

Verbundprojekt

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

– Ergebnisbericht zum Teilvorhaben 1 –

Zuwendungsempfänger und Autor:	Dr. Andreas Hampel Grünberger Str. 56, 55129 Mainz E-Mail: hampel@hampel-consulting.de
Zuwendungsgeber:	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)
Projektträger:	Projektträger Karlsruhe Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE) Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Förderkennzeichen:	02E10810
Projektlaufzeit:	01.10.2010 – 30.09.2016
Datum:	30.09.2016

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02E10810 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt beim Autor.

Inhalt

1	Einleitung	5
1.1	Rückblick auf die ersten beiden Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich	6
1.2	Gegenstand des dritten Verbundprojektes	7
2	Das Stoffgesetz CDM	9
2.1	Transientes und stationäres Kriechen	9
2.2	Entwicklung und Rückbildung der Schädigung und Dilatanz, Verheilung	15
2.3	Einfluss von Feuchtigkeit	18
2.4	Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit	19
2.5	Nachbruchverhalten und Restfestigkeit	20
2.6	Dreidimensionale Formulierung	21
3	Modellierung von In-situ-Situationen in der Schachanlage Asse II	22
3.1	Laborprogramm mit Asse-Speisesalz	22
3.2	Nachrechnung der Laborversuche mit Asse-Speisesalz, Parameterbestimmung	24
3.2.1	Stationäres Kriechen	26
3.2.2	Transientes Kriechen	27
3.2.3	Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten	30
3.2.4	Dilatanz- und Schädigungsrückbildung, Verheilung	32
3.3	IFC	33
3.4	HFCP	36
3.5	Dammjoch	43
4	Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP	52
4.1	Laborprogramm mit <i>clean salt</i> und <i>argillaceous salt</i> aus der WIPP	52
4.1.1	Mit dem CDM nachgerechnete Laborversuche mit <i>clean salt</i>	53
4.1.2	Mit dem CDM nachgerechnete Laborversuche mit <i>argillaceous salt</i>	55
4.2	Nachrechnung der Laborversuche mit WIPP-Steinsalz, Parameterbestimmung	57
4.2.1	Stationäres Kriechen	59
4.2.2	Transientes Kriechen	62
4.2.3	Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten	67
4.3	<i>Room D</i>	72
4.4	<i>Room B</i>	79
5	Zusammenfassung	93

6	Literaturverzeichnis	95
7	Symbolverzeichnis	99
Anhang A	Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz mit dem weiterentwickelten CDM	104

Gesamtblattzahl: 108

1 Einleitung

Der vorliegende Bericht beschreibt die Arbeiten und Ergebnisse des Autors in seinem Teilvorhaben 1 des Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verteilung von Steinsalz“. 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. Die Projektpartner, ihre Förderkennzeichen und im Bericht verwendeten Abkürzungen sind in Tab. 1 aufgelistet. 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.

Hauptziel des Verbundprojektes ist die Dokumentation, Überprüfung und der 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 bei 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 Autor hat das Composite-Dilatanz-Modell seit 1993 entwickelt und in die Finite-Differenzen-Programme FLAC und FLAC3D der Fa. Itasca implementiert.

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 dem Autor 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 01.04.2004 startete das 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 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: trans-ientes und stationäres Kriechen, Entwicklung von Schädigung und volumetrischer Verfor-mung (Dilatanz), Kriechbruch, Kurzzeitfestigkeit, Nachbruchverhalten 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 untersucht. Es wurden eine Reihe von systematischen spannungsgeregelten Kriechversuchen und verformungsgeregelten Festigkeitsversuchen durchgeführt und von den Partnern mit ihren Stoffgesetzen nachgerechnet. Die Aufgabe bestand 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 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 Pfeilers 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. Oktober 2010 bis zum 31. März 2016 (Teilvorhaben 6 bis 30.04.2016, Teilvorhaben 1 bis 30.09.2016) ist das dritte zum Vergleich aktueller Stoffgesetze und Modellierungsverfahren. Die in Tab. 1 genannten Partner führten mit ihren Stoffgesetzen und Programmsystemen 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 und dazu zunächst die freie Bohrlochkonvergenz bei der natürlichen Gebirgstemperatur (IFC, *Isothermal Free Convergence*) berechnet. Anschließend wurden der HFCP-Versuch (*Heated Free Convergence Probe*) simuliert und die 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 Partnern das „Dammjoch“ in der Schachanlage Asse II ausgewählt. 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 Das Stoffgesetz CDM

Das Composite-Dilatanz-Modell (CDM) ist ein physikalisches Stoffgesetz zur Berechnung des thermo-mechanischen Deformationsverhaltens von Steinsalz. Im Gegensatz zur großen Gruppe der kontinuumsmechanischen Modelle ist das CDM auf der Grundlage von im Labor untersuchten Verformungsmikrostrukturen und von Modellvorstellungen über die mikro-physikalischen Verformungsprozesse, im Wesentlichen der Bewegung und Wechselwirkung von Versetzungen, formuliert. Es wurde vom Autor seit 1993 aus dem „Verbundmodell für das transiente und stationäre Kriechen“ (engl.: *composite model*) [Vogler 1992, Weidinger 1998] entwickelt und fortlaufend erweitert und verbessert.

Das aktuelle CDM beschreibt das transiente und stationäre Kriechen, die Entwicklung von Schädigung und Dilatanz (Auflockerung, volumetrischer Verformung), den Kriechbruch, die Kurzzeitfestigkeit, das Nachbruchverhalten, die Restfestigkeit sowie die Schädigungsrückbildung und Verheilung von Steinsalz. Jedes dieser Verformungsphänomene wird unter dem Einfluss diverser Randbedingungen wie Spannungszustand, Temperatur und Verformungsrate in einem weiten, in situ relevanten Wertebereich modelliert. Außerdem berücksichtigt das Modell den beschleunigenden Einfluss von Feuchtigkeit auf das Kriechen.

Die elastische Verformung wird in den Berechnungen zusätzlich durch das Hooke'sche Gesetz beschrieben, wobei die elastischen Moduln in dieser Arbeit nicht schädigungsabhängig verwendet wurden.

2.1 Transientes und stationäres Kriechen

Der Ausdruck „Verbund“ („*composite*“) bezieht sich auf die Subkorn-Mikrostruktur, die seit langem in natürlichem Steinsalz gefunden und untersucht wird. Sie besteht aus einer heterogenen Verteilung von Versetzungen innerhalb der Salzkörner (Salzkristalle) [Carter et al. 1982, Vogler 1992, Weidinger 1998, Hampel & Hunsche 2002]. Diese dreidimensionale, netzwerkartige Mikrostruktur wird im CDM als Verbundwerkstoff aus mechanisch „harten“ sukornwandnahen Bereichen und den von ihnen umschlossenen, mechanisch „weichen“ Bereichen im Inneren der Subkörner beschrieben. Die Struktur bestimmt entscheidend die lokale Spannungsverteilung und damit die Bewegung der mikrophysikalischen Träger der Verformung, der Versetzungen, in den Subkörnern. Sie hat daher einen entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Materials.

Die mittlere Subkorngröße w und die mittlere Dichte mobiler Versetzungen ρ sind keine Konstanten. Im stationären Kriechen (*steady-state creep*), das sich bei konstanten Randbedingungen mit der Zeit langsam einstellt, hängen ihre Werte w_{ss} und ρ_{ss} nur von der dabei herrschenden Vergleichsspannung σ_{eq} (*equivalent stress*, im Labor: Differenzspannung $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_3$ mit σ_1 : vom absoluten Betrag her größte, σ_3 : kleinste Hauptspannung) und der Temperatur T ab, nicht aber von der Verformungsvorgeschichte, der das Material zuvor ausgesetzt war.

Bei einer Änderung von σ_{eq} bzw. $\Delta\sigma$ und/oder T entwickeln sich die Werte von w und ρ während des transienten Kriechens in jedem Moment in Richtung auf die jeweils zugehörigen stationären Zielwerte hin. Diese mikrostrukturellen Änderungen erfordern die Erzeugung, Bewegung (Gleiten, Klettern von Stufenversetzungen, Quergleiten von Schraubenversetzungen) und/oder Vernichtung (Annihilation) von Versetzungen und sind daher mit einer Verformung des Materials verbunden. Transientes Kriechen ist daher ein verformungsabhängiger Prozess und wird im CDM durch die verformungsabhängige

Entwicklung der folgenden mikrostrukturellen Größen beschrieben [Hampel & Schulze 2007, Hampel 2015]:

w : mittlerer Durchmesser der Subkörner,

ρ : mittlere Dichte mobiler Versetzungen,

a : mittlere Breite erhöhter lokaler Spannungskonzentrationen um die „harten“ Subkornwände herum.

Aus Gründen der numerischen Stabilität der Berechnungen wird anstelle der Dichte ρ der Abstand r der mobilen Versetzungen verwendet, da r im Gegensatz zu ρ in ähnlicher Größenordnung wie w und a liegt (etwa 1 bis 100 μm) und damit eine Steifigkeit des Differentialgleichungssystems der folgenden Gleichungen (2) bis (4) vermieden wird:

$$r = \frac{1}{\sqrt{\rho}} \quad (1)$$

Mathematisch wird die verformungsabhängige Entwicklung der mikrostrukturellen Größen mit den folgenden Differentialgleichungen beschrieben (ϵ_{cr} : Kriechverformung):

$$\frac{dw}{d\epsilon_{cr}} = \frac{w_{ss}(T, \sigma_{eq}) - w(\epsilon_{cr})}{k_w(w(\epsilon_{cr}))} \quad (2)$$

$$\frac{dr}{d\epsilon_{cr}} = \frac{r_{ss}(T, \sigma_{eq}) - r(\epsilon_{cr})}{k_r} \quad (3)$$

$$\frac{da}{d\epsilon_{cr}} = \frac{a_{ss}(T, \sigma_{eq}) - a(\epsilon_{cr})}{k_a} \quad (4)$$

Der Ausdruck für $k_w(w(\epsilon_{cr}))$ wurde während der Projektlaufzeit von zunächst

$$k_w(w(\epsilon_{cr})) = \frac{c_w}{w(\epsilon_{cr})} \quad (5)$$

auf die quadratische Form

$$k_w(w(\epsilon_{cr})) = \left(\frac{c_w}{w(\epsilon_{cr})} \right)^2 \quad (6)$$

modifiziert, da sich mit Formel (6) vor allem die Laborversuche mit *WIPP*-Steinsalz besser anpassen ließen. Dies hat zur Folge, dass die früheren Berechnungen zum Asse-Speisesalz mit Formel (5) und spätere Berechnungen zum *WIPP*-Steinsalz mit Formel (6) durchgeführt wurden, welches in den betroffenen Kapiteln entsprechend gekennzeichnet wird. Mit späteren Nachrechnungen wurde aber gezeigt, dass auch die Laborversuche mit Asse-Speisesalz mit Formel (6) erfolgreich angepasst werden können und es wurden auch hierfür Parameterkennwerte ermittelt, siehe Tab. 5 und Anhang A. Aus Zeitgründen konnten die Simulationen der In-situ-Strukturen im Asse-Speisesalz (IFC, HFCCP, Dammjoch) nicht noch einmal mit Formel (6) und den zugehörigen Kennwerten wiederholt werden.

Die Modellparameter c_w und k_r werden durch Nachrechnungen von Laborversuchskurven mit dem CDM ermittelt, $k_a = 1 \cdot 10^{-8}$ wird als Konstante verwendet. Die Spannungs- und

Temperaturabhängigkeiten der stationären Werte w_{ss} , r_{ss} und a_{ss} wurden mit Laboruntersuchungen im Licht- bzw. Rasterelektronenmikroskop ermittelt [Weidinger 1998, Hampel & Hunsche 2002]:

$$w_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \min\left(33 \frac{G(T)b}{\sigma_{eq}}, d_K\right) \quad (7)$$

$$r_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \min\left(\frac{G(T)b}{k_{s,ss} \sigma_{eq}} + r_{min}, d_K\right) \quad (8)$$

$$a_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \frac{1}{2} f_{h,ss} w_{ss}(T, \sigma_{eq}) \quad (9)$$

$b = 3.99 \cdot 10^{-10} \text{ m}$ ist der Betrag des Burgersvektors der Versetzungen im Steinsalz, ferner gilt $f_{h,ss} = 0.07$ und $k_{s,ss} = 0.819$, siehe unten die Formeln (20) und (22). Die Korngröße d_K wird nur aus numerischen Gründen mit dem Wert $d_K = 1 \text{ mm}$ verwendet, um Singularitäten in den Gleichungen (7) und (8) bei $\sigma_{eq} = 0$ zu vermeiden. Dahinter steht die Vorstellung, dass die Subkörner und Versetzungsabstände zu sehr kleinen Vergleichsspannungen hin nicht größer als die Körner selbst werden können. $G(T)$ ist der temperaturabhängige Schermodul [Frost & Ashby 1982]:

$$G(T) = 15,000 \text{ MPa} \left(1 - 0.73 \cdot \frac{T[K] - 300 \text{ K}}{1070 \text{ K}}\right) \quad (10)$$

Die Laborversuche mit Asse-Speisesalz wurden zunächst mit $r_{min} = 0$ in (8) nachgerechnet, siehe Kap. 3.2. Dies entspricht der früher im CDM verwendeten Formulierung. Entsprechend wurden die zugehörigen Simulationen der In-situ-Strukturen IFC/HFCP und Dammjoch mit $r_{min} = 0$ berechnet, siehe Kap. 3.3 bis 3.5. Im Zuge der Nachrechnungen der Laborversuche mit WIPP-Steinsalz wurde Gleichung (8) um einen temperaturabhängigen minimalen Versetzungsabstand r_{min} erweitert:

$$r_{min}(T) = b \cdot \left(\frac{T}{c_{rmin}}\right)^2 \quad (11)$$

r_{min} bedeutet, dass sich gleichgerichtete und sich daher gegenseitig abstoßende Versetzungen nicht beliebig nahe kommen können. Die Ergänzung bewirkt, dass 1) die Aktivierungsfläche der Verformung Δa aus Gleichung (15) (s. u.) im stationären Kriechen mit steigender Vergleichsspannung σ_{eq} nicht beliebig klein werden kann und 2) der Anstieg der stationären Kriechrate zu hohen Spannungen hin nicht wieder stark abnimmt, vgl. Abb. 2 auf Seite 28 mit Abb. 71 auf Seite 104. Die Weiterentwicklung um r_{min} mit Gleichung (11) wurde nur in den Simulationen von *Room D* und *Room B* der WIPP verwendet, die anderen In-situ-Berechnungen (IFC, HFCP und Dammjoch) wurden – ebenfalls aus Zeitgründen – nicht noch einmal mit ihr wiederholt.

Die Startwerte w_0 , r_0 und a_0 zur Berechnung der Mikrostrukturevolution mit den Differentialgleichungen (2) bis (4) sind entweder aus Messungen an frisch erbohrtem, nicht im Labor verformtem Steinsalzmaterial bekannt oder sie werden durch Annahmen über die natürliche In-situ-Spannungsdifferenz im Gebirge $\Delta\sigma_{nat} = \sigma_{eq,nat}$ mithilfe der angenommenen oder gemessenen natürlichen Gebirgstemperatur T_{nat} aus den Formeln (7) bis (9) errechnet.

In kompaktem, ungestörtem Steinsalz hängt die Entwicklung der Kriechverformung ε_{cr} von der Temperatur T , der Vergleichsspannung σ_{eq} und den Mikrostrukturgrößen w , r und a ab. Ihre Beschreibung basiert auf der Orowan-Beziehung [Orowan 1940], die ursprünglich für Metalle entwickelt wurde. Sie kombiniert die makroskopische Scherrate $d\gamma/dt$ mit der mittleren Geschwindigkeit v und Dichte ρ der mobilen Versetzungen [Frost & Ashby 1982]:

$$\frac{d\gamma}{dt} = \rho b v \quad (12)$$

Der folgende Ausdruck für die Geschwindigkeit der thermisch aktivierten Versetzungsbewegung wird im CDM seit über 20 Jahren erfolgreich verwendet:

$$v = v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (13)$$

v_0 : Geschwindigkeitskonstante, Q : Aktivierungsenergie der Versetzungsbewegung, R : universelle Gaskonstante, Δa : Aktivierungsfläche der Verformung (s. u.), σ^* : effektive innere, die Versetzungen im Subkorninneren treibende Spannung (s. u.), $M = 3$: Taylorfaktor aufgrund der polykristallinen Struktur von natürlichem Steinsalz, k_B : Boltzmann-Konstante. Der Sinus Hyperbolicus ist physikalisch begründet, denn in seiner Darstellung als

$$\sinh(x) = \frac{1}{2} [\exp(+x) - \exp(-x)] \quad (14)$$

kann er als Beschreibung des Wettbewerbs zwischen der Verfestigung des Materials durch die Erzeugung, Wechselwirkung und Aufstauung von Versetzungen, die eine Reduktion der Kriechrate zur Folge haben, und die ihr entgegen wirkende Erholung durch Quergleitung, Klettern und Annihilation von Versetzungen interpretiert werden. Die thermische Aktivierung der Versetzungsbewegung in den Subkörnern wird durch den Sinus Hyperbolicus und den Arrhenius-Term vor ihm in Gleichung (13) ausgedrückt, die beide die Temperatur enthalten. Die effektive Aktivierungsenergie, die zum Beispiel mit derjenigen in Potenzgesetzen verglichen werden kann, ergibt sich daher aus einer Kombination von beiden Beiträgen.

Die Versetzungsbewegung wird sowohl durch Wechselwirkungen der Versetzungen untereinander als auch durch solche mit teilchenartigen Salzmineralausscheidungen in der NaCl-Matrix beeinflusst. Letztere können die mobilen Versetzungen dann entscheidend behindern und damit die Kriechverformung maßgeblich beeinflussen, wenn ihr Abstand klein ist [Hunsche et al. 1996]. Wichtig ist, dass es nicht auf den chemischen Gesamtgehalt (gemessen in Gewichts- oder Volumenprozent), sondern auf die Verteilung der Salzmineralpartikel ankommt. Diese Teilchendichte und -verteilung resultiert aus den Evaporationsbedingungen bei der Bildung der Salzsichten und anschließenden geotektonischen Vorgängen.

Daher werden die Unterschiede im Kriechverhalten verschiedener Salztypen sowie von Steinsalz des gleichen Typs aus verschiedenen Bereichen innerhalb einer Lokation oder aus unterschiedlichen Lokationen mit dem CDM erfolgreich mithilfe des mittleren Abstandes d_p solcher „Teilchen“ (Index p : *particle*) beschrieben. Die beiden Größen d_p und r charakterisieren daher den Abstand der beiden Hindernisarten gegenüber der Versetzungsbewegung: den Salzmineral-„Teilchen“ und den anderen Versetzungen im Subkorn. Der *effektive* Hindernisabstand ist durch den Quotienten aus Aktivierungsfläche Δa und Betrag des Burgersvektors b gegeben: $\Delta a/b$. Er wird im CDM durch Kombination der beiden Größen d_p und r wie folgt erhalten:

$$\frac{1}{\left(\frac{\Delta a}{b}\right)^2} = \frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2} \quad \Rightarrow \quad \Delta a = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2}\right]^{0.5}} \quad (15)$$

Für das stationäre Kriechen folgt mit Gleichung (8):

$$\Delta a_{ss} = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r_{ss}^2}\right]^{0.5}} = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{\left[\frac{G(T)b}{k_{s,ss}\sigma_{eq}} + r_{\min}(T)\right]^2}\right]^{0.5}} \quad (16)$$

Man sieht, dass Δa_{ss} ohne die Ergänzung r_{\min} mit wachsendem σ_{eq} gegen Null gehen würde.

Die lokale effektive innere Spannung σ^* , nicht zu verwechseln mit der makroskopischen Effektivspannung, treibt die mobilen Versetzungen in den Subkörnern und damit die Kriechverformung an. σ^* berücksichtigt, dass die äußere Vergleichsspannung σ_{eq} lokal in den Subkörnern durch Rückspannungen reduziert wird, die von den Versetzungen in den Subkornwänden (σ_b , *back stress*) und von den anderen Versetzungen innerhalb der Subkörner ($\sigma_{G,r}$) herrühren:

$$\sigma^* = \begin{cases} \sigma_{eq} - \sigma_b - \sigma_{G,r} & \text{für } \sigma_{eq} \geq \frac{3\sigma_{G,r}}{2k_s} \\ \frac{4\sigma_s^3}{27\sigma_{G,r}^2} & \text{sonst} \end{cases} \quad (17)$$

Die Rückspannungen werden wie folgt berechnet:

$$\sigma_s = \sigma_{eq} - \sigma_b = k_s \sigma_{eq} \quad (18)$$

$$\sigma_{G,r} = \frac{\alpha M G(T) b}{r} \quad (19)$$

σ_s ist das Spannungsniveau in den Subkörnern, das heißt in den „weichen“ Bereichen (*s: soft*), $\alpha = 0.17$: Versetzungswechselwirkungskonstante, $M = 3$: Taylorfaktor (s. o.). Der obere Gleichungszweig in (17) ist der allgemeine Fall, der untere wird aufgrund der Bedingung für σ_{eq} nur bei sehr kleinen Vergleichsspannungen aktiv und verhindert dort negative σ^* . Andernfalls würde sich bei einem hydrostatischen Spannungszustand mit $\sigma_{eq} = \sigma_s = 0$ aufgrund von $\sigma_{G,r} \neq 0$ rechnerisch eine Kriechverformung ϵ_{cr} , das heißt eine Abscherung ohne Vorliegen einer deviatorischen Belastung, ergeben. Der Spannungsreduktionsfaktor $k_s < 1$ folgt aus einer detaillierten Analyse der Subkornstrukturbeschreibung [Hampel & Hunsche 2002]:

$$k_s = \frac{1 - f_h k_h}{1 - f_h} \quad (20)$$

Das lokale Spannungsniveau in den subkornwandnahen „harten“ Bereichen wird analog über einen Spannungskonzentrationsfaktor k_h , mit der Vergleichsspannung verknüpft:

$$\sigma_h = k_h \sigma_{eq} \quad (21)$$

Es gilt in guter Näherung $k_h = 3.4$ (konstant). Der Volumenbruchteil f_h der „harten“ Bereiche wird wie folgt abgeschätzt [Vogler 1992]:

$$f_h = \frac{2a}{w} \quad (22)$$

Für das stationäre Kriechen folgt mit $f_{h,ss} = 0.07$ (s. Text unter Gleichung (9)) und $k_h = 3.4$ mit Gleichung (20) der oben bereits genannte Wert $k_{s,ss} = 0.819$.

Die bisherigen Gleichungen ergeben die folgende Differentialgleichung für die volumentreue Kriechverformung von kompaktem, ungeschädigtem Steinsalz:

$$\frac{d\epsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{r^2} \frac{v_0}{M} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (23)$$

Allerdings haben Simulationen von typischen Untertagestrukturen im Steinsalz gezeigt, dass mit Gleichung (23) bei kleinen Vergleichsspannungen von etwa $\sigma_{eq} \leq 5 \dots 8 \text{ MPa}$ zu kleine Kriechraten berechnet werden, die zum Beispiel zu geringe Konvergenzen untertägiger Hohlräume zur Folge haben. Höhere Spannungsdifferenzen treten im Steinsalz lediglich im Nahbereich offener Hohlräume sowie über eine begrenzte Zeit nach der Verfüllung oder der Einbringung von Verschlussbauwerken auf. Kleine Vergleichsspannungen liegen hingegen in situ weiträumig und nach längeren Zeiträumen auch in der Nähe verfüllter Hohlräume vor. Daher ist die korrekte Beschreibung des Verhaltens insbesondere bei kleinen Spannungen von sehr großer Bedeutung für korrekte Simulationen von Untertagestrukturen.

Es war demnach wichtig, die Beschreibung der Kriechverformung bei kleinen Vergleichsspannungen zu verbessern. Allerdings gibt es aufgrund der sehr kleinen Kriechraten bei Temperaturen nahe der Raumtemperatur kaum verlässliche Messungen zur Spannungsabhängigkeit der Kriechrate. Daher wurde Formel (23) zunächst vorläufig um einen Potenzansatz („pow“: *power law*) für das stationäre Kriechen mit einem Exponenten $n_{pow} \leq 3$ ergänzt:

$$\frac{d\epsilon_{cr,tot}}{dt} = \frac{b}{r^2} \frac{v_0}{M} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) + A_{pow} \exp\left\{-\frac{Q_{pow}}{RT}\right\} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^{n_{pow}} \quad (24)$$

mit $\sigma_u = 1 \text{ MPa}$: Normierung. Physikalisch kann der Übergang der Spannungsabhängigkeit vom Sinus Hyperbolicus zum Potenzgesetz zu kleinen Vergleichsspannungen hin mit einem Wechsel der vorherrschenden Verformungsmechanismen erklärt werden, siehe [Frost & Ashby 1982]. Der tatsächliche Verlauf muss noch mit hochpräzisen Messungen der Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen belegt werden. Auf dieser Basis kann dann auch der Ansatz (24) verbessert werden.

Insgesamt besteht die Beschreibung des volumentreuen transienten und stationären Kriechens von kompaktem, ungestörtem Steinsalz im CDM demnach aus den vier gekoppelten Differentialgleichungen (24) und (2) bis (4), wobei letztere in zeitabhängiger Schreibweise wie folgt lauten:

$$\frac{dw}{dt} = \frac{dw}{d\epsilon_{cr}} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} = \frac{w_{ss} - w}{k_w(w)} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \quad (25)$$

$$\frac{dr}{dt} = \frac{dr}{d\epsilon_{cr}} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} = \frac{r_{ss} - r}{k_r} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \quad (26)$$

$$\frac{da}{dt} = \frac{da}{d\epsilon_{cr}} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} = \frac{a_{ss} - a}{k_a} \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \quad (27)$$

Wichtig ist, dass es im CDM keine mathematische Aufteilung zwischen der Modellierung des transienten und des stationären Kriechens in zwei additive Terme gibt, wie dies bei einigen rheologischen Modellen der Fall ist. In letzteren folgt ein solcher additiver Ansatz aus einer Beschreibung des transienten und stationären Kriechens durch (ggf. modifizierte) Kelvin- und Maxwell-Körper, das heißt durch eine Parallel- bzw. Reihenschaltung aus Dämpfungstopf und Feder. Ein additiver Ansatz unabhängiger Terme spiegelt allerdings eine Überlagerung voneinander unabhängiger Prozesse wider.

Beim CDM ergibt sich dagegen in Gleichung (24) das stationäre Kriechen allmählich aus dem transienten Kriechen durch die Entwicklung der inneren Variablen w , r und a . Dies beschreibt die Verfestigung und Erholung des Materials, bei denen während des transienten Kriechens die Versetzungsbewegungen und Veränderungen der Mikrostruktur ein dynamisches Gleichgewicht anstreben, nach dessen Erreichen dann makroskopisch stationäres Kriechen sichtbar wird. Transientes und stationäres Kriechen sind also keine voneinander unabhängigen, parallel ablaufenden Prozesse, sondern sie hängen ursächlich miteinander zusammen.

Eine weitere Konsequenz der Formulierungen im CDM ist, dass sich nach einer Reduktion der Vergleichsspannung physikalisch korrekt das inverse Kriechen automatisch als Folge der Verminderung der Versetzungsdichte und Vergrößerung der Subkornstruktur durch Vergrößerung von w , r und a einstellt.

2.2 Entwicklung und Rückbildung der Schädigung und Dilatanz, Verheilung

Mit zunehmender Verfestigung während des Kriechens werden immer mehr Versetzungen gebildet, sie wechselwirken miteinander und mit anderen Hindernissen (z. B. Salzmineralausscheidungen, s. o.), werden dadurch behindert und stauen sich schließlich zu Gruppen, den *pile-ups*, auf. Dieses ruft hohe lokale Spannungskonzentrationen hervor, wie Berechnungen des Autors [Hampel 1993] für Metalle gezeigt haben.

Wenn der Spannungszustand die Dilatanzgrenze überschreitet, können einige lokale Spannungskonzentrationen so hohe Werte erreichen, dass dort Mikrorisse entstehen. Daher hängen die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz sowie die weiteren Folgen, wie das Versagen des Materials durch Bruch, physikalisch mit der Verfestigung im transienten und stationären Kriechen zusammen. Sie sind daher in einem Stoffgesetz mathematisch gekoppelt zu beschreiben. Das CDM erfüllt diesen Anspruch, indem die Erzeugung (*generation*) der volumetrischen Verformung (Dilatanz) $d\varepsilon_{vol,gen}/dt$ direkt von der Kriechrate $d\varepsilon_{cr}/dt$ abhängt [Hampel 2012]:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,gen}}{dt} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot r_v(\sigma_{eq}, \sigma_3) \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (28)$$

Die aus Versuchen ermittelte, nur vom Spannungszustand abhängige Funktion r_v , die die beiden Raten miteinander verknüpft, lautet wie folgt [Hampel 2015]:

$$r_v(\sigma_{eq}, \sigma_3) = \left[\frac{c_{dil1} \cdot \sigma_{eq}}{c_{dil2} - \sigma_3} \right]^{c_{dil3}} \quad (29)$$

c_{dil1-3} : Modellparameter, σ_3 : minimale, d. h. betragsmäßig kleinste Hauptspannungskomponente. Üblicherweise werden Druckspannungen mit negativem Vorzeichen gerechnet. Daher gilt für den Manteldruck p in den in diesem Vorhaben durchgeführten

Laborversuchen in Kompressionsrichtung $p = -\sigma_3$. Zugspannungen (positive σ_3) würden daher für $\sigma_3 = c_{dil2}$ in Gleichung (29) eine Singularität ergeben. Im Vorhaben wurde $c_{dil2} \approx 3$ bestimmt. Die Entstehung von so großen Zugspannungen ist aber im Steinsalz unwahrscheinlich, da vorher bereits Zugrisse entstehen und die Spannung abbauen würden. Im CDM wird zur Zeit eine Zugspannungsgrenze von 0,2 MPa angenommen. Sicherheitshalber sollte bei einer Implementation von Gleichung (29) in ein Rechenprogramm der Nenner in Gleichung (29) auf $c_{dil2} - \sigma_3 > 0.1$ MPa begrenzt werden.

Für die Dilatanzgrenze wurde auf der Grundlage von Ergebnissen aus zahlreichen Laborversuchen mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen die folgende Beziehung abgeleitet [Hampel 2012, 2015]:

$$\sigma_{Dil}(\sigma_3) = \sqrt{a_{Dil} (b_{Dil} - \sigma_3)} \quad (30)$$

$a_{Dil} = 53$ MPa, $b_{Dil} = 0.5$ MPa. Diese Funktion beschreibt die Vergleichsspannung, bei der in verformungsgesteuerten Festigkeitsversuchen die volumetrische Verformung ein Minimum durchläuft. Während einzelne Mikrorisse auch schon vorher erzeugt werden, welches in Messungen der akustischen Emission sichtbar wird, setzt eine makroskopisch sichtbare Schädigung und Dilatanz erst ab dem Überschreiten der so definierten Dilatanzgrenze ein.

In Formel (29) kommt die Dilatanzgrenze nicht explizit vor. Allerdings ergeben die anhand von Versuchsnachrechnungen ermittelten Parameterwerte im Spannungsbereich um die Dilatanzgrenze (30) herum sehr kleine Werte für r_v . Auf diese Weise wird der Tatsache Rechnung getragen, dass die Dilatanzgrenze keine scharfe Linie, sondern eher ein unscharfes Band ist, oberhalb der die Dilatanz sehr langsam anzusteigen beginnt. Außerdem weicht das Minimum der volumetrischen Verformung bei verschiedenen Proben selbst aus einem Salztyp und einer Lokation stets mehr oder weniger von der durch Formel (30) definierten Kurve ab, welches ebenfalls für ein eher unscharfes Band und die Formulierung (29) spricht.

Insgesamt werden in einer Steinsalzprobe auf mikroskopischer Ebene zu jedem Zeitpunkt lokal Mikrorisse entstehen, während sich gleichzeitig an anderer Stelle vorhandene Mikrorisse schließen. Die makroskopische Dilatanzgrenze spiegelt demnach jene Spannungsbedingungen wider, bei denen sich beide Prozesse nach außen hin gleich stark auswirken. Darunter überwiegen der Schädigungs- und Dilatanrückgang, darüber die weitere Schädigungs- und Dilatanzentwicklung. Die äußerlich messbare, makroskopische volumetrische Verformung ε_{vol} entspricht daher der Nettobilanz aus Erzeugung und Reduktion der Dilatanz im Inneren des Materials [Hampel 2015]:

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{vol,gen} - \varepsilon_{vol,red} \quad (31)$$

Das bedeutet, dass auf mikrophysikalischer Ebene immer auch Schädigungsreduktion stattfindet, sobald Mikrorisse vorliegen, und dass es in dieser Interpretation im Spannungsraum keine „Verheilungsgrenze“ gibt, oberhalb der eine Schädigungsrückbildung nicht stattfinden kann, siehe auch Kap. 3.2.4. Hier besteht zwischen den Verbundprojektpartnern allerdings noch kein Konsens und es werden weitere Laborversuche benötigt, um diesen Sachverhalt weiter aufzuklären.

Bisher gibt es nur sehr wenige hochpräzise Messungen zur Schädigungs- und Dilatanrückbildung unter definierten Versuchsbedingungen im Labor. Im vorliegenden Verbundprojekt führte der Partner TU Clausthal einige entsprechende Laborversuche durch, von denen zwei besonders verlässliche Ergebnisse lieferten, siehe Tab. 4 in Kap. 3.1. Durch Nachrechnungen dieser Versuche wurde für $\varepsilon_{vol,red}$ eine empirische Formel entwickelt, die

durch künftige Laborversuche bei verschiedenen Spannungen und Temperaturen überprüft und weiterentwickelt werden muss:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,red}}{dt} = - \frac{c_{red1} \cdot (1 + c_{red2} \cdot \dot{\varepsilon})^{c_{red3}} \cdot \varepsilon_{vol}^{c_{red4}} \cdot \sigma_3}{1 + c_{red5} \cdot \sigma_{eq}} \quad (32)$$

mit c_{red1-5} : Modellparameter. Die Rate des Dilatanzrückgangs hängt demnach von der Größe der momentan vorhandenen Dilatanz ε_{vol} ab, d. h. je kleiner die verbliebene volumetrische Verformung ist, desto langsam wird diese abgebaut. Außerdem lässt eine größere minimale Hauptspannung, d. h. ein größerer Manteldruck im Versuch, die Dilatanz schneller zurückgehen. Gleiches gilt für eine kleinere Vergleichsspannung (im Versuch: kleinere Differenzspannung). Außerdem berücksichtigt die Formel eine anhand der Versuchsnachrechnungen entwickelte, empirische Abhängigkeit von der Verformungsrate $\dot{\varepsilon}$.

Zum Begriffsgebrauch ist festzustellen, dass die Reduktion der volumetrischen Verformung, die aus dem Schließen von Rissen und Poren im Material resultiert, als Dilatanzrückbildung bezeichnet wird. Die eigentliche „Verheilung“, das heißt das Wiederanwachsen der Festigkeit durch Wiederherstellung der Kohäsion zwischen den Rissflächen, findet im Wesentlichen erst im späteren Verlauf nach dem Schließen der Risse statt.

Eine Schädigung durch Bildung von (Mikro-)Rissen führt zu einer Schwächung der Tragfähigkeit des Materials und damit zur Entfestigung durch Schädigung (*damage softening*). Das bedeutet, dass die Verformungsrate gegenüber derjenigen des kompakten, ungeschädigten Materials erhöht ist. Um diese Wirkung der Schädigung und Dilatanz auf die Verformungsrate zu beschreiben, wird im CDM ein Schädigungsparameter d_{dam} eingeführt, der einer Volumenänderungsenergie entspricht:

$$\frac{d(d_{dam})}{dt} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{3} - \sigma_3 \right) \cdot \frac{d\varepsilon_{vol}}{dt} \quad (33)$$

Da die Dilatanzrate von der Kriechrate abhängt, siehe Gleichung (28), gilt dies auch für die Rate des Schädigungsparameters d_{dam} .

Die Größe d_{dam} beschreibt das Ausmaß der Schädigung. Der Einfluss der Schädigung auf die Verformung hängt von der Temperatur T , dem Spannungszustand und der Verformungsrate $\dot{\varepsilon}$ ab. Zur Modellierung dieses Einflusses wird der Parameter D eingeführt, der sowohl den Schädigungseinfluss im Vorbruch- (D_{dam}) wie im Nachbruchbereich (D_{pf} , *post-failure*) beschreibt:

$$D = D_{dam} + D_{pf} \quad (34)$$

Anhand von Nachrechnungen zahlreicher Laborversuche wurde für den Vorbruchbereich die folgende empirische Funktion entwickelt (zum Nachbruchbereich s. Abschnitt 2.5):

$$D_{dam}(T, \sigma_3, d_{dam}) = \left[\frac{c_{dam1} (T - c_{dam2})^2}{(1 - c_{dam3} \sigma_3)^{n_{dam}(\dot{\varepsilon})}} \cdot d_{dam} \right]^{c_{dam6}} \quad (35)$$

$$n_{dam}(\dot{\varepsilon}) = \frac{c_{dam4}}{\sqrt{1 + c_{dam5} \dot{\varepsilon}}} \quad (36)$$

c_{dam1-6} : Modellparameter, T : Temperatur, $\dot{\varepsilon}$: Verformungsrate. Wie ggf. in Gleichung (29), so sollte zur Vermeidung einer Singularität auch hier für Zugspannungen (positive σ_3) der Nenner sicherheitshalber auf $c_{dam3} \cdot \sigma_3 < 0.9$ begrenzt werden. Da die Festigkeitsversuche

mit Asse-Speisesalz nur mit einer Verformungsrate durchgeführt wurden, siehe Tab. 3 auf Seite 23, kann für diesen Salztyp keine entsprechende Abhängigkeit angegeben werden, das heißt es gilt hier vorübergehend $c_{dam5} = 0$ und $n_{dam} = c_{dam4}$. Formel (36) wurde anhand der Versuche mit WIPP-Steinsalz entwickelt, daher wurde hierfür ein Wert $c_{dam5} \neq 0$ ermittelt.

Mit zunehmender Dilatanz ε_{vol} und Schädigung d_{dam} wächst auch deren Einfluss D auf die Verformung aus Gleichung (34) an. Die daraus resultierende Erhöhung der Verformungsrate gegenüber derjenigen des ungeschädigten Materials aus Gleichung (24) wird durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$\frac{d\varepsilon_{tot}}{dt} = \frac{b}{r^2} \frac{v_0}{M} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{Mk_B T(1-D)}\right) + A_{pow} \exp\left\{-\frac{Q_{pow}}{RT}\right\} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^{n_{pow}} \quad (37)$$

Die Schädigung wirkt im CDM zur Zeit nur auf den Sinus-Hyperbolicus-Term und nicht auf den Potenzansatz, der die stationäre Kriechrate bei kleinen Vergleichsspannungen beeinflusst. Eine Zunahme von D führt demnach im Sinus Hyperbolicus zu einer Reduktion der auf die Versetzungen wirkenden lokalen Spannung σ^* .

2.3 Einfluss von Feuchtigkeit

Die Modellierung des Feuchteinflusses auf die Verformung war nicht Gegenstand des Vorhabens und wurde in den hier durchgeführten Laborversuchen nicht untersucht. Dessen Modellierung fand daher in den Berechnungen keine Berücksichtigung. Der aktuelle Stand wird hier nur der Vollständigkeit halber kurz zusammenfassend dargestellt.

Sobald Steinsalz dilatant wird, kann sich Feuchtigkeit aus der Umgebung oder aus Einschlüssen in der Salzmatrix über geöffnete Mikrorisse, Poren und Korngrenzen im Steinsalz ausbreiten. Die hier dargestellte Modellierung resultiert aus Laborversuchen, die in den 1990er Jahren in der BGR Hannover durchgeführt wurden. Eine Reihe von Kriechversuchen mit Asse-Speisesalz in Versuchskammern mit kontrolliert eingestellter Feuchte hatte gezeigt [Hunsche & Schulze 1996, 2002], dass Feuchtigkeit einen signifikant die Verformungsrate erhöhenden Einfluss hat, wenn das Steinsalz geschädigt und dilatant ist. Gleiches haben auch In-situ-Messungen ergeben, bei denen deutlich von der Jahreszeit abhängige Stauchungsraten eines untertägigen Steinsalzpfeylers gefunden wurden [Plischke & Hunsche 1989], die mit der unterschiedlichen witterungsbedingten Feuchte der Grubenbewetterung erklärt werden können.

Als Ursache für den Einfluss wird eine durch die Feuchtigkeit beförderte Rekristallisation an den (Mikro-)Risspitzen angenommen, die zu einem Abbau der dortigen Verfestigung und einer dadurch wieder erleichterten weiteren Verformung, d. h. zur Erholung des Materials, führt. Die BGR-Laborversuche waren die Grundlage für die Modellierung der von der relativen Feuchte Φ und vom Spannungszustand abhängigen Kriechbeschleunigung F_h (h : *humidity*) mit dem CDM [Hampel & Schulze 2007, Hampel 2012]:

$$\frac{d\varepsilon_{tot,\Phi}}{dt} = F_h(\Phi, \sigma_{eq}, \sigma_3) \cdot \frac{d\varepsilon_{tot}}{dt} \quad (38)$$

mit $d\varepsilon_{tot}/dt$ aus Gleichung (37) und

$$F_h(\Phi, \sigma_{eq}, \sigma_3) = 1 + f_\Phi(\Phi) f_\sigma(\sigma_{eq}, \sigma_3) \quad (39)$$

Für die Feuchteabhängigkeit gilt:

$$f_\Phi(\Phi) = c_{\Phi 1} \cdot \sinh(c_{\Phi 2} \cdot \Phi) \quad (40)$$

Die Spannungsabhängigkeit wird durch die folgende Beziehung beschrieben:

$$f_{\sigma}(\sigma_{eq}, \sigma_3) = \begin{cases} \left[1 + \left(\frac{|\sigma_3|}{\sigma_u} \right)^{ex1(\sigma_{eq})} \right]^{ex2(\sigma_{eq})} & \text{für } \sigma_3 < 0 \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (41)$$

$$\text{mit } ex1(\sigma_{eq}) = c_{\sigma 1} \frac{\sqrt{2} \sigma_{eq}}{3} \quad \text{und} \quad ex2(\sigma_{eq}) = -\frac{c_{\sigma 2}^2}{\left(1 + \frac{\sqrt{2} \sigma_{eq}}{3 \sigma_u} \right)^2} \quad (42)$$

mit $c_{\Phi 1} = 0.1$, $c_{\Phi 2} = 0.1$, $c_{\sigma 1} = 0.08$ 1/MPa, $c_{\sigma 2} = 18$ und $\sigma_u = 1$ MPa. Die Kennwerte stellen sicher, dass die relative Feuchte Φ die Verformungsrate nur erhöht, wenn der Spannungszustand nahe oder über der Dilatanzgrenze liegt. Solange keine Untersuchungen an anderen Salztypen vorliegen, werden die Beziehungen und Kennwerte für alle Salztypen verwendet.

2.4 Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit

Bei allen Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze tritt früher oder später ein Kriechbruch auf, wenn sich Mikrorisse in einer Scherzone zu einem durchgehenden Makroriss verbunden haben. In einem verformungsgesteuerten Festigkeitsversuch erreicht die Spannungs-Verformungskurve dann ein Maximum. Die Modellierung des Kriechbruchs und seiner Grenze bei schneller Belastung, der Kurzzeitfestigkeit, wurde mit dem CDM auf der Grundlage von Auswertungen zahlreicher Laborversuche entwickelt [Hampel 2012]. Dazu wird die Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze W_D („Schädigungsenergie“, Index D für *damage*) definiert:

$$W_D = \int_{Dilatanzgrenze}^{\varepsilon} (\sigma_{eq} - \sigma_{Dil}) d\varepsilon \quad (43)$$

mit σ_{Dil} aus Gleichung (30). Im Bruch erreicht W_D den Wert W_F (F : *failure*):

$$W_F = \int_{Dilatanzgrenze}^{Bruch} (\sigma_{eq} - \sigma_{Dil}) d\varepsilon \quad (44)$$

Durch Auswertung zahlreicher Laborversuche bei verschiedenen Temperaturen [Hampel 2012] wurde für W_F die folgende Abhängigkeit von der minimalen Hauptspannung σ_3 und Temperatur T entwickelt, die inzwischen durch eine Verformungsratenabhängigkeit ergänzt wurde:

$$W_F(T, \sigma_3) = c_{F1} \cdot (T - k_F(\dot{\varepsilon}) \cdot T_0) \cdot \left(1 - \frac{\sigma_3}{\sigma_u} \right) \quad (45)$$

$$k_F(\dot{\varepsilon}) = 1 - \frac{1}{\sqrt{c_{F2} + c_{F3} \dot{\varepsilon}}} \quad (46)$$

c_{Fi} : Modellparameter, $T_0 = 273,15$ K, $\sigma_3 < 1$ MPa, $\sigma_u = 1$ MPa (Normierung). Zur Modellierung eines Zugbruchs bei positiven σ_3 werden als Grundlage mehr verlässliche Versuchsdaten benötigt. Für Formel (46) gilt das Gleiche wie für Formel (36): Sie wurde anhand der Versuche mit WIPP-Steinsalz entwickelt. Da die Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz

nur mit einer Verformungsrate durchgeführt wurden, siehe Tab. 3 auf Seite 23, kann für diesen Salztyp auch hier noch keine entsprechende Abhängigkeit angegeben werden, das heißt es gilt für das Asse-Speisesalz bisher $c_{F3} = 0$.

Während einer CDM-Berechnung startet die Integration in Gleichung (43), sobald der Spannungszustand die Dilatanzgrenze überschreitet. Bruch tritt ein, wenn der auf diese Weise akkumulierte Wert von W_D den mit Gleichung (45) und den aktuellen Werten für T und σ_3 errechneten Wert von W_F erreicht.

