnete Verteilung der Verschiebungen bei Erreichen des Temperaturmaximums am 19. Tag anhand von Pfeilen veranschaulicht, deren Länge und Farbe vom Betrag der Verschiebung abhängt.

In Abb. 19 werden die bei Erreichen des Temperaturmaximums berechneten Verschiebungen der Bohrlochwand im erwärmten Abschnitt mit ECN-Messdaten verglichen. Auch hier zeigt sich nicht nur der große Einfluss der Erwärmung auf die Konvergenz des Bohrlochs, sondern wiederum eine überwiegend gute Übereinstimmung mit den Messdaten.

Abb. 20 gibt die berechnete Von-Mises-Vergleichsspannung in verschiedenen Darstellungen wieder. Die Spannung ist an der Salzkontur unmittelbar über und unter der erhitzten Zone sowie im erhitzten Bereich etwas hinter der Kontur erhöht. Direkt an der Bohrlochwand ist sie in der erhitzten Zone dagegen aufgrund der Ausbauchung der Wand und der durch die Temperatur erhöhten Duktilität vermindert. Man erkennt in der Verteilung und der

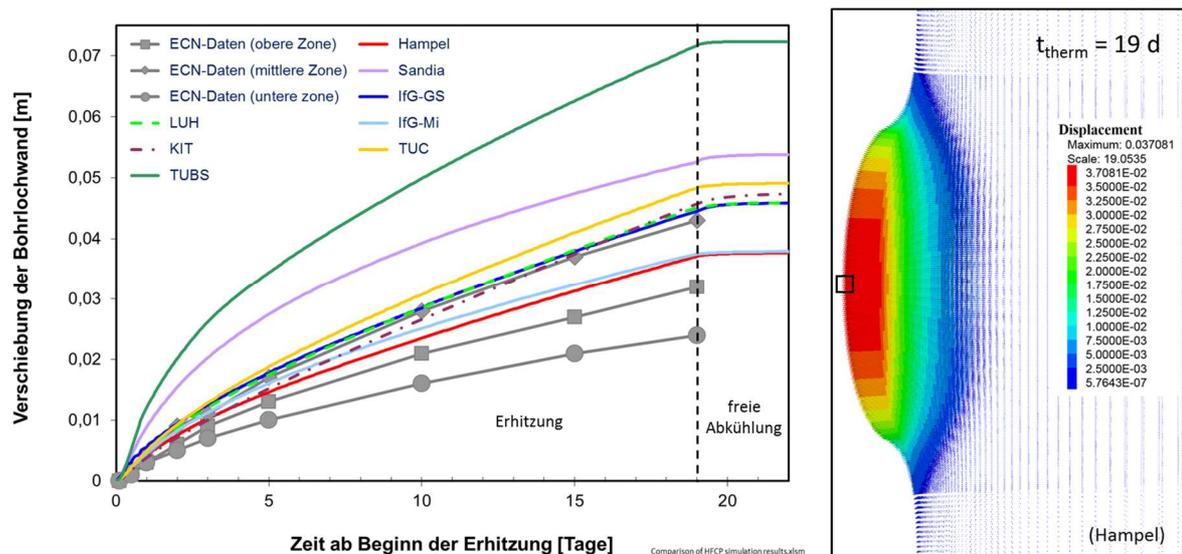


Abb. 18 Links: Von den Partnern berechnete Verschiebungen der Bohrlochwand in der Mitte des erhitzten Bereichs (Quadrat im rechten Bild) im Vergleich mit ECN-Messdaten in den drei erhitzten Zonen aus Abb. 14. Rechts: Vergrößerte Darstellung der Verschiebungen [m] im mittleren Modellabschnitt bei Erreichen des Temperaturmaximums nach 19 Tagen (Beispiel: CDM von Hampel).

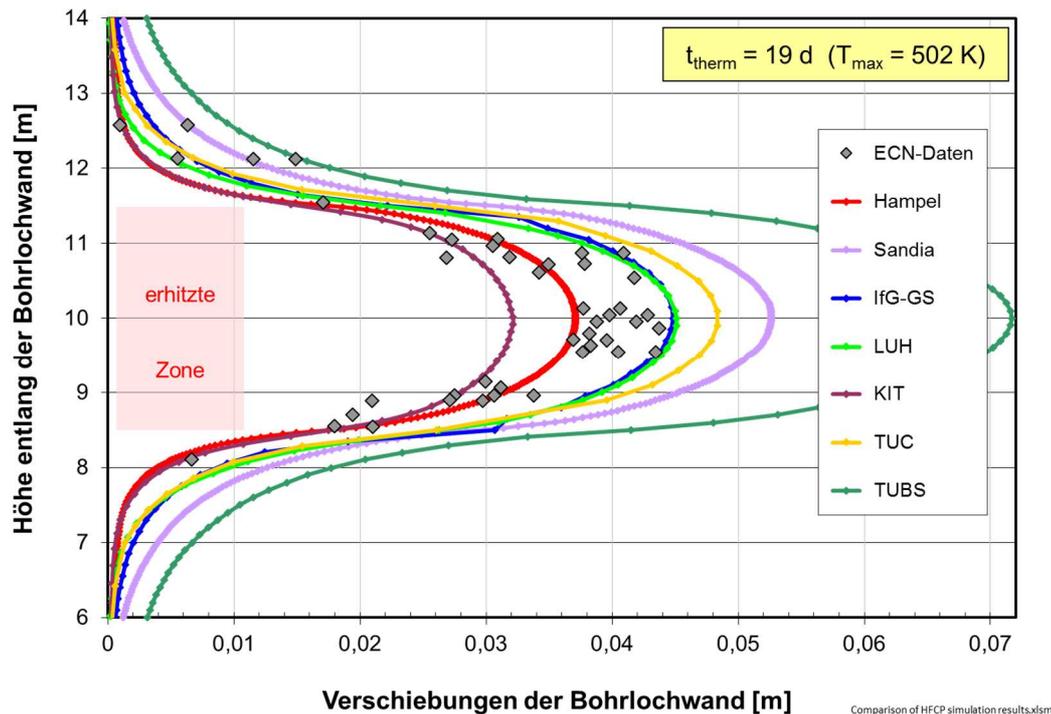


Abb. 19 Berechnete Verschiebungen der Bohrlochwand im erhitzten Bereich bei Erreichen des Temperaturmaximums nach 19 Tagen im Vergleich mit ECN-Messdaten.

horizontalen Spur nach 22 Tagen in den unteren Bildern, dass die Vergleichsspannung infolge der Abkühlung an der Salzkontur weiter absinkt – nahe dem Rand der erhitzten Zone oben und unten sogar bis auf null. Durch Spannungsumlagerung erhöht sich dafür das Maximum im Salz hinter der Kontur gegenüber der Kurve von Tag 19 wieder etwas, siehe die horizontalen Spuren, obwohl sich die Verformung während der Abkühlung kaum noch ändert (Abb. 18). Dies legt nahe, dass die Änderungen in der Vergleichsspannung während der Abkühlung durch thermisch induzierte Spannungsumlagerungen hervorgerufen werden.

In den Simulationen des IfG mit dem Günther/Salzer-Modell und dem Minkley-Modell wurden zusätzlich verschiedene Varianten gerechnet und dabei auch die Auswirkungen von thermisch induzierten Zugspannungen aufgrund der Abkühlung berücksichtigt, siehe den IfG-Einzelbericht. Abb. 21 und Abb. 22 demonstrieren, dass die von ihnen hervorgerufene Schädigung Lokalisationen zeigt, die als Zugrisse interpretiert werden.

Auch bei der Verteilung der minimalen Hauptspannung, das heißt der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente, in Abb. 23 oben zeigt sich am Beispiel des Ergebnisses von Hampel ein ähnliches Ergebnis: Infolge der Abkühlung hat sich zwischen Tag 19 und Tag 22 an der Bohrlochwand in der erhitzten Zone die Spannung bis in den Zugspannungsbereich hinein abgesenkt (oben rechts: pinke Fläche) und dafür das Maximum weiter in das Salz verschoben. Die Zugspannungen wurden im CDM allerdings auf 0,2 MPa begrenzt, sodass der Bereich zwar angezeigt, eine Zugschädigung und Entstehung von Zugrisen aber in diesem Vorhaben noch nicht berechnet wurde. Das untere Diagramm in Abb. 23 zeigt, dass auch die anderen Partner Zugspannungen aufgrund der Abkühlung errechnet haben, wobei LUH, TUC und Sandia keine Begrenzung verwendet haben.

Die Modellierung der Auswirkungen von Zugspannungen ist eines der Schwerpunktthemen im nachfolgenden Verbundprojekt WEIMOS.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der als Beispiel berechnete Temperatureinfluss auf die Konvergenz der Bohrlochs in der erhitzten Zone mit den Stoffgesetzen in Übereinstimmung mit den Messdaten der ECN korrekt modelliert wird.

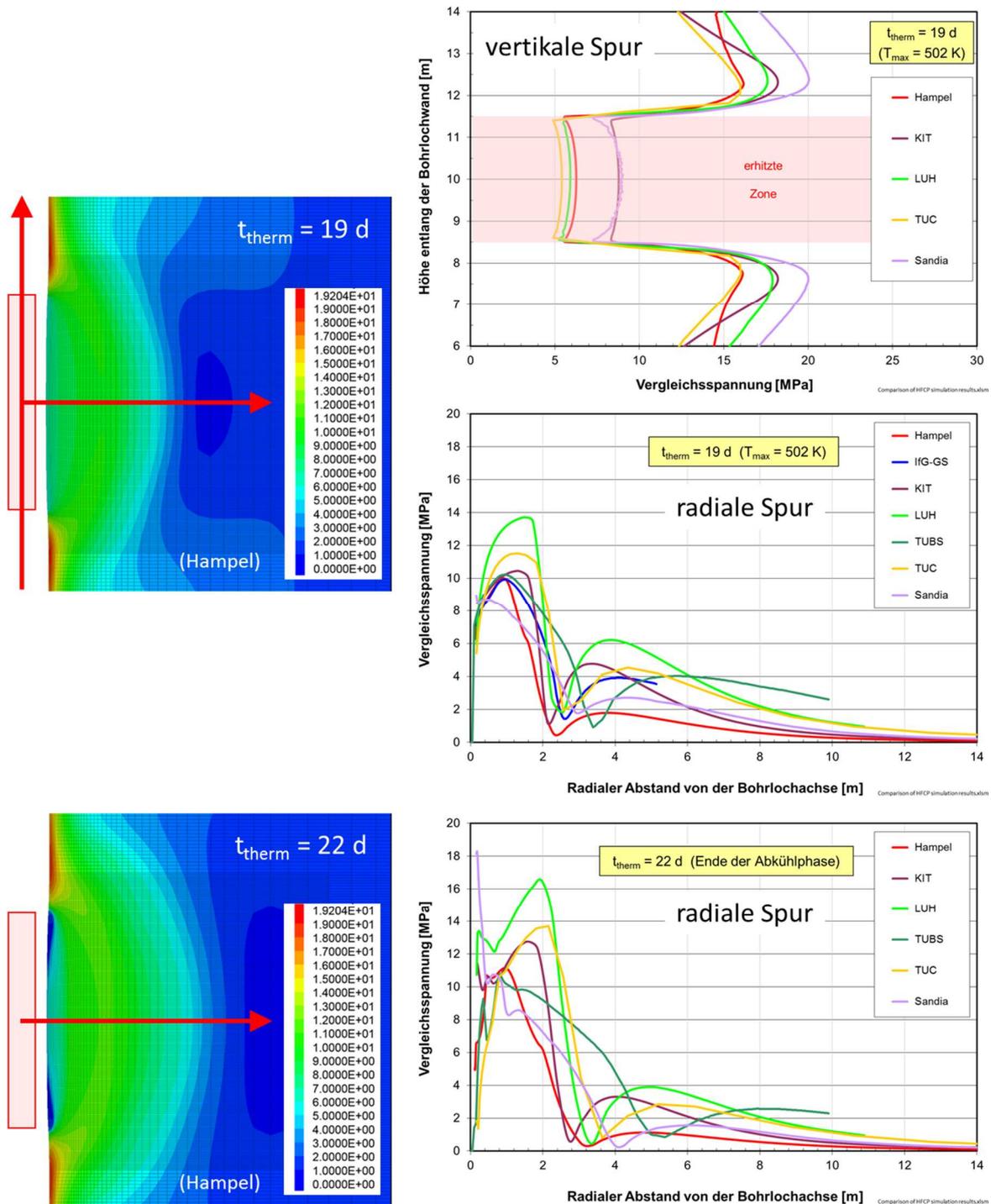


Abb. 20 Links: Berechnete Verteilungen der Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] nach 19 und 22 Tagen (Beispiel: CDM von Hampel). Rechts: Vergleiche der von den Partnern berechneten Verläufe bei  $t = 19 \text{ d}$  vertikal entlang der Bohrlochwand (oben) und horizontal in mittlerer Modellhöhe (Mitte) sowie horizontal am Ende der Abkühlung nach 22 Tagen (unten).

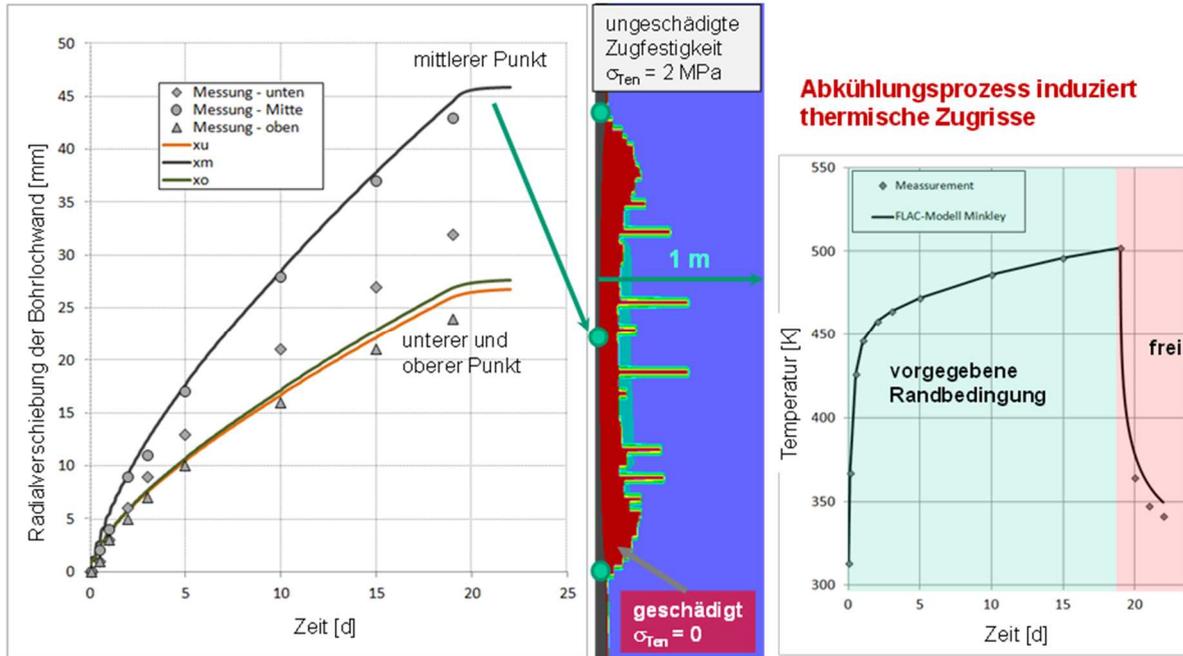


Abb. 21 Vergleich der gemessenen und mit dem Günther/Salzer-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie der Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) – Variante 5 [Einzelbericht des IfG].

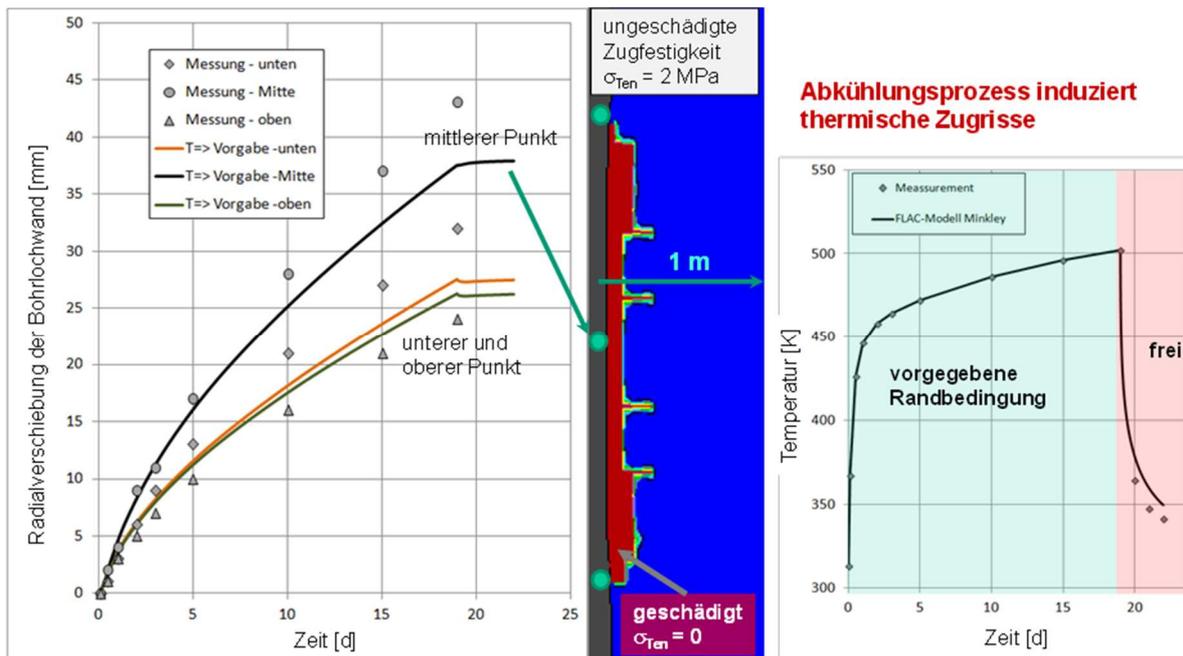


Abb. 22 Vergleich der gemessenen und mit dem Minkley-Modell berechneten Entwicklung der Radialverschiebungen (links), durch die Abkühlung hervorgerufene Schädigung durch Zugrisse (Mitte) sowie Temperaturverlauf an der Bohrlochkontur (rechts) – Variante [Einzelbericht des IfG].

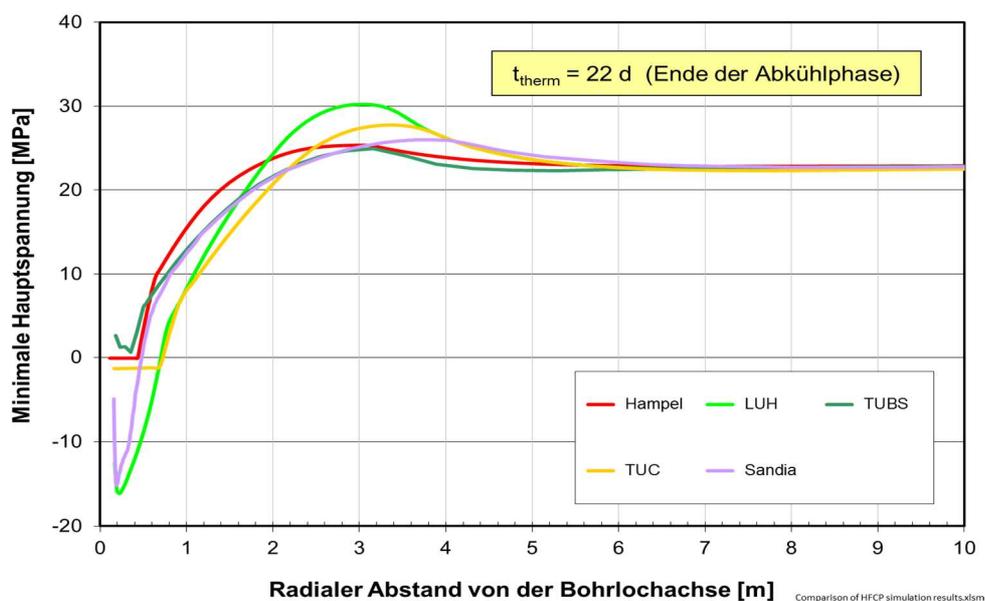
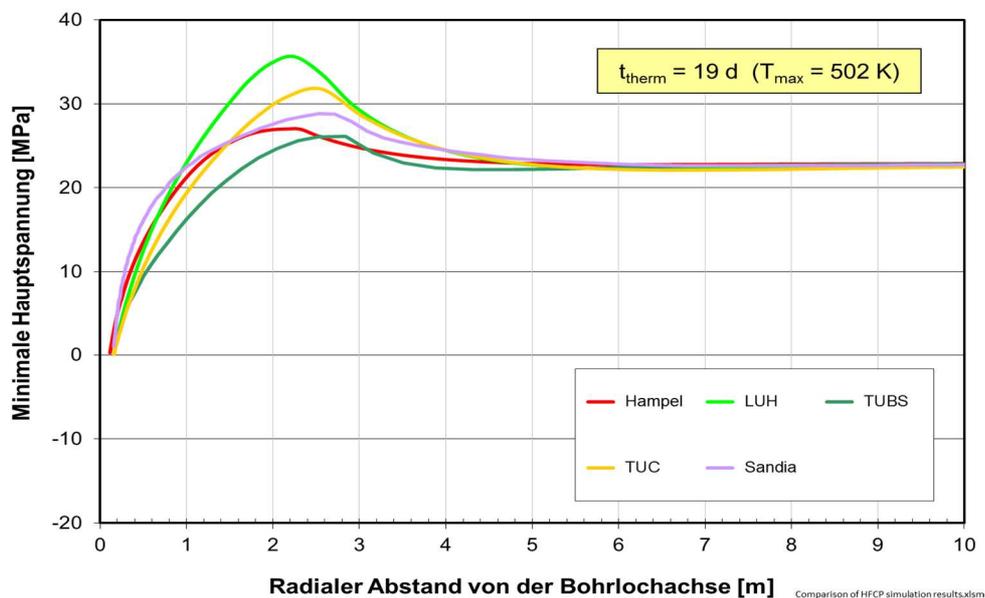
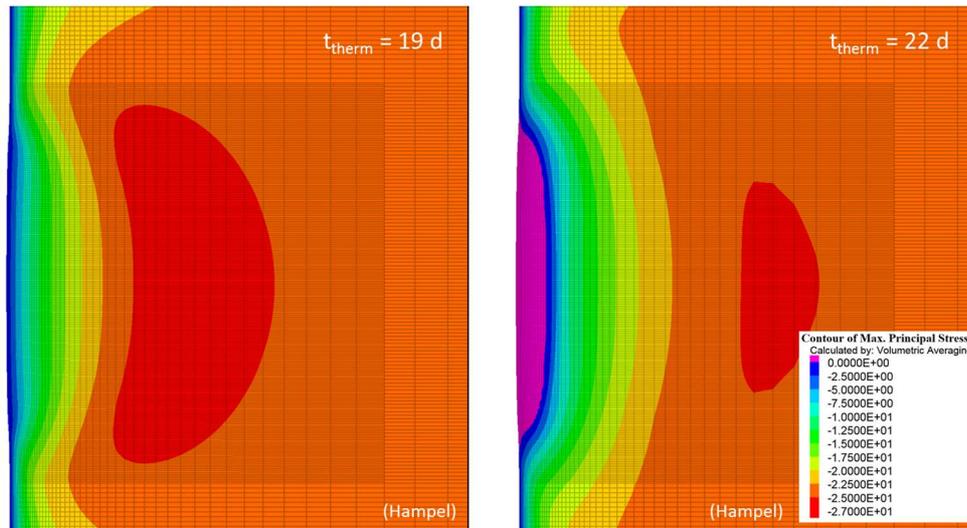


Abb. 23 Oben: Mit dem CDM berechnete Verteilungen der minimale Hauptspannung [MPa] im Temperaturmaximum und nach der Abkühlung, Mitte und unten: Verläufe bei  $t = 19$  und  $22$  d auf mittlerer Modellhöhe horizontal in das Salz hinein.

### 4.3 Dammjoch

Als reales In-situ-Berechnungsbeispiel für die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung wurde von den Projektpartnern das „Dammjoch“ in der SchachtanlageASSE II ausgewählt. Es befindet sich auf der 700-m-Sohle in der Vahlberger Strecke (Richtstrecke nach Osten im Sohlenniveau), die 1911 als Erkundungsstrecke und Verbindungsstrecke zum damals im Bau befindlichen SchachtASSE III aufgeföhren wurde. Drei Jahre später wurde ein 25 m langes Barrierebauwerk aus gussstählernen Tübbingen und Beton zur Verfüllung des Hohlraums zwischen den Stahlringen und der Streckenkontur eingebaut, siehe Abb. 24 und Abb. 25 [Wieczorek & Schwarzianeck 2004, BfS 2014]. Die Strecke hat eine Dimension von ca.  $h \times b = 2,75 \text{ m} \times 3,80 \text{ m}$ . Der Innendurchmesser der Tübbinge beträgt 2,30 m, deren Dicke 10 cm. In Abb. 25 erkennt man, dass die Last des aufliegenden Gebirges und Konvergenz der

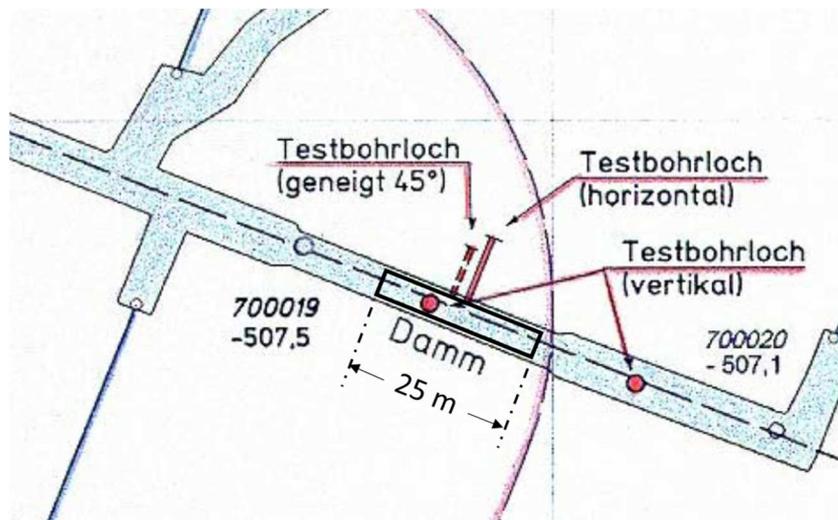


Abb. 24 Skizzierte Aufsicht auf die Vahlberger Strecke mit Dammjoch auf der 700-m-Sohle der SchachtanlageASSE II. Die Bohrlöcher dienen für die GRS-Messungen Ende der 1990er Jahre, siehe Abb. 26 [Wieczorek & Schwarzianeck 2004].



Abb. 25 Foto des Dammjochs auf der 700-m-Sohle der SchachtanlageASSE II, Foto von Janosch Gruschczyk [BfS 2014].

