

**Verbundprojekt: Weiterentwicklung und Qualifizierung der  
gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung  
im Steinsalz (WEIMOS)**

**Ergebnisbericht zu Teilprojekt A**

|                                   |                                                                                                                                               |
|-----------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Zuwendungsempfänger<br>und Autor: | Dr. Andreas Hampel<br>Grünberger Str. 56, 55129 Mainz<br>E-Mail: <a href="mailto:hampel@hampel-consulting.de">hampel@hampel-consulting.de</a> |
| Zuwendungsgeber:                  | Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz,<br>nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz                                                       |
| Projektträger:                    | Projektträger Karlsruhe (PTKA)<br>Karlsruher Institut für Technologie (KIT)                                                                   |
| Förderkennzeichen:                | 02E11446A                                                                                                                                     |
| Projektlaufzeit:                  | 01.04.2016 – 31.12.2022                                                                                                                       |
| Datum:                            | 31.12.2022                                                                                                                                    |

2016 – 2021

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

2021-2022

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit  
und Verbraucherschutz

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

BETREUT VOM



**PTKA**  
**Projektträger Karlsruhe**

Karlsruher Institut für Technologie

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde bis 2021 mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie und anschließend mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz unter dem Förderkennzeichen 02E11446A gefördert.  
Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt beim Autor.

## Inhalt

|       |                                                                                             |    |
|-------|---------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 1     | Einleitung und Zielsetzung                                                                  | 5  |
| 2     | Rückblick auf die vorlaufenden drei Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich                | 7  |
| 2.1   | Verbundprojekt I                                                                            | 7  |
| 2.2   | Verbundprojekt II                                                                           | 7  |
| 2.3   | Verbundprojekt III                                                                          | 8  |
| 3     | Das thermomechanische Verhalten von Steinsalz                                               | 9  |
| 4     | Das Stoffmodell CDM                                                                         | 10 |
| 4.1   | Transientes und stationäres Kriechen                                                        | 11 |
| 4.1.1 | Kriechen bei mittleren und höheren Vergleichsspannungen                                     | 11 |
| 4.1.2 | Kriechen bei kleinen Vergleichsspannungen                                                   | 18 |
| 4.2   | Dilatanzgrenze                                                                              | 21 |
| 4.3   | Entwicklung von Schädigung und Dilatanz                                                     | 24 |
| 4.4   | Rückbildung von Schädigung und Dilatanz (Verheilung)                                        | 25 |
| 4.5   | Richtungsabhängigkeit der volumetrischen Verformung                                         | 26 |
| 4.6   | Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Verformung                                     | 28 |
| 4.7   | Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit                                                          | 29 |
| 4.8   | Nachbruchverhalten und Restfestigkeit                                                       | 30 |
| 4.9   | Zugschädigung und Zugversagen                                                               | 31 |
| 4.10  | Einfluss von Feuchtigkeit                                                                   | 32 |
| 4.11  | Dreidimensionale Formulierung                                                               | 33 |
| 4.12  | Elastische Verformung                                                                       | 33 |
| 5     | Kennwertbestimmungen für die Stoffmodellparameter                                           | 35 |
| 5.1   | Verwendete Laborversuche                                                                    | 35 |
| 5.2   | Nachrechnungen der Laborversuche                                                            | 38 |
| 5.2.1 | Stationäres Kriechen                                                                        | 39 |
| 5.2.2 | Transientes Kriechen                                                                        | 40 |
| 5.2.3 | Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten                                       | 43 |
| 5.2.4 | Schädigungsrückbildung                                                                      | 47 |
| 5.3   | CDM-Kennwerte für WIPP-Steinsalz                                                            | 55 |
| 6     | Simulation der aktuellen stationären Salzaufstiegsrate in einem generischen Salzstockmodell | 57 |
| 7     | Beispielsimulationen zur richtungsabhängigen Schädigung                                     | 63 |
| 8     | Simulationen eines Biegebalkens und eines Spaltzugversuchs                                  | 69 |

---

|        |                                                                                              |     |
|--------|----------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 8.1    | Biegebalken                                                                                  | 69  |
| 8.2    | Spaltzugversuch (Brazilian test)                                                             | 72  |
| 9      | Simulation der Zugschädigung infolge der Abkühlung eines erhitzten Bohrlochs im HFCP-Versuch | 77  |
| 10     | Simulation von Room D in der WIPP mit Zugschädigung                                          | 80  |
| 11     | Simulationen zweier Virtueller Demonstratoren                                                | 84  |
| 11.1   | Modelle und Simulationsrandbedingungen                                                       | 84  |
| 11.1.1 | Virtueller Demonstrator I                                                                    | 84  |
| 11.1.2 | Virtueller Demonstrator II                                                                   | 85  |
| 11.2   | Berechnungsergebnisse                                                                        | 87  |
| 11.2.1 | Studie zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen                         | 87  |
| 11.2.2 | Modellierung der Schädigungsrückbildung und Verheilung                                       | 91  |
| 11.2.3 | Modellierung des Einflusses von Zugspannungen                                                | 95  |
| 12     | Zusammenfassung                                                                              | 99  |
| 13     | Literaturverzeichnis                                                                         | 103 |

Gesamtblattzahl: 108

## 1 Einleitung und Zielsetzung

Die Arbeiten im Verbundprojekt WEIMOS haben das Gesamtziel, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle (HAW: *high-level radioactive waste*) in untertägigen Steinsalzformationen weiterzuentwickeln und für die Anwendung zu qualifizieren. Zu den Instrumentarien gehören zum einen physikalisch fundierte, in numerische Rechenprogramme implementierte Stoffmodelle, mit denen in Simulationsberechnungen das thermomechanische 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 Szenarien 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 Standsicherheit 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 Stoffmodelle und computergestützte Simulationsverfahren erforderlich.

Verschiedene Arbeitsgruppen haben in den vergangenen Jahrzehnten weltweit durch zahlreiche experimentelle Untersuchungen im Labor und Messungen unter Tage umfangreiche Erfahrungen und Erkenntnisse zum thermomechanischen Verhalten von Steinsalz erlangt. Auf dieser Basis wurden eine Reihe von Stoffmodellen und Modellierungsverfahren zur physikalischen Beschreibung des Verformungsverhaltens und seiner systematischen Abhängigkeiten von in situ relevanten Randbedingungen entwickelt und fortlaufend verbessert.

Zwischen 2004 und 2016 wurden aktuelle Stoffmodelle und Berechnungsverfahren in drei Verbundprojekten detailliert analysiert und miteinander verglichen, siehe Kapitel 2. Als Schlussfolgerung ergab sich daraus der Bedarf für weitere Forschung und Entwicklung zu den Themen der folgenden Arbeitspakete:

- AP 1 Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen,
- AP 2 Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung,
- AP 3 Verformungsverhalten infolge von Zugbelastungen,
- AP 4 Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechsellagerung).

Aufgrund der Komplexität konnten die Arbeiten nicht von einer einzelnen Institution, sondern nur im Verbund der in Tab. 1 genannten Partner durchgeführt werden. Theoretische Arbeiten wie die Analyse, Diskussion und physikalische Beschreibung der genannten Phänomene wurden begleitet von exemplarischen numerischen Simulationen. Zur Unterstützung und als Basis für die Weiterentwicklung der geomechanischen Modellierung wurden von den Partnern IfG, TUC und Sandia spezifische experimentelle Laborversuchsprogramme durchgeführt.

Sandia beteiligte sich als assoziierter, das heißt nicht von den deutschen Ministerien finanzierter Partner. Besondere Bedeutung erlangte die Zusammenarbeit durch die Erfahrung von Sandia mit dem Endlager WIPP (*Waste Isolation Pilot Plant* in New Mexico, USA) in flacher Lagerung und das gemeinsame Interesse an anwendungsbezogenen Forschungsarbeiten als Grundlage für die Bewertung der Option einer HAW-Endlagerung in einer

| FKZ        | Projektpartner                                                                                                   | Abkürzung |
|------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| 02E11446A  | Dr. Andreas Hampel, Wissenschaftlicher Berater, Mainz                                                            | Hampel    |
| 02E11446B  | IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig                                                                   | IfG       |
| 02E11446C  | Leibniz Universität Hannover, Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen, Hannover                  | LUH       |
| 02E11446D  | Technische Universität Braunschweig, Institut für Geomechanik und Geotechnik, Braunschweig                       | TUBS      |
| 02E11446E  | Technische Universität Clausthal, Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme, Clausthal-Zellerfeld | TUC       |
| assoziiert | Sandia National Laboratories, Albuquerque und Carlsbad, New Mexico, USA                                          | Sandia    |

Tab. 1 Partner im Verbundprojekt, ihre Förderkennzeichen (FKZ) und im Bericht verwendeten Abkürzungen

solchen Salzformation, auf der gemäß dem Förderkonzept [BMW 2015] der Fokus der Arbeiten in WEIMOS lag.

Die erarbeiteten Erkenntnisse wurden schließlich in AP 5 in zwei komplexen gebirgsmechanischen Berechnungsmodellen, den Virtuellen Demonstratoren, zusammengeführt. Der erste Virtuelle Demonstrator besteht aus einer Strecke mit Abdichtungsbauwerk in einem generischen HAW-Endlager in flacher Lagerung. Das Modell lehnt sich an die geologischen Verhältnisse der WIPP an. Die Berechnung diente zur Demonstration der Ergebnisse vorwiegend aus den APs 1 und 2. Mit dem zweiten Demonstrator wurde die Eignung der Stoffmodelle zur Beschreibung intensiver Zugschädigung (AP 3) anhand der Berechnung einer stark geschädigten Firste überprüft und dokumentiert, die ebenfalls an vielen Stellen in der WIPP vorgefunden wird.

Die von Sandia durchgeführten Arbeiten zu AP 4, zu der die Firma RESPEC Inc. in Rapid City, SD, USA Laborversuche durchgeführt hat, dienten nicht als Grundlage für die Erweiterung der Stoffmodelle, sondern zur Überprüfung der Gültigkeit etablierter gebirgsmechanischer Modellierungsverfahren zur Beschreibung des Einflusses von Grenzflächen im Steinsalz. Die Ergebnisse dieser Arbeiten sind von Sandia veröffentlicht worden [Sobolik & Reedlunn 2019, Sobolik et al. 2019, 2020, 2022].

Das Vorhaben hatte eine für alle Partner gleichlaufende Bearbeitungszeit vom 1. April 2016 bis 31. März 2022. Daran schloss sich im Teilprojekt A die Erstellung des gemeinsamen Syntheserichtes an, in dem die Arbeiten der Projektpartner zu den APs 1 bis 3 und 5 zusammenfassend dargestellt, die Ergebnisse miteinander verglichen und Schlussfolgerungen für mögliche weitere experimentelle und theoretische Arbeiten zur geomechanischen Modellierung von Steinsalz gezogen werden.

Der vorliegende Bericht beschreibt die Arbeiten und Ergebnisse des Autors in seinem Teilprojekt A des Verbundprojektes WEIMOS.

## **2 Rückblick auf die vorlaufenden drei Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich**

Im Jahr 2000 wurde von Udo Hunsche und Otto Schulze in der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR) in Hannover sowie dem Autor die Idee entwickelt, in einem gemeinsamen Projekt mehrerer Arbeitsgruppen deren Stoffmodelle, auch „Stoffgesetze“ genannt, auf dem aktuellen Stand zu dokumentieren und durch Berechnungen ausgewählter, typischer Beispielsituationen aus untertägigen Grubenbauten zu überprüfen und miteinander zu vergleichen. Bis dahin waren Stoffmodelle für Steinsalz von verschiedenen Arbeitsgruppen parallel und meist unabhängig voneinander entwickelt worden.

### **2.1 Verbundprojekt I**

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

Von der BGR, TUC und dem IfG wurden eine Reihe von systematischen spannungsgeregelten Kriechversuchen und verformungsgeregelten Festigkeitsversuchen durchgeführt und von allen Partnern mit ihren Stoffmodellen nachgerechnet. Die besondere Herausforderung bestand darin, einen konstanten einheitlichen Kennwertsatz für die Stoffmodellparameter zu ermitteln, der eine bestmögliche Beschreibung des mechanischen Materialverhaltens für alle in situ relevanten Spannungsbedingungen liefert. Anschließend wurden drei einfache, aber typische Anwendungsbeispiele berechnet. Das erste Verbundprojekt endete am 30.11.2006.

### **2.2 Verbundprojekt II**

Die Überprüfung und der Vergleich der Stoffmodelle und Modellierungsverfahren wurden am 1. August 2007 mit dem ebenfalls vom BMBF geförderten zweiten Verbundprojekt „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz“ fortgesetzt [Hampel et al. 2010a+b, 2012, Salzer 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 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 wurden vom IfG und der TUC wiederum eine Reihe von systematischen Laborversuchen durchgeführt und von den Partnern mit ihren Stoffmodellen 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 31.07.2010.

### 2.3 Verbundprojekt III

Das dritte Verbundprojekt mit dem Titel „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ hatte eine gemeinsame Laufzeit aller Partner vom 01.10.2010 bis zum 31.03.2016. Anschließend wurde der gemeinsame Synthesebericht im Teilvorhaben 1 bis zum 30.09.2016 erstellt [Hampel et al. 2016]. Dieses Vorhaben wurde vom Ministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) gefördert. Neben den Partnern aus dem zweiten Vorhaben nahm auch die TU Braunschweig teil. Außerdem beteiligte sich erstmals Sandia als assoziierter, das heißt nicht vom BMWi finanzierter Partner.

Die Partner führten mit ihren Stoffmodellen und Programmsystemen wiederum Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in realen Untertagestrukturen im Steinsalz durch [Hampel et al. 2015, 2016, Salzer et al. 2015, Düsterloh et al. 2015, Herchen et al. 2018, Lüdeling et al. 2018]. Im Vordergrund stand nunmehr das thermomechanische Verhalten sowie die Schädigungsrückbildung und Verheilung im Steinsalz. Das Projekt diente der Überprüfung und realitätsnäheren Einschätzung der Stoffmodellfähigkeiten im Hinblick auf deren Einsatz bei der praktischen Anwendung der Berechnung und Sicherheitsbewertung von Endlagern für wärmeentwickelnde, hochradioaktive Abfälle im Steinsalz. Nach deren Einlagerung kann die Temperatur im umgebenden Gestein je nach Einlagerungskonzept auf Werte von über 100 °C steigen.

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 einen stärkeren Anstieg der Schädigung im Saum um untertägige Hohlräume herum zur Folge. Andererseits führt ein rascheres Auflaufen des Gesteins auf Dammbauwerke und Verfüllmaterialien zu einem schnelleren Ansteigen der minimalen Hauptspannungskomponente und bewirkt damit dort einen schnelleren Rückgang der Schädigung, Dilatanz und Permeabilität in der Auflockerungszone und damit eine schnellere Verheilung der geschädigten Bereiche. Die korrekte Beschreibung dieser Vorgänge ist somit entscheidend für den zuverlässigen Integritätsnachweis der geologischen Barriere nach der Einlagerung hochradioaktiver Abfälle.

Das dritte Verbundprojekt folgte 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 bestand. Dazu wurden von den Partnern IfG und TUC zahlreiche hochpräzise Laborversuche mit Steinsalz aus der Schachanlage Asse II und zum Vergleich mit den Steinsalztypen *clean salt* und *argillaceous salt* aus der WIPP durchgeführt.

Die Versuchsnachrechnungen dienten der Überprüfung, ob die Stoffmodelle die Verformungsphänomene und deren Abhängigkeiten von in-situ relevanten Randbedingungen korrekt beschreiben. Außerdem wurden mit ihnen salztypspezifische Kennwerte für die Stoffmodellparameter ermittelt, mit denen anschließend Untertagestrukturen in der Schachanlage Asse II und der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) berechnet wurden.

### 3 Das thermomechanische Verhalten von Steinsalz

Natürliches Steinsalz verformt sich aufgrund seiner polykristallinen NaCl-Gitterstruktur unter Kompressionsbelastungen duktil. Sein thermomechanisches Verhalten ähnelt sowohl makroskopisch als auch hinsichtlich der zugrundeliegenden Verformungsmechanismen und Verformungsmikrostrukturen weitgehend dem von Metallen und Legierungen. Stoffmodelle für Steinsalz basieren daher häufig auf bewährten theoretischen Ansätzen, die ursprünglich zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Metallen und Legierungen entwickelt wurden.

Bei höheren Differenzspannungen, das bedeutet Spannungen oberhalb von ca. 6 bis 8 MPa bei Temperaturen bis ungefähr 60 °C, wird die Kriechverformung maßgeblich durch bewegliche Versetzungen getragen. In sehr feinkörnigem Steinsalz und/oder bei höherem Feuchtegehalt im Salz kann Korngrenzgleitung einen Beitrag zur Verformung leisten.

Bei kleineren Spannungsdifferenzen werden sehr kleine stationäre Verformungsraten von zum Teil weit unter  $10^{-5}$  1/d gemessen. Sie werden, basierend auf diversen Laboruntersuchungen, mit diffusionsgesteuerten Kriechmechanismen wie Drucklösungs- und Abscheidungsprozessen erklärt (engl.: *(dis)solution-precipitation processes: pressure solution and dynamic recrystallization* [Urai & Spiers 2007]). Während die Diffusion entlang von Korngrenzen erfolgt und ausschließlich mit stationärer Verformung in Verbindung gebracht wird, wird zumindest bei Differenzspannungen oberhalb von 1 bis 2 MPa aber auch transientes Kriechen beobachtet. Dieses wird damit erklärt, dass auch in diesem Niedrigspannungsbereich parallel nach wie vor Versetzungsprozesse aktiv sind.

Bei Differenzspannungen oberhalb der Dilatanzgrenze findet durch Bildung, Wachstum und Öffnung von Mikrorissen und Poren im Salz zunehmend Schädigung statt, die zu einer von außen messbaren Volumenzunahme (Dilatanz, Auflockerung) führt. Dabei entspricht die Dilatanzgrenze eher einem nur unscharf zu bestimmenden Spannungsbereich, weil die makroskopische Volumenzunahme hier nur langsam einsetzt und von Probe zu Probe größere Unterschiede zeigt. Mit zunehmender Schädigung geht eine Entfestigung einher, die zu einer verminderten Tragfähigkeit des Materials führt.

Schließlich erfolgt unter Kompressionsbeanspruchungen der Kriechbruch. Bei schnellen Belastungen spricht man vom Erreichen der Kurzzeitfestigkeitsgrenze. Daran schließt sich das Nachbruchverhalten mit einer raschen und starken Abnahme der Festigkeit bis zum Erreichen einer Restfestigkeit an. Diese wird häufig in der Nähe des Spannungsniveaus der Dilatanzgrenze beobachtet.

Kommt geschädigtes Steinsalz infolge des Aufkriechens gegen ein Hindernis (z. B. ein Dammbauwerk oder Verfüllmaterial) unter Gegendruck, so werden die geöffneten Risse und Poren wieder geschlossen. Dieser Schädigungsrückgang führt schließlich zu einem Wiederaufbau der Kohäsion zwischen den Rissoberflächen und damit zu einer vollständigen Verheilung. Diese ist mit einer Wiederherstellung der Dichtigkeit und Festigkeit des Steinsalzes verbunden. Allerdings wird der Begriff „Verheilung“ häufig nicht nur für das Ende des Schädigungsrückgangs, sondern unscharf für den gesamten Prozess ab Beginn der Dilatanz- und Schädigungsabnahme verwendet.

Bei Zugbelastungen findet in natürlichem Steinsalz hingegen keine duktile Verformung statt. Vielmehr erfolgt nach Überschreiten der Zugfestigkeit wie in anderen kristallinen Gesteinsarten ein sofortiger Sprödbbruch mit einer schlagartigen Abnahme der Festigkeit auf Null. Für Zugspannungen wird häufig eine Dilatanzgrenze von Null angesetzt.

## 4 Das Stoffmodell CDM

Das Composite-Dilatanz-Modell (CDM) ist ein physikalisches Stoffmodell zur Berechnung des thermomechanischen Deformationsverhaltens von Steinsalz. Es wurde vom Autor seit 1993 aus dem „Verbundmodell“ (engl.: *Composite Model*) für das transiente und stationäre Kriechen bei mittleren und höheren Differenzspannungen [Vogler 1992, Weidinger 1998] weiterentwickelt und fortlaufend um die Beschreibung weiterer Verformungsphänomene erweitert und verbessert.

Das aktuelle Modell beschreibt im Steinsalz die folgenden Verformungsphänomene:

1. transientes Kriechen infolge von Be- und Entlastungen,
2. stationäres Kriechen als Resultat des transienten Kriechens nach längerer konstanter Belastung,
3. Entwicklung von Schädigung aufgrund von Scher- und Zugbeanspruchungen, die beide zur Bildung und zum Wachstum von Mikrorissen führen,
4. Entwicklung von Dilatanz (Auflockerung, volumetrische Verformung) aufgrund der Öffnung von Mikrorissen und Poren,
5. Rückbildung der Schädigung und Dilatanz infolge des Schließens der Mikrorisse und Verheilung als Folge der Wiederherstellung der Kohäsion zwischen den Rissflächen, die zur Wiederherstellung der Festigkeit führt,
6. Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Verformungs- und Spannungsentwicklung,
7. Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit, dem Grenzfall bei schneller Belastung,
8. Nachbruchverhalten und Restfestigkeit,
9. Beschleunigung des Kriechens durch Feuchtigkeit.

Im Gegensatz zur großen Gruppe der rheologischen Modelle wird das Kriechen im CDM auf der Grundlage von im Labor untersuchten Verformungsmikrostrukturen (Subkornstruktur, Versetzungsdichte) und von Modellvorstellungen über die mikrophysikalischen Verformungsprozesse formuliert. Letztere bestehen bei höheren Differenzspannungen im Wesentlichen aus den Bewegungen und Wechselwirkungen von Versetzungen und aus den Auswirkungen der von den Versetzungen gebildeten Subkornstruktur auf die Versetzungsbewegungen. Daher wird das stationäre Kriechen nicht wie in diversen anderen Stoffmodellen additiv beschrieben, wie es für zwei unabhängige Prozesse gültig wäre. Es ergibt sich unter konstanten Randbedingungen vielmehr automatisch aus dem transienten Kriechen.

Im Steinsalz entwickelt sich unter bestimmten Bedingungen (Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze) Schädigung und Dilatanz. Beide werden im CDM als Folge der Kriechverformung beschrieben und sind daher mathematisch mit der Kriechmodellierung verknüpft. Dabei dient die volumetrische Verformung sowohl im Experiment als auch in den Berechnungen als Größe zur Beschreibung der Schädigung von Steinsalz.

Jedes der genannten Verformungsphänomene wird unter dem Einfluss verschiedener Differenzspannungen, Manteldrücke und Temperaturen in einem in-situ relevanten Wertebereich beschrieben.

Die elastische Verformung wird durch das Hooke'sche Gesetz modelliert, wobei die elastischen Moduln im CDM dilatanz- und damit schädigungsabhängig formuliert sind.

## 4.1 Transientes und stationäres Kriechen

### 4.1.1 Kriechen bei mittleren und höheren Vergleichsspannungen

Der Ausdruck „Composite“ im Stoffmodellnamen bezieht sich auf die Mikrostruktur, die seit langem in natürlichem Steinsalz vorgefunden und untersucht wird [Carter et al. 1982, Vogler 1992, Weidinger 1998, Hampel & Hunsche 2002]. Sie besteht aus einer heterogenen Verteilung von Versetzungen innerhalb der Salzkörner oder -kristallite, siehe Abb. 1. Diese dreidimensionalen, netzartigen Strukturen werden als „Subkörner“ bezeichnet. Die Subkornwände bestehen aus eng hintereinander aufgereihten Versetzungen, die Bereiche mit erheblich geringerer Versetzungsdichte umschließen. Im Gegensatz zu Korngrenzen bilden die Subkornwände aufgrund des linearen Arrangements einzelner Versetzungen Kleinwinkelkorngrenzen.

Bei künstlich hergestellten kristallinen Materialien, zum Beispiel Metallen, entsteht bei der Verformung zunächst eine diffuse heterogene Versetzungsverteilung. Mit fortschreitender Verformung bei annähernd konstanten (stationären) Bedingungen ordnen sich die Versetzungen zur Reduzierung der inneren Energie im Festkörper immer mehr zu netzartigen Strukturen an, bis schließlich eine scharf konturierte Struktur wie in Abb. 1 entsteht. Dies ist ein Grund dafür, dass die in natürlichem Steinsalz vorgefundene Mikrostruktur als stationäre Subkornstruktur interpretiert wird, die sich über sehr lange Zeiträume gebildet hat.

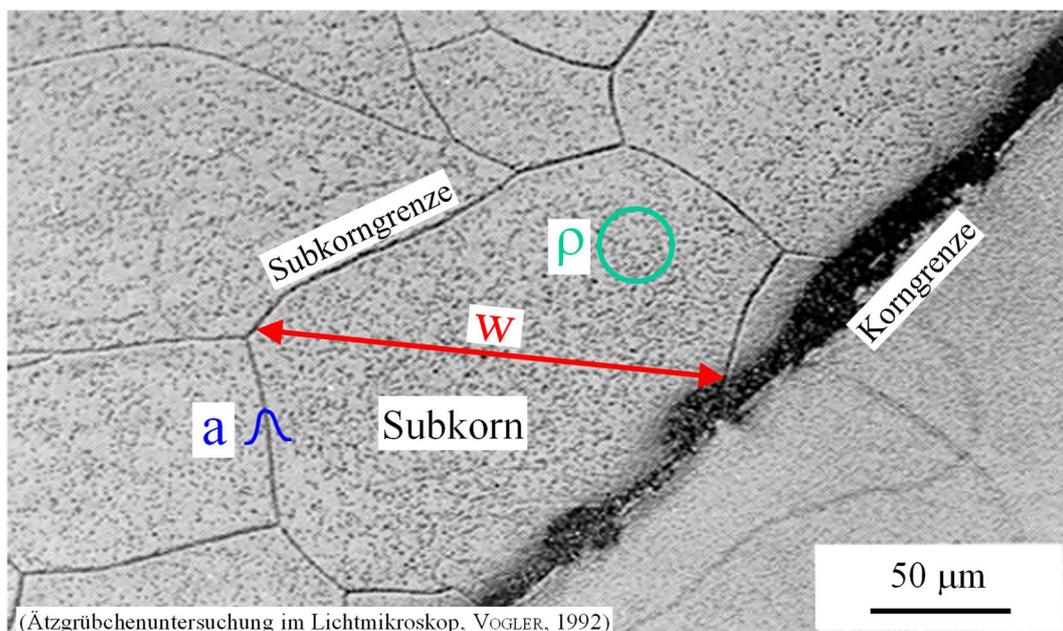


Abb. 1 Subkornstruktur von natürlichem Steinsalz (Speisesalz z2SP von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II) im erbohrten Zustand, d.h. vor einer Verformung im Labor [Vogler 1992]. Die im CDM verwendeten charakteristische Größen  $w$ ,  $\rho$  und  $a$  werden im Text erklärt.

Die Eigenspannungsfelder der Versetzungen bewirken eine heterogene Spannungsverteilung mit einem hohen Spannungsniveau bei den Subkornwänden und einem niedrigen in den von ihnen umschlossenen Bereichen. Im CDM wird diese Struktur daher als Verbundwerkstoff (engl. *composite material*) aus mechanisch „harten“ Subkornwänden und den mechanisch „weichen“ inneren Bereichen beschrieben.

Diese heterogene Spannungsverteilung beeinflusst entscheidend die Bewegung der Versetzungen in den Subkörnern. Bei mittleren und hohen Differenzspannungen sind sie die wesentlichen mikrophysikalischen Träger der Verformung. Daher hat die Subkornstruktur bei diesen Spannungen einen entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Materials. Bei kleinen Differenzspannungen bestimmen zunehmend andere Phänomene die Kriechverformung, siehe Seite 9.