2.5 Nachbruchverhalten und Restfestigkeit

Nach dem Bruch steigt die Verformungsrate aufgrund der Abscherung in der Bruchzone stark an. Dadurch wird die Tragfähigkeit des Materials stark vermindert. In verformungs-gesteuerten Versuchen führt dies zu einem schnellen Spannungsabfall. Mit fortschreitender Verformung nähert sich die Vergleichsspannung dann der Restfestigkeit an. Da diese häufig in der Nähe der Dilatanzgrenze gefunden wird, wird im CDM Gleichung (30) auch zur Beschreibung der Restfestigkeit im Nachbruchbereich verwendet.

Die Volumenaufweitung in der Bruchzone führt zu einem zusätzlichen Dilatanzbeitrag $\varepsilon_{vol,pf}$ (*pf*: *post-failure*). Auch dessen Modellierung mit dem CDM wurde auf der Grundlage von Nachrechnungen zahlreicher Festigkeitsversuche entwickelt, die bei verschiedenen Temperaturen, minimalen Hauptspannungen (Manteldrücken) und Verformungsraten mit verschiedenen Steinsalztypen durchgeführt worden waren:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,pf}}{dt} = \frac{k_{pf}(\dot{\varepsilon})(T - c_{pf4})}{(1 - c_{pf5}\sigma_3)^{c_{pf6}}} \cdot (W_D - W_F)^2 \quad (47)$$

mit W_D und W_F aus den Gleichungen (43) und (45). Wie in Abschnitt 2.4 werden auch hier zur Beschreibung der Auswirkungen von Zugbelastungen mehr experimentelle Daten benötigt. Gegenwärtig wird daher der Nenner in Gleichung (47) für positive σ_3 auf 1 gesetzt.

Nachdem zunächst beim Asse-Speisesalz mit einem konstanten $k_{pf} = c_{pf1}$ gerechnet wurde, wurde im Laufe des Vorhabens aufgrund der Festigkeitsversuche beim WIPP-Steinsalz mit verschiedenen Verformungsraten auch Formel (47) um eine entsprechende empirische Abhängigkeit erweitert (c_{pf1-6} : Modellparameter):

$$k_{pf}(\dot{\varepsilon}) = c_{pf1} (1 + c_{pf2} \cdot \dot{\varepsilon})^{c_{pf3}} \quad (48)$$

Analog zu Gleichung (33) wird der zusätzliche Schädigungsbeitrag der Bruchzone $d_{dam,pf}$ aus $\varepsilon_{vol,pf}$ wie folgt berechnet:

$$\frac{d(d_{dam,pf})}{dt} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{3} - \sigma_3 \right) \cdot \frac{d\varepsilon_{vol,pf}}{dt} \quad (49)$$

Dieser führt analog zu Gleichung (35) zur Beschreibung des Einflusses der Bruchzone D_{pf} auf die Verformung in Gleichung (34), c_{pf7} : Modellparameter:

$$D_{pf} = (c_{pf7} \cdot d_{dam,pf})^2 \quad (50)$$

2.6 Dreidimensionale Formulierung

Für Simulationen von Untertagestrukturen im Steinsalz, z. B. mit FLAC3D [Hampel 2015], wird das CDM mithilfe der Levy-Mises-Theorie in die dreidimensionale Formulierung überführt:

$$de_{kl}^{(pl)} = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} s_{kl} \quad (51)$$

Demnach sind die Komponenten des Tensors der plastischen Deviatorverzerrungsinkremente $de_{kl}^{(pl)}$ mit den Deviatorspannungskomponenten s_{kl} über die Vergleichsverformungsinkremente $d\varepsilon_{eq} = d\varepsilon_{tot}$ aus Gleichung (37) bzw. $d\varepsilon_{tot,\Phi}$ aus Gleichung (38) und die Vergleichsspannung σ_{eq} verknüpft.

3 Modellierung von In-situ-Situationen in der Schachtanlage Asse II

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]. Die Datenbasis wurde in diesem 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 der Projektpartner IfG und TUC zu diesem Vorhaben dargestellt. Die folgenden Tabellen geben daher nur eine Übersicht über die Versuche und 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
	Σ	108			
IfG-457_K2	1	46	26	20	20
	2	<u>62</u>	26	18	20
	Σ	108			
IfG-457_K3	1	46	60	22	20
	2	<u>27</u>	60	20	20
	Σ	73			
IfG-457_K4	1	47	61	20	20
	2	<u>54</u>	61	18	20
	Σ	101			
IfG-457_K7	1	47	61	18	20
	2	<u>60</u>	60	16	20
	Σ	107			
IfG-457_K8	1	47	61	16	20
	2	<u>60</u>	60	14	20
	Σ	107			
IfG-457_K9	1	47	63	14	20
	2	<u>60</u>	63	12	20
	Σ	107			
IfG-457_K10	1	47	60	12	20
	2	<u>60</u>	60	10	20
	Σ	107			
IfG-457_K5	1	7	91	22	20
IfG-457_K6	1	38	87	20	20

Tab. 2 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit Asse-Speisesalz. Der Manteldruck von 20 MPa stellt sicher, dass die Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt wurden.

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. 3 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	123,4	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	163,4	50	1	29
	Σ	280			

Tab. 4 In diesem Verbundprojekt von der TUC durchgeführte Verheilungsversuche (Versuche zur Dilatanz- und Schädigungsrückbildung) mit Asse-Speisesalz.
 *) Phase der Absenkung der Differenzspannung durch Anhebung des Manteldrucks bei konstanter Axialspannung.

3.2 Nachrechnung der Laborversuche mit Asse-Speisesalz, Parameterbestimmung

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

1. Überprüfung und Validierung der Modellierung der beschriebenen Verformungsphänomene und ihrer Abhängigkeiten von den untersuchten Randbedingungen.
2. Bestimmung von salztypspezifischen Kennwerten für die Stoffgesetzparameter als Grundlage für die nachfolgenden Simulationen ausgewählter In-situ-Strukturen.

Die folgende Tab. 5 gibt einen Überblick über die Stoffgesetzparameter des CDM und ihre jeweilige Bedeutung, für die mit den Versuchsnachrechnungen die angegebenen einheitlichen Kennwertsätze ermittelt wurden. Der erste Kennwertsatz bezieht sich auf die Nachrechnungen, die vor der Weiterentwicklung des CDM durchgeführt wurden und in Kap. 3.2.1 bis 3.2.4 gezeigt werden. Diese Werte wurden für die Simulationen der In-situ-Strukturen IFC, HFCP und Dammjoch verwendet.

Kennwertsatz 2 wurde nachträglich für das anhand der Laborversuche mit *WIPP*-Steinsalz insbesondere um die Verformungsratenabhängigkeit weiterentwickelte Stoffgesetz bestimmt. Die Nachrechnungen dieser Versuche sind in Anhang A wiedergegeben. Nicht aufgeführt sind Konstanten oder physikalische Größen, deren Werte und Beziehungen bereits in Kapitel 2 genannt wurden.

CDM-Parameter und ihre Bedeutung		Kennwertsatz 1	Kennwertsatz 2
Stationäres Kriechen:			
Q	Aktivierungsenergie mobiler Versetzungen bei höheren Vergleichsspannungen	154 kJ/mol	178 kJ/mol
v_0	Konstante der Versetzungsgeschwindigkeit	40 m/s	250 m/s
d_p	Mittlerer Abstand teilchenartiger Versetzungshindernisse, z. B. kleiner Polyhalit-Ausscheidungen (Index $p = particle$)	0,48 μm	1,4 μm
c_{rmin}	Parameter der Abhängigkeit des minimalen Versetzungsabstandes r_{min} von der Temperatur (CDM-Erweiterung)	nicht verwendet ($r_{min} = 0$ in (8))	65 K
Q_{pow}	Aktivierungsenergie des Potenzansatzes für die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei kleinen Vergleichsspannungen	45 kJ/mol	40 kJ/mol
A_{pow}	zugehöriger Vorfaktor	0,2/86400 1/s	0,1/86400 1/s
n_{pow}	zugehöriger Spannungsexponent	3	2

Transientes Kriechen:			
c_w	Parameter der Abhängigkeit von k_w von der mittleren Subkorngröße w . k_w beeinflusst die Rate der verformungsabhängigen Entwicklung von w .	0,13 μm	1,1 μm
k_r	Ratenkonstante der verformungsabhängigen Entwicklung des Abstandes r der mobilen Versetzungen	1E-4	1E-4
Dilatanz und Schädigung, Verheilung:			
c_{dil1} c_{dil2} c_{dil3}	Parameter der Spannungsabhängigkeit des Zusammenhangs zwischen der volumetrischen Verformungsrate und der Kriechrate => Dilatanzentwicklung	0,08 3 MPa 3	0,08 3 MPa 3
c_{red1} c_{red2} c_{red3} c_{red4} c_{red5}	Parameter der Spannungs-, Verformungs- raten- und Dilatanzabhängigkeit der Rate der Dilatanzreduktion => Schädigungs- rückbildung („Verheilung“)	6E4 (MPa d) ⁻¹ 0 0 4 0,1 MPa ⁻¹	3130 (MPa d) ⁻¹ 3,9 d 2 4 0,1 MPa ⁻¹
c_{dam1} c_{dam2} c_{dam3} c_{dam4} c_{dam5} c_{dam6}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit des <u>Einflusses</u> der Schädigung auf die Verformung im Vorbruchbereich	3E-8 K ⁻² MPa ⁻¹ 250 K 6 MPa ⁻¹ 1,3 0 0,2	2E-7 K ⁻² MPa ⁻¹ 273,15 K 2 MPa ⁻¹ 4 0,8 d 0,2
Bruch und Nachbruchverhalten:			
c_{F1} c_{F2} c_{F3}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit des Kriechbruchs	4E-3 MPa/K 2,4886 0	6E-3 MPa/K 4,4 3,9 d
c_{pf1} c_{pf2} c_{pf3} c_{pf4} c_{pf5} c_{pf6}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit der zusätzlichen Dilatanzentwicklung im Nachbruchbereich	0,2 K ⁻¹ MPa ⁻² d ⁻¹ 0 0 81 K 14,45 MPa ⁻¹ 1,3	0,016 K ⁻¹ MPa ⁻² d ⁻¹ 7 d 1,3 81 K 10 MPa ⁻¹ 1,5
c_{pf7}	Parameter des <u>Einflusses</u> der zusätzlichen Schädigung im Nachbruchbereich auf die Verformung	1,5 MPa ⁻¹	1 MPa ⁻¹

Tab. 5 Zusammenstellung der CDM-Stoffgesetzparameter, für die durch Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz aus Tab. 2 bis Tab. 4 die angegebenen Kennwertsätze ermittelt wurden. Satz 1 wurde vor der CDM-Weiterentwicklung für die Simulationen IFC, HFCP und Dammjoch verwendet, Satz 2 wurde nach der Weiterentwicklung zum Vergleich mit dem WIPP-Steinsalz bestimmt (Anhang A).

3.2.1 Stationäres Kriechen

Wie am Anfang von Kapitel 3.1 erwähnt, wurden unter anderem von der BGR Hannover in den 1990er Jahren zahlreiche Kriech- und Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz durchgeführt und mit den damaligen Versionen des CDM nachgerechnet [Hampel & Hunsche 2002, Hampel 2006]. Für die im Rahmen dieses Vorhabens von dem IfG und der TUC durchgeführten Laborversuche, siehe Tab. 2 bis Tab. 4, wurden Proben aus neu erbohrtem Kernmaterial verwendet, das einem anderen Bohrort innerhalb der Speisesalzschrift in der Schachtanlage Asse II entstammt als das der älteren BGR-Versuche.

Abb. 1 zeigt die vom Autor 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 IfG-Ergebnisse für 26 °C fallen in den Bereich derjenigen der BGR für 50 °C, der Verlauf der IfG-Ergebnisse 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.

Dieser Befund bedeutet, dass Steinsalz mit der gleichen stratigraphischen Bezeichnung (hier 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 Salzschriften an verschiedenen Orten unterschiedlichen tektonischen Einflüssen unterworfen war. Diese können zu Abweichungen in der Verteilung von

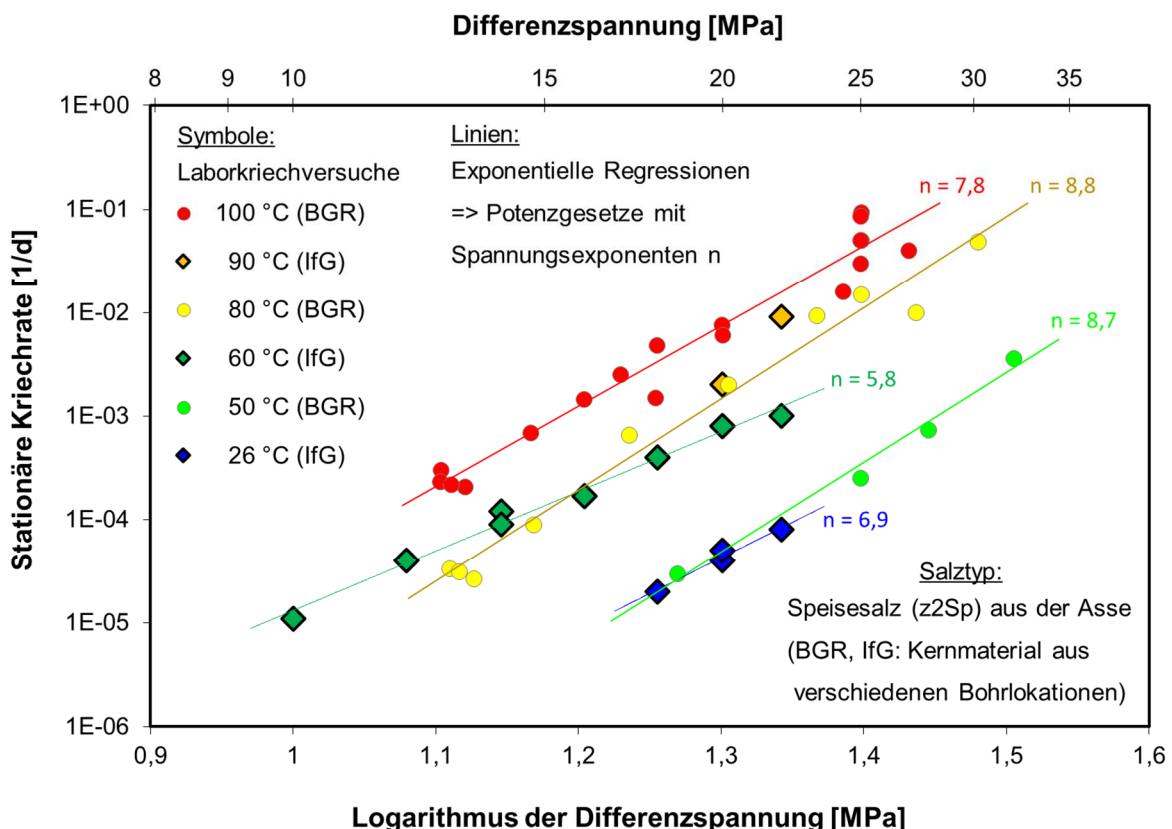


Abb. 1 Vom Autor aus Laborversuchen mit Asse-Speisesalz ermittelte stationäre Kriechraten über der Differenzspannung. Die Proben der in diesem Vorhaben vom IfG durchgeführten Versuche und der älteren BGR-Versuche entstammen nicht der gleichen Bohrlokation im Speisesalzvorkommen der Asse. Die zugehörigen Ergebnisse stimmen nicht miteinander überein. Die Linien entsprechen Potenzgesetzen, deren Exponenten nur für den Spannungsbereich der Datenpunkte gelten.

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“. Wie in Kapitel 2.1 beschrieben, kann durch Unterschiede in der mittleren Verteilung der „Teilchen“ eine unterschiedliche Hinderniswirkung auf die mobilen Versetzungen hervorgerufen werden, die zu unterschiedlichen Kriechraten führen kann. Dieses wird im CDM durch den Parameter d_p beschrieben.

Die stationären Kriechraten aus den IfG-Versuchen lassen sich demnach nicht mit den gleichen Kennwerten beschreiben wie die Ergebnisse aus den BGR-Versuchen. Da sich seit den früheren CDM-Anpassungen der BGR-Ergebnisse außerdem einige Formulierungen im Stoffgesetz geändert haben, unterscheiden sich die Kennwerte für das stationäre Kriechen der IfG-Proben von den früheren Werten allerdings nicht nur im Parameter d_p . Für das Speisesalz der IfG-Versuche wurden daher insgesamt neue Kennwerte bestimmt.

In Abb. 1 sind als dünne Linien exponentielle 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 dem durch die Datenpunkte abgedeckten Spannungsbereich. Simulationsberechnungen von Untertagestrukturen mit einem Potenzgesetz und einem konstanten Exponenten im gesamten Spannungsbereich haben gezeigt, dass sich bei kleinen Differenzspannungen unter ca. 8 MPa zu kleine Kriechraten ergeben, mit denen für untertägige Hohlräume zu kleine Konvergenzen berechnet werden [Hampel 2012b]. Daher wird im CDM ein zweigliedriger Ansatz (24) aus einem Sinus Hyperbolicus und einem Potenzansatz für kleine Spannungen verwendet.

Abb. 2 zeigt die Anpassung des CDM an stationäre Kriechraten, die aus den Laborkriechversuchen des IfG ausgewertet wurden [Hampel et al. 2013, Hampel 2015]. Dabei dienen die Versuche bei 60 °C 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 sicherere Bestimmung der stationären Kriechrate. Die Versuche bei 26 und 90 °C dienen zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit des Kriechens, das heißt der Aktivierungsenergie. Aufgrund des verwendeten Manteldrucks von $p = 20$ MPa, der eine Versuchsdurchführung unterhalb der Dilatanzgrenze sicherstellt, gelten die ermittelten Kennwerte für das schädigungsfreie stationäre Kriechen des kompakten Steinsalzes.

3.2.2 Transientes Kriechen

In Abb. 3 bis Abb. 5 ist die Bestimmung der Kennwerte für das transiente Kriechen durch Anpassungen des CDM an die Versuchskurven der Kriechversuche dargestellt [Hampel 2015]. Obwohl das Asse-Speisesalz ein relativ reiner Salztyp ist und die Versuchsergebnisse daher eine im Vergleich zu stärker verunreinigten Salztypen relativ geringe Streuung aufweisen, bleibt bei den Anpassungen dennoch ein gewisser Interpretationsspielraum.

Daher wurden bei der Kennwertbestimmung für das Kriechen auch die Festigkeitsversuche mit einem Manteldruck von $p = 20$ MPa berücksichtigt, siehe Tab. 3 und Abb. 6. Aufgrund des hohen Manteldrucks sollten die Proben auch bei dieser Versuchsführung eine – zumindest nahezu – schädigungsfreie Verformung zeigen.

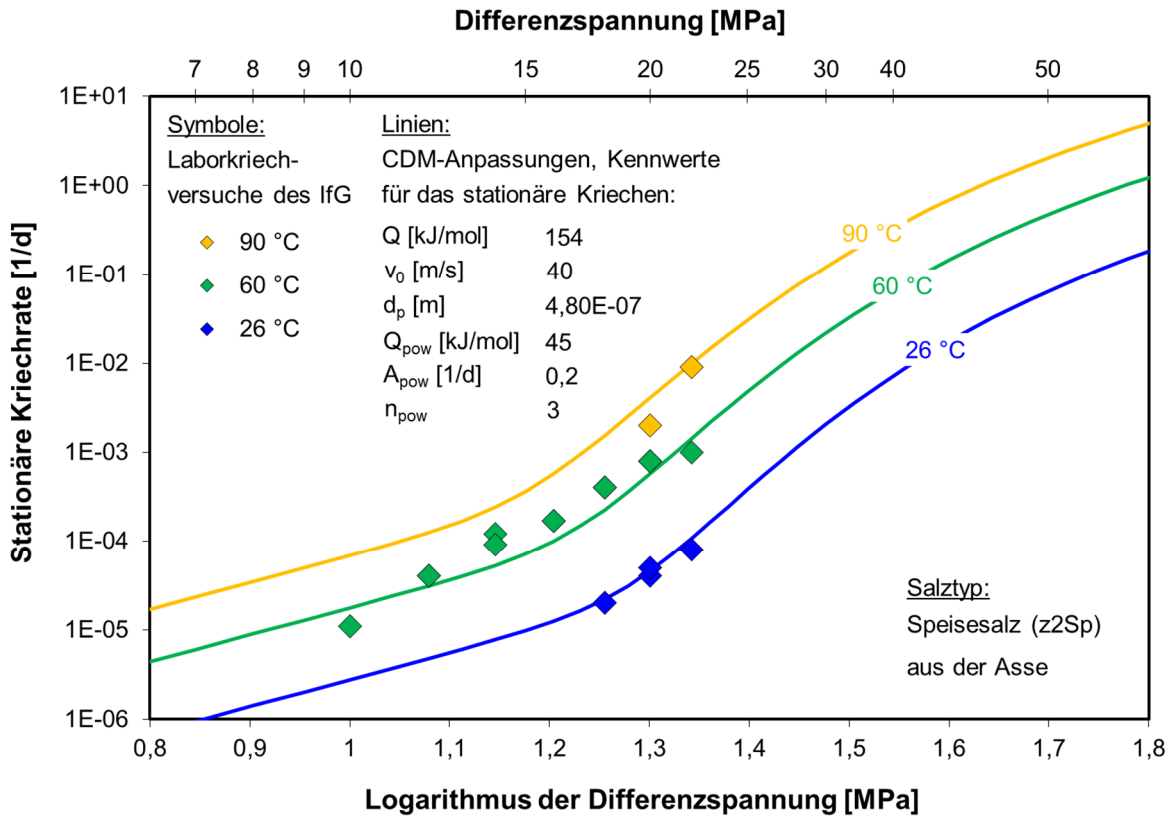


Abb. 2 Anpassung des CDM mit $r_{min} = 0$ in Formel (8) an die stationären Kriechraten aus den IfG-Laborkriechversuchen unter der Dilatanzgrenze aus Abb. 1.

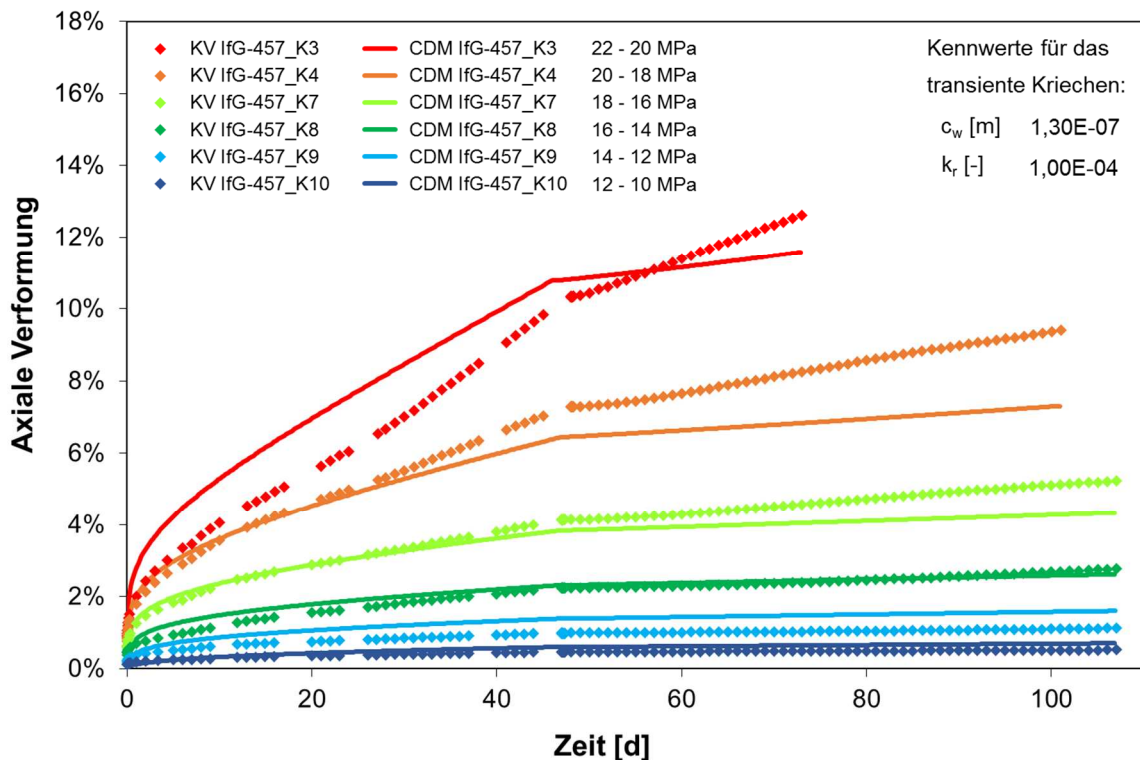


Abb. 3 Anpassung des CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 2 und den angegebenen Werten für c_w aus (5) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der zweistufigen Kriechversuche (KV) mit $T = 60$ °C, Manteldruck $p = 20$ MPa und den angegebenen Differenzspannungen $\Delta\sigma$, siehe Tab. 2.

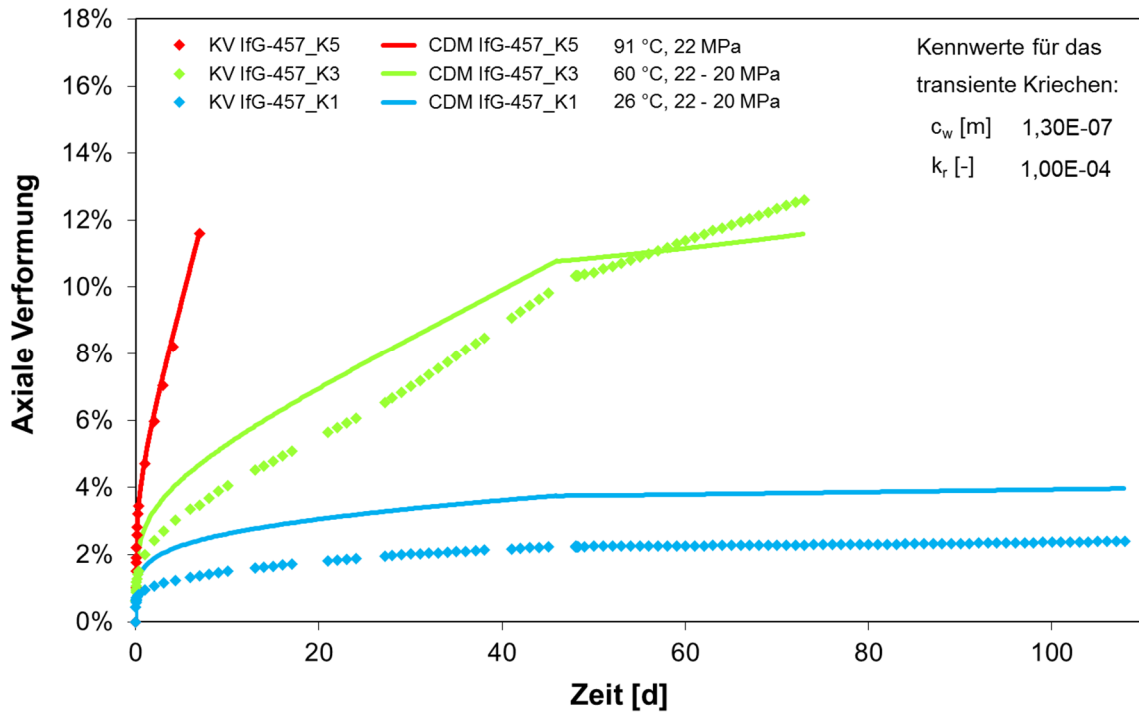


Abb. 4 Anpassung des CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 2 und den angegebenen Werten für c_w aus (5) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der Kriechversuche (KV) mit $T = 26, 60, 91$ °C, $\Delta\sigma = 22$ und 20 MPa und $p = 20$ MPa, siehe Tab. 2.

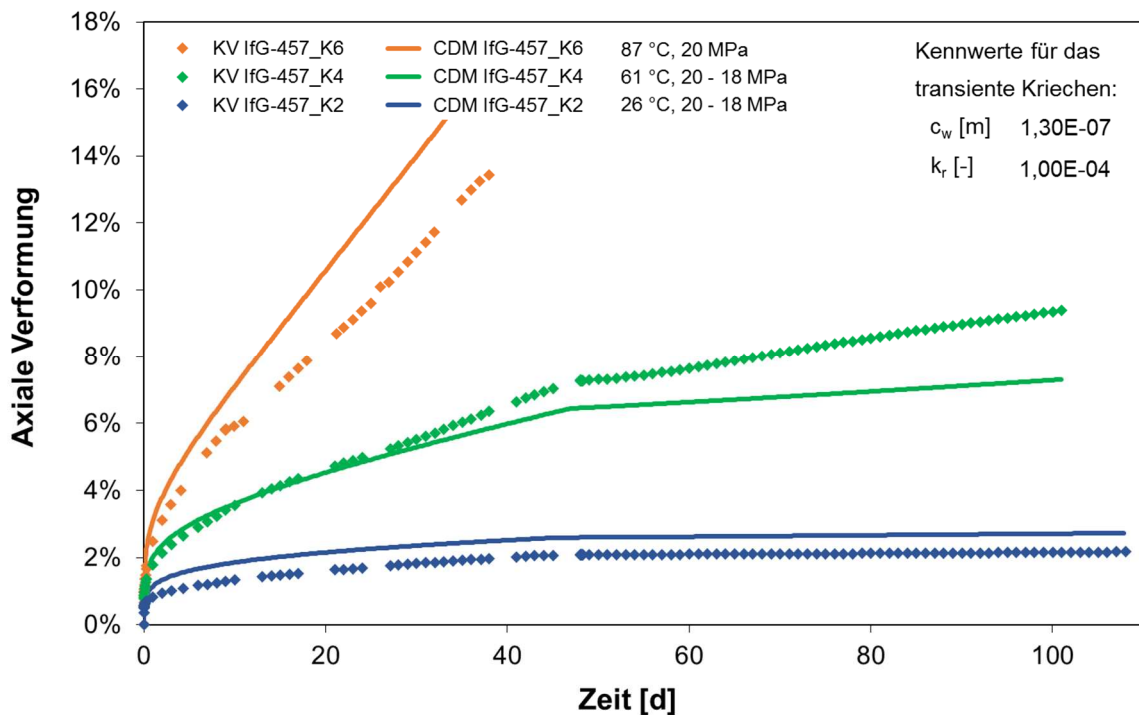


Abb. 5 Anpassung des CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 2 und den angegebenen Werten für c_w aus (5) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der Kriechversuche (KV) mit $T = 26, 61, 87$ °C, $\Delta\sigma = 20$ und 18 MPa und $p = 20$ MPa, siehe Tab. 2.

3.2.3 Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten

In Festigkeitsversuchen wird die Dilatanzgrenze bei geringen Manteldrücken bereits in einem frühen Versuchsstadium überschritten, sodass sich dann Schädigung und Dilatanz entwickeln. Daher erfolgte durch Nachrechnungen dieser Versuche, siehe Abb. 6 [Hampel 2015], die Bestimmung des Kennwertsatzes 1 aus Tab. 5 für die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz, für den Einfluss beider auf die Verformung sowie für das Nachbruchverhalten. Dabei war – zusammen mit den Verheilungsversuchen aus Abb. 7 – auch bereits die Dilatanz- und Schädigungsrückbildung zu berücksichtigen, wie Gleichung (31) zeigt.

In den Festigkeitsversuchen in Abb. 6 nimmt das Maximum der Differenzspannung, das den Bruch der Probe anzeigt, bei konstanter Temperatur mit sinkendem Manteldruck ab und die Dilatanz, das heißt die volumetrische Verformung, nimmt gleichzeitig zu. Das bedeutet, dass mit zunehmender Schädigung die Entfestigung der Probe anwächst und damit dessen Tragfähigkeit abnimmt. Mit steigender Temperatur nimmt die Bruchspannung ab. Dieses kann dadurch erklärt werden, dass mit steigender Temperatur die Duktilität der Probe zunimmt und somit das Material der Belastung bei einer vorgegebenen Verformungsrate leichter ausweichen kann, wodurch sich, wie bei der Entfestigung durch Schädigung, ebenfalls nicht so hohe Spannungen aufbauen können.

Auch wenn die Ergebnisse der Festigkeitsversuche im Allgemeinen recht systematische Abhängigkeiten von den Randbedingungen ohne größere Streuungen aufweisen, zeigen auch bei dieser Versuchsführung einzelne Proben ein abweichendes Verhalten, das zum Beispiel mit individuellen mikrostrukturellen Besonderheiten, z. B. einer höheren oder geringeren Dichte von die Versetzungsbewegung beeinflussenden Fremdphasenausscheidungen, erklärt werden kann. Ein Beispiel zeigt die Spannungskurve des Versuchs mit 5 MPa Manteldruck bei 60 °C im mittleren linken Bild von Abb. 6, die gegen Ende sogar über der Kurve mit 20 MPa Manteldruck liegt, obwohl der geringere Manteldruck eigentlich zu einer stärkeren Entfestigung und damit einem tieferen Kurvenverlauf führen sollte, welches von der berechneten CDM-Kurve auch so korrekt wiedergegeben wird.

Auch eine Vorschädigung durch den Bohrvorgang oder die Probenherstellung kann die Messergebnisse beeinflussen. So liegen die Dilatanzkurven mit zunehmender Temperatur bei höheren Manteldrücken immer stärker im negativen Bereich. Das bedeutet, dass die Proben anfangs eine Kompaktion erfahren haben. Wenn diese Kompaktion größer ist als die elastische Volumenabnahme aufgrund der zunehmenden Belastung, deutet dies darauf hin, dass die Proben trotz der hydrostatischen Konsolidierung vor Versuchsbeginn immer noch eine Anfangsporosität (Vorschädigung) aufwiesen.

Während Kriechversuche einige 10 bis einige 100 Tage dauern, beanspruchen Festigkeitsversuche mit den üblicherweise im Labor aufgeprägten Verformungsraten von $1 \cdot 10^{-6}$ bis $1 \cdot 10^{-4}$ 1/s meist nur einige Stunden. Das bedeutet, dass auch von daher 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.

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

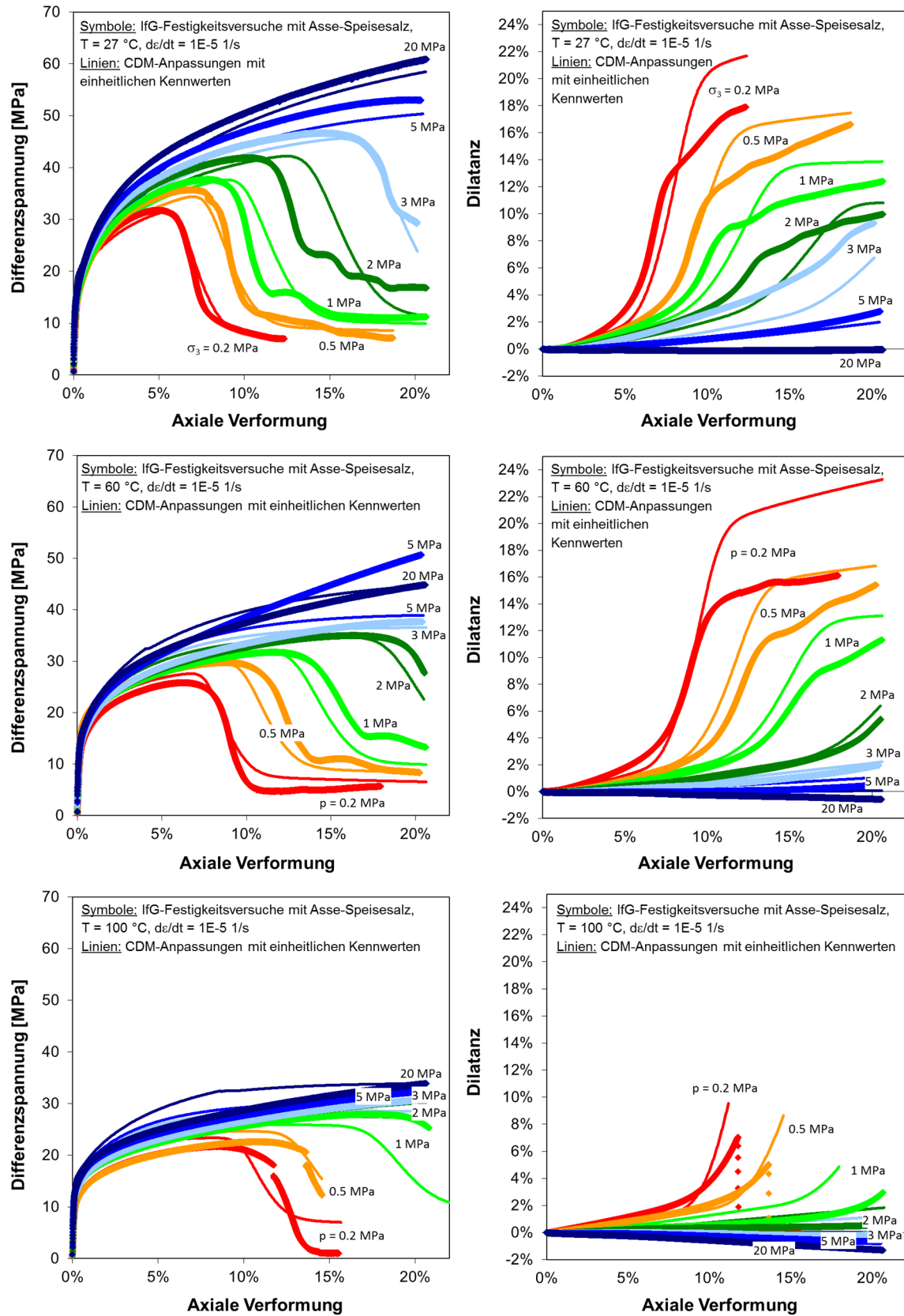


Abb. 6 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz 1 aus Tab. 5 für das Kriechen sowie für die Dilatanz, Schädigung, „Verheilung“, den Bruch und das Nachbruchverhalten an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $T = 27$ °C (oben), 60 °C (Mitte) und 100 °C (unten), mit $d\varepsilon/dt = 1E-5$ 1/s und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 2.

3.2.4 Dilatanz- und Schädigungsrückbildung, Verheilung

Die TUC hat eine Reihe von Laborversuchen zur Schädigungsrückbildung, sogenannte „Verheilungsversuche“, mit Asse-Speisesalz durchgeführt. Bei einigen Versuchen verlief die volumetrische Verformung gegen Versuchsende allerdings im negativen Bereich, welches bei diesen hochaufgelösten Messungen auf geringfügige Leckagen während der Versuchsdurchführungen hindeutet. Nach einer aufwändigen Weiterentwicklung der Prüfapparatur durch die TUC zeigen die beiden in Tab. 4 aufgeführten Versuche keine negativen Werte. Diese beiden Versuche wurden daher für die Nachrechnungen mit dem CDM ausgewählt. Dabei musste allerdings das Stoffgesetzmodul zur Berechnung des Nachbruchverhaltens abgeschaltet werden, da es zu numerischen Problemen führte, deren Ursache noch unklar ist.

Die Kennwerte für die Schädigungsrückbildung (Kennwertsatz 1 aus Tab. 5) wurden in wechselseitiger Abstimmung mit den Anpassungen an die Festigkeitsversuche ermittelt,

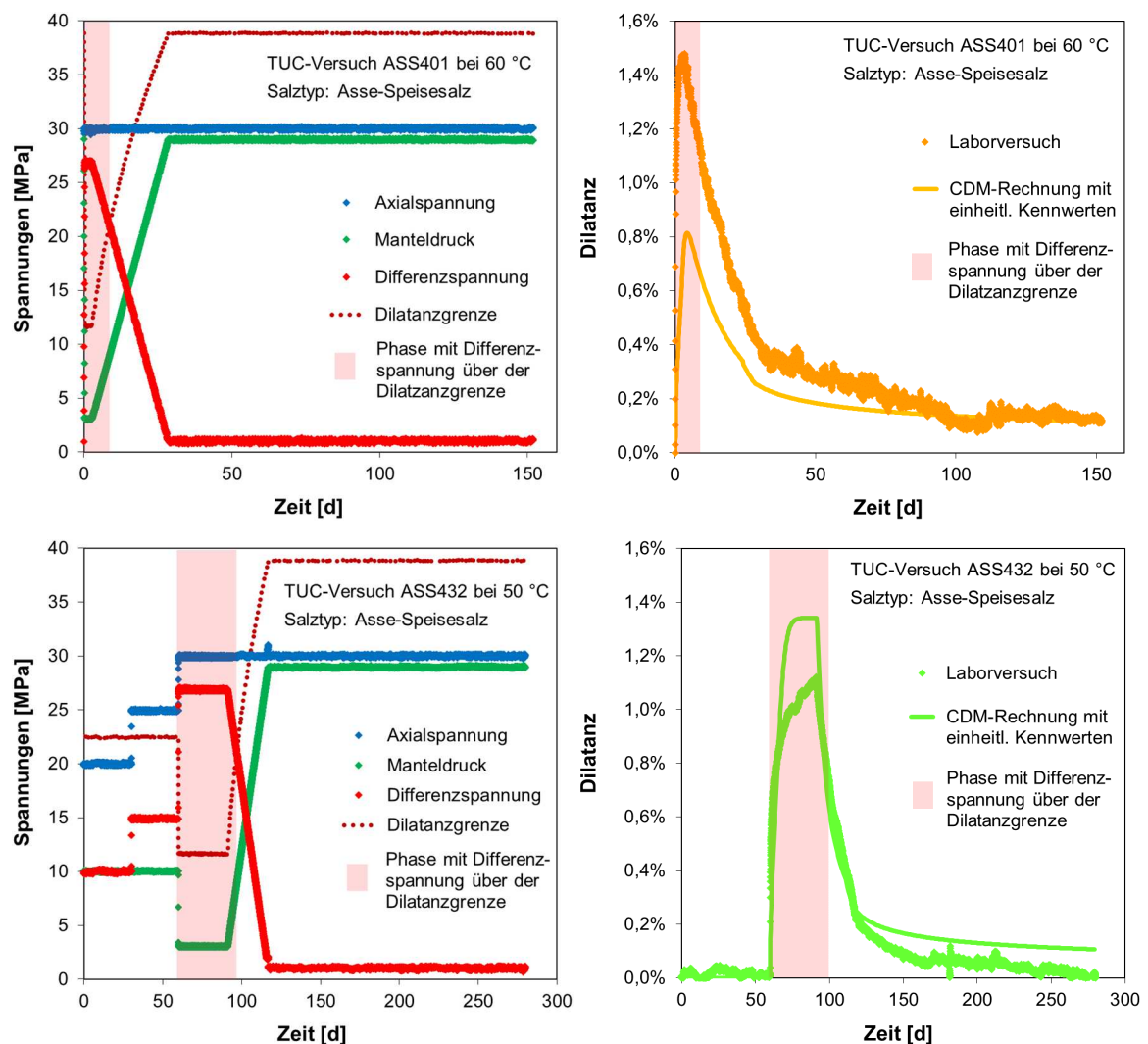


Abb. 7 Nachrechnung der beiden TUC-Verheilungsversuche aus Tab. 4 mit dem CDM und dem ermittelten einheitlichen Kennwertsatz 1 für Asse-Speisesalz aus Tab. 5. In dem rosa hinterlegten Bereich, in dem die Differenzspannung über der Dilatanzgrenze liegt, wird über einen definierten Zeitraum Schädigung und Dilatanz erzeugt, die sich in der anschließenden Phase mit abnehmender Differenzspannung wieder zurückbildet. Als Dilatanzgrenze wurde die Funktion aus Formel (30) verwendet.

siehe Abb. 7 [Hampel 2015]. Während mit individuellen Anpassungen nahezu perfekte Übereinstimmungen erzielt werden können, wird bei den hier gezeigten Nachrechnungen mit dem einheitlichen Kennwertsatz 1 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 vom CDM richtig wiedergegeben, vor allem der Dilatanzabfall in der Rückbildungsphase wird korrekt beschrieben.

Im CDM wird keine „Verheilungsgrenze“ verwendet, das heißt keine Spannungsgrenze, die erst unterschritten werden muss, damit Schädigungsrückbildung stattfinden kann, siehe Kap. 2.2. Daher gibt das CDM auch den in Abb. 7 erkennbaren experimentellen Befund korrekt wieder, dass der Dilatanzabfall sofort einsetzt, sobald die Differenzspannung zu sinken beginnt, und damit bereits oberhalb der Dilatanzgrenze.

Auch wenn bisher noch recht wenige verlässliche Daten zur Schädigungsrückbildung vorliegen, kann aus den ersten Ergebnissen geschlossen werden, dass das CDM grundsätzlich geeignet ist, auch dieses Verformungsphänomen richtig zu beschreiben.

3.3 IFC

Durch Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz und Anpassungen des CDM-Stoffgesetzes in der Version vor dessen Weiterentwicklung an die Versuchskurven wurde der Kennwertsatz 1 aus Tab. 5 bestimmt. Mit ihm wurde anschließend die Konvergenz eines erhitzten und eines nicht erhitzten Abschnitts eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II als reales Anwendungsbeispiel zum Einfluss der Temperatur auf die Verformung in einer untertägigen Steinsalzstruktur berechnet [Hampel et al. 2013].

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. 8. 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 HFCP-Versuchs (*Heated Free Convergence Probe*) mit einem in das Bohrloch herabgelassenen Erhitzer wird im nächsten Kapitel 3.4 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.
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 CDM-Simulation der freien Bohrlochkonvergenz IFC wurde für 1200 Tage mit folgenden Berechnungsrandbedingungen durchgeführt:

- Hydrostatischer Anfangsspannungszustand 24 MPa aufgrund der Tiefe der IFC-Messungen von 1042 m und der Auflast der darüber liegenden Gesteinsschichten.