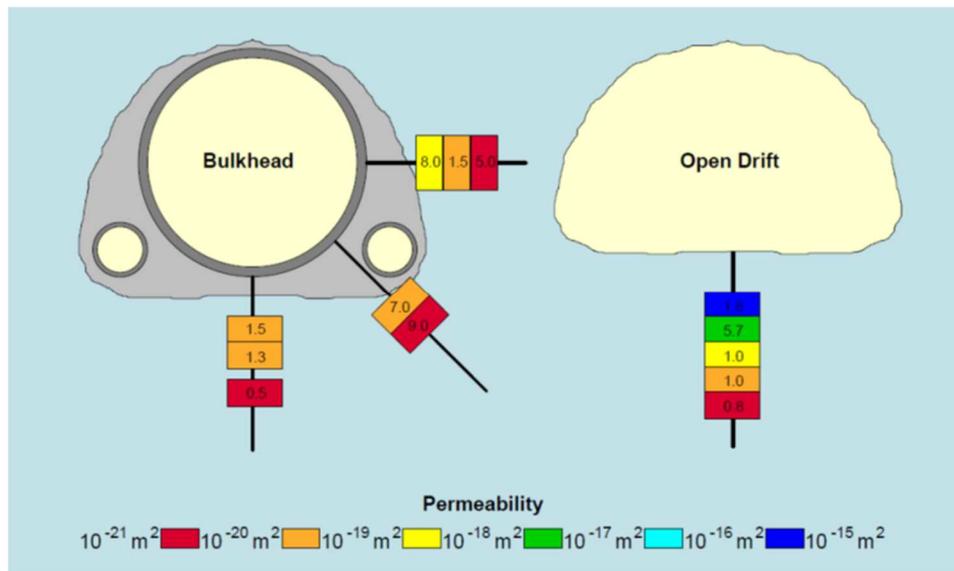


Abb. 26 Ergebnis von Permeabilitätsmessungen der GRS Ende der 1990er Jahre in Bohrlochern hinter dem Dammjoch (links) sowie zum Vergleich in der Sohle der offenen Strecke vor dem Dammjoch, siehe Abb. 24. Die Farbe der Rechtecke entspricht der Größenordnung der Permeabilität, die Zahlenwerte in den Rechtecken dem Multiplikator [Wieczorek & Schwarzianeck 2004].

freien Strecke vor dem Dammjoch im Laufe der Jahre zum Bruch oder zumindest zu einer Verschiebung des oberen Ringelementes gegenüber dem rechten Element geführt hat.

Das Hauptziel der Dammjoch-Simulationen war die Berechnung der Dilatanzentwicklung in der Schädigungszone im Saum der offenen Strecke in den ersten drei Jahren nach der Auffahrung und die anschließende Modellierung der Schädigungsrückbildung aufgrund des Auflaufens des Gebirges gegen das Dammjoch nach dessen Einbau.

Ende der 1990er Jahre, ca. 85 Jahre nach Einbau des Dammjochs, führte die Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH (GRS) im Rahmen der ALOHA-/ALOHA2-Projekte Messungen im Steinsalz unter anderem im Bereich des Dammjochs durch [Wieczorek & Schwarzianeck 2004]. Ein Ziel dieser Arbeiten war „die Herstellung eines mechanistischen Zusammenhangs zwischen Permeabilität des Steinsalzes und Spannungszustand unter In-situ-Bedingungen“ [a. a. O.]. „Zur Permeabilitätsmessung wurden drei 7 m tiefe Bohrlocher durch den Tübbingausbau ins Salz gestoßen, und zwar eins horizontal, eins vertikal nach unten und eins um 45° nach unten geneigt [...]. Ein weiteres Bohrloch wurde für Vergleichsmessungen außerhalb des ausgebauten Bereiches in die Sohle gestoßen“ [a. a. O.].

Das Ergebnis der GRS-Messungen zeigt Abb. 26 und wird von den Autoren wie folgt zusammengefasst [Wieczorek & Schwarzianeck 2004]: „Unter der offenen Strecke befindet sich eine typische Auflockerungszone ([Abb. 26], rechts) mit einer Ausdehnung von 1.5 m und einer Permeabilität, die bis über  $10^{-16}$  m<sup>2</sup> ansteigt. Um den ausgebauten Teil der Strecke ([Abb. 26], links) ist die Situation vollkommen anders. Mit Ausnahme der streckennächsten Messung im Horizontalbohrloch liefern alle Messungen Permeabilitäten unterhalb von  $10^{-19}$  m<sup>2</sup> und zeigen damit zwar eine gegenüber dem ungestörten Steinsalz erhöhte Permeabilität, die aber deutlich geringer als die der üblichen streckennahen Auflockerungszone ist. Dies ist offenbar eine Folge des Unterschiedes im Spannungszustand [...]. An Hand der Messwerte kann allerdings nicht entschieden werden, ob eine tatsächliche Verheilung der EDZ mit Rekristallisation stattgefunden hat oder ob Mikrorisse nur durch die Spannung zuge-drückt worden sind. Laboruntersuchungen an Kernproben aus den Messbohrlochern unterstützen die letztere Annahme [...]“.

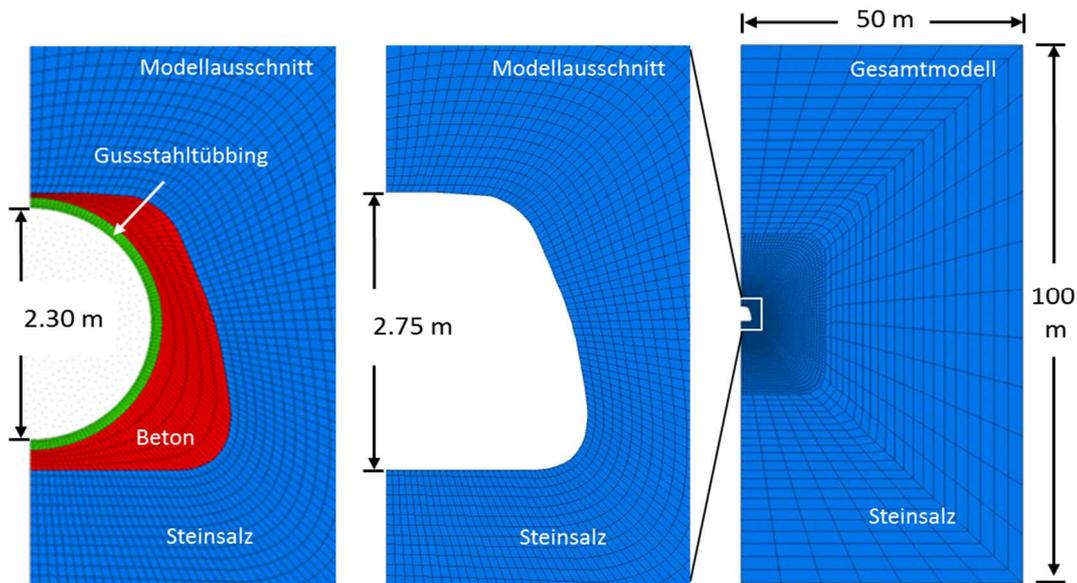


Abb. 27 *FLAC3D-Gesamtmodell (rechts) und Detailausschnitt (Mitte) mit offener Strecke sowie mit eingesetztem Dammjoch (links).*

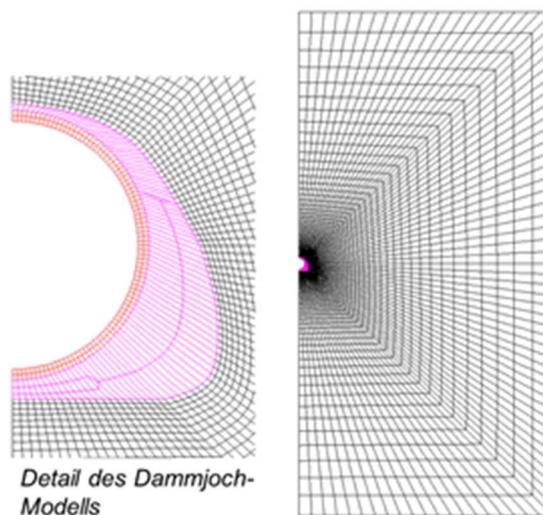


Abb. 28 *Rechts: ADINA-Gesamtmodell des KIT, links: Detailausschnitt mit Dammjoch.*

Für die Simulationen im Verbundprojekt wurde vom IfG für alle mit FLAC3D rechnenden Partner das in Abb. 27 gezeigte Modell erzeugt. Daran angelehnt hat KIT für ADINA das FEM-Modell aus Abb. 28 generiert. Die beiden kleinen Röhren aus Abb. 25 wurden zur Vereinfachung weggelassen. Das aufgrund der Symmetrie gewählte Halbmodell aus Abb. 27 besteht insgesamt aus 13.616 *gridpoints* und 6.525 Zonen, Tübbing und Beton umfassen jeweils 1212 *gridpoints* und 500 Zonen, das Steinsalz wird durch 11.394 *gridpoints* und 5.525 Zonen modelliert (einige *gridpoints* gehören zu zwei Modellgruppen). Aufgrund der langen, geraden Strecke wurde ein ebener Verzerrungszustand und eine Modelldicke von 0,2 m angenommen. Es wurden zwei Simulationen durchgeführt:

1. 3 Jahre offene Strecke + 85 Jahre mit Dammjoch,
2. 88 Jahre offene Strecke zum Vergleich.

Die Simulationen des Steinsalzes wurden mit den gleichen Kennwertsätzen wie die HFCP-Berechnungen durchgeführt, die sich aus den Anpassungen der Stoffgesetze der Partner an die Laborversuche mit Asse-Speisesalz und an die IFC-Messdaten, siehe Abb. 13, ergaben.

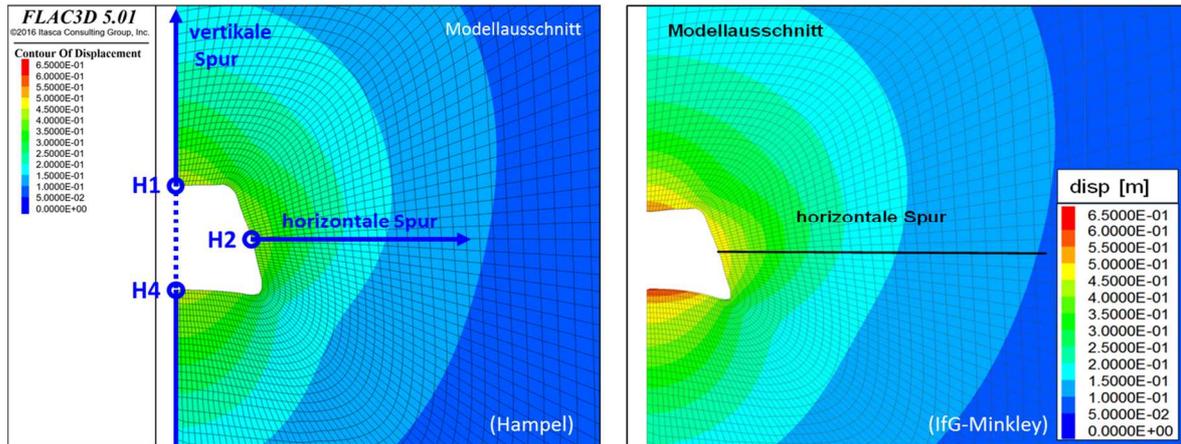


Abb. 29 Vergleich der Verschiebungen [m] im Steinsalz der offenen Strecke nach 88 Jahren aus Berechnungen von Hampel (CDM, links) und dem IfG (Minkley-Modell, rechts, gleiche Skala). An der Firstmitte (H1), Stoßmitte (H2) und Sohlenmitte (H4) sowie entlang der eingezeichneten Spuren wurden verschiedene Größen ausgewertet.

Für den Tübbing und den Beton wurde linear elastisches Verhalten angenommen. Weitere, gemeinsam vereinbarte Parameterwerte sind in Tab. 13 angegeben:

Größe	Steinsalz	Tübbing	Beton
Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	2,2	8	2,4
Elastizitätsmodul [GPa]	25	100	10
Poissonzahl	0,27	0,3	0,18

Tab. 13 In den Dammjoch-Simulationen verwendete Parameterwerte.

Vor der Auffahrung der Strecke wurde auf Höhe der Streckenmitte ein hydrostatischer Spannungszustand von 15 MPa und ein vertikaler Gradient entsprechend der Gebirgslast angenommen. Minimalspannungsmessungen des IfG nach Abschluss der Berechnungen zufolge liegt das tatsächliche Niveau allerdings eher bei 9 MPa, siehe den IfG-Einzelbericht.

Um in Simulation 1 nach drei Jahren mit offener Strecke das Einsetzen des Dammjochs zu vereinfachen, wurden für die ersten drei Jahre kleine Verzerrungen (FLAC3D: *set small*) angenommen. Anschließend wurden beide Simulationen mit *set large* für große Verzerrungen gerechnet. Die Temperatur  $T$  wurde aus der IFC-Simulation (dort: 42 °C = 315,15 K) wie folgt abgeleitet:  $T(\text{Dammjoch}) = T(\text{IFC}) - (1042 \text{ m} - 700 \text{ m}) * 0,02 \text{ K/m} = 308,3 \text{ K} = 35,15 \text{ °C}$ . Außerdem wurde von Hampel für das CDM-Stoffgesetz wie bei den IFC- und HFCP-Simulationen im Steinsalz eine relative Feuchte von  $\Phi = 30 \%$  angenommen.

Abb. 29 zeigt einen Vergleich der Verschiebungen im Steinsalz um die offene Strecke herum, die von Hampel und dem IfG 88 Jahre nach der Auffahrung in Simulation 2 berechnet wurden. Die größten Werte treten an den Mitten der Firste und der Sohle auf und betragen ca. 44 cm bei Hampel und 65 cm beim IfG. Dieser Unterschied wird in erster Linie von der Berücksichtigung der zusätzlichen Dilatanz aufgrund von Zugschädigung durch das IfG hervorgerufen, wie Abb. 30 demonstriert. Hier werden die von den Partnern berechneten Entwicklungen der horizontalen und vertikalen Streckenkonvergenz und die Differenz der Verschiebungen in Sohle und Firste verglichen. Man erkennt an den Ergebnissen des IfG, dass die Zugschädigung nach etwa 25 bis 40 Jahren einen zusätzlichen Verschiebungsbeitrag vor allem in der Sohle bewirkt, ohne den die Ergebnisse der Partner relativ ähnlich wären.

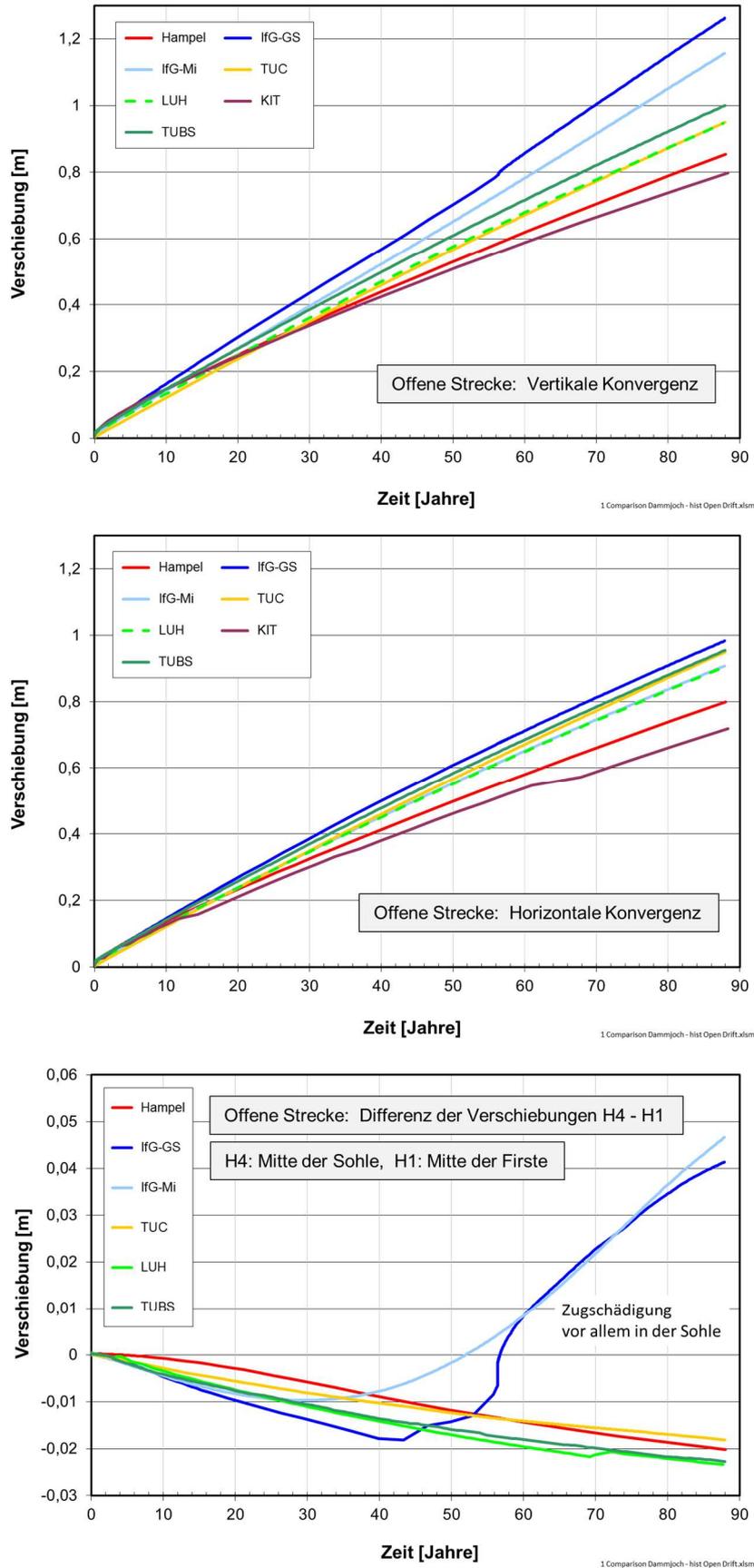


Abb. 30 Vergleich der berechneten zeitlichen Entwicklungen der vertikalen (oben) und horizontalen (Mitte) Konvergenz der offenen Strecke sowie der Differenz der Verschiebungen an der Sohle und an der Firste (unten).

In Abb. 31 sind Verteilungen der Von-Mises-Vergleichsspannung zu verschiedenen Zeitpunkten für die offene Strecke (von der Mitte nach links) und für die Strecke mit Dammjoch ab dem dritten Jahr (von der Mitte nach rechts) am Beispiel der Berechnung von Hampel dargestellt. Abb. 32 zeigt dazu einen Vergleich der zeitlichen Entwicklungen an den Mittelpunkten der Sohle für beide Simulationen. Es wird deutlich, dass die Vergleichsspannung zwar auch durch die Konvergenz der offenen Strecke langsam abnimmt. Nach dem Einbau des Dammjochs fällt sie allerdings durch das Auflaufen des Gebirges erheblich schneller ab. Dies machen auch Verläufe entlang der vertikalen Spur durch die Mitte der Strecke in Abb. 33 deutlich. Die Vergleichsspannung entspricht der Spannungsdifferenz in den Laborversuchen, das heißt sie treibt die Kriechverformung und damit – bei geringem Manteldruck bzw. kleiner minimaler Hauptspannung – auch die Schädigungsentwicklung an.

Daher sind in Abb. 34 bis Abb. 36 die entsprechenden Diagramme für die betragsmäßig kleinste Hauptspannungskomponente dargestellt. An der freien Oberfläche der offenen Strecke ist diese Spannung Null. In FLAC3D ergeben sich an der Salzkontur dennoch kleine Werte ungleich Null, weil das Rechenprogramm die Spannung nicht direkt am Rand, sondern in den Mittelpunkten der Randzonen als Durchschnittswert über die gesamte Zone angibt. In der Sohle und Firste der offenen Strecke treten mit der Zeit immer mehr positive Werte, das heißt Zugspannungen, auf, die in Abb. 34 pink hervorgehoben sind. Nach dem Einbau des Dammjochs nähert sich die Minimalspannung der mittleren Spannung im Steinsalz von 15 MPa an, die vor der Auffahrung der Strecke dort vorlag, sodass die Vergleichsspannung gegen Null tendiert.

Dort, wo die minimale Hauptspannung klein ist, das heißt in den dunkelblauen und pinken Regionen in Abb. 34 links und in Abb. 36, ist mit Schädigung und Dilatanz zu rechnen. Daher bildet sich an der Salzkontur der offenen Strecke eine Schädigungszone (EDZ: *Excavation Disturbed/Damaged Zone*) aus. Wenn die kleinste Hauptspannungskomponente größere Werte annimmt, wird dagegen die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz unterdrückt und es wird eine dort bereits vorhandene Schädigung und Dilatanz durch Riss-schließungen zurückgebildet, sodass schließlich Verheilung stattfinden kann. Diese Bedingungen liegen nach dem Auflaufen des Gebirges gegen das Dammjoch im dortigen Steinsalz vor. Aus Abb. 32, Abb. 33, Abb. 35 und Abb. 36 wird ersichtlich, dass die Geschwindigkeit, mit der sich der Spannungszustand nach dem Einbau des Dammjochs an denjenigen des unverritzten Gebirges annähert, in den Ergebnissen der Partner unterschiedlich ist. Während bei einigen Partnern bereits der Endzustand nahezu erreicht ist, ist die Spannungsentwicklung beim Günther/Salzer-Modell, CDM und KIT-Modell noch nicht abgeschlossen.

Ein ähnlicher Befund zeigt sich auch in Abb. 38 und Abb. 39 bei der Darstellung der zeitlichen Entwicklung der plastischen volumetrischen Verformung, d. h. der auf die Schädigung im Steinsalz um das Dammjoch herum zurückzuführenden Dilatanz. Nach dem Einbau des Dammjochs bei  $t = 3$  a geht die Dilatanz in der Schädigungszone aufgrund des gegen die Barriere auflaufenden Gebirges und der dadurch abnehmenden Vergleichsspannung und ansteigenden minimalen Hauptspannung langsam wieder zurück. Allerdings ist die Rate der Schädigungsrückbildung bei den Ergebnissen der Partner unterschiedlich. Während bei der TUBS, TUC und LUH die Dilatanz etwa 2 bis 3 Jahre nach dem Dammjocheinbau bereits nahezu wieder auf null abgefallen ist, geht sie beim IfG-Günther/Salzer-Modell, KIT und bei Hampel langsamer zurück. Beim CDM von Hampel liegt der langsame Abfall daran, dass die Rückbildungsrate proportional zur vierten Potenz der aktuellen Dilatanz ist:  $c_{red4} = 4$  in Gleichung (25). Da diese sehr klein ist, nimmt sie entsprechend langsam ab, s. auch Abb. 37. Andere Partner rechnen mit einem Exponenten von eins und erhalten daher einen erheblich schnelleren Abfall. In Abb. 37 wird auch die Breite der Schädigungszone hinter dem Stoß deutlich. Sie liegt selbst bei der offenen Strecke nach 88 Jahren unter 80 cm.

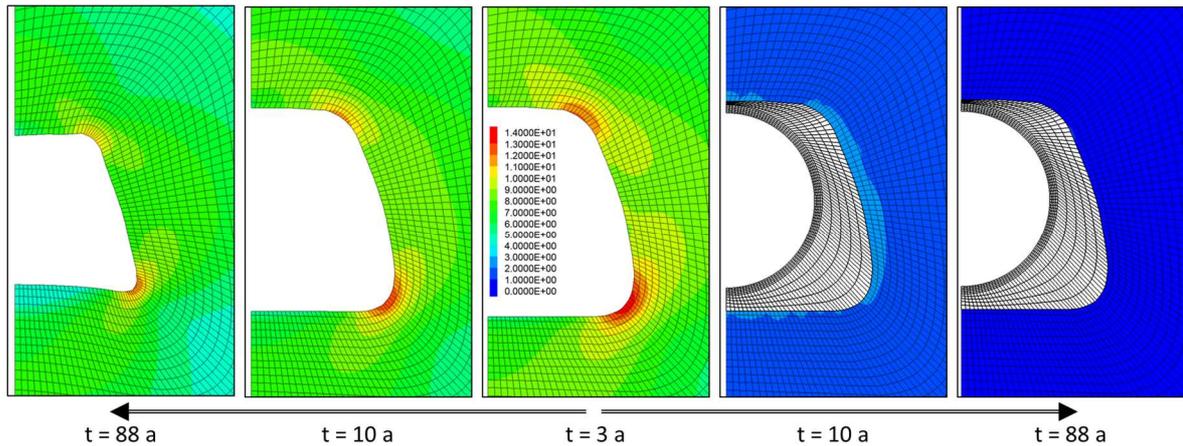


Abb. 31 Verteilung der Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa, einheitliche Skala] zu verschiedenen Zeitpunkten nach der Auffahrung (Beispiel: CDM von Hampel); rechte zwei Bilder: Simulation mit Dammjoch ab  $t = 3$  Jahren.

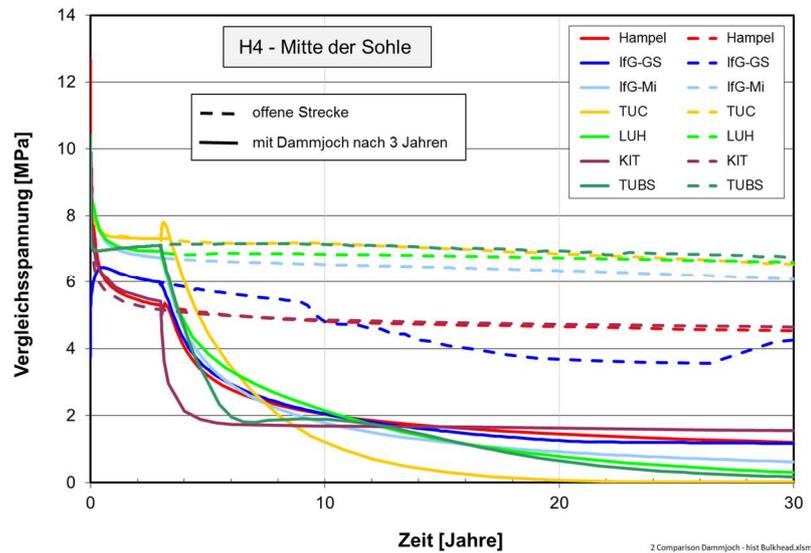


Abb. 32 Vergleich der zeitlichen Entwicklungen der Von-Mises-Vergleichsspannungen an der Mitte der Sohle (H4) für die Simulationen mit und ohne Dammjoch.

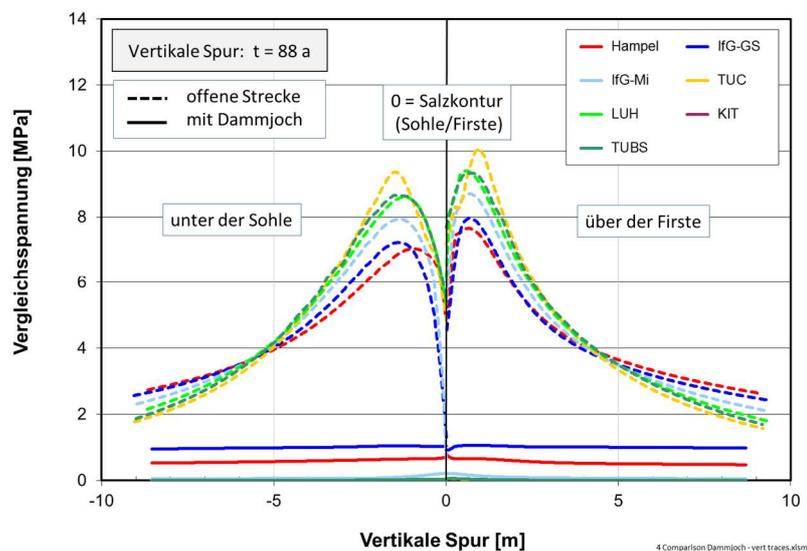


Abb. 33 Vergleich der Von-Mises-Vergleichsspannungen entlang der vertikalen Spur durch die Mitte der Strecke für die Simulationen mit und ohne Dammjoch.