Nach einer Änderung der vorherrschenden Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  (*equivalent stress*, im Laborversuch: Differenzspannung  $\Delta\sigma$ ) entwickelt sich die Verformungsmikrostruktur während des transienten Kriechens in Richtung auf die jeweils zugehörige stationäre Struktur hin. Diese mikrostrukturellen Änderungen erfordern die Erzeugung, Bewegung (Gleiten, Quergleiten von Schraubenversetzungen, Klettern von Stufenversetzungen) und/oder die Annihilation von Versetzungen (gegenseitige Auslöschung von Versetzungen mit unterschiedlichem Vorzeichen). Sie 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], siehe Abb. 1:

$w$ : mittlerer Durchmesser der Subkörner,

$\rho$ : mittlere Dichte mobiler Versetzungen,

$a$ : mittlere Breite lokaler Spannungskonzentrationen bei den "harten" Subkornwänden.

Die Subkörner im Steinsalz weisen eine große Bandbreite an Größen auf. Daher entstand in der Vergangenheit die Frage, ob nicht das gesamte Spektrum der Subkorngrößen bei der Modellierung des Kriechens berücksichtigt werden müsse. Dass die Verwendung nur des mittleren Subkorndurchmessers  $w$  ausreicht, wird durch eine statistische Analyse des Autors unterstützt [Hampel 2005]. In dieser Studie wurde das Kriechen unter Berücksichtigung des vollständigen Spektrums der Subkorngrößen modelliert. Experimentellen Daten zufolge entspricht die Größenverteilung im Steinsalz wie in vielen metallischen Werkstoffen einer logarithmischen Normalverteilung, siehe Abb. 2. Die kumulierten Häufigkeiten der Subkorngrößen  $F_{cum}$  lassen sich dazu mithilfe der Wahrscheinlichkeitsdichte  $P(w)$  über den Mittelwert  $w_m$  und die Standardabweichung  $s$  wie folgt beschreiben:

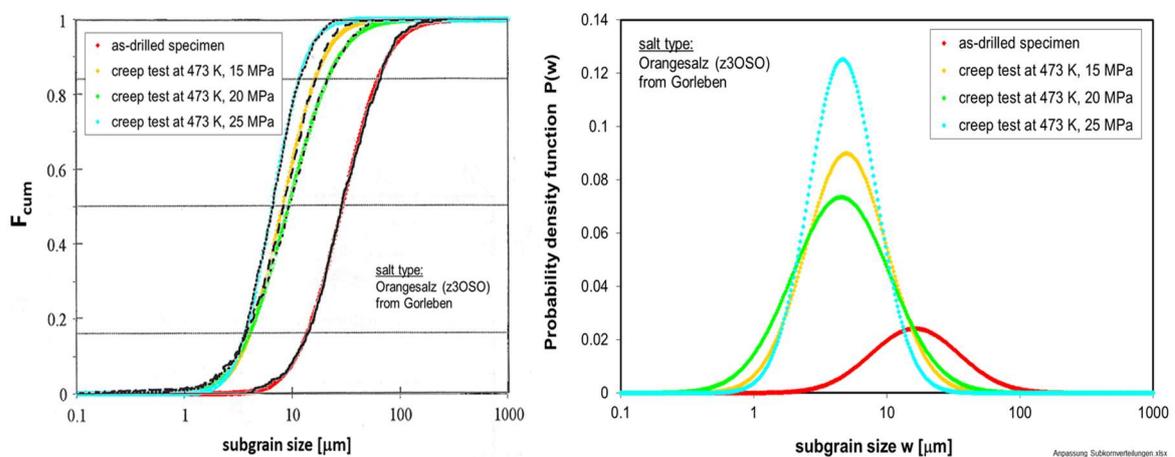


Abb. 2 Links: Lichtmikroskopische Messungen der kumulierten Häufigkeiten der Subkorn-durchmesser von Orangesalz (z3OSO) aus dem Salzstock Gorleben [Schmidt 1995, Weidinger 1998]. Rechts: Berechnete Wahrscheinlichkeitsdichten der Subkorn-größen aus Anpassungen an die Messdaten [Hampel 2005].

$$F_{cum}(w) = \int_0^w P(w')dw' \quad (1)$$

$$P(w) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} s w} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(w)-\ln(w_m)}{s}\right)^2\right\} \quad (2)$$

Damit lässt sich der Erwartungswert der Verteilung berechnen:

$$w_{ew} = \int_0^\infty w P(w)dw \approx \int_{0.1\mu m}^{1 mm} w P(w)dw \quad (3)$$

Der Erwartungswert der Verteilung wurde dann in den Stoffgesetzgleichungen des CDM verwendet. Als Test wurden damit eine Reihe von Laborversuchen erfolgreich angepasst.

Diese Berechnung erweist sich allerdings für praktische Anwendungen in numerischen Rechenprogrammen als zu aufwendig, weil dazu in jedem Rechenschritt über das gesamte Spektrum der Subkorngrößen integriert werden muss. Die experimentellen Daten in Abb. 2, rechts, zeigen kaum Unterschiede in den Verteilungsbreiten. Daher reicht es aus, für die Standardabweichung einen konstanten Wert von ca. 0.7 anzunehmen und das Kriechen nur unter Verwendung des Mittelwertes  $w_m$  zu beschreiben, ohne die Größenverteilung berücksichtigen zu müssen. Im Folgenden wird anstelle von  $w_m$  einfach  $w$  geschrieben.

Aus Gründen der numerischen Stabilität der Berechnungen wird anstelle der Dichte  $\rho$  der mittlere Versetzungsabstand  $r$  verwendet, da  $r$  im Gegensatz zu  $\rho$  in ähnlicher Größenordnung wie  $w$  und  $a$  liegt und damit eine Steifigkeit des Differentialgleichungssystems der folgenden Gleichungen (5) bis (7) zur Beschreibung des transienten Kriechens vermieden wird:

$$r = \frac{1}{\sqrt{\rho}} \quad (4)$$

Mathematisch wird die verformungsabhängige Entwicklung der mikrostrukturellen Größen mit den folgenden Differentialgleichungen beschrieben ( $\varepsilon_{cr}$ : Kriechverformung,  $cr$ : creep,  $ss$ : steady-state creep):

$$\frac{dw(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{d\varepsilon_{cr}} = \frac{w_{ss}(T,\sigma_{eq}) - w(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{k_w(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})} \quad (5)$$

$$\frac{dr(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{d\varepsilon_{cr}} = \frac{r_{ss}(T,\sigma_{eq}) - r(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{k_r(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})} \quad (6)$$

$$\frac{da(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{d\varepsilon_{cr}} = \frac{a_{ss}(T,\sigma_{eq}) - a(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})}{k_a(T,\sigma_{eq},\varepsilon_{cr})} \quad (7)$$

Wie schnell sich die Mikrostrukturvariable mit fortschreitender Verformung dem aktuellen stationären Wert annähert wird durch die folgenden Größen bestimmt:

$$k_w(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr}) = \left(\frac{c_w(\sigma_{eq})}{w(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr})}\right)^2 \quad (8)$$

$$k_r(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr}) = 0,1 \cdot k_w(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr}) \quad (9)$$

$$k_a(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr}) = 0,3 \cdot k_w(T, \sigma_{eq}, \varepsilon_{cr}) \quad (10)$$

$$\text{mit } c_w(\sigma_{eq}) = c_{w1} - c_{w2} \cdot \exp(-c_{w3} \cdot \sigma_{eq}) \quad (11)$$

$c_{w1-3}$ : Modellparameter. Mit den funktionalen Abhängigkeiten von  $k_r$  und  $k_a$  anstelle von früher verwendeten konstanten Werten verbesserte sich die numerische Stabilität der Berechnungen mit FLAC3D erheblich. Der Wertebereich von  $k_r$  und  $k_a$  liegt in der gleichen

Größenordnung wie die früher verwendeten konstanten Parameter und verändern die erfolgreiche Modellierung des Kriechens daher im Vergleich zu vorher nicht. Die Gleichungen (8) bis (10) bedeuten im Vergleich, dass die Einstellung der neuen stationären Subkorngröße nach einer Veränderung der Differenzspannung die meiste Verformung benötigt. Das ist plausibel, da sich zur Änderung der Subkorngröße  $w$  viele Versetzungen bewegen und neu arrangieren müssen. Die Veränderung der Abstände der mobilen Versetzungen  $r$  und der Breite der Spannungsüberhöhung bei den Subkornwänden  $a$  stellt sich dagegen schneller ein. Gleichung (11) verbessert die Beschreibung des transienten Kriechens und damit auch der von ihm abhängigen Dilatanz- und Schädigungsentwicklung (s. Kap. 4.3) vor allem bei kleinen Vergleichsspannungen. Die Gleichungen (5) bis (7) lassen sich mit  $S = w$ ,  $r$  und  $a$  auch in der folgenden Form schreiben:

$$S(\varepsilon) = S_{ss} + (S_0 - S_{ss}) \cdot \exp\left(-\frac{\varepsilon - \varepsilon_0}{k_s}\right) \quad (12)$$

Die Startwerte  $S_0 = w_0$ ,  $r_0$  und  $a_0$  sind entweder aus Mikrostrukturuntersuchungen von frisch erbohrten Steinsalzproben bekannt, siehe Abb. 3, oder sie werden (in den meisten Fällen) durch Annahmen über die natürliche In-situ-Spannungsdifferenz im Gebirge  $\Delta\sigma_{nat} = \sigma_{eq,nat}$  mithilfe der natürlichen Gebirgstemperatur  $T_{nat}$  aus den Formeln (16) bis (19) berechnet.

Das stationäre Kriechen stellt sich bei konstanten Randbedingungen mit zunehmender Verformung ein, indem Verfestigungs- und Erholungsprozesse miteinander ein Gleichgewicht erreichen, siehe unten die Gleichung (22). Damit hängen die stationären Werte  $w_{ss}$ ,  $\rho_{ss}$  und  $a_{ss}$  nicht mehr von der Verformung ab, der das Material zuvor ausgesetzt war, sondern nur von der Differenzspannung und der Temperatur. Das bedeutet, dass unabhängig von der zuvor erfolgten transienten Verformung, zum Beispiel nach einer Spannungserhöhung oder -verminderung, immer die gleiche stationäre Mikrostruktur und damit die gleichen spannungs- und temperaturabhängigen stationären Werte erreicht werden. Dieses wurde im Vorhaben vom IfG bei den Laborversuchen zu einer genaueren Bestimmung der stationären Kriechrate insbesondere bei kleinen Differenzspannungen ausgenutzt, siehe Kap. 5.2.2. Die folgenden Spannungs- und Temperaturabhängigkeiten der stationären Werte  $w_{ss}$  und  $r_{ss}$  wurden an der Universität Erlangen-Nürnberg mit Laboruntersuchungen im Licht- und Rasterelektronenmikroskop ermittelt [Weidinger 1998, Hampel & Hunsche 2002], siehe Abb. 3:

$$w_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \frac{33 G(T) b}{\sigma_{eq}} \quad (13)$$

$$r_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \frac{G(T) b}{k_{s,ss} \sigma_{eq}} \quad (14)$$

$b = 3,99 \cdot 10^{-10}$  m ist der Betrag des Burgersvektors der Versetzungen für NaCl [Frost & Ashby 1982],  $k_{s,ss} = 0,819$  folgt aus den Formeln (26) bis (28), siehe unten. Für den temperaturabhängigen Schub- oder Schermodul  $G(T)$  wird die ebenfalls von Frost & Ashby angegebene Formel verwendet:

$$G(T) = 15.000 \text{ MPa} \cdot \left(1 - 0,73 \cdot \frac{T[K] - 300 \text{ K}}{1070 \text{ K}}\right) \quad (15)$$

Die Ähnlichkeiten der Verformungsmikrostrukturen im Steinsalz und in anderen kristallinen Materialien zeigt sich auch darin, dass die Beziehungen (13) und (14) mit anderen Vorfaktoren auch zum Beispiel für die Legierungen Al-11%Zn und NiCr22Co12Mo (Stahl) gefunden wurden: Die Vorfaktoren lauten für Steinsalz 33 und  $1/k_{s,ss} = 1,22$  (siehe oben), für Al-11%Zn: 28 und 1 [Blum, Absenger & Feilhauer 1980; Eggeler & Blum 1981; Blum & Reppich 1985] und für NiCr22Co12Mo: 11 und 1 [Blum 1991].

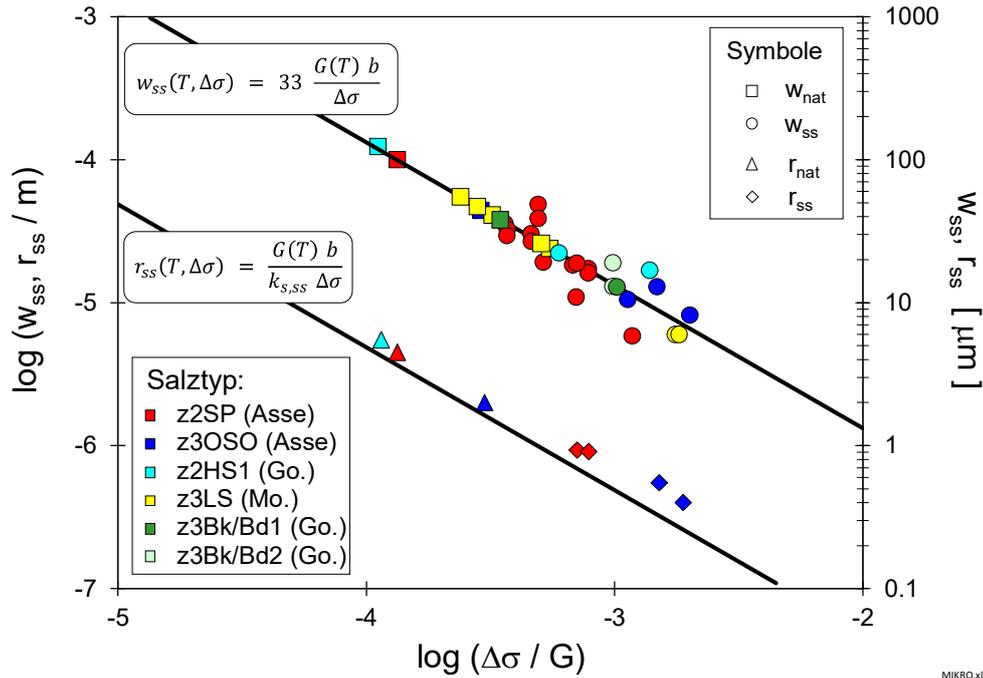


Abb. 3 Stationäre Subkorngröße  $w_{ss}$  und stationärer Versetzungsabstand  $r_{ss}$  von unverformten („nat“) und von im Labor bei verschiedenen Differenzspannungen  $\Delta\sigma$  hochverformten („ss“) Proben aus natürlichen Salztypen verschiedener Herkunft (Asse: Schachanlage Asse II, Go.: Salzstock Gorleben, Mo.: ERA Morsleben) im Vergleich mit den Formeln (13) und (14) (experimentelle Daten von Weidinger, 1998, Blum, Sedlaček & Weidinger, 1999).

Allerdings gehen in (13) und (14) die Werte von  $w_{ss}$  und  $r_{ss}$  bei verschwindender Vergleichsspannung gegen unendlich. Daher wurde als obere Grenze ein typischer Korndurchmesser von  $d_k = 1 \text{ mm}$  eingeführt (der genaue Wert hat keine sichtbaren Auswirkungen auf Berechnungsergebnisse). Dahinter steht die Überlegung, dass es keine Subkörner gibt, die größer als die Körner (Kristallite) sind, und dass Bewegungen von Versetzungen in einem Korn von Versetzungen in anderen Körnern nicht nennenswert beeinflusst werden:

$$w_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \min\left(33 \frac{G(T) b}{\sigma_{eq}}, d_K\right) \quad (16)$$

$$r_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \min\left(\frac{G(T) b}{k_{s,ss} \sigma_{eq}} + r_{min}(T), d_K\right) \quad (17)$$

$$\text{mit } r_{min}(T) = b \left(\frac{T}{c_{rmin}}\right)^2, c_{rmin}: \text{Modellparameter} \quad (18)$$

$r_{min}$  berücksichtigt, dass sich gleichgerichtete und daher gegenseitig abstoßende Versetzungen nicht beliebig nahe kommen können. Es bewirkt, dass 1) die Aktivierungsfläche der Verformung  $\Delta a$  mit steigender Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  im stationären Kriechen (Gleichung (30)) nicht beliebig klein werden kann und 2) der Anstieg der stationären Kriechrate zu hohen Spannungen hin nicht wieder abnimmt, siehe Abb. 11 auf Seite 39.

Die Formulierung für  $a_{ss}$  ergibt sich aus Formel (28),  $f_{h,ss} = 0,07$  folgt aus einer Analyse der Spannungsverhältnisse in den harten und weichen Subkornbereichen [Weidinger 1998]:

$$a_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \frac{1}{2} f_{h,ss} w_{ss}(T, \sigma_{eq}) \quad (19)$$

Im kompakten, ungeschädigten Steinsalz hängt die Entwicklung der Kriechverformung  $\varepsilon_{cr}$  von der Temperatur  $T$ , der Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  und der Entwicklung der 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  $\rho$  der mobilen Versetzungen [Frost & Ashby 1982]:

$$\frac{d\gamma}{dt} = \rho b v \quad (20)$$

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

$$v = v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (21)$$

$v_0$ : Konstante der Versetzungsgeschwindigkeit,  $Q$ : Aktivierungsenergie der Versetzungsbewegung,  $R$ : universelle Gaskonstante,  $\Delta a$ : Aktivierungsfläche der Verformung (30),  $\sigma^*$ : effektive innere, die Versetzungen im Subkorninneren treibende Spannung (23),  $M = 3$ : Taylorfaktor aufgrund der polykristallinen Struktur von natürlichem Steinsalz,  $k_B$ : Boltzmann-Konstante,  $T$ : Temperatur. Der Sinus Hyperbolicus ist physikalisch gut begründet, denn in der Schreibweise

$$\sinh(x) = \frac{1}{2} \cdot (e^x - e^{-x}) \quad (22)$$

kann er als Wettbewerb zwischen der Verfestigung des Materials durch die Erzeugung, Wechselwirkung, Aufstauung von Versetzungen und dessen Erholung durch Quergleitung, Klettern, Annihilation von Versetzungen interpretiert werden.

Die lokale effektive innere Spannung  $\sigma^*$  in (21), nicht zu verwechseln mit der makroskopischen Effektivspannung, treibt die mobilen Versetzungen in den Subkörnern und damit die extern beobachtete Kriechverformung an.  $\sigma^*$  berücksichtigt, dass die äußere Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  lokal in den Subkörnern durch Rückspannungen reduziert wird, die von den Versetzungen in den Subkornwänden ( $\sigma_b$ , *back stress*) und von den anderen Versetzungen innerhalb der Subkörner ( $\sigma_{G,r}$ ) herrühren:

$$\sigma^* = \begin{cases} \sigma_s - \sigma_{G,r} & \text{für } \sigma_{eq} \geq \frac{3 \sigma_{G,r}}{2 k_s} \\ \frac{4 \sigma_s^3}{27 \sigma_{G,r}^2} & \text{sonst} \end{cases} \quad (23)$$

Die Rückspannungen werden wie folgt berechnet [Vogler 1992, Hampel & Hunsche 2002]:

$$\sigma_s = \sigma_{eq} - \sigma_b = k_s \sigma_{eq} \quad (24)$$

$$\sigma_{G,r} = \frac{\alpha M G(T) b}{r} \quad (25)$$

$\sigma_s$ : Spannungsniveau in den Subkörnern („weichen“ Bereichen,  $s$ : *soft*),  $\alpha = 0,17$ : Versetzungswechselwirkungskonstante,  $M = 3$ : Taylorfaktor (s. o.). Der obere Gleichungszweig in (23) ist der allgemeine Fall. Allerdings könnte mit ihm auch bei einem hydrostatischen Spannungszustand mit  $\sigma_{eq} = \sigma_s = 0$  aufgrund von  $\sigma_{G,r} \neq 0 \Rightarrow \sigma^* \neq 0$  mit (21) und (20) rechnerisch eine Scherverformung  $\gamma \neq 0$  entstehen. Der Festkörper würde demnach ohne äußere Krafteinwirkung „von selbst“ anfangen sich zu verformen. Da dies nicht sein kann, wurde der untere Gleichungszweig in (23) eingefügt, der nur bei kleinen Vergleichsspannungen zum Tragen kommt. Mit typischen Werten,  $G(300 \text{ K}) = 15.000 \text{ MPa}$  und  $r \approx 1 \mu\text{m}$  kann als Grenze zwischen den beiden Zweigen  $\sigma^* \approx 5 \text{ MPa}$  abgeschätzt werden. In diesem

Bereich und darunter wirken sich andere Verformungsmechanismen stärker aus, siehe oben, denen mit der Ergänzung in (33) Rechnung getragen wird.

Der Spannungsreduktionsfaktor  $k_s < 1$  in (24) folgt aus einer detaillierten Analyse der Subkornstruktur [Weidinger 1998, Hampel & Hunsche 2002]:

$$k_s = \frac{1 - f_h k_h}{1 - f_h} \quad (26)$$

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

$$\sigma_h = k_h \sigma_{eq} \quad (27)$$

Es gilt in guter Näherung der konstante Wert  $k_h = 3,4$ . Der Volumenbruchteil  $f_h$  der „harten“ Bereiche wird wie folgt abgeschätzt [Vogler 1992]:

$$f_h = \frac{2 a}{w} \quad (28)$$

Für das stationäre Kriechen folgt mit  $f_{h,ss} = 0,07$  (s. unter der Gleichung (19)) und  $k_h = 3,4$  mit Gleichung (26) der auf Seite 14 bereits genannte Wert  $k_{s,ss} = 0,819$ .

Die thermisch aktivierte Bewegung der Versetzungen in den Subkörnern wird nicht nur durch Wechselwirkungen untereinander sowie mit den Subkornwänden beeinflusst, sondern auch mit teilchenartigen Salzmineralausscheidungen in der NaCl-Matrix. Letztere können die mobilen Versetzungen dann entscheidend behindern und damit die Kriechverformung maßgeblich beeinflussen, wenn ihr Abstand klein ist [Hunsche & Schulze 1996]. Wichtig ist, dass es nicht auf die Menge der „Teilchen“, gemessen in Gewichts- oder Volumenprozent, sondern auf die Verteilung der Salzmineralpartikel ankommt. Die Teilchendichte und -verteilung sind eine Folge der Evaporationsbedingungen bei der Bildung der Salzschiechten und der anschließenden geotektonischen Vorgänge.

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

$$\frac{1}{\left(\frac{\Delta a}{b}\right)^2} = \frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2} \Rightarrow \Delta a = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2}\right]^{0.5}} \quad (29)$$

Für das stationäre Kriechen folgt mit Gleichung (17):

$$\Delta a_{ss} = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r_{ss}^2}\right]^{0.5}} = \frac{b}{\left[\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{\left[\frac{G(T) b}{k_{s,ss} \sigma_{eq}} + r(T)_{min}\right]^2}\right]^{0.5}} \quad (30)$$

Man sieht, dass  $\Delta a_{ss}$  ohne die Ergänzung  $r_{min}$  bei sehr großen  $\sigma_{eq}$  gegen Null gehen würde, siehe oben die Anmerkung unter Gleichung (18).

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

$$\frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{v_0}{r^2} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (31)$$

#### 4.1.2 Kriechen bei kleinen Vergleichsspannungen

Simulationen von typischen Untertagestrukturen im Steinsalz haben gezeigt, dass bei Temperaturen bis 60 °C und kleinen Vergleichsspannungen von etwa  $\sigma_{eq} \leq 6$  bis 8 MPa mit Gleichung (31) erheblich zu kleine Kriechraten berechnet werden. Damit ergeben sich zum Beispiel für untertägige Hohlräume viel zu geringe Konvergenzen, siehe Kap. 11.2.1. Höhere Spannungsdifferenzen treten im Steinsalz lediglich im Nahbereich offener Hohlräume sowie über eine begrenzte Zeit nach deren Auffahrung, Verfüllung oder der Einbringung von Verschlussbauwerken auf, siehe als Beispiel Abb. 58 auf Seite 87. Kleine Vergleichsspannungen liegen in situ hingegen weiträumig und nach längeren Zeiträumen auch in der Nähe verfüllter Hohlräume vor. Daher ist die Untersuchung und korrekte Beschreibung des Kriechverhaltens insbesondere bei kleinen Spannungen von sehr großer Bedeutung für korrekte Simulationen von Untertagestrukturen.

Es war demnach wichtig, die Beschreibung der Kriechverformung aus (31) für kleine Vergleichsspannungen zu erweitern. Durch Vergleiche von Berechnungsergebnissen von ausgewählten Untertagesituationen mit in-situ gewonnenen Konvergenzdaten wurde im dritten Verbundprojekt zunächst eine vorläufige Ergänzung zu Formel (31) eingeführt. Sie bestand aus einem Potenzansatz („*pl*“: *power law*) mit einem Exponenten  $n_{pl} \leq 3$ , sodass der Ausdruck für die Kriechrate im gesamten Spannungsbereich mit der Normierung  $\sigma_u = 1$  MPa wie folgt lautete:

$$\frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{v_0}{r^2} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) + A_{pl} \exp\left\{-\frac{Q_{pl}}{RT}\right\} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^{n_{pl}} \quad (32)$$

Arbeitspaket 1 von WEIMOS lieferte nun erstmals verlässlichere Versuchsergebnisse zur Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei Differenzspannungen unter ca. 6 bis 8 MPa, siehe Abb. 4 [Lüdeling et al. 2022]. Aus diesen Daten ergibt sich eindeutig, dass die stationären Kriechraten bei kleinen Differenzspannungen tatsächlich einem Potenzansatz mit einem geringeren Exponenten als bei höheren Spannungen folgen. Physikalisch kann der Übergang der Spannungsabhängigkeit mit einem Wechsel der dominanten Verformungsmechanismen erklärt werden, siehe unten und [Frost & Ashby 1982].

Die experimentellen Ergebnisse bilden eine verlässlichere Grundlage für die Modellierung des Kriechens bei kleinen Spannungen. Mit dem Potenzansatz (32) können die dortigen Messdaten zwar sehr gut angepasst werden. Es zeigte sich allerdings in Simulationsberechnungen der beiden Virtuellen Demonstratoren aus Kap. 9, dass mit ihm die Verformungen und insbesondere die davon abhängige Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in der Umgebung untertägiger Hohlräume stark unterschätzt wird, weil der Potenzansatz lediglich das stationäre Kriechen bei kleinen Spannungen gut beschreibt, die Modellierung des transienten Kriechens aber fehlt. Dieses macht jedoch einen großen Teil der Verformungen, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in der ersten Zeit nach der Auffahrung eines untertägigen Hohlraums aus.