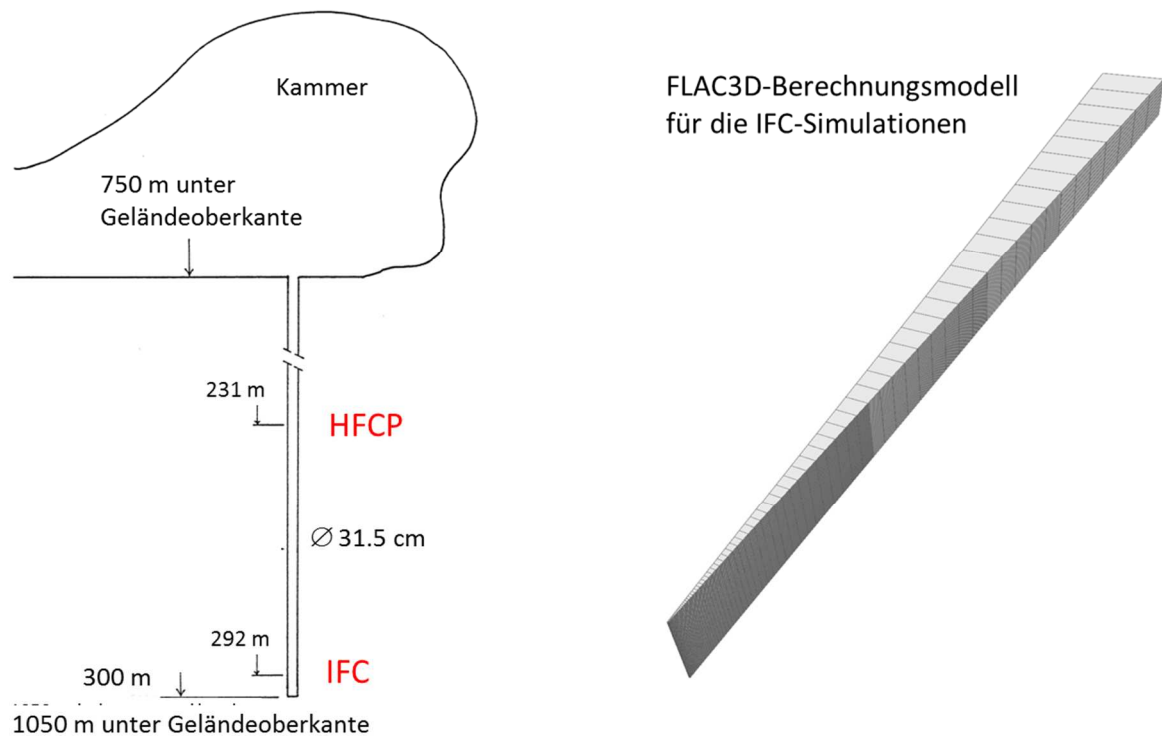


Abb. 8 Links: Skizze des 300 m langen, tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit den Positionen der ECN-Messung der freien Konvergenz bei Gebirgstemperatur (IFC) und dem HFCP-Versuch mit Erhitze im Bohrloch [nach Lowe & Knowles 1989]. Die Simulationen IFC und HFCP wurden als reales Berechnungsbeispiel für den Einfluss der Temperatur auf die Verformung von Steinsalz durchgeführt. Rechts: FLAC3D-Berechnungsmodell für die IFC-Simulationen des Autors.

- Gebirgstemperatur bei konstant 42 °C [Doeven, Soullié & Vons 1983].
- Berechnungsmodell: Horizontaler keilförmiger Zylinderausschnitt der Bohrlochumgebung, Öffnungswinkel 5°, Höhe 1 m, Innenradius 15,75 cm, Außenradius 20 m.
- Dichte des Steinsalzes: 2,15 g/cm³, relative Feuchte: 30 % (s. Kap. 2.3), temperaturabhängiger Schubmodul $G(T)$ gemäß Gleichung (10), Poissonzahl $\nu = 0,25$, Erdbeschleunigung $g_z = -9.81 \text{ m/s}^2$.
- Simulation 1: CDM mit dem durch die Nachrechnungen der Laborversuche bestimmten Kennwertsatz 1 aus Tab. 5.
- Simulation 2: CDM mit modifizierten Kennwerten für ν_0 und A_{pow} aus einer Anpassung an die in situ gemessene IFC-Bohrlochkonvergenz. Alle anderen Kennwerte wurden unverändert aus den Laborversuchsanpassungen übernommen.

Die CDM-Anpassung an die IFC-Daten in Simulation 2 wurde als Grundlage für die anschließende HFCP-Simulation durchgeführt, um durch Nachjustierung von zwei Kennwerten die spezifische Situation im Steinsalz der Bohrlochumgebung mit dem Stoffgesetz besser berücksichtigen zu können. Dieses ermöglichte einen realistischeren Vergleich der HFCP-Berechnungsergebnisse zur Konvergenz unter Temperatureinfluss mit den dortigen Messergebnissen. Denn im Vergleich mit den aus den Laborversuchen gewonnenen Informationen treten in der Bohrlochumgebung folgende Unsicherheiten auf:

- ECN berichtet von im Bohrloch festgestellter Feuchtigkeit, die nicht gemessen wurde, aber einen beschleunigenden Einfluss auf die Konvergenz haben kann.

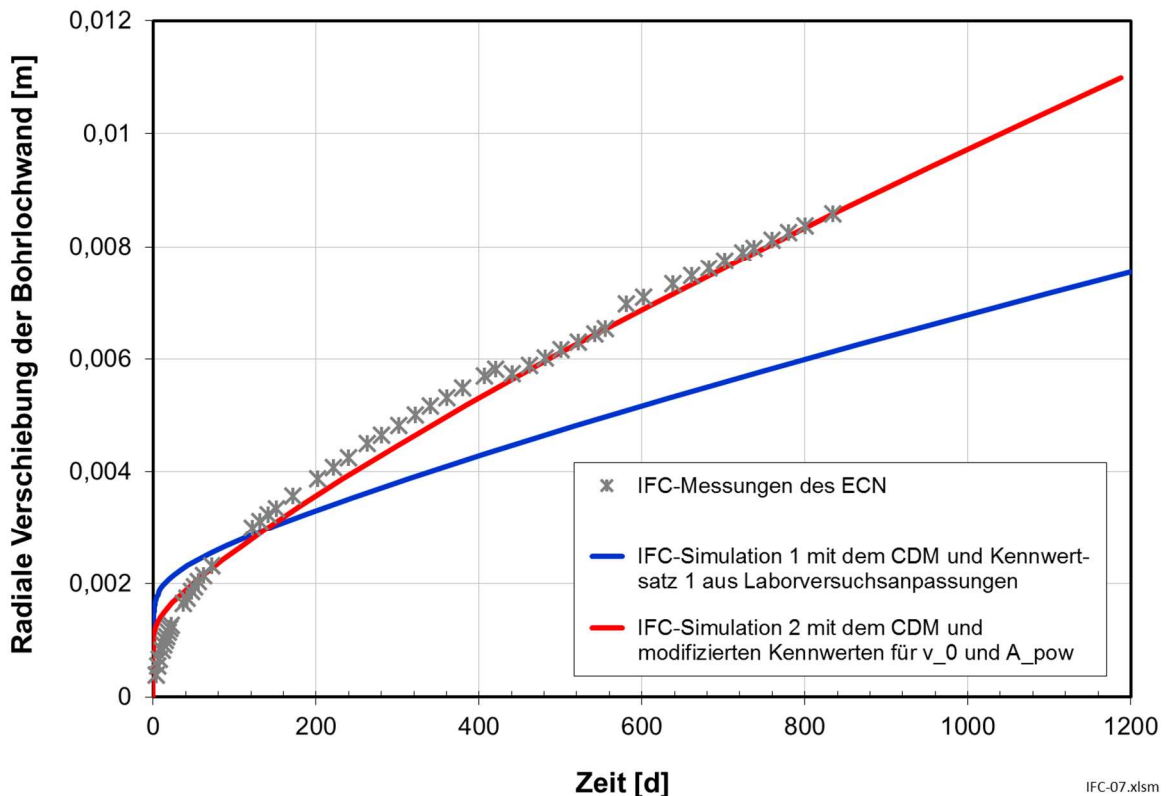


Abb. 9 Mit den IFC-Simulationen berechnete radiale Verschiebung der Bohrlochwand: Simulation 1 mit dem CDM und Kennwertsatz 1 aus Tab. 5, Simulation 2 mit anhand der Anpassung des CDM an die IFC-Messdaten modifizierten Werten für v_0 und A_{pow} als Basis für möglichst realistische Simulationen des HFCP-Versuchs.

- 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. 1 zeigt, können selbst innerhalb einer Steinsalzschieht von Ort zu Ort Unterschiede im Verformungsverhalten auftreten.
- Die Anfangsspannung von 24 MPa ist eine Annahme aufgrund der Teufenlage, der tatsächliche Wert ist unbekannt.

Abb. 9 zeigt die mit beiden Simulationen berechneten Verschiebungen der Bohrlochwand im Vergleich mit Messdaten des ECN. Die Anpassung des CDM an die IFC-Messdaten (Simulation 2) wurde durch die folgenden beiden Kennwerte erreicht:

$$v_0 = 1 \text{ m/s} \quad \text{und} \quad A_{pow} = 0,4 \text{ 1/d} \quad (52)$$

Die Reduktion von v_0 von 40 m/s auf 1 m/s bewirkt einen geringeren Anstieg der roten Kurve am Anfang, der verdoppelte Wert von A_{pow} ist für den stärkeren Anstieg im weiteren Kurvenverlauf verantwortlich. Mit einer solchen nachträglichen Feinjustierung einzelner Kennwerte anhand von In-situ-Messergebnissen kann dem spezifischen Verformungsverhalten von Steinsalz in einer bestimmten Untertagestruktur Rechnung getragen und dadurch die Genauigkeit und Aussagekraft der Berechnungsergebnisse erhöht werden. Im vorliegenden Fall wurde die anschließende HFCP-Simulation mit dem Kennwertsatz 1 aus Tab. 5 und den beiden modifizierten Werten für v_0 und A_{pow} aus der IFC-Anpassung in Gleichung (52) durchgeführt.

3.4 HFCP

Am 14. Juli 1983, 1304 Tage nach der Fertigstellung des Bohrlochs, hat das ECN drei Erhitzer mit einer Gesamthöhe von 3 m und dem Zentrum in einer Bohrlochtiefe von 231 m (981 m unter der Erdoberfläche, siehe Abb. 8) eingeschaltet [Lowe & Knowles 1989]. Die Konfiguration der Erhitzersonde ist in Abb. 10 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 drei weitere Tage gemessen.

Abb. 10 zeigt auf der rechten Seite das FLAC3D-Berechnungsmodell des Autors, das aus dem IFC-Modell in Abb. 8 hervorgegangen ist und daher ebenfalls aus einem Zylinderausschnitt mit einem Öffnungswinkel von 5° besteht. Das HFCP-Modell hat eine Gesamthöhe und einen Außenradius von jeweils 20 m. Die Wand des Bohrlochs mit einem Radius von 15,75 cm befindet sich am linken Modellrand. Dort wurde das Modell im Erhitzerabschnitt, das heißt in der Modellhöhe bei $z = 8,5 \dots 11,5$ m sehr fein vernetzt, die kleinsten Elemente haben 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*. Da der HFCP-Versuch im Bohrloch 62 m über der Position der IFC-Messungen durchgeführt wurde (vgl. Abb. 8), wurden die Berechnungsrandbedingungen wie folgt angepasst [Hampel et al. 2013]:

- Isotroper Anfangsspannungszustand entsprechend der Auflast der darüber liegenden Gesteinsschichten von 23 MPa auf mittlerer Modellhöhe (Teufe: 981 m).
- Gebirgstemperatur vor dem Einschalten der Erhitzer auf mittlerer Modellhöhe bei $40,8^\circ\text{C}$ mit einem vertikalen Gradienten von $0,02^\circ\text{C/m}$ [Lowe & Knowles 1989].
- Elastische Gleichgewichtsberechnung des kompakten Modells, das heißt vor der Auffahrung des Bohrlochs, mit Gravitation.

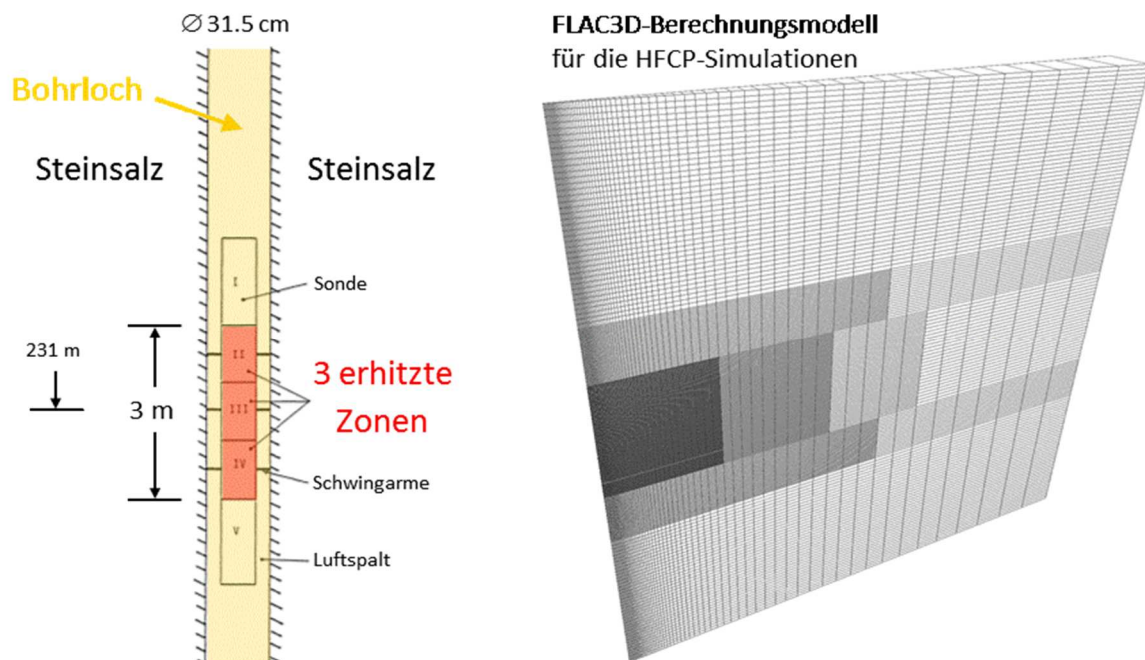


Abb. 10 Links: Skizze der HFCP-Erhitzersonde in einer Tiefe von 231 m des 300 m langen Bohrlochs in der SchachanlageASSE II, siehe Abb. 8 [nach Lowe & Knowles 1989]. Rechts: FLAC3D-Berechnungsmodell für die HFCP-Simulationen des Autors.

- Anschließend instantane Auffahrung des Bohrlochs und Kriechberechnung der isothermen freien Bohrlochkonvergenz vor Beginn der Erwärmung für 1309 Tage (gerechnet ab der Auffahrung des zugehörigen HFCP-Bohrlochabschnitts).
- Für die CDM-Stoffgesetzparameter wurden die modifizierten Kennwerte für v_0 und A_{pow} aus der IFC-Anpassung aus Gleichung (52) sowie für die übrigen Parameter die Werte des Kennwertsatzes 1 aus Tab. 5 verwendet.

Die Wirkung der drei eingeschalteten Erhitzer aus Abb. 10 wurde in der Simulation für 19 Tage als Temperaturrandbedingung auf die *gridpoints* am Bohrlochrand in der Modellhöhe bei $z = 8,5 \dots 11,5$ m aufgeprägt. Für den zeitlichen Verlauf wurde der jeweils kleinste Wert der drei ECN-Messungen an den Spitzen der Schwingarme in der oberen, mittleren und unteren erhitzten Zone aus Abb. 10 verwendet, siehe Tab. 6 und Abb. 11, 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 den Messungen am Ende der Schwingarme eher überschätzt wird. Bei $t_{therm} = 1$ d wurde für einen glatteren Kurvenverlauf der Mittelwert genommen. Zur Vereinfachung wurde die gleiche Temperatur über die gesamte Erhitzerlänge vorgegeben. Ab Tag 19 wurde die freie Abkühlung ohne Temperaturvorgabe gerechnet. Abb. 11 zeigt, dass sie mit den dortigen Messdaten recht gut übereinstimmt.

Abb. 12 zeigt das Ergebnis der nach der anfänglichen Kriechphase von 1309 Tagen bei konstant $40,8$ °C ($313,95$ K) berechneten Temperaturentwicklung. Auf der linken Seite sind die Verteilungen im Bereich der erhitzten Zone im mittleren Modellabschnitt wiedergegeben, oben im Temperaturmaximum nach 19 Tagen und darunter nach der anschließenden dreitägigen Abkühlung. Auf der rechten Seite zeigt das obere Diagramm die Temperaturverläufe entlang der vertikalen Bohrlochwand zu verschiedenen Zeitpunkten, unten sind die horizontalen Verläufe von der Mitte der erhitzten Zone ins Steinsalz hinein dargestellt.

Zeit [Tage]	T [°C] (ECN-Messungen an Schwingarmen)			HFCP-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	(∅) 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. 6 Für die HFCP-Simulation vorgegebener Temperaturverlauf (rot), der sich an den ECN-Messungen [Lowe & Knowles 1989] in den drei Erhitzerzonen aus Abb. 10 orientiert. Während der Abkühlung nach Tag 19 wurde in der Simulation keine Temperatur vorgegeben (freie Abkühlung).

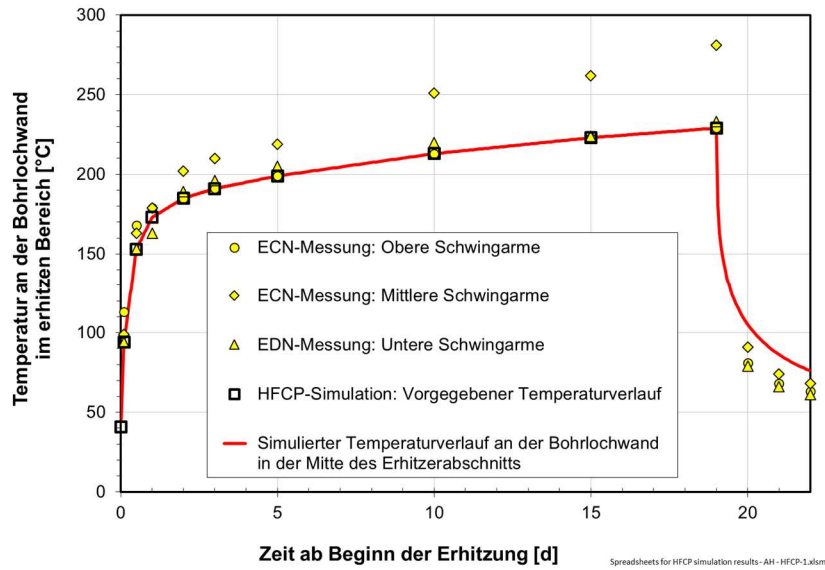


Abb. 11 Vorgegebener und simulierter HFSCP-Temperaturverlauf im Vergleich mit ECN-Messungen [Lowe & Knowles 1989] in den drei Erhitzerzonen aus Abb. 10, siehe Tab. 6. Während der Abkühlung ab Tag 19 wurde in der Simulation keine Temperatur vorgegeben (freie Abkühlung).

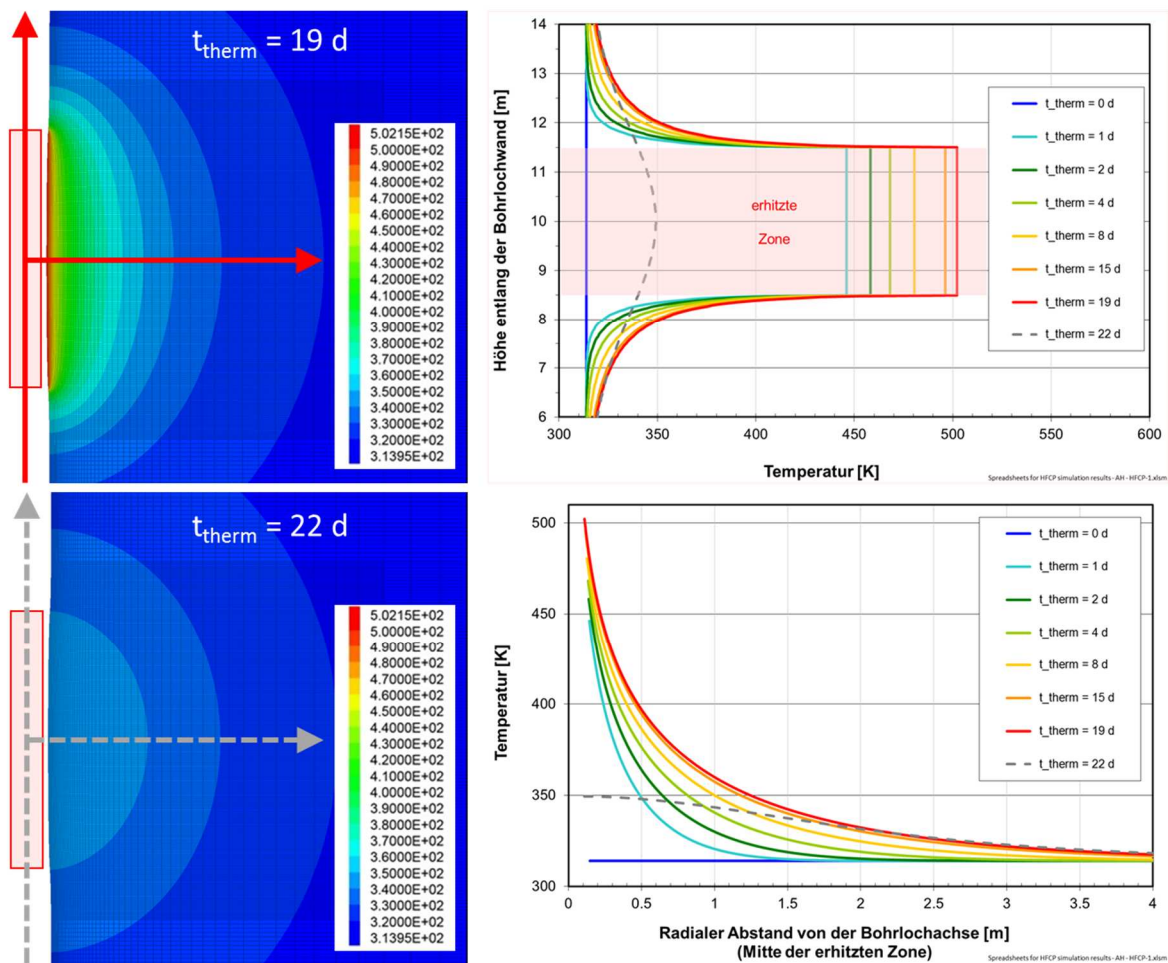


Abb. 12 Links: Berechnete Temperaturverteilungen [K] nach 19 und 22 Tagen im Bereich der Erhitzer (skizziert durch rote Rechtecke). Rechts: Temperaturverläufe vertikal entlang der Bohrlochwand (oben) und horizontal in mittlerer Modellhöhe (unten).

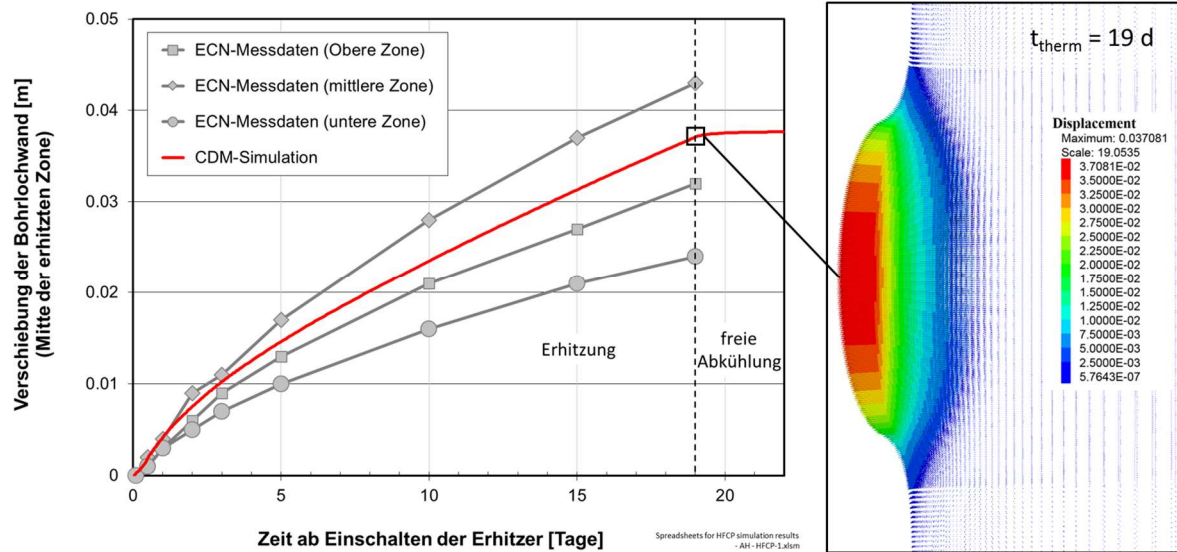


Abb. 13 Links: Berechnete Verschiebung der Bohrlochwand auf der Höhe der Mitte der Erhitzer im Vergleich mit ECN-Messdaten in den drei erhitzten Zonen aus Abb. 10 links. Rechts: Vergrößerte Darstellung der Verschiebungen [m] im mittleren Modellabschnitt bei Erreichen des Temperaturmaximums nach 19 Tagen.

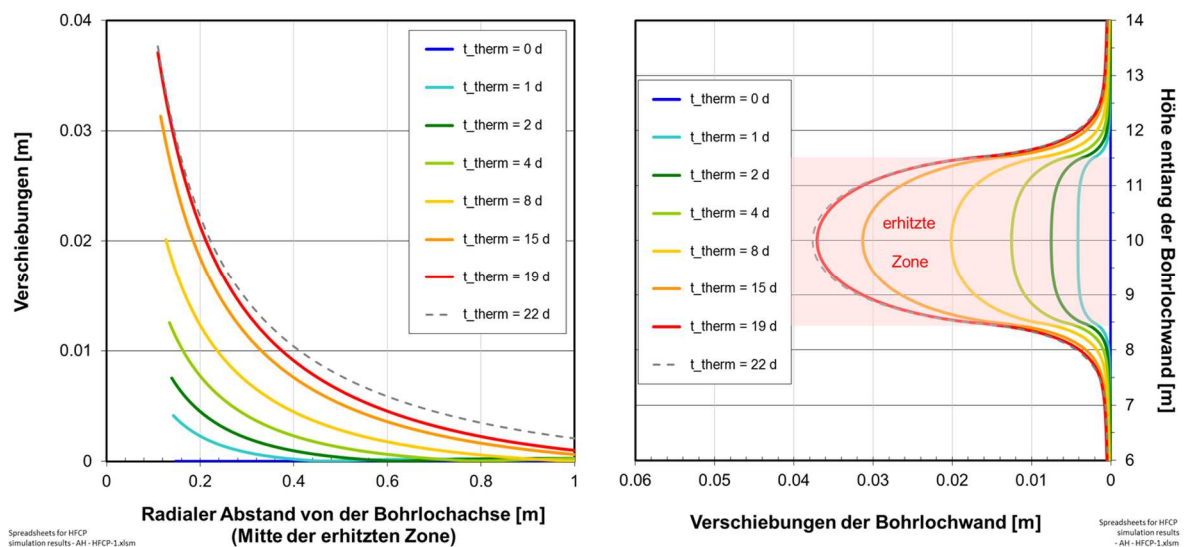


Abb. 14 Berechnete Verschiebungen entlang einer horizontalen Spur auf der Höhe der Mitte der Erhitzer in das Salz hinein (links) und in vertikaler Richtung entlang der Bohrlochwand (rechts) zu verschiedenen Zeitpunkten ab Beginn der Erhitzung.

Die durch den Temperatureinfluss in der erhitzten Zone mit der Zeit verstärkte Verschiebung der Bohrlochwand ist in Abb. 13 oben links im Vergleich mit Messungen der ECN dargestellt. Man sieht, dass das mit den einfachen Annahmen und der Nachkalibrierung zweier Kennwerte anhand der IFC-Simulation erhaltene Berechnungsergebnis gut mit den Messergebnissen übereinstimmt. Da nach dem Abschalten der Erhitzer die Temperatur recht schnell absinkt, siehe Abb. 11, kommt zwischen den Tagen 19 und 22 nur noch sehr wenig Verformung hinzu. Auf der rechten Seite in Abb. 13 ist die Verteilung der Verschiebungen bei Erreichen des Temperaturmaximums am 19. Tag anhand von Pfeilen veranschaulicht, deren Länge und Farbe vom Betrag der Verschiebung abhängt. Darunter zeigt Abb. 14 Verschiebungskurven zu verschiedenen Zeitpunkten ab Beginn der Erhitzung in horizontaler

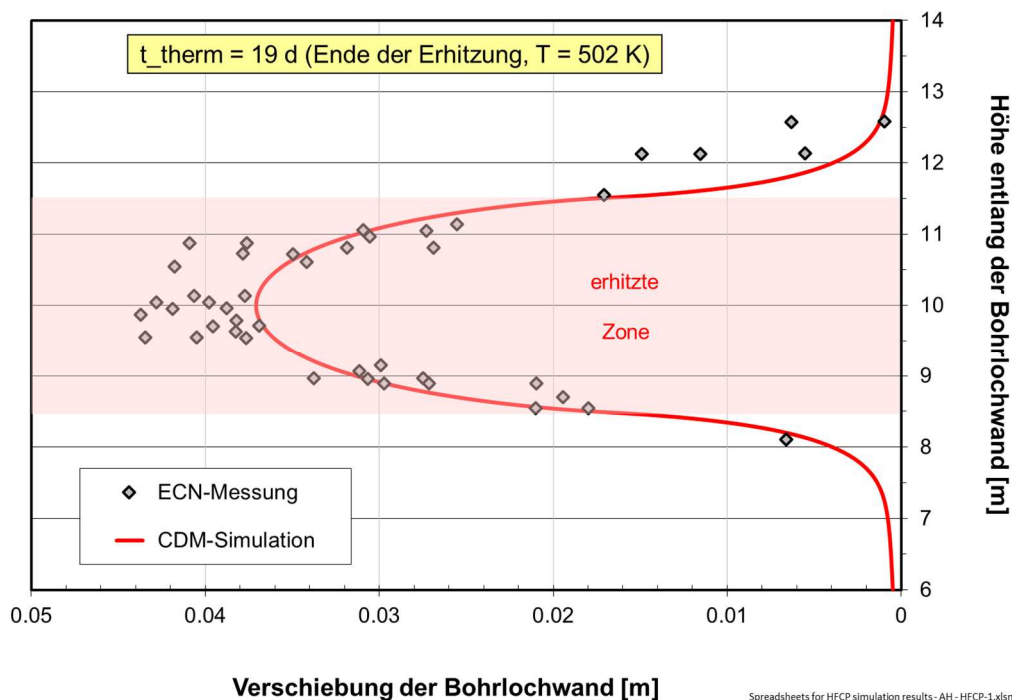


Abb. 15 Mit dem CDM berechnete Verschiebung der Bohrlochwand im mittleren Modellabschnitt bei Erreichen des Temperaturmaximums nach 19 Tagen im Vergleich mit ECN-Messdaten.

und vertikaler Richtung. Auch hier wird noch einmal die geringe Veränderung während der Abkühlphase zwischen Tag 19 und Tag 22 sichtbar. Die Darstellung in radialer Richtung beginnt in der Mitte des Bohrlochs, daher zeigt der jeweilige Kurvenbeginn die Position der Mitte der Bohrlochwand an. In Abb. 15 werden die berechneten Verschiebungen der Bohrlochwand im Erhitzerabschnitt mit ECN-Messdaten verglichen. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung im gesamten Verlauf.

Abb. 16 gibt die berechnete Von-Mises-Vergleichsspannung in verschiedenen Darstellungen wieder. Sie 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 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 etwas, siehe die horizontalen Spuren, obwohl sich die Verformung während der Abkühlung kaum noch ändert. Dies legt nahe, dass die Änderungen während der Abkühlung durch thermisch induzierte Spannungsumlagerungen hervorgerufen werden.

Bei der minimalen, betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente (in FLAC3D aufgrund der Absolutwerte „maximale Hauptspannung“ genannt) in Abb. 17 zeigt sich ein ähnliches Ergebnis: Infolge der Abkühlung hat sich an der Bohrlochwand in der erhitzten Zone die Spannung bis in den Zugspannungsbereich hinein abgesenkt (oben rechts: pinke Fläche) und das Maximum weiter in das Salz verschoben.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Temperatureinfluss auf die Konvergenz der Bohrlochs in der erhitzten Zone mit dem CDM-Stoffgesetz in Übereinstimmung mit Messdaten der ECN korrekt modelliert wird [Hampel et al. 2013].

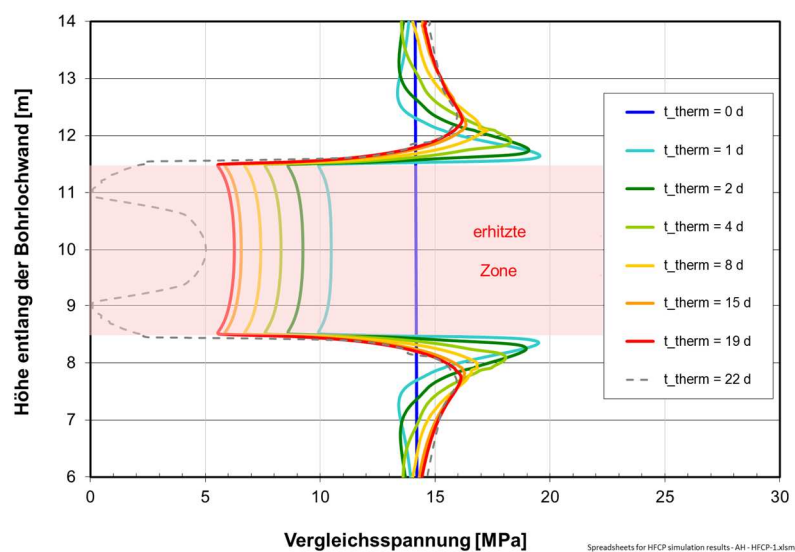
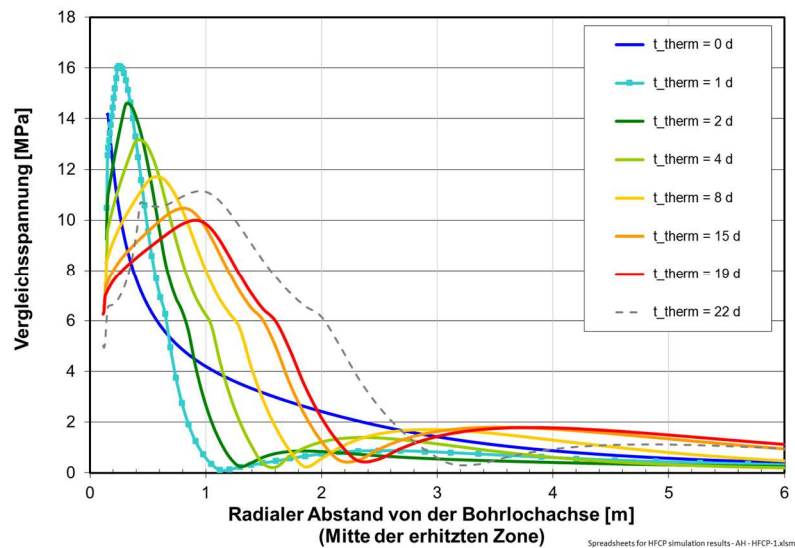
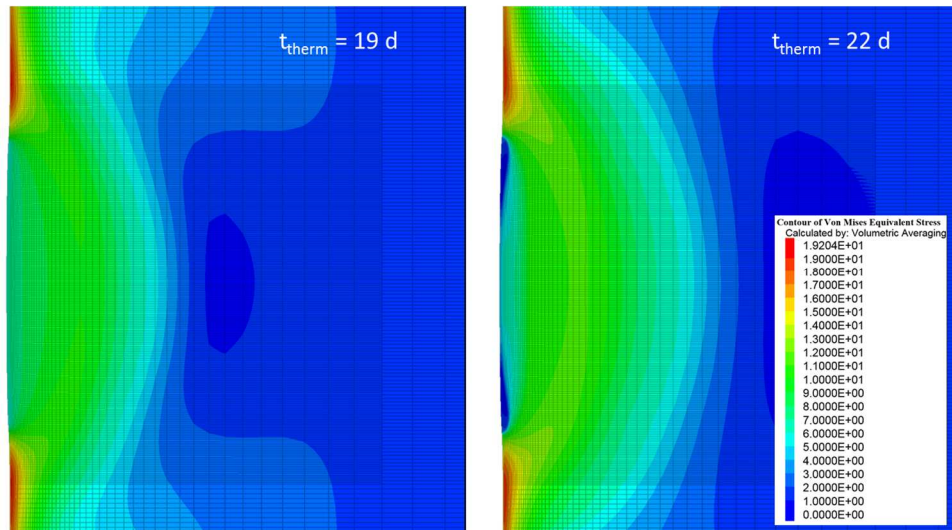


Abb. 16 Mit dem CDM berechnete Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa], oben: Verteilungen im Temperaturmaximum und nach der Abkühlung, Mitte und unten: Verläufe zu verschiedenen Zeitpunkten auf mittlerer Modellhöhe von der Bohrlochmitte horizontal in das Salz sowie entlang der Bohrlochwand im mittleren Modellabschnitt.

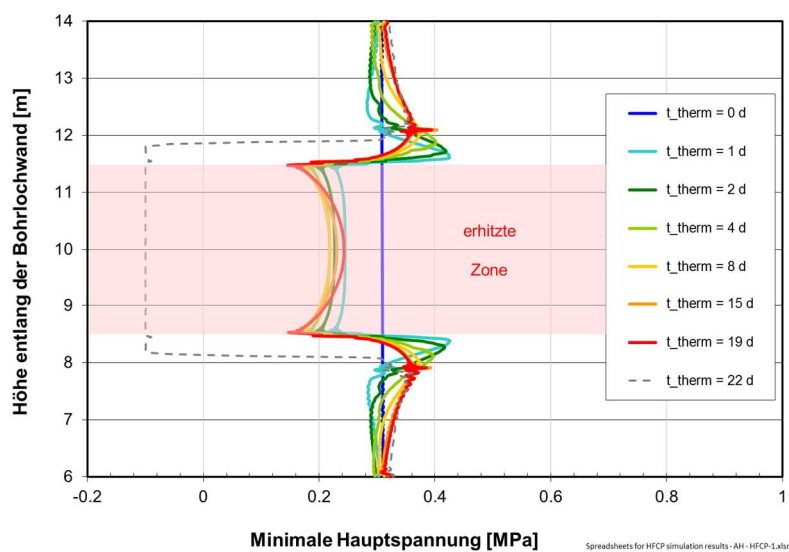
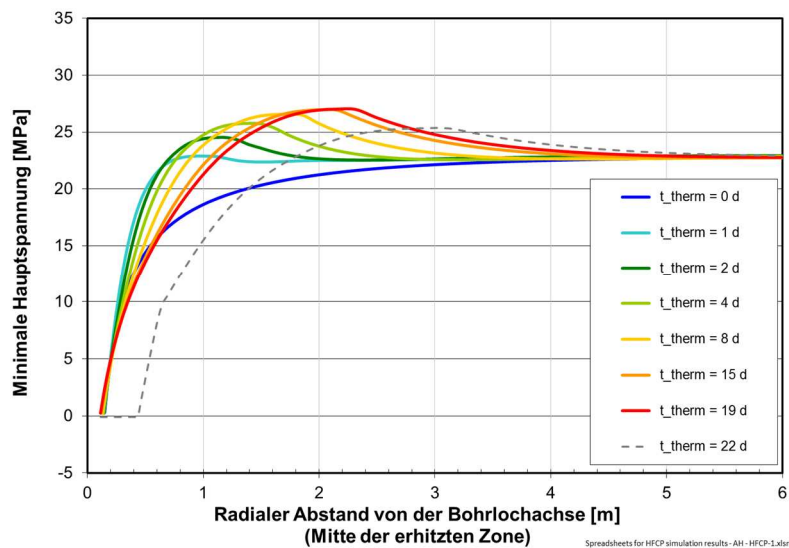
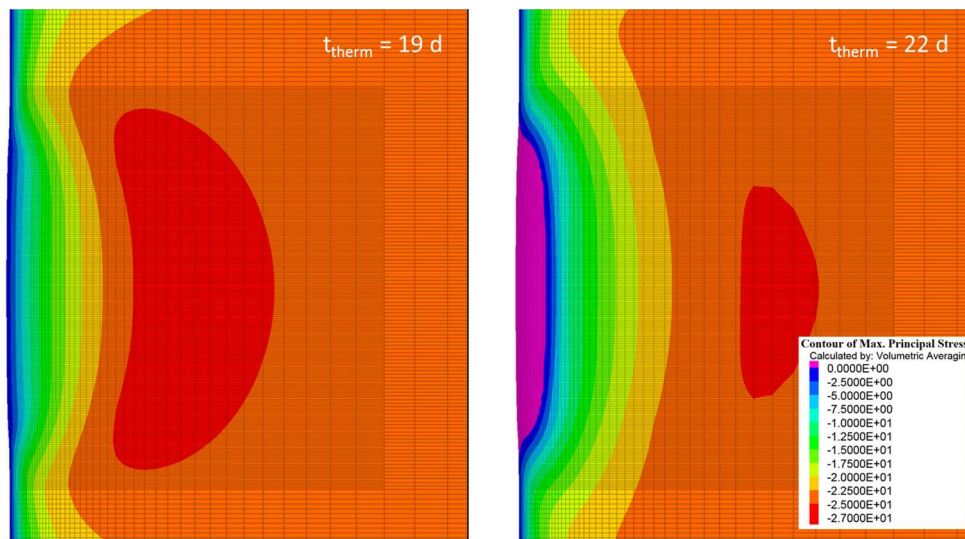


Abb. 17 Mit dem CDM berechnete minimale Hauptspannung [MPa], oben: Verteilungen im Temperaturmaximum und nach der Abkühlung, Mitte und unten: Verläufe zu verschiedenen Zeitpunkten auf mittlerer Modellhöhe von der Bohrlochmitte horizontal in das Salz sowie entlang der Bohrlochwand im mittleren Modellabschnitt.

3.5 Dammjoch

Als reales In-situ-Berechnungsbeispiel für die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung wurde von den Projektpartnern das „Dammjoch“ in der Schachtanlage Asse 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 Schacht Asse III aufgefahren wurde. 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, siehe Abb. 18 und Abb. 19 [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 Tübbing beträgt 2,30 m, deren Dicke 10 cm. In Abb. 19 erkennt man, dass die Last des aufliegenden Gebirges und Konvergenz der

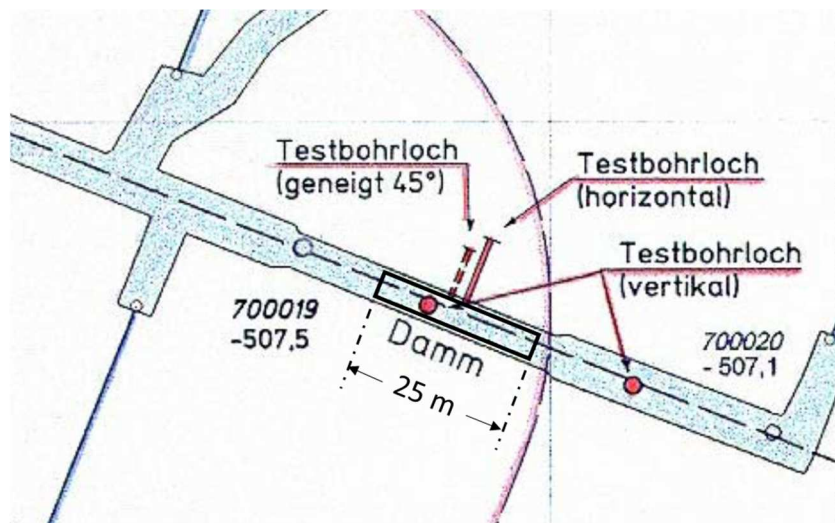


Abb. 18 Skizzierte Aufsicht auf die Vahlberger Strecke mit Dammjoch auf der 700-m-Sohle der Schachtanlage Asse II. Die Bohrlöcher dienten für die GRS-Messungen Ende der 1990er Jahre, siehe Abb. 20 [Wieczorek & Schwarzianeck 2004].



Abb. 19 Foto des Dammjochs auf der 700-m-Sohle der Schachtanlage Asse II, Foto von Janosch Gruschczyk [BfS 2014].