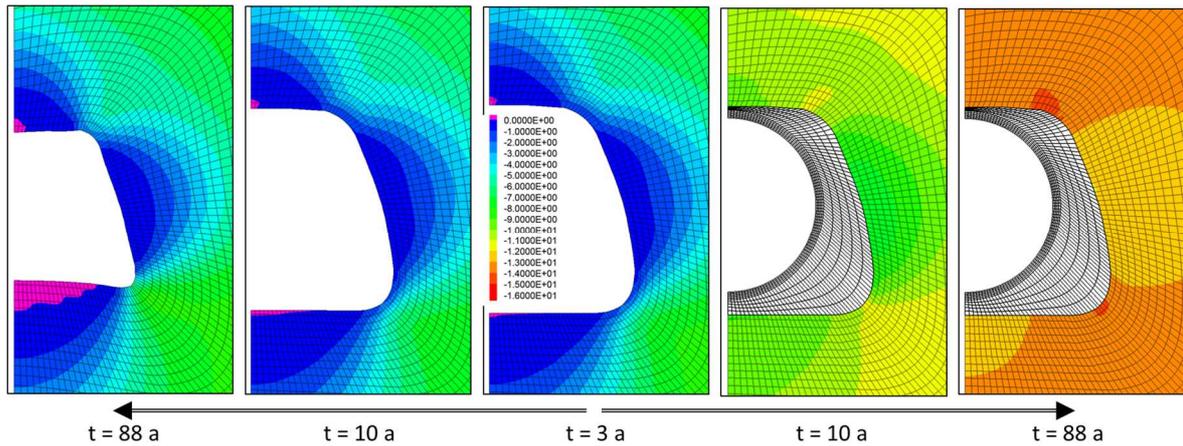


Abb. 34 Verteilung der minimalen Hauptspannung [MPa, einheitliche Skala] zu verschiedenen Zeitpunkten nach der Auffahrung (Beispiel: CDM von Hampel). Pink: Bereiche mit Zugspannungen. Rechte zwei Bilder: Simulation mit Dammjoch ab  $t = 3$  a.

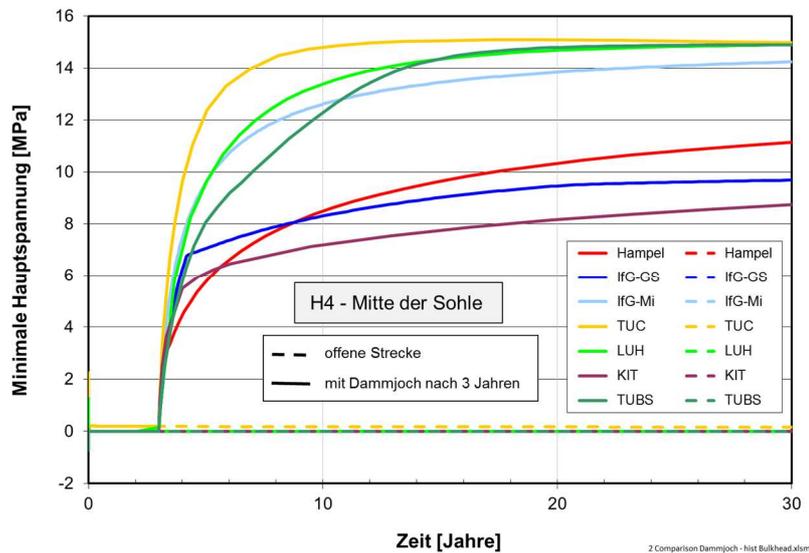


Abb. 35 Vergleich der zeitlichen Entwicklungen der minimalen Hauptspannung an der Mitte der Sohle (H4) für die Simulationen mit und ohne Dammjoch.

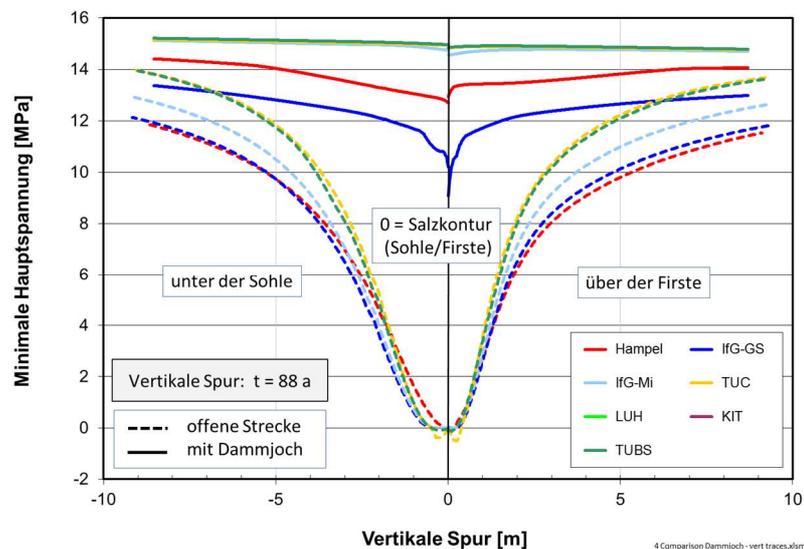


Abb. 36 Vergleich der zeitlichen Entwicklungen der minimalen Hauptspannung an der Mitte der Sohle (H4) für die Simulationen mit und ohne Dammjoch.

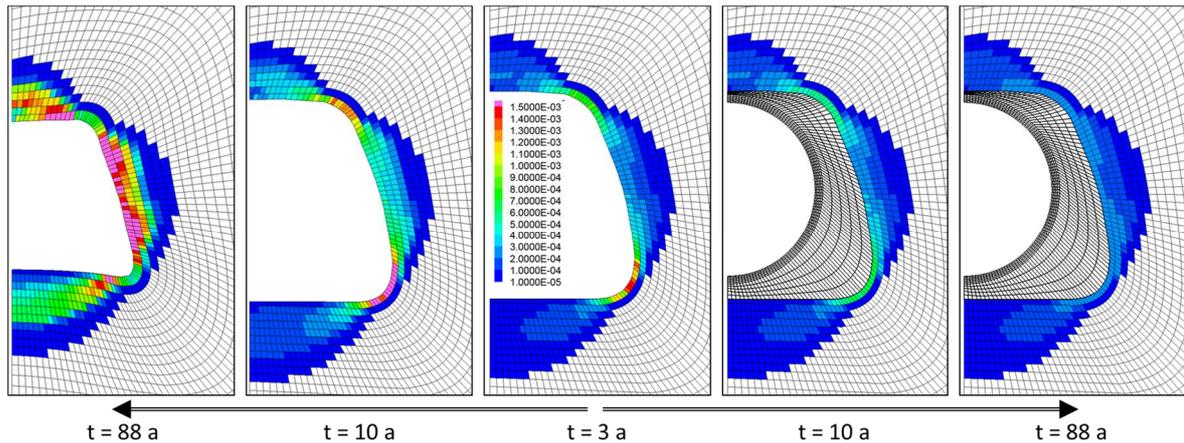


Abb. 37 Durch Schädigung hervorgerufene Dilatanz (einheitliche Skala, Beispiel: CDM) zu verschiedenen Zeiten; rechte zwei Bilder: Simulation mit Dammjoch ab  $t = 3$  a.

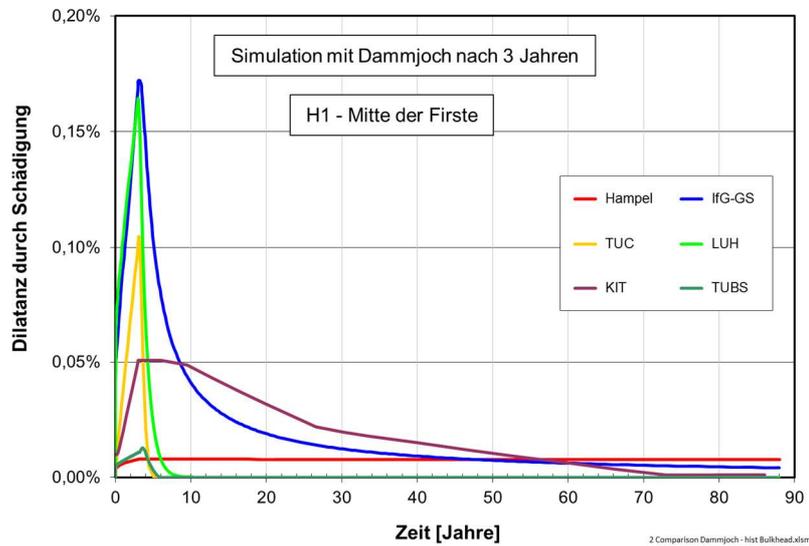


Abb. 38 Vergleich der zeitlichen Entwicklung der durch Schädigung hervorgerufenen Dilatanz an der Mitte der Sohle (H1) für die Simulation mit Dammjoch.

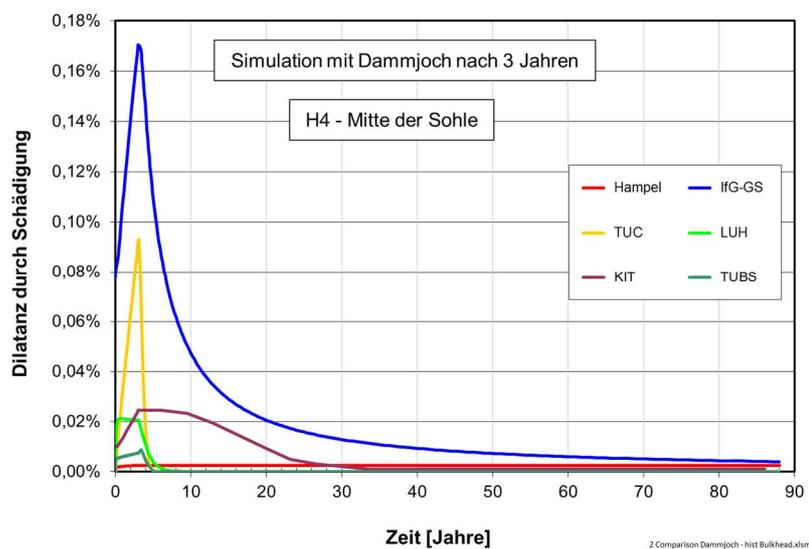


Abb. 39 Vergleich der zeitlichen Entwicklung der durch Schädigung hervorgerufenen Dilatanz an der Mitte der Firste (H4) für die Simulation mit Dammjoch.

Die tatsächlich zutreffende Abhängigkeit der Schädigungsrückbildung von dem Spannungszustand, der Temperatur und der aktuellen Dilatanz kann aus den wenigen verlässlichen Verheilungsversuchen (im Vorhaben: zwei) nicht ermittelt werden. Dieses Forschungsthema wird daher im nachfolgenden Verbundprojekt WEIMOS eingehender untersucht, sodass dann auch zum Beispiel der Exponent der Dilatanz in der Formel für die Rate der Schädigungsrückbildung zuverlässiger bestimmt werden kann.

Abb. 40 zeigt die Verteilung der totalen, das heißt elastischen und plastischen volumetrischen Verformung am Beispiel des CDM von Hampel. Im Dammjoch selbst sind keine (elastischen) Verformungen dargestellt. Das Auflaufen des Gebirges auf das Dammjoch führt in der Firste und Sohle sowie hinter dem Stoß zu einer raschen Abnahme und nach einiger Zeit sogar zu negativen Werten, das bedeutet, das Steinsalz wird elastisch komprimiert.

Die Darstellungen der zeitlichen Entwicklung der totalen Dilatanz in Abb. 41 und Abb. 42 machen deutlich, dass die Ergebniskurven der Partner im Verhältnis zueinander nicht für jeden Auswertungspunkt gleich liegen. Eine Ursache liegt darin, dass die Dilatanz aufgrund von Zugschädigung nicht von allen Partnern bereits berücksichtigt wurde. Außerdem sind die berechneten Kriechverformungen und Spannungsentwicklungen nicht gleich. Die gezeigten Bandbreiten der Ergebnisse resultieren entscheidend aus dem Umstand, dass die Partner bei den Kennwertbestimmungen aufgrund der Streuung der Laborversuchsergebnisse unterschiedliche Gewichtungen vorgenommen und daher unterschiedliche Ergebnisse erhalten haben.

Insgesamt demonstrieren die Berechnungen des Dammjoch-Modells aber, dass mit den Stoffgesetzen der Partner die Rückbildung der Schädigung und Dilatanz nach dem Einbau des Dammjochs als Folge der Spannungsentwicklungen trotz der noch sehr eingeschränkten experimentellen Datengrundlage bereits erfolgreich beschrieben werden. Der Vergleich mit den Ergebnissen der GRS-Messungen (Abb. 26) wurde von den Verbundpartnern nicht vorgenommen, da dazu eine belastbare Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung benötigt würde, die selbst noch Gegenstand der Forschung ist.

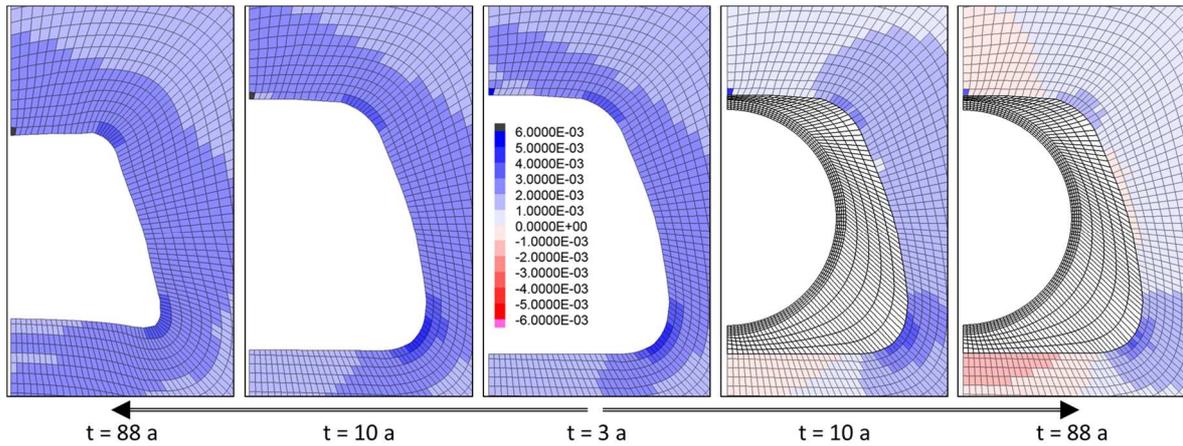


Abb. 40 Totale (elastische plus plastische) volumetrische Verformung (einheitliche Skala) zu verschiedenen Zeiten; rechte zwei Bilder: Simulation ab  $t = 3$  a mit Dammjoch.

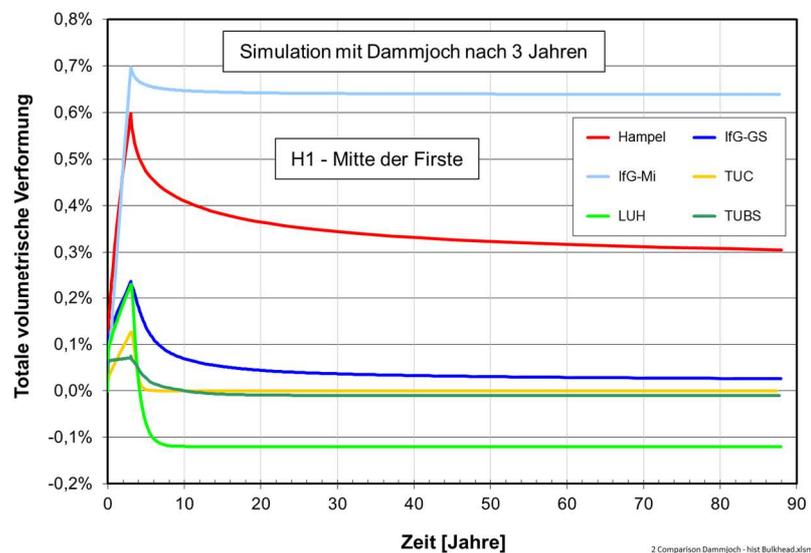


Abb. 41 Vergleich der zeitlichen Entwicklung der totalen (elastischen plus plastischen) volumetrischen Verformung in der Mitte der Firste (H1) aus der Simulation mit Dammjoch ab  $t = 3$  a. Negative Werte bedeuten (elastische) Kompression.

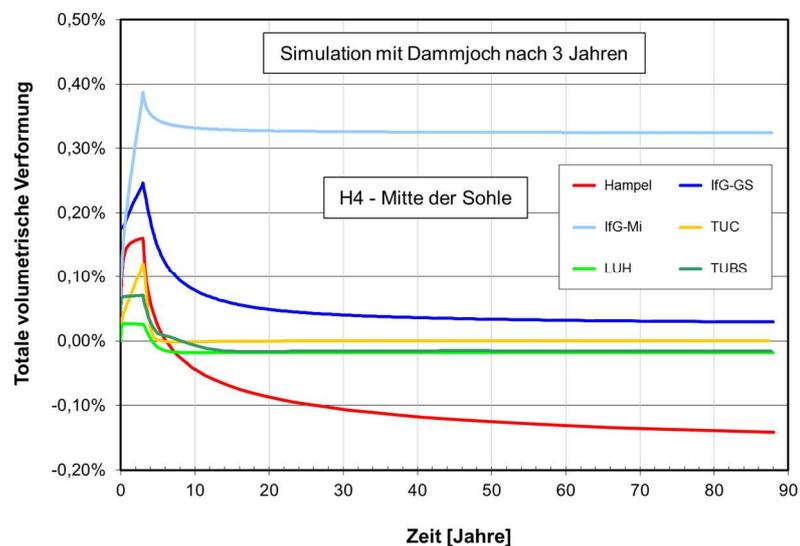


Abb. 42 Gleiche Darstellung wie in Abb. 41, hier für die Mitte der Sohle (H4).

## 5 Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP

### 5.1 Room D

Als weiteres In-situ-Anwendungsbeispiel für die Modellierung des Temperatureinflusses auf die Entwicklung der Spannungen, Verformungen, Dilatanz und Schädigung im Steinsalz wurden die beiden Kammern *Room D* und *Room B* aus der *Waste Isolation Pilot Plant* (WIPP) ausgewählt. Die WIPP befindet sich ca. 40 km östlich von Carlsbad in New Mexico, USA, siehe Abb. 43. Sie dient als US-Endlager für transurane radioaktive Abfälle (*TRU low level waste*) aus militärischer Produktion (kontaminierte Handschuhe, Lappen, Werkzeuge, Maschinenteile etc.). Mit dem Bau wurde 1980 begonnen, das Endlager ging am 26. März 1999 mit der ersten Anlieferung von radioaktivem Material aus dem Los Alamos National Laboratory in New Mexico in Betrieb.

Das Steinsalz der „Salado“-Formation liegt hier in flacher Lagerung vor. Die beiden Räume befinden sich in einer Tiefe von ca. 650 m im nördlichen Teil der WIPP, siehe Abb. 44, der ursprünglich für Messungen und Versuche genutzt wurde (*research area*) und heute nicht mehr zugänglich ist. An den Enden der beiden Kammern führen die Wetterstrecken N1420 und N1100 vorbei, die zwischen dem 10.01. und 16.03.1984 mit einer Größe von  $h \times b = 3,7 \times 4,3$  m (N1420) bzw. zwischen dem 09.01. und 13.03.1984 mit einer Größe von  $h \times b = 2,6 \times 4,3$  m (N1100) parallel aufgeföhren wurden [Munson et al. 1988].

Wie bei den Simulationen IFC und HFCP in dem tiefen Bohrloch der Asse handelt es sich bei *Room D* um eine Kammer bei natürlicher Gebirgstemperatur und bei *Room B* um eine gleichgroße Kammer, die mit in die Sohle eingelassenen Erhitzern bis auf eine Temperatur von ca. 130 °C (Maximum direkt an den Erhitzern) aufgeheizt wurde.

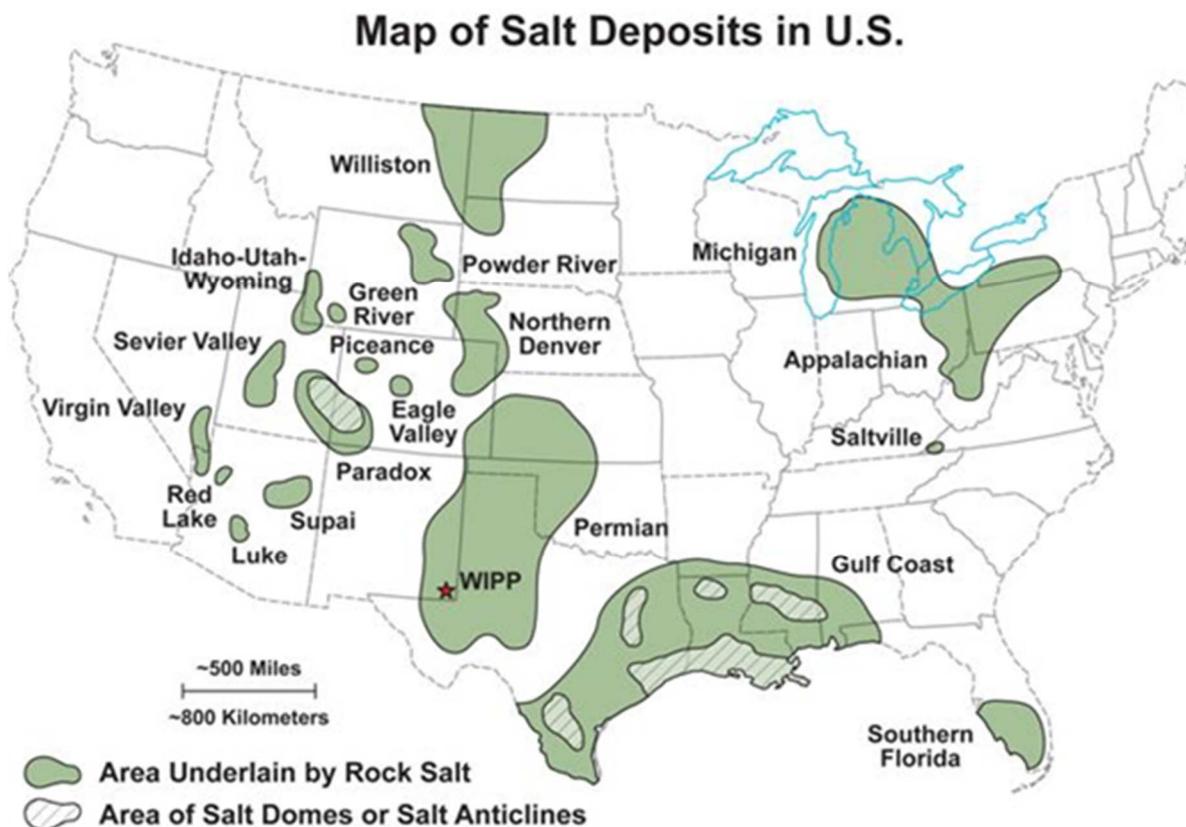


Abb. 43 Lage der Salzvorkommen in den USA und der WIPP im Südosten von New Mexico unweit der Grenze zu Texas [Hansen & Leigh 2011, Johnson & Gonzales 1978].

## WIPP Facility and Stratigraphic Sequence

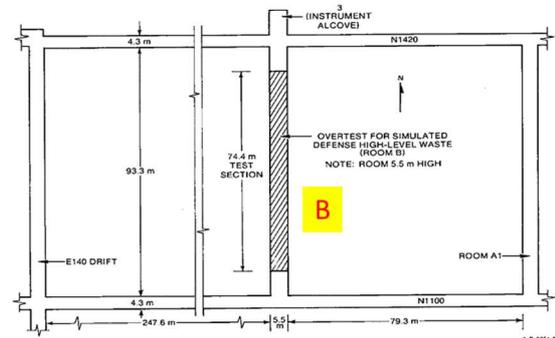
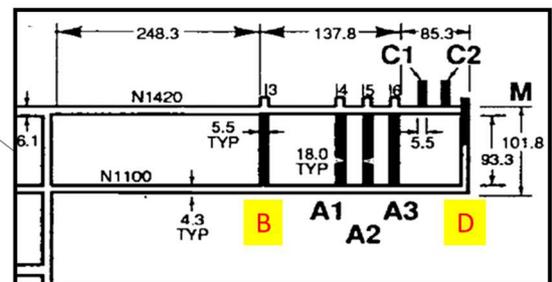
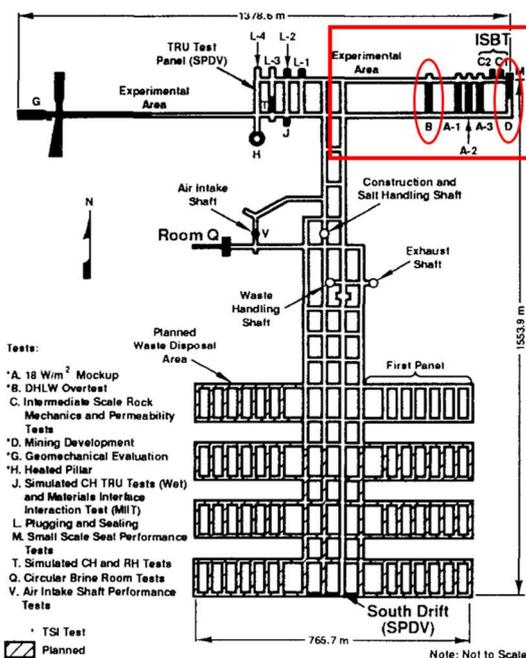
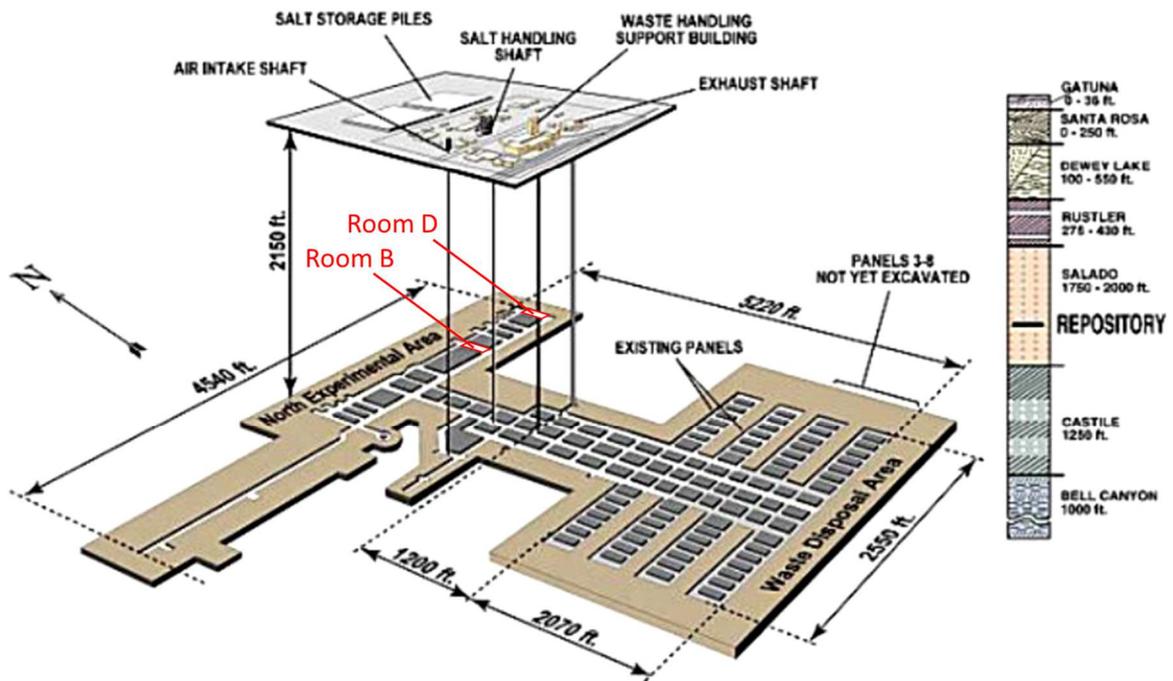


Abb. 44 Anordnung der Strecken und Kammern in der WIPP in einer Teufe von ca. 650 m (oben [Wikipedia 2016] und links unten [Munson, Weatherby & DeVries 1993]). Unten rechts: Detailausschnitt und Room-B-Konfiguration [Munson et al. 1990].