Aus diesem Grund wurde ein neuer Ansatz für das Kriechen bei kleinen Spannungen eingeführt, der auf der erfolgreichen Modellierung bei höheren Spannungen aufbaut:

$$\frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{v_1}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_1 \sigma^*}{M k_B T}\right) + \frac{b}{M} \frac{v_2}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_2 \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (33)$$

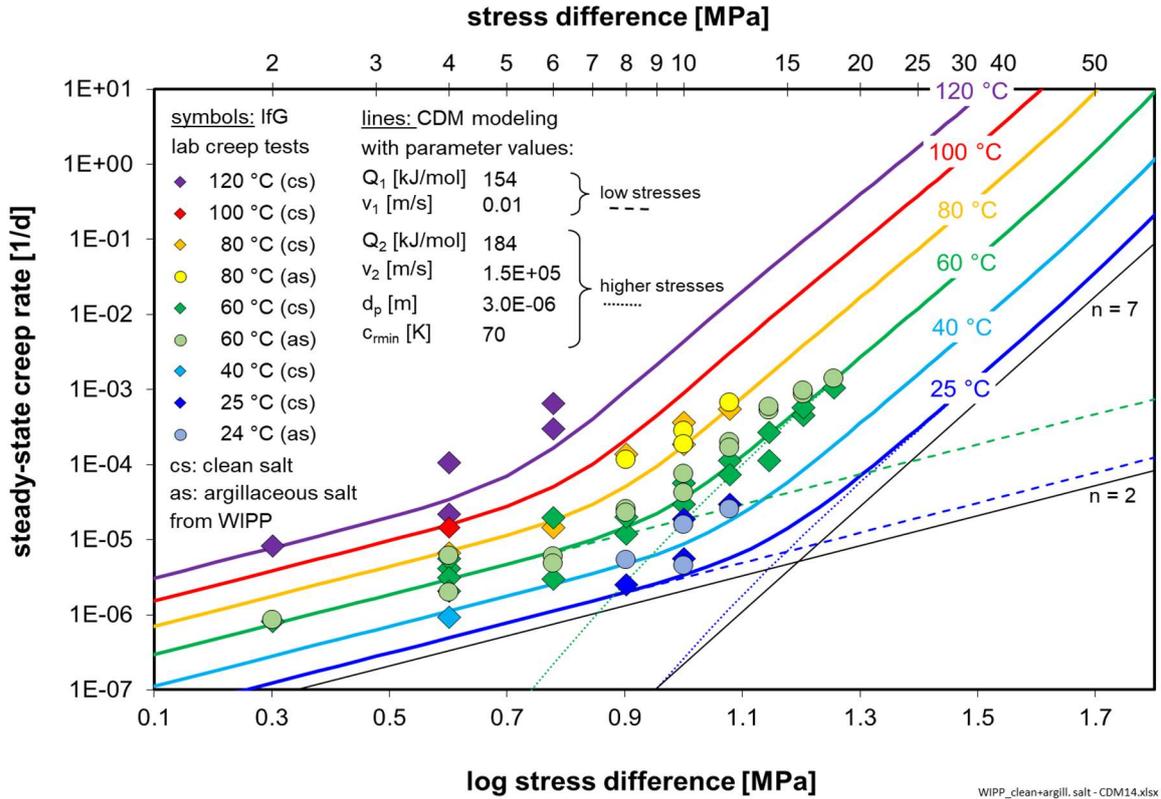


Abb. 4 Stationäre Kriechraten von Steinsalz aus der WIPP, angepasst mit dem CDM und den angegebenen Kennwerten.

Der erste Summand beschreibt das transiente und stationäre Kriechen bei kleinen Vergleichsspannungen unter ca. 6 bis 8 MPa, der zweite dasjenige bei höheren Spannungen. Man könnte argumentieren, dass ein solcher Sinus-Hyperbolicus-Ansatz das Versetzungskriechen beschreibt, das bei kleinen Spannungen zwar vorhanden ist und das transiente Kriechen beschreibt, siehe Seite 9, aber für das stationäre Kriechen eine untergeordnete Rolle spielt. Vogler & Blum (1990) haben aber gezeigt, dass mit dem zweiten Summanden in (33) für kleine Spannungen auch diffusionskontrollierte Vorgänge beschrieben werden können, weil dann der Sinus Hyperbolicus linearisiert werden kann.

Die WEIMOS-Laborversuchsergebnisse in Abb. 4 zeigen, dass die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechraten bei kleinen Spannungen einem Potenzgesetz mit einem Exponenten von  $n = 2$  folgen. Dieser Verlauf muss auch mit dem neuen Sinus-Hyperbolicus-Ansatz beschrieben werden. Das kann mit dem Ansatz für  $\Delta a$  aus (29) durch Weglassen des Parameters  $d_p$  erreicht werden:

$$\frac{1}{\left(\frac{\Delta a_1}{b}\right)^2} = \frac{1}{r^2} \Rightarrow \Delta a_1 = b \cdot r \quad (34)$$

Damit folgt aus (30) mit (17) ohne die Ergänzung  $r_{min}$ , die nur für hohe Spannungen gilt,

$$\Delta a_{1,ss} = b \cdot r_{ss}(T, \sigma_{eq}) = \frac{G(T) b^2}{k_{s,ss} \sigma_{eq}} \quad (35)$$

Damit ergibt sich für kleine Spannungen mit  $\sigma^* \approx \sigma_{eq}$ :

$$\begin{aligned} \left. \frac{d\varepsilon_{cr,ss}}{dt} \right|_{kl. Sp.} &= \frac{b}{M} \frac{v_1}{r_{ss}^2} \exp\left(-\frac{Q_1}{R T}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_{1,ss} \sigma^*}{M k_B T}\right) \\ &\approx \frac{1}{M} \frac{v_1 k_{s,ss} \sigma_{eq}^2}{G(T)^2 b} \exp\left(-\frac{Q_1}{R T}\right) \sinh\left(\frac{b^3 G(T)}{k_{s,ss} M k_B T}\right) \sim \sigma_{eq}^2 \end{aligned} \quad (36)$$

Das bedeutet, dass sich mit (34) bei kleinen Spannungen die gemessene quadratische Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate automatisch ergibt. Durch Anpassungen der Formel (33) an Kriechversuchsergebnisse bei kleinen Differenzspannungen kann damit dort nun das stationäre und das transiente Kriechen beschrieben werden.

Für *dissolution-precipitation hardening* wird von Urai & Spiers (2007) eine lineare Spannungsabhängigkeit, das heißt ein Spannungsexponent von  $n = 1$ , angegeben. Der Befund eines Exponenten  $n = 2$  in WEIMOS kann dahingehend interpretiert werden, dass in dem mit den WEIMOS-Kriechversuchen untersuchten Spannungsbereich von 2 bis 6 MPa noch eine Überlagerung von *dissolution-precipitation hardening* und Versetzungsprozessen vorliegt. Dafür spricht auch, wie auf Seite 9 erläutert wurde, dass man in diesem Spannungsbereich transientes Kriechen beobachtet, das für reines *dissolution-precipitation hardening* nicht erwartet wird. Ein  $n = 1$  könnte dann erst in Versuchen bei noch kleineren Spannungen unter 2 MPa deutlich hervortreten, wenn die treibende Spannung für das Versetzungskriechen nicht mehr ausreicht. Auch ist fraglich, welchen Einfluss die in natürlichem Steinsalz gefundene, vollständig ausgebildete Subkornstruktur auf das Kriechen bei Differenzspannungen zwischen 2 und 6 MPa hat. Hier könnten Mikrostrukturuntersuchungen von bei diesen Spannungen bis in das stationäre Kriechen hinein verformten Proben wertvolle Hinweise geben.

Insgesamt wird das volumentreue transiente und stationäre Kriechen von kompaktem, ungeschädigtem Steinsalz im CDM demnach mit den folgenden vier gekoppelten Differentialgleichungen (5) bis (7) und (33) beschrieben, wobei die ersten drei hier zeitabhängig formuliert sind:

$$\frac{dw}{dt} = \frac{dw}{d\varepsilon_{cr}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{w_{ss}(T, \sigma_{eq}) - w(\varepsilon_{cr})}{k_w(w)} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (37)$$

$$\frac{dr}{dt} = \frac{dr}{d\varepsilon_{cr}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{r_{ss}(T, \sigma_{eq}) - r(\varepsilon_{cr})}{k_r(w)} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (38)$$

$$\frac{da}{dt} = \frac{da}{d\varepsilon_{cr}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{a_{ss}(T, \sigma_{eq}) - a(\varepsilon_{cr})}{k_a(w)} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (39)$$

$$\frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{v_1}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_1 \sigma^*}{M k_B T}\right) + \frac{b}{M} \frac{v_2}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_2 \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (40)$$

Wichtig ist dabei, dass es im CDM keine mathematische Aufteilung zwischen der Modellierung des transienten und des stationären Kriechens in zwei additive Terme gibt. In rheologischen Modellen folgt ein additiver Ansatz aus einer Beschreibung des transienten und stationären Kriechens mit (ggf. modifizierten) Kelvin- und Maxwell-Körpern, das heißt durch die Analogievorstellung einer Parallel- bzw. Reihenschaltung aus den Elementen Dämpfungstopf und Feder.

Beim CDM ergibt sich das stationäre Kriechen dagegen automatisch aus dem transienten Kriechen durch die verformungsabhängige Entwicklung der inneren Variablen  $w$ ,  $r$  und  $a$ . Dies spiegelt die Verfestigung und Erholung des Materials wider, bei denen während des transienten Kriechens die Versetzungsbewegungen und Veränderungen der Mikrostruktur ein dynamisches Gleichgewicht anstreben. Nach dessen Erreichen wird dann makroskopisch das stationäre Kriechen sichtbar. Eine weitere Konsequenz der Formulierungen im CDM ist, dass sich nach einer Reduktion der Vergleichsspannung das inverse Kriechen automatisch als Folge der Verminderung der Versetzungsdichte und Vergrößerung der Subkornstruktur durch Vergrößerung von  $w$ ,  $r$  und  $a$  einstellt.

## 4.2 Dilatanzgrenze

Die Dilatanzgrenze bezeichnet im Spannungsraum unter kompressiven Bedingungen ein unscharf definiertes Band, das von der Vergleichsspannung (im Laborversuch: der Differenzspannung) und der minimalen Hauptspannung (im Laborversuch: dem Manteldruck) abhängt. Dieses Band wird meist als Übergangszone zwischen dem darunter befindlichen Kompaktionsregime und der darüber liegenden Schädigungszone definiert, in der das Volumen aufgrund der dort von außen sichtbar einsetzten Auflockerung zunimmt. Zwar entstehen auch bei Spannungen unterhalb der so definierten Dilatanzgrenze immer wieder einzelne Mikrorisse, die mit Messungen der akustischen Emission nachgewiesen werden. Diese führen aber nicht zu einer von außen messbaren Volumenzunahme.

Im Bereich der Dilatanzgrenze bleibt das Volumen annähernd konstant, weil sich die Kompaktion des Steinsalzes und die Volumenzunahme durch das Öffnen einer größeren Anzahl von Mikrorissen und Poren gegenseitig aufheben. Dieses wird bei einer experimentellen Bestimmung der Dilatanzgrenze ausgenutzt, indem in Versuchen mit konstant aufgeprägter Verformungsrate („Festigkeitsversuchen“) die Minima der Dilatanzkurven ermittelt werden, siehe Abb. 5.

Trägt man die Differenzspannungen der Minima über dem jeweiligen Manteldruck des Versuchs auf, so erhält man die Rauten in Abb. 5 unten rechts. Die Ergebnisse der getesteten Proben streuen erheblich. Dies wird darauf zurückgeführt, dass zum einen Unterschiede in der Mikrostruktur der einzelnen Proben, z. B. der Verteilung von Fremdphasen, einen großen Einfluss auf lokale Spannungskonzentrationen und damit auf Mikrorissbildungen und den Beginn der von außen sichtbaren Volumenzunahme haben. Zum anderen kann generell auch eine unzureichende isostatische Konsolidation der Proben vor Versuchsbeginn die Lage der Minima der Dilatanzkurven beeinflussen. Auf eine unzureichende Konsolidation einer Vorschädigung der Probe zum Beispiel bei deren Herstellung deutet der Wiederanstieg der Dilatanz in der Kurve des Versuchs mit 20 MPa Manteldruck im linken oberen Diagramm der Abb. 5 hin (dunkelblaue Kurve). Denn bei einem Manteldruck von 20 MPa geht man im Allgemeinen davon aus, dass die Schädigungsentwicklung weitestgehend unterdrückt wird und dann in Kriech- und Festigkeitsversuchen von schädigungsfreier Verformung ohne Dilatanzentwicklung ausgegangen werden kann.

Die Dilatanzgrenze wird im CDM durch die folgende Gleichung beschrieben, die bereits im Verbundprojekt II auf der Grundlage von Ergebnissen aus Laborversuchen mit Steinsalz aus der Grube Angersdorf abgeleitet wurde [Hampel et al. 2010b, Hampel 2012, 2015]:

$$\sigma_{db}(\sigma_3) = \sqrt{c_{db1} (c_{db2} - \sigma_3)} \quad (41)$$

mit  $c_{db1-2}$ : Modellparameter ( $db$ : dilatancy boundary),  $\sigma_3$ : minimale Hauptspannungskomponente mit  $\sigma_3 < 0$  bei Kompaktion,  $\sigma_3 > 0$  bei Extension,  $\sigma_3$  entspricht im Laborversuch dem Manteldruck  $p$  mit  $p = -\sigma_3$ .

Bei Druckspannungen hat der Verlauf der Dilatanzgrenze bei kleinen Differenzspannungen und minimalen Hauptspannungen direkte Auswirkungen auf die Modellierung von Untertagestrukturen. Denn die Spannungen liegen in der Nähe der Hohlraumkonturen nahe Null, siehe Abb. 58 auf Seite 87 und Abb. 65 auf Seite 92. Dies ist der Grund dafür, dass sich im Saum eines Hohlraums eine Schädigungszone ausbildet, siehe Abb. 66. Eine im Projekt eingehend diskutierte Frage ist daher, ob die Dilatanzgrenze zu kleinen Druckspannungen hin gegen Null oder gegen einen endlichen Wert strebt. Einerseits wurde in vielen einaxialen Kriechversuchen mit geringer Differenzspannung selbst bei höheren Verformungen kaum sichtbare Schädigung beobachtet. Daher wurde in dem auf Basis der Versuchsergebnisse

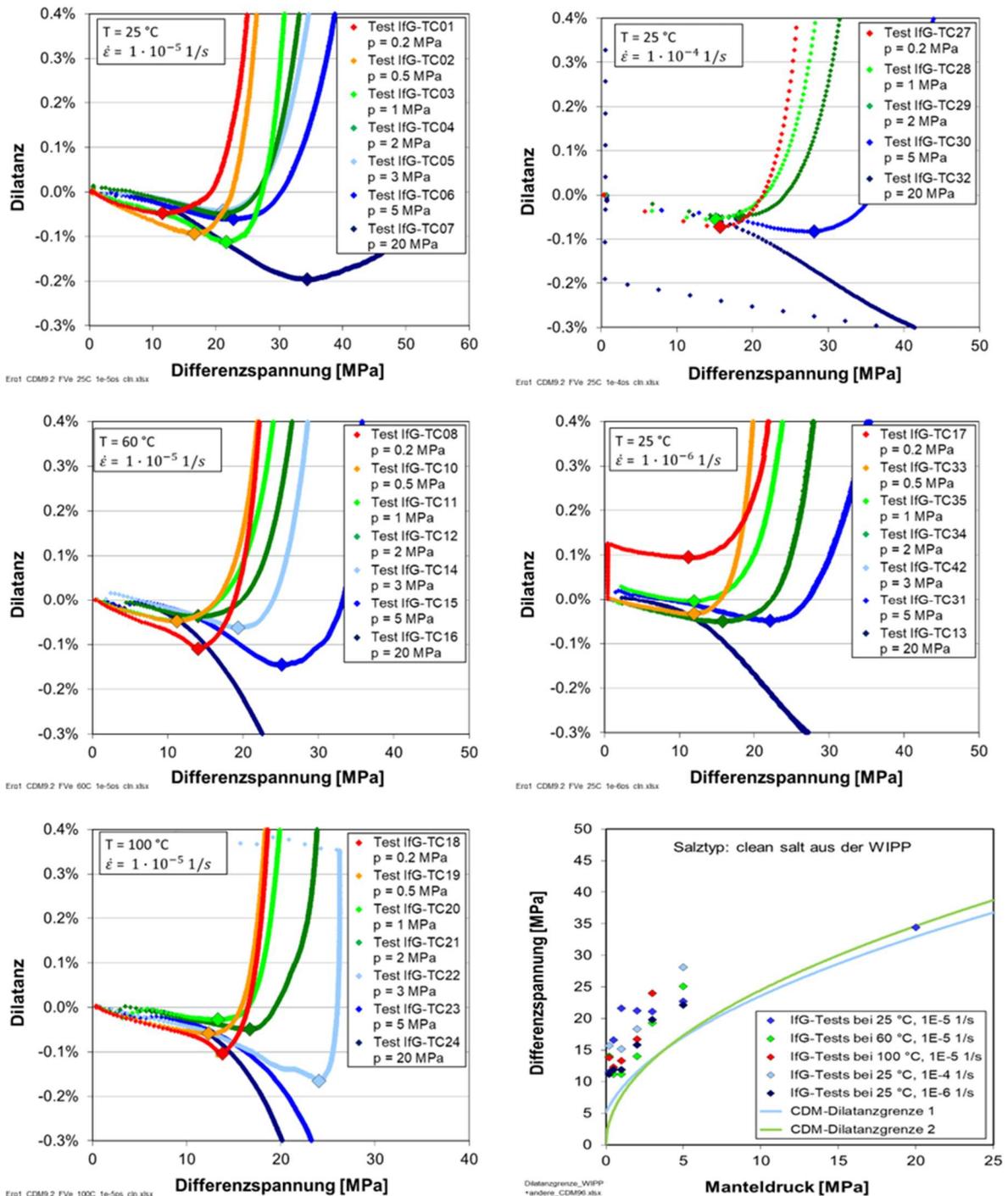


Abb. 5 Ermittlung der Minima in Dilatanzkurven, gekennzeichnet durch Rauten, aus Laborversuchen des IfG mit clean salt aus der WIPP bei verschiedenen Temperaturen  $T$ , konstanten Verformungsraten  $\dot{\epsilon}$  und Manteldrücken  $p$ . Unten rechts: Ergebnisse im Vergleich mit zwei Formulierungen der CDM-Dilatanzgrenze aus Gleichung (41).

entwickelten CDM lange Zeit der Parameterwert  $c_{db2} = 0,5$  MPa mit  $c_{db1} = 53$  MPa verwendet (hellblaue „Dilatanzgrenze 1“ in Abb. 5 unten rechts). Das bedeutet, dass bei Differenzspannungen unter  $\sigma_{db} = 5,1$  MPa und einaxialer Belastung keine Dilatanz und Schädigung berechnet werden. Bei Langzeitvorhersagen könnte damit die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung aber unterschätzt werden.

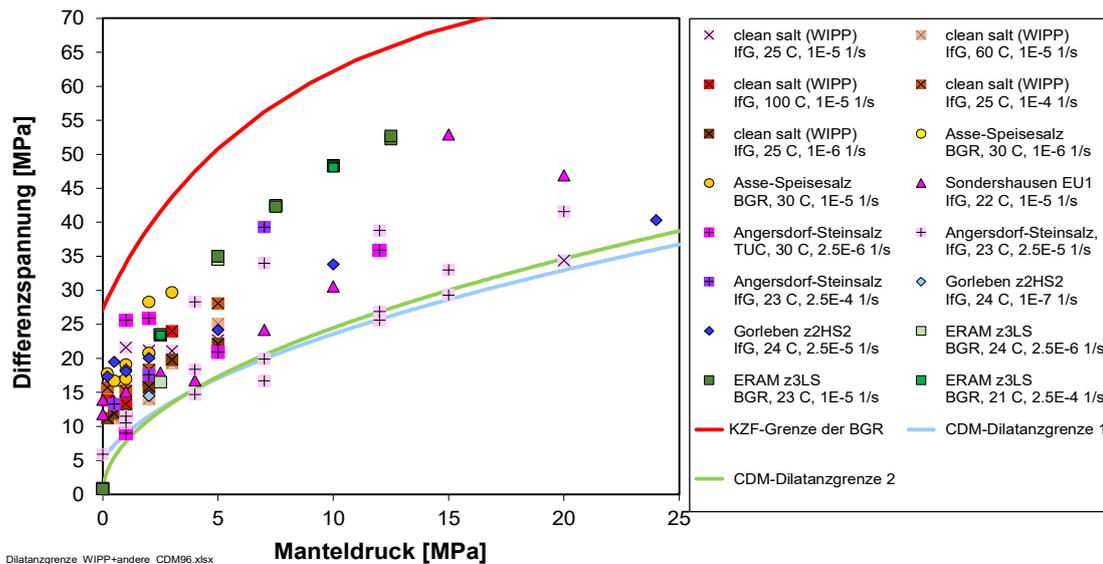


Abb. 6 Ergebnisse für clean salt aus der WIPP aus Abb. 5 unten rechts im Vergleich mit früheren Ergebnissen des Autors aus Auswertungen zahlreicher Versuche mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen, die von den angegebenen Institutionen durchgeführt worden waren. Die Dilatanzgrenzen aus Gleichung (41) geben eine untere Grenze an, oberhalb derer mit sichtbarer Schädigung gerechnet werden muss. Eingezeichnet ist auch eine auf die hier verwendeten Größen umgerechnete Kurzzeitfestigkeitsgrenze der BGR aus Karman-Tests [Schulze 2007].

Andererseits kann man argumentieren, dass ohne Manteldruck theoretisch bei kleinen Differenzspannungen immer irgendwann Schädigung auftreten sollte. Dem wird mit  $c_{db2} = 0$  Rechnung getragen werden (hellgrüne „Dilatanzgrenze 2“ in in Abb. 5 unten rechts), wobei mit  $c_{db1} = 60$  MPa der übrige Verlauf ähnlich ist. Daher wird in WEIMOS diese Dilatanzgrenze 2 verwendet.

Die Dilatanzgrenze aus (41) kann auch auf andere Salztypen angewendet werden, wie Abb. 6 zeigt. Auch oberhalb der Dilatanzgrenze können sich zwar einzelne Mikrorisse wieder schließen („verheilen“, s. Kap. 4.4), insgesamt nimmt die Schädigung hier aber immer weiter zu und führt schließlich zum Kriechbruch.

Bei Zugspannungen wird im CDM eine Dilatanzgrenze von Null angenommen, das heißt es wird davon ausgegangen, dass auch bei kleinen Zugspannungen immer Schädigung entstehen kann.

Neben der beschriebenen Methode zur Bestimmung der Dilatanzgrenze, die in der Auswertung des Minimums der in Festigkeitsversuchen gemessenen Dilatanz besteht, können auch andere Verfahren verwendet werden. So markiert ein beginnender Feuchteinfluss auf das Kriechen bei steigender Differenzspannung das Entstehen von Wegsamkeiten und deutet daher ebenfalls auf das Öffnen von Mikrorissen und Poren hin. Außerdem kann die Erzeugung von Mikrorissen mit Messungen der akustischen Emission nachgewiesen werden. Hier zeigt sich allerdings, dass auch unterhalb der Dilatanzgrenze einzelne Signale detektiert werden, welches auf die oben angesprochene Entstehung einzelner Mikrorisse hindeutet, die aber makroskopisch keine messbare Volumenzunahme bewirken.

Unterschiedliche Messverfahren können demnach zu voneinander abweichenden Dilatanzgrenzen führen. Insgesamt ist aber festzustellen, dass Dilatanz und Schädigung im Steinsalz bei Spannungszuständen in der Nähe der Dilatanzgrenze nur langsam einsetzen. Daher gibt es in der Natur keine scharfe Grenze, wie es eine Formel wie (41) suggeriert, sondern eher das eingangs beschriebene unscharfe Band im Spannungsraum.

Eine erhöhte Permeabilität von Steinsalz setzt ein verbundenes Rissnetzwerk und nicht einzelne isolierte Mikrorisse voraus. Daher gibt die Dilatanzgrenze auch eine untere Spannungsgrenze an, oberhalb der mit einer erhöhten Durchlässigkeit von Steinsalz gegenüber Gasen und Flüssigkeiten gerechnet werden muss. Die Untersuchung und Modellierung einer Permeabilitäts-Porositätsbeziehung war nicht Gegenstand in WEIMOS.

### 4.3 Entwicklung von Schädigung und Dilatanz

Unter einer Druckbelastung nimmt die Verfestigung während des Kriechens zu, weil immer mehr Versetzungen gebildet werden und die mobilen Versetzungen miteinander, mit Waldversetzungen auf anderen Gleitsystemen, mit den Versetzungen der Subkornwände und mit anderen Hindernissen (z. B. Salzmineralausscheidungen, s. o.) wechselwirken und dadurch behindert werden. Viele Versetzungen werden dadurch zu Gruppen in einer Gleitebene, den *pile-ups*, aufgestaut. Dadurch entstehen vor ihnen hohe lokale Spannungskonzentrationen, wie Berechnungen für Metalle [Hampel 1993] gezeigt haben. Einige dieser Spannungskonzentrationen können unter dem Einfluss einer genügend hohen äußeren Differenzspannung so hohe Werte erreichen, dass die Kohäsion lokal überwunden wird und Mikrorisse entstehen.

Oberhalb der Dilatanzgrenze bewirkt das Öffnen von vielen Mikrorissen (und Poren) eine messbare Zunahme der volumetrischen Verformung, d. h. der Dilatanz, und damit der Schädigung. Daher hängt deren Entwicklung sowie die Folgen, zum Beispiel das Versagen des Materials durch Kriechbruch, physikalisch mit der Verfestigung während des transienten und stationären Kriechens zusammen. Beide Phänomene sind in einem Stoffmodell demzufolge mathematisch gekoppelt zu beschreiben. Das CDM erfüllt diesen Anspruch, indem die Entwicklungsrate der schädigungsbezogenen volumetrischen Verformung  $d\varepsilon_{vol,de}/dt$  (*de*: dilatancy evolution) direkt von der Kriechrate  $d\varepsilon_{cr}/dt$  abhängt<sup>1</sup>:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,de}}{dt} = f_{de}(\sigma_3) \cdot \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad \text{für } \sigma_{eq} > \sigma_{db}(\sigma_3) \quad (42)$$

Die Funktion  $f_{de}$ , die die beiden Raten miteinander verknüpft, wurde im Vorhaben überarbeitet und um Formulierungen für Zugbelastungen erweitert. Sie lautet wie folgt:

$$f_{de}(\sigma_3) = \begin{cases} \frac{c_{de}}{1 - \sigma_3/\sigma_0} & \text{für } \sigma_3 \leq 0 \text{ (Kompaktion)} \\ c_{de} \cdot \left(1 + \frac{\sigma_3}{\sigma_0}\right) + \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_0}\right)^2 & \text{für } \sigma_3 > 0 \text{ (Extension)} \end{cases} \quad (43)$$

mit  $c_{de}$ : Modellparameter,  $\sigma_3$ : minimale Hauptspannung,  $\sigma_0 = 1$  MPa. Der untere Zweig hat zur Folge, dass die Dilatanz bei Zugspannungen stärker zunimmt als bei gleich großen Druckspannungen, siehe Abb. 7. Allerdings schwächt sich der Anstieg zu hohen Zugspannungen hin ab und verhindert damit das Auftreten einer Singularität bei hohen numerischen Spannungsschwankungen. Auf Berechnungsergebnisse hat dies keine praktischen Auswirkungen, weil die Entwicklung von so großen Zugspannungen im Steinsalz unwahrscheinlich ist. Vorher würde bereits ein lokales Zugversagen auftreten, das die Spannungen abbaut. Als Zugfestigkeit von ungeschädigtem Steinsalz wird meist mit einem Wert von 0 bis 3 MPa gerechnet, der mit zunehmender Vorschädigung absinkt, s. Kap. 4.9.

<sup>1</sup> Wenn in diesem Bericht verkürzt  $\varepsilon_{vol}$ ,  $\varepsilon_{vol,de}$  und  $\varepsilon_{vol,dr}$  geschrieben ist, ist stets die schädigungsbezogene Dilatanz (plastische volumetrische Verformung  $\varepsilon_{vol,dam}$ ) gemeint. Wenn die elastische volumetrische Verformung mit einbezogen ist, wird explizit  $\varepsilon_{vol,tot}$  geschrieben, siehe Gleichung (44).