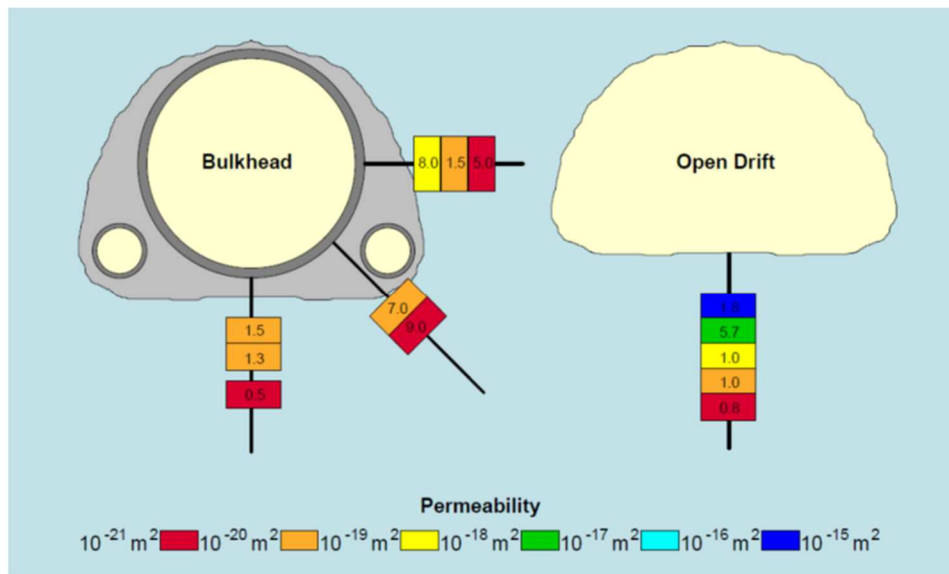


Abb. 20 Ergebnis von Permeabilitätsmessungen der GRS Ende der 1990er Jahre in Bohrlochern hinter dem Dammjoch (links) sowie zum Vergleich in der Sohle der offenen Strecke vor dem Dammjoch, siehe Abb. 18. Die Farbe der Rechtecke entspricht der Größenordnung der Permeabilität, die Zahlenwerte in den Rechtecken 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- und ALOHA2-Projekte Messungen im Steinsalz u. a. 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. [...] Zur Permeabilitätsmessung wurden drei 7 m tiefe Bohrlöcher 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. 20 und wird von den Autoren wie folgt zusammengefasst: „Unter der offenen Strecke befindet sich eine typische Auflockerungszone ([Abb. 20], rechts) mit einer Ausdehnung von 1.5 m und einer Permeabilität, die bis über 10^{-16} m^2 ansteigt. Um den ausgebauten Teil der Strecke ([Abb. 20], links) ist die Situation vollkommen anders. Mit Ausnahme der streckennächsten Messung im Horizontalbohrloch liefern alle Messungen Permeabilitäten unterhalb von 10^{-19} m^2 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 zugeedrückt worden sind. Laboruntersuchungen an Kernproben aus den Messbohrlöchern unterstützen die letztere Annahme [...]“ [Wieczorek & Schwarzianeck 2004].

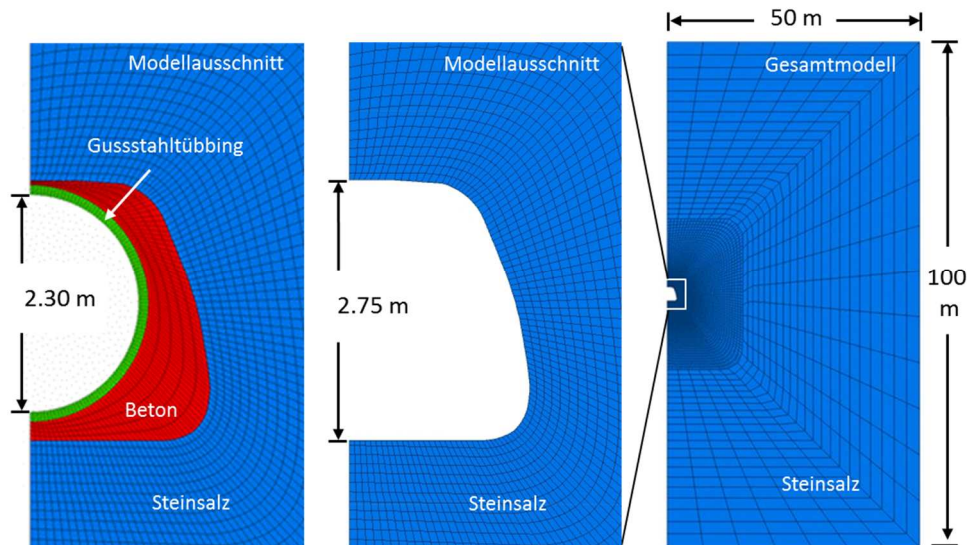


Abb. 21 *FLAC3D-Gesamtmodell (rechts) und Detailausschnitt (Mitte) mit offener Strecke sowie mit eingesetztem Dammjoch (links).*

Für die Simulationen im Verbundprojekt wurde vom IfG für alle Partner das in Abb. 21 gezeigte FLAC3D-Modell erzeugt. Die beiden kleinen Röhren aus Abb. 18 wurden zur Vereinfachung weggelassen. Das aufgrund der Symmetrie gewählte Halbmodell 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. Mit diesem FLAC3D-Modell wurden zwei Simulationen durchgeführt [Hampel et al. 2015]:

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

Die Simulationen des Steinsalzverhaltens mit dem CDM wurden vor dessen Weiterentwicklung mit dem Kennwertsatz 1 aus Tab. 5 und den modifizierten Kennwerten für v_0 und A_{pow} aus Gleichung (52) durchgeführt, die sich aus der Anpassung des Stoffgesetzes an die IFC-Messdaten, siehe Abb. 9, ergeben haben. Weitere Parameterwerte betragen für das

Steinsalz: Dichte: 2,2 g/cm³, Schermodul $G(T)$ aus (10), Poissonzahl: 0,27.

Für den Tübbing und den Beton wurde linear elastisches Verhalten mit folgenden Kennwerten angenommen:

Tübbing: Dichte: 8 g/cm³, E-Modul: 100 GPa, Poissonzahl: 0,3

Beton: Dichte: 2,4 g/cm³, E-Modul: 10 GPa, Poissonzahl: 0,18

Um in Simulation 1 nach 3 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 (Dammjoch) = T (IFC) – (1042 m – 700 m) * 0,02 K/m = 308,3 K = 35,15 °C. Außerdem wurde wie bei den IFC- und HFCEP-Simulationen im Steinsalz eine relative Feuchte von $\Phi = 30\%$ angenommen. Vor der Auffahrung der Strecke wurde auf der Höhe der Streckenmitte ein hydrostatischer Spannungszustand von 15 MPa angenommen, vertikal wurde ein Gradient entsprechend der Gebirgslast berücksichtigt.

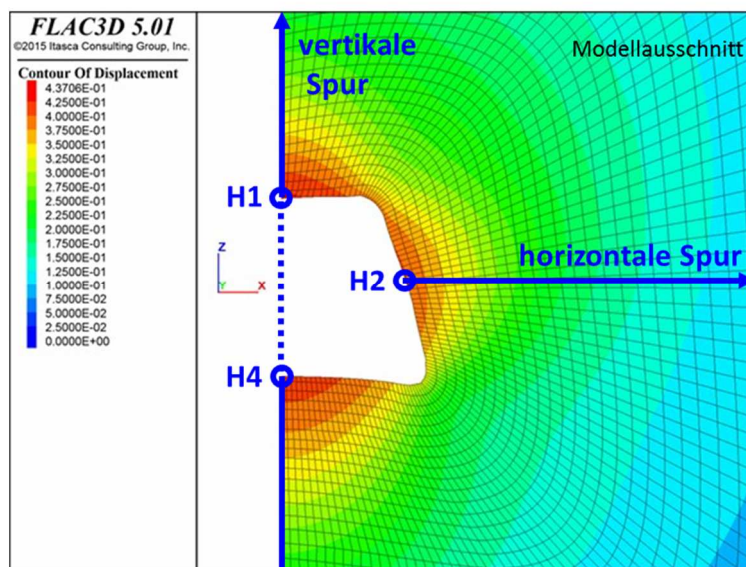


Abb. 22 Kontur der Verschiebungen [m] im Steinsalz nach 88 Jahren mit offener Strecke. An der Firstmitte (H1), Stoßmitte (H2) und Sohlenmitte (H4) sowie entlang der eingezeichneten Spuren wurden verschiedene Größen ausgewertet.

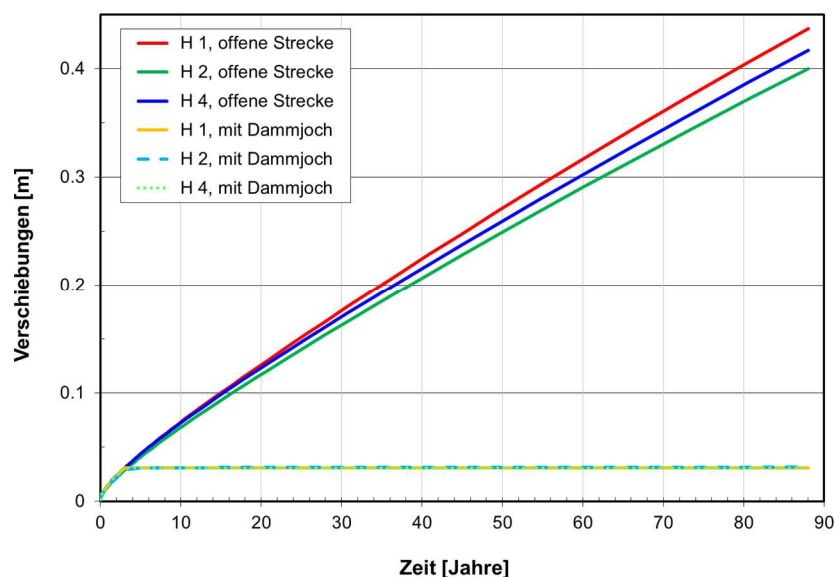


Abb. 23 Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen von H1, H2 und H4, siehe Abb. 22, an der offenen Strecke und der Strecke mit Dammjoch ab dem dritten Jahr.

Abb. 22 zeigt die in Simulation 2 berechnete Verteilung der Verschiebungen im Steinsalz um die offene Strecke herum 88 Jahre nach der Auffahrung. Die größten Werte an den Mittelpunkten der Firste, des Stoßes und der Sohle betragen ca. 40 cm.

Die zeitliche Entwicklung der Verschiebungen an diesen Punkten ist in Abb. 23 dargestellt. Aufgrund der Auflast des darüber liegenden Gebirges sind die Verschiebungen an der Firste am größten. Zusätzlich ist in Abb. 23 zur Kontrolle das Ergebnis der Simulation 1 eingetragen, bei der nach drei Jahren das Dammjoch eingesetzt wurde und an der Salzkontur anschließend nur noch eine geringe elastische Verschiebung durch das Auflaufen des Gebirges auf den Damm auftritt.

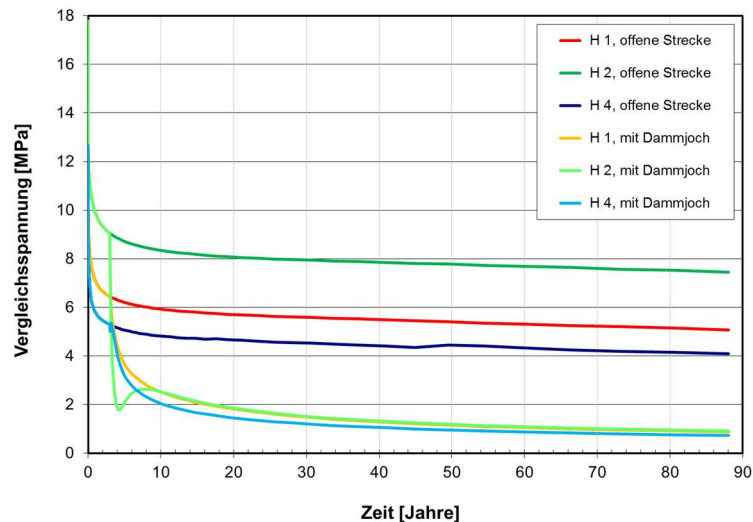


Abb. 24 Zeitliche Entwicklung der Von-Mises-Vergleichsspannung an der Firstmitte (H1), Stoßmitte (H2) und Sohlenmitte (H4) für beide Simulationen.

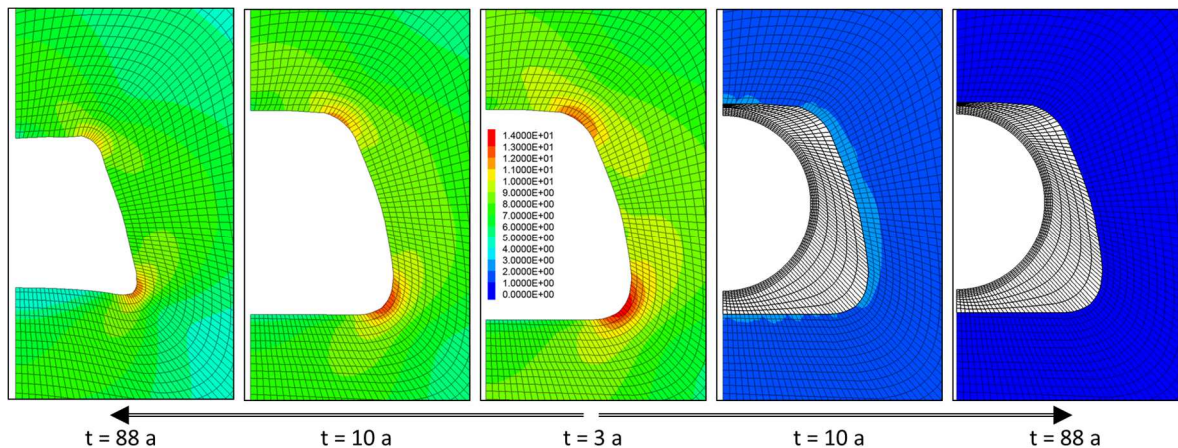


Abb. 25 Verteilung der Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] (einheitliche Skala) zu verschiedenen Zeitpunkten; rechte zwei Bilder: Simulation ab $t = 3$ a mit Dammjoch.

In Abb. 24 ist die zeitliche Entwicklung der Von-Mises-Vergleichsspannung an den Mittelpunkten der Firste, des Stoßes und der Sohle für beide Simulationen dargestellt, Abb. 25 zeigt dazu die Verteilungen zu verschiedenen Zeitpunkten mit und ohne Dammjoch. Bei beiden Abbildungen wird deutlich, dass die Vergleichsspannung zwar auch durch die Konvergenz der offenen Strecke langsam abnimmt. Nach dem Einbau des Dammjochs fällt sie durch das Auflaufen des Gebirges allerdings erheblich schneller ab. Die Vergleichsspannung entspricht der Spannungsdifferenz in den Laborversuchen, das heißt sie treibt die Verformung an. Der rasche Abfall nach dem Einbau des Dammjochs bringt daher auch die weitere Verformung im Steinsalz schnell zum Erliegen.

Ein ähnliches Ergebnis liefert die Berechnung der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente in Abb. 26 und Abb. 27. An der freien Oberfläche der offenen Strecke ist diese Spannung Null. In den Bildern ergeben sich an der Salzkontur dennoch kleine Werte, weil das Rechenprogramm FLAC3D die Spannung nicht direkt am Rand, sondern in den Mittelpunkten der Randzonen als Durchschnittswert über die gesamte Zone angibt. Nach dem Einbau des Dammjochs nähert sich die Minimalspannung der mittleren Spannung im Steinsalz vor Auffahrung der Strecke von 15 MPa an, sodass die Spannungsdifferenz und damit die Vergleichsspannung gegen Null tendiert. In der Sohle und Firste der offenen

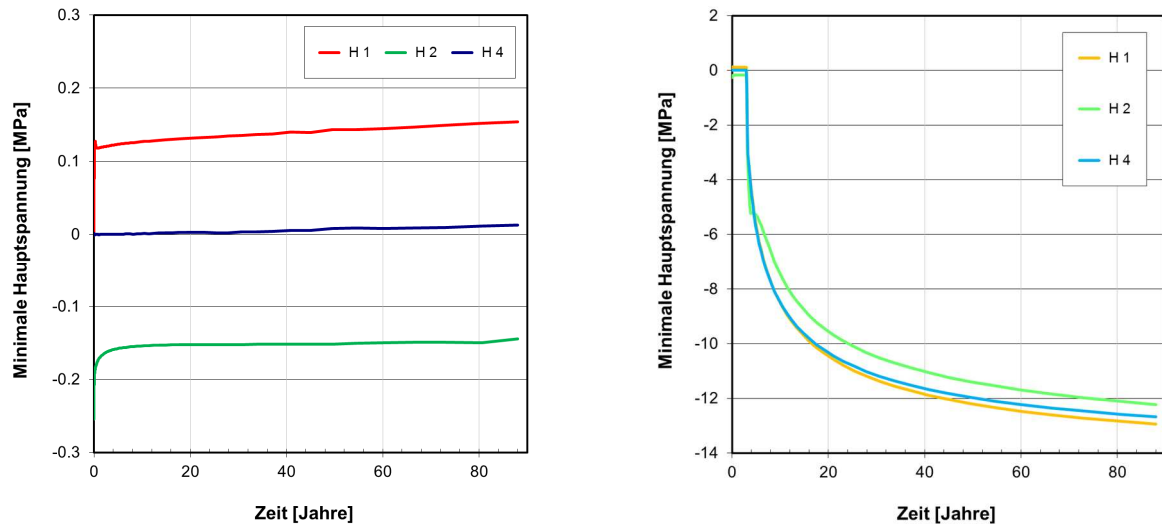


Abb. 26 Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung an der Firstmitte (H1), Stoßmitte (H2) und Sohlenmitte (H4) für die Simulationen der offenen Strecke (links) und der Strecke mit Dammjoch ab dem dritten Jahr (rechts).

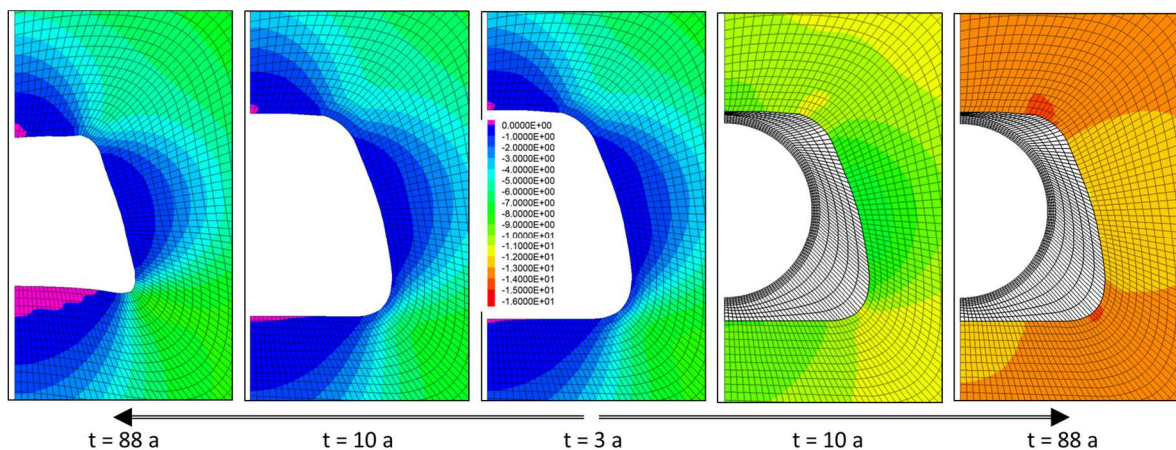


Abb. 27 Verteilung der minimalen Hauptspannung [MPa] zu verschiedenen Zeitpunkten (einheitliche Skala); rechte zwei Bilder: Simulation ab $t = 3$ a mit Dammjoch.

Strecke treten mit der Zeit immer mehr positive Werte auf, das heißt Zugspannungen, die in Abb. 27 pink hervorgehoben sind.

Dort, wo die minimale Hauptspannung klein ist, das heißt in den dunkelblauen und pinken Regionen in Abb. 27 links, ist mit Schädigung und Dilatanz zu rechnen. Daher bildet sich an der Salzkontur der offenen Strecke eine Schädigungszone aus. In Bereichen, in denen die kleinste Hauptspannungskomponente größere Werte annimmt, wird die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz unterdrückt bzw. wird eine bereits vorhandene Schädigung und Dilatanz durch Risschließungen zurückgebildet, sodass schließlich Verheilung stattfinden kann. Dies wird in den nachfolgenden Bildern deutlich.

In Abb. 28 ist gezeigt, wie sich die plastische volumetrische Verformung, das heißt die auf die Schädigung um die offene Strecke herum zurückzuführende Dilatanz, entwickelt. In Simulation 1 mit Dammjoch ab dem dritten Jahr geht die Dilatanz in der Schädigungszone aufgrund des gegen die Barriere auflaufenden Gebirges und der dadurch abnehmenden Spannungsdifferenz und ansteigenden minimalen Hauptspannung langsam wieder zurück.

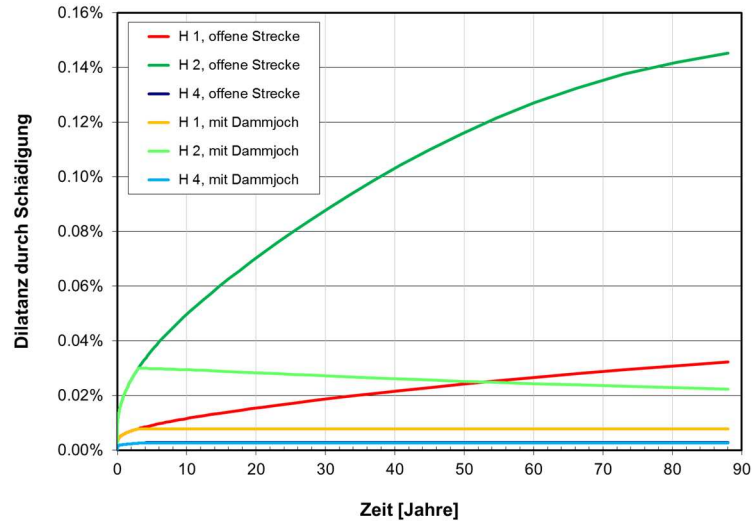


Abb. 28 Zeitliche Entwicklung der durch Schädigung hervorgerufene Dilatanz an der Firstmitte (H1), Stoßmitte (H2) und Sohlenmitte (H4) für beide Simulationen.

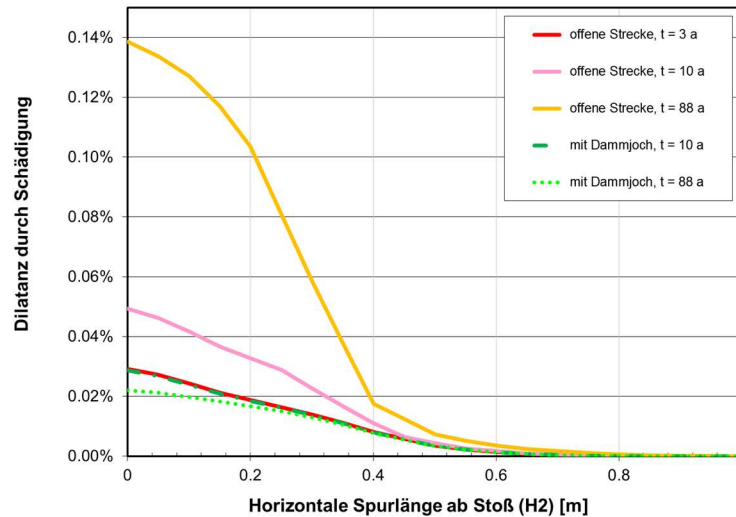


Abb. 29 Durch Schädigung hervorgerufene Dilatanz (plastische vol. Verformung) entlang der horizontalen Spur aus Abb. 22 für beide Simulationen zu verschiedenen Zeiten.

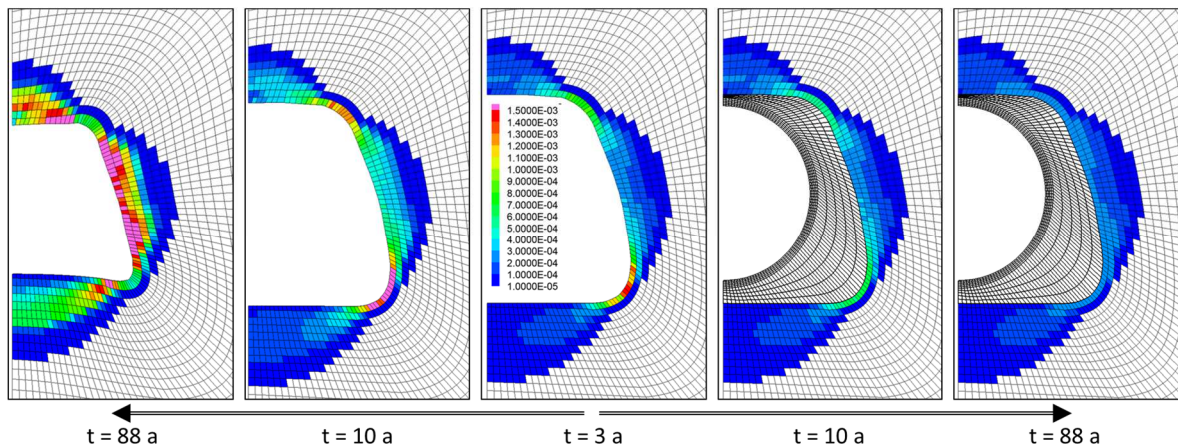


Abb. 30 Durch Schädigung hervorgerufene Dilatanz (einheitliche Skala) zu verschiedenen Zeitpunkten; rechte zwei Bilder: Simulation ab t = 3 a mit Dammjoch.

Die Breite der Schädigungszone hinter dem Stoß wird in Abb. 29 sichtbar. Sie liegt selbst bei der offenen Strecke nach 88 Jahren unter 80 cm. In Abb. 28 und Abb. 29 fällt auf, dass zwar die Dilatanz in der Schädigungszone bei der offenen Strecke mit der Zeit zunimmt, dass sich aber die nach drei Jahren bereits erreichte Ausdehnung der Zone bis zum Simulationsende nach 88 Jahren kaum verändert.

Da Formel (32) auf Seite 17 zufolge die Rate des Dilatanzrückgangs von der aktuellen Dilatanz abhängt, und zwar im CDM gemäß Tab. 5 mit der vierten Potenz, nimmt die plastische volumetrische Verformung zunächst am stärksten nahe der Salzkontur ab, wo die Dilatanz am größten ist.

Das demonstriert auch Abb. 30, in der sich zeigt, dass sich nach Installation des Dammjochs die größte Dilatanz und Schädigung in den Streckenecken zuerst abbaut. Die nach 88 Jahren um das Dammjoch herum in der Schädigungszone noch vorhandene volumetrische Verformung ist allerdings sehr gering und liegt überall bereits unter 0,3 ‰. Ohne Dammjoch (linke zwei Bilder) steigt die Dilatanz bis zum Simulationsende auf Werte von 2,5 ‰ an (wegen der einheitlichen Skala sind in der Abbildung größere Werte über 1,5 ‰ einheitlich in pink dargestellt).

Abb. 31 bis Abb. 33 zeigen analoge Darstellungen wie Abb. 28 bis Abb. 30 (Abb. 31 nur für Simulation 1), nun allerdings für die totale, das heißt elastische plus plastische volumetrische Verformung (im Dammjoch selbst sind keine 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. Lediglich in einem Element der Firstmitte zeigen sich Abb. 33 zufolge stets höhere positive Werte, die zwar unter dem Einfluss des Dammjochs ebenfalls abnehmen, allerdings positiv bleiben, siehe H1 in Abb. 31. Möglicherweise handelt es sich hierbei um einen Berechnungsartefakt; zumindest zeigt die Verteilung in Abb. 33, dass dieses Element und die zugehörige H1-Kurve nicht repräsentativ für die Firste sind.

Insgesamt demonstrieren die Berechnungen des Dammjoch-Modells, dass mit dem CDM die Entwicklung der Dilatanz in der Schädigungszone um die offene Strecke herum und deren Rückbildung nach dem Einbau des Dammjochs als Folge der Spannungsentwicklungen korrekt beschrieben werden. Der Vergleich mit den Ergebnissen der GRS-Messungen (Abb. 20) wurde von den Verbundpartnern nicht vorgenommen, da dazu eine belastbare Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung benötigt würd, die selbst noch Gegenstand der Forschung ist.

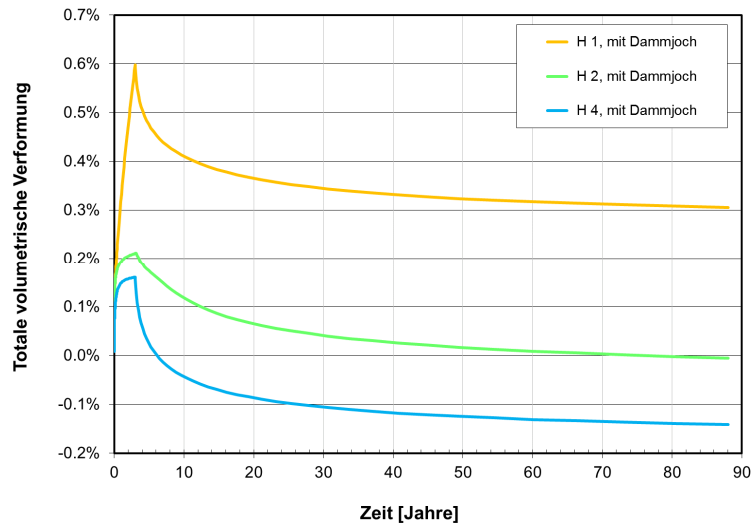


Abb. 31 Zeitliche Entwicklung der totalen (elastischen plus plastischen) volumetrischen Verformung an den Mitten der Firste (H1), des Stoßes (H2) und der Sohle (H4) für die Simulation mit Dammjoch ab $t = 3$ a. Negative Werte bedeuten Kompression.

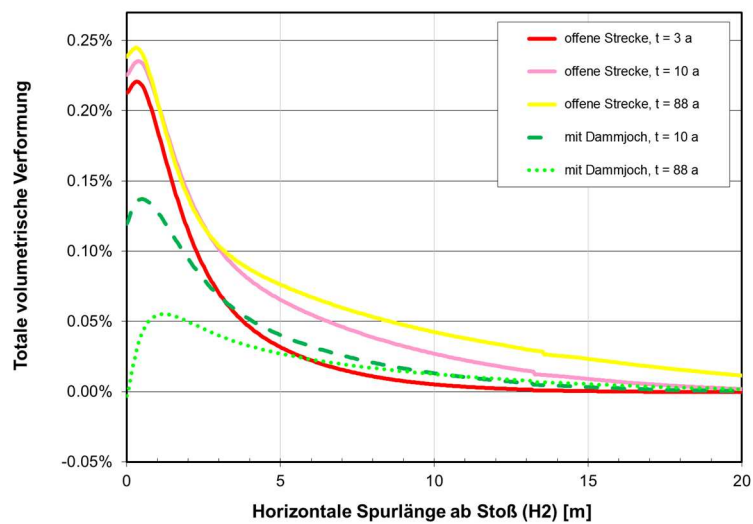


Abb. 32 Totale (elastische plus plastische) volumetrische Verformung entlang der horizontalen Spur aus Abb. 22 für beide Simulationen zu verschiedenen Zeiten.

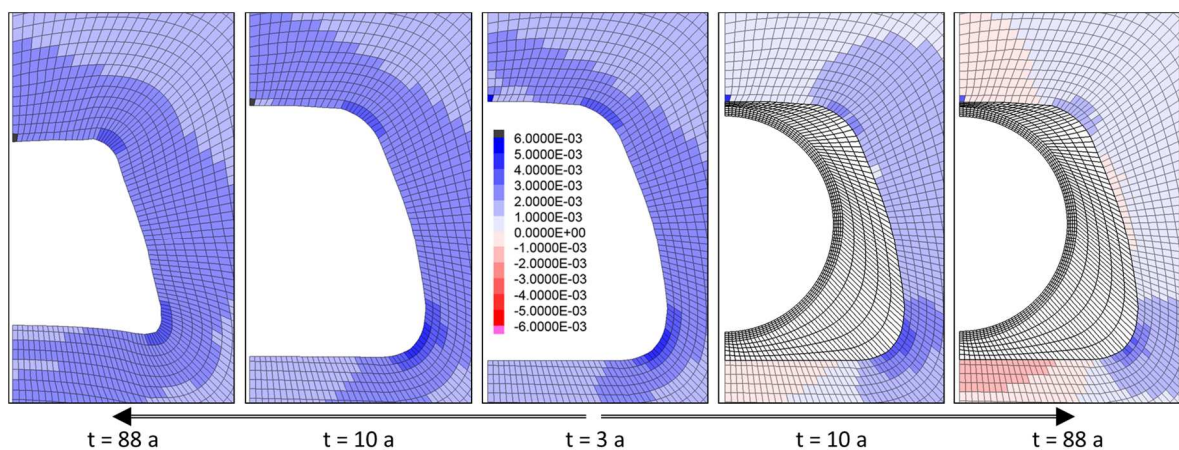


Abb. 33 Totale (elastische plus plastische) volumetrische Verformung (einheitliche Skala) zu verschiedenen Zeiten; rechte zwei Bilder: Simulation ab $t = 3$ a mit Dammjoch.

4 Modellierung von In-situ-Situationen in der WIPP

4.1 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: Das relativ reine und homogene „*clean salt*“ und das tonmineralhaltige „*argillaceous salt*“, siehe Abb. 48. Sandia – und in dessen Auftrag die Firma RESPEC in Rapid City, SD, USA – haben in erster Linie zwischen 1979 und 1992 zahlreiche Labor-kriechversuche mit Steinsalz aus der WIPP durchgeführt [Mellegard & Munson 1997]. Viele der Labordaten wurden dem Autor 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 vom Autor 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 zur 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 Laborversuchen 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. 10. 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 war für das *argillaceous salt* von vornherein eine höhere Ergebnisstreueung erwartet worden, 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 Kriech- und Festigkeitsversuche aufgelistet, die mit dem CDM nachgerechnet wurden. Dazu hatten sich die Partner darauf verständigt, dass in erster Linie Versuche mit Proben aus der neuen Bohrkampagne verwendet werden sollen. Verheilungsversuche wurden mit WIPP-Steinsalz in diesem Vorhaben nicht durchgeführt.

4.1.1 Mit dem CDM nachgerechnete Laborversuche mit *clean salt*

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
	Σ	140			
IfG-TCC1	1	60	25	10	20
	2	<u>58</u>	25	8	20
	Σ	118			
IfG-TCC12	1	60	60	18	20
	2	<u>43</u>	60	16	20
	Σ	103			
IfG-TCC11	1	60	60	16	20
	2	<u>80</u>	60	14	20
	Σ	140			
IfG-TCC9	1	60	60	14	20
	2	<u>80</u>	60	12	20
	Σ	140			
IfG-TCC7	1	60	60	12	20
	2	<u>80</u>	60	10	20
	Σ	140			
IfG-TCC2	1	60	61	10	20
	2	<u>58</u>	61	8	20
	Σ	118			
IfG-TCC6	1	63	60	8	20
	2	<u>56</u>	60	6	20
	Σ	119			
IfG-TCC13	1	66	60	6	20
	2	<u>74</u>	60	4	20
	Σ	140			
IfG-TCC15	1	66	60	4	20
	2	<u>74</u>	60	2	20
	Σ	140			
IfG-TCC19	1	61	80	12	20
	2	<u>79</u>	80	10	20
	Σ	140			
IfG-TCC16	1	61	80	10	20
	2	<u>79</u>	80	8	20
	Σ	140			

Tab. 7 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit *clean salt* aus der WIPP [Salzer et al. 2015]. Der Manteldruck von 20 MPa stellt eine Durchführung der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze sicher.

Probennummer	Versuchsstufe	Dauer [h]	Verformungsrate [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. 8 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Festigkeitsversuche mit **clean salt** aus der WIPP [Salzer et al. 2015].

4.1.2 Mit dem CDM nachgerechnete Laborversuche mit *argillaceous salt*

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
	Σ	108			
IfG-TCC9	1	50	24	10	20
	2	<u>58</u>	24	8	20
	Σ	108			
IfG-TCC14	1	51	61	18	20
	2	<u>69</u>	61	16	20
	Σ	120			
IfG-TCC13	1	49	60	16	20
	2	<u>70</u>	60	14	20
	Σ	119			
IfG-TCC6	1	53	60	14	20
	2	<u>56</u>	60	12	20
	Σ	109			
IfG-TCC5	1	53	61	12	20
	2	<u>56</u>	61	10	20
	Σ	109			
IfG-TCC4	1	53	61	10	20
	2	<u>56</u>	61	8	20
	Σ	109			
IfG-TCC3	1	52	60	8	20
	2	<u>56</u>	60	6	20
	Σ	108			
IfG-TCC2	1	52	61	6	20
	2	<u>56</u>	61	4	20
	Σ	108			
IfG-TCC1	1	50	60	4	20
	2	<u>58</u>	60	2	20
	Σ	108			
IfG-TCC12	1	49	81	12	20
	2	<u>59</u>	81	10	20
	Σ	108			
IfG-TCC11	1	49	80	10	20
	2	<u>59</u>	80	8	20
	Σ	108			

Tab. 9 In diesem Verbundprojekt vom IfG durchgeführte Kriechversuche mit *argillaceous salt* aus der WIPP [Düsterloh et al. 2015]. Der Manteldruck von 20 MPa stellt eine Durchführung der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze sicher.

Probennummer	Dauer [h]	Verformungsrate [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. 10 In diesem Verbundprojekt durchgeführte Festigkeitsversuche mit **argillaceous salt** aus der WIPP [Düsterloh et al. 2015]. *) Proben aus älteren Kernen, s. Text.

4.2 Nachrechnung der Laborversuche mit WIPP-Steinsalz, Parameterbestimmung

Die Nachrechnung der Laborversuche mit den Stoffgesetzen der Partner diente auch beim Steinsalz aus der WIPP den folgenden beiden Zielen, vgl. Kap. 3.2:

1. Überprüfung und Validierung der Modellierung der beschriebenen 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 Stoffgesetze auf Steinsalz aus flacher Lagerung.
2. Bestimmung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter für die beiden Salztypen *clean salt* und *argillaceous salt* der WIPP als Grundlage für die nachfolgenden Simulationen der ausgewählten In-situ-Strukturen *Room D* und *Room B*.

Da die Festigkeitsversuche mit WIPP-Steinsalz mit verschiedenen Verformungsraten von $1 \cdot 10^{-6}$, $1 \cdot 10^{-5}$ und $1 \cdot 10^{-4}$ 1/s durchgeführt wurden, wurde das CDM auf dieser Grundlage um eine Verformungsratenabhängigkeit einiger Größen erweitert, siehe in Kap. 2 die Gleichungen (32), (36), (46) und (48). Außerdem wurde für k_w Gleichung (6) anstelle von (5) sowie r_{min} in Formel (8) eingeführt. Mit diesen Weiterentwicklungen wurden die Laborversuche und anschließend die In-situ-Beispiele *Room D* und *Room B* aus der WIPP (Kap. 4.3 und 4.4) gerechnet.

Tab. 11 gibt analog zu Tab. 5 auf Seite 25 einen Überblick über die mit den Versuchsnachrechnungen bestimmten salztypspezifischen Kennwerte der CDM-Stoffgesetzparameter. Die anschließend gezeigten Anpassungen des CDM haben ergeben, dass mit dem zunächst bestimmten Kennwertsatz für das *clean salt* der WIPP auch die Versuche mit dem *argillaceous salt* gut beschrieben werden können, sodass hierfür keine eigenen Kennwerte bestimmt wurden. Die Kennwerte für das WIPP-Steinsalz sind vergleichbar mit dem Kennwertsatz 2 aus Tab. 5 für das Asse-Speisesalz, der mit den in Anhang A gezeigten Nachrechnungen ebenfalls mit dem weiterentwickelten CDM ermittelt wurde.

CDM-Parameter und ihre Bedeutung		Kennwerte für <i>clean</i> und <i>argillaceous salt</i>
Stationäres Kriechen:		
Q	Aktivierungsenergie mobiler Versetzungen bei höheren Vergleichsspannungen	168 kJ/mol
v_0	Konstante der Versetzungsgeschwindigkeit	50 m/s
d_p	Mittlerer Abstand teilchenartiger Versetzungshindernisse, z. B. kleiner Polyhalit-Ausscheidungen (Index $p = particle$)	1,4 μ m
c_{rmin}	Parameter der Abhängigkeit des minimalen Versetzungsabstandes r_{min} von der Temperatur (CDM-Erweiterung)	65 K
Q_{pow}	Aktivierungsenergie des Potenzansatzes für die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei kleinen Vergleichsspannungen	40 kJ/mol

A_{pow}	zugehöriger Vorfaktor	0,4/86400 1/s
n_{pow}	zugehöriger Spannungsexponent	2
Transientes Kriechen:		
c_w	Parameter der Abhängigkeit von k_w von der mittleren Subkorngröße w . k_w beeinflusst die Rate der verformungsabhängigen Entwicklung von w .	1,1 μm
k_r	Ratenkonstante der verformungsabhängigen Entwicklung des Abstandes r der mobilen Versetzungen	1E-4
Dilatanz und Schädigung, Verheilung:		
c_{dil1} c_{dil2} c_{dil3}	Parameter der Spannungsabhängigkeit des Zusammenhangs zwischen der volumetrischen Verformungsrate und der Kriechrate => Dilatanzentwicklung	0,08 3 MPa 3
c_{red1} c_{red2} c_{red3} c_{red4} c_{red5}	Parameter der Spannungs-, Verformungsraten- und Dilatanzabhängigkeit der Rate der Dilatanzreduktion => Schädigungsrückbildung („Verheilung“)	3130 (MPa d) ⁻¹ 3,9 d 2 4 0,1 MPa ⁻¹
c_{dam1} c_{dam2} c_{dam3} c_{dam4} c_{dam5} c_{dam6}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit des <u>Einflusses</u> der Schädigung auf die Verformung im Vorbruchbereich	2E-7 K ⁻² MPa ⁻¹ 273,15 K 2 MPa ⁻¹ 5 0,8 d 0,2
Bruch und Nachbruchverhalten:		
c_{F1} c_{F2} c_{F3}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit des Kriechbruchs	4E-3 MPa/K 4,4 3,9 d
c_{pf1} c_{pf2} c_{pf3} c_{pf4} c_{pf5} c_{pf6}	Parameter der Temperatur-, Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit der zusätzlichen Dilatanzentwicklung im Nachbruchbereich	0,016 K ⁻¹ MPa ⁻² d ⁻¹ 7 d 1,3 81 K 10 MPa ⁻¹ 1,5
c_{pf7}	Parameter des <u>Einflusses</u> der zusätzlichen Schädigung im Nachbruchbereich auf die Verformung	1 MPa ⁻¹

Tab. 11 Zusammenstellung der CDM-Stoffgesetzparameter, für die durch Nachrechnungen der Laborversuche mit *clean und argillaceous salt* der WIPP aus Tab. 7 bis Tab. 10 die angegebenen Kennwerte ermittelt wurden.

4.2.1 Stationäres Kriechen

Zunächst werden stationäre Kriechraten von *clean salt* aus der WIPP und von Asse-Speisesalz miteinander verglichen. Die Daten wurden vom Autor aus den neuen Versuchen des IfG

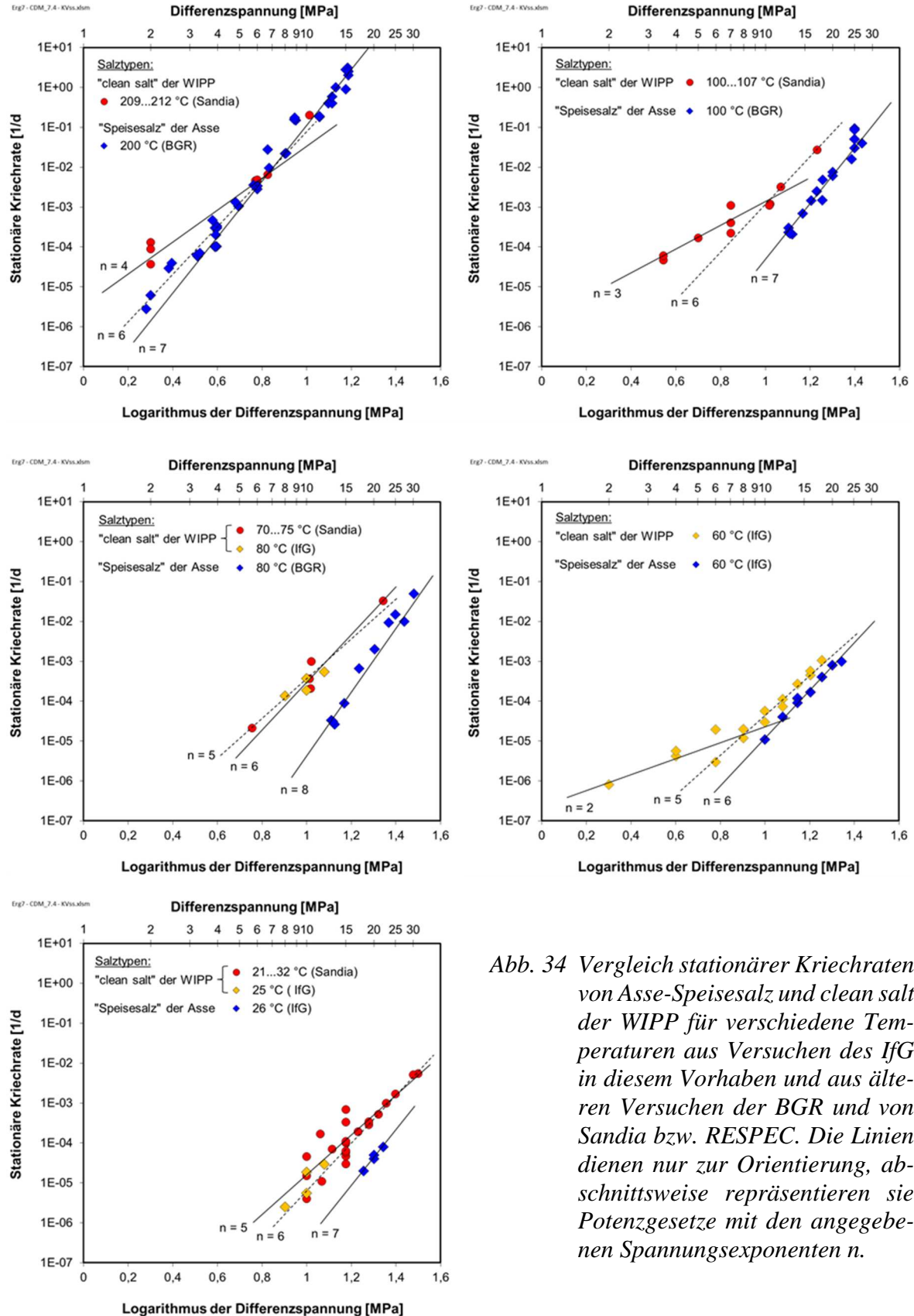


Abb. 34 Vergleich stationärer Kriechraten von Asse-Speisesalz und clean salt der WIPP für verschiedene Temperaturen aus Versuchen des IfG in diesem Vorhaben und aus älteren Versuchen der BGR und von Sandia bzw. RESPEC. Die Linien dienen nur zur Orientierung, abschnittsweise repräsentieren sie Potenzgesetze mit den angegebenen Spannungsexponenten n .

aus Tab. 2 und Tab. 7 sowie aus älteren Versuchen der BGR und von Sandia bzw. RESPEC ausgewertet, siehe Kap. 3.1 und 4.1. 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 $n = 7 - 8$ bei hohen Spannungen auf $n \leq 3$ bei kleineren Spannungen, siehe dazu auch Abb. 38. 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 Kap. 3.2.1 und Anhang A, allerdings fehlen hier noch belastbare Ergebnisse bei kleinen Differenzspannungen.