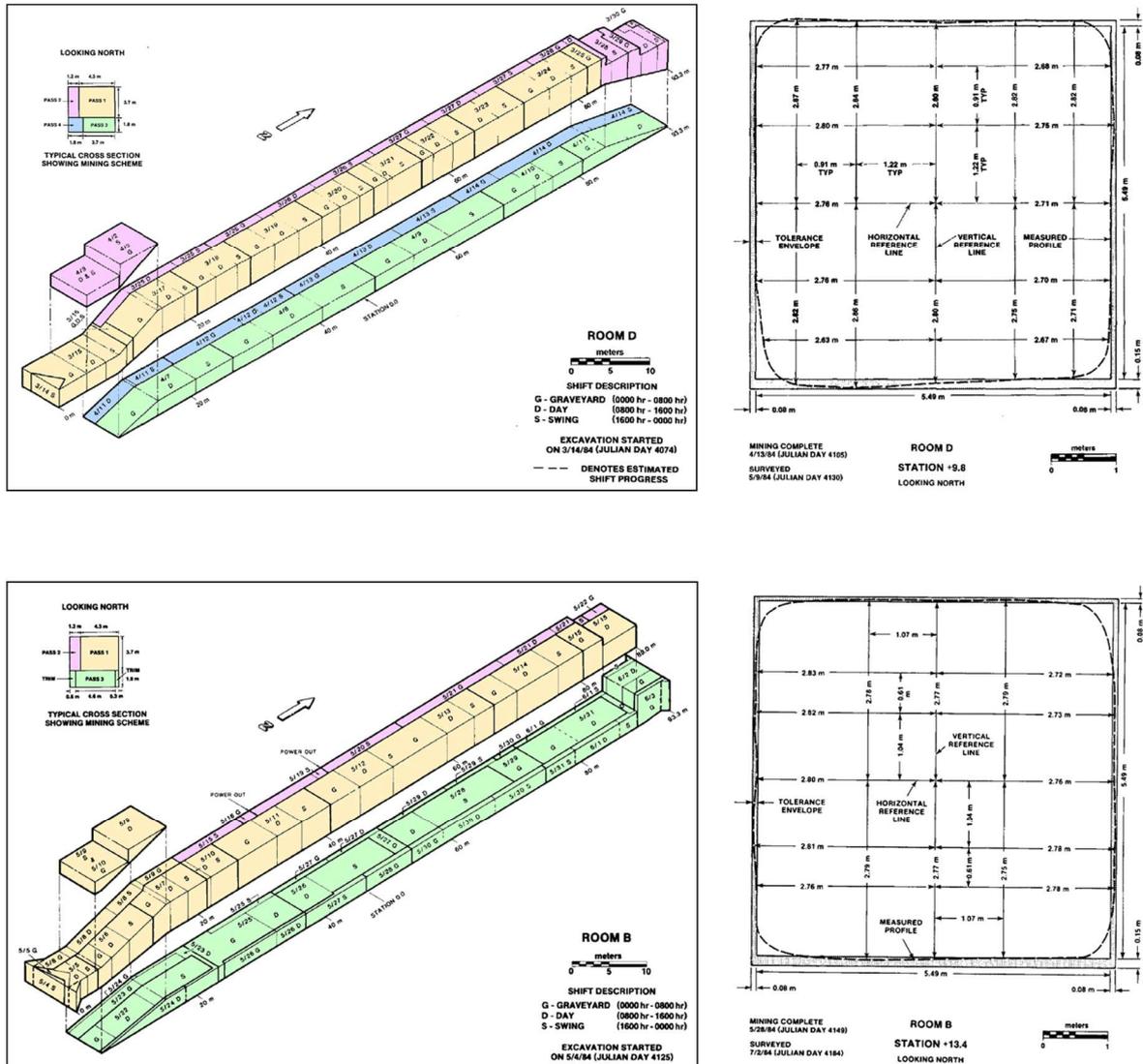


Abb. 45 Links: Auffahrungssequenzen von Room D (oben) und Room B (unten), die in vier bzw. drei hier farblich unterschiedenen Zügen jeweils von Süd nach Nord verliefen. Rechts: Von Sandia jeweils an einer Stelle gemessene Querschnittsprofile beider Kammern [Munson et al. 1988, Munson et al. 1990].

Beide Kammern haben eine Länge von 93,3 m und, abgesehen von den Endbereichen, im 74,4 m langen Mittelabschnitt einen annähernd quadratischen Querschnitt mit 5,5 m Kantenlänge und auffahrungsbedingt abgerundeten Ecken, siehe Abb. 45. Room D wurde zwischen dem 14.03. und 14.04.1984 und Room B zwischen dem 04.05. und 03.06.1984 aufgefahren. Abb. 45 veranschaulicht die Reihenfolge und zugehörigen Daten der Auffahrungen der Teilabschnitte beider Räume.

Die Pfeiler zwischen Room D und Room A3 sowie zwischen Room B und Room A1, siehe Abb. 44, haben eine Breite von ca. 79 m. Auf der westlichen Seite von Room B befindet sich erst in ca. 248 m wieder eine Verbindungsstrecke. Das Koordinatenzentrum von Room D befindet sich in einer Teufe von 646 m, das von Room B bei 639 m. Die Gesteinsschichten liegen in flacher Lagerung vor, wobei Sandia bei Room D eine geringe Neigung entlang der gesamten Länge von  $0,39^\circ$  und über die Breite von  $0,78^\circ$  festgestellt hat; für Room B lauten die Daten  $0,15^\circ$  über die Länge und  $0,52^\circ$  über die Breite [Munson et al. 1988, Munson et al. 1990].

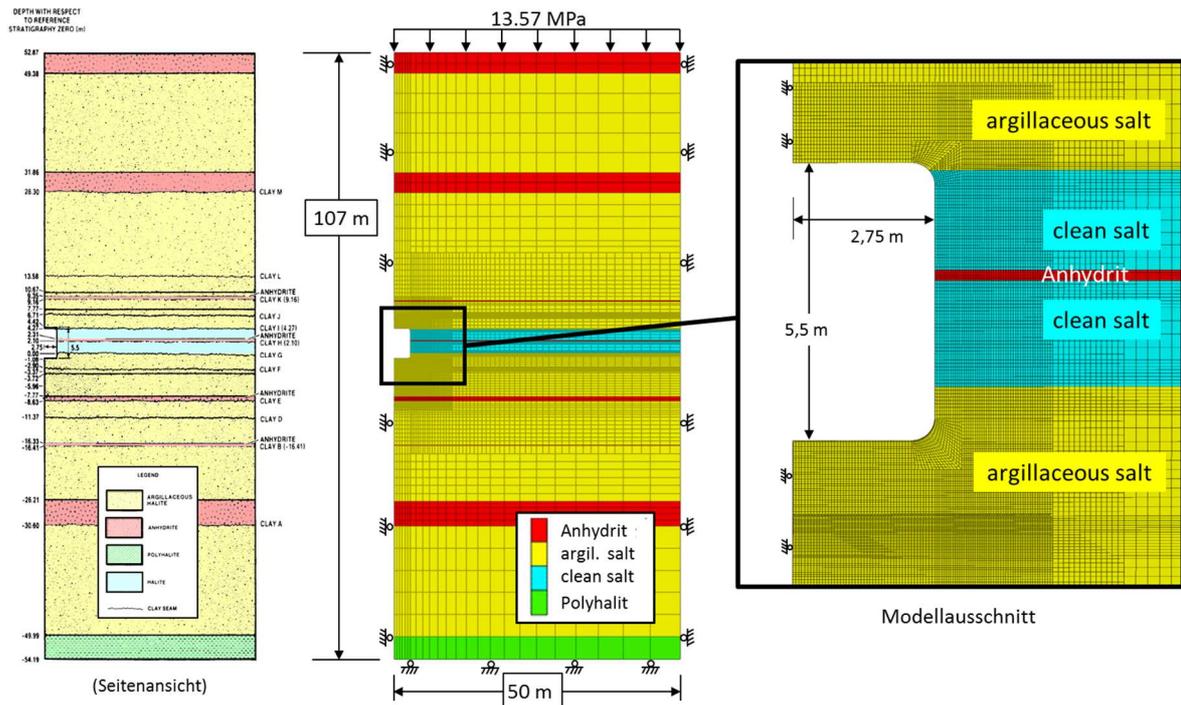


Abb. 46 Stratigraphie der Gesteinsschichten in der WIPP (links) [nach Munson et al. 1990] und FLAC3D-Gesamtmodell (Mitte) und Detailausschnitt (rechts) von Room D.

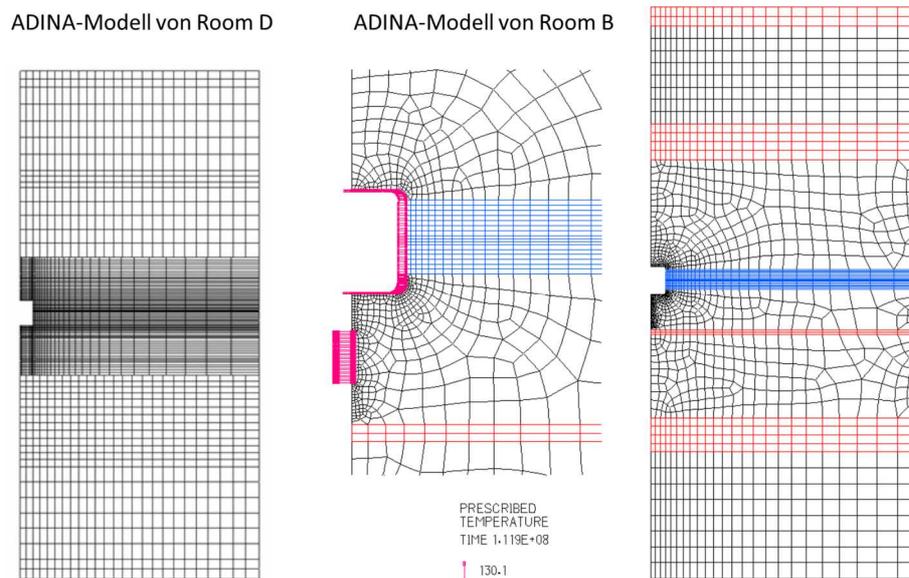


Abb. 47 FEM-Modelle des KIT für ADINA: Gesamtmodell von Room D (links) und von Room B (rechts) und Detailausschnitt des Room-B-Modells (Mitte).

In den oberen drei Vierteln des Stoßes wird *clean salt* angetroffen [Munson et al. 1990], das von einer 21 cm mächtigen Anhydritschicht sowie dünnen Tonbändern unterbrochen ist, siehe Abb. 46. Darüber und darunter befindet sich nach Angabe von Munson et al. [a.a.O.] *argillaceous salt*, in das ebenfalls mehrere Tonbänder und Anhydritschichten eingelagert sind. Am unteren Rand des erfassten Bereichs befindet sich eine Polyhalitschicht.

Diese Stratigraphie wurde im gemeinsamen Modell der FLAC3D verwendenden Partner (s. Tab. 2 auf Seite 9) und im KIT-Modell umgesetzt, siehe Abb. 46 und Abb. 47. Die Tonbänder wurden nicht berücksichtigt, weil über deren mechanischen Eigenschaften keine

gesicherten Erkenntnisse vorliegen. Insbesondere die Reibung auf den Grenzflächen der Schichten und deren Modellierung ist Stand aktueller Forschung, unter anderem im Nachfolgeprojekt WEIMOS. Daher wurde in den Simulationen keine Reibung auf den Grenzflächen zugelassen.

Das FLAC3D-Gesamtmodell hat eine Höhe von 107 m, eine Breite von 50 m und beinhaltet 30911 Zonen und 63152 *gridpoints*. Die Zonen an der Salzkontur haben eine Größe von ca. 4,3 cm × 6,6 cm. Entlang der Salzkontur von der Mitte der Sohle über den Stoß bis zur Mitte der Firste befinden sich 203 Zonen, das heißt entlang der modellierten halben Sohle und Firste gibt es jeweils ca. 50 Zonen, am Stoß ca. 100 Zonen. Die Raumecken wurden entsprechend der gemessenen Kontur aus Abb. 45 mit einem Radius von 45,7 cm abgerundet.

Aufgrund der 93 m langen, geraden Kammern mit über die mittleren 74,4 m Kammerlänge konstanten, annähernd quadratischen Querschnitten wurde ein senkrechter Schnitt durch die Mitte jeder Kammer senkrecht zur langen Raumachse gerechnet. Aus Symmetriegründen wurde nur eine Hälfte des senkrechten Schnittes berechnet. Es wurde ein ebener Verzerrungszustand (*plane strain*) angenommen, die Dicke des Modells beträgt 0,2 m. Aufgrund der Teufenlage und wie in Berechnungen von Sandia [Munson, Fossum & Senseny 1989, Rath & Argüello 2012] wurde auf die Modelloberseite ein vertikaler Druck von 13,57 MPa aufgeprägt. Als Erdbeschleunigung wurde  $g_z = -9.79 \text{ m/s}^2$  verwendet. Die Seitenflächen wurden horizontal fixiert, die Unterseite vertikal.

Die Simulationen des Steinsalzverhaltens mit den Stoffgesetzen wurden mit den Kennwerten durchgeführt, die sich aus den Anpassungen der Stoffgesetze an die Versuchsdaten mit *clean* und *argillaceous salt* ergeben haben, siehe Kapitel 3. Weitere Parameterwerte lauten wie folgt:

Steinsalz: Dichte: 2,3 g/cm<sup>3</sup>, Elastizitätsmodul: 31 GPa, Poissonzahl: 0,25  
(CDM: Schermodul  $G(T)$ , relative Feuchte 30 %).

Für die Modellierung der anderen Gesteinsschichten wurde von den Partnern Folgendes vereinbart:

Anhydrit: Modell: Mohr-Coulomb, Dichte: 2,3 g/cm<sup>3</sup>, Kompressionsmodul: 40 GPa, Schermodul: 24 GPa, Kohäsion: 2 MPa, Reibungswinkel: 30°.

Polyhalit: Modell: Potenzgesetz, Dichte: 2,3 g/cm<sup>3</sup>, Kompressionsmodul: 19 GPa, Schermodul: 12 GPa, Vorfaktor: 4,5E-11 1/s, Spannungsexponent  $n = 4$ .

Alle Simulationen von *Room D* und *Room B* wurden mit *set large* für große Verzerrungen gerechnet.

Zunächst wurden zu *Room D* verschiedene Testsimulationen mit rechtwinkligen (Simulation D-01) oder mit kleinerem Radius abgerundeten Kammerecken (D-02) bei einer Gebirgstemperatur von 300 K für eine Gesamtzeit von 1354 Tage durchgeführt. Die Zeitdauer wurde zum Vergleich an die Simulationen von *Room B* angepasst, in dem die Erhitzer 354 Tage nach Beginn der Auffahrung eingeschaltet wurden und die anschließende Berechnung für 1000 Tage erfolgte. Letztlich konzentrierten sich die Partner auf die folgenden beiden Simulationen:

D-03: Modellierung aller Gesteinsschichten gemäß der realen Stratigraphie, allerdings ohne die Tonbänder (s. o.).

D-04: Modellierung der Anhydrit- und Polyhalitschichten wie das jeweils benachbarte Steinsalz („*all salt*“-Berechnung).

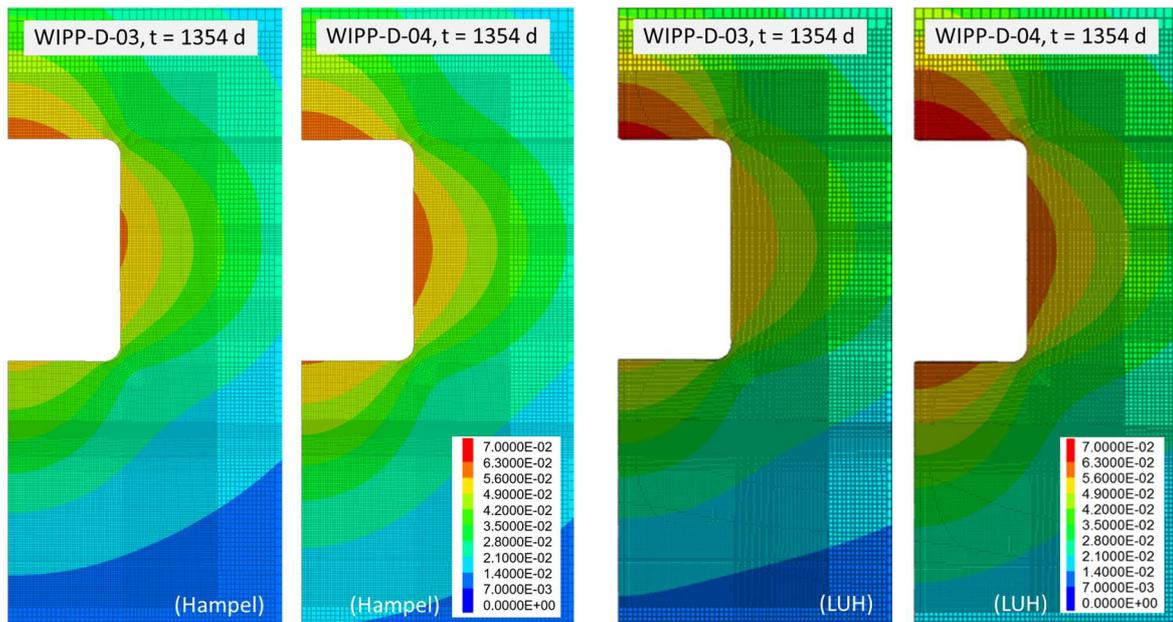


Abb. 48 Vergleich der von Hampel und der LUH berechneten Verschiebungen um Room D herum am Ende der Simulationen D-03 (reale Stratigraphie, 1. und 3. v. l.) und D-04 („all salt“, 2. und 4. v. l.).

Zuerst werden in Abb. 48 als Beispiele die von Hampel und der LUH berechneten Verteilungen der Verschiebungen in der Umgebung von Room D am Ende ( $t = 1354$  d) der Simulationen D-03 und D-04 miteinander verglichen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die verwendeten Kennwerte für das jeweilige Stoffgesetz von den Partnern nur anhand der Laborversuchsdaten für *clean salt* und *argillaceous salt* bestimmt worden sind. Dies begründet die geringen Unterschiede im absoluten Betrag der Verschiebungen der beiden Partner. Abgesehen davon stimmen die Ergebnisse sehr gut miteinander überein. Die größten Werte findet man aufgrund der Schwerkraft in der Mitte der Firste. In Abb. 48 sieht man auch, dass sich die Verschiebungen in den Simulationen D-03 und D-04 bei beiden Partnern jeweils kaum unterscheiden, das heißt die Art der Modellierung des Anhydrits und Polyhalits (als eigenständige Schichten oder wie das benachbarte Steinsalz) wirken sich kaum auf die Konvergenzen von Room D aus.

Die Summe der Verschiebungsbeträge an den Mittelpunkten der Firste und der Sohle ergibt die vertikale Konvergenz des Raumes, die horizontale Konvergenz entspricht aufgrund der Symmetrie der doppelten Verschiebung der Stoßmitte. Abb. 49 zeigt Messungen der horizontalen und vertikalen Konvergenzen von Room D und Room B von Sandia aus den 1980er Jahren [Munson 1997]. Angaben von Sandia zufolge wurde mit manuellen Konvergenzmessungen bereits kurz nach dem Passieren der jeweiligen Auffahrungsfront aus Abb. 45 begonnen. Diese wurden mit verschiedenen, nacheinander durchgeführten automatischen Messverfahren fortgeführt.

Insbesondere die Anfangstransiente der Konvergenz direkt nach der Auffahrung eines untertägigen Hohlraumes ist in situ schwierig zu bestimmen. Außerdem erfolgen bereits eine leichte Entlastung und dadurch hervorgerufene Verschiebungen, bevor die Auffahrungsfront einen Messpunkt erreicht. Auf diese nicht messbaren Verformungen („*excavation strains*“ oder „*lost strains*“) weist bereits Munson hin [Munson et al. 1989]. Da außerdem Veröffentlichungen von Sandia aus verschiedenen Jahren nicht in jedem Fall miteinander übereinstimmende Kurven zeigen [Munson et al. 1988, 1989, 1990, Munson 1997], wird die damalige Auswertung der Rohdaten und die Kombination der verschiedenen Messserien zu jeweils einer kontinuierlichen Kurve zur Zeit von Sandia überprüft.

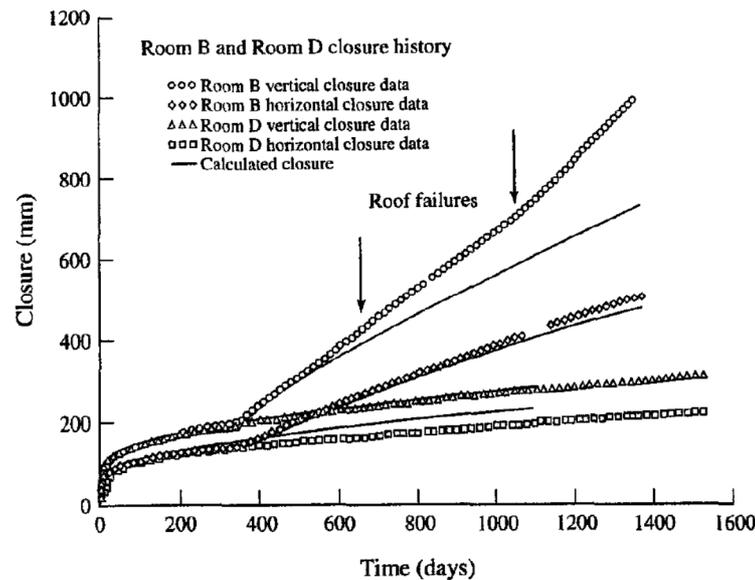


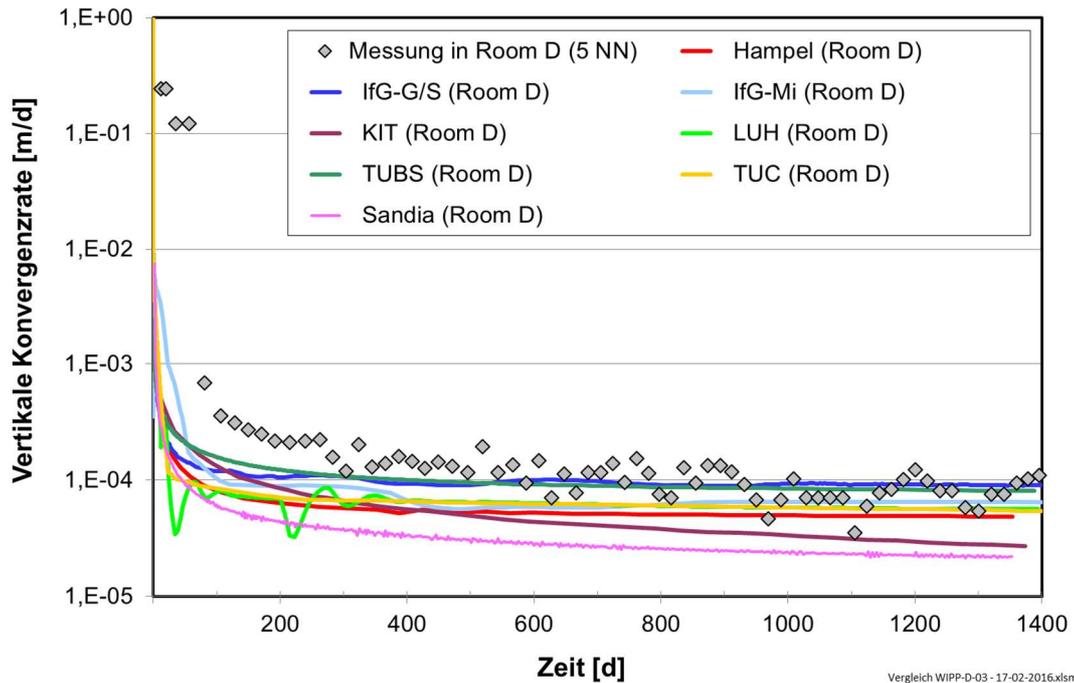
Abb. 49 Vergleich der von Sandia gemessenen Konvergenzen von Room D und Room B mit Berechnungen von Sandia mit dem Munson-Dawson-Modell und an die Messdaten angepassten Kennwerten [Munson 1997].

Sandia hat für die damaligen Simulationsberechnungen die Kennwerte der Modellparameter durch Anpassungen des Munson-Dawson-Modells an die Messdaten bestimmt, siehe Abb. 49. Die Partner im Verbundprojekt sind anders vorgegangen: Sie haben die Kennwerte anhand der Laborversuche mit WIPP-Steinsalz bestimmt und anschließend die Simulationen ohne Nachkalibrierung einzelner Kennwerte anhand von In-situ-Messdaten durchgeführt.

In Abb. 49 deuten Pfeile auf Zeitpunkte hin, zu denen sich Extensometermessungen zufolge ein Scherbruch über der Firste von Room B und/oder eine Ablösung des Steinsalzes über der Firste von der darüber liegenden Anhydritschicht ereignet haben könnte („roof failures“). Beide werden als Erklärung für den zusätzlichen Schub in der Firstverschiebung und damit in der vertikalen Konvergenz von Room B sowie für die Abweichung von der Modellkurve genannt [Munson 1997].