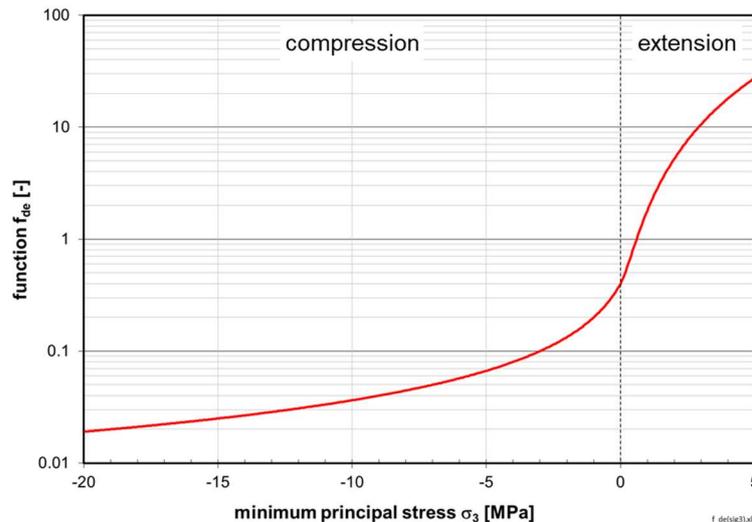


Abb. 7 Abhängigkeit der Funktion  $f_{de}$  von der minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  für WIPP-Steinsalz,  $f_{de}$  beschreibt die Abhängigkeit der volumetrischen Verformungsrate von der Kriechrate.

Neben der schädigungsbezogenen Dilatanz muss bei einem Vergleich von Berechnungsergebnissen mit Messdaten beachtet werden, dass letztere auch die elastische volumetrische Verformung beinhalten:

$$\varepsilon_{vol,tot} = \varepsilon_{vol,elas} + \varepsilon_{vol,dam} \quad (44)$$

#### 4.4 Rückbildung von Schädigung und Dilatanz (Verheilung)

Zu den Begriffen ist zunächst festzustellen, dass die Reduktion der volumetrischen Verformung, die aus dem Schließen von Rissen und Poren im Material unter dem Einfluss einer Druckspannung resultiert, als Dilatanzrückbildung bezeichnet wird. Die eigentliche „Verheilung“, die aus dem Wiederanwachsen der Festigkeit durch Wiederherstellung der Kohäsion zwischen den Rissflächen und damit der Festigkeit des Materials besteht, findet erst im späteren Verlauf nach dem Schließen der Risse statt. Es hat sich allerdings der Begriff „Verheilung“ als Synonym für den gesamten Prozess ab Beginn der Rückbildung eingebürgert. Für den Zugspannungsbereich wird angenommen, dass keine Verheilung erfolgen kann, siehe Kap. 4.9.

Insgesamt entstehen in einer Steinsalzprobe auf mikroskopischer Ebene zu jedem Zeitpunkt und bei jedem Spannungszustand ungleich Null lokal immer Mikrorisse, während sich gleichzeitig an anderer Stelle bereits vorhandene Mikrorisse schließen. Die makroskopische Dilatanzgrenze spiegelt demnach jene Spannungsbedingungen im Druckbereich wider, bei denen sich beide Prozesse nach außen hin gleich stark auswirken. Darunter überwiegen der Schädigungs- und Dilatanzrückgang, darüber die weitere Schädigungs- und Dilatanzzunahme. Die gesamte schädigungsbezogene Dilatanz ergibt sich damit im CDM als Nettobilanz aus Dilatanzentwicklung und -reduktion wie folgt [Hampel 2015]:

$$\varepsilon_{vol,dam} = \varepsilon_{vol} = \varepsilon_{vol,de} - \varepsilon_{vol,dr} \quad (45)$$

Das bedeutet, dass im CDM angenommen wird, dass auf mikrophysikalischer Ebene bei jedem Druckspannungszustand immer auch Schädigungsreduktion stattfindet, wenn Mikrorisse vorliegen. Im CDM gibt es demnach keine „Verheilungsgrenze“ im Spannungsraum, oberhalb der keine Schädigungsrückbildung stattfinden kann, siehe auch Kap. 5.2.4.

Systematische und hochpräzise triaxiale Laborversuche zur Schädigungs- und Dilatanzrückbildung im natürlichen Steinsalz gibt es erst seit diesem Vorhaben. Der Partner TU Clausthal führte entsprechende Versuche mit Steinsalz aus der Asse durch [Herchen et al. 2018, Wolters et al. 2022, siehe auch den WEIMOS-Synthesebericht]. Durch Nachrechnungen dieser Versuche wurde für  $\varepsilon_{vol,dr}$  (*dr: dilatancy reduction*) die folgende empirische Formel für den Fall  $\sigma_3 < 0$  (Kompaktion) entwickelt:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,dr}}{dt} = -c_{dr1} \cdot f_{dr}(\dot{\varepsilon}_{cr}) \cdot \varepsilon_{vol}^{c_{dr4}} \cdot \sigma_3 \cdot \sigma_m^{c_{dr}} \quad (46)$$

$$f_{dr}(\dot{\varepsilon}_{cr}) = (1 + c_{dr2} \cdot \dot{\varepsilon}_{cr})^{c_{dr3}} \quad (47)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (48)$$

mit  $c_{dr1-5}$ : Modellparameter. Die Rate des Dilatanzrückgangs hängt demnach von der Größe der momentan vorhandenen schädigungsbezogenen Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$  ab, das heißt je kleiner die verbliebene volumetrische Verformung ist, desto langsam wird diese abgebaut. Außerdem lässt eine vom Betrag her größere Hauptspannungskomponente, im Versuch ein größerer Manteldruck  $p$ , die Dilatanz schneller zurückgehen. Gleiches gilt für eine größere mittlere Spannung  $\sigma_m$ . Außerdem berücksichtigt die Formel eine aus den Versuchsnachrechnungen (Kap. 5.2.4) entwickelte, empirische Abhängigkeit von der Kriechrate  $\dot{\varepsilon}_{cr}$ . Im folgenden Kapitel wird mit der Formel (54) eine Modifikation der Formel (46) bei Berücksichtigung der Richtungsabhängigkeit der volumetrischen Verformung vorgestellt.

#### 4.5 Richtungsabhängigkeit der volumetrischen Verformung

Die Dilatanz beschreibt als skalare Größe die über ein Salzvolumen gemittelte volumetrische Verformung aufgrund der Öffnung von Mikrorissen und Poren ungeachtet eventueller Vorzugsrichtungen, in denen die Aufweitungen überwiegend erfolgen. Sie wird im triaxialen Laborversuch mit der Belastung einer ummantelten Zylinderprobe in Kompression integral über das aus der Versuchskammer verdrängte Ölvolumen ermittelt. In der Realität hängt eine Vorzugsrichtung der Rissöffnungen und damit der volumetrischen Verformung von den Belastungsbedingungen ab, siehe Abb. 8.

Bisher wurde die mit dem CDM berechnete volumetrische Verformung zu gleichen Teilen auf die drei Raumrichtungen verteilt. Das führt aber dazu, dass sich rechnerisch zum Beispiel in den Fällen der Abb. 8 auch ein Drittel der Aufweitung gegen die Richtung der größten Druckbelastung (rote Pfeile) entwickelt.

Um die Realität besser abbilden zu können, wurde im Vorhaben eine Verteilung der berechneten skalaren volumetrischen Verformung auf die drei Raumrichtungen in Abhängigkeit von dem Verhältnis der Normalspannungskomponenten  $\sigma_{ii}$  zueinander unter folgenden Annahmen eingeführt:

- 1) Nach der Konvention sollen negative Spannungen Kompression und positive Spannungen Extension bedeuten mit  $\sigma_{11} \leq \sigma_{22} \leq \sigma_{33}$ .
- 2) Entgegen der größten Druckbelastung  $\sigma_{11}$  kann keine Mikrorissöffnung und damit keine volumetrische Verformung stattfinden, das heißt  $\varepsilon_{vol,11} = 0$ .
- 3) Bei Kompression erfolgt die Aufteilung der mit dem CDM in Gleichung (45) errechneten Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$  auf die Komponenten  $\varepsilon_{vol,22}$  und  $\varepsilon_{vol,33}$  wie folgt:

- a. Sind  $\sigma_{22}$  und  $\sigma_{33}$  gleich groß, so verteilt sich die mit dem CDM errechnete Dilatanz gleichmäßig auf diese beiden Richtungen:  $\varepsilon_{vol,22} = \varepsilon_{vol,33} = 0.5 \cdot \varepsilon_{vol}$ .
  - b. Liegt der Wert von  $\sigma_{22}$  näher bei dem von  $\sigma_{11}$  als bei dem von  $\sigma_{33}$ , öffnen sich fast alle Mikrorisse in Richtung von  $\sigma_3$  und es gilt  $\varepsilon_{vol,33} \approx \varepsilon_{vol}$  und  $\varepsilon_{vol,22} \approx 0$ .
- 4) Bei Extension, d. h.  $\sigma_{33} > 0$ , öffnen sich alle Mikrorisse nur in Zugrichtung  $\sigma_{33}$  und es gilt  $\varepsilon_{vol,33} = \varepsilon_{vol}$  und  $\varepsilon_{vol,22} = 0$ .

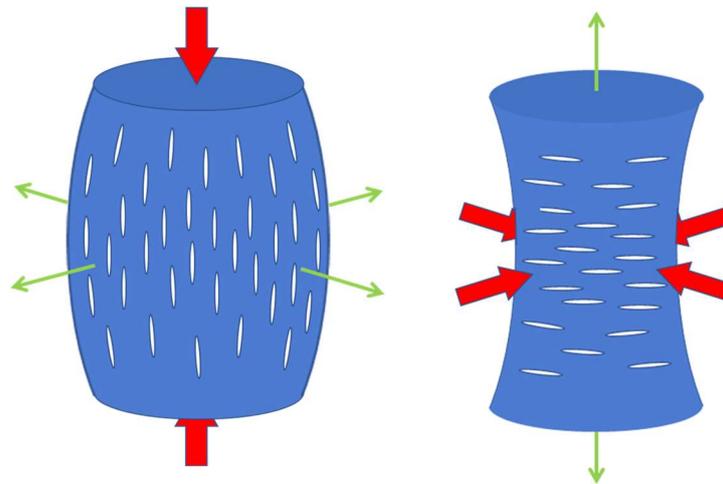


Abb. 8 Stark vereinfachte schematische Darstellung von Mikrorissorientierungen im Druckversuch (links) und im hier indirekten Zugversuch (rechts), rote Pfeile: Belastungsrichtungen, grüne Pfeile: Richtungen der Deformationen und Rissöffnungen.

Mathematisch lässt sich diese Modellvorstellung und der Übergang zwischen den Grenzfällen wie folgt formulieren: Die Anteile  $f_{vol}(\sigma_{ii})$  der Mikrorisse, die sich bei Kompression ( $\sigma_{ii} < 0$ ) in Richtung der Spannungskomponente  $\sigma_{ii}$  öffnen, werden mit den folgenden empirischen Formeln beschrieben, siehe Abb. 9:

$$f_{vol}(\sigma_{33}) = \begin{cases} \frac{1}{1 + \exp\left(-c_{vol} \cdot \frac{(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2}{(\sigma_{22} - \sigma_{11})^2}\right)} & \text{für } \sigma_{22} > \sigma_{11} \\ 1 & \text{für } \sigma_{22} = \sigma_{11} \text{ oder } \sigma_{33} > 0 \end{cases} \quad (49)$$

Wegen  $f_{vol}(\sigma_{11}) = 0$  gilt

$$f_{vol}(\sigma_{22}) = 1 - f_{vol}(\sigma_{33}) \quad (50)$$

Für die Komponenten der volumetrischen Verformung  $\varepsilon_{vol,ii}$  ergibt sich daraus

$$\varepsilon_{vol,11} = 0 \quad (51)$$

$$\varepsilon_{vol,22} = f_{vol}(\sigma_{22}) \cdot \varepsilon_{vol} \quad (52)$$

$$\varepsilon_{vol,33} = f_{vol}(\sigma_{33}) \cdot \varepsilon_{vol} \quad (53)$$

Es wurde in WEIMOS mit  $c_{vol} = 7$  gerechnet. Für den Beispielfall „X“ in Abb. 9 ergibt sich, dass sich ca. 75 % der Risse in Richtung  $\sigma_{33}$  und 25% in Richtung  $\sigma_{22}$  öffnen.

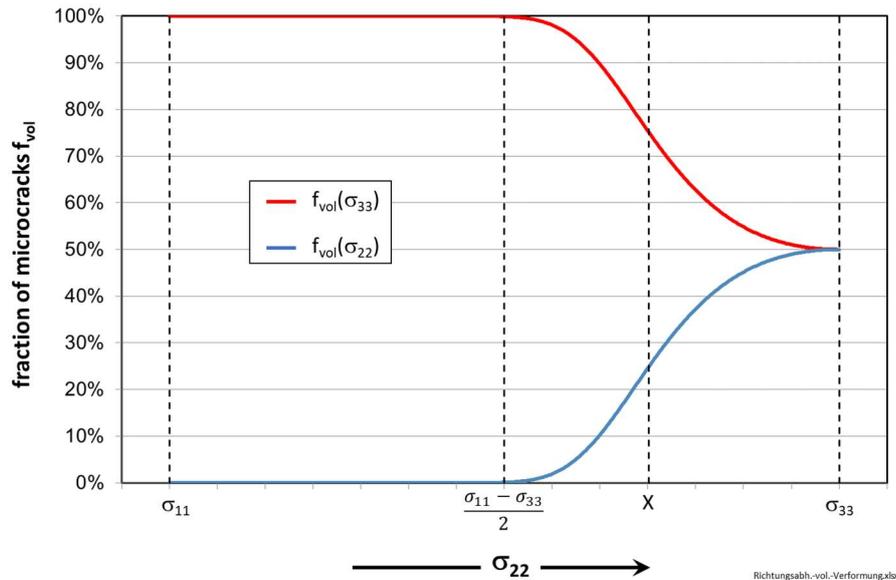


Abb. 9 Anteil  $f_{vol}$  der Mikrorisse, die sich in Richtung der Spannungskomponente  $\sigma_{33}$  und  $\sigma_{22}$  bei Druckbelastung ( $\sigma_{ii} < 0$ ) öffnen.  $X$  markiert einen Beispielfall, s. Text.

Die Verteilung der volumetrischen Verformung auf die Raumrichtungen hat auch Auswirkungen auf die Rückbildung der Schädigung und Dilatanz, da sie nun nicht mehr gleichmäßig in allen drei Richtungen wirkt, sondern von der aktuellen Größe der jeweiligen Komponente der volumetrischen Verformung  $\varepsilon_{vol,ii}$  und Normalspannung  $\sigma_{ii}$  abhängt:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,dr,ii}}{dt} = c_{dr1} \cdot f_{dr}(\dot{\varepsilon}_{cr}) \cdot \varepsilon_{vol,ii}^{c_{dr}} \cdot \sigma_3 \cdot \sigma_{ii}^{c_{dr5}} \quad (54)$$

#### 4.6 Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Verformung

Eine Schädigung durch die Bildung von Mikrorissen führt zu einer Schwächung der Tragfähigkeit des Materials und damit zu einer Entfestigung (*damage softening*). In einem Laborversuch mit konstant vorgegebener Verformungsrate wird dadurch der Spannungsanstieg vermindert. Die Entfestigung führt auch dazu, dass die Verformungsrate gegenüber derjenigen des ungeschädigten Materials erhöht ist. Die Entwicklung der Schädigung hängt demnach einerseits von der Kriechrate ab, siehe Kapitel 4.3, und wirkt andererseits auf die Verformungsrate zurück.

Um diesen Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Spannungsentwicklung und die Verformungsrate mit dem CDM zu beschreiben, wird ein Schädigungsparameter  $d_{dam}$  eingeführt, dessen Rate einer Volumenänderungsenergie entspricht:

$$\frac{d(d_{dam})}{dt} = \sigma_{okt} \cdot \frac{d\varepsilon_{vol}}{dt} = \left( \frac{\sigma_{eq}}{3} - \sigma_3 \right) \cdot \frac{d\varepsilon_{vol}}{dt} \quad (55)$$

$\sigma_{okt}$ : Oktaedernormalspannung. Da die Dilatanzrate von der Kriechrate abhängt, siehe (42), gilt dies auch für die Rate des Schädigungsparameters  $d_{dam}$ .

Der Einfluss der Schädigung hängt den Laborversuchen zufolge von der minimalen Hauptspannung ab. Zur Modellierung dieses Einflusses wird der Parameter  $D$  eingeführt, der sowohl die Schädigung im Vorbruch- ( $D_{dam}$ ) wie im Nachbruchbereich ( $D_{pf}$ : *post-failure*) beschreibt:

$$D = D_{dam} + D_{pf} \quad (56)$$

Anhand von Nachrechnungen zahlreicher Laborversuche wurde für den Vorbruchbereich die folgende empirische Funktion entwickelt (zum Nachbruchbereich s. Abschnitt 4.8):

$$D_{dam}(\sigma_3, d_{dam}) = (f_{di}(\sigma_3) \cdot d_{dam})^{c_{di3}} \quad (57)$$

$$f_{di}(\sigma_3) = \begin{cases} c_{di1} \cdot \exp(-\sqrt{c_{di2} \cdot |\sigma_3|}) & \text{für } \sigma_3 < 0 \text{ (Kompaktion)} \\ c_{di1} & \text{für } \sigma_3 \geq 0 \text{ (Extension)} \end{cases} \quad (58)$$

$c_{di1-3}$ : Modellparameter. Im Falle einer Schädigung wächst  $D_{dam}$  in (57) und damit  $D$  in (56) an. Die daraus resultierende Erhöhung der Gesamtverformungsrate (*tot*: total) gegenüber der Kriechrate des ungeschädigten Materials aus Gleichung (33) wird durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon_{tot}}{dt} &= \frac{b}{M} \frac{v_1}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_1}{R T}\right) \sinh\left((1+D) \frac{b \Delta a_1 \sigma^*}{M k_B T}\right) \\ &+ \frac{b}{M} \frac{v_2}{r^2} \exp\left(-\frac{Q_2}{R T}\right) \sinh\left((1+D) \frac{b \Delta a_2 \sigma^*}{M k_B T}\right) \end{aligned} \quad (59)$$

Im Argument des Sinus-Hyperbolicus wurde der früher verwendete Faktor  $(1-D)$  im Nenner durch den Faktor  $(1+D)$  im Zähler ersetzt, weil  $D$  bei starken numerischen Schwankungen früher manchmal der Eins nahe kam und dies aufgrund der Singularität zu numerischen Instabilitäten ohne physikalischen Hintergrund führte. Die Laborversuche lassen sich auch mit der neuen Formulierung bis in den Nachbruch- und Restfestigkeitsbereich hinein sehr gut beschreiben, s. Kap. 5.2.3.

## 4.7 Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit

In Kompaktionsrichtung tritt bei allen Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze früher oder später ein Kriechbruch auf. Dabei haben sich Mikrorisse in einer Scherzone zu einem durchgehenden Makroriss verbunden. 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  $W_{dam}$  („Schädigungsenergie“) wie folgt definiert:

$$W_{dam} = \int_{\varepsilon_{db}}^{\varepsilon} (\sigma_{eq} - \sigma_{db}) d\varepsilon_{cr} \quad \text{für } \sigma_{eq} > \sigma_{db} \text{ oder } W_{dam} > W_{cf} \quad (60)$$

mit  $\sigma_{db}$  aus Gleichung (41),  $\varepsilon_{db}$ : Verformungswert an der Dilatanzgrenze, d. h. die Integration beginnt mit dem Überschreiten der Dilatanzgrenze. In einer CDM-Berechnung tritt der Kriechbruch ein, wenn  $W_{dam}$  einen mit der Funktion  $W_{cf}$  (*cf*: *creep failure*) berechneten Wert erreicht. Für  $W_{cf}$  wurde im Zuge der Änderungen an den Modellierungen der Dilatanzentwicklung und des Schädigungseinflusses ebenfalls eine neue Formulierung anhand der Anpassungen der Versuche mit WIPP-Steinsalz aus Kap. 5 entwickelt:

$$W_{cf}(\sigma_3, \dot{\varepsilon}_{cr}) = c_{cf1} \cdot f_{cf}(\sigma_3) \cdot g_{cf}(\dot{\varepsilon}_{cr}) \quad (61)$$

$$f_{cf}(\sigma_3) = \begin{cases} 1 - \frac{\sigma_3}{\sigma_0} & \text{für } \sigma_3 \leq 0 \text{ (Kompaktion)} \\ 1 & \text{für } \sigma_3 > 0 \text{ (Extension)} \end{cases} \quad (62)$$

$$g_{cf}(\dot{\epsilon}_{cr}) = \frac{1}{1 + (c_{cf} \cdot \dot{\epsilon}_{cr})^{c_{cf3}}} \quad (63)$$

$c_{cf1-3}$ : Modellparameter,  $\sigma_0 = 1$  MPa (Normierung). Die Modellierung des bei Extension (positivem  $\sigma_3$ ) erfolgenden Zugbruchs wird in Kap. 4.9 beschrieben. Zunächst wird im folgenden Kapitel die Modellierung des Nachbruchverhaltens, das bei Druckbelastungen im Moment des Kriechbruchs beginnt, und der Restfestigkeit beschrieben.

## 4.8 Nachbruchverhalten und Restfestigkeit

Bei einer Belastung in Kompression steigt die Verformungsrate nach dem Bruch aufgrund der Abscherung in der Bruchzone stark an. Dies sorgt dafür, dass sich das Material der weiteren Belastung stärker entziehen kann, welches zu einer starken Entfestigung und Verminderung der Tragfähigkeit des Materials führt. In Laborversuchen mit konstant vorgegebener Verformungsrate macht sich dies durch einen schnellen Spannungsabfall bemerkbar.

Nach dem Bruch steigt auch die volumetrische Verformung stärker an. Der zusätzliche Dilatanzbeitrag  $\varepsilon_{vol,pf}$  (*pf*: *post-failure*) kann als Volumenaufweitung in der Bruchzone interpretiert werden. Auch deren Modellierung mit dem CDM wurde auf der Grundlage der Nachrechnungen der Versuche mit WIPP-Steinsalz aus Kap. 5 neu formuliert:

$$\frac{d\varepsilon_{vol,pf}}{dt} = c_\varepsilon \cdot \exp\left\{f_{pf}(\sigma_3) \cdot (W_{dam} - W_{cf})^2 \cdot (\sigma_{eq} - \sigma_{db})^2\right\} \text{ für } W_{dam} > W_{cf} \quad (64)$$

$$f_{pf}(\sigma_3) = \begin{cases} \frac{c_{pf1}}{1 + (-c_{pf2} \cdot \sigma_3)^{c_{pf}}} & \text{für } \sigma_3 \leq 0 \text{ (Kompaktion)} \\ 0 & \text{für } \sigma_3 > 0 \text{ (Extension)} \end{cases} \quad (65)$$

mit  $W_{dam}$  und  $W_{cf}$  aus den Gleichungen (60) bis (63),  $c_{pf1-3}$ : Modellparameter und  $c_\varepsilon = 1 \text{ d}^{-1}$ .

Keht der Spannungszustand nach dem Bruch in Kompressionsrichtung wieder unter die Dilatanzgrenze zurück, z. B. durch Anstieg des Betrags der Hauptspannungskomponente  $\sigma_3$  nach dem Einbau eines Dammbauwerks, dann werden auch die in der Bruchzone geöffneten Risse und Poren wieder geschlossen. Das bedeutet, dass auch die zusätzliche Dilatanz  $\varepsilon_{vol,pf}$  wieder zurückgebildet werden kann. Dieser Verheilungsbeitrag wird mangels experimenteller Daten mit dem gleichen Formalismus (46) bis (48) bzw. (54) beschrieben, wobei  $\varepsilon_{vol}$  dabei durch  $\varepsilon_{vol,pf}$  zu ersetzen ist.

Der Einfluss  $D_{pf}$  der zusätzlichen Schädigung und Dilatanz auf das Verformungsverhalten aus (56) wird wie im Vorbruchbereich (Kap. 4.6) beschrieben. Analog zu Gleichung (55) wird der zugehörige Schädigungsparameter  $d_{dam,pf}$  aus  $\varepsilon_{vol,pf}$  wie folgt berechnet:

$$\frac{d(d_{dam,pf})}{dt} = \sigma_{okt} \cdot \frac{d\varepsilon_{vol,pf}}{dt} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{3} - \sigma_3\right) \cdot \frac{d\varepsilon_{vol,pf}}{dt} \quad (66)$$

Dieser Beitrag führt analog zu Gleichung (57) zur Beschreibung des Einflusses der Bruchzone  $D_{pf}$  auf die Verformung in Gleichung (56):

$$D_{pf}(T, d_{dam,pf}) = (d_{dam,pf})^{n_{pf}(T)} \quad (67)$$

$$n_{pf}(T) = \frac{T}{c_{pf4}} - 1 \quad (68)$$

$c_{pf4}$ : Modellparameter für die Temperaturabhängigkeit des Einflusses. Mit fortschreitender Verformung nähert sich die Vergleichsspannung der Restfestigkeit an. Diese liegt zahl-

reichen Versuchen zufolge in der Nähe der Dilatanzgrenze, weshalb im CDM zur Beschreibung des Spannungsniveaus der Restfestigkeit die Größe  $\sigma_{db}$  aus Gleichung (41) in Gleichung (64) verwendet wird.

#### 4.9 Zugschädigung und Zugversagen

Arbeitspaket 3 dieses Vorhabens hat die experimentelle Untersuchung und Modellierung der Auswirkungen von Zugbelastungen auf das Verformungsverhalten, insbesondere auf die Schädigung und Festigkeit von Steinsalz, zum Gegenstand. Die Projektpartner IfG und TUC führten direkte Zugversuche zur Bestimmung der Zugfestigkeit mit verschiedenen vorgeschädigten Proben durch, siehe Abb. 10. Unterschiedliche Vorschädigungen der Proben, die wie oben durch die Dilatanz beschrieben werden, wurden in Kompressionsrichtung aufgebracht. Anschließend erfolgte die Extension mit an die Druckplatten geklebter Zylinderprobe.

Dabei ist allerdings zu beachten, dass diese Art der Vorschädigung Mikrorisse erzeugt, die sich vornehmlich in radialer Probenrichtung öffnen, s. Abb. 8 links. Die anschließende Zugverformung erfolgte in axialer Richtung und damit vornehmlich entlang der Rissachsen. In dieser Richtung liegt aber kaum Schädigung vor, siehe Kap. 4.5. Außerdem ist die in Abb. 10 aufgetragene Dilatanz  $\varepsilon_{vol}$  ein über die gesamte Probe gemittelter Wert, während für den Eintritt des Zugbruchs die lokal erheblich höhere Schädigung und das lokale Überschreiten der Zugfestigkeit  $\sigma_{te}$  (*te: tension*) maßgeblich ist.