In Abb. 35 werden die vom Autor aus den IfG-Laborversuchen in diesem Vorhaben ermittelten stationären Kriechraten von *clean* und *argillaceous salt* miteinander verglichen. Ein Unterschied zwischen beiden Salztypen ist bei den drei Temperaturen im Spannungsbereich der Versuche nicht erkennbar.

Das etwas erhöhte Kriechvermögen beider Steinsalztypen aus der WIPP gegenüber dem Asse-Speisesalz wird häufig mit dem erhöhten Feuchtegehalt erklärt, der laut Analysen des IfG beim *clean salt* ca. 0,15 Gew.-% und beim *argillaceous salt* ca. 0,4 Gew.-% beträgt

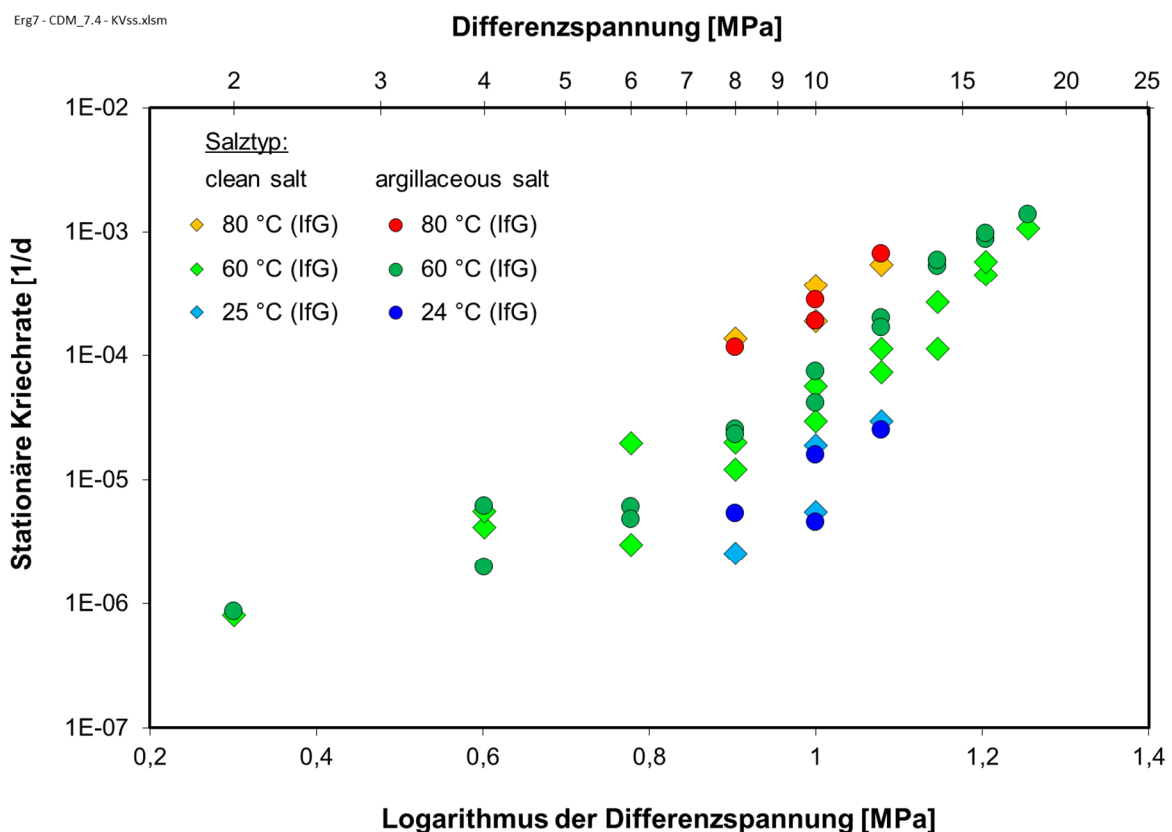


Abb. 35 Vergleich der stationären Kriechraten von *clean* und *argillaceous salt* der WIPP, die vom Autor aus den IfG-Kriechversuchen in diesem Vorhaben ermittelt wurden.

gegenüber ca. 0,01 Gew.-% im Asse-Salz. 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 und unterschiedliche Feuchtegehalte Labor- und In-situ-Messungen (z. B. der BGR) zufolge einen erheblichen Einfluss auf das Kriechvermögen hat, siehe Kap. 2.3. Zur Erklärung der Unterschiede sind weitere Untersuchungen notwendig.

Abb. 36 zeigt die Anpassungen des (weiterentwickelten, s. o.) CDM mit den auch in Tab. 11 angegebenen Kennwerten an die stationären Kriechraten der beiden *WIPP*-Salztypen aus Abb. 35. Zusätzlich werden die Modellkurven in Abb. 38 mit vom Autor ausgewerteten stationären Kriechraten aus älteren Versuchen von Sandia verglichen, wobei hier zur besseren Übersicht die Daten des *argillaceous salt* weggelassen wurden. Die Versuchsergebnisse streuen teilweise erheblich. Insgesamt kann man aber dennoch feststellen, dass die Modellkurven die Daten im gesamten Temperatur- und Spannungsbereich gut beschreiben.

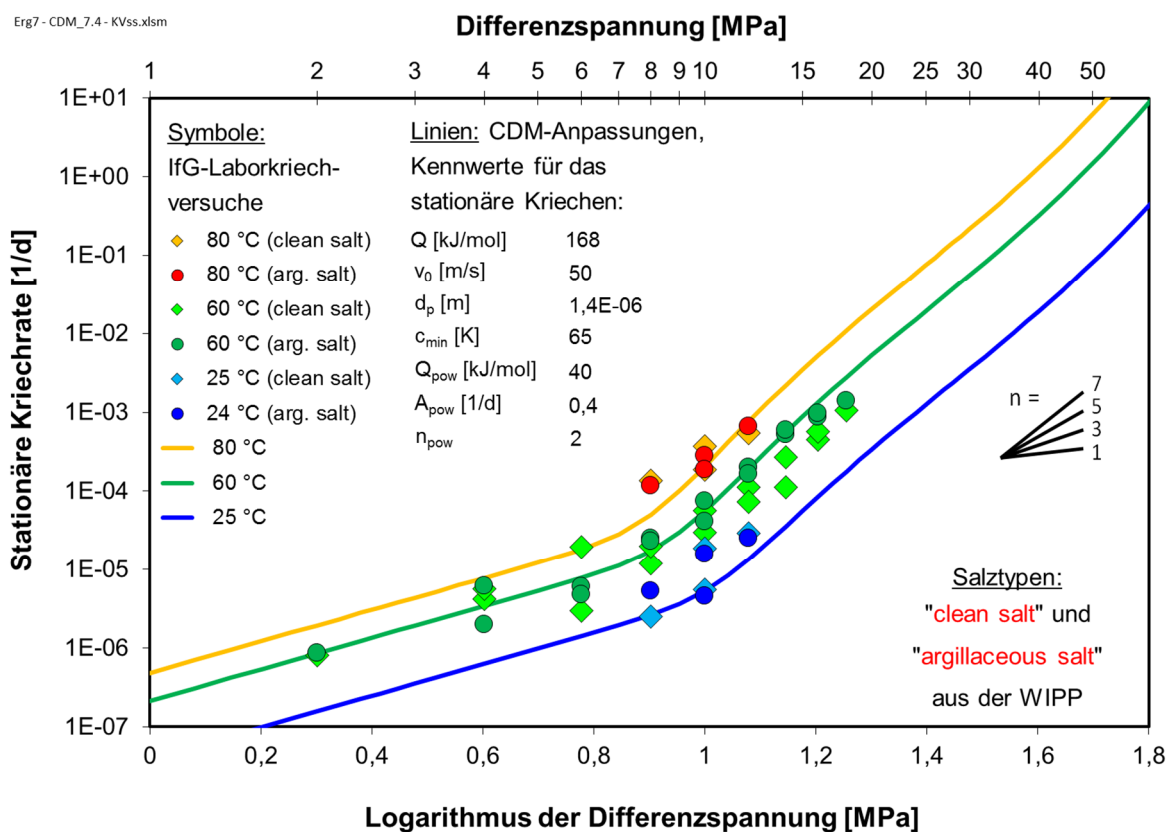


Abb. 36 Anpassung des weiterentwickelten CDM mit einheitlichen Kennwerten an die stationären Kriechraten aus den Laborkriechversuchen des IfG mit clean salt **und** argillaceous salt aus der WIPP aus Tab. 7 (oben).

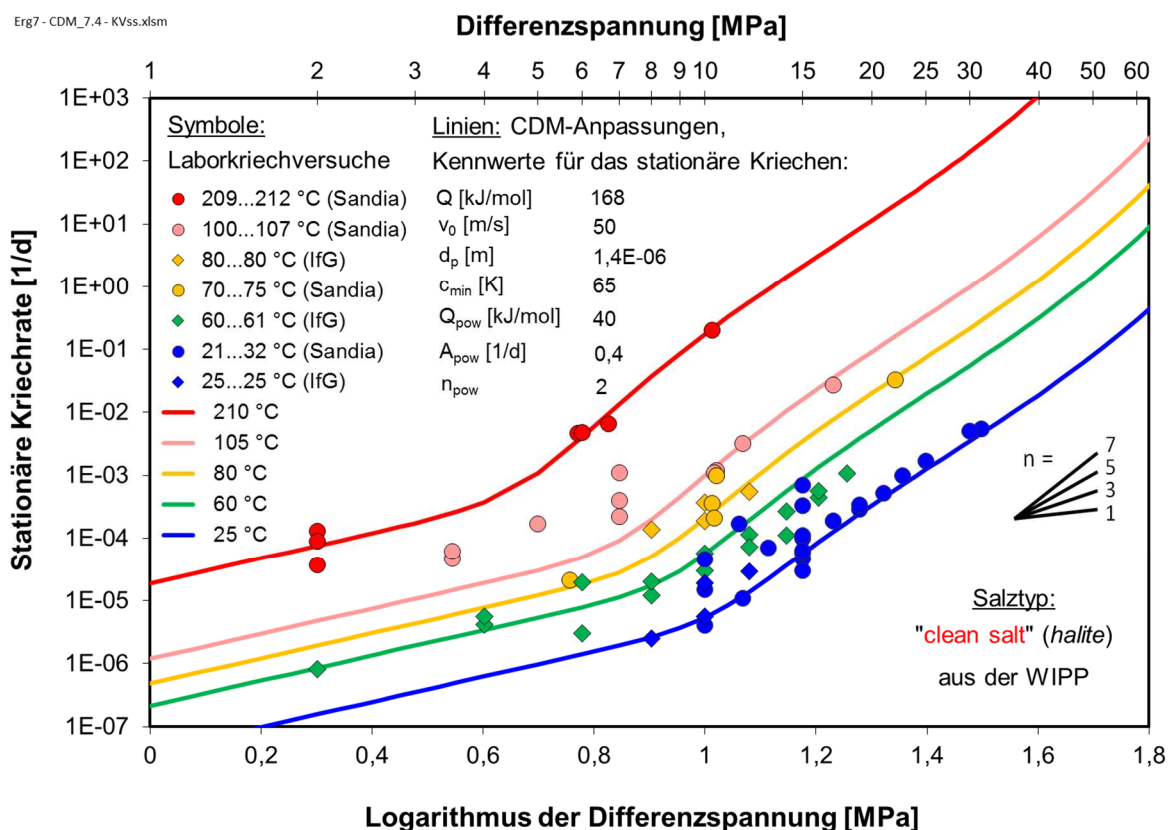


Abb. 37 Vergleich der CDM-Kurven aus Abb. 36 mit den stationären Kriechraten aus den IfG-Versuchen mit clean salt und zusätzlich aus neu vom Autor ausgewerteten älteren Kriechversuchen von Sandia/RESPEC aus den Jahren 1979-1992.

4.2.2 Transientes Kriechen

Mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen sind anschließend die einzelnen Kriechversuche mit *clean* und *argillaceous salt* nachgerechnet worden, um Kennwerte für das transiente Kriechen zu ermitteln. Wie bei den Nachrechnungen der Versuche mit Asse-Speisesalz in Kap. 3.2.2 wurden auch hierbei bereits die Festigkeitsversuche mit 20 MPa Manteldruck berücksichtigt, bei denen die Verformung ebenfalls (zumindest nahezu) schadungsfrei abläuft.

Die Nachrechnungen der Kriechversuche mit *clean salt* sind in Abb. 38 und Abb. 39 als Verformungsrate über der Zeit dargestellt, damit die Versuche bei hohen und niedrigen Spannungen gleichermaßen sichtbar sind. Abb. 38 zeigt in jedem Diagramm für eine Temperatur die Nachrechnungen für verschiedene Differenzspannungen, in Abb. 39 sind pro Diagramm die Nachrechnungen für verschiedene Temperaturen bei jeweils gleichen Differenzspannungen dargestellt, das heißt diese beiden Diagramme zeigen unmittelbar den Einfluss der Temperatur auf das Kriechen.

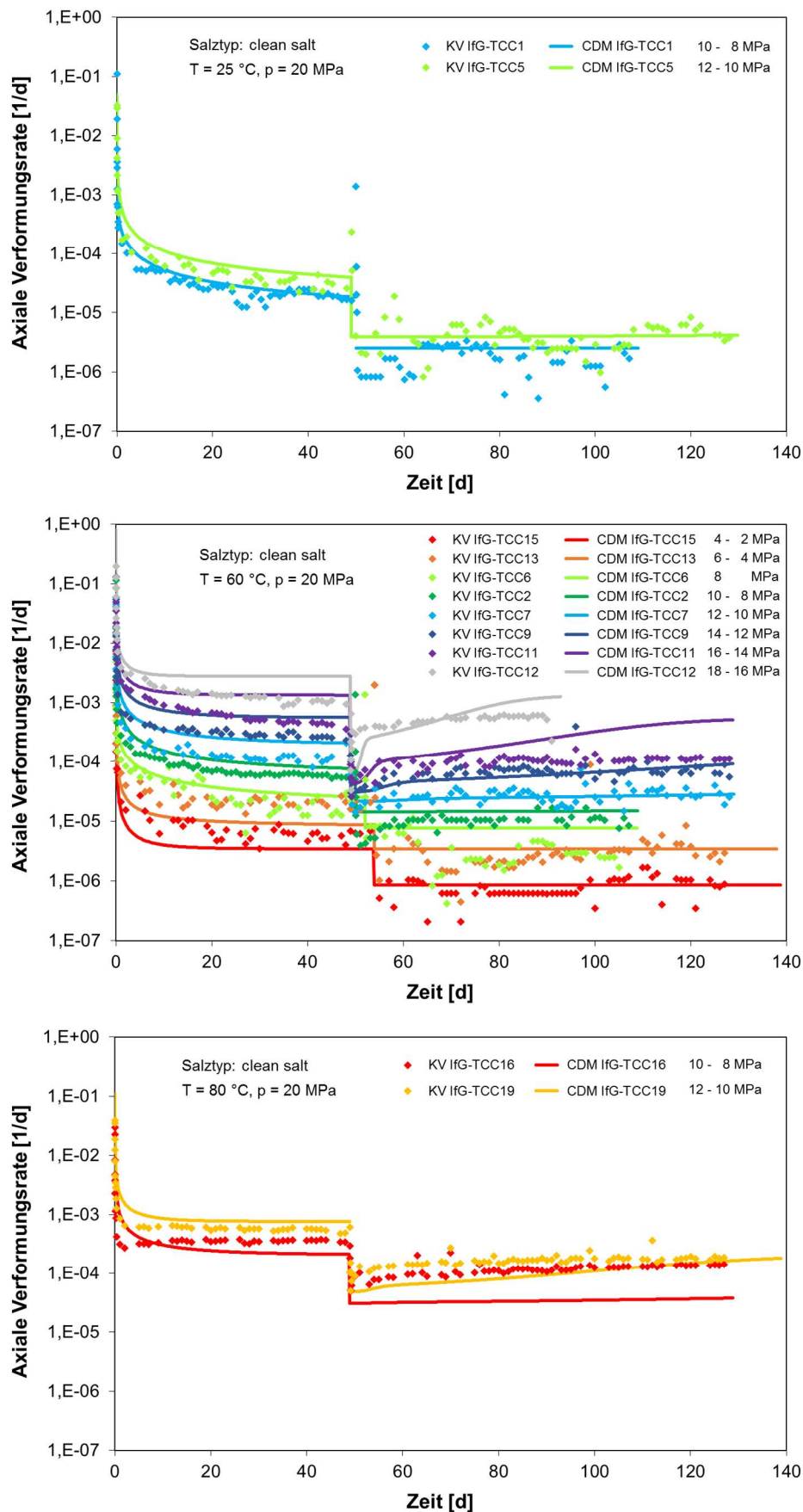


Abb. 38 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 11) an die Kriechkurven aus den IfG-Versuchen mit *clean salt* bei 25 °C (oben), 60 ° (Mitte), 80 °C (unten).

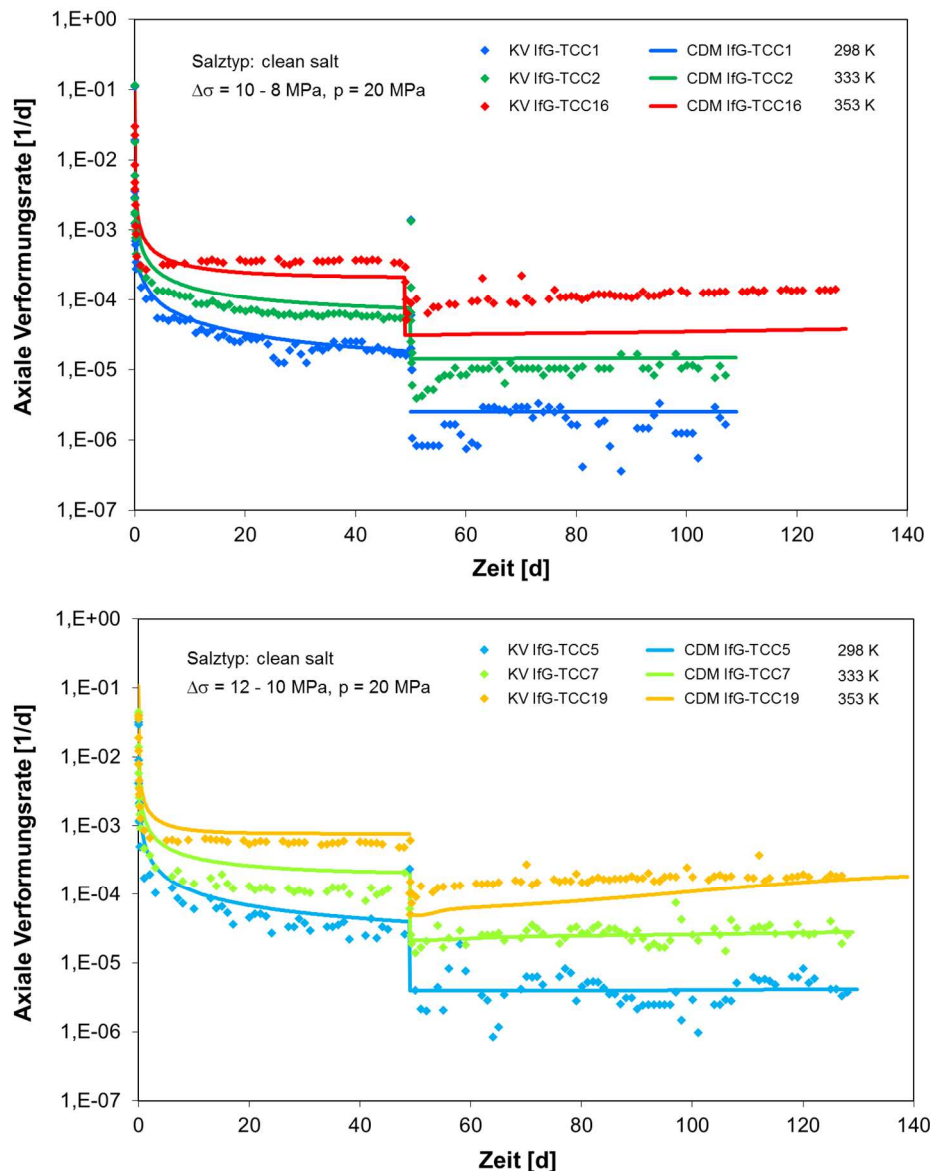


Abb. 39 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 11) an die Kriechkurven aus den IfG-Versuchen mit **clean salt** bei 10 und 8 MPa (oben) und 12 und 10 MPa (unten).

Die Nachrechnungen der Kriechversuche mit **argillaceous salt** mit dem CDM und den gleichen Kennwerten zeigen analog Abb. 40 und Abb. 41. Man sieht, dass die gleichen Modellkurven sowohl die Versuche mit **clean salt** als auch mit **argillaceous salt** gut wiedergeben.

Zusätzlich demonstriert das untere Diagramm in Abb. 41, dass sich nach einer Spannungsreduktion die Transienten bei hohen und niedrigen Spannungen unterscheiden. Dies wird darauf zurückgeführt, dass bei größeren Differenzspannungen das Material stärker verfestigt und dieses nach einer Spannungsreduktion zu einer langsameren Erholung führt. Bei kleineren Differenzspannungen ist die Versetzungsdichte kleiner und die Subkörner sind größer, sodass sich die Mikrostruktur nach der Spannungsreduktion schneller auf diejenige bei der neuen Spannung einstellen kann. Dieser Befund wird vom CDM automatisch korrekt wiedergegeben, da die Ratenkonstante k_w in Gleichung (2), die die Geschwindigkeit der Annäherung an den neuen Zustand bestimmt, gemäß Gleichung (6) von der Subkorngröße w abhängt, die den erreichten Verfestigungsgrad widerspiegelt.

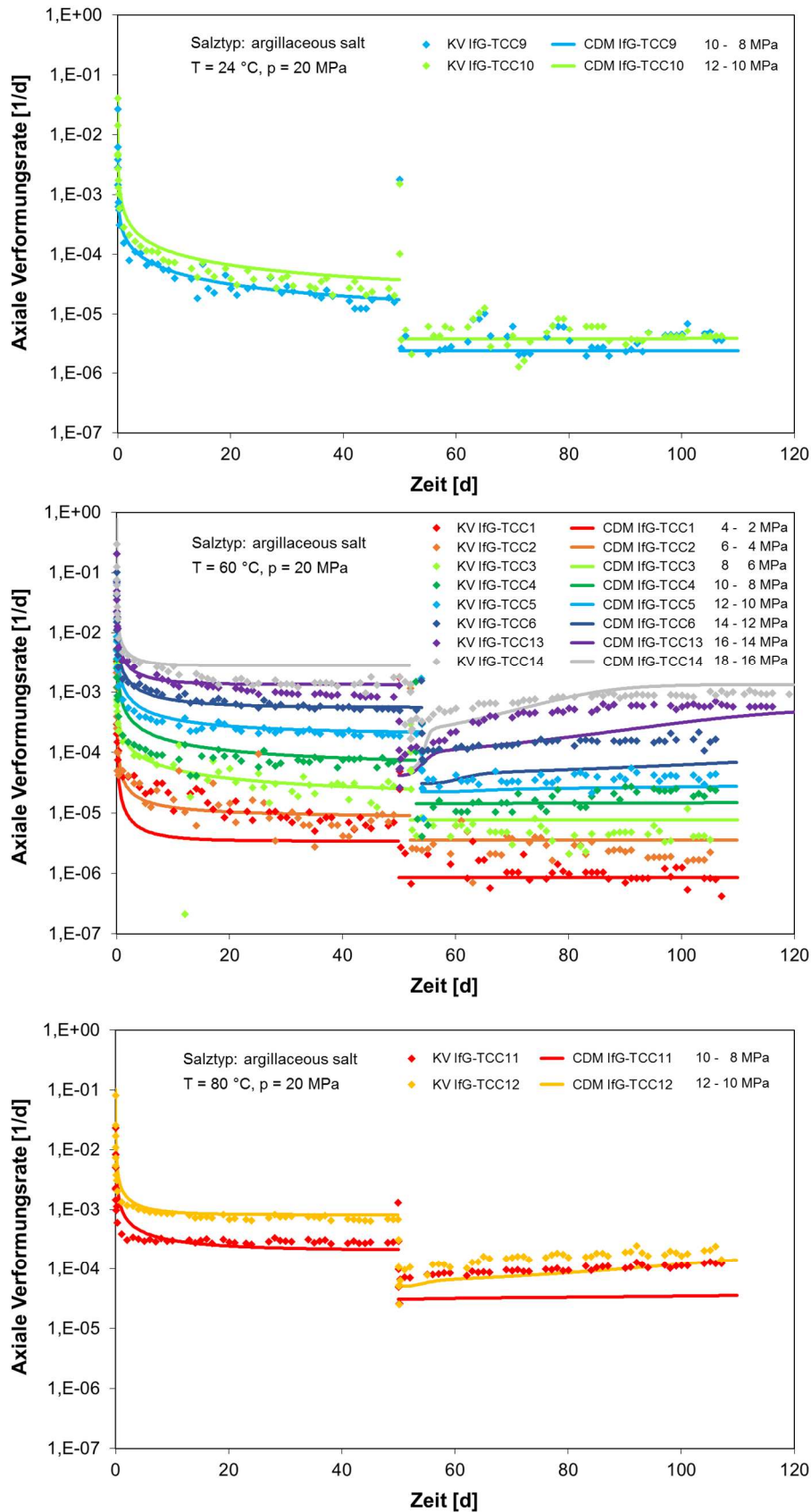


Abb. 40 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 11) an die Kriechkurven aus den IfG-Versuchen mit *argillaceous salt* bei 25 °C (oben), 60 °C (Mitte), 80 °C (unten).

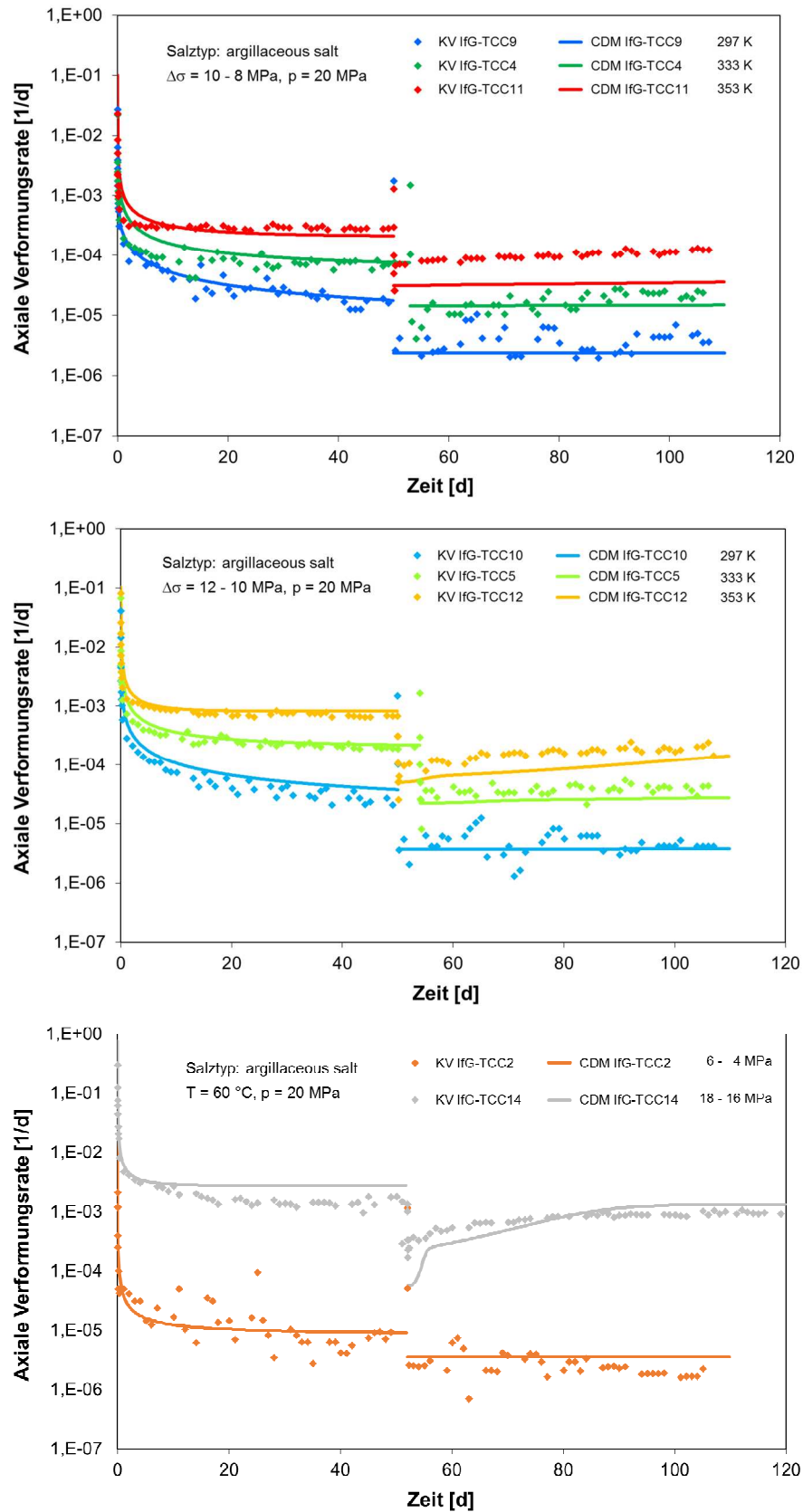


Abb. 41 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 11) an die Kriechkurven aus den IfG-Versuchen mit **argillaceous salt** bei 10 und 8 MPa (oben) und 12 und 10 MPa (Mitte). Das untere Diagramm zeigt, dass das CDM nach der Spannungsreduktion die unterschiedlichen Transienten bei hohen und niedrigen Spannungen aufgrund unterschiedlicher Verfestigungsgrade korrekt wiedergibt.

4.2.3 Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten

Die Nachrechnungen der Festigkeitsversuche, mit denen bei geringen Manteldrücken aufgrund des frühen Überschreitens der Dilatanzgrenze die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz untersucht wird, zeigen Abb. 42 und Abb. 43 für *clean salt* sowie Abb. 44 und Abb. 45 für *argillaceous salt* analog zu Abb. 6 für das Asse-Speisesalz. Dabei ist in Abb. 42 und Abb. 44 die Temperaturabhängigkeit der Verformung dargestellt, Abb. 43 und Abb. 45 zeigen – allerdings in schmaler Bandbreite – die Verformungsrateabhängigkeit, da beim WIPP-Steinsalz auch Festigkeitsversuche mit einer etwas höheren (10^{-4} 1/s) und einer etwas geringeren (10^{-6} 1/s) Verformungsrate durchgeführt wurden. Die dabei ermittelten einheitlichen Kennwerte für beide WIPP-Salztypen sind in Tab. 11 aufgelistet.

Zunächst fällt auf, dass die Messkurven des *clean salt* eine erheblich geringere Streuung und daher besser erkennbare systematische Abhängigkeiten von den Randbedingungen aufweisen als diejenigen vom *argillaceous salt*. Als Beispiel sei das Diagramm oben links in Abb. 44 genannt, in dem die Kurve mit einem Manteldruck von $p = 1$ MPa unter denjenigen mit $p = 0,2$ und $0,5$ MPa liegt. Gleiches gilt für die Kurve mit $p = 7$ MPa, die unter denjenigen mit $p = 3$ und 5 MPa verläuft. Eine mögliche Erklärung könnte bei den tiefer liegenden Kurven eine stärkere Entfestigung der Proben durch Schädigung zum Beispiel aufgrund einer Vorschädigung sein. Auch könnten lokale Konzentrationen von eingelagerten Tonmineralen im *argillaceous salt* rissinitierend wirken. Normalerweise ist die Entfestigung durch Schädigung bei höherem Manteldruck geringer, siehe Abb. 6 und Abb. 42.

Gegen diese Erklärung spricht allerdings, dass die zugehörigen Dilatanzkurven im rechten oberen Diagramm von Abb. 44 in etwa die zu erwartende Systematik zeigen. Deswegen könnte bei den zu tief liegenden Kurven auch ein höherer Feuchtegehalt in den Proben vorliegen, der oberhalb der Dilatanzgrenze die Kriechrate erhöht und somit ebenfalls einen geringeren Spannungsanstieg hervorruft.

Ungewöhnlich ist auch die starke Dilatanzentwicklung bei den Versuchen mit der Verformungsrate 10^{-6} 1/s und 10 und 20 MPa Manteldruck im rechten unteren Bild von Abb. 45. Bei so hohem Manteldruck sollte die Schädigungsentwicklung zumindest weitestgehend unterdrückt werden. Vielleicht hat hier tatsächlich eine Vorschädigung der Proben durch den Bohrvorgang oder die Probenpräparation vorgelegen, die trotz der Konsolidierung der Proben vor Versuchsbeginn nicht ausgeheilt war. Ungewöhnlich ist aber, dass dann die zugehörigen Spannungskurven im rechten unteren Bild keine stärkere Entfestigung zeigen.

Aufgrund der stärkeren Ergebnisstreuung wurden daher, wie eingangs in Kap. 4.1 erwähnt, mit *argillaceous salt* teilweise mehrere Versuche zu einer Randbedingung durchgeführt, um wenigstens ungefähr das mittlere („typische“) Verhalten dieses Salztyps abschätzen zu können. Leider wurden viele der Versuche nicht bis in den Nachbruchbereich hinein durchgeführt.

Grundsätzlich zeigt sich wie beim Speisesalz auch beim WIPP-Steinsalz, dass das Maximum der Differenzspannung, das den Bruch der Probe anzeigt, bei konstanter Temperatur mit sinkendem Manteldruck abnimmt und die Dilatanz, das heißt die volumetrische Verformung, gleichzeitig zunimmt. Das bedeutet, dass die Probe mit zunehmender Schädigung immer mehr entfestigt und daher bei geringeren Differenzspannungen bricht. Mit steigender Temperatur nimmt die Bruchspannung ab und die Verformung bis zum Bruch zu, weil die Probe dann aufgrund der höheren Verformungsrate (größere Duktilität) der Belastung leichter ausweichen kann und somit oberhalb der Dilatanzgrenze mehr Verformung erträgt.

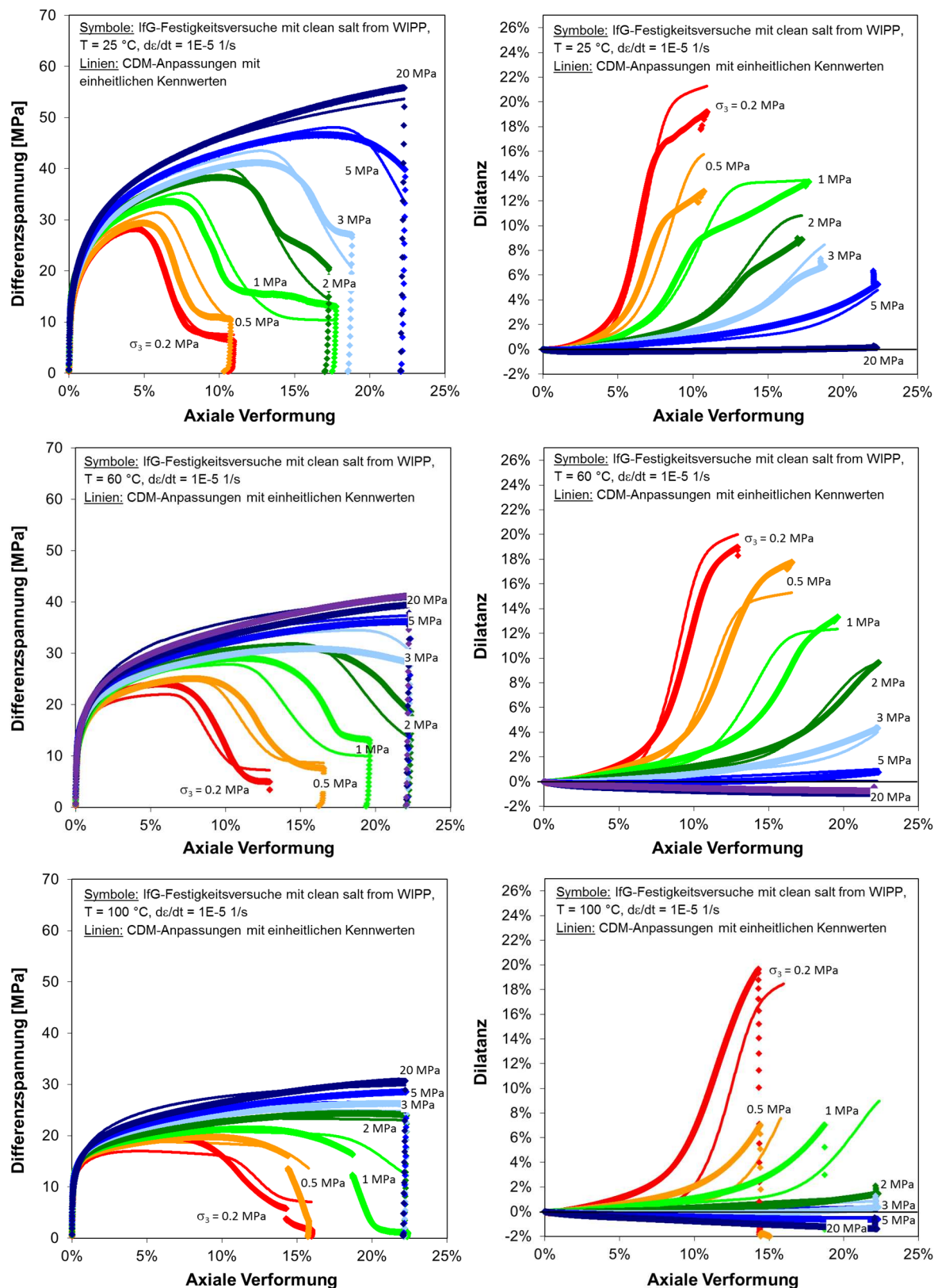


Abb. 42 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 11 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $d\varepsilon/dt = 1\text{E-}5$ 1/s mit **clean salt** bei $T = 25^\circ\text{C}$ (oben), 60°C (Mitte) und 100°C (unten) und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 8.

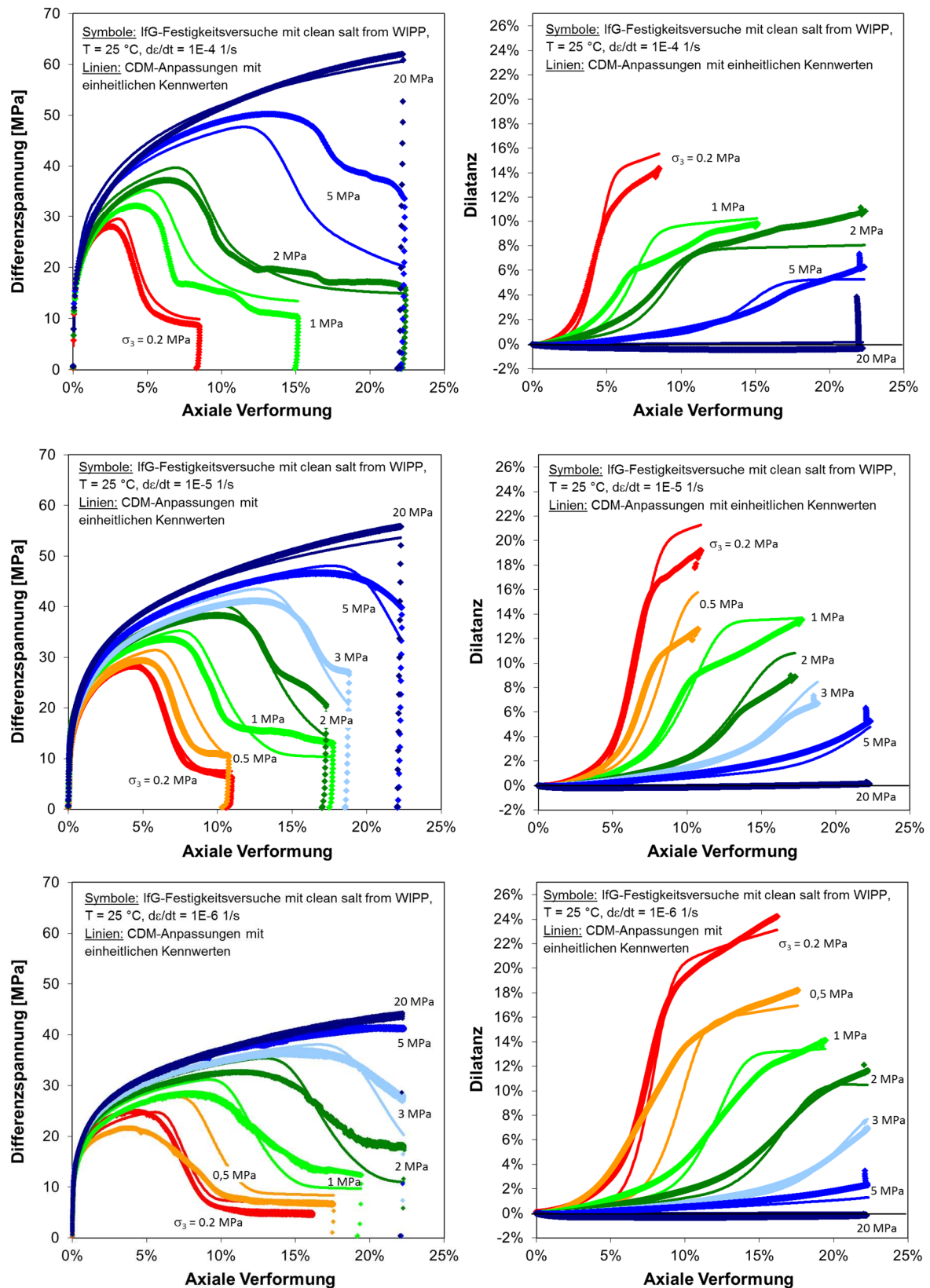


Abb. 43 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 11 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $d\varepsilon/dt = 1E-4$ 1/s (oben), $1E-5$ 1/s (Mitte) und $1E-6$ 1/s (unten) mit *clean salt* bei $T = 25$ °C und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 8.

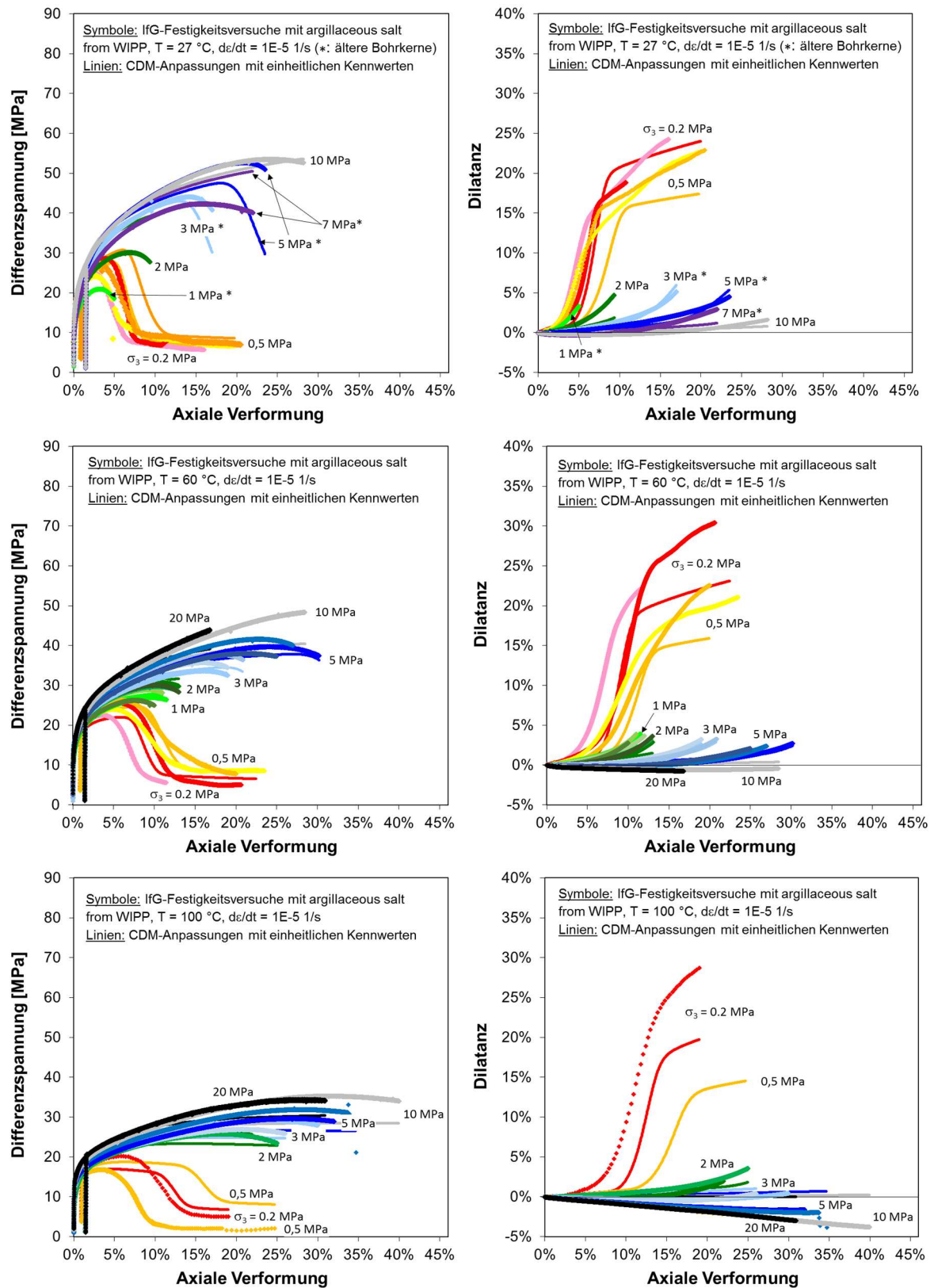


Abb. 44 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 11 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $d\varepsilon/dt = 1E-5$ 1/s mit **argillaceous salt** bei $T = 27$ °C (oben), 60 °C (Mitte) und 100 °C (unten) und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 10.