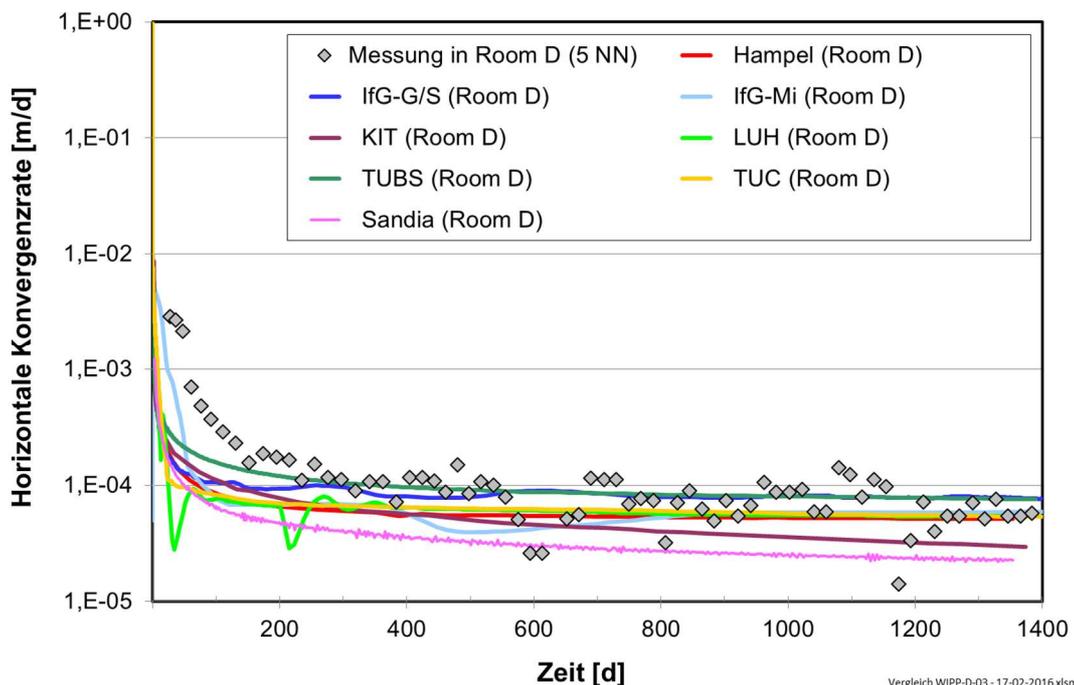
Angesichts von Unsicherheiten in der Bewertung insbesondere der in situ gemessenen Anfangstransienten haben sich die Partner auf den Vergleich ihrer Ergebnisse mit der weniger unsicher gemessenen Entwicklung der Langzeitkonvergenz konzentriert. Diese wird in der Auftragung der Konvergenzraten in Abb. 50 und Abb. 51 für Room D gut sichtbar. Dazu wurden die Messkurven von Sandia aus Abb. 49 digitalisiert und die Steigungen aufgrund der Streuung über jeweils fünf nächste Nachbarpunkte gleitend gemittelt. Obwohl die Kennwerte von den Partnern nur anhand der Laborversuche mit *clean salt* und *argillaceous salt* ermittelt wurden, zeigen die berechneten Kurven eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten.

In Abb. 52 ist die Verteilung der Vergleichsspannung für beide Simulationen wiederum am Beispiel der CDM-Berechnung von Hampel gezeigt. Das mittlere Bild aus der Simulation D-03 mit realer Stratigraphie, bei dem die Spannung in den Anhydritschichten ausgeblendet wurde, und das linke Bild, in dem alle Schichten als Steinsalz gerechnet wurden (Simulation D-04), sind fast identisch. Das bedeutet, dass die im linken Bild gezeigte (elastische) Spannungskonzentration in den Anhydritschichten über und unter der Kammer die Vergleichsspannung im Steinsalz kaum beeinflusst. Typisch für einen Hohlraum mit quadratischem Querschnitt ist, dass sich die größten Spannungswerte in einem Ring um den Raum herum formieren.



Vergleich WIPP-D-03 - 17-02-2016.xlsm

Abb. 50 Vergleich der von Sandia gemessenen vertikalen Konvergenzrate von Room D [Munson 1997] (digitalisierte und über 5 nächste Nachbarnpunkte gleitend gemittelte Daten) mit Ergebnissen der Simulation D-03 der Partner.



Vergleich WIPP-D-03 - 17-02-2016.xlsm

Abb. 51 Vergleich der von Sandia gemessenen horizontalen Konvergenzrate von Room D [Munson 1997] (digitalisierte und über 5 nächste Nachbarnpunkte gleitend gemittelte Daten) mit Ergebnissen der Simulation D-03 der Partner.

In Abb. 53 werden die von den Partnern in Simulation D-03 berechneten Vergleichsspannungen exemplarisch entlang einer vertikalen Spur unter der Mitte der Sohle miteinander verglichen. Die Verläufe stimmen gut miteinander überein. Man erkennt wiederum, dass die Spannungskurven im Steinsalz von den Spannungsspitzen in den Anhydritschichten kaum beeinflusst werden.

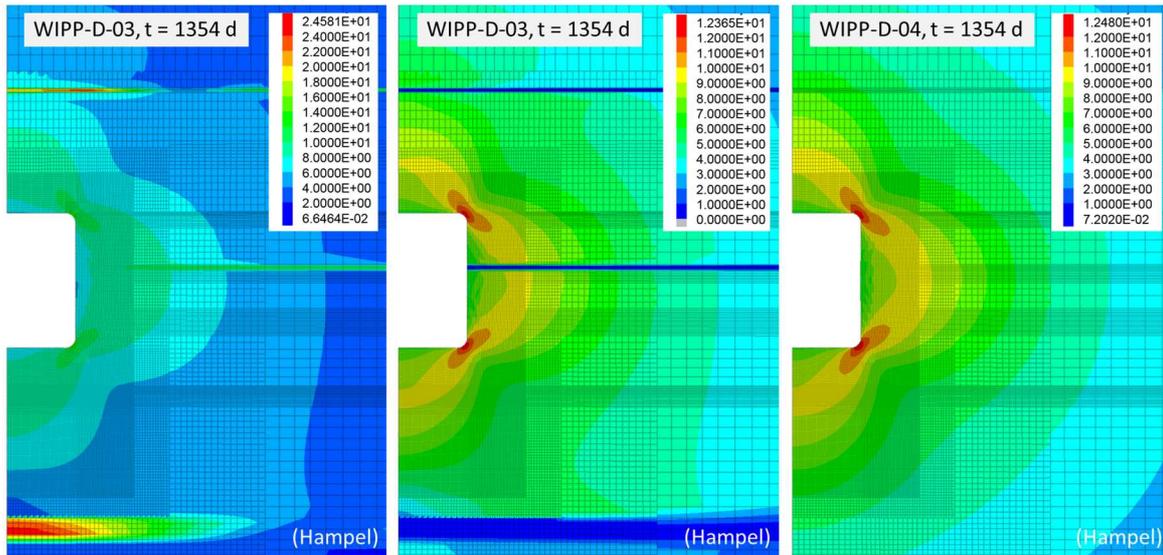


Abb. 52 Verteilung der Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] um Room D herum am Ende der Simulation D-03 (reale Stratigraphie, links und Mitte) und D-04 („all salt“, rechts) von Hampel als Beispiel. Im mittleren Bild ist für D-03 zum besseren Vergleich mit D-04 nur die Spannung im Steinsalz dargestellt.

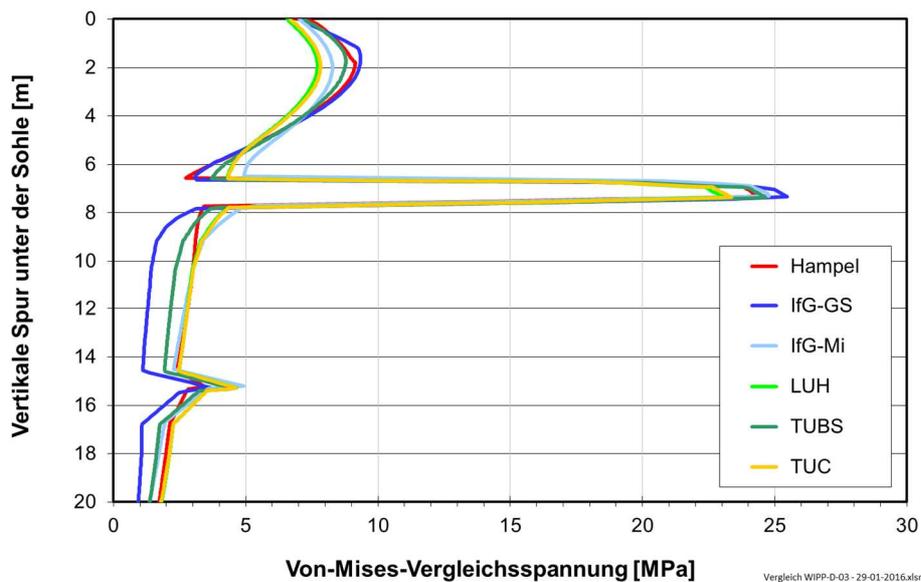


Abb. 53 Vergleich der von den Partnern in Simulation D-03 berechneten Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] entlang einer vertikalen Spur unter der Mitte der Sohle. Die Spannungsspitzen treten in den Anhydritschichten auf, die obere ist auch in Abb. 52 links unten sichtbar.

Abb. 54 zeigt links und in der Mitte einen Vergleich der vom IfG und von Hampel in der Simulation D-03 berechneten Verteilungen der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente  $\sigma_3$ . In Bereichen mit kleinem  $\sigma_3$  nahe der Raumkontur muss mit Schädigung und Dilatanz gerechnet werden. Zugspannungen (positive Werte) sind violett bzw. pink dargestellt. Sie treten bei beiden Partnern in ähnlicher Weise auf. Im rechten Bild ist zum Vergleich die „all salt“-Berechnung D-04 von Hampel wiedergegeben, das Ergebnis ist nahezu identisch mit demjenigen in D-03. Zu berücksichtigen ist dabei, dass die Grenzschichten in den Simulationen fix miteinander verbunden waren, also keine Abscherung entlang der Schichtgrenzen zugelassen wurde (s. o.).

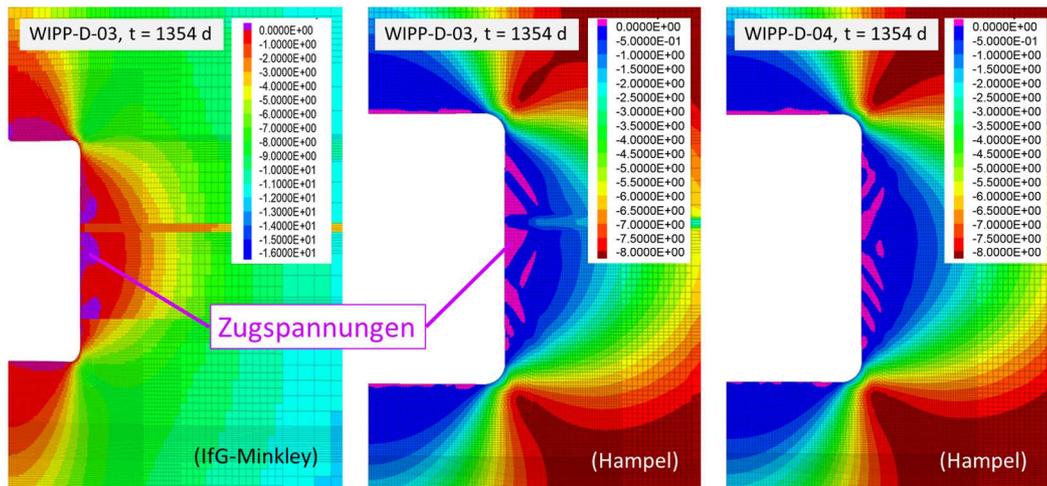


Abb. 54 Vergleich (unterschiedliche Farbskalen!) der vom IfG mit dem Minkley-Modell und von Hampel mit dem CDM berechneten Verteilungen der minimalen Hauptspannung [MPa] um Room D herum am Ende der Simulation D-03 (reale Stratigraphie, links und Mitte) und der Simulation D-04 („all salt“, rechts). Die Skala wurde von Hampel auf 8 MPa begrenzt, um die Bereiche mit kleinem  $\sigma_3$  besser sichtbar zu machen. Zugspannungen (positive  $\sigma_3$ ) sind violett bzw. pink dargestellt.

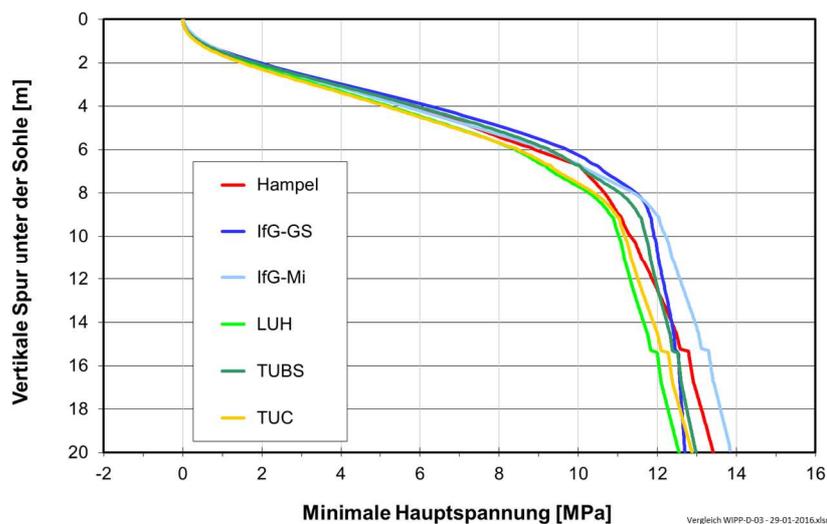


Abb. 55 Vergleich der von den Partnern in Simulation D-03 berechneten minimalen Hauptspannung [MPa] entlang einer vertikalen Spur unter der Mitte der Sohle.

Der Vergleich der Kurven entlang der vertikalen Spur unter der Mitte der Sohle in Abb. 55 zeigt vor allem im konturnahen Bereich eine sehr gute Übereinstimmung. Das heißt, dass sich in den Simulationen der Partner eine ähnliche Breite der konturnahen Schädigungszone (EDZ) ergeben sollte (s. u.). Die Lage der Anhydritschichten wird hier nur durch kleine Sprünge in den Kurven sichtbar.

Im Abb. 56 oben links ist mit der Größe  $dz\_sumdil$  die akkumulierte Häufigkeit der während der Simulation D-03 von Hampel in jeder Zone im Steinsalz aufgetretenen Dilatanz visualisiert. Der farbige Bereich gibt daher die Maximalausdehnung der Schädigungszone (EDZ) an. Im nichtfarbigen Bereich trat in keinem Zeitschritt der Berechnung Dilatanz auf. Die Ausdehnung des dilatanten Bereichs in den übrigen Bildern stimmt mit dem Bereich der kleinen Werte der minimalen Hauptspannung unter ca. 2 MPa in Abb. 55 überein. Sie bestätigt damit den direkten Zusammenhang zwischen kleinen  $\sigma_3$ -Werten und Schädigung und Dilatanz.

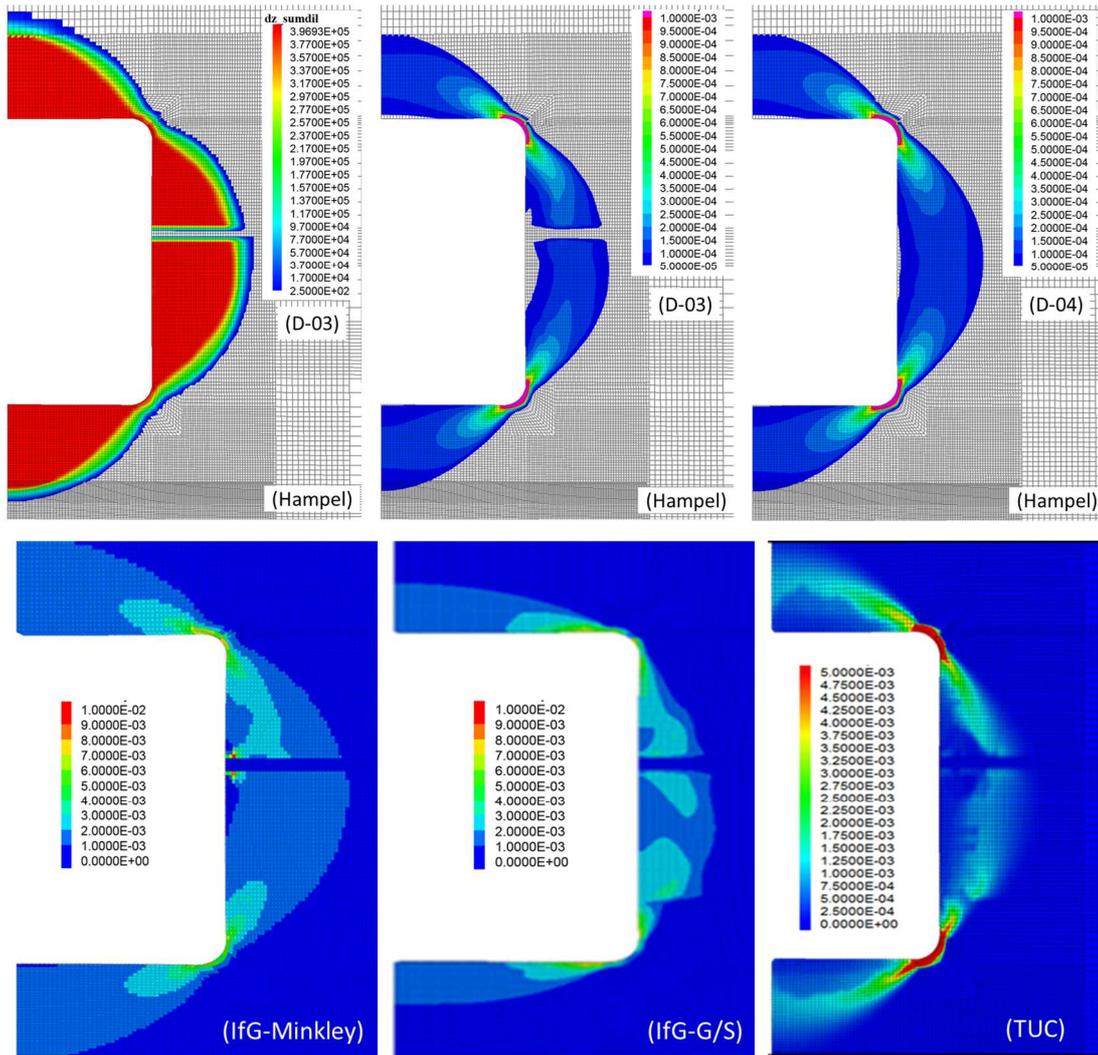


Abb. 56 Oben: Maximalausdehnung der Schädigungszone (EDZ, links) und Verteilung der schädigungsbedingten Dilatanz von Hampel (Mitte: D-03, rechts: D-04, Skala auf 0,005% bis 0,1% begrenzt). Unten: D-03-Ergebnisse des IfG und der TUC.

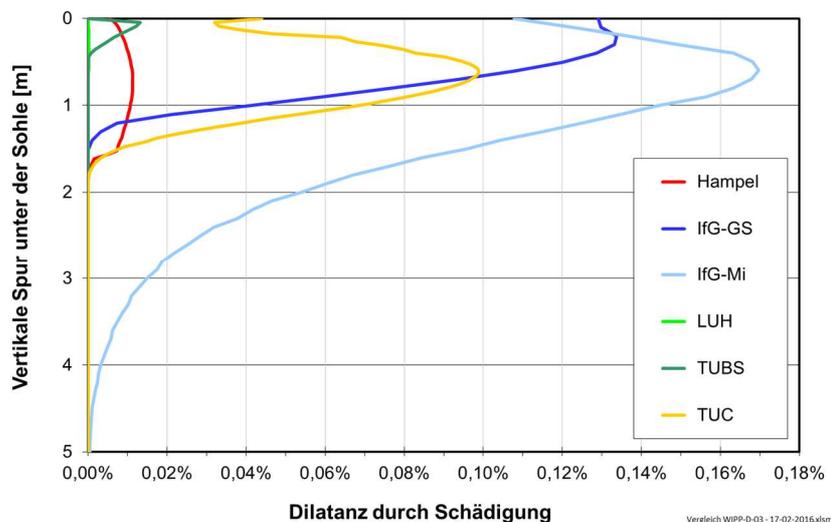


Abb. 57 Vergleich der von den Partnern in Simulation D-03 berechneten Dilatanz aufgrund von Schädigung entlang der vertikalen Spur unter der Mitte der Sohle. Ergebnisse des IfG und der TUC mit Berücksichtigung der Zugschädigung.

In den Bildern in Abb. 56 oben Mitte und rechts sowie unten sind Beispiele für die von verschiedenen Partnern berechneten Verteilungen der durch Schädigung hervorgerufenen Dilatanz, das heißt ohne die elastische volumetrische Verformung, aus den Simulationen D-03 bzw. D-04 dargestellt. Die größten Werte folgen dem Ring der größten Vergleichsspannungen aus Abb. 52. Wieviel die Zugschädigung in der Mitte der Sohle ausmacht, zeigt sich in Abb. 57. Sie wurde in den Simulationen des IfG und der TUC berücksichtigt und hat deutlich höhere Dilatanzwerte als bei den Partnern ergeben. Die berechnete Breite der EDZ liegt in der Nähe oder sogar unter 2 m und bestätigt damit die Erwartung aufgrund des Verlaufs der minimalen Hauptspannung.

## 5.2 Room B

Die Lage und geometrischen Abmessungen von *Room B* wurden bereits im vorherigen Kapitel zu *Room D* beschrieben. Das Steinsalz um *Room B* herum wurde von Sandia mit einer Reihe von Erhitzern aufgeheizt, die in Bohrlöcher in die Sohle eingelassen worden waren. Die Anordnung der Erhitzer ist in Abb. 58 gezeigt. Sie befanden sich in einem mittleren Raumabschnitt von 24 m Länge entlang der Mittelachse der Kammer in einem Abstand von jeweils 1,53 m zueinander. Um ein möglichst homogenes Temperaturfeld in diesem Abschnitt zu erreichen, befanden sich an beiden Enden dieser erhitzten Zone neben weiteren Wärmequellen sogenannte *guard heater*. Die Kammer war außerdem während des Versuches gegen die Wetterstrecke mit geschlossenen Türen isoliert.

Abb. 59 veranschaulicht links die Anordnung eines Erhitzers im Bohrloch unter *Room B* in einem Querschnitt senkrecht zur Kammerlängsachse. Der Hohlraum zwischen Erhitzer und Steinsalz war mit Salzgrus verfüllt. Über dem Erhitzer befand sich ein Granulat aus Vermiculit. Der erhitzte Abschnitt beginnt 2,21 m unter der Sohle, ist 2,59 m hoch und hat einen Durchmesser von 32,4 cm. Diese Dimensionen sind im FLAC3D-Modell des halben Querschnitts umgesetzt. Für die Modellierung der Erhitzung wurden von den Verbundpartnern zwei Möglichkeiten diskutiert:

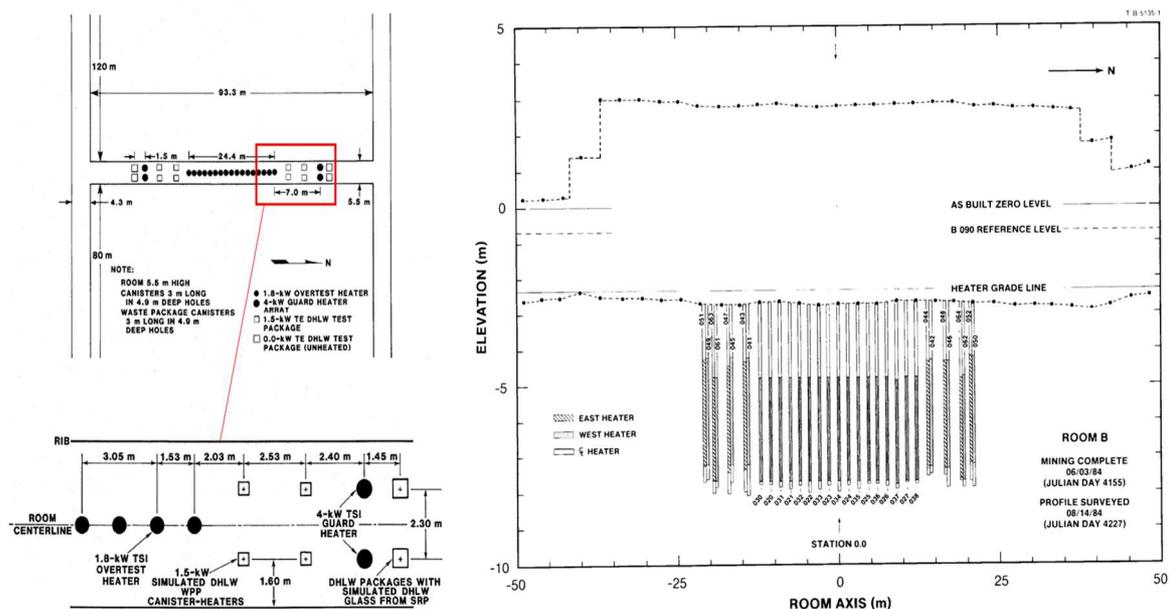


Abb. 58 Aufsicht (links) [Rath & Argüello 2012] und Seitenansicht (rechts) [Munson et al. 1990] der Erhitzeranordnung unter Room B. Das rechte Bild zeigt auch das gemessene Längsprofil der Kammer. Der berechnete Querschnitt liegt bei „Station 0.0“.

1. Modellierung mit Hilfe der in Berichten von Sandia angegebenen Erhitzerleistung [Munson et al. 1990]. Hier bestand allerdings die Schwierigkeit, dass die Wärmeleitung des Verfüllmaterials im Bohrloch nicht bekannt ist.
2. Modellierung der Erhitzung über eine auf die Punkte (*gridpoints*) in der Erhitzerzone (pinke Zone in Abb. 59 oben rechts) aufgeprägte Temperaturrandbedingung.

Die Partner entschieden sich für Möglichkeit 2, da von Sandia die zeitlichen Entwicklungen der Temperatur im Steinsalz um *Room B* herum an verschiedenen Stationen entlang der Kammerachse gemessen wurden und es für dieses Projekt vor allem auf die Simulation der korrekten Temperaturentwicklung im Steinsalz und seine Auswirkung auf die Spannungs-, Verformungs-, Schädigungs- und Dilatanzentwicklung ankam.