Diese Einwände werden dafür verantwortlich gemacht, dass in Abb. 10 die Erwartung nicht sichtbar wird, dass eine stärker vorgeschädigte Probe eher Zugbruch erleiden und daher die Zugfestigkeit mit zunehmender (Vor-)Schädigung abnehmen sollte. Um diese plausible Annahme dennoch abbilden zu können, wurde die folgende Beziehung zur Modellierung der Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Dilatanz formuliert, die in Abb. 10 eingetragen ist:

$$\sigma_{te}(\varepsilon_{vol}) = c_{te} \cdot \frac{c_{te} - \varepsilon_{vol}}{c_{te2}} \quad (69)$$

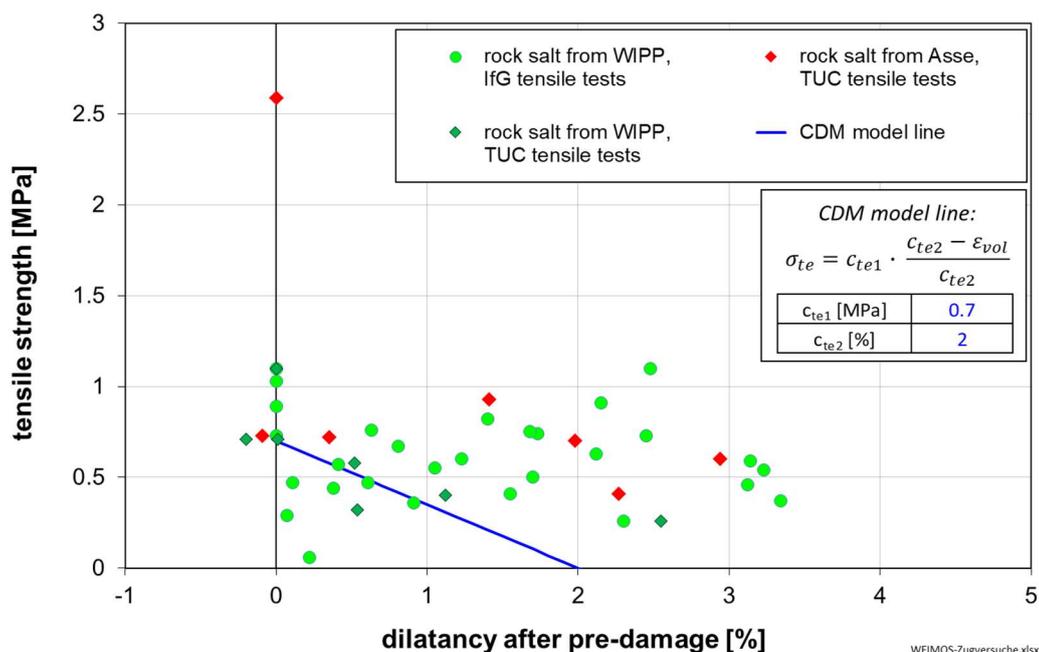


Abb. 10 Ergebnisse zur Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der durch die gemessene Dilatanz charakterisierten Vorschädigung für Steinsalze aus der WIPP und aus der Asse. Die CDM-Beziehung beschreibt einen abnehmenden Zusammenhang, siehe Text.

Die Schreibweise der Formel (69) veranschaulicht die Bedeutung der beiden Modellparameter:  $c_{te1}$  entspricht der Zugfestigkeit von intaktem, nicht vorgeschädigtem ( $\varepsilon_{vol} = 0$ ) Steinsalz,  $c_{te2}$  gibt die maximale volumetrische Verformung bzw. Schädigung an, ab der Steinsalz sofort einen Zugbruch erleidet ( $\sigma_{te}(\varepsilon_{vol}) = 0$ ).

Aufgrund der oben genannten Einschränkungen und der Streuung der Daten macht es keinen Sinn, zwischen den beiden untersuchten Steinsalztypen durch Wahl jeweils eigener Kennwerte zu unterscheiden.

Bei Berechnungen wird zunächst mit (45) und den zugehörigen Gleichungen die Dilatanz ausgerechnet. Anschließend wird mithilfe von (69) die aktuelle Zugfestigkeit ermittelt. Erreicht die positive minimale Hauptspannung  $\sigma_3$  (Zugspannung) diesen Wert oder ist sie größer, so wird  $\sigma_{te}$  sofort auf Null gesetzt. Damit wird der Eintritt eines Sprödbruchs beschrieben. Die Zugfestigkeit bleibt Null, bis durch Druckspannungen erneut Verheilung einsetzt.

Wie in Kap. 4.2 erwähnt, wird im Zugspannungsbereich eine Dilatanzgrenze von Null angenommen, das heißt alle Zugspannungen verursachen Schädigung. Bei betragsmäßig gleich großer minimaler Hauptspannung entsteht laut (43) in Extensionsrichtung mehr Dilatanz und Schädigung als bei Kompression, siehe Abb. 7 auf Seite 25. Ferner wird angenommen, siehe Kap. 4.4, dass unter Zugspannungsbedingungen keine Verheilung erfolgen kann, sondern dass dazu Druckspannungen benötigt werden.

#### 4.10 Einfluss von Feuchtigkeit

Der Feuchteinfluss 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. Sie wird hier nur der Vollständigkeit halber kurz zusammenfassend dargestellt, siehe [Hampel 2016].

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 [Hunsche & Schulze 1996, 2002]. Eine Reihe von Kriechversuchen mit Asse-Speisesalz in Versuchskammern mit kontrolliert eingestellter Feuchte hatte gezeigt, 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 Steinsalzpfeilers gefunden wurden [Plischke & Hunsche 1989], die mit der unterschiedlichen witterungsbedingten Feuchte der Grubenbewetterung erklärt werden konnten.

Als Ursache für diesen Einfluss wird eine durch die Feuchtigkeit beförderte Rekristallisation an den (Mikro-)Risspitzen angenommen, die zu einem Spannungsabbau und einer 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  $\Phi$  und vom Spannungszustand abhängigen Kriechbeschleunigung  $F_h$  ( $h$ : *humidity*) mit dem CDM [Hampel & Schulze 2007, Hampel 2012]:

$$\frac{d\varepsilon_{tot, \Phi}}{dt} = F_h(\Phi, \sigma_{eq}, \sigma_3) \cdot \frac{d\varepsilon_{tot}}{dt} \quad (70)$$

mit  $d\varepsilon_{tot}/dt$  aus Gleichung (59) und

$$F_h(\Phi, \sigma_{eq}, \sigma_3) = 1 + f_\Phi(\Phi) \cdot f_\sigma(\sigma_{eq}, \sigma_3) \quad (71)$$

Für die Feuchteabhängigkeit gilt:

$$f_\Phi(\Phi) = c_{\Phi 1} \cdot \sinh(c_{\Phi 2} \cdot \Phi) \quad (72)$$

Die Spannungsabhängigkeit wird durch die folgende Beziehung beschrieben:

$$f_\sigma(\sigma_{eq}, \sigma_3) = \begin{cases} \left[ 1 + \left( \frac{|\sigma_3|}{\sigma_0} \right)^{n1_\sigma(\sigma_{eq})} \right]^{n2_\sigma(\sigma_{eq})} & \text{für } \sigma_3 < 0 \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (73)$$

$$\text{mit } n1_\sigma(\sigma_{eq}) = c_{\sigma 1} \frac{\sqrt{2} \sigma_{eq}}{3} \quad \text{und} \quad n2_\sigma(\sigma_{eq}) = - \left( \frac{c_{\sigma 2}}{1 + \frac{\sqrt{2} \sigma_{eq}}{3 \sigma_0}} \right)^2 \quad (74)$$

mit  $c_{\Phi 1} = 0.1$ ,  $c_{\Phi 2} = 0.1$ ,  $c_{\sigma 1} = 0.08 \text{ 1/MPa}$ ,  $c_{\sigma 2} = 18$  und  $\sigma_0 = 1 \text{ MPa}$ . Die Kennwerte stellen sicher, dass die relative Feuchte  $\Phi$  die Verformungsrate nur erhöht, wenn der Spannungszustand bei oder über der Dilatanzgrenze liegt. Solange keine Untersuchungen an anderen Salztypen vorliegen, werden die Beziehungen und Kennwerte für alle Salztypen verwendet.

#### 4.11 Dreidimensionale Formulierung

Für die Simulationen mit FLAC3D wird das CDM mithilfe der Levy-Mises-Theorie in die dreidimensionale Formulierung überführt:

$$de_{kl}^{(pl)} = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} s_{kl} \quad (75)$$

Demnach sind die Komponenten des Tensors der plastischen Deviatorverzerrungsincremente  $de_{kl}^{(pl)}$  mit den Deviatorspannungskomponenten  $s_{kl}$  über die Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  und die Vergleichsverformungsincremente  $d\varepsilon_{eq} = d\varepsilon_{tot}$  aus Gleichung (59) bzw.  $d\varepsilon_{tot, \Phi}$  aus Gleichung (70) verknüpft.

#### 4.12 Elastische Verformung

Die elastische Verformung wird mit dem verallgemeinerten Hookeschen Gesetz für isotrope Medien beschrieben:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} & \sigma_{yz} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} = 2\mu \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} & \varepsilon_{yz} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} + \lambda \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (76)$$

$$\text{mit der ersten Lamé-Konstante } \lambda = \frac{\nu}{1-2\nu} \cdot \frac{1}{1+\nu} E \quad (77)$$

$$\text{und der zweiten Lamé-Konstante } \mu = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{1+\nu} E \quad (78)$$

$E$ : Elastizitätsmodul,  $\mu$ : Schermodul,  $\nu$ : Querkontraktionszahl (Poissonzahl). Der Grund dafür, dass für den Schermodul hier  $\mu$  und in den vorherigen Kapiteln, z. B. Gleichung (15),  $G$  geschrieben wird, liegt darin, dass  $\mu$  in geschädigtem Steinsalz schädigungsabhängig formuliert wird, siehe unten, während sich  $G$  auf die Versetzungsbewegung, das heißt die Kriechverformung, bezieht.

Die Gleichungen (76) bis (78) lassen sich in die Formulierungen umrechnen, die im C++-Code des CDM für das numerische Finite-Differenzen-Programm FLAC3D der Fa. Itasca angewendet werden. FLAC3D 5.0 [Itasca 2012] und 6.0 [Itasca 2017] wurde in den Simulationsberechnungen in WEIMOS verwendet:

$$\sigma_{11}^{neu} = \sigma_{11}^{alt} + dE1 \cdot \Delta\varepsilon_{11} + dE2 \cdot (\Delta\varepsilon_{22} + \Delta\varepsilon_{33}) \quad (79)$$

$$\sigma_{22}^{neu} = \sigma_{22}^{alt} + dE1 \cdot \Delta\varepsilon_{22} + dE2 \cdot (\Delta\varepsilon_{11} + \Delta\varepsilon_{33}) \quad (80)$$

$$\sigma_{33}^{neu} = \sigma_{33}^{alt} + dE1 \cdot \Delta\varepsilon_{33} + dE2 \cdot (\Delta\varepsilon_{11} + \Delta\varepsilon_{22}) \quad (81)$$

$$\sigma_{12}^{neu} = \sigma_{12}^{alt} + 2\mu \cdot \Delta\varepsilon_{12} \quad (82)$$

$$\sigma_{13}^{neu} = \sigma_{13}^{alt} + 2\mu \cdot \Delta\varepsilon_{13} \quad (83)$$

$$\sigma_{23}^{neu} = \sigma_{23}^{alt} + 2\mu \cdot \Delta\varepsilon_{23} \quad (84)$$

$$\text{mit } dE1 = K + \frac{4}{3} \mu \quad (85)$$

$$\text{mit } dE2 = K - \frac{2}{3} \mu \quad (86)$$

$K$ : Kompressionsmodul,  $dE2$  entspricht der ersten Lamé-Konstante  $\lambda$ , denn es gilt

$$\mu = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (87)$$

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad (88)$$

Wie oben angedeutet, werden die elastischen Moduln in geschädigtem Steinsalz schädigungsabhängig formuliert, um die weicheren elastischen Eigenschaften in dilatantem Steinsalz mit geöffneten Mikrorissen beschreiben zu können. Dazu wird eine Formulierung des Partners IfG verwendet [Günther & Salzer 2007]:

$$K(\varepsilon_{vol,dam}) = \frac{K_0(T) - K_R}{(1 + \varepsilon_{vol,dam})^\alpha} + K_R \quad (89)$$

$$\nu(\varepsilon_{vol,dam}) = \frac{\nu_0 - \nu_R}{(1 + \varepsilon_{vol,dam})^{n_{el}}} + \nu_R \quad (90)$$

$K_0(T)$  und  $\nu_0$  beschreiben die Werte des ungeschädigten Steinsalzes,  $K_R$  und  $\nu_R$  die Grenzwerte bei Erreichen der Restfestigkeit. Der Exponent  $n_{el}$  ist ein Modellparameter. Die anderen beiden elastischen Moduln ergeben sich wie folgt:

$$\mu(\varepsilon_{vol,dam}) = \frac{3}{2} \cdot K(\varepsilon_{vol,dam}) \cdot \frac{(1 - 2\nu(\varepsilon_{vol,dam}))}{(1 + \nu(\varepsilon_{vol,dam}))} \quad (91)$$

$$E(\varepsilon_{vol,dam}) = 2 \cdot \mu(\varepsilon_{vol,dam}) \cdot (1 + \nu(\varepsilon_{vol,dam})) \quad (92)$$

In dieser Arbeit wurden folgende Beziehungen und Werte verwendet:

$$K_0(T) = \frac{2}{3} \cdot G(T) \cdot \frac{(1 + \nu_0)}{(1 - 2\nu_0)} \quad (93)$$

mit  $\nu_0 = 0.265$  und  $G(T)$  aus Gleichung (15), ferner  $K_R = 100$  MPa,  $\nu_R = 0.5$ ,  $n_{el} = 18$ .

## 5 Kennwertbestimmungen für die Stoffmodellparameter

### 5.1 Verwendete Laborversuche

Grundlage der Weiterentwicklung des Stoffmodells CDM und der Kennwertbestimmungen für die Stoffmodellparameter waren spannungskontrollierte Kriech- und verformungsratekontrollierte Festigkeitsversuche aus dem vorherigen Verbundprojekt III mit Steinsalz aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA. In WEIMOS wurden Kriechversuche bei kleinen Differenzspannungen mit Steinsalz aus der WIPP und Versuchsserien zur Schädigungsrückbildung mit Steinsalz aus der Schachtanlage Asse II durchgeführt.

Im Steinsalz der WIPP wurde von Sandia lange Zeit zwischen zwei „Salztypen“ unterschieden: 1) relativ reines, homogenes, orangefarbenes „*clean salt*“ und 2) tonmineralhaltiges, gräuliches „*argillaceous salt*“ [z. B. Munson, Fossum & Senseny 1989]. Im vorherigen Verbundprojekt wurden von den Partnern IfG und TUC systematische Laborversuchsserien (Kriech- und Festigkeitsversuche) mit neu erbohrtem Probenmaterial aus der WIPP zu beiden „Salztypen“ durchgeführt, siehe Tab. 2 [Hampel et al. 2016]. Dabei zeigte sich, dass die Versuchsergebnisse des *argillaceous salt* zwar stärker streuen, dass sich das mittlere thermomechanische Verhalten beider „Salztypen“ aber nicht signifikant unterscheidet [Hampel et al. 2018].

Die Nachrechnungen und Kennwertbestimmungen in WEIMOS bestätigen diesen Befund, wie Abb. 11 exemplarisch für die stationären Kriechraten zeigt. Es besteht daher aus Sicht des Autors mit Blick auf das thermomechanische Verhalten insgesamt keine Notwendigkeit, bei der Kennwertbestimmung zwischen *clean* und *argillaceous salt* aus der WIPP zu unterscheiden. Daher wurde für das weiterentwickelte CDM auch in WEIMOS nur ein einheitlicher, für beide „Salztypen“ gültiger Kennwertsatz ermittelt. Im Folgenden wird das Steinsalz daher meist nur als „WIPP-Steinsalz“ bezeichnet.

In den folgenden Tabellen sind die Randbedingungen der mit dem CDM nachgerechneten Laborversuche mit WIPP-Steinsalz aus Verbundprojekt III und WEIMOS aufgelistet.

| Probennummer | Versuchs-<br>stufe | Dauer<br>[Tage] | Temperatur<br>[C] | Differenz-<br>spannung [MPa] | Manteldruck<br>[MPa] |
|--------------|--------------------|-----------------|-------------------|------------------------------|----------------------|
| IfG-TCC1     | 1                  | 50              | 25                | 10                           | 20                   |
|              | 2                  | <u>58</u>       | 25                | 8                            | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 108             |                   |                              |                      |
| IfG-TCC5     | 1                  | 49              | 25                | 12                           | 20                   |
|              | 2                  | <u>80</u>       | 25                | 10                           | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 129             |                   |                              |                      |
| IfG-TCC15    | 1                  | 54              | 60                | 4                            | 20                   |
|              | 2                  | <u>74</u>       | 60                | 2                            | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 128             |                   |                              |                      |
| IfG-TCC13    | 1                  | 54              | 60                | 6                            | 20                   |
|              | 2                  | <u>74</u>       | 60                | 4                            | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 128             |                   |                              |                      |
| IfG-TCC6     | 1                  | 52              | 60                | 8                            | 20                   |
|              | 2                  | <u>56</u>       | 60                | 6                            | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 108             |                   |                              |                      |

|           |          |           |    |    |    |
|-----------|----------|-----------|----|----|----|
| IfG-TCC2  | 1        | 50        | 61 | 10 | 20 |
|           | 2        | <u>58</u> | 61 | 8  | 20 |
|           | $\Sigma$ | 108       |    |    |    |
| IfG-TCC7  | 1        | 48        | 60 | 12 | 20 |
|           | 2        | <u>80</u> | 60 | 10 | 20 |
|           | $\Sigma$ | 128       |    |    |    |
| IfG-TCC9  | 1        | 48        | 60 | 14 | 20 |
|           | 2        | <u>80</u> | 60 | 12 | 20 |
|           | $\Sigma$ | 128       |    |    |    |
| IfG-TCC11 | 1        | 48        | 60 | 16 | 20 |
|           | 2        | <u>80</u> | 60 | 14 | 20 |
|           | $\Sigma$ | 128       |    |    |    |
| IfG-TCC12 | 1        | 48        | 60 | 18 | 20 |
|           | 2        | <u>43</u> | 60 | 16 | 20 |
|           | $\Sigma$ | 91        |    |    |    |
| IfG-TCC16 | 1        | 49        | 80 | 10 | 20 |
|           | 2        | <u>79</u> | 80 | 8  | 20 |
|           | $\Sigma$ | 128       |    |    |    |
| IfG-TCC19 | 1        | 49        | 80 | 12 | 20 |
|           | 2        | <u>79</u> | 80 | 10 | 20 |
|           | $\Sigma$ | 128       |    |    |    |

Tab. 2 Im Verbundprojekt III vom IfG durchgeführte **Kriechversuche** mit Steinsalz (clean salt) aus der WIPP [Salzer et al. 2015], die auch in WEIMOS für die Kennwertbestimmungen verwendet wurden. Der Manteldruck von 20 MPa stellt sicher, dass die Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt werden.

| Probennummer | Versuchs-<br>stufe | Dauer<br>[Tage] | Temperatur<br>[C] | Differenz-<br>spannung [MPa] | Manteldruck<br>[MPa] |
|--------------|--------------------|-----------------|-------------------|------------------------------|----------------------|
| IfG-TCC34    | Konsol. 1          | 49              | 25                | 0                            | 20                   |
|              | Konsol. 2          | 84              | 120               | 0                            | 20                   |
|              | 1                  | 112             | 120               | 4                            | 20                   |
|              | 2                  | 127             | 100               | 4                            | 20                   |
|              | 3                  | 118             | 80                | 4                            | 20                   |
|              | 4                  | 119             | 60                | 4                            | 20                   |
|              | 5                  | 133             | 40                | 4                            | 20                   |
|              | 6                  | 161             | 60                | 4                            | 20                   |
|              | 7                  | 406             | 60                | 0                            | 20                   |
|              | 8                  | <u>137</u>      | 60                | 4                            | 20                   |
|              | $\Sigma$           | 1446            |                   |                              |                      |

Tab. 3 In WEIMOS vom IfG durchgeführter und mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 6 nachgerechneter **Kriechversuch** mit Steinsalz (clean salt) aus der WIPP. Am Anfang wurde eine 133 Tage lange, zweistufige Konsolidierungsphase vorgeschaltet, um einen möglichst dilatanz- und schädigungsfreien Probenzustand zu Beginn der deviatorischen Belastung mit 4 MPa zu erreichen.

| 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. 4 Im Verbundprojekt III vom IfG durchgeführte **Festigkeitsversuche** mit Steinsalz (clean salt) aus der WIPP [Salzer et al. 2015], die auch in WEIMOS für die Kennwertbestimmungen verwendet wurden.

## 5.2 Nachrechnungen der Laborversuche

Die Nachrechnungen der Laborversuche mit dem Stoffmodell CDM dienen den folgenden beiden Zielen:

1. Weiterentwicklung und Validierung der Modellierung der beschriebenen Verformungsphänomene und Abhängigkeiten von den untersuchten Randbedingungen,
2. Bestimmung von Kennwerten der Stoffmodellparameter für WIPP-Steinsalz als Grundlage für die nachfolgenden Modellberechnungen mit FLAC3D.

Dazu ist es stets notwendig, die zahlreichen und verschiedenartigen Versuche mit einem bestimmten Salztyp (Kriech-, Festigkeits- und Verheilungsversuche) bei allen untersuchten Randbedingungen mit einem einheitlichen Kennwertsatz möglichst gut zu beschreiben. Dabei ergibt sich allerdings immer die Schwierigkeit, dass Ergebnisse von Versuchen, die mit den gleichen Randbedingungen durchgeführt werden, stets mehr oder weniger voneinander abweichen. Das liegt daran, dass es sich bei dem untersuchten Steinsalz um ein natürliches Material handelt und sich die Proben daher in ihrer Mikrostruktur stets etwas unterscheiden. Diese Mikrostruktur, zum Beispiel die Verteilung von Salzmineralausscheidungen in der NaCl-Matrix, ist durch die Bildung der Salzschieben und anschließende Halokinese begründet und hat entscheidenden Einfluss auf die thermomechanischen Eigenschaften.

Berechnungen mit einem Stoffmodell sollen dagegen das mittlere Verformungsverhalten widerspiegeln, das für die jeweilige Randbedingung repräsentativ ist. Daher muss bei allen Anpassungen eines Stoffmodells an die verschiedenen Versuchskurven stets ein möglichst guter Kompromiss gefunden werden. Die Streuung der Versuchsergebnisse bringt es mit sich, dass mit dem einheitlichen Kennwertsatz dann nicht alle einzelnen Versuchskurven gleichermaßen gut beschrieben werden können.

Für eine verlässliche experimentelle Bestimmung des mittleren Verhaltens wäre es notwendig, zu einer bestimmten Randbedingung möglichst viele Versuche durchzuführen, um eine aussagekräftige Statistik zu erhalten und das gesuchte mittlere Verhalten gut eingrenzen zu können. Dies ist allerdings meistens nicht oder nur eingeschränkt möglich, weil sowohl die Anzahl der Laborproben als auch die Zahl der Laborversuche begrenzt ist. So dauern die Kriechversuche bei kleinen Spannungen in AP 1 und die Verheilungsversuche in AP 2 jeweils mehrere Monate bis hin zu weit mehr als einem Jahr.

Dieser Schwierigkeit wurde im Vorhaben dadurch begegnet, dass systematische Versuchsserien mit der Variation jeweils einer Randbedingung bei Konstanzhaltung der anderen Bedingungen durchgeführt wurden. Außerdem sind mittlerweile zwei Salztypen besonders intensiv untersucht worden, Asse-Speisesalz und WIPP-Steinsalz, sodass trotz einiger Unterschiede ein für Steinsalz typisches Verhalten in vielen Fällen mittlerweile recht gut beurteilt werden kann. Die experimentellen Ergebnisse dieser beiden „Referenzsalztypen“ unterscheiden sich nämlich hauptsächlich in der Kriechfähigkeit, das heißt in der stationären Kriechrate, sind sich hinsichtlich der anderen Verformungsphänomene aber sehr ähnlich. Das hat den Vorteil, dass bei Kennwertbestimmungen nicht alle Parameterwerte stets komplett neu ermittelt werden müssen, sondern dass bei ähnlichen Randbedingungen durchgeführte Versuche mit verschiedenen Salztypen durch nur geringe Kennwertmodifikationen gut nachgerechnet werden können.

Die Qualität der Modellierungen und Kennwertbestimmungen für bestimmte Steinsalztypen hängt grundsätzlich auch davon ab, dass die Probennahme in der untertägigen Salzlokation repräsentativ erfolgt und eventuelle lokale Unterschiede im Verformungsverhalten dabei

erfasst wurden. Das ist besonders bei Salzvorkommen mit verschiedenen stratigrafischen Zyklen und Salzschieben mit unterschiedlichen Verformungseigenschaften von großer Bedeutung, wie sie vor allem in steiler Lagerung bei Diapiren (z. B. Salzdomen) vorkommen.

Die Aussagekraft der experimentellen Ergebnisse hängt ganz entscheidend von der Qualität der Laborversuche ab, zu der eine möglichst exakte Einstellung und Stabilität der Randbedingungen und eine hohe Messgenauigkeit notwendig sind. Hier sind in den letzten Jahren durch technischen Fortschritt und immer größeren technischen Aufwand (z. B. durch den Bau von Klimakammern und Versuchsständen mit EMC-Steuerung [Wolters et al. 2022] und ausgefeilte Versuchsführungen (z. B. zur Bestimmung der stationären Kriechrate [Lüdeling et al. 2022] große Fortschritte erzielt worden. Sie haben verlässlichere Ergebnisse zum Kriechen bei kleinen Differenzspannungen und zur Verheilung der Schädigung im natürlichen Steinsalz in diesem Vorhaben erst möglich gemacht.

Des Weiteren geben unter Tage durchgeführte Messungen – zum Beispiel Messungen der Konvergenzen, Spannungen oder akustischen Emissionen – wertvolle Hinweise zur Übertragbarkeit der Laborversuchsergebnisse auf In-situ-Situationen und zum Einfluss von Randbedingungen, die außerhalb des im Labor messtechnisch erfassbaren Bereichs liegen.

Tab. 6 auf Seite 56 listet die CDM-Stoffmodellparameter und ermittelten salztypspezifischen Kennwerte auf, die in WEIMOS mit den im Folgenden vorgestellten Versuchsnachrechnungen ermittelt wurden.

### 5.2.1 Stationäres Kriechen

Zunächst wurden die Kennwerte für das stationäre Kriechen bestimmt, siehe Abb. 11. Mit triaxialen Kriechversuchen und einem Manteldruck von 20 MPa wurden im Arbeitspaket 1 erstmals verlässliche Ergebnisse für das Kriechen von schädigungsfreiem natürlichem Steinsalz bei kleinen Differenzspannungen unter ca. 6 bis 8 MPa, das heißt stationäre Kriechraten

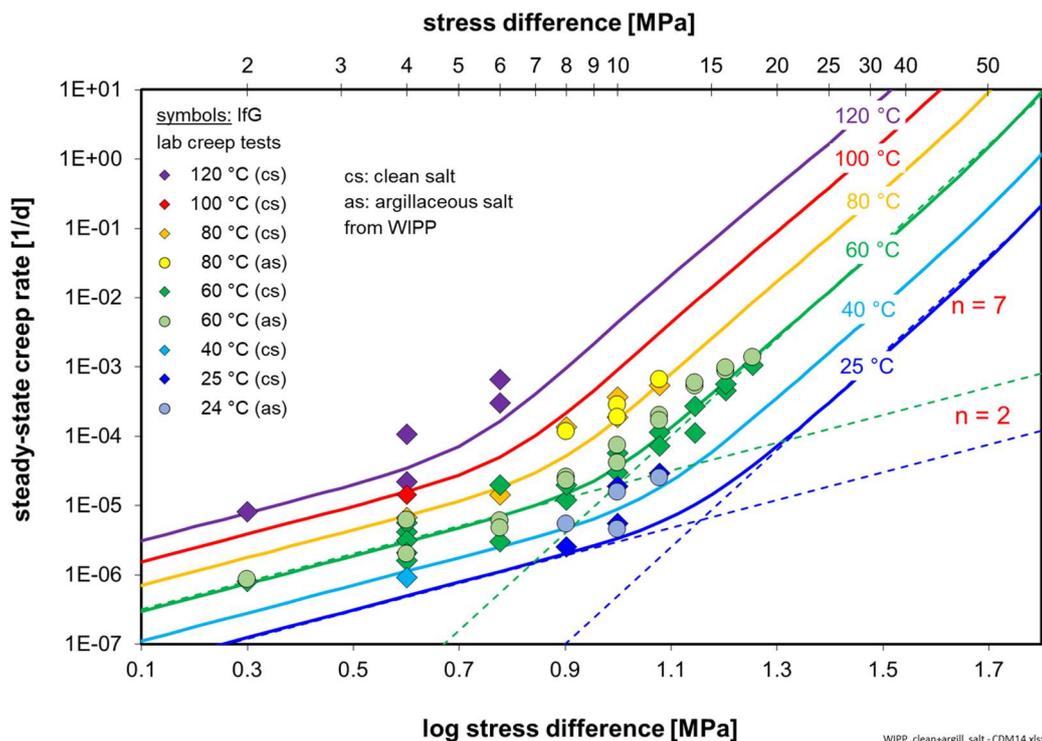


Abb. 11 Stationäre Kriechraten für clean und argillaceous salt aus der WIPP im Vergleich miteinander und mit den CDM-Kurven.

unter  $10^{-5}$  1/d, gewonnen [Lüdeling et al. 2022]. Die Versuchsergebnisse belegen eindeutig, dass die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate zu kleinen Differenzspannungen hin abnimmt, und zwar von einem Spannungsexponenten  $n = 7$  bei höheren Spannungen auf  $n = 2$  bei kleinen Spannungen. Der Übergang verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kleinen Spannungen hin.