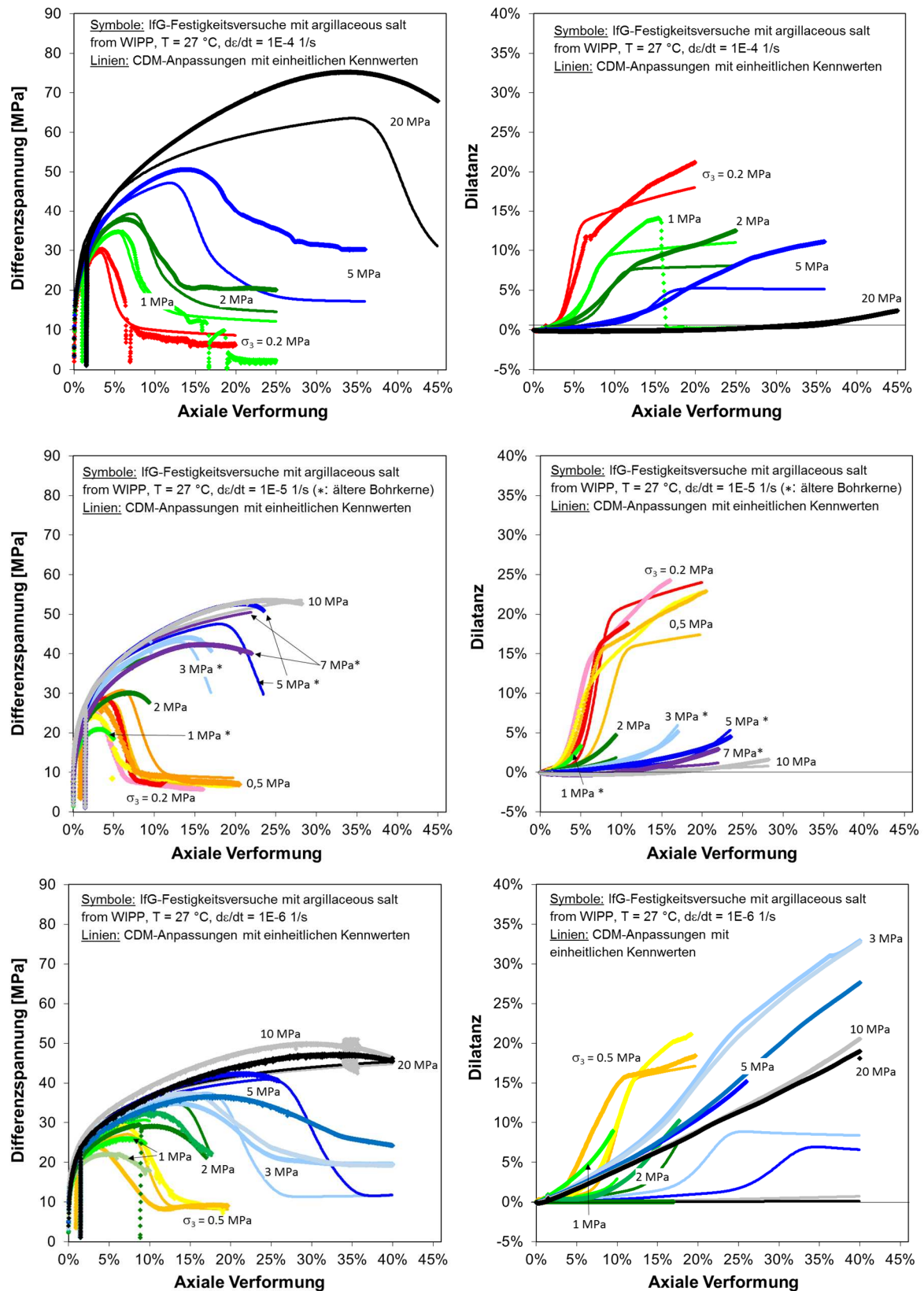


Abb. 45 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 11 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $d\varepsilon/dt = 1E-4$ 1/s (oben), $1E-5$ 1/s (Mitte) und $1E-6$ 1/s (unten) mit **argillaceous salt** bei $T = 27$ °C und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 10.

Mit abnehmender Verformungsrate liegen die Bruchspannungen ähnlich wie zu höheren Temperaturen hin tiefer, während mehr Verformung bis zum Bruch erreicht wird. Dieses duktilere Verhalten kann damit erklärt werden, dass die mobilen Versetzungen der langsameren Verformung eher folgen können und mehr Zeit haben, Hindernisse zu überwinden. Bei höheren Verformungsraten bauen sich dagegen schneller lokale Spannungskonzentrationen auf, bei denen (Mikro-)Risse initiiert werden, sodass sich eine zunehmende Tendenz zum Spröbruchverhalten zeigt. Die Verformungsrateabhängigkeit wird mit dem weiterentwickelten CDM beschrieben, siehe Kap. 2.

Mit den Nachrechnungen sind nun auch für das *clean* und *argillaceous salt* der WIPP die Kennwerte für alle CDM-Stoffgesetzparameter ermittelt, siehe Tab. 11. Diese wurden bei den nachfolgend beschriebenen Simulationen von *Room D* und *Room B* verwendet.

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

Die beiden Räume befinden sich im nördlichen Teil der WIPP, siehe Abb. 46, und sind heute nicht mehr zugänglich. An den Enden 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)

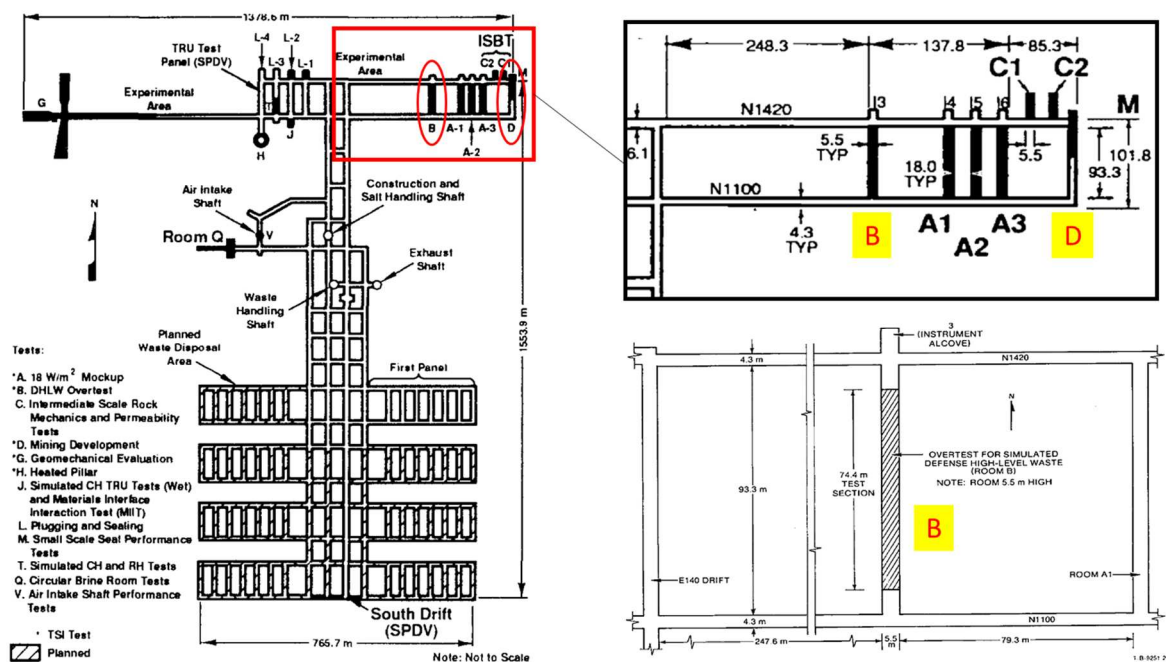


Abb. 46 Aufsicht auf die Anordnung der Strecken und Kammern der WIPP in einer Teufe von ca. 650 m (links) [Munson, Weatherby & DeVries, 1993] und Detailausschnitt mit Room D und Room B (oben rechts) sowie Konfiguration von Room B (unten rechts) [Munson et al. 1990].

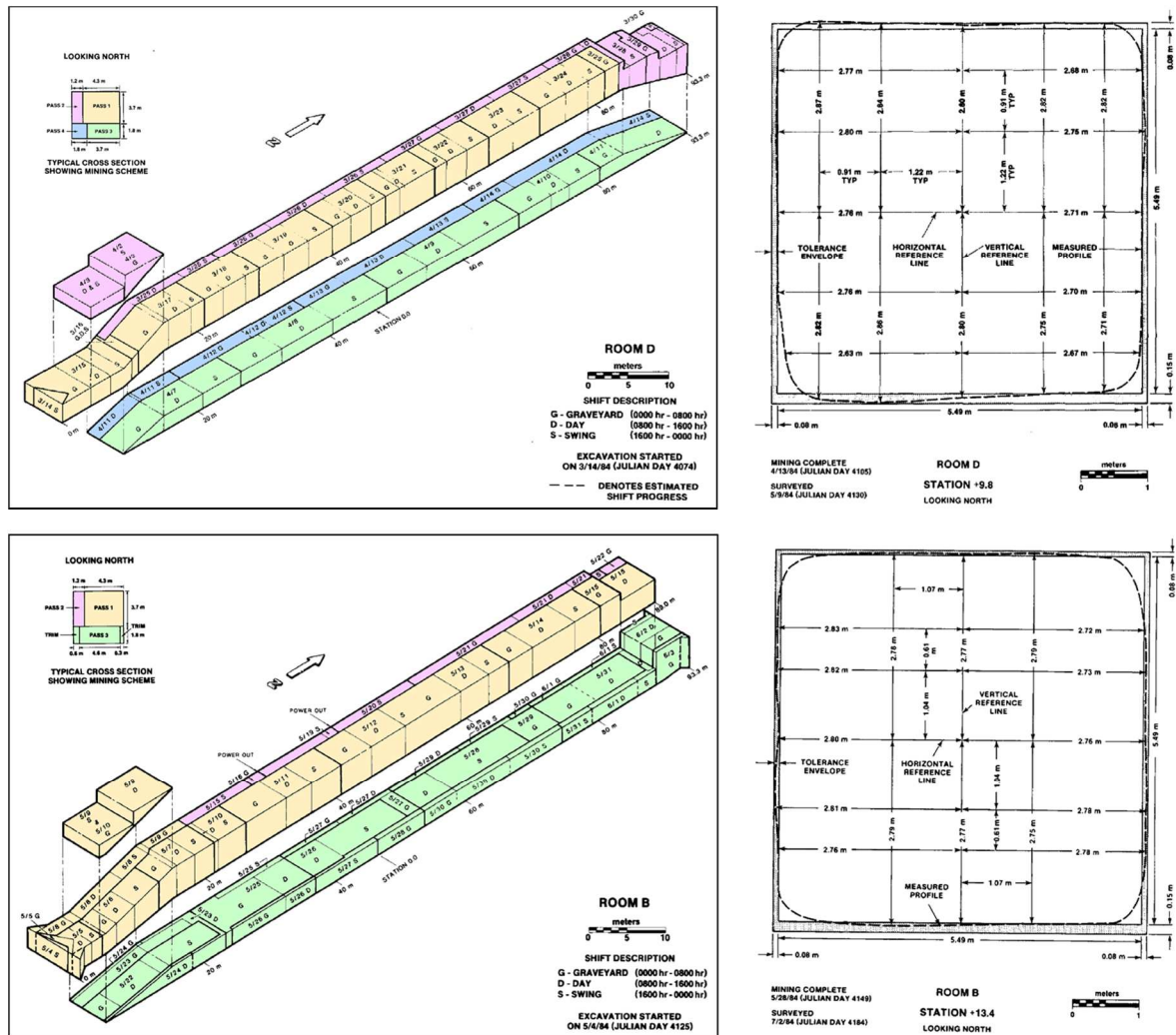


Abb. 47 Auffahrungssequenzen (linke Seite) von Room D (oben) und Room B (unten), die in vier bzw. drei hier farblich unterschiedenen Zügen jeweils von Süd nach Nord verliefen. Auf der rechten Seite sind von Sandia an jeweils einer Stelle gemessene Querschnittsprofile beider Kammern wiedergegeben [Munson et al. 1988, Munson et al. 1990].

bzw. zwischen dem 09.01. und 13.03.1984 mit einer Größe von $h \times b = 2,6 \times 4,3$ m (N1100) parallel aufgefahren wurden [Munson et al. 1988].

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. 47. Room D wurde zwischen dem 14.03. und 14.04.1984 und Room B zwischen dem 04.05. und 03.06.1984 aufgefahren. Abb. 47 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 haben eine Breite von ca. 79 m, auf der westlichen Seite von Room B befindet sich erst in ca. 248 m wieder eine Strecke. 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].

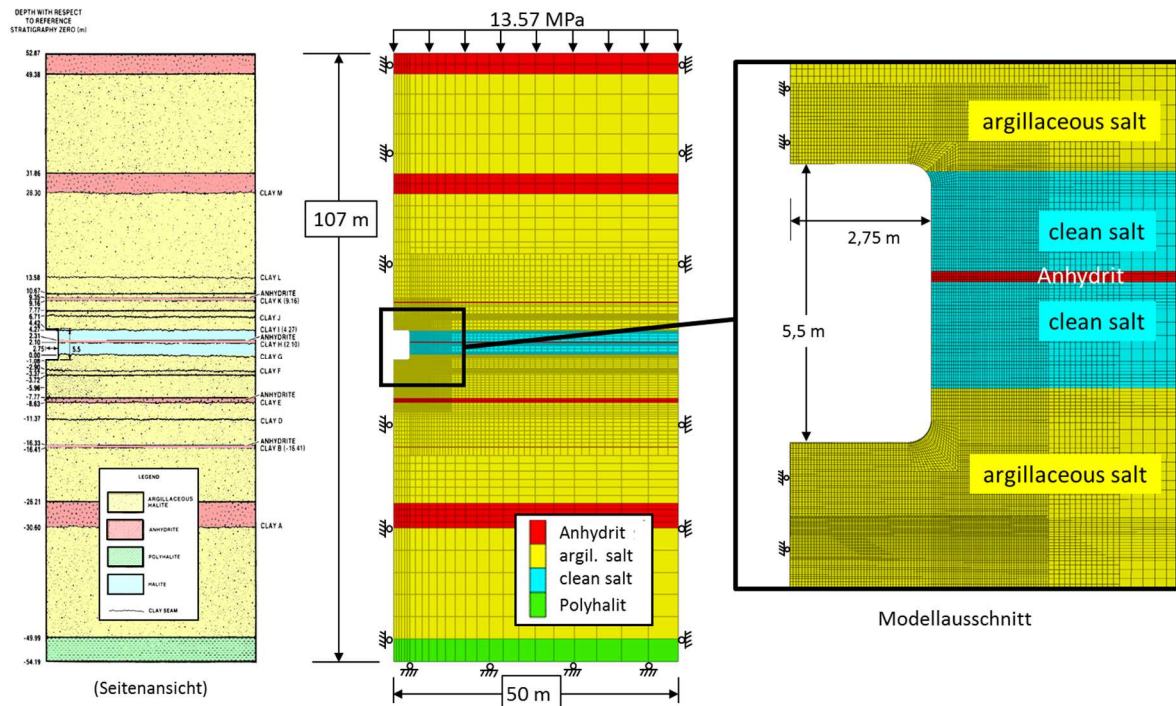


Abb. 48 Stratigraphie der Gesteinsschichten in der WIPP (links) [nach Munson et al. 1990] und FLAC3D-Gesamtmodell (Mitte) mit Detailausschnitt (rechts) von Room D.

In den oberen drei Vierteln des Stoßes wird nach Angaben von Sandia *clean salt* angetroffen [Munson et al. 1990], das von einer 21 cm mächtigen Anhydritschicht sowie dünnen Tonbändern unterbrochen ist, siehe Abb. 48. Darüber und darunter befindet sich *argillaceous salt*, in das ebenfalls mehrere Tonbänder und Anhydritschichten zwischengeschaltet sind. Am unteren Rand des erfassten Bereichs wird eine Polyhalitschicht angegeben.

Diese Stratigraphie wurden in dem gemeinsamen FLAC3D-Halbmodell umgesetzt, siehe Abb. 48, wobei allerdings die Tonbänder nicht berücksichtigt wurden, weil über deren mechanischen Eigenschaften keine gesicherten Erkenntnisse vorliegen. Insbesondere die Reibung auf den Grenzflächen der Schichten und deren Modellierung ist Stand aktueller Forschung. Daher wurde in den Simulationen keine Abscherung auf den Grenzflächen zugelassen.

Das 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 \times 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. 47 mit einem Radius von 45,7 cm abgerundet.

Aufgrund der 93 m langen, geraden Kammern mit zumindest über die mittleren 74,4 m Kammerlänge konstantem, annähernd quadratischem Querschnitt wurde ein senkrechter Schnitt durch die Mitte der Kammer senkrecht zur langen Raumachse gerechnet. 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 dem CDM wurden nach dessen Weiterentwicklung mit dem Kennwertsatz aus Tab. 11 durchgeführt, die sich aus der Anpassung des Stoffgesetzes an die Versuchsdaten mit *clean* und *argillaceous salt* ergeben haben, siehe Kapitel 4.2. Weitere Parameterwerte betragen für das

Steinsalz: Dichte: $2,3 \text{ g/cm}^3$, Schermodul $G(T)$ aus (10), Poissonzahl: 0,25, relative Feuchte 30 %.

Die Modellierung der anderen Gesteinsschichten wurde von den Partnern wie folgt vereinbart:

Anhydrit: Modell: Mohr-Coulomb, Dichte: $2,3 \text{ g/cm}^3$, Kompressionsmodul: 40 GPa, Schermodul: 24 GPa, Kohäsion: 2 MPa, Reibungswinkel: 30° .

Polyhalit: Modell: Potenzgesetz, Dichte: $2,3 \text{ g/cm}^3$, Kompressionsmodul: 19 GPa, Schermodul: 12 GPa, Vorfaktor: $4,5\text{E-}11 \text{ 1/s}$, 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 oder mit kleinerem Radius abgerundeten Kammerecken bei einer Gebirgstemperatur von 300 K für eine Gesamtzeit von 1354 Tagen durchgeführt. Die Zeitdauer wurde zum Vergleich an die Simulationen von *Room B* angepasst, in dem die Erhitzer 354 Tage nach Beginn der Auf-fahrung eingeschaltet wurden und die anschließende Berechnung für 1000 Tage erfolgte. Letztlich einigten sich die Partner auf das in Abb. 48 vorgestellte realistische Modell und die folgenden beiden Simulationen:

1. Modellierung der Anhydrit- und Polyhalitschichten wie das jeweils benachbarte Steinsalz („*all salt*“-/„Alles Steinsalz“-Berechnung),
2. Modellierung aller Gesteinsschichten gemäß der realen Stratigraphie (allerdings ohne die Tonbänder, s. o.).

Zuerst werden in Abb. 49 links die Verschiebungen in der Umgebung von *Room D* am Ende der Simulation 2 ($t = 1354 \text{ d}$) gezeigt. Die größten Werte finden sich mit 5,93 cm in der Mitte der Firste und mit 5,75 cm in der Mitte des Stoßes. Die Summe der Verschiebungsbeträge

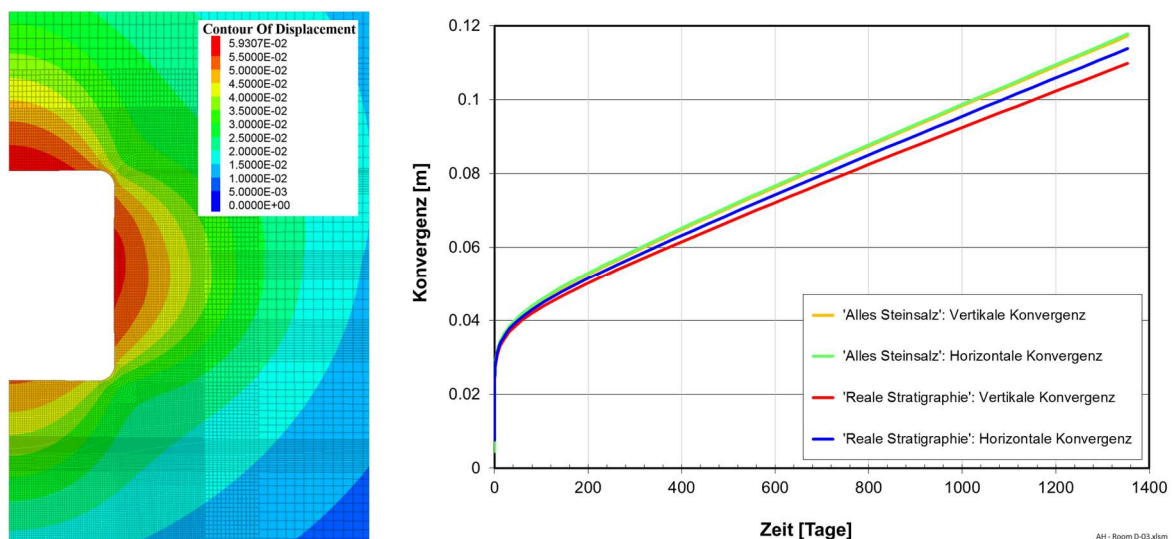


Abb. 49 Verteilung der Verschiebungen um *Room D* am Ende der Simulation 2 (reale Stratigraphie, links) und Vergleich der zeitlichen Entwicklungen der horizontalen und vertikalen Konvergenz für beide Simulationen (rechts).

an den Mittelpunkten der Firste und der Sohle ergibt die vertikale Konvergenz, die horizontale Konvergenz entspricht aufgrund der Symmetrie der doppelten Verschiebung der Stoßmitte. In Abb. 49 rechts sieht man, dass sich die Entwicklungen der Konvergenzen für beide Simulationen kaum unterscheiden, das heißt die Art der Modellierung des Anhydrits und des Polyhalits (als Steinsalz oder als eigenständige Schichten) wirkt sich kaum auf die Konvergenz von *Room D* aus.

Abb. 50 gibt ein Diagramm aus einer Veröffentlichung von Munson wieder [Munson 1997], in dem Messungen von Sandia der horizontalen und vertikalen Konvergenzen von *Room D* und *Room B* mit Berechnungsergebnissen verglichen werden. Für die Berechnungen verwendete Sandia das Munson-Dawson-Modell mit Kennwerten, die durch Anpassungen des Modells an die In-situ-Daten gewonnen wurden. 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 der In-situ-Messdaten durchgeführt.

Die Pfeile in Abb. 50 deuten 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. 51 für *Room D* gut sichtbar. Dazu wurden die Messkurven von Sandia aus Abb. 50 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 WIPP-Steinsalz ermittelt wurden, zeigen die berechneten Kurven eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten.

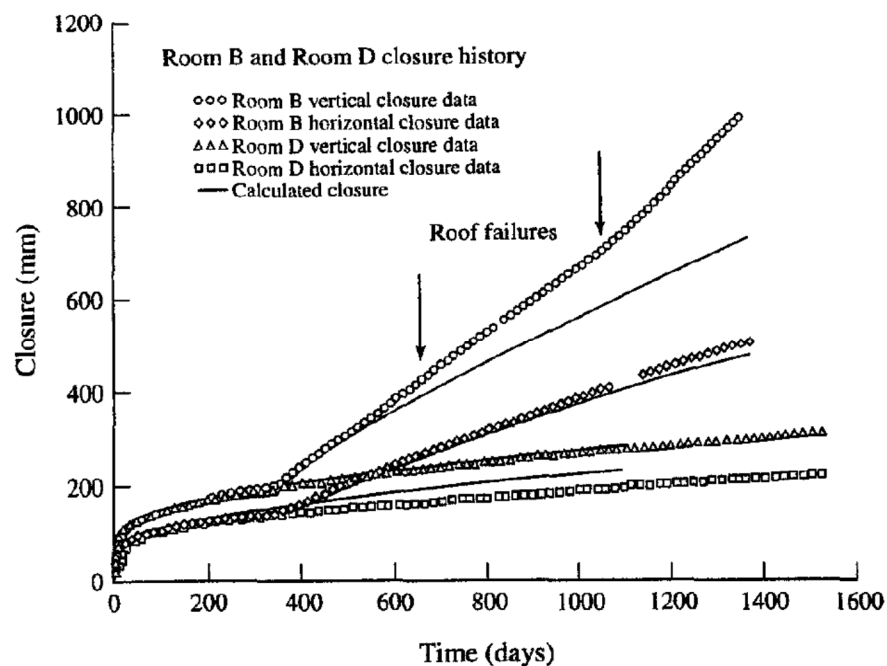


Abb. 50 Vergleich der von Sandia gemessenen Konvergenzen von *Room D* und *Room B* mit Berechnungen von Sandia mit dem Munson-Dawson-Modell [Munson 1997].

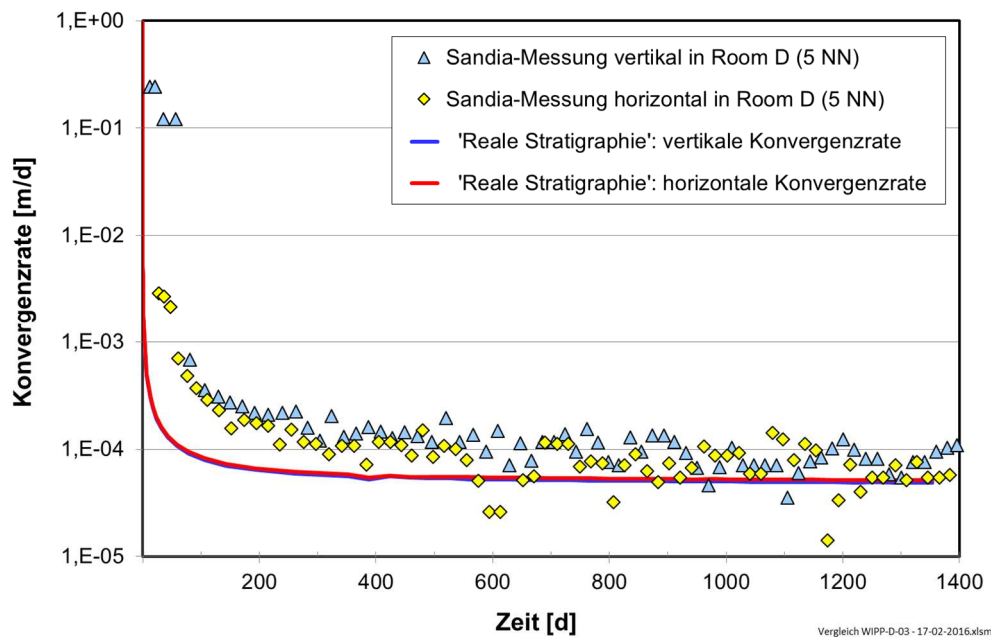


Abb. 51 Vergleich der berechneten Konvergenzraten von Room D mit aus den Messungen von Sandia aus Abb. 50 durch gleitende Mittelung über jeweils 5 nächste Nachbarpunkte gewonnenen Werten.

In Abb. 52 ist die Verteilung der Vergleichsspannung für beide Simulationen gezeigt. Das linke Bild, in der in Simulation 1 alle Schichten als Steinsalz gerechnet wurden, und das mittlere Bild aus der Simulation 2, bei dem die Spannung in den Anhydritschichten ausgeblendet wurde, sind fast identisch. Das bedeutet, dass die im rechten Bild mit 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 Spannungen in einem Ring um die Struktur herum formieren.

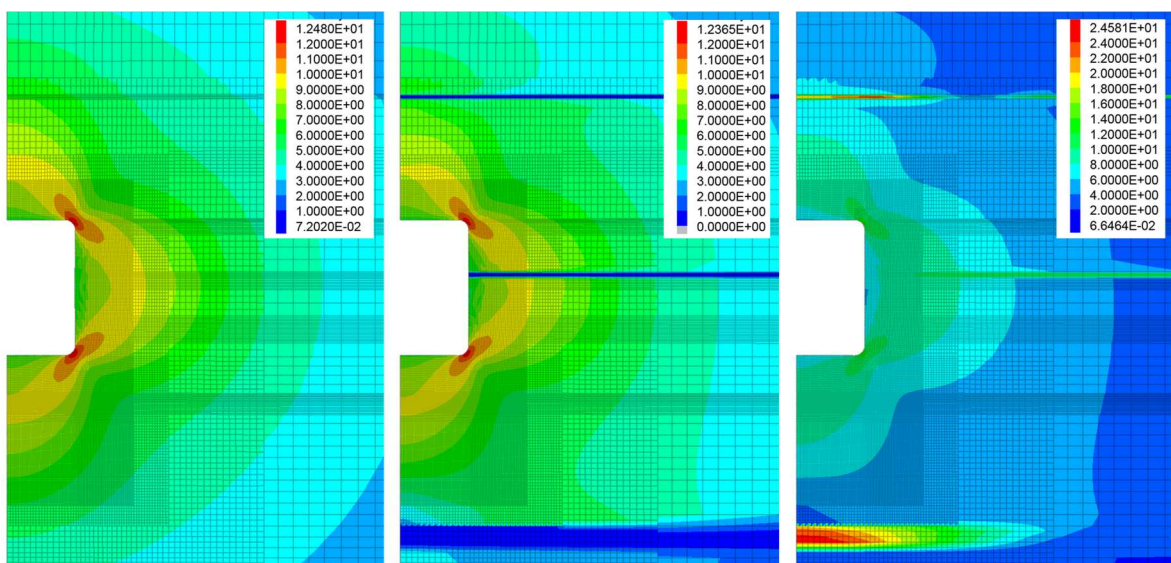


Abb. 52 Verteilung der Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] um Room D herum am Ende der Simulation 1 (alles Steinsalz, links) und der Simulation 2 (reale Stratigraphie, Mitte und rechts). Im mittleren Bild ist die Spannung nur im Steinsalz dargestellt.

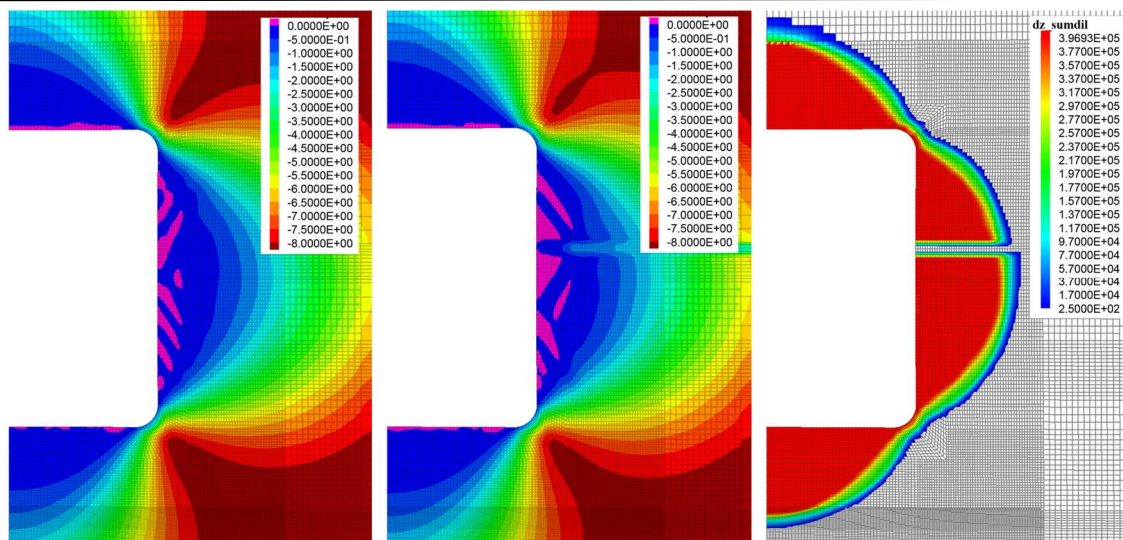


Abb. 53 Verteilung der minimalen Hauptspannung [MPa] um Room D herum am Ende der Simulation 1 (alles Steinsalz, links) und der Simulation 2 (reale Stratigraphie, Mitte). Die Skala wurde auf 8 MPa begrenzt, höhere Werte sind dunkelbraun dargestellt. Rechts ist die Ausdehnung der Schädigungszone visualisiert, der Wert gibt die Häufigkeit der pro Element in der Simulation aufgetretenen Dilatanz.

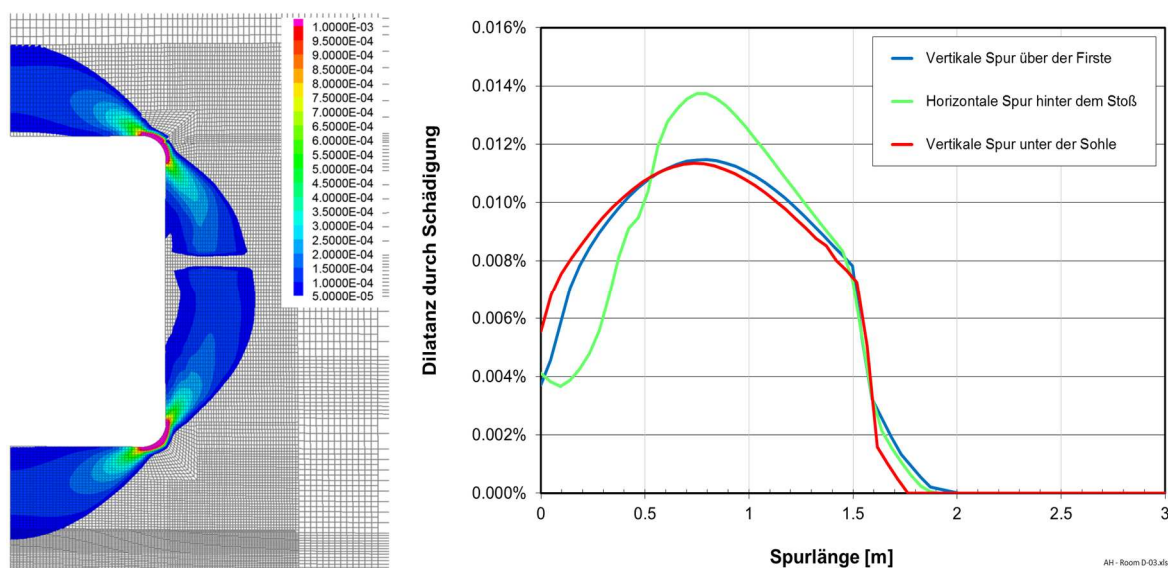


Abb. 54 Verteilung der durch Schädigung hervorgerufenen Dilatanz [-] um Room D herum am Ende der Simulation 2 (links); die Skala wurde auf 0,1 % begrenzt, höhere Werte in den Kammerecken (bis 0,36 %) sind pink dargestellt. Rechts wird die Ausdehnung der Schädigungszone anhand von drei Spuren sichtbar.

Abb. 53 zeigt links und in der Mitte die Verteilung der betragsmäßig kleinsten Hauptspannungskomponente σ_3 für beide Simulationen. Zugspannungen (positive Werte) sind wiederum in pink dargestellt, sie wurden auf 0,2 MPa begrenzt. Ob dort die streifenförmigen Bereiche als tatsächliche Scherbänder aufgrund von Zugschädigung interpretiert werden können oder nur ein numerischer Artefakt sind, konnte nicht abschließend geklärt werden.

Dort, wo in Abb. 53 die minimale Hauptspannung klein ist, ist mit Schädigung und Dilatanz zu rechnen. Um diese Werte nahe Null (pink und dunkelblau) besser sichtbar zu machen, wurde die Skala auf 8 MPa begrenzt. Größere Werte treten nur in größerer Entfernung zu Room D auf, das Maximum von ca. 15,7 MPa liegt in der rechten unteren Ecke des

Gesamtmodells. Im rechten Bild ist mit der Größe dz_sumdil die Häufigkeit der während der gesamten Simulation 2 jemals in einer Zone im Steinsalz aufgetretenen Dilatanz dargestellt. Der farbige Bereich gibt daher die Maximalausdehnung der Schädigungszone an. Im nicht-farbigem Bereich trat während der Simulation in keinem Berechnungsschritt Dilatanz auf. Die Ausdehnung der Schädigungszone korrespondiert exakt mit dem Bereich, in dem der Betrag der minimalen Hauptspannung unter ca. 2 MPa liegt. Sie bestätigt damit den direkten Zusammenhang zwischen kleinen σ_3 -Werten und Schädigung und Dilatanz.

Die durch Schädigung aufgrund zum Beispiel von Rissöffnungen im Steinsalz hervorgerufene Dilatanz ist in Abb. 54 dargestellt. Die größten Werte folgen dem Ring der größten Vergleichsspannungen aus Abb. 52, die Maxima von ca. 0,36 % treten bei den Kammerecken auf. Die maximale Breite der Schädigungszone wird entlang der Spuren in der vertikalen und horizontalen Raummitte sichtbar. Man erkennt, dass die Volumenaufweitung und damit die Schädigung in den drei Richtungen sehr ähnlich ist und etwa 2 m ins Steinsalz hineinreicht. Entlang dieser Spuren liegen die Dilatanzmaxima etwa 80 cm von der Salzkontur entfernt. Ergebnisse der Simulationen von *Room D* bei Gebirgstemperatur werden im folgenden Kapitel mit den Auswirkungen der Erhitzung des Steinsalzes um *Room B* herum verglichen und In-situ-Messergebnissen von Sandia gegenübergestellt.

4.4 Room B

Die Lage und geometrischen Dimensionen von *Room B* wurden bereits im vorherigen Kapitel beschrieben. Das Steinsalz um diese Kammer herum wurde mit einer Reihe von in die Sohle in Bohrlöcher eingelassenen Erhitzern aufgeheizt. Die Anordnung der Erhitzer ist in Abb. 55 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 in diesem Abschnitt ein möglichst homogenes Temperaturfeld zu erreichen, befanden sich an beiden Enden der erhitzten Zone neben weiteren Wärmequellen sogenannte *guard heater*. Die Kammer war außerdem während des Versuches gegen die Wetterstrecke mit geschlossenen Türen isoliert.

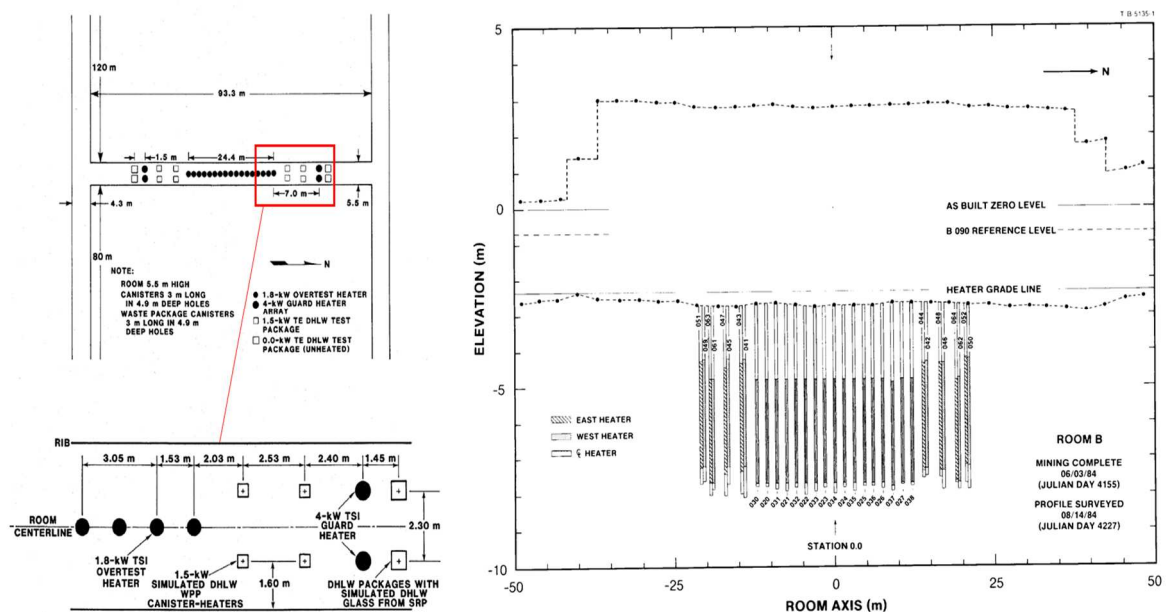


Abb. 55 Aufsicht (links) [Rath & Argüello 2012] und Seitenansicht (rechts) [Munson et al. 1990] der Erhitzeranordnung unter Room B. Das rechte Bild zeigt auch das gemessene Längsprofil der Kammer. Der berechnete Querschnitt liegt bei „Station 0.0“.

Abb. 56 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. Die erhitzte Zone 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:

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.

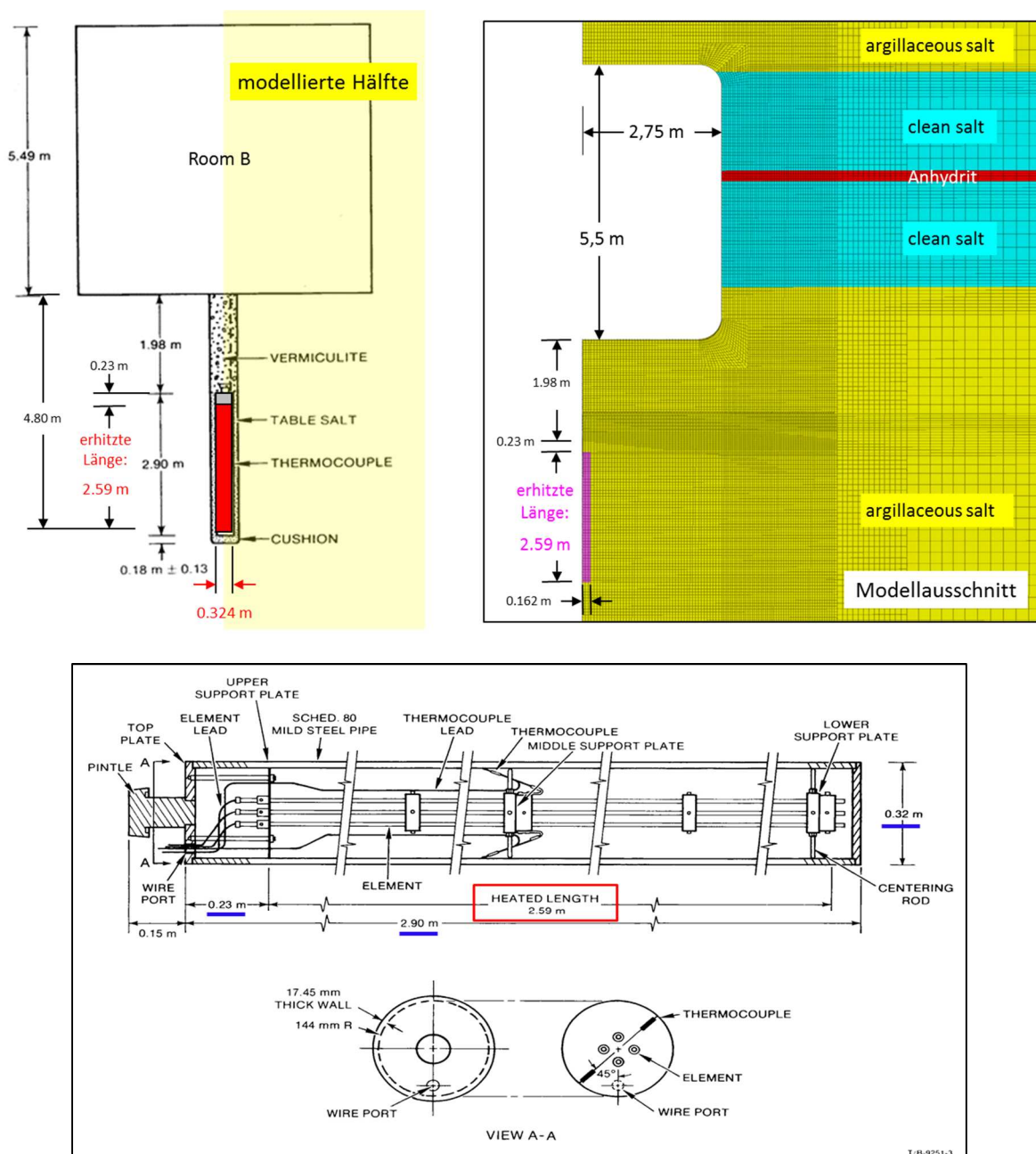
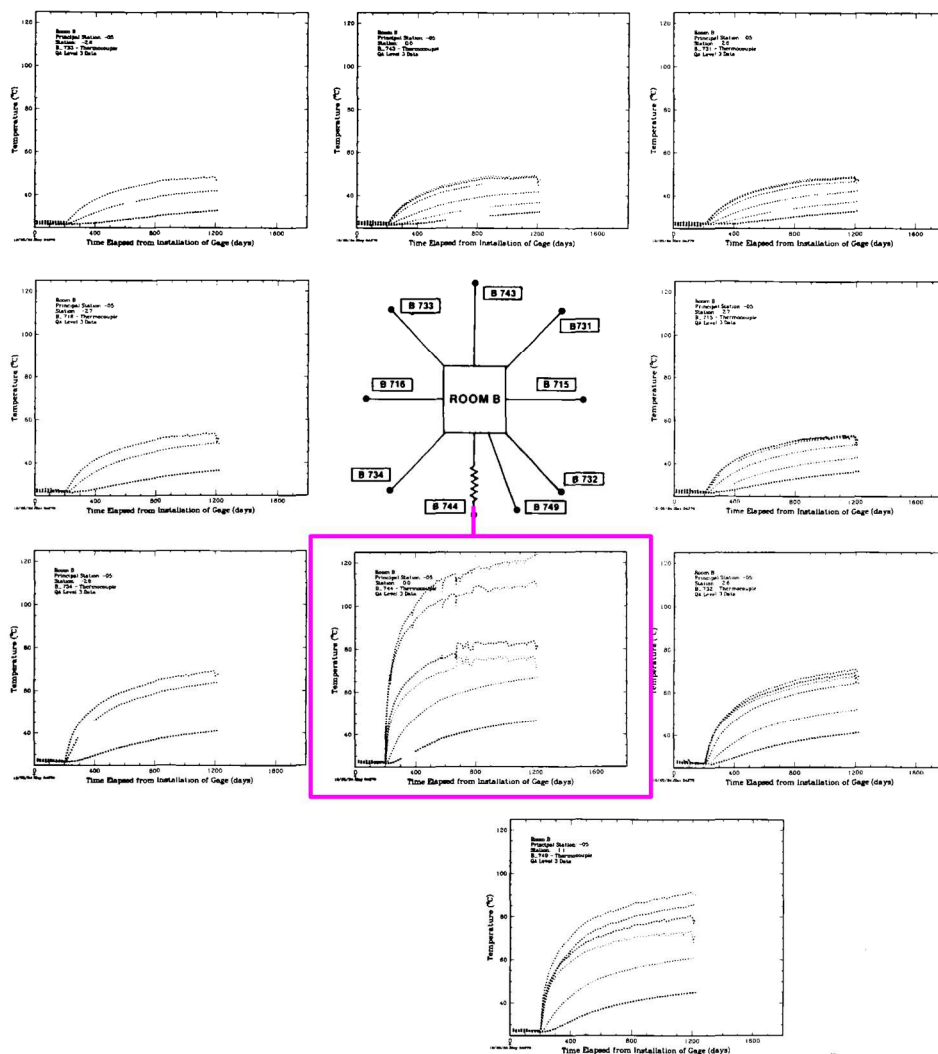


Abb. 56 Schematische Darstellung der Erhitzeranordnung unter *Room B* (oben links) [nach Munson et al. 1990] und deren Umsetzung im FLAC3D-Modell (oben rechts, pink). Unten: Schemazeichnung eines Standard TSI Canister Erhitzers.