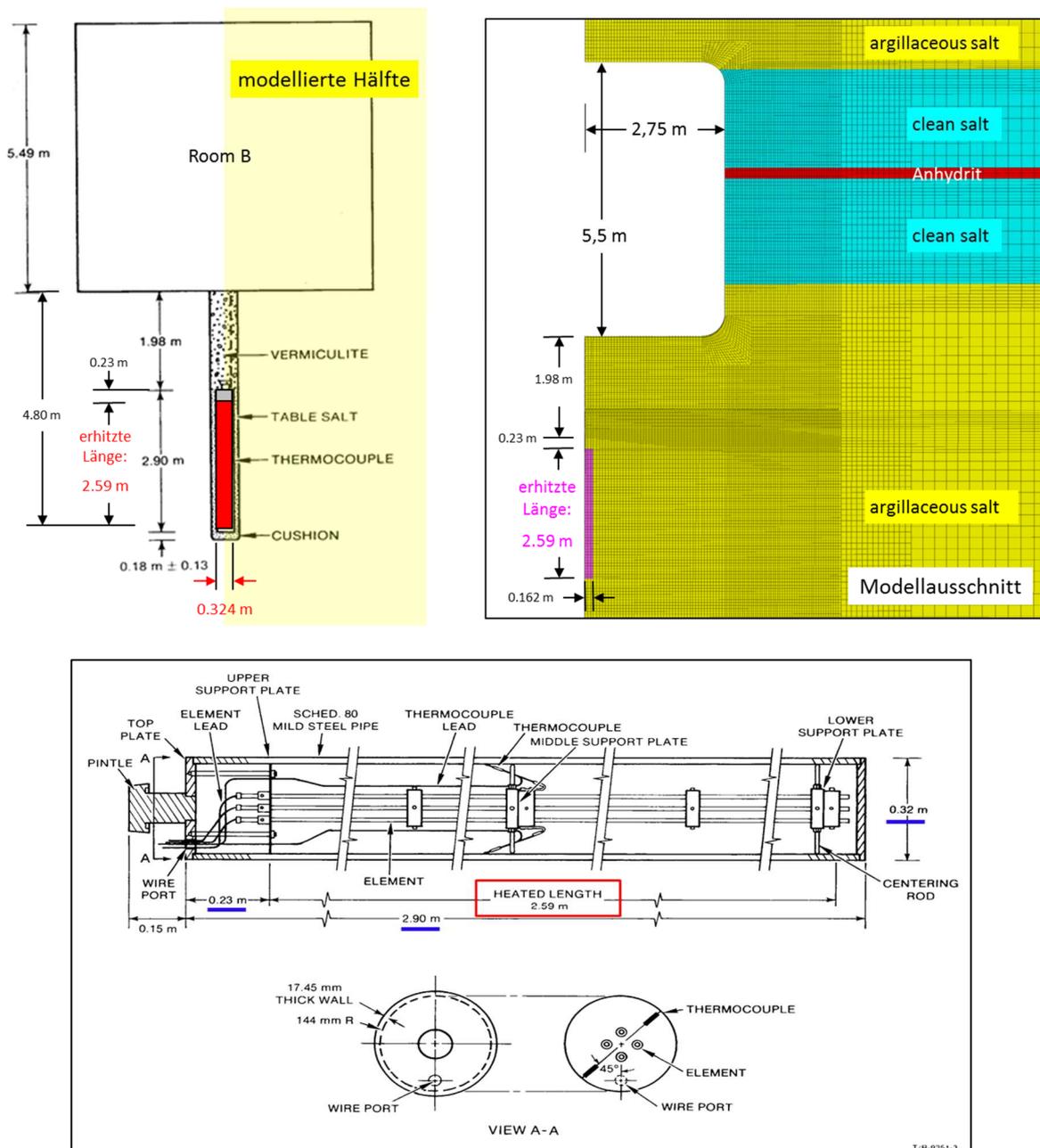
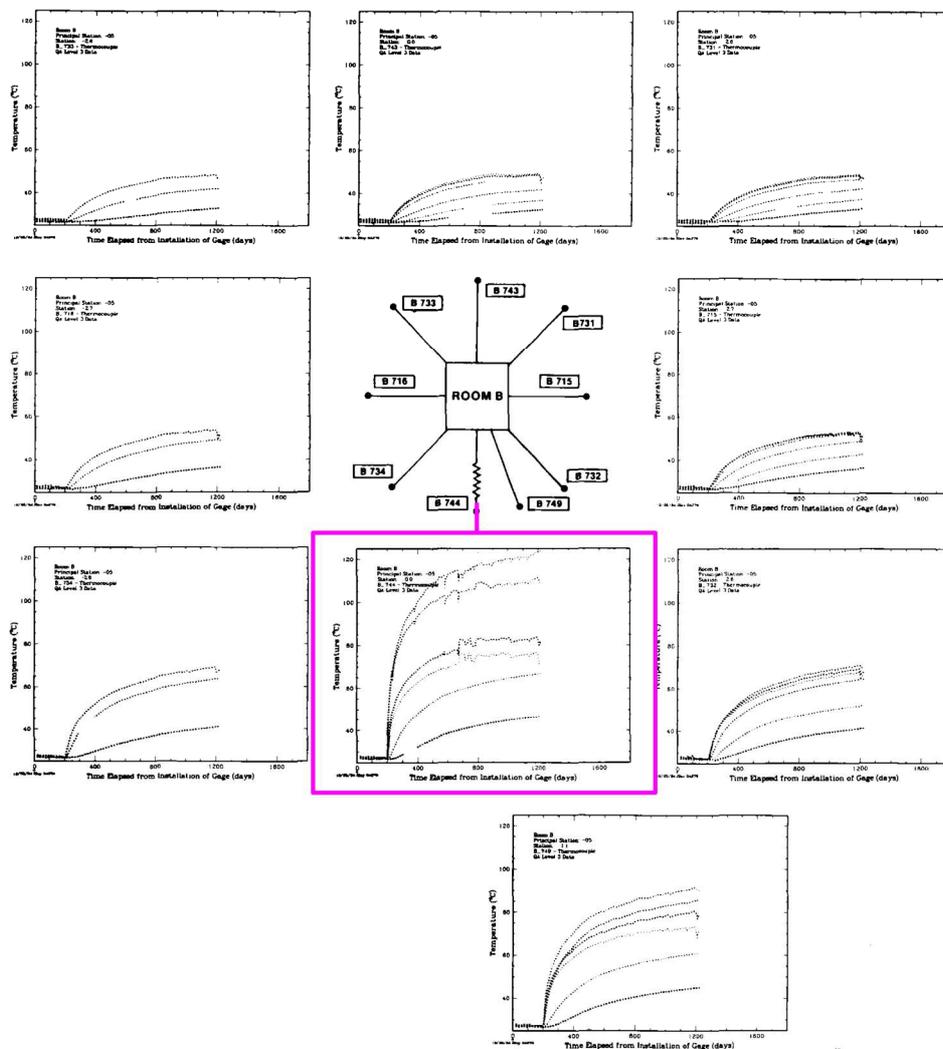


Abb. 59 Schematische Darstellung der Erhitzeranordnung unter *Room B* (oben links) [nach Munson et al. 1990] und deren Umsetzung im *FLAC3D*-Modell (oben rechts, pink). Unten: Schemazeichnung eines Standard *TSI Canister* Erhitzers.

Die Thermoelemente befanden sich an jeder Station in horizontalen, vertikalen und diagonalen Bohrlöchern jeweils in verschiedenen Tiefen. Ein Beispiel für die Station -5 zeigt Abb. 60. Die Station befand sich nur 4,90 m in nördlicher Richtung von der Kammermitte entfernt, sodass die Messungen repräsentativ für den simulierten senkrechten Kammerquerschnitt sind. Munson et al. (1990) schreiben dazu: *“The composite is that for Principal Station -5 but is generally typical of the principal stations near the center of the room.”*

Abb. 61 zeigt links vergleichbare Messungen aus einem Bohrloch unter der Sohle bei der Station +5, das heißt 4,90 m in südlicher Richtung von der Kammermitte entfernt. Der nächstgelegene Erhitzer B025 befand sich 4,60 m von der Kammermitte entfernt, das bedeutet, dass das senkrecht unter der Sohle liegende Bohrloch der Temperaturmessungen in nur 30 cm Entfernung an dem Erhitzer vorbeiführte.

Die Tiefen der Thermoelemente aus dieser Bohrung sind rechts in Abb. 61 in das FLAC3D-Modell eingezeichnet, wobei die tiefsten Messstellen B746/1 und /2 unter dem dargestellten Ausschnitt liegen. Das Element B746/3 befand sich in einer Tiefe von 4,90 m und damit nur 10 cm unter dem unteren Ende der erhitzten Zone. Daher liegt die zugehörige Temperaturkurve am höchsten und gibt einen ersten Eindruck von der Temperaturentwicklung an der



T/B-9251-27

Abb. 60 Von Sandia gemessene Temperaturentwicklungen in verschiedenen Bohrungen und Bohrlochtiefen im Steinsalz um Room B herum an der Station -5, das heißt 4,90 m nördlich von der Kammermitte entfernt [Munson et al. 1990]. Die Messungen senkrecht nach unten (pink umrandet) führen durch den Bereich der Erhitzer.

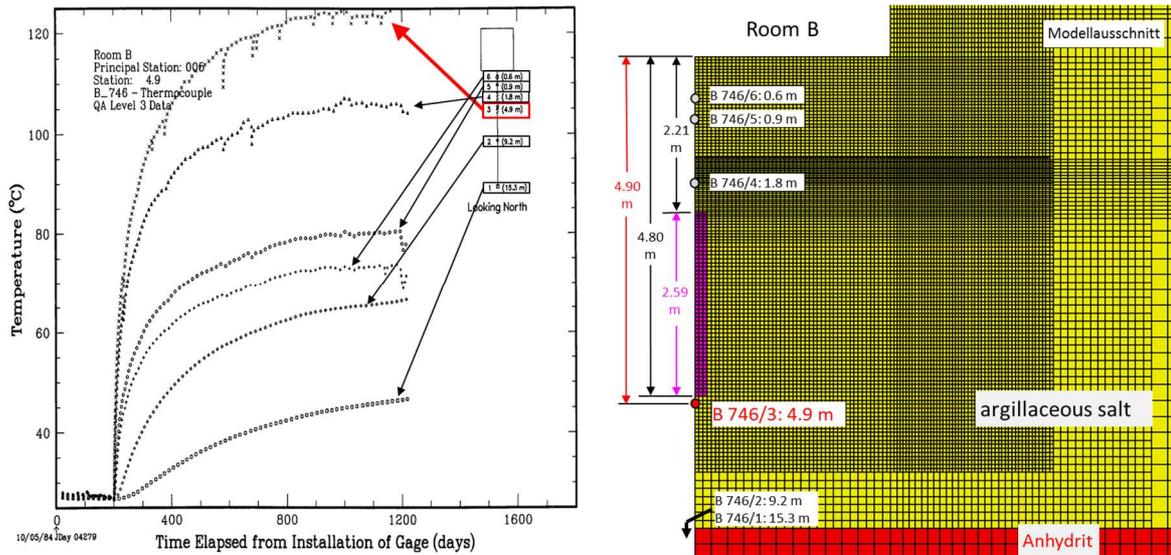


Abb. 61 Gemessene Temperaturentwicklungen in der Bohrung senkrecht unter Sohle von Room B an der Station +5, das heißt 4,90 m südlich von der Kammermitte entfernt [Munson et al. 1990]. Diese Bohrung führt in nur 30 cm Entfernung an dem Erhitzer B025 vorbei. Die höchste Temperaturkurve stammt von Thermoelement B746/3 in einer Bohrlochtiefe von 4,90 m, das damit nur 10 cm unter dem unteren Ende der erhitzten Zone liegt, siehe Abb. 62.

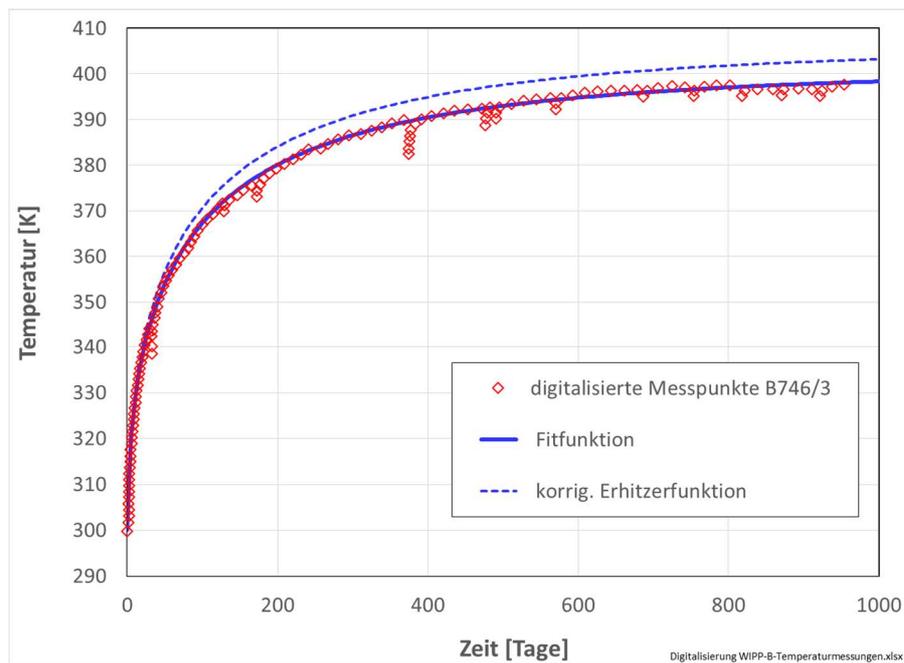


Abb. 62 Empirische Beschreibung der digitalisierten höchsten Temperaturkurve aus Abb. 61 mit der Fitfunktion aus Gleichung (54). Die in der Simulation vorgegebene korrigierte Erhitzerfunktion berücksichtigt, dass die Temperaturmessung in einer geringen Entfernung vom Erhitzer erfolgte.

Oberfläche des Erhitzers. Diese Kurve wurde von Hampel digitalisiert und durch die folgende empirische Fitfunktion angenähert, siehe Abb. 62:

$$T = a_1 + a_2 \left( 1 - \exp\left\{ - (a_3 t)^{a_4} \right\} \right) \quad (54)$$

mit  $T$ : Temperatur,  $t$ : Zeit,  $a_1 = 300$  K,  $a_2 = 101$  K,  $a_3 = 0,012$  1/d,  $a_4 = 0,52$ .

Die korrigierte Erhitzerfunktion in Abb. 62 trägt dem Umstand Rechnung, dass die Messung vertikal 10 cm und horizontal 30 cm vom Erhitzer entfernt erfolgte und daher die Temperatur direkt an der Erhitzeroberfläche etwas höher gewesen sein dürfte. Die Korrektur erfolgte durch Änderung des Parameters  $a_2$  von 101 K auf 106 K und ist das Resultat einer Reihe von Testsimulationen, bei denen die berechneten Temperaturkurven an verschiedenen Thermoelementpositionen um *Room B* herum mit Messdaten von Sandia verglichen wurden.

Die Erhitzer wurden am 23.04.1985 eingeschaltet, das heißt 354 Tage nach der Auffahrung von *Room B* [Munson et al. 1990]. Daher wurden in der Simulation die ersten 354 Tage mit der konstanten Gebirgstemperatur 300 K gerechnet. Anschließend wurde auf die *gridpoints* in der Erhitzerzone (pinke Region in Abb. 59 oben rechts und Abb. 61) die zeitliche Entwicklung der Temperatur gemäß Formel (54) mit der Korrektur für  $a_2$  als Randbedingung für 1000 Tage vorgegeben.

Zum thermischen Verhalten der Gesteinsschichten wurden die von Argüello & Holland angegebene nichtlineare Formel für die thermische Leitfähigkeit und die Parameterwerte der Tab. 14 übernommen [Argüello & Holland 2015]:

$$\lambda = \lambda_{300} \left( \frac{300}{T [K]} \right)^\eta \quad (55)$$

mit  $\lambda$ : thermische Leitfähigkeit,  $\lambda_{300}$  und  $\eta$ : Materialkonstanten.

Eine weitere, von den Verbundpartnern eingehend diskutierte Frage war die geeignete thermische Berücksichtigung der Kammer selbst. Ohne diese ergaben sich an der Sohle zu hohe, an der Firste dagegen zu niedrige Temperaturen, da Wärme von der Sohle auch durch Strahlung an die Raumluft und Konvektion in ihr ab- und weitergeleitet wird. Argüello & Holland verwendeten für die thermische Berücksichtigung des Kammerinneren dort ein *ETM-Material* (*equivalent thermal material*) analog zu den Gesteinsschichten in Tab. 14 mit  $c_p = 1000 \text{ J/(kg K)}$ ,  $\lambda_{300} = 50 \text{ W/(m K)}$ ,  $\eta = 0$  sowie Newtons Abkühlungsgesetz für die Salzoberfläche [Argüello & Holland 2015].

Da es nicht auf eine möglichst realitätsnahe Modellierung der *WIPP*, sondern auf die Simulation der möglichst realistischen zeitlichen Entwicklung der Temperaturverteilung im Gebirge ankam, entschlossen sich die Partner, stattdessen auch auf die Randpunkte (*gridpoints*) an der Salzkontur geeignete Temperaturrandbedingungen aufzuprägen, sodass sich im Gebirge die Temperatur in Übereinstimmung mit Messdaten von Sandia entwickelte. Dazu wurden zunächst die beiden gut miteinander übereinstimmenden Messungen von Sandia im Inneren der Kammer aus Abb. 63 digitalisiert und wiederum mit Formel (54) sowie den folgenden Parameterwerten beschrieben:  $a_1 = 300 \text{ K}$ ,  $a_2 = 28 \text{ K}$ ,  $a_3 = 0,0038 \text{ 1/d}$ ,  $a_4 = 0,75$ .

Material	$c_p$ [J/(kg K)]	$\alpha_T$ [1/K]	$\lambda_{300}$ [W/(m K)]	$\eta$	$\rho_M$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Steinsalz	862	$45 \cdot 10^{-6}$	5,4	1,14	2300
Anhydrit	733	$20 \cdot 10^{-6}$	4,7	1,15	2300
Polyhalit	890	$24 \cdot 10^{-6}$	1,4	0,35	2300

Tab. 14 Parameter zur thermischen Berechnung der Gesteinsschichten bei *Room B*, mit  $c_p$ : spezifische Wärme,  $\alpha_T$ : linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient,  $\lambda_{300}$  und  $\eta$ : Materialkonstanten,  $\rho_M$ : Massendichte [Argüello & Holland 2015].

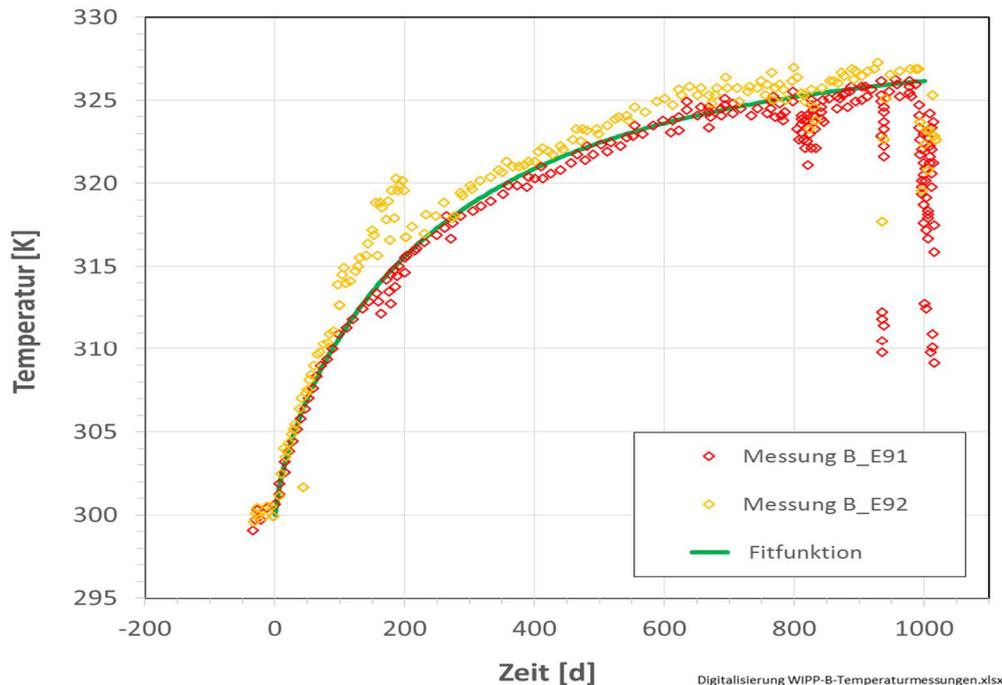


Abb. 63 Digitalisierte Temperaturdaten, die von Sandia mit Thermoelementen in 1/4 der Raumhöhe frei in der Luft (Station -7.2, B\_E91) und an eine Metallbox montiert (Station -6.9, B\_E92) gemessen wurden [Munson et al. 1990]. Zur Beschreibung der Daten wurde die Fitfunktion aus Gleichung (54) verwendet.

Der Zeitpunkt  $t = 0$  in Abb. 63 ist der Tag, an dem die Erhitzer eingeschaltet wurden. Nach knapp 1000 Tagen wurden die Türen an beiden Raumenden geöffnet, sodass die Lufttemperatur schnell zu sinken begann. Dieser Temperaturverlauf wurde in mehreren Testsimulationen durch Abänderung des Wertes für  $a_2$  für die Randbedingungen entlang der Sohle, des Stoßes und der Firste modifiziert, bis die Temperaturverteilung im Steinsalz mit Messdaten von Sandia an verschiedenen Punkten über, neben und unter der Kammer gut übereinstimmte ( $z$ : vertikale Koordinate, Werte am Stoß linear interpoliert): -

Sohle:  $a_{2,\text{Sohle}} = 36,75 \text{ K}$

Firste:  $a_{2,\text{Firste}} = 26,75 \text{ K}$

Stoß:  $a_{2,\text{Stoß}}(z) = a_{2,\text{Sohle}} + (a_{2,\text{Firste}} - a_{2,\text{Sohle}}) \cdot (z - z_{\text{Sohle}}) / (z_{\text{Firste}} - z_{\text{Sohle}})$

Damit sind die Randbedingungen der thermomechanisch gekoppelten Simulationen von Room B angegeben. Wie bei den Room-D-Simulationen wurden damit auch hier wieder verschiedene Berechnungen durchgeführt:

B-03: Modellierung aller Gesteinsschichten gemäß der realen Stratigraphie, allerdings ohne die Tonbänder (s. o.).

B-04: Modellierung der Anhydrit- und Polyhalitschichten wie das jeweils benachbarte Steinsalz („all salt“-Berechnung).

In Abb. 64 und Abb. 65 ist zunächst die Temperaturverteilung und -entwicklung dargestellt. Da diese einheitlich von allen Partnern verwendet wurden, sind hier exemplarisch nur die Ergebnisse von Hampel dargestellt. In Abb. 65 sieht man, dass mit den festgelegten Temperaturrandbedingungen entlang der Salzkontur die Messwerte von Sandia über, neben und unter der Sohle zu jedem Zeitpunkt realistisch wiedergegeben werden.

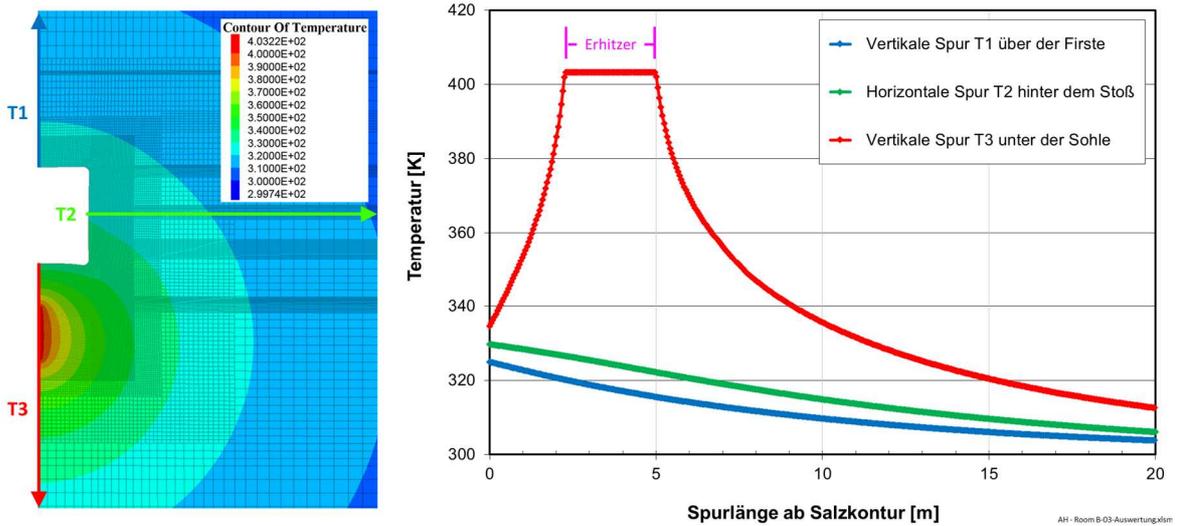


Abb. 64 Verteilung der Temperatur um Room B herum (links) und deren Verläufe entlang der drei Spuren T1 bis T3 (rechts) am Ende der Simulation B-03 von Hampel.

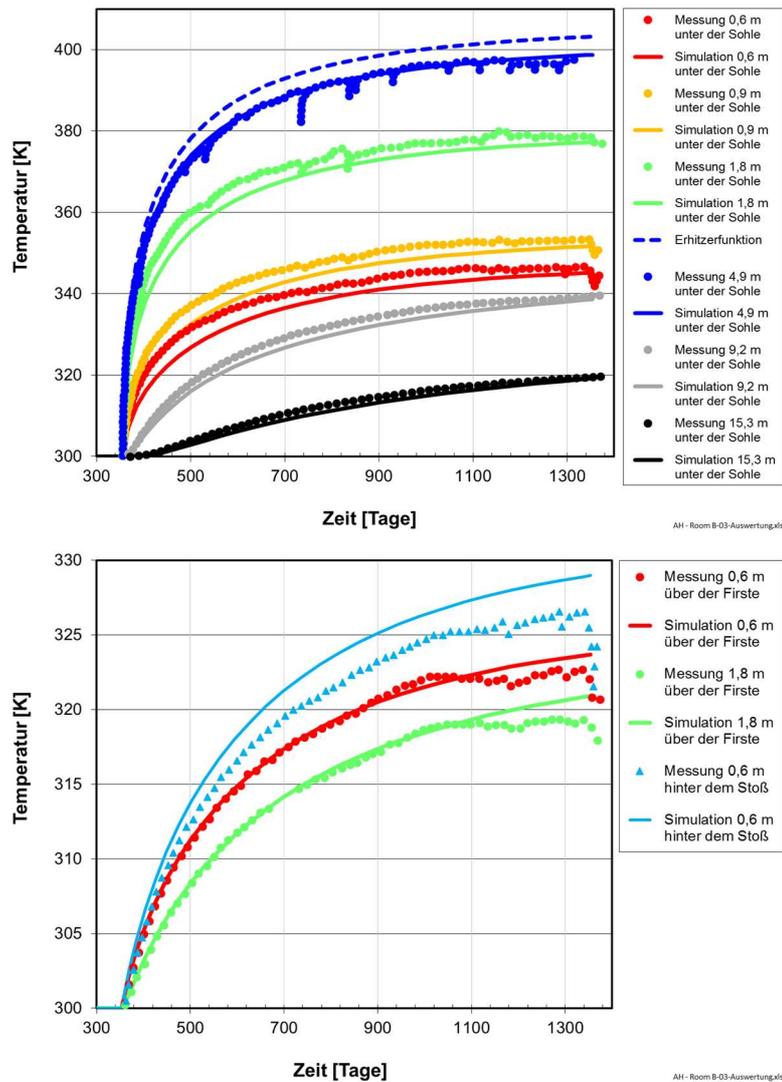


Abb. 65 Vergleich der berechneten zeitlichen Entwicklungen der Temperatur an diversen Thermoelementpositionen über, neben und unter Room B mit digitalisierten Messdaten von Sandia, vgl. Abb. 61.

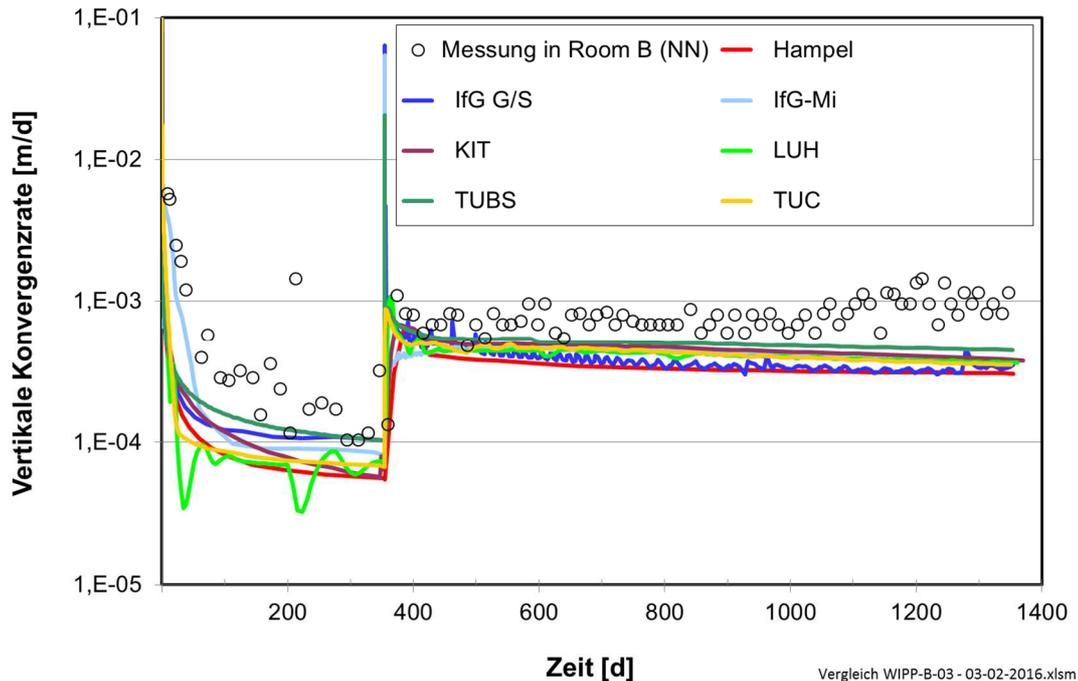


Abb. 66 Vergleich der von Sandia gemessenen vertikalen Konvergenzrate von Room B [Munson 1997] (digitalisierte Daten) mit Ergebnissen der Simulation B-03 der Partner, vgl. mit Abb. 50. Die Erhitzer wurden nach 354 Tagen eingeschaltet.