Abb. 11 belegt beispielhaft für das stationäre Kriechen, dass sich das Verformungsverhalten der beiden „Salztypen“ *clean salt* und *argillaceous salt* im Teufenbereich der WIPP (um ca. 650 m unter NN) wie erwähnt nicht signifikant unterscheidet. Da die Versuchsergebnisse vom reineren *clean salt* weniger streuen als die vom tonmineralhaltigen *argillaceous salt*, wurden erstere bei den Anpassungen mit dem CDM bevorzugt.

Der etwas unterschiedliche Feuchtegehalt, der laut Analysen des IfG beim *clean salt* ca. 0,15 Gewichtsprozent und beim *argillaceous salt* ca. 0,4 Gewichtsprozent beträgt, führt hier offenbar nicht zu signifikant unterschiedlichem Kriechvermögen. Dies liegt daran, dass alle Kriechversuche unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt wurden, wo kein Feuchteeinfluss zu erwarten ist.

Insgesamt kann man feststellen, dass die Modellkurven die Daten im Mittel im gesamten Temperatur- und Spannungsbereich zutreffend beschreiben.

## 5.2.2 Transientes Kriechen

Mit den ermittelten Kennwerten für das stationäre Kriechen wurden als Nächstes die zugehörigen Kriechversuche nachgerechnet, um Kennwerte für das transiente Kriechen zu ermitteln. Dabei wurden auch die Festigkeitsversuche mit 20 MPa Manteldruck berücksichtigt, bei denen davon ausgegangen wird, dass die Verformung ebenfalls (zumindest nahezu) schädigungsfrei abläuft. Die Einschränkung „zumindest nahezu“ wird gemacht, weil bei höherer Vergrößerung zu sehen ist, dass einige Spannungs-Verformungskurven von Versuchen mit 20 MPa Manteldruck nach dem Durchlaufen eines flachen Minimums dennoch leicht ansteigen, siehe Abb. 5 oben links auf Seite 22. Der Grund dafür könnte aber auch darin liegen, dass die Proben vor Versuchsbeginn nicht vollständig konsolidiert waren und daher beim Aufprägen der konstanten Verformungsrate bereits eine leichte Vorschädigung aufwiesen.

In Abb. 12 werden die Nachrechnungen der Versuche mit verschiedenen Temperaturen und jeweils gleichen Differenzspannungen miteinander verglichen, das heißt diese beiden Diagramme zeigen den Einfluss der Temperatur auf das Kriechen bei den dargestellten Differenzspannungen.

In Abb. 13 sind die Nachrechnungen der Kriechversuche bei 25, 60 und 80 °C dargestellt. Die Versuche wurden vom IfG in der zweiten Stufe mit einer um 2 MPa geringeren Differenzspannung durchgeführt, die der ersten Stufe im Folgeversuch entsprach. Damit wurde das stationäre Kriechverhalten in der jeweils ersten Stufe aufgrund der Verfestigung von oben, nach der Spannungsreduktion in der zweiten Stufe aufgrund der Erholung dagegen von unten angenähert. Mit diesem Verfahren wurde für die jeweilige Versuchsbedingung demnach ein oberer und ein unterer Grenzwert für die stationäre Kriechrate gewonnen [Lüdeling et al. 2022]. Allerdings gilt dabei die oben angesprochene Einschränkung, dass die beiden Grenzwerte dabei von jeweils zwei verschiedenen Proben stammen.

Abb. 14 zeigt mit der roten Kurve eine Nachrechnung des Kriechversuchs IfG-TCC34 aus Tab. 3 (ohne die anfänglichen Konsolidierungsphasen) mit dem CDM und den zuvor ermittelten einheitlichen Kennwerten aus Tab. 6. Insbesondere in den ersten beiden Stufen überschätzt die Modellkurve offenbar das gemessene Kriechvermögen. Das liegt daran, dass

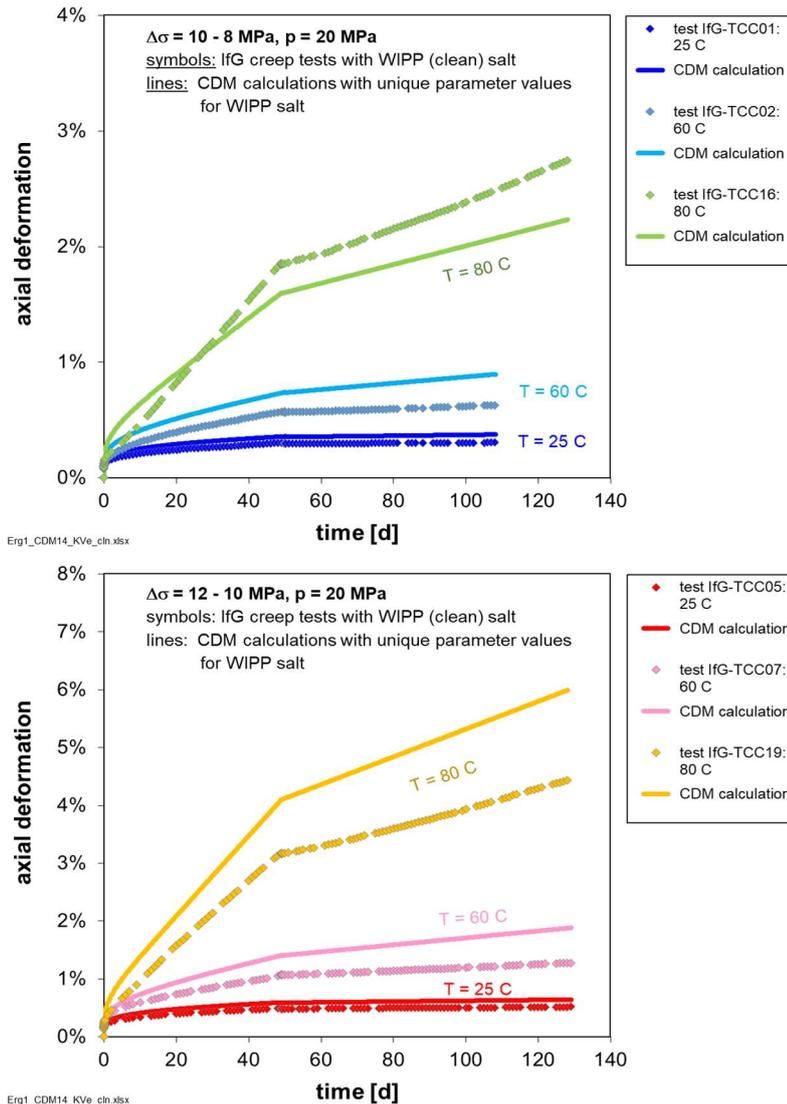


Abb. 12 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 6) an Kriechkurven aus IfG-Versuchen aus dem Verbundprojekt III (Tab. 2) bei 10 und 8 MPa (oben) und 12 und 10 MPa (unten) und verschiedenen Temperaturen  $T = 25, 60$  und  $80 \text{ }^\circ\text{C}$ .

dieser Versuch (pink umrandete Symbole im kleinen Teilbild) insbesondere in der ersten Stufe bei  $120 \text{ }^\circ\text{C}$  (roter Kreis) eine geringere stationäre Kriechrate aufweist als die CDM-Modellkurve bei dieser Temperatur (dunkelviolet), die das mittlere Verhalten widerspiegelt. Bei der gelben Kurve wurde diese Abweichung durch Subtraktion einer Verformung von  $0,32 \text{ } \%$  korrigiert. Es zeigt sich, dass das Kriechen in den weiteren Stufen bei  $40, 60$  und  $80 \text{ }^\circ\text{C}$  mit den Kennwerten gut wiedergegeben wird.

Die 406 Tage lange siebte Versuchsstufe mit  $\Delta\sigma = 0 \text{ MPa}$  bestätigt zum einen, dass nach fast 800 Tagen mit deviatorischer Belastung keine Probenschädigung vorliegt, die sich in dieser isostatischen Phase aufgrund einer erneuten Konsolidierung in einem Anstieg der Kriechrate gezeigt hätte. Zum anderen wurden in der anschließenden achten Stufe die gleichen Versuchsbedingungen wie in der sechsten Stufe eingestellt. Dabei zeigte sich die fast gleiche stationäre Kriechrate ( $1,6\text{E-}6 \text{ 1/d}$ ) wie zuvor ( $2,1\text{E-}6 \text{ 1/d}$ ). In der vierten Stufe mit den gleichen Bedingungen wurde ein Wert von  $3,1\text{E-}6 \text{ 1/d}$  bestimmt. Damit ist die stationäre Kriechrate dieser Probe bei  $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $\Delta\sigma = 4 \text{ MPa}$  bis auf einen Faktor 2 sehr gut eingegrenzt.

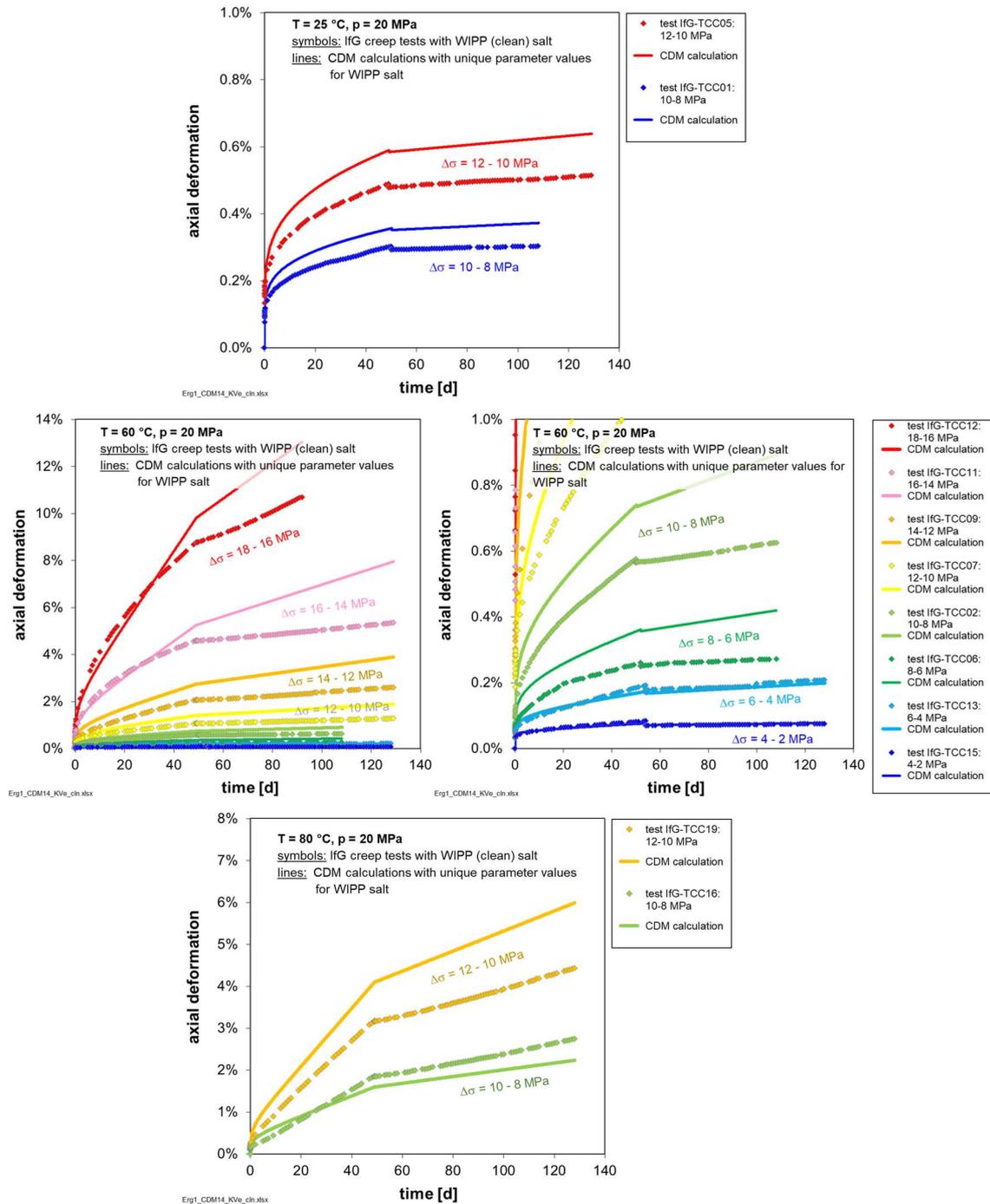


Abb. 13 Anpassung des CDM mit einheitlichen Kennwerten (s. Tab. 6) an Kriechkurven aus IfG-Versuchen aus dem Verbundprojekt III (Tab. 2) bei 25 °C (oben), 60 °C (Mitte) und 80 °C (unten).

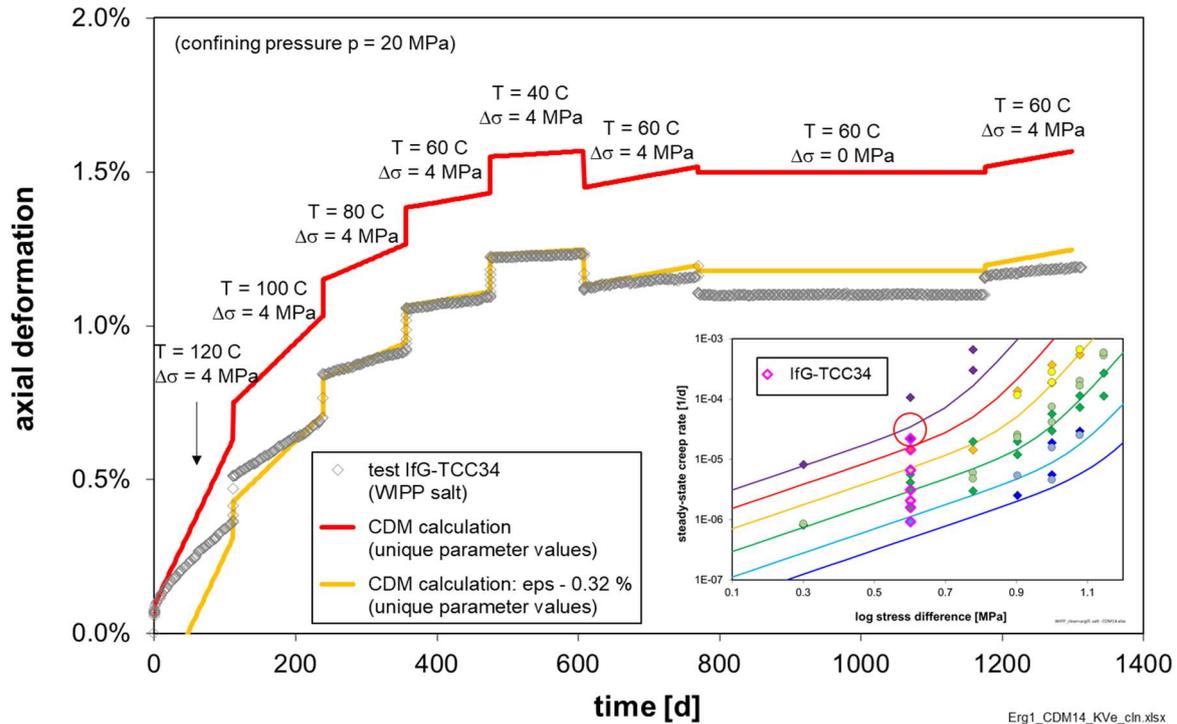


Abb. 14 Nachrechnung des mehrstufigen IfG-Kriechversuchs TCC34 aus WEIMOS mit dem CDM und den zuvor ermittelten einheitlichen Kennwerten aus Tab. 6 (rote Kurve). Die thermische Kontraktion bei den Temperaturreduktionen wurde mit einem Ausdehnungskoeffizienten von  $\alpha_{TH} = 6 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$  berücksichtigt. Das kleine Teilbild zeigt einen Ausschnitt aus Abb. 11. Bei der gelben Kurve wurde der starke Anfangsanstieg der roten Modellkurve abgezogen, um den weiteren Kurvenverlauf mit den Messdaten besser vergleichen zu können, siehe Text.

### 5.2.3 Dilatanz und Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten

In Festigkeitsversuchen mit konstant vorgegebener Verformungsrate wird die Dilatanzgrenze bei geringeren Manteldrücken von 0 bis 5 MPa relativ früh überschritten. Formel (41) zufolge liegt  $\sigma_{db}$  bei einem Manteldruck von 5 MPa bei 17,3 MPa. Diese Differenzspannung wurde im Versuch bei Raumtemperatur mit  $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$  und  $p = 5 \text{ MPa}$  (Abb. 15 oben links) im steilen Anstieg bereits 6,3 Minuten nach Versuchsbeginn überschritten, bei 1 MPa Manteldruck mit  $\sigma_{db} = 7,7 \text{ MPa}$  bereits nach 1,8 Minuten.

Nach der Bestimmung der Kennwerte für das Kriechen können durch Nachrechnungen der Festigkeitsversuche die Kennwerte für die schädigungsabhängigen Verformungsphänomene ermittelt werden. Dabei ergibt sich die Schwierigkeit, dass sich das Kriechen und die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung gegenseitig beeinflussen, welches die gekoppelten Gleichungen des CDM widerspiegeln. So hat die Dilatanzentwicklung (42) über (45) einen direkten Einfluss auf die Rückbildung der Dilatanz und Schädigung (46) und deren Einfluss auf die Verformung (55) bis (57). Der Schädigungseinfluss  $D$  wirkt auf die Kriechrate in (59), die ihrerseits wieder die Dilatanzentwicklung in (42) bestimmt.

Dieser komplexe physikalische Zusammenhang macht sich bei der Ermittlung der Kennwerte für die die Schädigung charakterisierenden Stoffmodellparameter bemerkbar. Ein kleiner Vorteil ist, dass die „Verheilung“ bei den Anpassungen der Ergebniskurven aus den Festigkeitsversuchen keine Rolle spielt, weil schnell größere Differenzspannungen erreicht

werden, bei denen die Schädigungsrückbildung sehr gering ist. Die Kennwerte für die Rückbildung werden daher erst später durch Anpassungen des CDM an die Kurven aus den Verheilungsversuchsreihen ermittelt.

Die Kennwerte für die Dilatanzentwicklung und den Schädigungseinfluss müssen allerdings bei den Anpassungen des Stoffmodells an die Versuchskurven iterativ immer im Wechsel miteinander modifiziert werden, wobei stets die Auswirkungen auf beide Kurvenscharen des jeweils rechten und linken Diagramms einer Zeile in Abb. 15 und Abb. 16 beachtet werden müssen. Es hat sich bewährt, dabei mit den Kurven der kleinsten Manteldrücke (hier  $p = 0,2$  MPa) zu beginnen und anschließend die Kurven der höheren Manteldrücke anzupassen. Die Kurven mit  $p = 20$  MPa wurden bereits bei der Kennwertbestimmung für das dilatanzfreie transiente Kriechen mit angepasst, siehe oben.

Mit den Versuchen aus Abb. 15 wurde die Temperaturabhängigkeit a) des Einflusses der Schädigung auf die Spannungsentwicklung (Schädigungsentfestigung, linke Diagramme) und b) der volumetrischen Verformung (rechte Diagramme) jeweils für die untersuchten Manteldrücke von 0,2 bis 20 MPa untersucht. Abb. 16 zeigt für die verschiedenen Manteldrücke die Verformungsratenabhängigkeit des Schädigungseinflusses und der Dilatanzentwicklung, allerdings mit  $10^{-6}$  bis  $10^{-4}$  1/s in einem nur relativ schmalen Bereich.

Da es sich bei dem untersuchten Steinsalz aus der WIPP um ein natürliches Material handelt, weichen die Ergebnisse einzelner Proben auch bei den Schädigungsphänomenen aufgrund von natürlichen Unterschieden in der Mikrostruktur immer etwas von dem mittleren Verhalten ab, das mit dem Stoffmodell abgebildet wird. Die Modellkurven in Abb. 15 und Abb. 16 demonstrieren, dass sich alle Versuche im Rahmen der zu erzielenden Genauigkeit mit den ermittelten einheitlichen Kennwerten aus Tab. 6 sehr gut nachrechnen lassen und die typischen Eigenschaften, Abhängigkeiten und Einflüsse korrekt beschrieben werden.

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

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 und dadurch Hindernisse eher überwinden können. Bei höheren Verformungsraten bauen sich dagegen lokale Spannungskonzentrationen schneller auf, die Mikrorisse erzeugen und deren Wachstum bald zur Ausbildung einer lokalisierten Bruchzone führt.

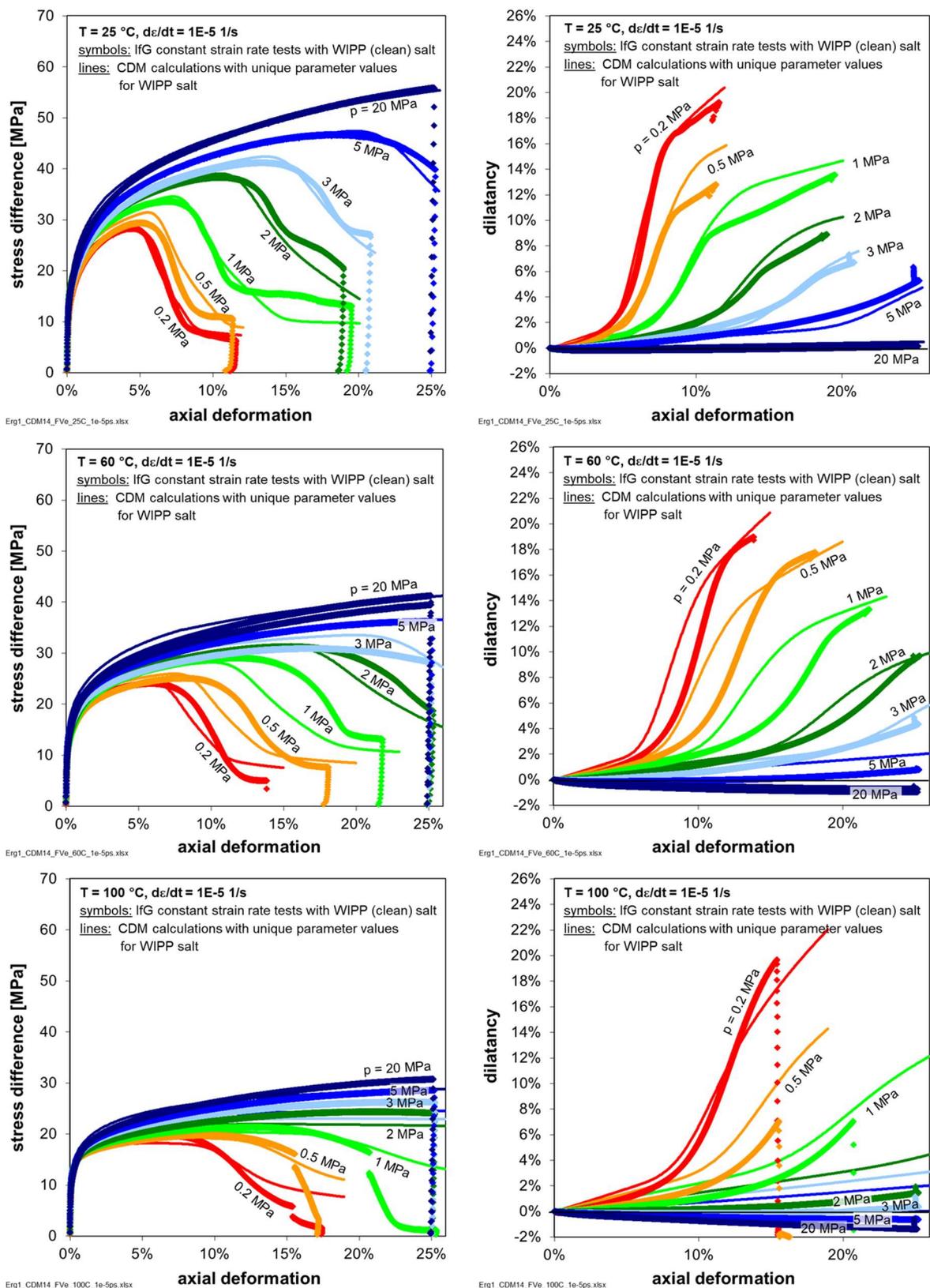


Abb. 15 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 6 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit  $d\varepsilon/dt = 1E-5$  1/s mit **clean salt** bei  $T = 25$  °C (oben), 60 °C (Mitte) und 100 °C (unten) und den angegebenen Manteldrücken  $p$ , siehe Tab. 4.