2. Modellierung der Erhitzung über eine auf die *gridpoints* in der Erhitzerzone (pinke Zonen in Abb. 56 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 in erster Linie auf die Modellierung der korrekten Temperaturentwicklung im Steinsalz und seine Auswirkung auf die Spannungs-, Verformungs-, Schädigungs- und Dilatanzentwicklung ankam.

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. 57. 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.”*



T/B-9251-27

Abb. 57 Von Sandia gemessene Temperaturentwicklungen in verschiedenen Bohrungen und Bohrlochtliefen 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.

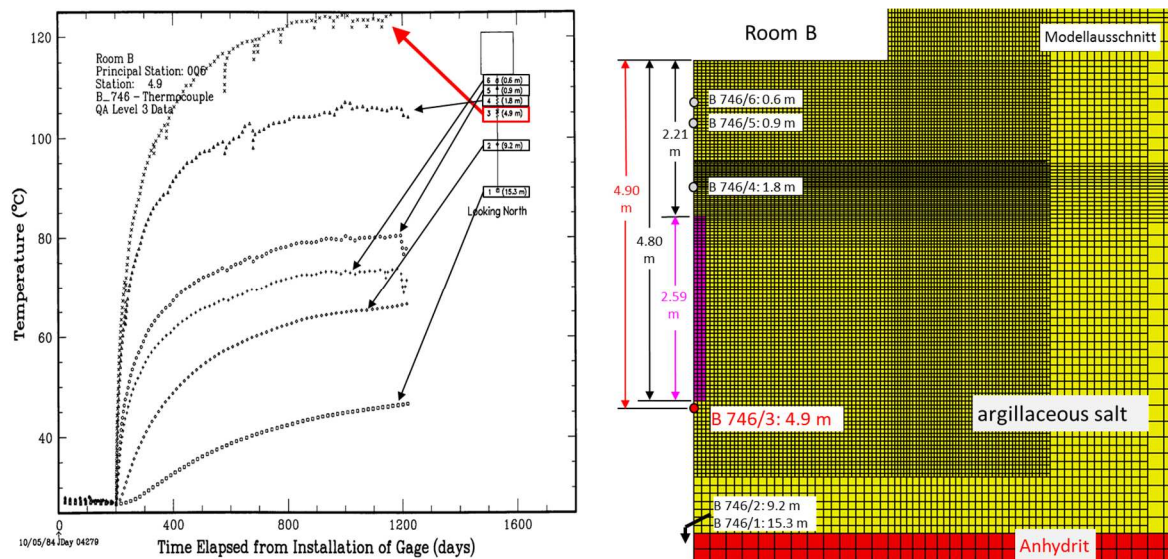


Abb. 58 Gemessene Temperaturentwicklungen in der Bohrung senkrecht unter Sohle von Room B an der Station +5, das heißt 4,90 m südlich von der Kammermitte entfernt [Munson et al. 1990]. Diese Bohrung führt in nur 30 cm Entfernung an dem Erhitzer B025 vorbei. Die höchste Temperaturkurve stammt vom Thermoelement B746/3 in einer Bohrlochtiefe von 4,90 m, das damit nur 10 cm unter dem unteren Ende der erhitzten Zone liegt, siehe Abb. 59.

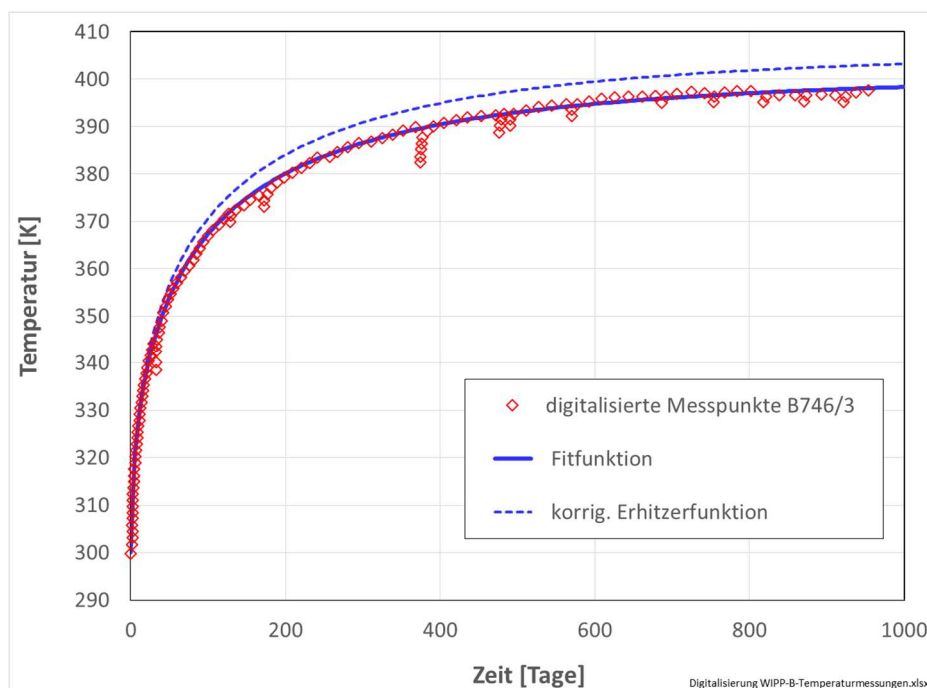


Abb. 59 Empirische Beschreibung der digitalisierten höchsten Temperaturkurve aus Abb. 58 mit der Fitfunktion aus Gleichung (53). Die in der Simulation vorgegebene korrigierte Erhitzerfunktion berücksichtigt, dass die Temperaturmessung in einer geringen Entfernung vom Erhitzer erfolgte.

Abb. 58 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. 58 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 Oberfläche des Erhitzers. Diese Kurve wurde vom Autor digitalisiert und durch die folgende empirische Fitfunktion angenähert, siehe Abb. 59:

$$T = a_1 + a_2 \left(1 - \exp\left\{ - (a_3 t)^{a_4} \right\} \right) \quad (53)$$

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. 59 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 mit Messdaten von Sandia verglichen wurden.

Die Erhitzer wurden am 23.04.1985 und damit 354 Tage nach Auffahrung von *Room B* eingeschaltet [Munson et al. 1990]. Daher wurden in der Simulation die ersten 354 Tage mit der konstanten Gebirgstemperatur 300 K gerechnet und anschließend auf die *gridpoints* in der Erhitzerzone (pinke Region in Abb. 56 und Abb. 58) die zeitliche Entwicklung der Temperatur gemäß Formel (53) mit der Korrektur für a_2 als Randbedingung für 1000 Tage vorgegeben.

Zur thermischen Modellierung der Gesteinsschichten wurden die von Argüello & Holland angegebene nichtlineare Formel für die thermische Leitfähigkeit und die Parameterwerte der Tab. 12 übernommen [Argüello & Holland 2015]:

$$\lambda = \lambda_{300} \left(\frac{300}{T [K]} \right)^\eta \quad (54)$$

mit λ : thermische Leitfähigkeit, λ_{300} und η : 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 ein ETM-Material (*equivalent thermal*

Material	c_p [J/(kg K)]	α_T [1/K]	λ_{300} [W/(m K)]	η	ρ_M [kg/m ³]
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. 12 Parameter zur thermischen Berechnung der Gesteinsschichten bei Room B, mit c_p : spezifische Wärme, α_T : linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient, λ_{300} und η : Materialkonstanten, ρ_M : Massendichte [Argüello & Holland 2015].

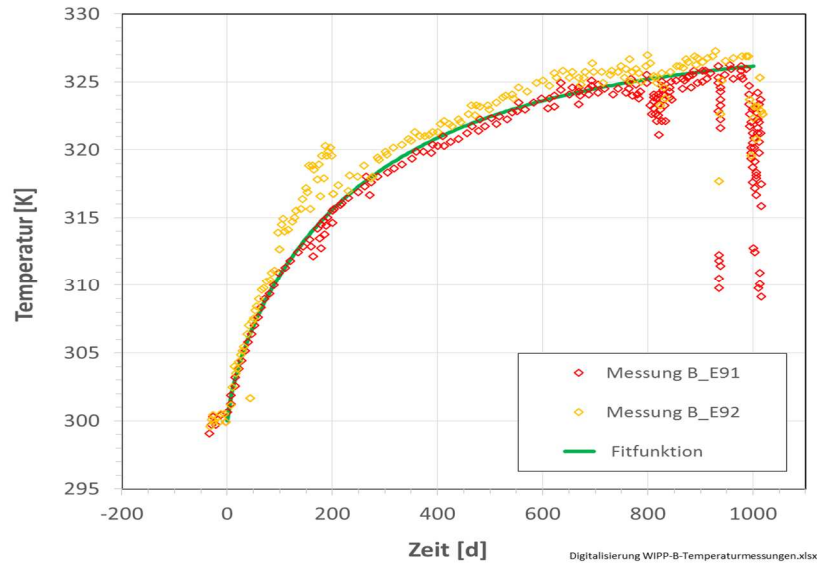


Abb. 60 Digitalisierte Temperaturdaten, die von Sandia mit Thermoelementen in 1/4 der Raumhöhe frei in der Luft (Station -7.2, B_E91) und an eine Metallbox montiert (Station -6.9, B_E92) gemessen wurden [Munson et al. 1990]. Zur Beschreibung der Daten wurde die Fitfunktion aus Gleichung (53) verwendet.

material) analog zu den Gesteinsschichten in Tab. 12 mit $c_p = 1000 \text{ J}/(\text{kg K})$, $\lambda_{300} = 50 \text{ W}/(\text{m K})$, $\eta = 0$ 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 *gridpoints* 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. 60 digitalisiert und mit der Formel (53) und den folgenden Parameterwerten beschrieben: $a_1 = 300 \text{ K}$, $a_2 = 28 \text{ K}$, $a_3 = 0,0038 \text{ 1/d}$, $a_4 = 0,75$. Der Zeitpunkt $t = 0$ in Abb. 60 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 Gebirge mit Messdaten von Sandia an verschiedenen Punkten über, neben und unter der Kammer gut übereinstimmte (z : vertikale Koordinate): Sohle: $a_{2,\text{Sohle}} = 36,75 \text{ K}$, Firste: $a_{2,\text{Firste}} = 26,75 \text{ K}$, Stoß (linear interpoliert): $a_{2,\text{Stoß}}(z) = a_{2,\text{Sohle}} + (a_{2,\text{Firste}} - a_{2,\text{Sohle}}) \cdot (z - z_{\text{Sohle}}) / (z_{\text{Firste}} - z_{\text{Sohle}})$.

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

1. Modellierung der Anhydrit- und Polyhalitschichten wie das jeweils benachbarte Steinsalz („all salt“-/„Alles Steinsalz“-Berechnung),
2. Modellierung aller Gesteinsschichten gemäß der realen Stratigraphie (allerdings ohne die Tonbänder).
3. Wie Simulation 1, aber mit verdoppeltem Wert für A_{pow} ($= 0,8 \text{ 1/d}$), vgl. Tab. 11.

In Abb. 61 und Abb. 62 ist zunächst die Temperaturverteilung und -entwicklung dargestellt.

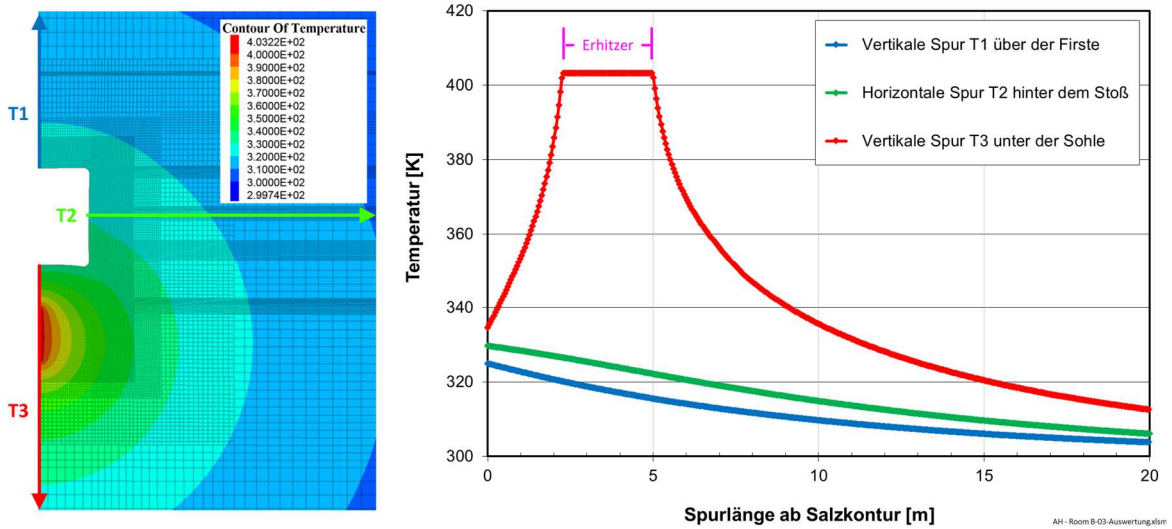


Abb. 61 Verteilung der Temperatur um Room B herum (links) und deren Verläufe entlang der drei Spuren T1 bis T3 (rechts) am Ende der Simulation 2.

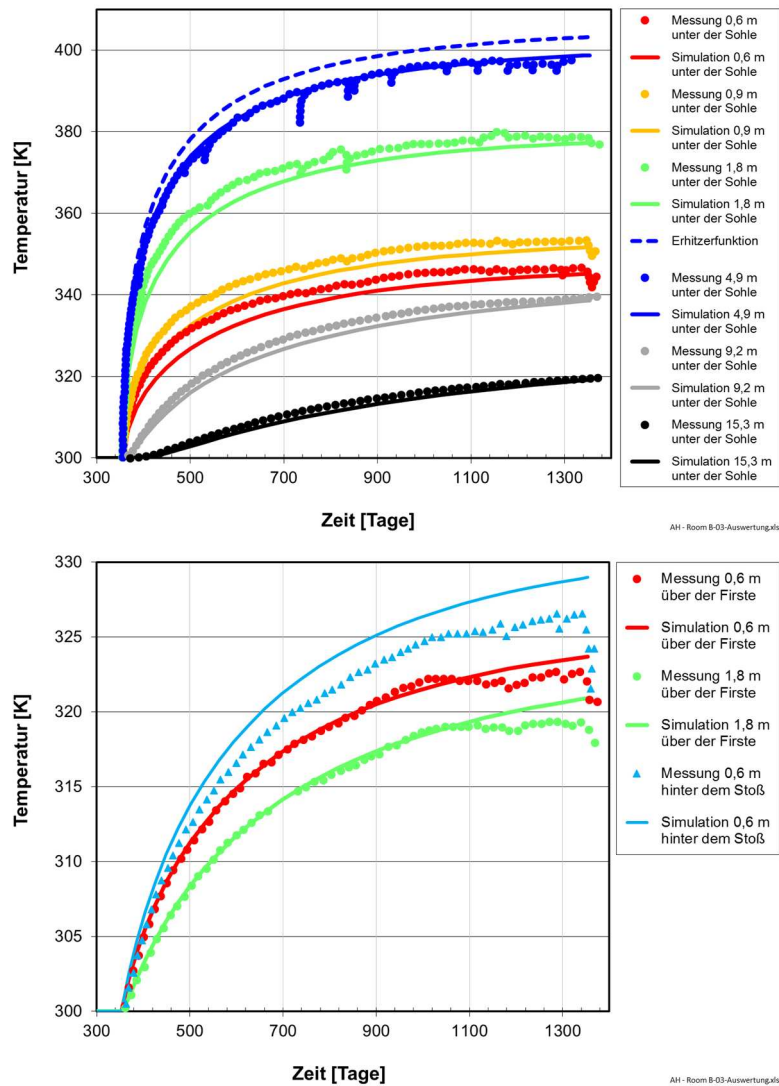
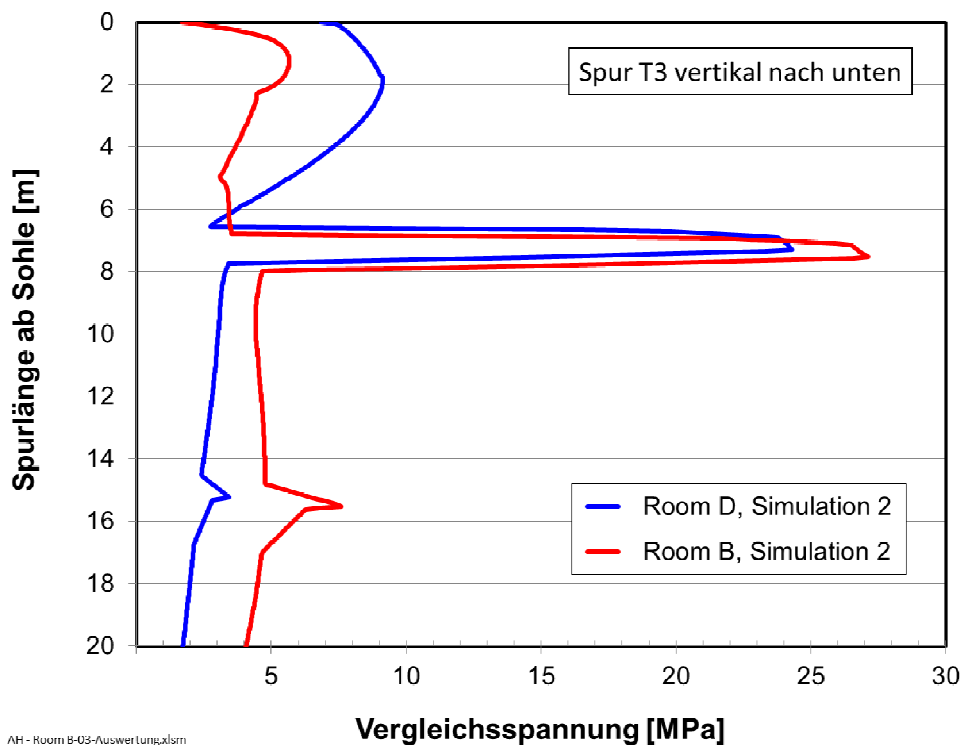
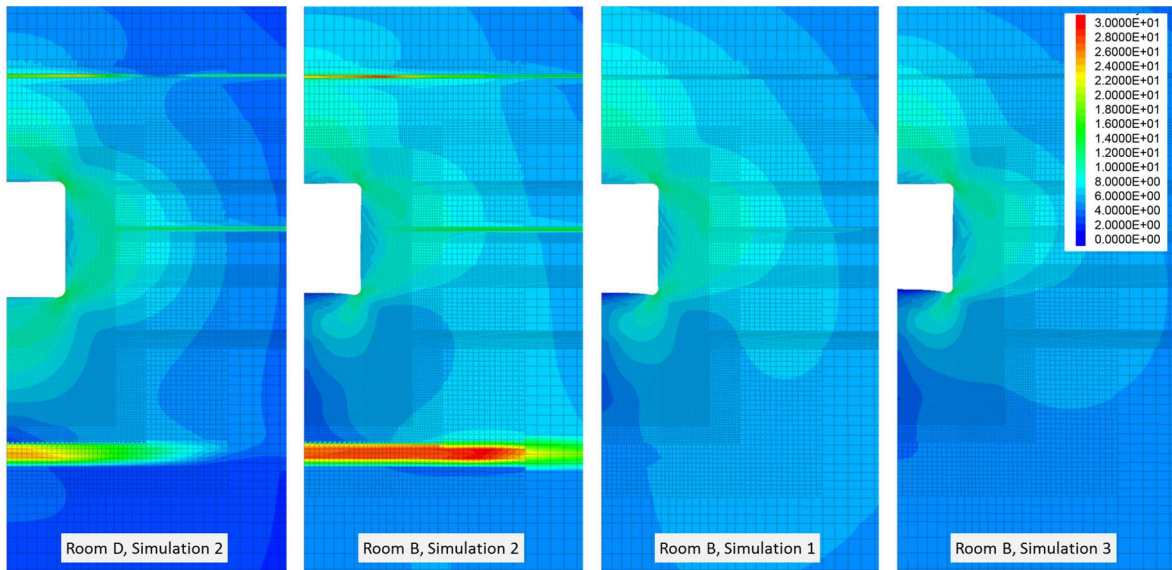


Abb. 62 Vergleich der mit dem CDM berechneten und von Sandia gemessenen zeitlichen Entwicklungen der Temperatur an diversen Thermoelementpositionen über, neben und unter Room B, vgl. Abb. 58.

Die drei Simulationen von *Room B* wurden mit dem gegenüber der Thermoelementmessung B746/3 (4,9 m unter der Sohle) etwas erhöhten Temperaturverlauf am Erhitzer (siehe Abb. 59 und Abb. 62 oben) berechnet. In Abb. 62 sieht man, dass mit den erläuterten Temperaturrandbedingungen entlang der Salzkontur die Messwerte von Sandia über, neben und unter der Sohle zu jedem Zeitpunkt gut wiedergeben werden.

In Abb. 63 wird oben die Vergleichsspannung aus der Simulation 2 von *Room D* mit den Ergebnissen der drei Simulationen von *Room B* verglichen. Durch die Temperaturerhöhung wird die Spannung im Steinsalz unter der Sohle bis zum Anhydrit reduziert, während sie in

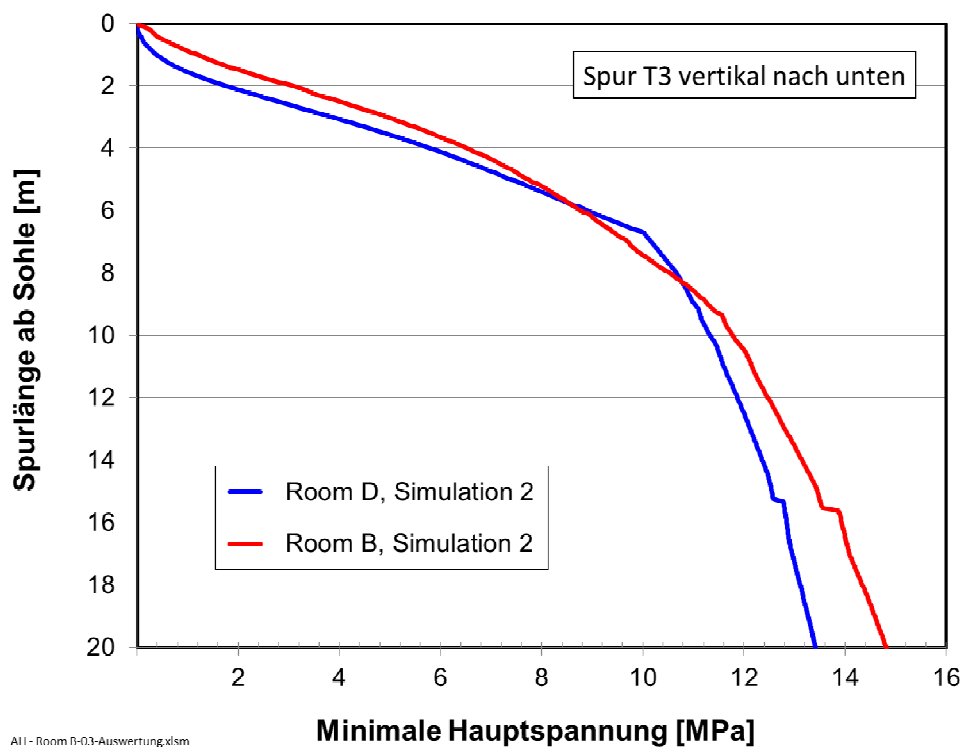
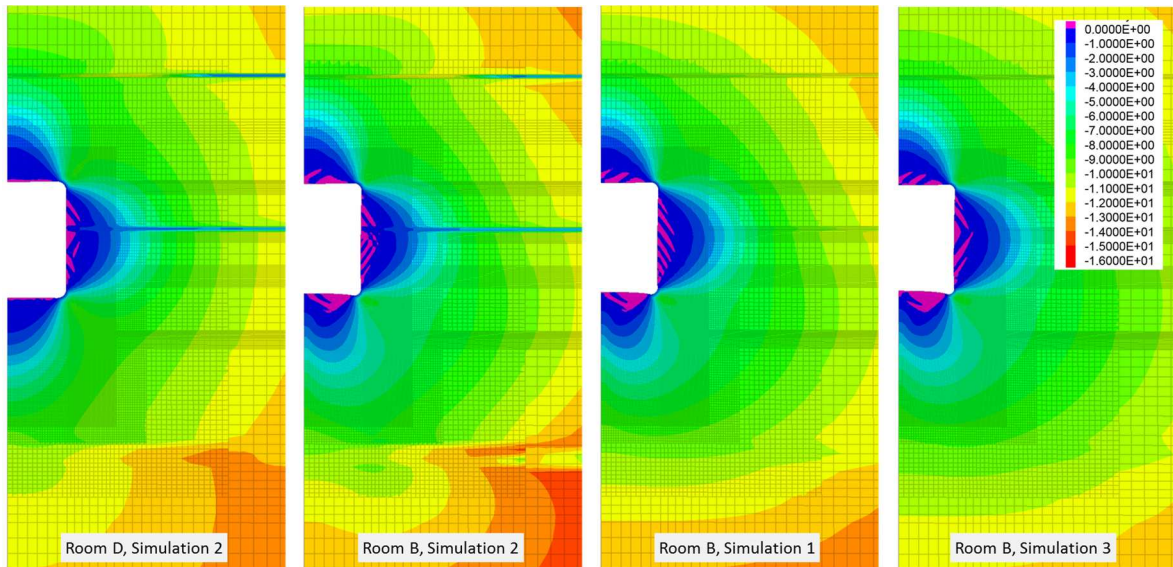


AH - Room B-03-Auswertung.xlsm

Abb. 63 Oben: Verteilung der Von-Mises-Vergleichsspannung [gleiche Skala in MPa] bei *Room D* (links) und *B* (rechte drei) für die angegebenen Simulationen. Unten: Vergleich entlang der Spur T3 für *Room D* und *B* am Ende der Simulation 2.

der Anhydritschicht und darunter im Steinsalz erhöht ist. Dies sieht man auch deutlich in Abb. 63 unten, wo die Vergleichsspannung entlang der vertikalen Spur von der Mitte der Sohle nach unten dargestellt ist.

Ein so deutlicher Temperatureinfluss wie bei der Vergleichsspannung ergibt sich bei der minimalen Hauptspannung nicht, siehe Abb. 64. Im Steinsalz zwischen Sohle und Anhydritschicht sowie unter dem Anhydrit ist diese Spannungskomponente bei *Room B* nur leicht erhöht. Nur im Anhydrit sind die Verhältnisse umgekehrt. Außerdem erkennt man in den Konturplots unter und über der Sohle von *Room B* im Vergleich mit *Room D* größere



All - Room D-03-Auswertung.xlsm

Abb. 64 Oben: Verteilung der minimalen Hauptspannung [gleiche Skala in MPa] um Room D (links) und B (rechte drei) herum für die angegebenen Simulationen. Unten: Vergleich entlang der Spur T3 für Room D und B am Ende der Simulation 2.

Zugspannungsregionen. Eine höhere minimale Hauptspannung führt im Allgemeinen zu einer stärkeren Unterdrückung der Dilatanz und Schädigung. Daher könnte man wegen der Erwärmung bei *Room B* eine geringere Dilatanz erwarten.

Abb. 65 zeigt aber das Gegenteil: Bei *Room B* ist die auf Schädigung zurückzuführende (plastische) Dilatanz gegenüber der Verteilung bei *Room D* erhöht – wenn auch insgesamt auf sehr niedrigem Niveau. Die Breite der Auflockerungszone beträgt entlang der horizontalen Spur T2 knapp 2 m (unten links). In dieser Entfernung liegt die minimale Hauptspannung aber selbst bei *Room B* noch unter ca. 2 MPa (unten rechts, hier wird auf den ersten 4 m sogar gar kein Unterschied zwischen *Room D* und *Room B* sichtbar). Daher wird die erhöhte Dilatanz bei *Room B* möglicherweise von Zugspannungen verursacht. Zur Modellierung des Einflusses von Zugspannungen besteht allerdings noch Forschungsbedarf, dem sich das Nachfolgeprojekt WEIMOS unter anderem widmet.

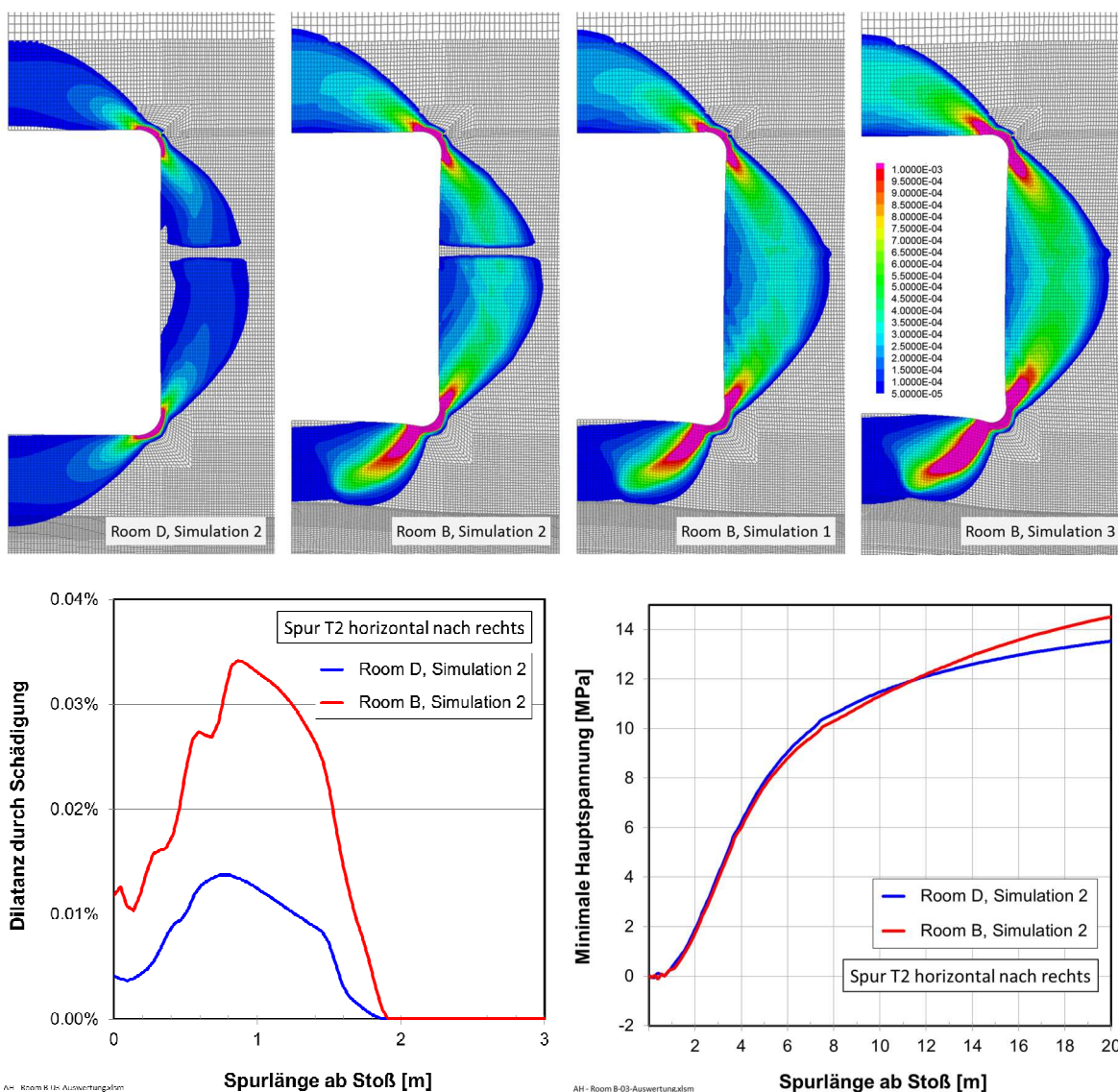


Abb. 65 Oben: Verteilung der Dilatanz durch Schädigung [gleiche Skala in MPa] um Room D (links) und Room B (rechte drei) herum für die angegebenen Simulationen. Unten: Vergleich der Dilatanz und minimalen Hauptspannung entlang der horizontalen Spur T2 für Room D und B am Ende der Simulation 2.

Deutlich zeigt sich der Einfluss der Temperatur bei den Verschiebungen, siehe Abb. 66. Das linke Bild zeigt für *Room D* am Ende von Simulation 2 die gleichen Verschiebungen wie Abb. 49, hier nur zum Vergleich mit *Room B* in der anderen, einheitlichen Skala. Das Maximum liegt bei *Room D* in der Mitte der Firste bei ca. 6 cm, in der Mitte der Sohle bei ca. 5 cm, daraus folgt für die vertikale Konvergenz 11 cm siehe Abb. 49.

Bei *Room B* ergeben sich am Ende von Simulation 1, in der das Anhydrit und Polyhalit ebenfalls als Steinsalz modelliert wurden, etwas höhere Werte als in Simulation 2, in der das Anhydrit elasto-plastisch mit Mohr-Coulomb und das Polyhalit mit einem Potenzgesetz beschrieben wurde. Das Maximum liegt in der Mitte der Sohle bei 31,7 cm (Simulation 1) und 29,7 cm (Simulation 2). Mit dem verdoppelten Wert von A_{pow} erhält man am Ende von Simulation 3 (alles Steinsalz) deutlich höhere Werte; diese Simulation wird weiter unten erläutert.

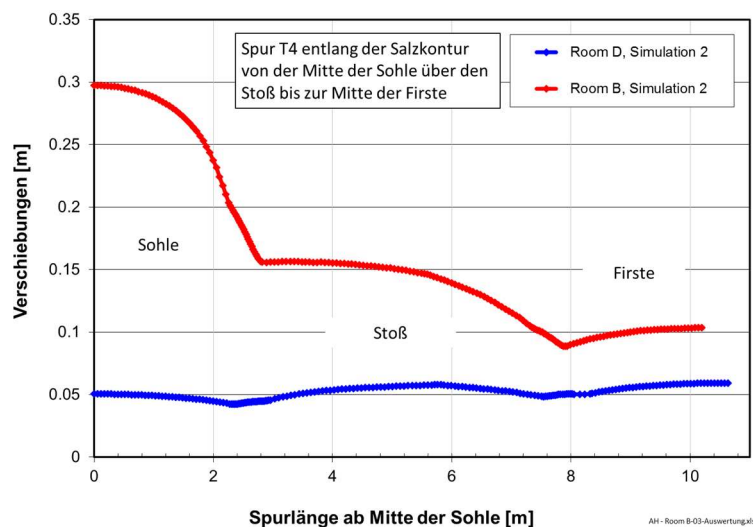
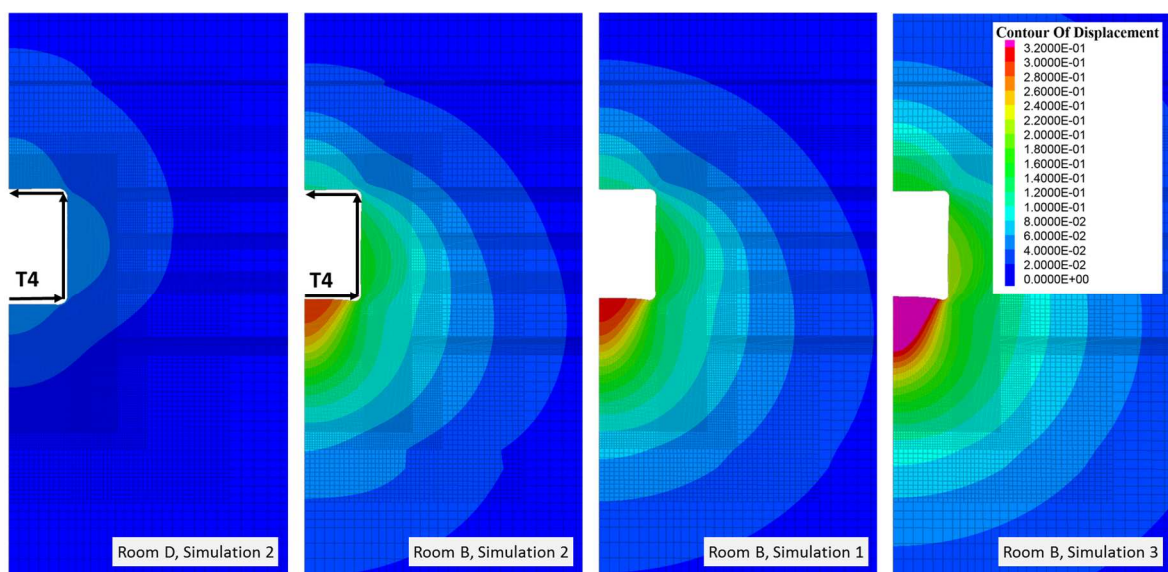


Abb. 66 Oben: Verteilung der Verschiebungen [gleiche Skala in m] um *Room D* (links) und *Room B* (rechte drei) herum für die angegebenen Simulationen. Werte über 32 cm sind in pink dargestellt (rechtes Bild, Maximum in der Mitte der Sohle: 43 cm). Unten: Vergleich der Verschiebungen entlang der Salzkontur (Spur T4) am Ende der Simulation 2.

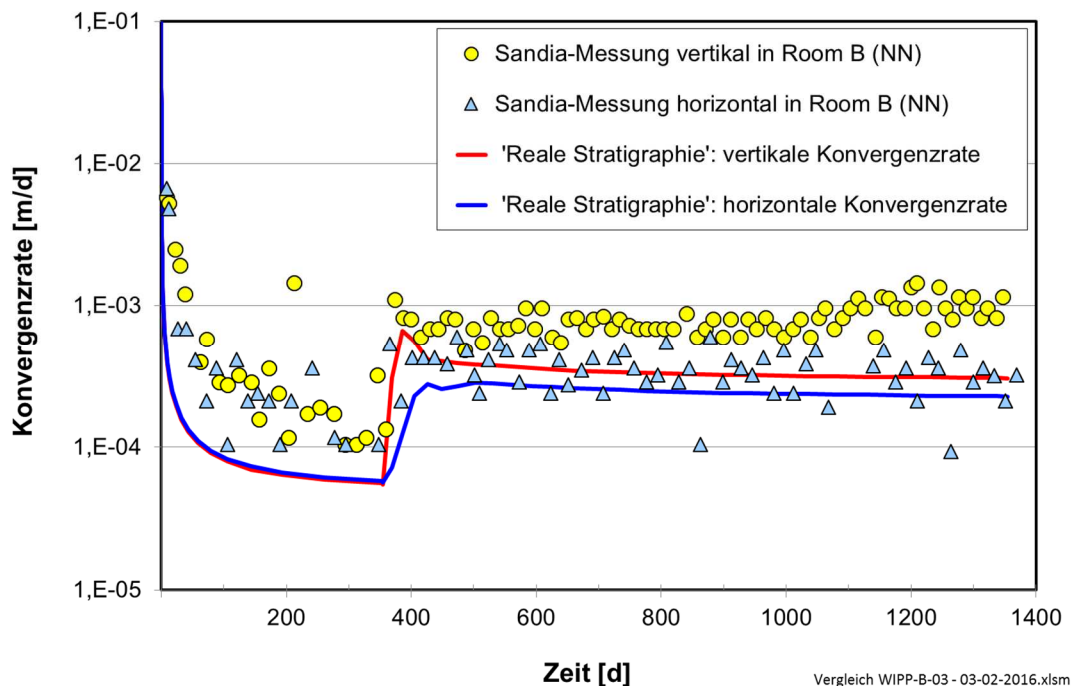


Abb. 67 Vergleich der mit dem CDM berechneten horizontalen (oben) und vertikalen (unten) Konvergenzrate von Room B mit Messwerten von Sandia [Munson 1997].

Die aus den Verschiebungen mit den verschiedenen Simulationen von *Room B* berechneten zeitlichen Entwicklungen der horizontalen und vertikalen Konvergenzraten sind in Abb. 67 wiedergegeben. Gegenüber dem Ergebnis von *Room D* in Abb. 51 wird bei *Room B* wieder der große Temperatureinfluss ab dem Einschalten der Erhitzer bei $t = 354$ d sichtbar.

Vor allem vertikal wird die Konvergenzrate etwas unterschätzt. Als Ursache kommen verschiedene Einflüsse infrage, die bei den Simulationen nicht berücksichtigt und 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 aus z. B. den Tonbändern auf die Verformung und die Abscherung auf den Grenzflächen und im nahen Steinsalz,
- ungenaue Kenntnis des Kriechverhaltens bei kleinen Vergleichsspannungen.

Zum 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.

Im Folgenden ist die Studie des Autors wiedergegeben. 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 Versuchsstufe bei $\Delta\sigma = 2$ MPa nur eine unsichere Bestimmung der stationären Kriechrate in den eingezeichneten Grenzen.

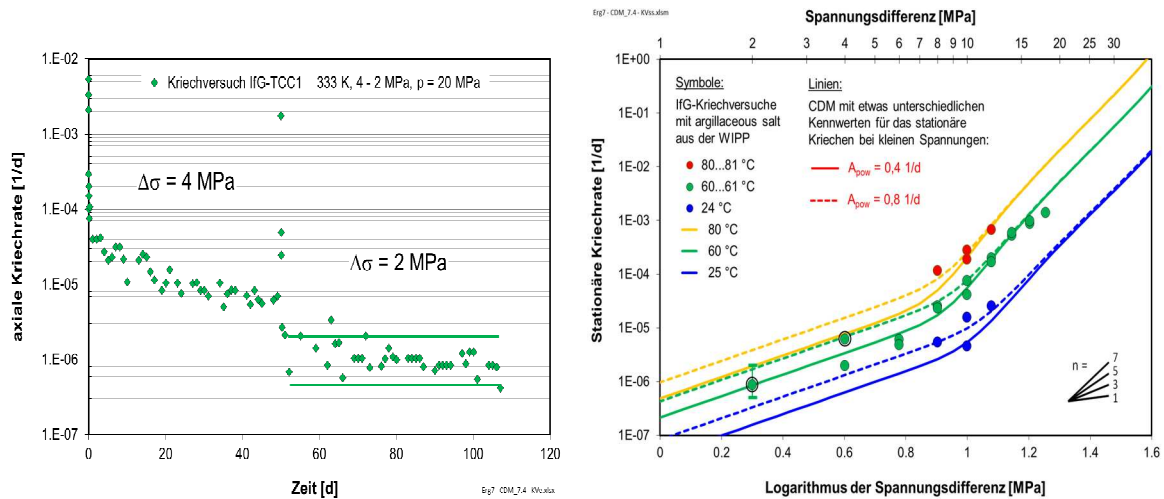


Abb. 68 Links: IfG-Kriechversuch TCC1 bei $\Delta\sigma = 4$ und 2 MPa mit argillaceous salt aus der WIPP aus Tab. 9. Rechts: Zwei verschiedene mögliche Anpassungen des CDM an die stationären Kriechraten von argillaceous salt aus den IfG-Versuchen der Tab. 9. Eingezeichnet sind Fehlerbalken aus der Versuchsstufe bei 2 MPa, s. links.