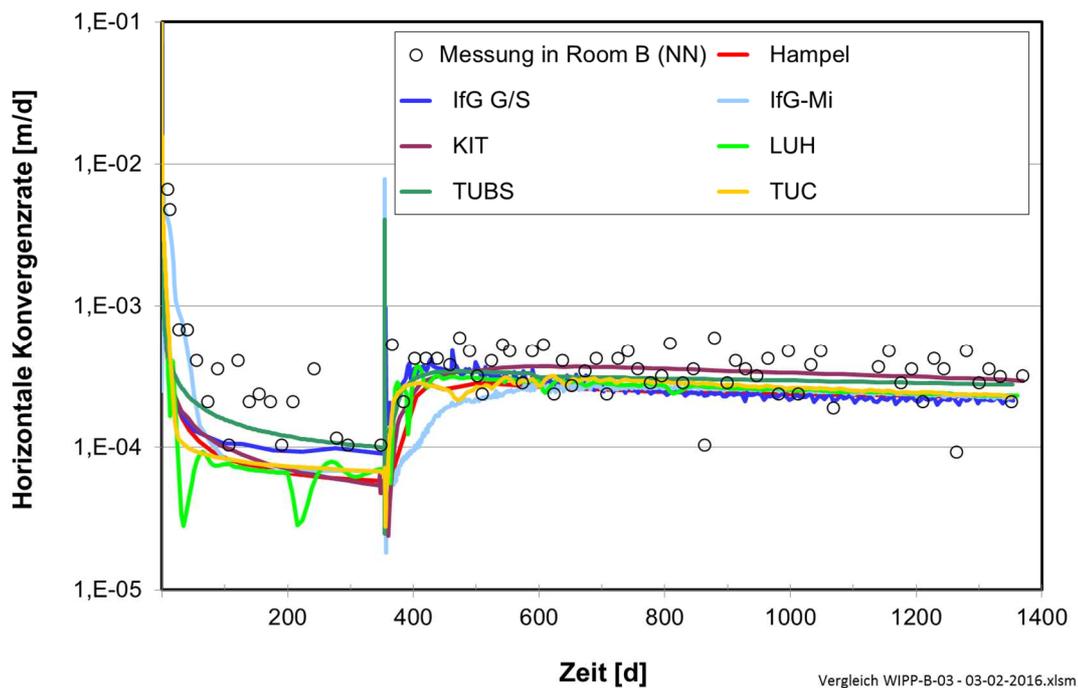


Abb. 67 Vergleich der von Sandia gemessenen horizontalen Konvergenzrate von Room B [Munson 1997] (digitalisierte Daten) mit Ergebnissen der Simulation B-03 der Partner, vgl. mit Abb. 51.

Für die Simulation B-03 zeigen Abb. 66 und Abb. 67 die zeitlichen Entwicklungen der vertikalen und horizontalen Konvergenzrate von Room B. In den ersten 354 Tagen bei der Gebirgstemperatur 300 K stimmen die Verläufe mit denen von Room D in Abb. 50 und Abb. 51 überein. Nach dem Einschalten der Erhitzer zeigt sich deutlich die Wirkung der Temperaturerhöhung.

Vor allem vertikal wird die Konvergenzrate bei erhöhter Temperatur etwas unterschätzt. Als Ursache kommen verschiedene Einflüsse infrage, die bei den Simulationen nicht berücksichtigt und oben bereits teilweise angesprochen wurden:

- Abscherung entlang der Schichtgrenzen zwischen z. B. Tonbändern und Steinsalz,
- Ablösung des Steinsalzes über der Firste von der darüber liegenden Anhydritschicht,
- Ablösung des Steinsalzes über der Firste infolge der Entstehung eines Scherbruchs,
- Einfluss von Feuchtigkeit z. B. aus den Tonbändern auf die Verformung und Abscherung auf den Grenzflächen sowie im nahen Steinsalz,
- ungenaue Kenntnis des Kriechverhaltens bei kleinen Vergleichsspannungen.

Zu dem letzten Punkt wurden vom IfG und von Hampel Studien gerechnet, die zu übereinstimmenden Ergebnissen geführt haben. Es wurde die Auswirkung einer geringfügig anderen Einschätzung des stationären Kriechvermögens bei kleinen Spannungen anhand der Ergebnisse aus den IfG-Versuchen mit *WIPP*-Steinsalz aus diesem Vorhaben untersucht.

In Abb. 68 rechts sieht man, dass bei kleinen Spannungen nur wenige Versuche vorliegen und die Ergebnisse von verschiedenen Proben wie üblich eine gewisse Streuung aufweisen. Bei  $\Delta\sigma = 2$  MPa liegt nur eine Versuchsstufe vor. Dieser Versuch TCC1 bei 60 °C und 4 und 2 MPa Differenzspannung ist in Abb. 68 links dargestellt. Er erlaubt aufgrund der sehr geringen Kriechrate und der damit einhergehenden geringen Verformung in der zweiten Stufe bei  $\Delta\sigma = 2$  MPa nur eine unsichere Bestimmung der stationären Kriechrate in den eingezeichneten Grenzen. Überträgt man diese als Fehlerbalken in das rechte Diagramm, so ist auch die gestrichelt eingezeichnete Anpassung von Hampel mit dem verdoppelten Wert des CDM-Parameters  $A_{pow}$  mit den Daten vereinbar.  $A_{pow}$  ist im CDM der Vorfaktor für die Modellierung des stationären Kriechens bei kleinen Spannungen mit einem Potenzgesetz. Nicht untersucht wurde eine alternative Reduzierung des Spannungsexponenten  $n_{pow}$  für das Kriechen bei kleinen Spannungen mit entsprechender Anpassung von  $A_{pow}$ .

Das Ergebnis der Simulation B-05 von Hampel mit dem geänderten Wert für  $A_{pow}$  aus der alternativen Anpassung des CDM ist in Abb. 69 gestrichelt wiedergegeben. Es zeigt sich, dass allein die modifizierte, mit den Versuchsdaten immer noch vereinbare Anpassung des CDM bei kleinen Spannungen bereits zu einer sehr guten Übereinstimmung der berechneten horizontalen Konvergenzrate mit den Versuchsdaten sowie zu einer deutlichen Annäherung der berechneten vertikalen Kurve an die Sandia-Daten führt.

Man sieht an diesem Beispiel, dass eine ungenaue Kenntnis der stationären Kriechrate bei kleinen Spannungen große Auswirkungen auf die Vorhersage der Konvergenzen untertägiger Hohlräume haben kann. Dies liegt daran, dass – abgesehen von der unmittelbaren Umgebung untertägiger Hohlräume kurz nach deren Auffahrung – kleine Vergleichsspannungen der Regelfall und nicht die Ausnahme sind und sie daher das Verformungsverhalten entscheidend beeinflussen können. Dessen genauere experimentelle Ermittlung und verbesserte und besser belegte Modellierung bei kleinen Spannungen sind daher ein wichtiger Forschungsgegenstand des Nachfolgevorhabens WEIMOS.

Der verbleibende Unterschied in der vertikalen Konvergenzrate in Abb. 69 links kann mit den weiteren oben genannten Einflüssen erklärt werden. So weisen bereits Munson et al. [1990] darauf hin, dass diverse Extensometermessungen über der Firste und vertikale Konvergenzmessungen darauf schließen lassen, dass sich über der Firste eine Scherzone gebildet hat und dort eine Ablösung von dem darüber liegenden Steinsalz erfolgte, siehe Abb. 70 und Abb. 49. Außerdem könnte eine Ablösung des Steinsalzes über der Firste von der nächsten Anhydritschicht zur Erhöhung der vertikalen Konvergenz geführt haben (s. o.).

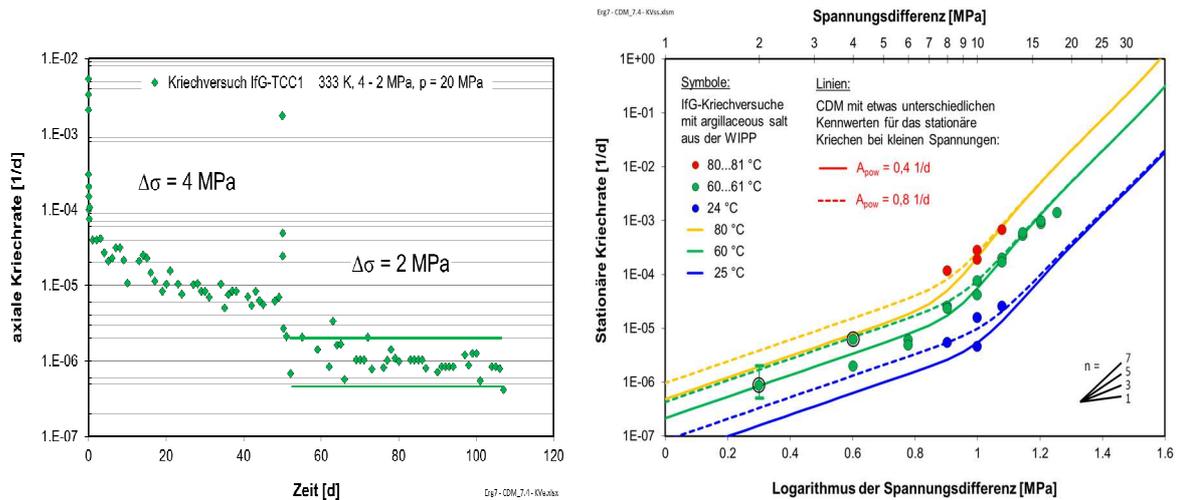


Abb. 68 Links: IfG-Kriechversuch TCC1 bei  $\Delta\sigma = 4$  und  $2 \text{ MPa}$  mit argillaceous salt aus der WIPP aus Tab. 8. Rechts: Zwei verschiedene mögliche Anpassungen des CDM an die stationären Kriechraten von argillaceous salt aus den IfG-Versuchen der Tab. 8. Eingezeichnet sind Fehlerbalken aus der Versuchsstufe bei  $2 \text{ MPa}$ , s. links.

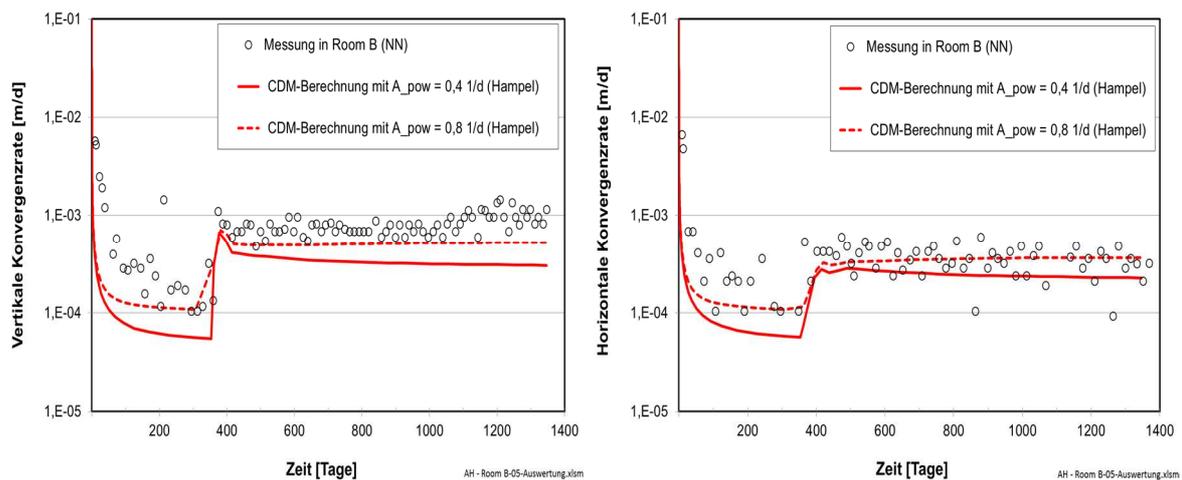


Abb. 69 Vertikale (links) und horizontale (rechts) Konvergenzrate von Room B aus den Simulationen B-03 mit  $A_{pow} = 0,4 \text{ 1/d}$  und B-05 mit  $A_{pow} = 0,8 \text{ 1/d}$  von Hampel im Vergleich mit den Messdaten von Sandia [Munson 1997].

Ferner wurde bereits darauf hingewiesen, dass eine horizontale Abscherung entlang der dünnen Tonbänder bei den Simulationen nicht berücksichtigt wurde, weil keine belegbaren Daten zur Reibung entlang der Grenzflächen zum Steinsalz vorliegen. Die Untersuchung und verbesserte Modellierung des Verhaltens von Schichtgrenzen und Diskontinuitäten ist ein weiteres Thema des nachfolgenden Verbundprojektes WEIMOS.

Nach dieser Analyse der Konvergenzraten werden im Folgenden die Ergebnisse der Partner zu den Spannungen und zur Dilatanz miteinander verglichen.

In Abb. 71 werden oben und in der Mitte jeweils die Vergleichsspannungen aus den Simulationen D-03 und B-03 des IfG (Minkley-Modell), von Hampel, der TUC und der LUH (nur Room B) 1354 Tage nach der Auffahrung, das heißt 1000 Tage nach Beginn der Erhitzung, miteinander verglichen. Die Temperaturerhöhung wirkt sich bei allen Partnern dahingehend aus, dass die Spannung im Steinsalz unter der Sohle bis zum Anhydrit, das heißt in den wärmsten Bereichen, aufgrund der stärkeren Verformung reduziert wird,

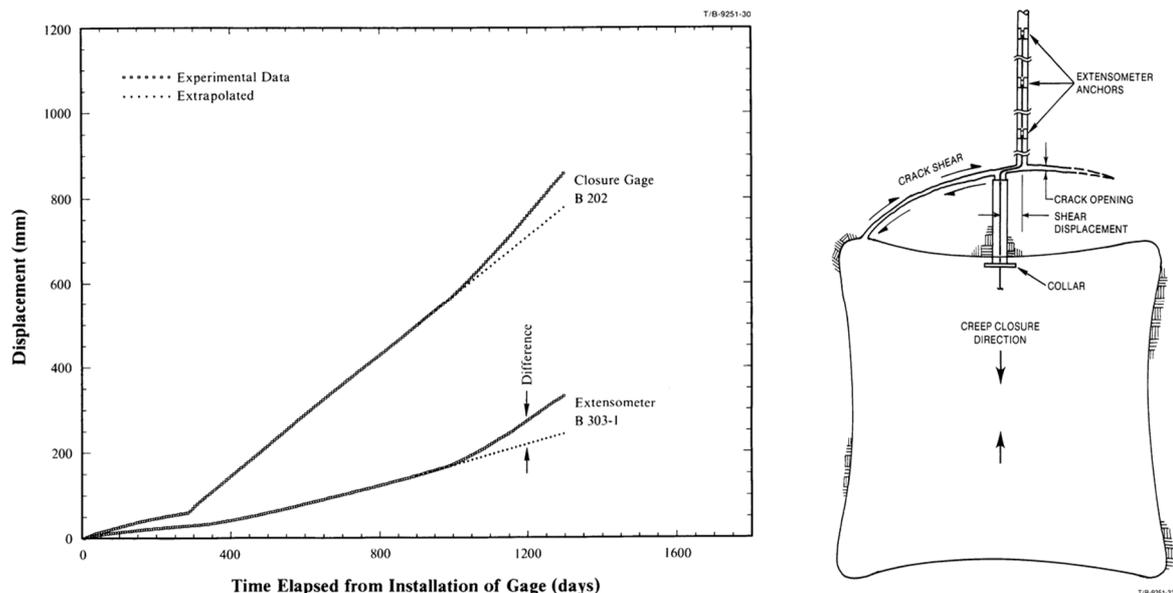


Abb. 70 Vertikale Konvergenz- und Extensometermessungen von Sandia über der Firste (links) lassen darauf schließen, dass sich während des Versuchs über Room B ein Scherbruch und/oder eine Ablösung des Steinsalzes von der darüber liegenden Anhydritschicht ereignet hat [Munson et al. 1990], siehe auch Abb. 49.

während sie innerhalb der Anhydritschicht und darunter im Steinsalz etwas erhöht ist. Dies sieht man auch deutlich in Abb. 71 unten, in der die Vergleichsspannungen entlang der vertikalen Spur von der Mitte der Sohle nach unten im Vergleich dargestellt sind.

Ein so deutlicher Temperatureinfluss wie bei der Vergleichsspannung ergibt sich bei der minimalen Hauptspannung nicht, siehe Abb. 72. Im Steinsalz zwischen Sohle und Anhydritschicht sowie unter dem Anhydrit ist diese Spannungskomponente bei Room B nur leicht erhöht. Außerdem erkennt man in den Konturplots vor allem unter der Sohle von Room B im Vergleich mit Room D größere, thermisch bedingte Zugspannungsregionen.

Eine höhere minimale Hauptspannung führt im Allgemeinen zu einer stärkeren Unterdrückung der Dilatanz und Schädigung (s. o.). Daher könnte man aufgrund der Erwärmung bei Room B eine geringere Dilatanz erwarten. Abb. 73 zeigt aber das Gegenteil: Bei Room B ist bei allen Partnern die auf Schädigung zurückzuführende (plastische) Dilatanz gegenüber der Situation bei Room D erhöht. Die Breite der Auflockerungszone beträgt entlang der horizontalen Spur hinter dem Stoß weniger als 2 m (zum Vergleich: die Breite des modellierten halben Raumes beträgt 2,75 m). Da die Dilatanzentwicklung von der Kriechverformung abhängt, bedingt die größere Kriechrate bei höherer Temperatur auch eine stärkere Zunahme der Dilatanz. Außerdem werden bei Room B mehr Zugspannungen errechnet. Dieser Einfluss wird beim Günther/Salzer-Modell des IfG deutlich, bei dem die Zugfestigkeit mit steigender Dilatanz abnimmt und sich hier tatsächlich die größten Dilatanzwerte ergeben haben. Zur Modellierung des Einflusses von Zugspannungen besteht allerdings noch Forschungsbedarf, dem sich ebenfalls das Nachfolgeprojekt WEIMOS widmet.

Trotz dieser noch offenen Fragen und dem erkannten Potential für weitere Verbesserungen der Modellierung untertägiger Strukturen im Steinsalz belegen auch die Ergebnisse der Simulationen von Room D und Room B, dass die Modellierung mit den Stoffgesetzen mittlerweile einen hohen Stand erreicht hat und dass insbesondere die Beschreibung des Temperatureinflusses auf die Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung zu korrekten Ergebnissen und realistischen Vorhersagen führt.

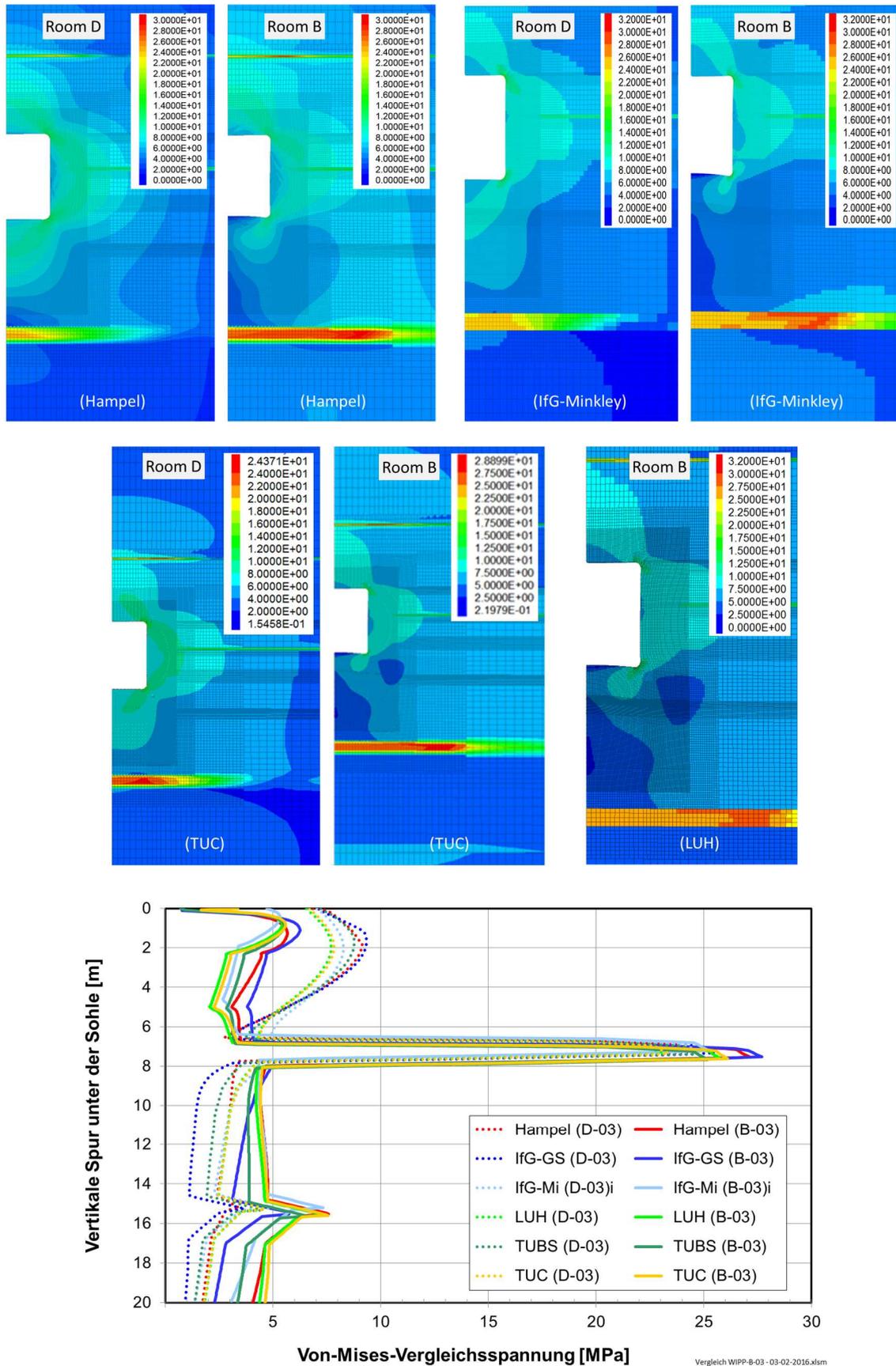


Abb. 71 Vergleiche der in den Simulationen D-03 und B-03 berechneten Vergleichsspannungen [MPa]. Oben und Mitte: Beispiele der berechneten Verteilungen bei Room D und Room B. Unten: Vergleiche entlang der vertikalen Spur unter der Sohle.

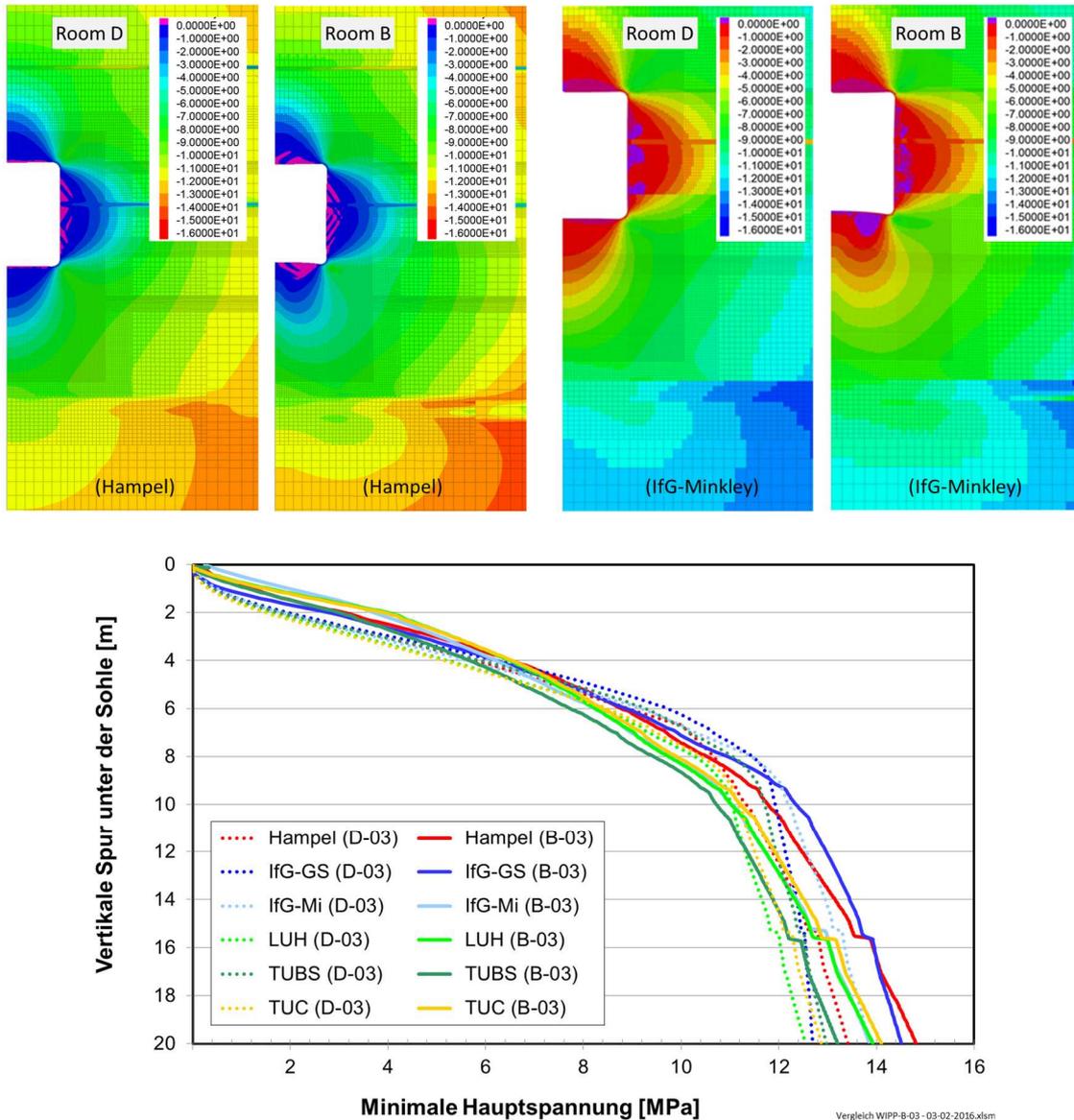


Abb. 72 Vergleiche der in den Simulationen D-03 und B-03 berechneten minimalen Hauptspannungen  $\sigma_3$  [MPa]. Oben: Beispiele der berechneten Verteilungen bei Room D und Room B. Positive  $\sigma_3$  (Zugspannungen) sind pink bzw. violett dargestellt. Unten: Vergleiche entlang der vertikalen Spur unter der Sohle.