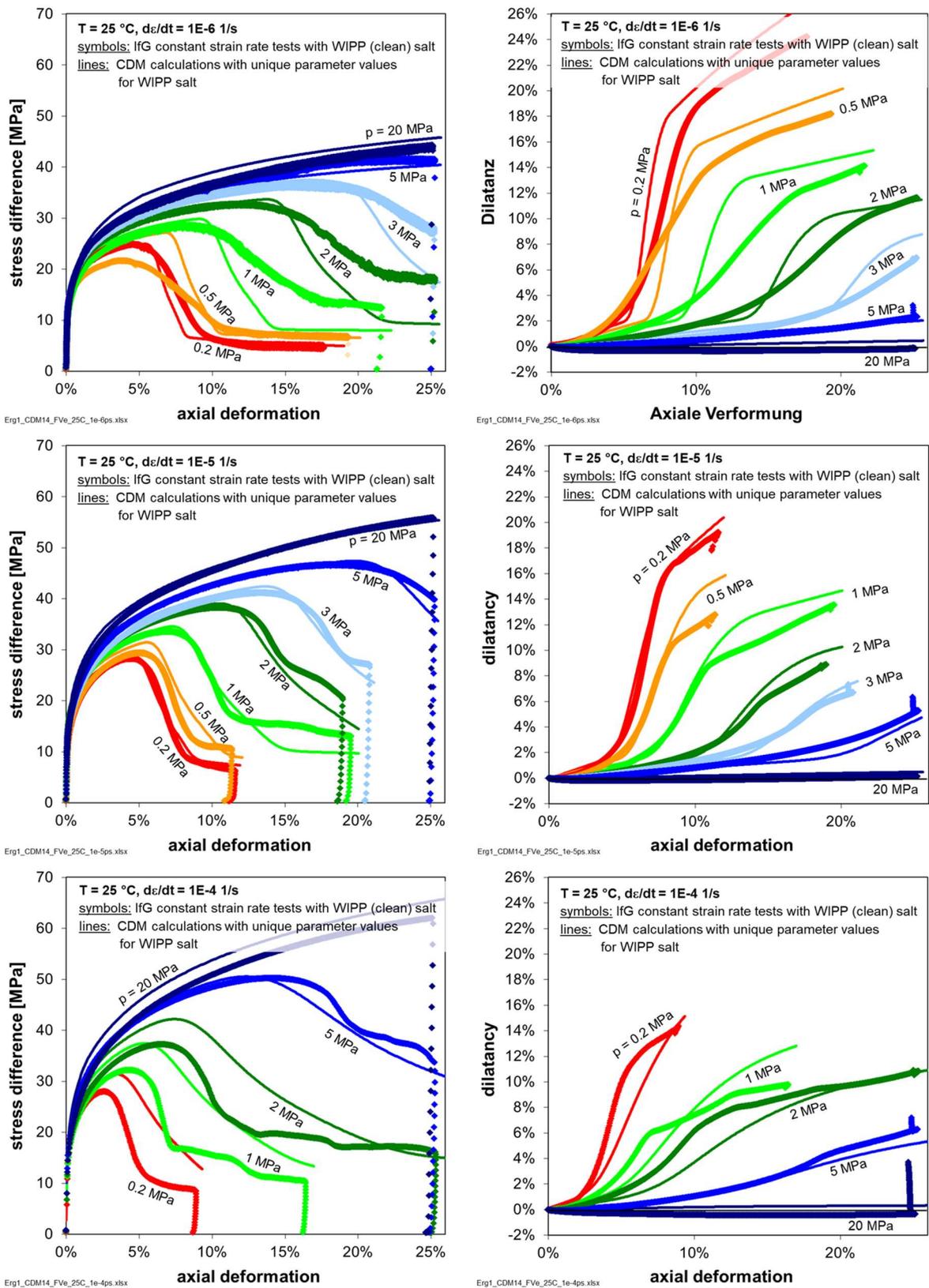


Abb. 16 Anpassung des CDM mit dem einheitlichen Kennwertsatz aus Tab. 6 an die Spannungs- (links) und Dilatanzkurven (rechts) aus den Festigkeitsversuchen mit  $d\varepsilon/dt = 1\text{E-}6\text{ 1/s}$  (oben),  $1\text{E-}5\text{ 1/s}$  (Mitte) und  $1\text{E-}4\text{ 1/s}$  (unten) mit *clean salt* bei  $T = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$  und den angegebenen Manteldrücken  $p$ , siehe Tab. 4.

#### 5.2.4 Schädigungsrückbildung

Die Verheilungsversuchsreihen 1 bis 3 und 4a bis 4d wurden von der TUC mit Asse-Steinsalz durchgeführt. Laut Aussage der TUC handelt es sich dabei vorwiegend um Liniensalz des Leine-Zyklus (z3LS). Das Asse-Steinsalz zeigt eine etwas geringere stationäre Kriechrate als das WIPP-Steinsalz, sodass nur drei Kennwerte für das stationäre Kriechen etwas verkleinert werden mussten, um durch Nachrechnungen der Verheilungsversuche die Kennwerte für die Schädigungsrückbildung ermitteln zu können. Die Ermittlung der drei Kennwerte erfolgte durch Anpassung des CDM an die Verformungs-Zeit-Kurve aus Abb. 17 Mitte.

Alle anderen Kennwerte, auch diejenigen für die Schädigungsentwicklung und den Schädigungseinfluss, konnten zur Anpassung der Versuchskurven unverändert übernommen werden. Dieser Befund spricht für ein sehr ähnliches Schädigungsverhalten beider Salztypen. Das liegt möglicherweise daran, dass es sich bei beiden um relativ reine Steinsalztypen handelt, für die ein nur durch wenige Fremdphasen beeinflusstes Verformungsverhalten im NaCl-Kristallgitter maßgebend ist.

Die modifizierten Kennwerte sind in Tab. 6 (Seite 56f) mit eingetragen. Da bisher keine entsprechenden Versuchsserien mit WIPP-Steinsalz zur Verheilung vorliegen, wurden die Kennwerte für das Asse-Steinsalz in diesem Projekt auch für die Simulationen mit WIPP-Steinsalz verwendet, insbesondere für die Berechnungen der Schädigungsrückbildung im Virtuellen Demonstrator I, siehe Kapitel 11.2.2.

Die technischen Anlagen und die Durchführung der Versuche werden in dem WEIMOS-Ergebnisbericht der TUC und bei Wolters et al. (2022) beschrieben. Bei allen Versuchsserien wurden die zylindrischen Proben (Ausgangslänge 30 cm, Durchmesser 15 cm) zu Beginn für 5 Tage bei der gewünschten Versuchstemperatur einem isostatischen Druck von 30 MPa ausgesetzt, um eine eventuelle Vorschädigung durch die Kernbohrung, den Transport und/oder die Probenherstellung zu reduzieren. Anschließend wurden drei isostatische Be- und Entlastungszyklen zwischen 30 und 2 MPa durchgeführt, um Informationen über die elastischen Eigenschaften der Testapparatur (Steifigkeit) und des verwendeten Hydrauliköls (temperaturabhängige Kompressibilität) zu gewinnen und herausrechnen zu können.

Daran schloss sich die Phase einer gezielten Probenschädigung bei einer Axialspannung von 30 MPa und einem Manteldruck von 2 MPa an. Diese Schädigungsphase wurde beendet, sobald eine Dilatanz von 1 bis 1,5 % erreicht war. Je nach Versuchsbedingung dauerte diese Phase einige Tage bis zwei Wochen. Durch die Schädigung entstanden bevorzugt in radialer Richtung geöffnete Mikrorisse. Anschließend erfolgten die diversen Verheilungsphasen.

Die erste Versuchsserie besteht aus drei Versuchen mit gleichen Randbedingungen, die zu unterschiedlichen Zeitpunkten beendet wurden, um die Proben nach Versuchsende in Augenschein nehmen zu können, siehe Tab. 5 und Abb. 17. Versuch Ass471 wurde am Ende der Schädigungsphase bei maximaler Dilatanz beendet, Versuch Ass470 am Ende der Manteldruckerhöhung, Versuch Ass466 erst nach 111,9 Tagen. Sowohl die Kurven der Axialverformung als auch der Dilatanz zeigen bei allen drei Proben gute Übereinstimmungen.

| Serie | Versuch                              | Dauer [d] | Temperatur [°C] | Schädigung $\sigma_1/\sigma_3$ [MPa] | Verheilung $\sigma_1/\sigma_3$ ( $\sigma_m$ ) [MPa] |
|-------|--------------------------------------|-----------|-----------------|--------------------------------------|-----------------------------------------------------|
| 1     | Ass466                               | 111,9     | 35              | 30/2                                 | 30/29 (29,3)                                        |
|       | Ass470                               | 38,9      |                 |                                      |                                                     |
|       | Ass471                               | 11,0      |                 |                                      |                                                     |
| 2     | Ass478                               | 112,2     | 35              | 30/2                                 | 30/9 (16)                                           |
|       | Ass479                               | 112,2     | 35              | 30/2                                 | 30/12,5 (18,3)                                      |
|       | Ass480                               | 104,2     | 35              | 30/2                                 | 30/20 (23,3)                                        |
|       | Ass481                               | 74,2      | 35              | 30/2                                 | 30/25 (26,7)                                        |
|       | Sim. S2/5                            |           | 35              | 30/2                                 | 30/5 (13,3)                                         |
| 3     | Ass482                               | 208       | 35              | 30/2                                 | 7/6 (6,3) - 30/6 (14)                               |
|       | Ass483                               | 208       | 35              | 30/2                                 | 15/14 (14,3) - 30/14 (19,3)                         |
|       | Ass485                               | 208       | 35              | 30/2                                 | 23/22 (22,3) - 30/22 (24,7)                         |
|       | Ass486                               | 208       | 35              | 30/2                                 | 30/29 (29,3) - 30/29 (29,3)                         |
| 4a    | Ass487<br>Ass488<br>Ass490<br>Ass491 | 116,9     | 35              | 30/2                                 | 21/11 (14,3)                                        |
| 4b    | Ass492<br>Ass493<br>Ass494<br>Ass495 | 109,8     | 35              | 30/2                                 | 31/6 (14,3) - 27/6 (13)                             |
| 4c    | Ass496<br>Ass497<br>Ass498<br>Ass499 | 113,8     | 35              | 30/2                                 | 26/8,5 (14,3) - 26/16 (19,3)                        |
| 4d    | Ass500<br>Ass501<br>Ass502<br>Ass503 | 81        | 70              | 30/2                                 | 15/14 (14,3)                                        |

Tab. 5 In WEIMOS von der TUC durchgeführte **Verheilungsversuche** mit Asse-Steinsalz [Wolters et al. 2022], die für die Entwicklung der Formel (46) auf Seite 26 und die zugehörigen Kennwertbestimmungen verwendet wurden.

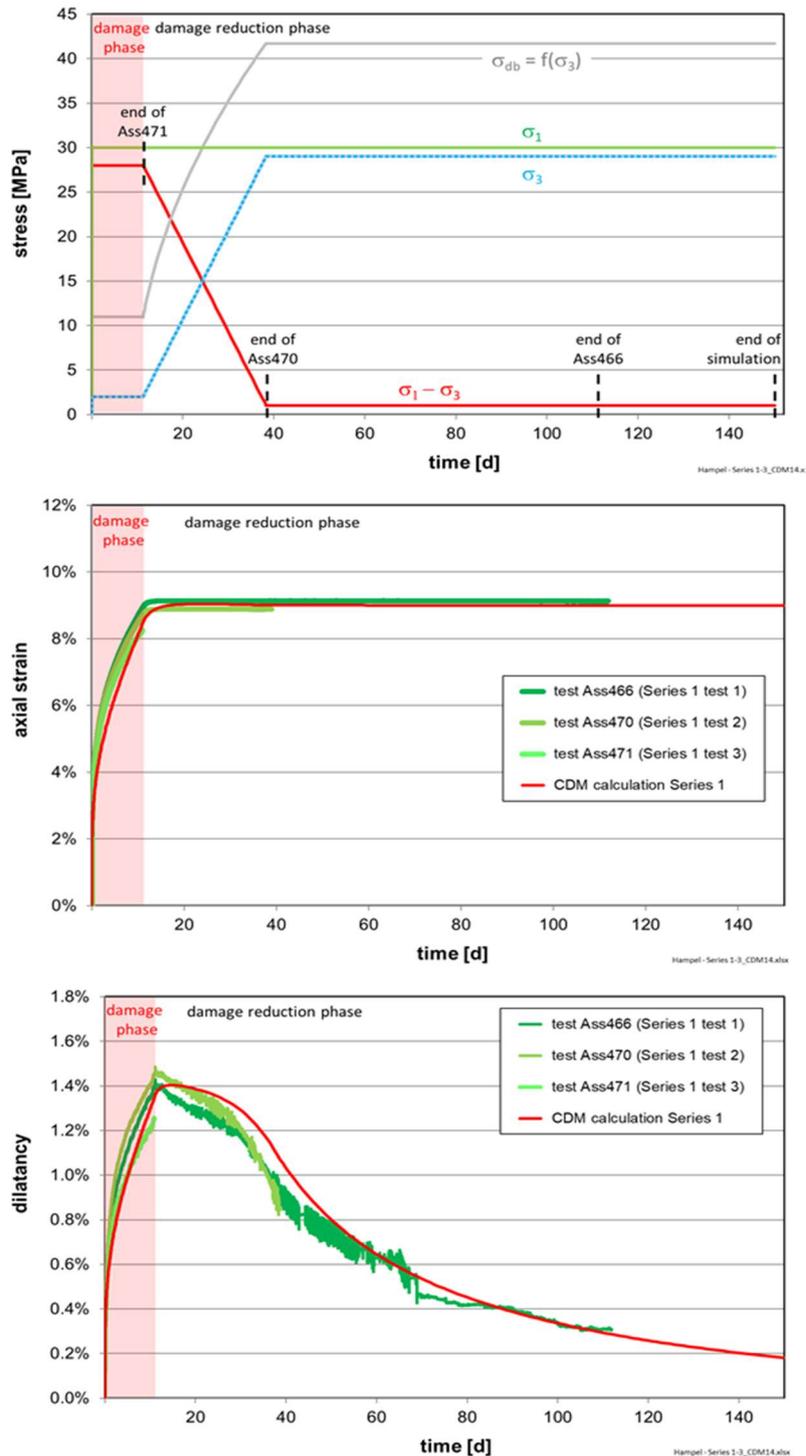


Abb. 17 Versuchsserie 1 besteht aus drei TUC-Verheilungsversuchen mit Asse-Steinsalz bei 35 °C und gleichen Spannungsbedingungen, die zu unterschiedlichen Zeitpunkten beendet wurden. Die CDM-Berechnung wurde bis  $t = 150$  d durchgeführt.

Im oberen Diagramm der Abb. 17 sieht man, dass die Vergleichsspannung (rot) durch Anhebung des Manteldrucks (hellblau) die von diesem abhängige Dilatanzgrenze (hellgrau) nach 17,3 Tagen unterschreitet. Im unteren Diagramm erkennt man, dass die Dilatanz zu diesem Zeitpunkt bereits um ca. 0,1 % gegenüber dem Maximalwert am Ende der Schädigungsphase abgenommen hat. Die Dilatanz beginnt demnach bereits zu sinken, sobald der Manteldruck angehoben wird. Das Gleiche wird auch in den anderen Versuchsserien beobachtet. Dieses wird vom Autor als ein Indiz dafür angesehen, dass auch oberhalb

der Dilatanzgrenze Schädigungsrückbildung erfolgen kann und es keine Verheilungsgrenze gibt, oberhalb derer Verheilung nicht möglich ist.

Die zweite Versuchsserie ist eine Erweiterung der ersten, ergänzt durch zwei Simulationen S2/5a,b, siehe Abb. 18. Zu Beginn der Verheilungsphase wird der Manteldruck wieder mit 1 MPa/d bis auf unterschiedliche Niveaus angehoben, Abb. 18 oben links. Im Bild oben rechts erkennt man, dass die Vergleichsspannung in den Laborversuchen während der Verheilung stets unter der Dilatanzgrenze liegt. Nur in den Simulationen S2/5a,b, die mit bzw. ohne Verheilung gerechnet wurden, bleibt die Vergleichsspannung konstant darüber.

Die Dilatanzkurven aller Laborversuche sinken ab dem Beginn der Manteldruckerhöhung ab. Leider traten bei den Versuchen Ass478, Ass480 und Ass481 Leckagen auf, sodass etwas Hydrauliköl verloren ging und damit eine korrekte Messung der Volumenveränderung zur Bestimmung der weiteren Verheilungsverläufe verhinderte. In den Simulationen S2/5a,b steigt sowohl die Axialverformung als auch die Dilatanz weiter an, da die Vergleichsspannung über der Dilatanzgrenze bleibt. Dadurch kann sich die Verheilung gegenüber der weiteren Schädigung nicht durchsetzen. Die Verheilung ist aber auch hier vorhanden, wie der Vergleich der beiden Berechnungsergebnisse mit (dunkelviolet ausgezogen) und ohne (hellviolett gestrichelt) Verheilung zeigt. Auf die Axialverformung hat diese geringe Verheilung allerdings keinen sichtbaren Einfluss.

Die Axialverformung steigt in den Simulationen während der Verheilungsphase umso stärker an, je größer die Vergleichsspannung ist. Hier zeigt sich die Auswirkung des Kriechens

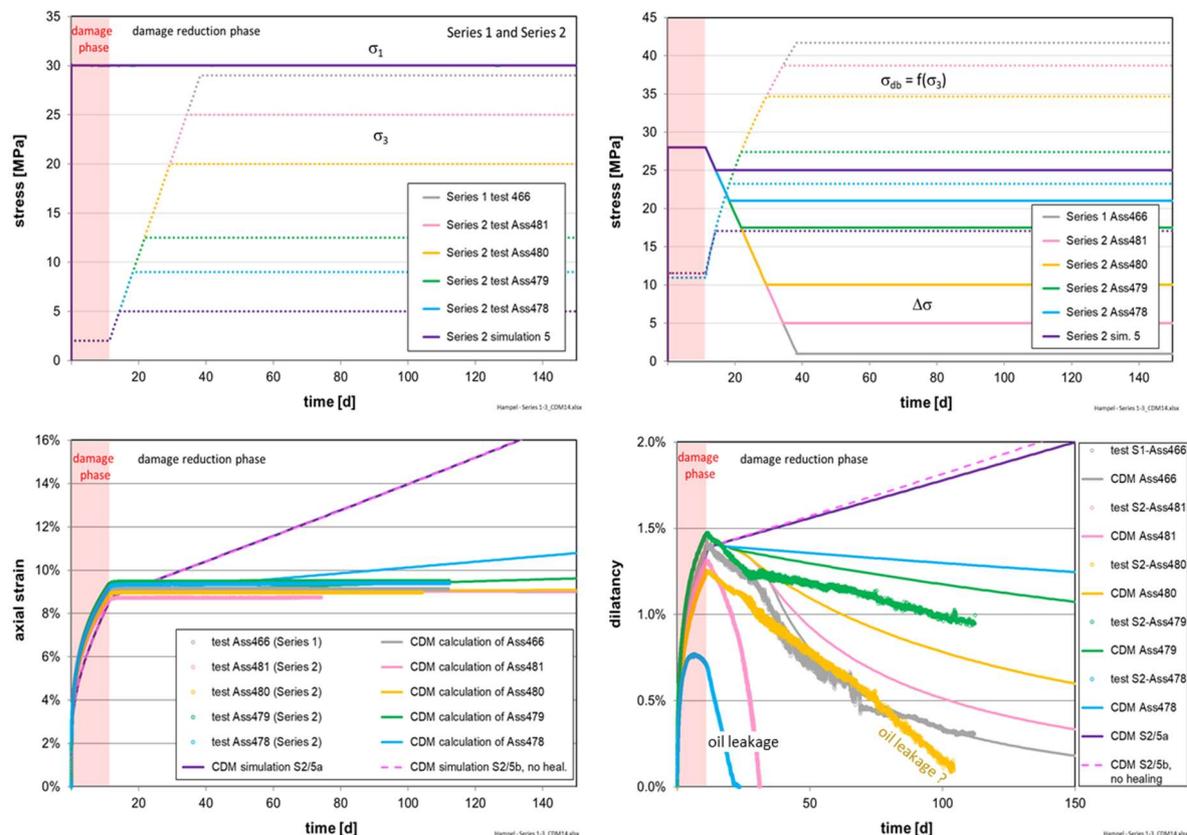


Abb. 18 Versuchsserie 2 besteht aus vier TUC-Verheilungsversuchen mit Asse-Steinsalz bei 35 °C und unterschiedlichen Manteldrücken in der Verheilungsphase. Die Serie wurde durch zwei CDM-Simulationen (Nr. S2/5a,b) mit und ohne Verheilung ergänzt. Der Versuch Ass466 der ersten Serie wurde zum Vergleich eingetragen.

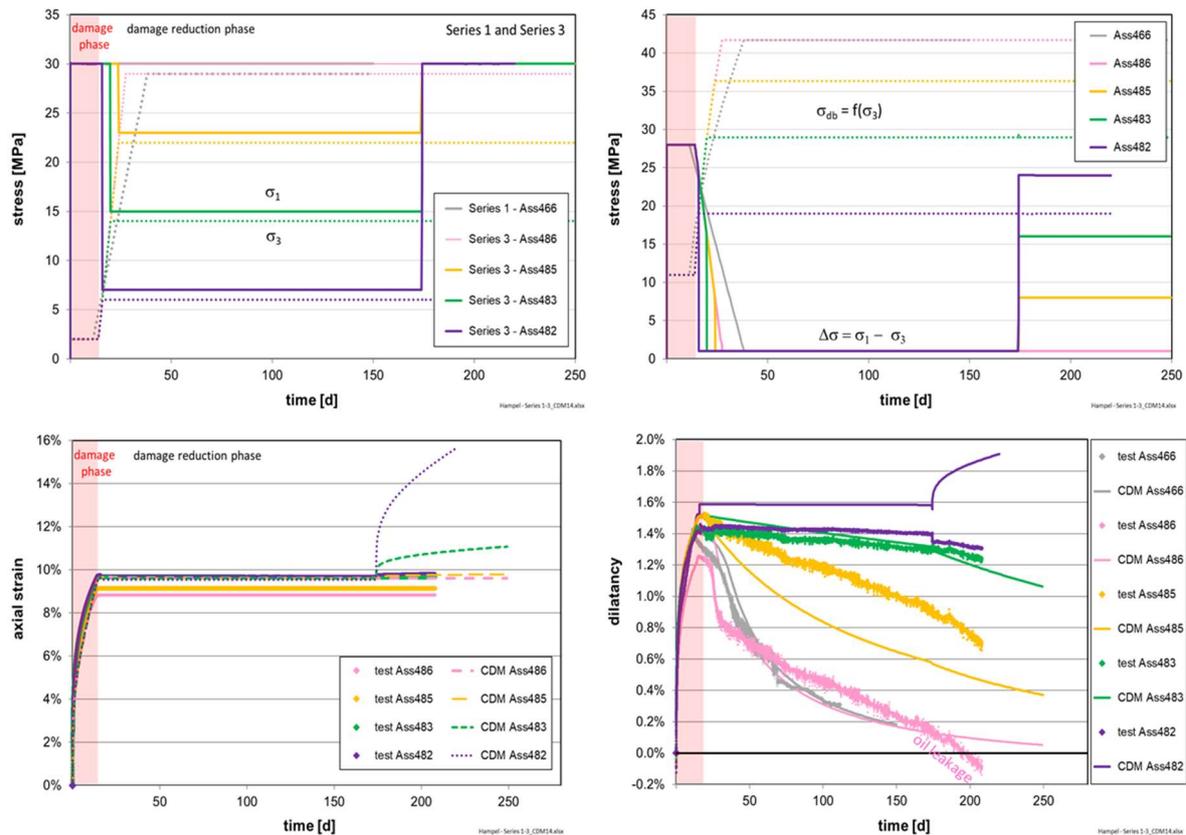


Abb. 19 Versuchsserie 3 besteht aus vier TUC-Verheilungsversuchen mit Asse-Steinsalz bei 35 °C und einer Differenzspannung von 1 MPa in der Verheilungsphase bei unterschiedlichen Mantel- und Axialdrücken. Zum Vergleich ist der Versuch Ass466 der ersten Serie eingetragen, der in der Verheilungsphase dem Versuch Ass486 gleicht.

bei kleinen Differenzspannungen. Die Versuchsdaten zeigen diesen Effekt leider nicht so deutlich. Möglicherweise wurde das transiente Kriechen bei kleinen Spannungen in den Berechnungen etwas überschätzt.

Bei der dritten Versuchsserie in Abb. 19 wurde die Differenzspannung in der Verheilungsphase konstant auf 1 MPa gehalten. Dabei wurden aber verschiedene Niveaus der Axialspannung und des Manteldrucks angesteuert, sodass sich die mittleren Spannungen unterscheiden. Außerdem wurde eine zweite Verheilungsphase angefügt. Bei mindestens einem Versuch (Ass486) trat wiederum eine Leckage auf, die zu einem Hydraulikölverlust und einer im letzten Versuchsabschnitt fehlerhaften Dilatanzmessung führte. Dennoch erkennt man in der ersten Verheilungsphase die Tendenz, dass der Schädigungsrückgang umso stärker ist, je größer die mittlere Spannung ist.

Das Gleiche gilt für den Vergleich der jeweils ersten und zweiten Verheilungsphase: Auch hier nimmt der Schädigungsrückgang mit der Steigerung der mittleren Spannung zu. Die Verheilungsrate hängt demnach entscheidend von der mittleren Spannung ab, nicht oder kaum aber von der Differenz-/Vergleichsspannung. Dies wurde in der Formel (46) auf Seite 26 berücksichtigt. Auch in der dritten Versuchsserie sieht man in den Simulationen, dass die Axialverformung in der zweiten Verheilungsstufe wieder zunimmt, wenn die Differenzspannung höher liegt (vor allem bei der grünen und dunkelvioletten Kurve). Bei der Berechnung des Versuchs Ass482 liegt die Differenzspannung dabei sogar über der Dilatanzgrenze, welches zu einem erneuten Anstieg der Dilatanz führt. Es ist unklar, warum sich im Laborversuch hier der gegenteilige Verlauf zeigt.

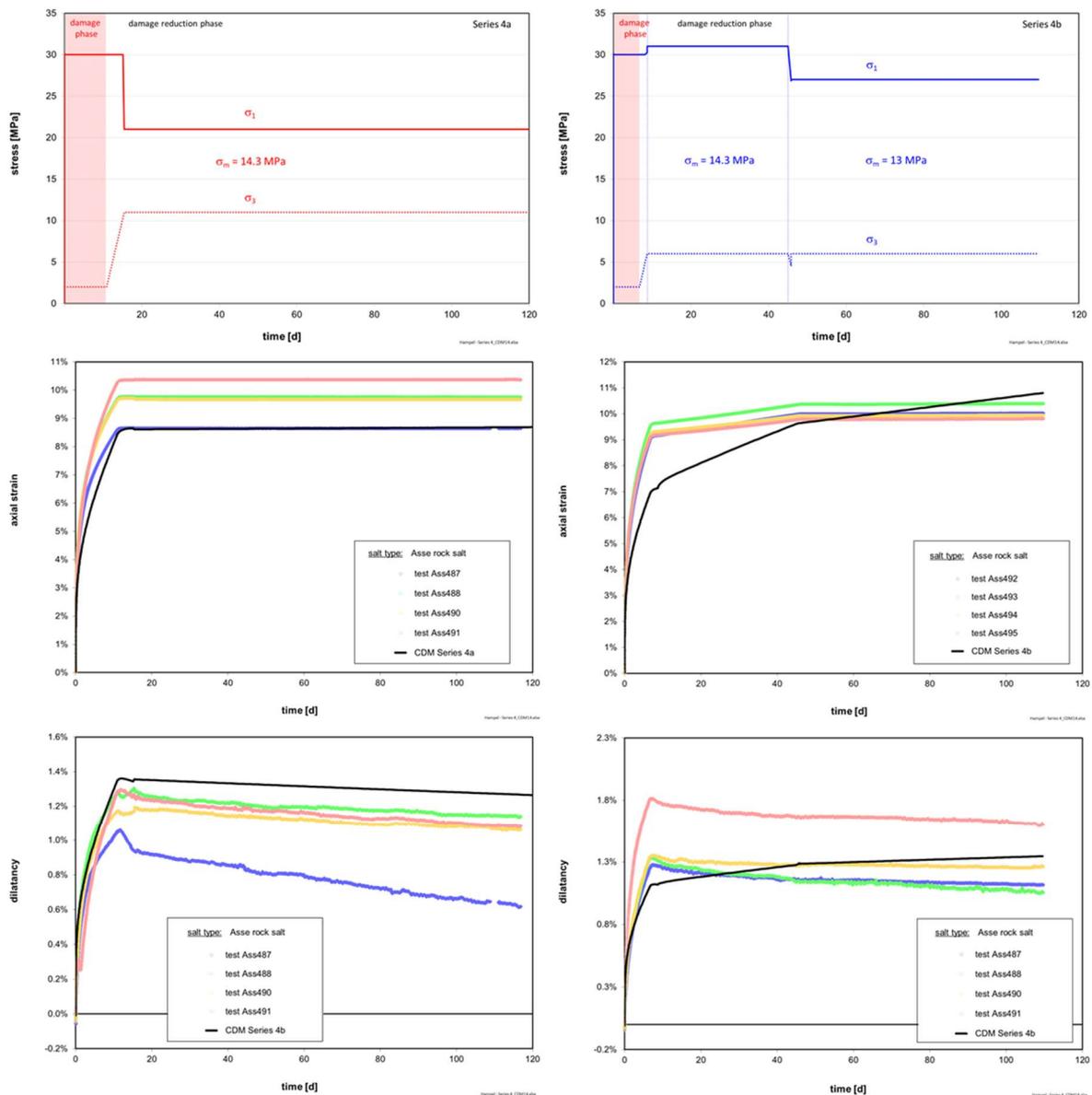


Abb. 20 Die Versuchsserien 4a (links) und 4b (rechts) bestehen jeweils aus vier parallel durchgeführten TUC-Verheilungsversuchen mit Asse-Steinsalz bei 35 °C und einer mittleren Spannung von 14,3 MPa in der (4b: ersten) Verheilungsphase bei unterschiedlichen Mantel- und Axialdrücken.