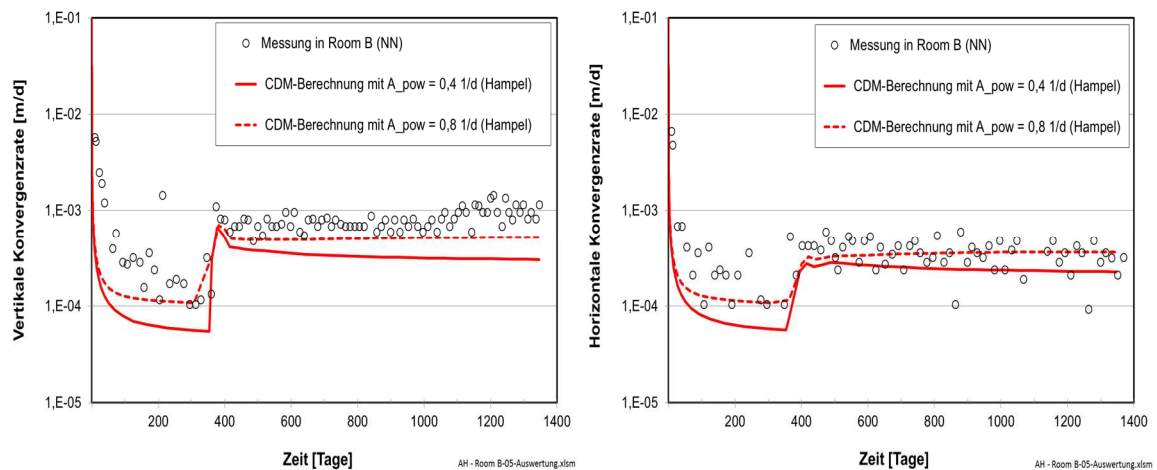


Abb. 69 Vertikale (links) und horizontale (rechts) Konvergenzrate von Room B aus den Simulationen B-03 mit $A_{pow} = 0,4$ 1/d und B-05 mit $A_{pow} = 0,8$ 1/d im Vergleich mit den Messdaten von Sandia [Munson 1997].

Überträgt man diese als Fehlerbalken in das rechte Diagramm, so ist auch die gestrichelt eingezeichnete Anpassung 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, siehe Gleichung (24) auf Seite 14. Nicht untersucht wurde eine alternative Reduzierung des Spannungsexponenten n_{pow} für das Kriechen bei kleinen Spannungen mit entsprechender Anpassung von A_{pow} .

Das Ergebnis dieser Simulation B-05 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 Differenzspannungen große Auswirkungen auf die Vorhersage der Konvergenz 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 die 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. 50. Außerdem könnte eine Ablösung des Steinsalzes über der Firste von der nächsten Anhydritschicht zur Erhöhung der vertikalen Konvergenz geführt haben (s. o.).

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.

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* aber, dass die Modellierung mit dem Stoffgesetz CDM mittlerweile einen hohen Stand erreicht hat und dass die Beschreibung des Temperatureinflusses auf die Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung zu korrekten Ergebnissen und realistischen Vorhersagen führt.

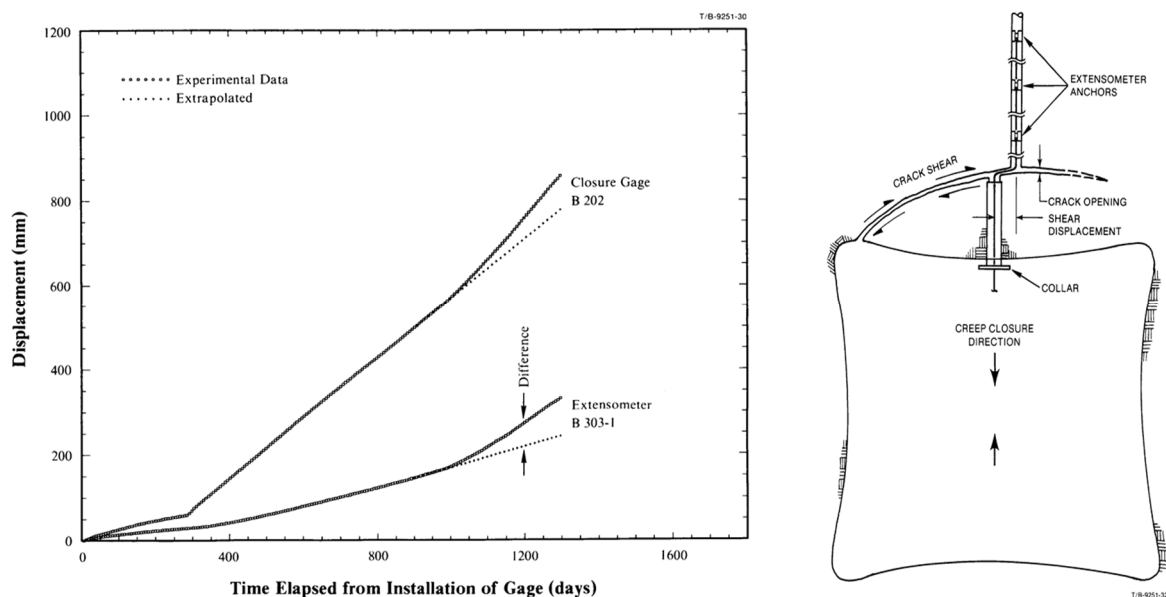


Abb. 70 Vertikale Konvergenz- und Extensometermessungen von Sandia über der Firste (links) lassen darauf schließen, dass sich während des Versuchs über Room B ein Scherbruch und/oder eine Ablösung des Steinsalzes von der darüber liegenden Anhydritschicht ereignet hat [Munson et al. 1990], siehe auch Abb. 50.

5 Zusammenfassung

Die Zusammenarbeit der Projektpartner Dr. Hampel, TU Clausthal, IfG Leipzig, KIT Karlsruhe, Leibniz Universität Hannover, TU Braunschweig 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 solchen 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.

Am dritten Verbundprojekt zum Vergleich der Stoffgesetze zur Beschreibung des thermo-mechanischen Verhaltens von Steinsalz beteiligte sich der Autor mit dem von ihm entwickelten Composite-Dilatanz-Modell (CDM). Die Nachrechnungen der von den Partnern IfG und TUC durchgeführten systematischen Laborversuche führte er mit dem Rechenprogramm Mathcad (Fa. PTC) durch. Für die Simulationen der realen In-situ-Beispielsituationen verwendete er das Finite-Differenzen-Programm FLAC3D der Fa. Itasca.

Das CDM ist ein physikalisches Stoffgesetz zur Beschreibung des thermo-mechanischen Deformationsverhaltens von Steinsalz auf der Basis von im Labor untersuchten Verformungsmikrostrukturen und von Modellvorstellungen über die mikrophysikalischen Verformungsprozesse, im Wesentlichen der Bewegung und Wechselwirkung von Versetzungen. Das aktuelle CDM beschreibt 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. Außerdem berücksichtigt das Modell den kriechbeschleunigenden Einfluss von Feuchtigkeit.

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 überprüft.

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 Ziel besteht 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 SchachanlageASSE 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 gut mit dem gleichen Kennwertsatz beschreiben lassen und demnach ein sehr ähnliches thermomechanisches 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 HFCEP-Versuch (*Heated Free Convergence Probe*) mit Konvergenzmessungen in einem Bohrlochabschnitt, in dem das umgebende Steinsalz mit einem in das Bohrloch herabgelassenen Erhitzer bis auf 229 °C erwärmt wurde. Die IFC-Messdaten wurden zuerst mit dem CDM durch Veränderung zweier Parameterwerte für das stationäre Kriechen angenähert, um der spezifischen Situation am Bohrloch besser Rechnung tragen zu können. Mit diesem geringfügig modifizierten Kennwertsatz wurde dann der HFCEP-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 gleichgroßen Kammern *Room D* und *Room B* simuliert. 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 125 °C 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 mit noch nicht ausreichend modellierten Verformungsphänomenen erklärt werden können, siehe unten.

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. Das Hauptziel dieser 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. 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 dem CDM zutreffend und erfolgreich beschrieben werden. Dieses zeigt den inzwischen erreichten hohen Entwicklungsstand dieses Stoffgesetzes. Insbesondere die Berechnungen zu *Room D* und *Room B* der WIPP haben bei allen Projektpartnern aber auch 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 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)“.

6 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.

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.

Frost, H.J. & Ashby, M.F. 1982. Deformation-mechanism maps. Oxford: Pergamon Press.

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.

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.

Hampel, A. (1993): Struktur und Kinetik der lokalisierten Verformung in kubisch-flächenzentrierten 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. (2012b): Weiterentwicklung der Module im CDM-Stoffgesetzsystem und deren Formulierung für die Verwendung in JIFE. – Abschlussbericht zum BGR-Auftrag Nr. 201-4500067224, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover.

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. 7th 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).

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.

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.

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.

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., 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).

Orowan, E. (1940): Problems of plastic gliding. – Proc. Phys. Soc. 52, S. 8-22.

Plischke, I. & Hunsche, U. (1989): In-situ-Kriechversuche unter kontrollierten Spannungsbedingungen an großen Steinsalzpfelern. – In: V. Maury & D. Fourmaintraux (Hrsg.): Rock

at Great Depth, Proc. ISRM-SPE Int. Symp., Pau (Frankreich), 1989, S. 101-108, A.A. Balkema, Rotterdam.

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. 7th 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.

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.

7 Symbolverzeichnis

Größe	Wert oder Einheit	Bedeutung
a	[m]	Mittlere Breite erhöhter lokaler Spannungskonzentrationen um die "harten" Subkornwände herum
a_0	[m]	Wert von a im erbohrten Steinsalz vor der Verformung im Labor (Startwert der Entwicklungsgleichung von a)
a_1 a_2 a_3 a_4	[K] [K] [1/s] [1]	Parameter in der empirischen Fitfunktion zur Beschreibung der Temperaturentwicklung am Erhitzer unter der Sohle von <i>Room B</i> in der <i>WIPP</i>
a_{Dil}	53 MPa	Parameter in der Formel für die Dilatanzgrenze
A_{pow}	[1/s]	Vorfaktor des Potenzkriechgesetzes (<i>power law</i>) bei kleinen Vergleichsspannungen
a_{ss}	[m]	Stationärer Wert von a
α	0,17	Versetzungswchselwirkungskonstante
α_T	[1/K]	Linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient
b	$3,99 \cdot 10^{-10}$ m	Betrag des Burgersvektors der Versetzungen (Wert für Steinsalz)
b_{Dil}	0,5 MPa	Parameter in der Formel für die Dilatanzgrenze
c_{dam1} c_{dam2} c_{dam3} c_{dam4} c_{dam5} c_{dam6}	[1/(K ² MPa)] [K] [1/MPa] [1] [s] [1]	Parameter in der Formel für D_{dam}
c_{dil1} c_{dil2} c_{dil3}	[1] [MPa] [1]	Parameter in der Formel für r_v
c_{F1} c_{F2} c_{F3}	[MPa/K] [1] [s]	Parameter in der Formel für W_F
c_p	[J/(kg K)]	Spezifische Wärme
c_{pf1} c_{pf2} c_{pf3} c_{pf4} c_{pf5} c_{pf6} c_{pf7}	[1/(s K MPa ²)] [s] [1] [K] [1/MPa] [1] [1/MPa]	Parameter in Formel für $\epsilon_{vol,pf}$
c_{red1} c_{red2} c_{red3} c_{red4} c_{red5}	[1/(s MPa)] [s] [1] [1] [1/MPa]	Parameter in der Formel für $\epsilon_{vol,red}$

c_{rmin}	[K]	Parameter der Gleichung für $r_{min}(T)$
c_w	[m]	Parameter der Entwicklungsgleichung für w
$c_{\phi 1}$ $c_{\phi 2}$	[1] [1]	Parameter in der Formel für f_{ϕ}
$c_{\sigma 1}$ $c_{\sigma 2}$	[1/MPa] [1]	Parameter in der Formel für f_{σ}
D	[1]	Gesamter Schädigungseinfluss auf die Verformung
d_{dam}	[MPa]	Schädigungsparameter (<i>damage parameter</i>)
$d_{dam,pf}$	[MPa]	Parameter der zusätzlichen Schädigung im Nachbruchbereich
D_{dam}	[1]	Schädigungseinfluss auf die Verformung im Vorbruchbereich
d_K	[m]	Mittlere Korngröße, verwendet als obere Grenze für die stationären mikrostrukturellen Größen w , r und a
d_p	[m]	Mittlerer Abstand teilchenartiger Versetzungshindernisse, z.B. von Salzmineralausscheidungen ($p = particle$)
D_{pf}	[1]	Schädigungseinfluss auf die Verformung im Nachbruchbereich (<i>post-failure</i>)
$de_{kl}^{(pl)}$	[1]	Komponenten des Tensors der plastischen Deviatorverzerrungsincremente $de^{(pl)}$ ($k, l = 1, 2, 3$ oder x, y, z)
$d\epsilon$	[1]	Allgemeines Verformungsincrement
$d\epsilon_{cr}$	[1]	Increment der Kriechverformung
$d\epsilon_{eq}$	[1]	Increment der Vergleichsverformung
$d\epsilon_{tot}$	[1]	Increment der schädigungsbeeinflussten Gesamtverformung
$d\epsilon_{tot,\Phi}$	[1]	Increment der feuchte- und schädigungsbeeinflussten Gesamtverformung
$d\epsilon_{vol}$	[1]	Dilatanzincrement
$d\epsilon_{vol,pf}$	[1]	Zusätzliches Dilatanzincrement im Nachbruchbereich
dt	[d]	Zeitincrement
Δa	[m ²]	Aktivierungsfläche der Verformung
Δa_{ss}	[m ²]	Aktivierungsfläche der Verformung im stationären Kriechen
$\Delta\sigma$	[MPa]	Differenzspannung (im Laborversuch: $\sigma_1 - \sigma_3$)

$\Delta\sigma_{nat}$	[MPa]	Natürliche Differenzspannung im untertägigen Steinsalz vor der Auffahrung von Hohlräumen
ε	[1]	Allgemeine Verformung
$\dot{\varepsilon}$ $= d\varepsilon/dt$	[1/s]	Verformungsrate
ε_{cr}	[1]	Kriechverformung (von trockenem, ungeschädigtem Steinsalz)
ε_{tot}	[1]	Schädigungsbeeinflusste Gesamtverformung
$\varepsilon_{tot,\Phi}$	[1]	Feuchte- und schädigungsbeeinflusste Gesamtverformung
ε_{vol}	[1]	Volumetrische Verformung (Dilatanz, Auflockerung)
$\varepsilon_{vol,gen}$	[1]	Erzeugungsanteil (<i>generation</i>) der volumetrischen Verformung (Rissbildung, -wachstum und -öffnung)
$\varepsilon_{vol,pf}$	[1]	Zusätzlicher Dilatanzbeitrag im Nachbruchbereich (<i>post-failure</i>), interpretiert als Beitrag der Bruchzone
$\varepsilon_{vol,red}$	[1]	Rückbildungsanteil (<i>reduction</i>) der volumetrischen Verformung (Risschließung)
f_h	[1]	Volumenbruchteil der subkornwandnahen „harten“ Bereiche, d. h. der Bereiche mit lokaler Spannungsüberhöhung bei den Sukornwänden
$f_{h,ss}$	0,07	Wert von f_h im stationären Kriechen
F_h	[1]	Faktor zur Beschreibung der Erhöhung der Kriechrate durch Feuchtigkeit (<i>humidity</i>) im dilatanten Steinsalz
f_Φ	[1]	Feuchteabhängigkeit von F_h
f_σ	[1]	Spannungsabhängigkeit von F_h
Φ	[%]	Relative Feuchte
G	[MPa]	Scher- oder Schubmodul
g_z	[m/s ²]	Erdbeschleunigung (z: vertikale Richtung)
γ	[1]	Makroskopische Scherverformung
η	[1]	Exponent in der Formel für λ
k_a	$1 \cdot 10^{-8}$	Ratenkonstante für die Evolution von a mit zunehmender Kriechverformung
k_B	$1,3805 \cdot 10^{-23}$ J/K	Boltzmann-Konstante
k_F	[1]	Verformungsratenabhängigkeit von W_F
$k_h = k_{h,ss}$	3,4	Faktor der Spannungsüberhöhung in den subkornwandnahen „harten“ Bereichen, d. h. den Bereichen mit lokaler Spannungsüberhöhung bei den Sukornwänden (als konstant angenommener)
k_{pf}	[1/(s K MPa ²)]	Verformungsratenabhängigkeit von $\varepsilon_{vol,pf}$
k_r	[1]	Ratenkonstante für die Evolution des mittleren Versetzungsabstandes mit zunehmender Kriechverformung

k_s	[1]	Verhältnis des Spannungsniveaus in den Subkörnern zur äußeren Vergleichsspannung
$k_{s,ss}$	0,819	Wert von k_s im stationären Kriechen
k_w	[1]	Ratenkonstante für die Evolution des Subkorndurchmessers mit zunehmender Kriechverformung
λ	[m]	Thermische Leitfähigkeit
λ_{300}	[m]	Thermische Leitfähigkeit bei 300 K (Konstante in der Formel von λ)
M	3	Taylorfaktor
n	[1]	Spannungsexponent (allgemein)
n_{dam}	[1]	Spannungsexponent in der Formel für D_{dam}
n_{pow}	[1]	Spannungsexponent des Potenzkriechgesetzes (<i>power law</i>) bei kleinen Vergleichsspannungen
ν	[1]	Querkontraktionszahl (Poissonzahl)
p	[MPa]	Manteldruck bei triaxialen Versuchen mit zylindrischen Steinsalzproben (Karman-Tests)
Q	[kJ/mol]	Aktivierungsenergie der Versetzungsbewegung
Q_{pow}	[kJ/mol]	Aktivierungsenergie des Potenzkriechgesetzes (<i>power law</i>) bei kleinen Vergleichsspannungen
r	[m]	Mittlerer Abstand mobiler Versetzungen
r_0	[m]	Mittlerer natürlicher Abstand mobiler Versetzungen im erbohrten Steinsalz vor der Verformung im Labor (Startwert der Entwicklungsgleichung von r)
r_{min}	[m]	Minimaler Abstand gleichgerichteter mobiler Versetzungen
r_{ss}	[m]	Mittlerer Versetzungsabstand im stationären Kriechen
r_v	[1]	Verhältnis der volumetrischen Verformungsrate (Dilatanzrate) zur Kriechverformungsrate
R	8,31441 J/(K mol)	Universelle Gaskonstante
ρ	[m ⁻²]	Mittlere Dichte mobiler Versetzungen
ρ_M	[m ⁻²]	Massendichte
ρ_{ss}	[m ⁻²]	Mittlere stationäre Dichte mobiler Versetzungen
s_{kl}	[MPa]	Komponenten des Tensors des Spannungsdeviators s (k, l = 1, 2, 3 oder x, y, z)
σ_1 σ_2 σ_3	[MPa]	Hauptspannungskomponenten, σ_1 : maximale, σ_2 : mittlere, σ_3 : minimale Hauptspannung (vom absoluten Betrag her). In Zylinderproben: σ_1 axial, $\sigma_2 = \sigma_3 = -p$ radial (p: Manteldruck, Druckspannungen negativ)
σ_b	[MPa]	Rückspannung (<i>back stress</i>), die die Versetzungen in den Subkornwänden auf eine mobile Versetzung im Subkorninneren ausüben
σ_{Dil}	[MPa]	Vergleichsspannung an der Dilatanzgrenze
σ_{eq}	[MPa]	Von-Mises-Vergleichsspannung

$\sigma_{eq,nat}$ $= \Delta\sigma_{nat}$	[MPa]	Natürliche Von-Mises-Vergleichsspannung im kompakten untertägigen Steinsalz vor der Auffahrung von Hohlräumen
$\sigma_{G,r}$	[MPa]	Rückspannung der anderen mobilen Versetzungen auf eine laufende Versetzung
σ_h	[MPa]	(Erhöhtes) Spannungsniveau bei den Subkornwänden
σ_s	[MPa]	(Reduziertes) Spannungsniveau in den Subkörnern
σ_u	1 MPa	Normierungsgröße der Spannungen
σ^*	[MPa]	Effektive innere, die Versetzungen treibende Spannung
t	[s]	Zeit
t_{therm}	[s]	Zeit ab Beginn der Erhitzung
T	[K]	Temperatur
T_0	273,15 K	Temperaturkonstante (0 °C)
T_{nat}	[K]	Natürliche Gebirgstemperatur unter Tage
v	[m/s]	Mittlere Versetzungsgeschwindigkeit
v_0	[m/s]	Versetzungsgeschwindigkeitskonstante (Parameter)
w	[m]	Mittlerer Subkorndurchmesser
w_0	[m]	Mittlerer natürlicher Subkorndurchmesser im erbohrten Steinsalz vor der Verformung im Labor (Startwert der Entwicklungsgleichung von w)
w_{ss}	[m]	Mittlerer stationärer Subkorndurchmesser
W_D	[MPa]	Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze
W_F	[MPa]	Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch
x, y	[m]	Horizontale Koordinaten
z	[m]	Vertikale Koordinate

Anhang A Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz mit dem weiterentwickelten CDM

In Kap. 3.2 sind die Nachrechnungen der Laborversuche mit Asse-Speisesalz aus Tab. 2 bis Tab. 4 (Seite 22f.) gezeigt, die mit dem CDM vor dessen Weiterentwicklung durchgeführt wurden. Diese ältere Stoffgesetzversion wurde mit dem Kennwertsatz 1 aus Tab. 5 (Seite 25) für die Simulationen der In-situ-Beispiele IFC, HFCP und Dammjoch aus der Asse verwendet, siehe Kap. 3.3 bis 3.5.

Da die Festigkeitsversuche mit WIPP-Steinsalz mit verschiedenen Verformungsraten von $1 \cdot 10^{-6}$, $1 \cdot 10^{-5}$ und $1 \cdot 10^{-4}$ 1/s durchgeführt wurden, siehe Tab. 8 und Tab. 10, wurde das CDM auf dieser Grundlage um eine Verformungsratenabhängigkeit einiger Größen erweitert, siehe in Kap. 2 die Gleichungen (32), (36), (46) und (48). Außerdem wurde für k_w Gleichung (6) anstelle von (5) sowie r_{\min} in Formel (8) eingeführt. Mit diesen Weiterentwicklungen wurden die Laborversuche mit WIPP-Steinsalz und danach auch die In-situ-Beispiele *Room D* und *Room B* der WIPP (Kap. 4.3 und 4.4) gerechnet.

Im Anschluss daran wurde durch die in diesem Anhang wiedergegebenen Anpassungen des weiterentwickelten Stoffgesetzes an die Versuchsdaten vom Asse-Speisesalz verifiziert, dass sich die neue CDM-Version auch auf diesen Salztyp anwenden lässt. Dabei wurde der Kennwertsatz 2 aus Tab. 5 ermittelt. Die Simulationen IFC, HFCP und Dammjoch konnten im Vorhaben aus Zeitgründen nicht mehr mit dem neuen Kennwertsatz wiederholt werden.

Abb. 71 zeigt die Anpassungen des weiterentwickelten CDM mit den angegebenen Kennwerten an die stationären Kriechraten aus den IfG-Versuchen aus Tab. 2. Für den

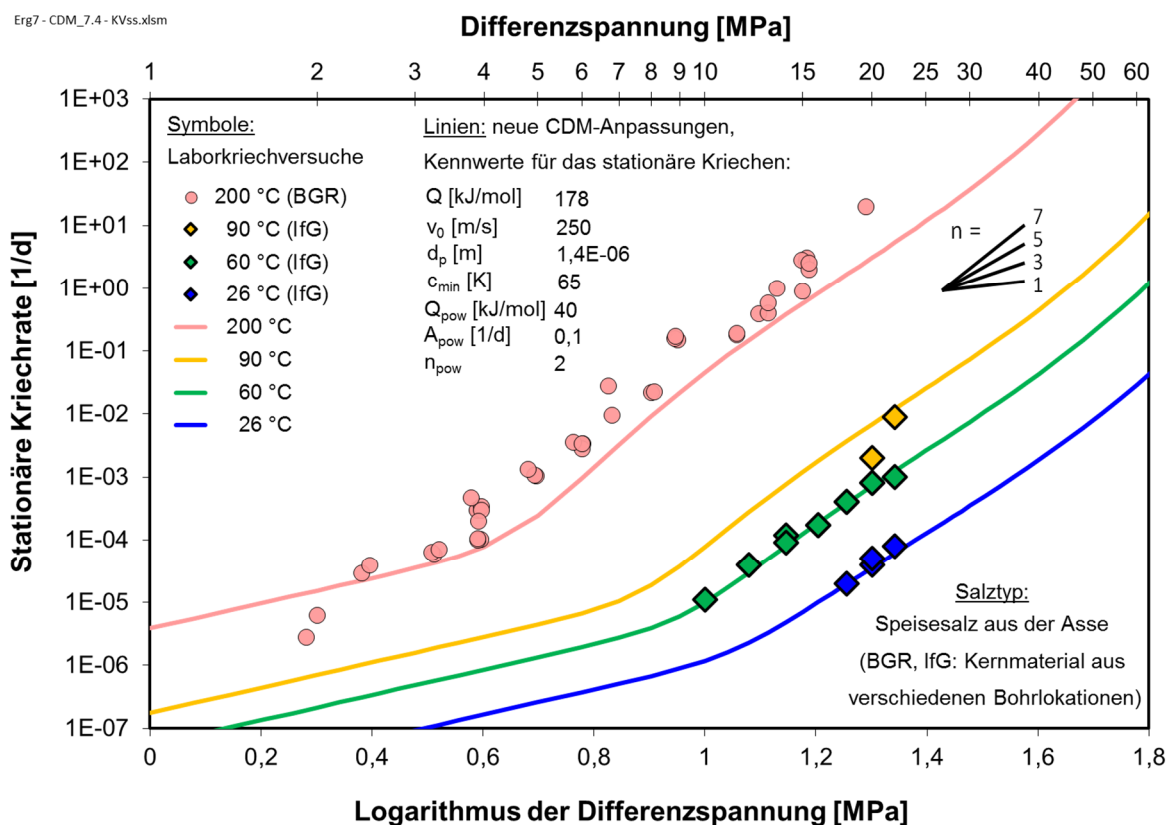


Abb. 71 Anpassung des weiterentwickelten CDM an die stationären Kriechraten aus Labor-kriechversuchen unter der Dilatanzgrenze, vgl. mit Abb. 1 und Abb. 2.

Potenzansatz zur Beschreibung der stationären Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen aus Gleichung (24) wurde hierfür ein kleinerer Exponent von $n_{pow} = 2$ angesetzt.

Zum Vergleich sind in Abb. 71 Daten aus älteren BGR-Versuchen bei 200 °C mit eingetragen, die zur gleichen Versuchsserie wie diejenigen aus Abb. 1 gehören. Auch diese Daten werden von der zugehörigen Modellkurve recht gut beschrieben, sodass man darauf schließen könnte, dass die ermittelten Aktivierungsenergien Q und Q_{pow} bis 200 °C unverändert gelten. Allerdings ist zu bedenken, dass die BGR-Proben nicht aus der gleichen Bohrlotation innerhalb des Speisesalzvorkommens der Schachanlage Asse II stammen wie die IfG-Proben. Beide Probensätze zeigen nahe der Raumtemperatur unterschiedliche Ergebnisse, siehe Abb. 1. Ein Vergleich der CDM-Kurvenverläufe in Abb. 2 und Abb. 71 zeigt oberhalb von 20 MPa Differenzspannung die Auswirkungen von r_{min} in Gleichung (8): Während ohne r_{min} in Abb. 2 der Anstieg zu großen Spannungen hin wieder abnimmt, welches physikalisch nicht plausibel und nur eine mathematische Folge der Gleichung (16) ist, wird dieses mit der Ergänzung r_{min} verhindert.

In Abb. 72 bis Abb. 76 sind die Anpassungen des weiterentwickelten CDM mit dem Kennwertsatz 2 aus Tab. 5 von Seite 25 dargestellt. Der Vergleich mit den Nachrechnungen in Abb. 3 bis Abb. 7 mit der älteren CDM-Version und dem Kennwertsatz 1 ergibt eine ähnliche Übereinstimmung mit den Messdaten, lediglich die Verheilungsversuche in Abb. 76 werden vom Modell nicht so gut wiedergegeben. Dafür wurden sie hier mit Berücksichtigung des Nachbruchverhaltens berechnet, die bei den Berechnungen aus Abb. 7 zu numerischen Problemen geführt hatte. Dies deutet darauf hin, dass die Probleme dort auf ein komplexes Zusammenwirken verschiedener Stoffgesetzmodule zurückzuführen waren, das im Detail noch nicht geklärt ist.

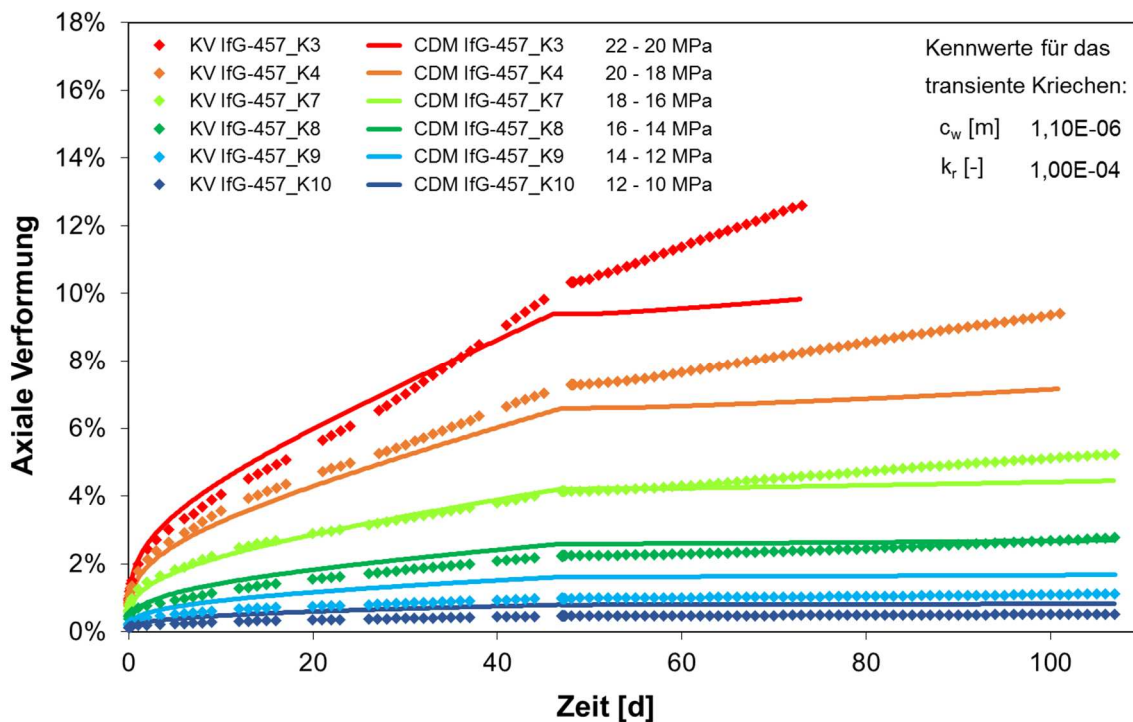


Abb. 72 Anpassung des weiterentwickelten CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 71 und den angegebenen Werten für c_w aus (6) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der zweistufigen Kriechversuche (KV) mit $T = 60$ °C, Manteldruck $p = 20$ MPa und den angegebenen Differenzspannungen $\Delta\sigma$, siehe Tab. 2.

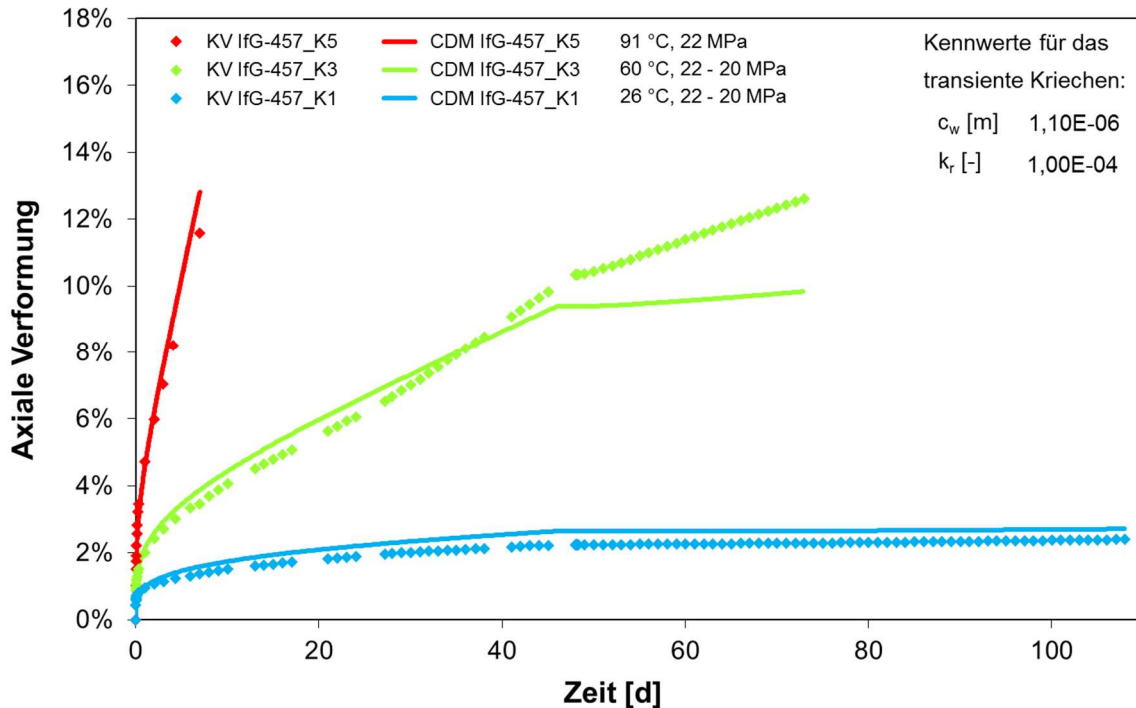


Abb. 74 Anpassung des weiterentwickelten CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 71 und den angegebenen Werten für c_w aus (6) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der Kriechversuche (KV) mit $T = 26, 60, 91$ °C, $\Delta\sigma = 22$ und 20 MPa und $p = 20$ MPa, siehe Tab. 2.

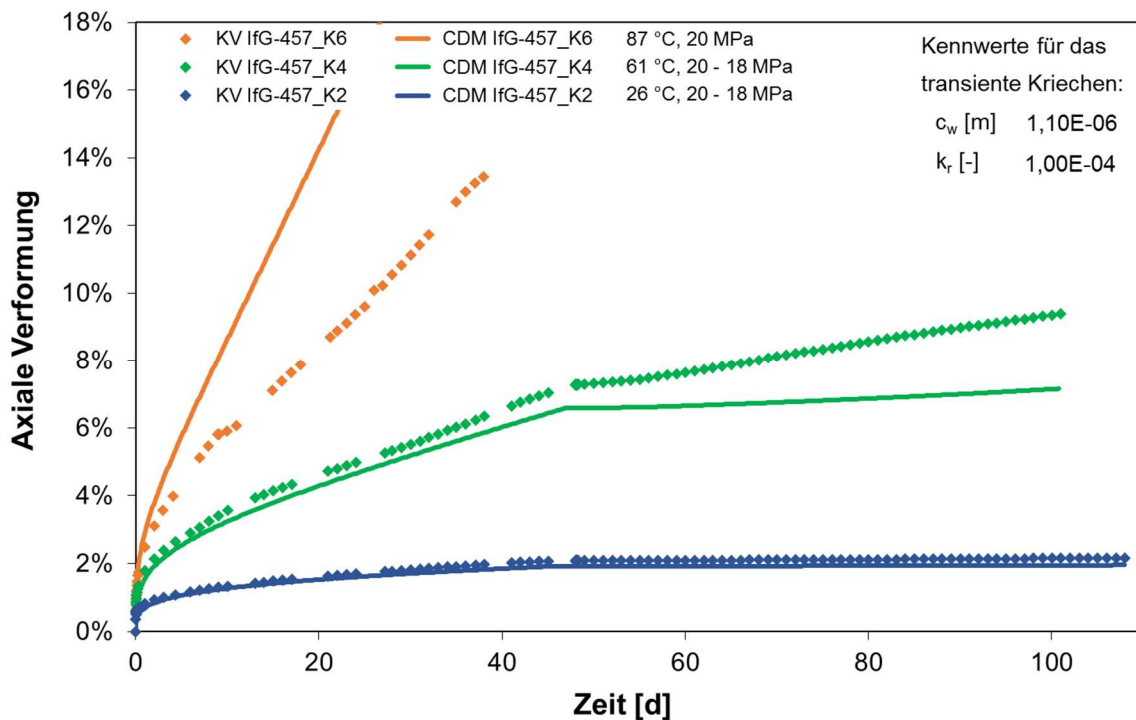


Abb. 73 Anpassung des weiterentwickelten CDM mit den Kennwerten für das stationäre Kriechen aus Abb. 71 und den angegebenen Werten für c_w aus (6) und k_r aus (3) für das transiente Kriechen an die Daten der Kriechversuche (KV) mit $T = 26, 61, 87$ °C, $\Delta\sigma = 20$ und 18 MPa und $p = 20$ MPa, siehe Tab. 2.

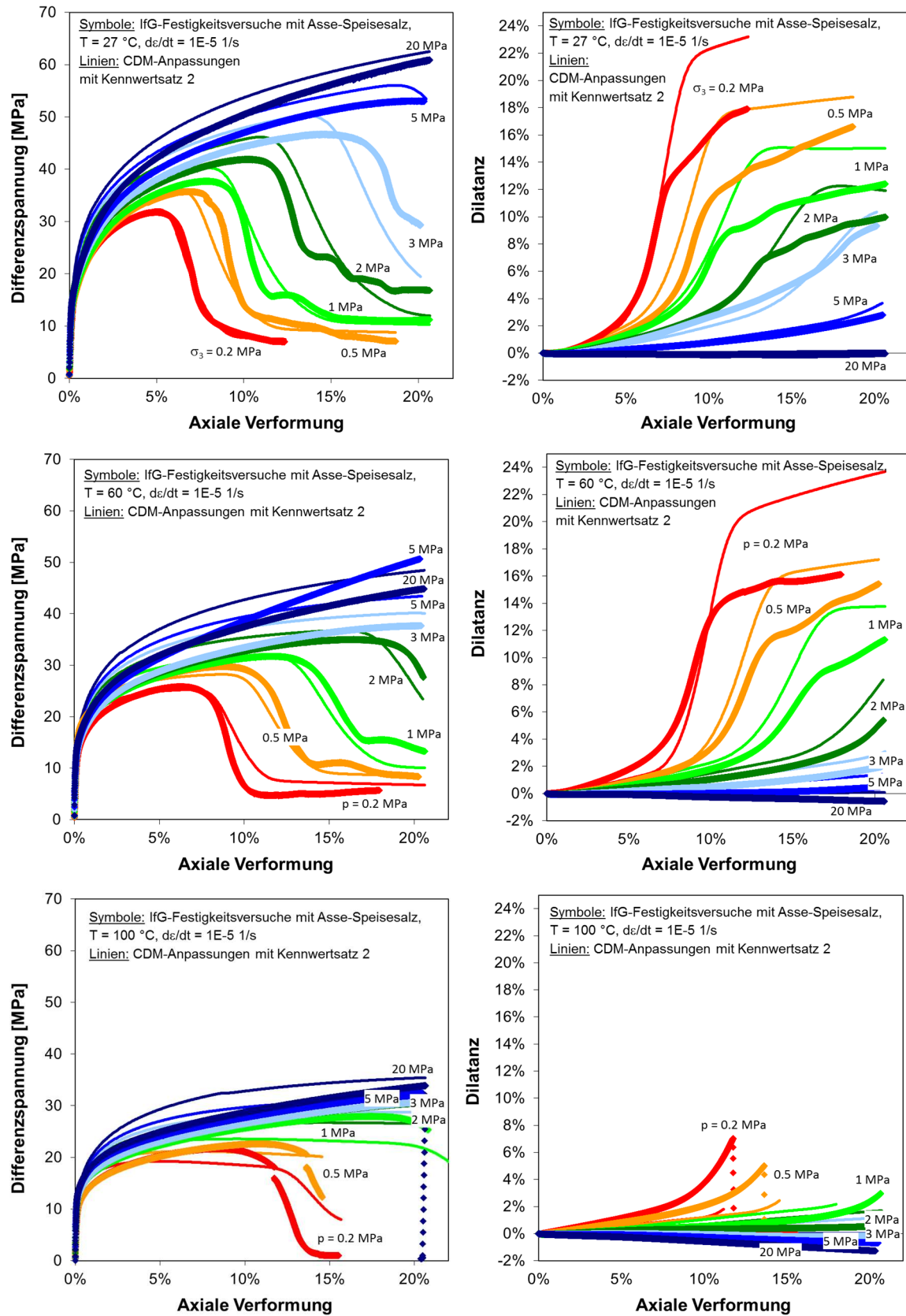


Abb. 75 Anpassung des erweiterten CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz 2 aus Tab. 5 für das Kriechen sowie für die Dilatanz, Schädigung, „Verheilung“, den Bruch und das Nachbruchverhalten an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit $T = 27$ °C (oben), 60 °C (Mitte) und 100 °C (unten), mit $d\varepsilon/dt = 1E-5$ 1/s und den angegebenen Manteldrücken $p = -\sigma_3$, siehe Tab. 2.

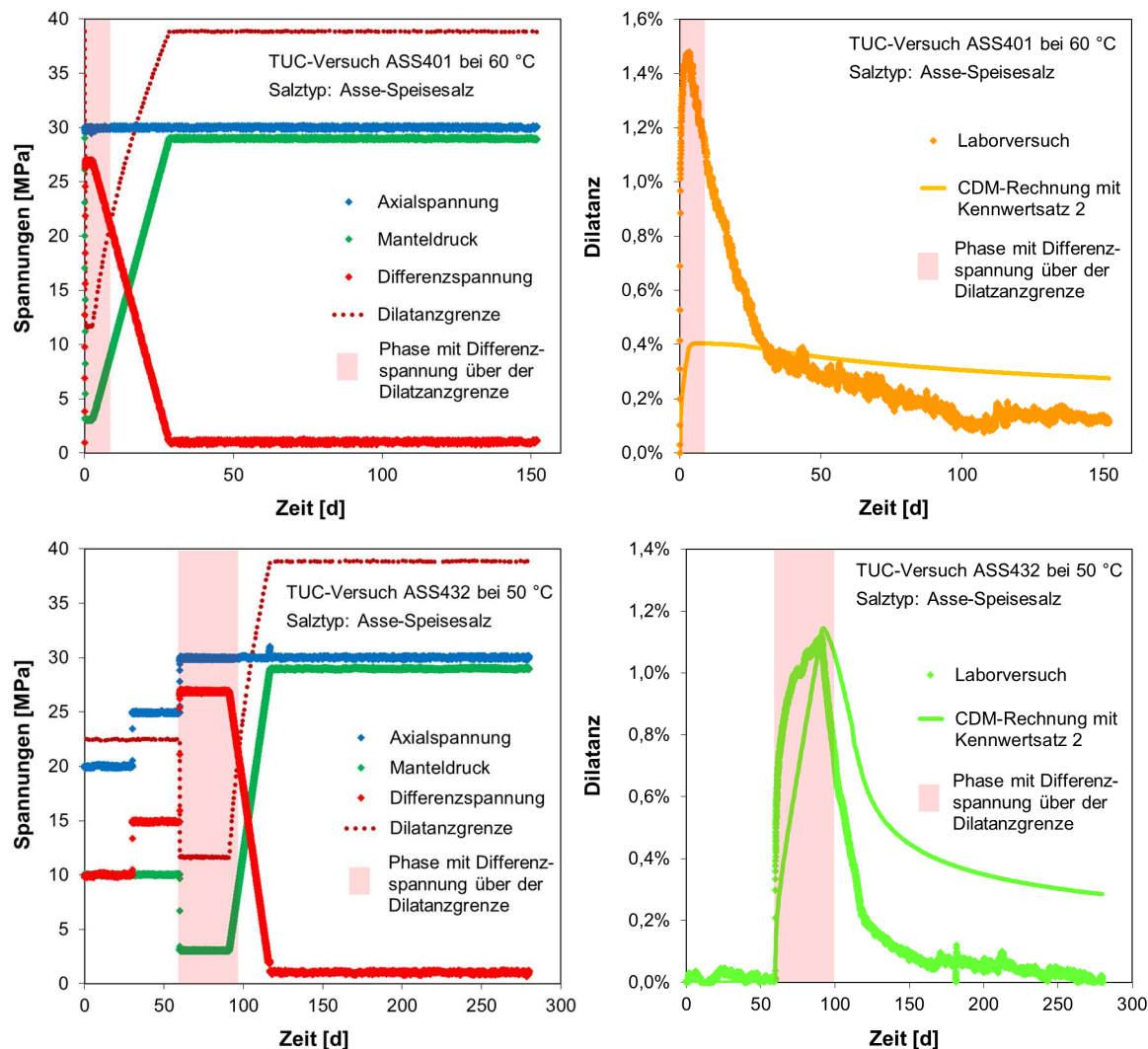


Abb. 76 Nachrechnung der beiden TUC-Verheilungsversuche aus Tab. 4 mit dem erweiterten CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz 2 aus Tab. 5 für Asse-Speisesalz. In dem rosa hinterlegten Bereich, in dem die Differenzspannung über der Dilatanzgrenze liegt, wird über einen definierten Zeitraum Schädigung und Dilatanz erzeugt, die sich in der anschließenden Phase mit abnehmender Differenzspannung wieder zurückbildet. Als Dilatanzgrenze wurde die Funktion aus Formel (30) verwendet.