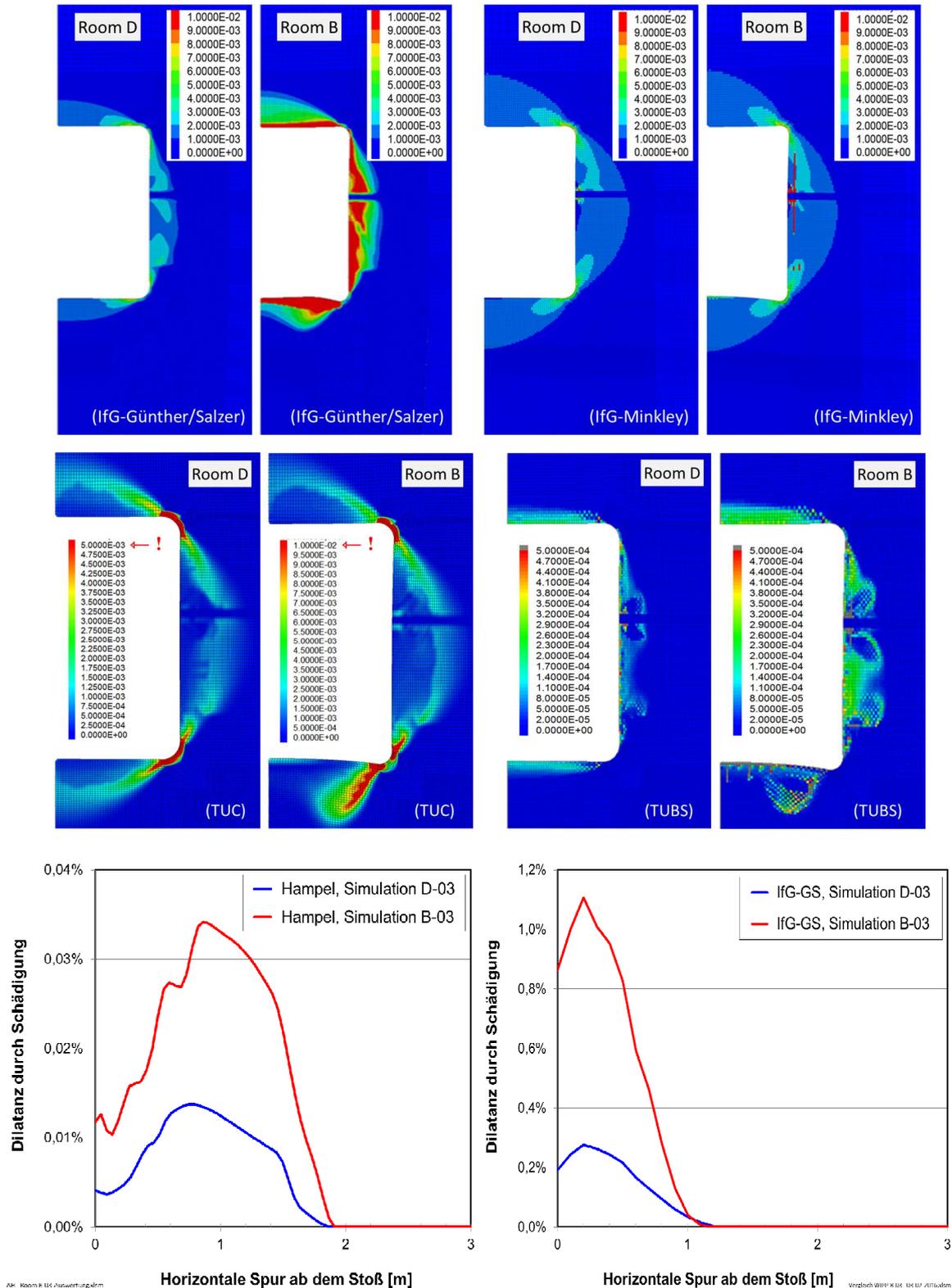


Abb. 73 Oben und Mitte: Von verschiedenen Partnern in den Simulationen D-03 und B-03 berechnete Verteilungen der Dilatanz durch Schädigung [unterschiedliche Skalen]. Unten: Vergleich der Dilatanz durch Schädigung entlang der horizontalen Spur ab dem Stoß für die Simulationen D-03 und B-03 von Hampel (CDM) und dem IfG (Günther/Salzer-Modell). Die Absolutwerte sind beim IfG (und der TUC) aufgrund der Berücksichtigung der Zugschädigung erheblich größer, der Temperatureinfluss bei Room B im Verhältnis zu Room D ist bei den Partnern aber nahezu gleich.

## 6 Zusammenfassung

Die Zusammenarbeit der Projektpartner Dr. Hampel, TU Clausthal (TUC), IfG Leipzig, KIT Karlsruhe, Leibniz Universität Hannover (LUH), TU Braunschweig (TUBS) und des assoziierten Partners Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, USA hat das Ziel, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Untertage-Endlagerung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen in Steinsalzformationen zu verbessern. Das Projekt dient der Überprüfung und realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten im Hinblick auf deren Einsatz bei der praktischen Anwendung der Berechnung und Sicherheitsbewertung von Endlagern. Das Vorhaben setzt inhaltlich die beiden BMBF-Verbundprojekte „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ (Laufzeit: 01.04.2004 bis 30.11.2006) und „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz“ (Laufzeit: 01.08. 2007 bis 31.07.2010) fort.

Die aktuellen Stoffgesetze der Projektpartner beschreiben das transiente und stationäre Kriechen, die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz/Auflockerung/volumetrischen Verformung, den Kriechbruch, die Kurzzeitfestigkeit, das Nachbruchverhalten, die Restfestigkeit sowie die Schädigungsrückbildung und Verheilung von Steinsalz. Jedes dieser Phänomene wird unter dem Einfluss diverser Randbedingungen wie Spannungszustand, Temperatur und Verformungsrate in einem weiten, in-situ relevanten Wertebereich modelliert.

Der detaillierte Vergleich der Stoffgesetze im Rahmen der Verbundprojekte hat tiefergehende Erkenntnisse über die mathematisch-physikalische Beschreibung des thermomechanischen Deformationsverhaltens von Steinsalz ermöglicht. Dies gilt umso mehr, da sie auf unterschiedlichen theoretischen Modellvorstellungen und physikalischen Ansätzen beruhen: Das Minkley-Modell des IfG, das Modell Lux/Wolters der TUC, das Lubby-MDCF-Modell der LUH, das Modell TUBSsalt der TUBS, das KIT-Modell und das Munson-Dawson-Modell von Sandia basieren auf der viskoelastisch-plastischen Beschreibung des Materialverhaltens und verwenden modifizierte Kelvin- und Maxwell-Elemente für das transiente und stationäre Kriechen. Im Günther/Salzer-Modell des IfG wird das Materialverhalten im erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz makroskopisch-phänomenologisch als Wechselspiel sich überlagernder Verfestigungs-, Erholungs- und – oberhalb der Dilatanzgrenze – Schädigungsentfestigungsprozesse beschrieben. Dagegen basiert das CDM von Hampel auf einer Beschreibung von im Labor untersuchten Verformungsmikrostrukturen und von Modellvorstellungen über die mikrophysikalischen Verformungsprozesse, im Wesentlichen der Bewegung und Wechselwirkung von Versetzungen.

Im Fokus dieses dritten Vorhabens stand zum einen die Modellierung des Temperatureinflusses auf die Spannungs-, Verformungs-, Schädigungs- und Dilatanzentwicklung im Steinsalz. Zum anderen wurde die Modellierung der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung und Verheilung untersucht und verglichen. Bei der Bearbeitung wurde die in den vorherigen Verbundprojekten entwickelte Vorgehensweise angewendet, nach der zunächst einheitliche Kennwerte der Stoffgesetzparameter für die in den nachfolgenden In-situ-Simulationen vorkommenden Salztypen bestimmt werden. Das anspruchsvolle Ziel besteht dabei darin, sämtliche Versuche zu einem Salztyp mit dem eigenen Stoffgesetz und einem konstanten, einheitlichen Kennwertsatz zu beschreiben, der für alle genannten Verformungsphänomene und alle in situ relevanten Randbedingungen gültig ist.

Gegenstand dieses Vorhabens waren das in der Schachanlage Asse II in steiler Lagerung („*domal salt*“) vorliegende Speisesalz (stratigraphische Bezeichnung „*z2SP*“) sowie die in flacher Lagerung („*bedded salt*“) vorkommenden Salztypen *clean salt* und *argillaceous salt*

aus der *Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)* in New Mexico, USA. Bei den Nachrechnungen zeigte sich, dass sich beide *WIPP*-Salztypen mit sehr ähnlichen oder sogar dem gleichen Kennwertsatz beschreiben lassen und demnach in allen Belangen ein sehr ähnliches thermo-mechanisches Verhalten zeigen.

Mit den ermittelten Kennwerten wurden anschließend die von den Projektpartnern gemeinsam ausgewählten, realen In-situ-Beispielsituationen berechnet. Zum Temperatureinfluss in der Asse wurde die Konvergenz eines tiefen Bohrlochs simuliert. In den 1980er Jahren hatte das Energieforschungszentrum der Niederlande ECN zunächst Messungen der freien Bohrlochkonvergenz bei der natürlichen Gebirgstemperatur (*IFC, Isothermal Free Convergence*) durchgeführt. Anschließend lief der HFCP-Versuch (*Heated Free Convergence Probe*) mit Konvergenzmessungen in einem Bohrlochabschnitt, in dem das umgebende Steinsalz mit einem herabgelassenen Erhitzer bis auf 229 °C erwärmt wurde. Die IFC-Messdaten wurden zuerst von jedem Partner durch Veränderung von ein oder zwei Parameterwerten für das stationäre Kriechen angenähert, um der spezifischen Situation am Bohrloch Rechnung zu tragen. Mit diesem geringfügig modifizierten Kennwertsatz wurde dann der HFCP-Versuch simuliert. Im Ergebnis zeigt die berechnete, unter dem Temperatureinfluss erhöhte Bohrlochkonvergenz gute Übereinstimmungen mit den Messdaten der ECN.

Zum Steinsalz in der *WIPP* wurden die beiden Kammern *Room D* und *Room B* simuliert. Beide Kammern haben die gleiche Dimension:  $L \times B \times H = 93,3 \text{ m} \times 5,5 \text{ m} \times 5,5 \text{ m}$ . In *Room D* hatte Sandia ebenfalls in den frühen 1980er Jahren vertikale und horizontale Konvergenzmessungen bei der natürlichen Gebirgstemperatur durchgeführt. Anschließend wurde das Steinsalz um *Room B* herum mit in die Sohle eingelassenen Erhitzern auf bis zu 130 °C (Maximum direkt an den Erhitzern) aufgeheizt. Die Simulationen verliefen ebenfalls erfolgreich, wobei sich auch hier der deutliche Temperatureinfluss auf das thermomechanische Verhalten des umgebenden Steinsalzes zeigte. Der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Konvergenzmessdaten von Sandia offenbarte allerdings auch Unterschiede, die eine Weiterentwicklung der gebirgsmechanischen Modellierung notwendig machen (s. u.).

Als reales In-situ-Berechnungsbeispiel für die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung wurde von den Projektpartnern das „Dammjoch“ in der Schachanlage Asse II ausgewählt. Es befindet sich auf der 700-m-Sohle in einer 1911 aufgefahrenen Strecke. Drei Jahre später wurde ein 25 m langes Barrierebauwerk aus gussstählernen Tübbing und Beton zur Verfüllung des Hohlraums zwischen den Stahlringen und der Streckenkontur eingebaut. Hauptziel dieser Simulationen war die Berechnung der Dilatanzentwicklung in der Schädigungszone (*EDZ: Excavation Disturbed/Damaged Zone*), die sich im Saum der offenen Strecke in den ersten drei Jahren nach der Auffahrung gebildet hat, und die anschließende Modellierung der Schädigungsrückbildung aufgrund des Auflaufens des Gebirges gegen das Dammjoch nach dessen Einbau. In diesen ebenfalls erfolgreich durchgeführten Simulationen zeigte sich in dem berechneten Zeitraum von 85 Jahren nach dem Einbau des Dammjochs ein nahezu vollständiger Rückgang der Schädigung und Dilatanz im Steinsalz hinter dem Dammjoch.

Insgesamt kann aufgrund der durchgeführten Arbeiten festgestellt werden, dass sowohl der Temperatureinfluss auf die Verformung als auch die Schädigungsrückbildung und Verheilung von Steinsalz mit den beteiligten Stoffgesetzen der Partner zutreffend und erfolgreich beschrieben werden. Dieses zeigt den inzwischen erreichten hohen Entwicklungsstand der Stoffgesetze.

Insbesondere die Berechnungen zu *Room D* und *Room B* der *WIPP* haben bei allen Projektpartnern aber auch vereinzelt Unterschiede zwischen den Simulationsergebnissen und Messdaten von Sandia gezeigt, die eine gemeinsame Weiterentwicklung der Modellierung besonders der folgenden Phänomene erforderlich machen:

1. Verformungsverhalten bei kleinen Differenzspannungen,
2. Einfluss von Zugspannungen auf die Schädigungsentwicklung und Verformung,
3. Einfluss von Schichtgrenzen auf die Verformung.

Ferner besteht noch Weiterentwicklungsbedarf zu

4. dem Einfluss der Temperatur und Spannungen auf die Schädigungsrückbildung.

Die experimentelle Untersuchung und Verbesserung der Modellierung dieser Phänomene ist Gegenstand des am 01.04.2016 begonnenen Verbundprojektes „Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz (WEIMOS)“.

## 7 Literaturverzeichnis

- Argüello, J.G. & Holland, J.F. (2015): Two problems to benchmark numerical codes for use in potential HLW salt repositories. – In L. Roberts, K. Mellegard & F. Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1, S. 361-371.
- Bérest, P., Béraud, J.F., Bourcier, M., Dimanov, A., Gharbi, H., Brouard, B., DeVries, K. & Tribout, D. (2012): Very slow creep tests on rock samples. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII, Proc. 7<sup>th</sup> Conference, Paris, 16-19 April 2012, S. 81-88, London: Taylor & Francis Group (Balkema).
- BfS (2014): Ein Bild und was dahintersteckt. – Asse Einblicke Nr. 25, Informationsschrift über die Schachanlage Asse II, Bundesamt für Strahlenschutz (BfS), Remlingen, DUMMY Verlag GmbH.
- Carter, N.L., Hansen, F.D. & Senseny, P.E. (1982): Stress magnitudes in natural rock salt. – J. Geophys. Res. 87, S. 9289-9300.
- Chan, K.S., Bodner, S.R., Fossum, A.F. & Munson, D.E. (1992): A Constitutive Model for Inelastic Flow and Damage Evolution in Solids under Triaxial Compression. – Mechanics of Materials 14, S.1-14.
- Chan, K.S., Brodsky, N.S., Fossum, A.F., Bodner, S.R. & Munson, D.E. (1994): Damage-induced nonassociated inelastic flow in rock salt. – Int. J. Plasticity 10, 623-642.
- Frost, H.J. & Ashby, M.F. (1982): Deformation-mechanism maps. – Pergamon Press, Oxford.
- Doeven, I., Soullié, P.P. & Vons, L.H. (1983): Convergence Measurements in the dry-drilled 300 m borehole in the Asse II Saltmine. – European Appl. Res. Rept. Nucl. Sci. Technol. 5(2), S. 267–324.
- Döring, T. & Kiehl, J.R. (1996): Das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen von Steinsalz – ein dreidimensionales rheologisches Stoffgesetz. – In: geotechnik. Bd. 19, Heft 3, S. 194-199.
- Düsterloh, U., Herchen, K., Lux, K.-H., Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Hampel, A., 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 argillaceous salt from WIPP and comparison of test results. – In: L. Roberts, K. Mellegard & F. Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, S. 13-21, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1.
- Eberth, S. (2008): Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittabdichtungen im Salinargebirge. – Dissertation, TU Clausthal.
- 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. (2007): A model for rock salt, describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy. – In: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the

Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 109–117, Taylor & Francis (Balkema), London.

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

Hampel, A. (1993): Struktur und Kinetik der lokalisierten Verformung in kubisch-flächen-zentrierten Legierungseinkristallen – Experimente und Modellrechnungen. – Dissertation, Technische Universität Braunschweig.

Hampel, A. (2006): BMBF-Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen – Ergebnisbericht zu Teilprojekt 1, Förderkennzeichen 02C1004, Projektträger Karlsruhe, Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Hampel, A. (2012): The CDM constitutive model for the mechanical behavior of rock salt: Recent developments and extensions. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII; Proc. 7th Conference, Paris, 16-19 April 2012, S. 45-55, Taylor & Francis Group (Balkema), London.

Hampel, A. (2015): Description of damage reduction and healing with the CDM constitutive model for the thermo-mechanical behavior of rock salt. In: L. Roberts, K. Mellegard & F. Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, S. 301-310, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1.

Hampel, A. & Hunsche, U. (2002): Extrapolation of creep of rock salt with the composite model. – In: N.D. Cristescu, H.R. Hardy, Jr. & R.O. Simionescu (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics, Proc. 5th Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (MECASALT 5), Bukarest, 1999, S. 193-207, Swets & Zeitlinger (A.A. Balkema Publishers), Lisse.

Hampel, A. & Schulze, O. (2007): The Composite Dilatancy Model: A constitutive model for the mechanical behavior of rock salt. – In: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. 6th Conf. on the Mechanical Behavior of Salt, Hannover, May 2007, S. 99-107, Taylor & Francis (Balkema), London

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. – In: Proc. 47th US Rock Mechanics Symposium (ARMA 2013), San Francisco, CA, USA, 23.-26.06.2013, American Rock Mechanics Association (ARMA).

Hampel, A., Günther, R.-M., Salzer, K., Minkley, W., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R. & Düsterloh, U. (2010b): BMBF-Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz. Abschlussbericht (Synthesebericht + Einzelberichte der Partner). BMBF-FKZ 02C1577-1617. Karlsruhe: Projektträger Karlsruhe, Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

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. & Hunsche, U. (2010a): Benchmarking of Geomechanical Constitutive Models for Rock

Salt. In: Proc. 44th US Rock Mechanics Symposium (ARMA 2010), Salt Lake City, Utah, USA, 27.-30.06.2010, American Rock Mechanics Association (ARMA).

Hampel, A., Günther, R.-M., Salzer, K., Minkley, W., Pudewills, A., Yildirim, S., Rokahr, R., Gährken, A., Missal, C., Stahlmann, J., Herchen, K. & Lux, K.-H. (2015): 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. – In: L. Roberts, K. Mellegard & F. Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, S. 349-359, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1.

Hampel, A., Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R. & Lux, K.-H. (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: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII, Proc. 7<sup>th</sup> Conference, Paris, 16-19 April 2012, S. 231-240, London: Taylor & Francis Group (Balkema).

Hampel, A., Schulze, O., Heemann, U., Zetsche, F., Günther, R.-M., Salzer, K., Minkley, W., Hou, Z., Wolters, R., Düsterloh, U., Zapf, D., Rokahr, R. & Pudewills, A. (2007): Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. – Abschlussbericht (Synthesebericht + Einzelberichte) zum BMBF-Verbundprojekt (FKZ 02C1004-1054), Projektträger Karlsruhe, Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Hansen, F.D. & Leigh, C.D. (2011): Salt Disposal of Heat-Generating Nuclear Waste. – Sandia Report SAND2011-0161, Sandia National Laboratories.

Hein, H.J. (1991): Ein Stoffgesetz zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Salzgranulat. – Dissertation, RWTH Aachen.

Heusermann, S., Lux, K.-H. & Rokahr, R.B. (1982): Entwicklung mathematischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und von der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen. – Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben ET 2011 A, Institut für Unterirdisches Bauen, Universität Hannover.

Hou, Z. (1997): Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. – Dissertation, TU Clausthal.

Hou, Z. (2002): Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. – Habilitationsschrift, TU Clausthal.

Hou, Z., Wolters, R., Düsterloh, U., Rokahr, R., Zapf, D., Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Pudewills, A., Heemann, U., Schulze, O., Zetsche, F. & Hampel, A. (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: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 89-98, Taylor & Francis (Balkema), London.

Hunsche, U. & Schulze, O. (1996): Effect of humidity and confining pressure on creep of rock salt. – In: M. Ghoreychi, P. Bérest, H.R. Hardy Jr. & M. Langer (Hrsg.): The Mechanical Behavior of Salt; Proc. 3rd Conference, Palaiseau, 1993, S. 237-248, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld.

Hunsche, U. & Schulze, O. (2002): Humidity induced creep and its relation to the dilatancy boundary. – In: N.D. Cristescu, H.R. Hardy, Jr. & R.O. Simionescu (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics, Proceedings of the 5th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (MECASALT 5), Bukarest, 1999, S. 73-87, Swets & Zeitlinger (A.A. Balkema Publishers), Lisse.

Hunsche, U., Mingerzahn, G. & Schulze, O. (1996): The influence of textural parameters and mineralogical composition on the creep behaviour of rock salt. – In: M. Ghoreychi, P. Bérest, H.R. Hardy Jr. & M. Langer (Hrsg.): The Mechanical Behavior of Salt; Proc. 3rd Conference, Palaiseau, 1993, S. 143-151. Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld.

IfG (2007): 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.

Johnson, K.S. & Gonzales, S. (1978): Salt Deposits in the United States and Regional Geologic Characteristics Important for Storage of Radioactive Waste. – Y/OWI/SUB-7414/1, Earth Resources Associates, Athens, GA.

Kiehl, J.R., Döring, T. & Erichsen, C. (1998): Ein räumliches Stoffgesetz für Steinsalz unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten. – In: geotechnik. Bd. 21, Heft 3, S. 254-258.

Lerche, S. (2012): Kriech- und Schädigungsprozesse im Salinargebirge bei mono- und multizyklischer Belastung. – Dissertation, TU Clausthal.

Leuger, B., Staudtmeister, K., Yildirim, S., & Zapf, D. (2010): Modeling of creep mechanism and damage of rock salt. – In: T. Benz & St. Nordal (Hrsg.): Proc. of the 7th European conference on numerical methods in geotechnical engineering (NUMGE 2010), Trondheim, June 2010, S. 89-94, CRC Press, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-59239-0.

Lüdeling, C., Günther, R.-M., Knauth, M. & Minkley, W. (2015): Healing of Rock Salt Damage and Applications. – Proc. 49th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium (ARMA15-698), San Francisco, 28.06.-01.07.2015, American Rock Mechanics Association (ARMA).

Lowe, M.J.S. & Knowles, N.C. (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. (1984): Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. – Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart.

Mellegard, K.D. & Munson, D.E. (1997): Laboratory Creep and Mechanical Tests on Salt Data Report (1975-1996), Waste Isolation Pilot Plant (WIPP), Thermal/Structural Interactions Program. – Sandia Report SAND96-2765. Sandia National Laboratories.

Minkley, W. (1997): Sprödbbruchverhalten von Carnallitit und seine Auswirkungen auf die Langzeitsicherheit von Untertagedeponien. – Berichte FZKA-PTE Nr. 5, S. 249-275. Forschungszentrum Karlsruhe GmbH (jetzt KIT Karlsruhe).

Minkley, W. (2004): Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbbrucherscheinungen im Carnallitit. – Schriftenreihe des Instituts für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, Shaker Verlag, Aachen.

- Missal, C., Gährken, A. & Stahlmann, J. (2016): Ein thermisch-mechanisches Stoffmodell für Steinsalz mit Berücksichtigung von Schädigung, Bruch und Verheilung. – In: geotechnik. 39. Jahrgang, Heft 1, S. 2-17, Ernst & Sohn, Berlin,
- Munson, D.E. 1979. Preliminary Deformation-Mechanism Map for Salt (with Application to WIPP). – Sandia Report SAND70-0079, Sandia National Laboratories.
- Munson D.E. (1997): Constitutive Model of Creep in Rock Salt Applied to Underground Room Closure. – Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol. 34, No. 2, pp. 233-247, Elsevier Science Ltd. (Pergamon Press).
- Munson, D.E. & Dawson, P.R. (1982): A transient creep model for salt during stress loading and unloading. – Sandia Report SAND82-0962. Sandia National Laboratories.
- Munson, D.E., Fossum, A.F. & Senseny P.E. (1989): Advances in Resolution of Discrepancies Between Predicted and Measured In Situ WIPP Room Closures. – Sandia Report SAND88-2948. Sandia National Laboratories.
- 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), Waste Isolation Pilot Plant (WIPP), Thermal/Structural Interactions Program. – Sandia Report SAND89-2671. Sandia National Laboratories.
- 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), Waste Isolation Pilot Plant (WIPP), Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND88-1460. Sandia National Laboratories.
- Munson, D.E., Weatherby, J.R. & DeVries, K.L. (1993): Two- and Three-Dimensional Calculations of Scaled In Situ Tests using the M-D Model of Salt Creep. – Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 30, No. 7, pp. 1345-1350, Elsevier Science Ltd. (Pergamon Press).
- Plischke, I. & Hunsche, U. (1989): In-situ-Kriechversuche unter kontrollierten Spannungsbedingungen an großen Steinsalzpfeilern. – In: V. Maury & D. Fourmaintraux (Hrsg.): Rock at Great Depth, Proc. ISRM-SPE Int. Symp., Pau (Frankreich), 1989, S. 101-108, A.A. Balkemaa, Rotterdam.
- Pudewills, A. (2007): Modeling of hydro-mechanical behavior of rock salt in the near field of repository excavations. – In: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.
- Pudewills, A. (2015): Numerical analysis of a drift intersection in a waste repository in rock salt. – In: L. Roberts, K. Mellegard & F. Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, S. 419-424, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1.
- Rath, J.S. & Argüello, J.G. (2012): Revisiting Historic Numerical Analyses of the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Room B and D in-situ Experiments Regarding Thermal and Structural Response. – Sandia Report SAND2012-7525. Sandia National Laboratories.
- 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, II. Extensive laboratory test program with clean salt from WIPP. – In: L. Roberts, K. Mellegard & F.

Hansen (Hrsg.): Proc. of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, South Dakota School of Mines & Technology, Rapid City, SD, USA, 26.-28.05.2015, S. 3-12, Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02840-1.

Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Popp, T., Wiedemann, M., Hampel, A., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R. & Lux, K.-H. (2012): Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt – I. Overview of the projects, reference mine for 3-D benchmark calculations, in-situ measurements and laboratory tests. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII, Proc. 7<sup>th</sup> Conference, Paris, 16-19 April 2012, S. 221-230, London: Taylor & Francis Group (Balkema).

Schulze, O., Heemann, U., Zetsche, F., Hampel, A., Pudewills, A., Günther, R.-M., Minkley, W., Salzer, K., Hou, Z., Wolters, R., Rokahr, R. & Zapf, D. (2007): Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - results from a joint research project, I. Modeling of deformation processes and benchmark calculations. – In: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 77-88, Taylor & Francis (Balkema), London.

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

Vogler, S. (1992): Kinetik der plastischen Verformung von natürlichem Steinsalz und ihre quantitative Beschreibung mit dem Verbundmodell. – Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg.

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.

Weidinger, P. (1998): Verformungsverhalten natürlicher Steinsalze: Experimentelle Ermittlung und mikrostrukturell begründete Modellierung. – Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg und Shaker Verlag, Aachen.

Wieczorek, K. & Schwarzianeck, P. (2004): Untersuchung zur Auflockerungszone im Salinar (ALOHA2). – Abschlussbericht zum BMWi-Projekt, FKZ 02E9118, GRS-198, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, ISBN 3-931995-65-8.

Wikipedia (2016): Waste Isolation Pilot Plant. – Artikel eingesehen am 03.08.2016, 18:14 Uhr, Quelle der Abbildung: <http://en.wikipedia.org/wiki/File:WIPPFacility.jpg>, bearbeitet von A. Hampel.