In den Versuchsserien 2 und 3 ergaben sich Probleme mit Hydraulikölverlusten, weil in den vier parallel betriebenen Versuchsständen jeweils unterschiedliche Manteldrücke in den Verheilungsphasen eingestellt wurden. Die Prüfstände verfügen über eine gemeinsame EMC-Steuerung (EMC: *electromechanical cylinder*) zur Messung von kleinsten Volumenänderungen des Hydrauliköls und damit der ummantelten Proben während der Verheilung. Eine gemeinsame Steuerung bedeutet, dass permanent zwischen den vier Versuchsständen umgeschaltet werden muss. Dieses führte besonders zu Regelproblemen, wenn in den vier Versuchskammern unterschiedliche Drücke herrschten.

Daher wurden in der vierten Versuchsserie jeweils vier Proben mit gleichen Spannungsbedingungen untersucht. Dieses reduziert zum einen die beschriebenen Probleme (zumindest bei der Versuchstemperatur 35 °C in den Serien 4a bis 4c), zum anderen erhöht es die Statistik, sodass ein stark abweichendes Verhalten einer Probe eher erkannt wird.

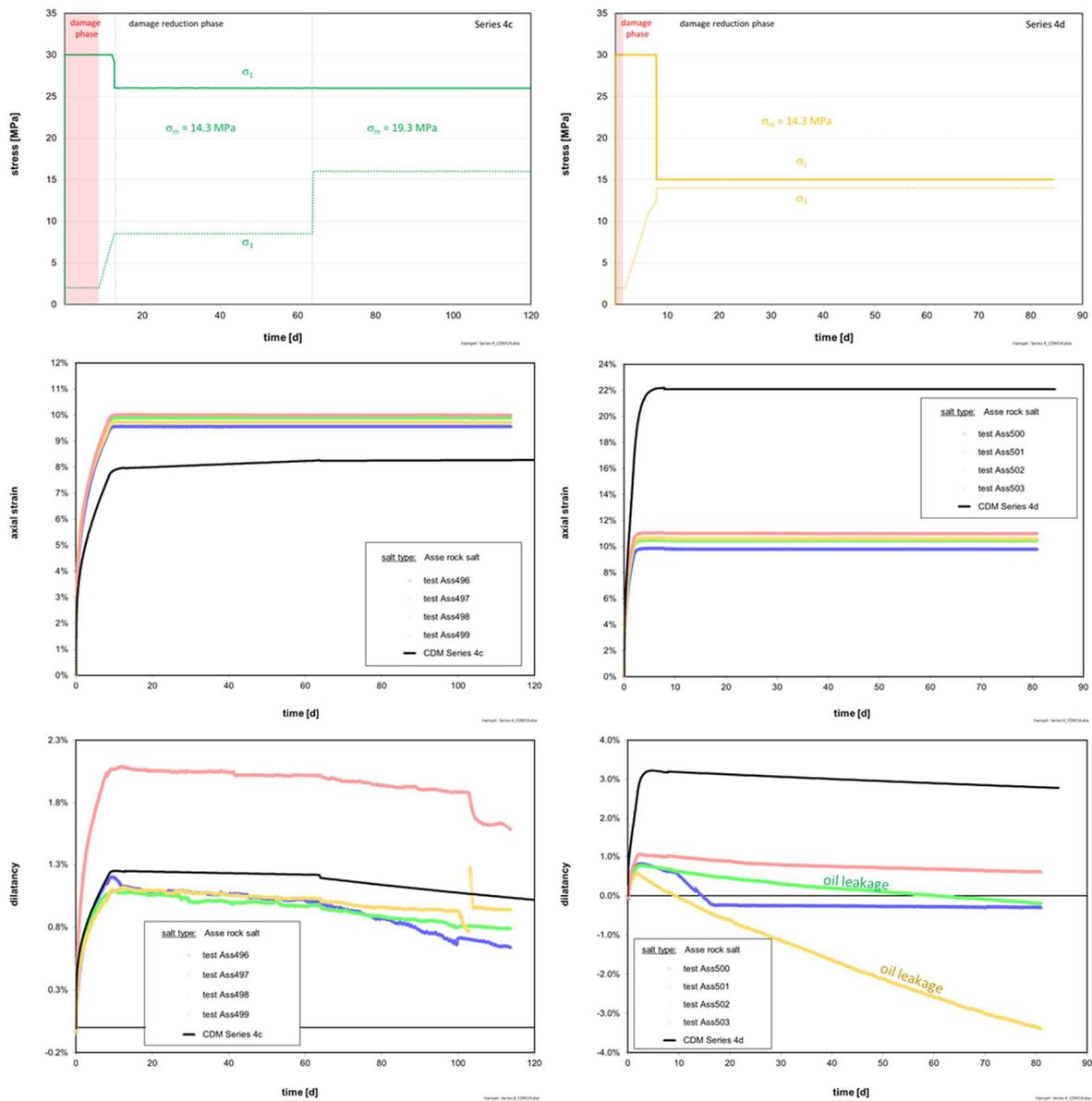


Abb. 21 Die Versuchsserien 4c (links) und 4d (rechts) bestehen jeweils aus vier parallel durchgeführten TUC-Verheilungsversuchen mit Asse-Steinsalz bei 35 °C (4c) bzw. 70 °C (4d) und einer mittleren Spannung von 14,3 MPa in der (4c: ersten) Verheilungsphase bei unterschiedlichen Mantel- und Axialdrücken.

Die vier Versuchsserien 4a bis 4d in Abb. 20 und Abb. 21 wurden in der (4b und 4c: ersten) Verheilungsphase mit der gleichen mittleren Spannung von 14,3 MPa getestet, wobei aber bei jeder Serie ein anderer Axial- und Manteldruck eingestellt wurde. Die Serien 4a bis 4c wurden mit einer Versuchstemperatur von 35 °C durchgeführt, die Serie 4d mit 70 °C.

Grundsätzlich zeigen die Berechnungsergebnisse eine gute Übereinstimmung mit den Messdaten. In der Serie 4b in Abb. 20 ergibt die Berechnung aufgrund der hohen Differenzspannungen von 25 und 21 MPa in den beiden Verheilungsstufen allerdings einen stärkeren Anstieg der Axialverformung und auch der Dilatanz als im Versuch. In Serie 4d in Abb. 21 wird sowohl die Axialverformung als auch die Dilatanz überschätzt. Das kann daran liegen, dass für die Temperaturabhängigkeit des Kriechens im Asse-Steinsalz auch andere Aktivierungsenergien gelten als im WIPP-Steinsalz und dafür mit den Nachrechnungen dieser Verheilungsversuche keine eigenen Kennwerte ermittelt wurden.

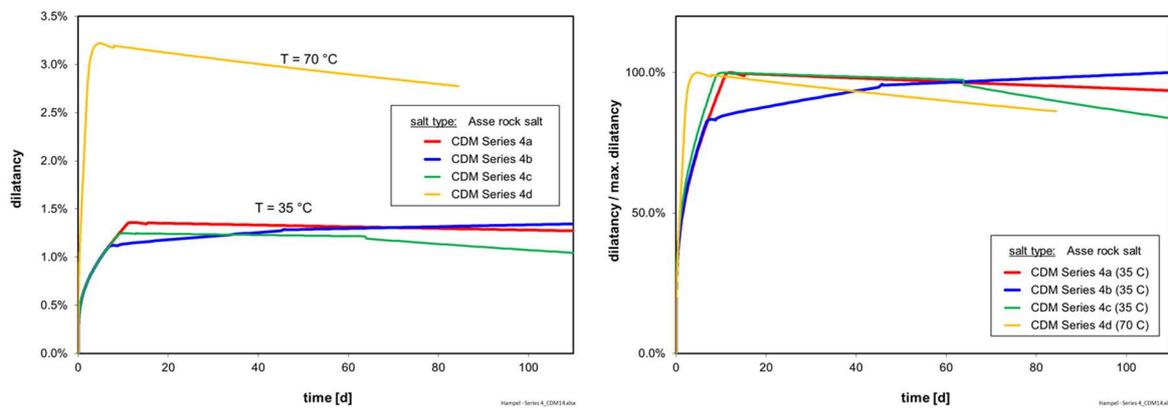


Abb. 22 Vergleich der berechneten Dilatanzverläufe aus den Versuchsserien 4a bis 4d, links: Absolutwerte, rechts: normiert auf das jeweilige Dilatanzmaximum.

Da in den Versuchsserien 4a bis 4d in der (4b und 4c: ersten) Verheilungsphase die gleiche mittlere Spannung von 14,3 MPa bei unterschiedlichen Axial- und Manteldrücken vorlag, werden in Abb. 22 die berechneten Dilatanzverläufe miteinander verglichen. Bis auf die Kurve der Simulation 4b, bei der eine sehr hohe Differenzspannung vorlag, sind die Verheilungsverläufe sehr ähnlich. Die normierte Kurve der Simulation 4a zeigt im Vergleich mit derjenigen der ersten Verheilungsstufe der Simulation 4c sogar eine fast exakte Übereinstimmung, obwohl die Differenzspannung in der Serie 4a 10 MPa und in der Serie 4c 17,5 MPa betrug. Auch die Temperatur hat offenbar keinen großen Einfluss auf die Verheilung, wie der Vergleich mit der normierten Kurve der Simulation 4d zeigt.

Durch wiederholtes Nachrechnen der Versuchsserien 1 bis 4d wurde sukzessive die Formel (46) auf Seite 26 entwickelt. Durch Anpassungen des CDM an die Laborkurven wurden schließlich die zugehörigen Kennwerte der Modellparameter für die Schädigungsrückbildung aus Tab. 6 bestimmt, siehe das nächste Kapitel.

### 5.3 CDM-Kennwerte für WIPP-Steinsalz

Mit den beschriebenen Nachrechnungen sind die Kennwerte für alle CDM-Stoffmodellparameter für Steinsalz aus der WIPP (einheitlich für *clean* und *argillaceous salt*) und für das Asse-Steinsalz der TUC-Verheilungsversuche ermittelt worden, siehe Tab. 6. Die Kennwerte für die Dilatanz- und Schädigungsrückbildung (Verheilung) wurden durch Nachrechnungen der Verheilungsversuche ermittelt und mangels entsprechender Versuchsserien am WIPP-Steinsalz für dieses übernommen. Die Kennwerte für WIPP-Steinsalz wurden bei den in den nachfolgenden Kapiteln beschriebenen Simulationen verwendet.

| CDM-Parameter und ihre Bedeutung |                                                                                                                                                                                                            | Kennwerte für WIPP-Steinsalz | abweichende Kennwerte für Asse-Steinsalz |
|----------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------|------------------------------------------|
| <b>Stationäres Kriechen:</b>     |                                                                                                                                                                                                            |                              |                                          |
| $Q_1$                            | Aktivierungsenergie bei kleineren Vergleichsspannungen ( $Q_1$ ist nicht die effektive Aktiv.-Energie bei kleinen Spannungen, da die Temperatur $T$ auch im zugehörigen Argument der sinh-Funktion steht.) | 154 kJ/mol                   |                                          |
| $v_1$                            | Konstante der Versetzungsgeschwindigkeit bei kleineren Vergleichsspannungen                                                                                                                                | 0,01 m/s =<br>864 m/d        | 0,003 m/s =<br>259,2 m/d                 |
| $Q_2$                            | Aktivierungsenergie bei größeren Vergleichsspannungen (s. Anmerkung bei $Q_1$ )                                                                                                                            | 184 kJ/mol                   |                                          |
| $v_2$                            | Konstante der Versetzungsgeschwindigkeit bei größeren Vergleichsspannungen                                                                                                                                 | 1,5E5 m/s =<br>1.296E10 m/d  | 0,5E5 m/s =<br>4,32E9 m/d                |
| $d_p$                            | Mittlerer Abstand teilchenartiger Versetzungshindernisse, z. B. kleiner Salzmineralausscheidungen (Index $p = particle$ ), bei größeren Vergleichsspannungen                                               | 3 $\mu\text{m}$              | 2 $\mu\text{m}$                          |
| $c_{rmin}$                       | Parameter des temperaturabhängigen minimalen Versetzungsabstandes $r_{min}$                                                                                                                                | 70 K                         |                                          |
| <b>Transientes Kriechen:</b>     |                                                                                                                                                                                                            |                              |                                          |
| $c_{w1}$                         | Parameter der verformungsabhängigen Entwicklung der mittleren Subkorngröße $w$ .                                                                                                                           | 1,2 $\mu\text{m}$            |                                          |
| $c_{w2}$                         |                                                                                                                                                                                                            | 1,15 $\mu\text{m}$           |                                          |
| $c_{w3}$                         |                                                                                                                                                                                                            | 0.1 MPa <sup>-1</sup>        |                                          |
| <b>Dilatanzgrenze:</b>           |                                                                                                                                                                                                            |                              |                                          |
| $c_{db1}$                        | Parameter der Spannungsabhängigkeit der Dilatanzgrenze im Kompressionsbereich (Dilatanzgrenze ist Null bei Extension)                                                                                      | 60 MPa                       |                                          |
| $c_{db2}$                        |                                                                                                                                                                                                            | 0 MPa                        |                                          |

| <b>Dilatanz- und Schädigungsentwicklung:</b>                                 |                                                                                      |                        |  |
|------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|------------------------|--|
| $c_{de}$                                                                     | Parameter des Zusammenhangs zwischen der Rate der Dilatanzentwicklung und Kriechrate | 0,4                    |  |
| <b>Dilatanz- und Schädigungsrückbildung (Verheilung):</b>                    |                                                                                      |                        |  |
| $c_{dr1}$                                                                    | Parameter der Spannungs-, Verformungs-<br>raten- und Dilatanzabhängigkeit            | 2E-7 d <sup>-1</sup>   |  |
| $c_{dr2}$                                                                    |                                                                                      | 3,9 d                  |  |
| $c_{dr3}$                                                                    |                                                                                      | 2                      |  |
| $c_{dr4}$                                                                    |                                                                                      | 2                      |  |
| $c_{dr5}$                                                                    |                                                                                      | 4                      |  |
| <b>Richtungsabhängigkeit der volumetrischen Verformung:</b>                  |                                                                                      |                        |  |
| $c_{vol}$                                                                    | Parameter der spannungsabhängigen Richtungsabhängigkeit                              | 7                      |  |
| <b>Einfluss von Dilatanz- und Schädigung auf die Verformung</b>              |                                                                                      |                        |  |
| $c_{di1}$                                                                    | Parameter der Spannungsabhängigkeit des Einflusses                                   | 6E-4 MPa <sup>-1</sup> |  |
| $c_{di2}$                                                                    |                                                                                      | 8 MPa <sup>-1</sup>    |  |
| $c_{di3}$                                                                    |                                                                                      | 0,21                   |  |
| <b>Kriechbruch und Kurzzeitfestigkeit:</b>                                   |                                                                                      |                        |  |
| $c_{cf1}$                                                                    | Parameter der Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit                            | 0,7 MPa                |  |
| $c_{cf2}$                                                                    |                                                                                      | 0,42 d                 |  |
| $c_{cf3}$                                                                    |                                                                                      | 1,3                    |  |
| <b>Zusätzliche Dilatanz und Schädigung im Nachbruchbereich:</b>              |                                                                                      |                        |  |
| $c_{pf1}$                                                                    | Parameter der Spannungs- und Verformungsratenabhängigkeit                            | 0,04 MPa <sup>-4</sup> |  |
| $c_{pf2}$                                                                    |                                                                                      | 2,3 MPa <sup>-1</sup>  |  |
| $c_{pf3}$                                                                    |                                                                                      | 2                      |  |
| <b>Einfluss der zusätzliche Dilatanz und Schädigung im Nachbruchbereich:</b> |                                                                                      |                        |  |
| $c_{pf4}$                                                                    | Parameter der Temperaturabhängigkeit                                                 | 450 K                  |  |
| <b>Zugschädigung:</b>                                                        |                                                                                      |                        |  |
| $c_{te1}$                                                                    | Zugfestigkeit von intaktem Steinsalz                                                 | 0,7 MPa                |  |
| $c_{te2}$                                                                    | Grenzwert der volumetrischen Verformung bei Extension                                | 0,02                   |  |

Tab. 6 Zusammenstellung der Kennwerte für die CDM-Stoffmodellparameter für WIPP-Steinsalz sowie (wo abweichend) für das Asse-Steinsalz der Verheilungsversuche.

## 6 Simulation der aktuellen stationären Salzaufstiegsrate in einem generischen Salzstockmodell

Der Salzaufstieg wird von Gesteinsschichten hervorgerufen, die eine höhere Dichte als Steinsalz haben und Druck auf tieferliegende Steinsalzsichten ausüben. An Stellen, an denen diese Deckschichten Störungen aufweisen, kann Steinsalz nach oben gedrückt werden und einen Diapir bilden. Je nach Form unterscheidet man Salzstöcke, -dome, -kissen, -sattel etc. Da die Deckschichten an den Seiten eines Diapirs weiter Druck auf die dortigen Salzsichten ausüben, wird das Steinsalz innerhalb des Diapirs kontinuierlich weiter nach oben gedrückt. Diesem Prozess wirkt am Salzspiegel die Subrosion entgegen. In einem viele Millionen Jahre alten Diapir sind die Differenzspannungen mittlerweile sehr gering, sodass der aktuelle Salzaufstieg ein natürliches, großräumiges Beispiel für das Kriechen bei sehr kleinen Deviatorspannungen ist. Zugehörige Kriechraten liegen in der Größenordnung von  $10^{-10}$  1/d (siehe unten, Abb. 24) und können im Labor nicht untersucht werden.

Parallel zu ersten Laborversuchen des IfG mit WIPP-Steinsalz bei kleinen Differenzspannungen führten die Projektpartner in der Frühphase von WEIMOS Simulationen mit dem FLAC3D-Modell eines generischen Salzstocks durch. Das vom IfG erstellte Modell lehnt sich an die Verhältnisse am Salzstock Gorleben an, siehe Abb. 23 oben. Es bildet eine 3,5 km hohe und 12 km breite, senkrechte Schicht in dem stark vereinfachten Salzstock und seine Umgebung ab. Die Ausdehnung in der dritten Dimension beträgt 60 m. Das Modell ist in dieser Richtung fixiert und wurde daher unter Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes berechnet. Im Übrigen ist das Modell an der Unterseite in vertikaler Richtung und an beiden Seiten in horizontaler Richtung fixiert. Es besteht aus 20.303 Zonen und 40.602 Gitterpunkten. Im Salzstock wurde das in Abb. 23 oben eingezeichnete konstante Temperaturprofil angenommen, der Temperaturgradient beträgt 2,3 K/100 m.

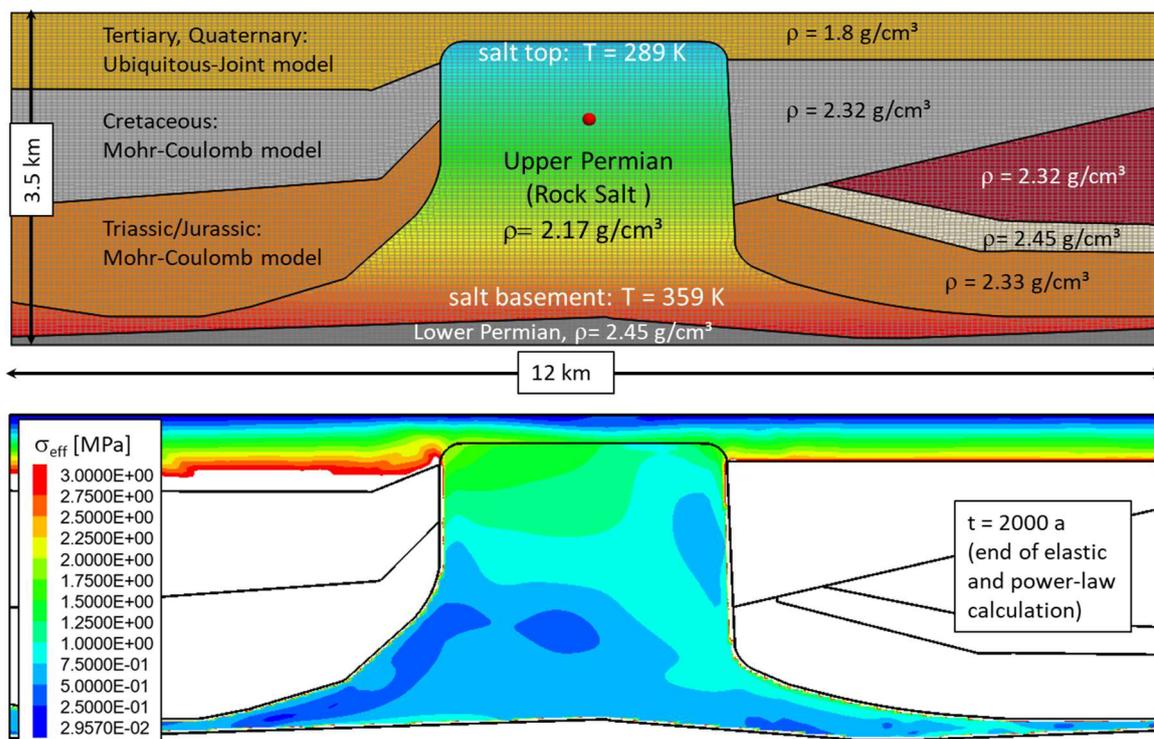


Abb. 23 Oben: FLAC3D-Modell eines generischen Salzstocks mit farblich eingezeichneter Temperaturverteilung. Unten: Vom IfG mit einem Norton-Ansatz berechnete Ausgangsverteilung der Effektivspannungen (Darstellung bis maximal 3 MPa).

Die vereinfachte Stratigraphie des Deckgebirges wurde mit den in Abb. 23 oben angegebenen elastoplastischen Stoffmodellen und Dichten simuliert. Das Steinsalz wurde ebenfalls sehr vereinfachend als homogen angenommen und mit den im Verbundprojekt III ermittelten CDM-Kennwerten für Asse-Speisesalz und WIPP-Steinsalz berechnet [Hampel 2016].

Das Ziel der Simulationen bestand nicht darin, den kompletten Diapirismus zu beschreiben, sondern die aktuelle stationäre Salzaufstiegsrate des bereits vollständig ausgebildeten Salzstocks zu berechnen und mit Literaturangaben für den Salzstock Gorleben zu vergleichen. In GRS (2011) wird zum Beispiel eine Hebung des Salzspiegels von 20 m pro 1 Million Jahre für den Zeitraum Miozän bis Quartär angegeben, das entspricht einer Aufstiegs geschwindigkeit von 0,02 mm/Jahr.

Zunächst wurde das gemeinsame FLAC3D-Modell vom IfG elastisch und anschließend mit einem Potenzgesetz mit dem Spannungsexponenten 5 für 2000 Jahre berechnet, um einen einheitlichen Ausgangsspannungszustand für alle Projektpartner zu erhalten, siehe Abb. 23 unten. Danach hat jeder Partner die Simulationen mit seinem eigenen Stoffmodell für einen Zeitraum von 1 Million Jahren fortgesetzt.

Zum Zeitpunkt der Berechnungen lagen die Ergebnisse der IfG-Laborversuche bei kleinen Differenzspannungen noch nicht vor, sodass die Simulationsergebnisse den Stand am Beginn von WEIMOS widerspiegeln. Zu diesem Zeitpunkt wurde im CDM für die stationäre Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen noch ein Potenzgesetz verwendet, siehe Gleichung (32) auf Seite 18. Abb. 24 zeigt die Spannungsabhängigkeiten der stationären Kriechraten von Asse-Speisesalz und Steinsalz der WIPP bei verschiedenen Temperaturen bis in den Bereich kleiner Differenzspannungen. Diese Verläufe der stationären Kriechraten folgen aus Laborversuchsnachrechnungen mit dem CDM in Verbundprojekt III.

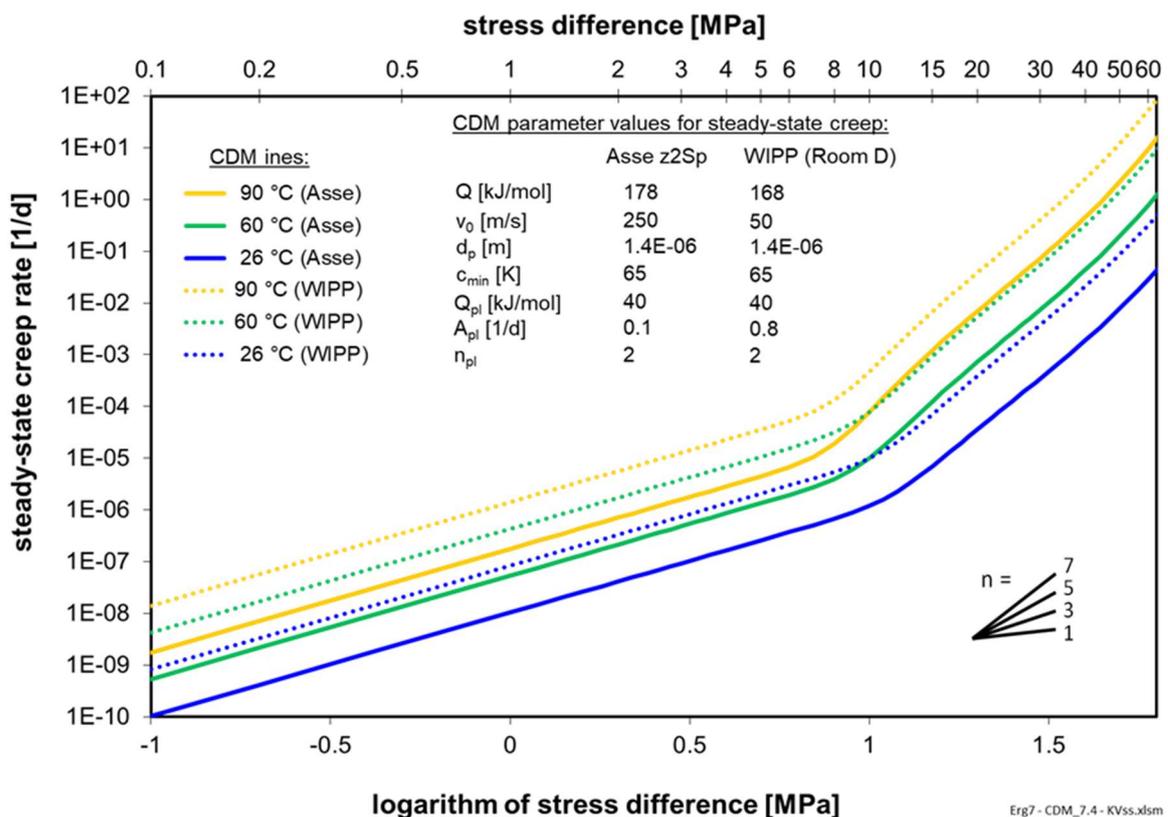


Abb. 24 Spannungsabhängigkeiten der stationären Kriechraten im CDM von Asse-Speisesalz und WIPP-Steinsalz in der Umgebung von Room D am Beginn von WEIMOS.

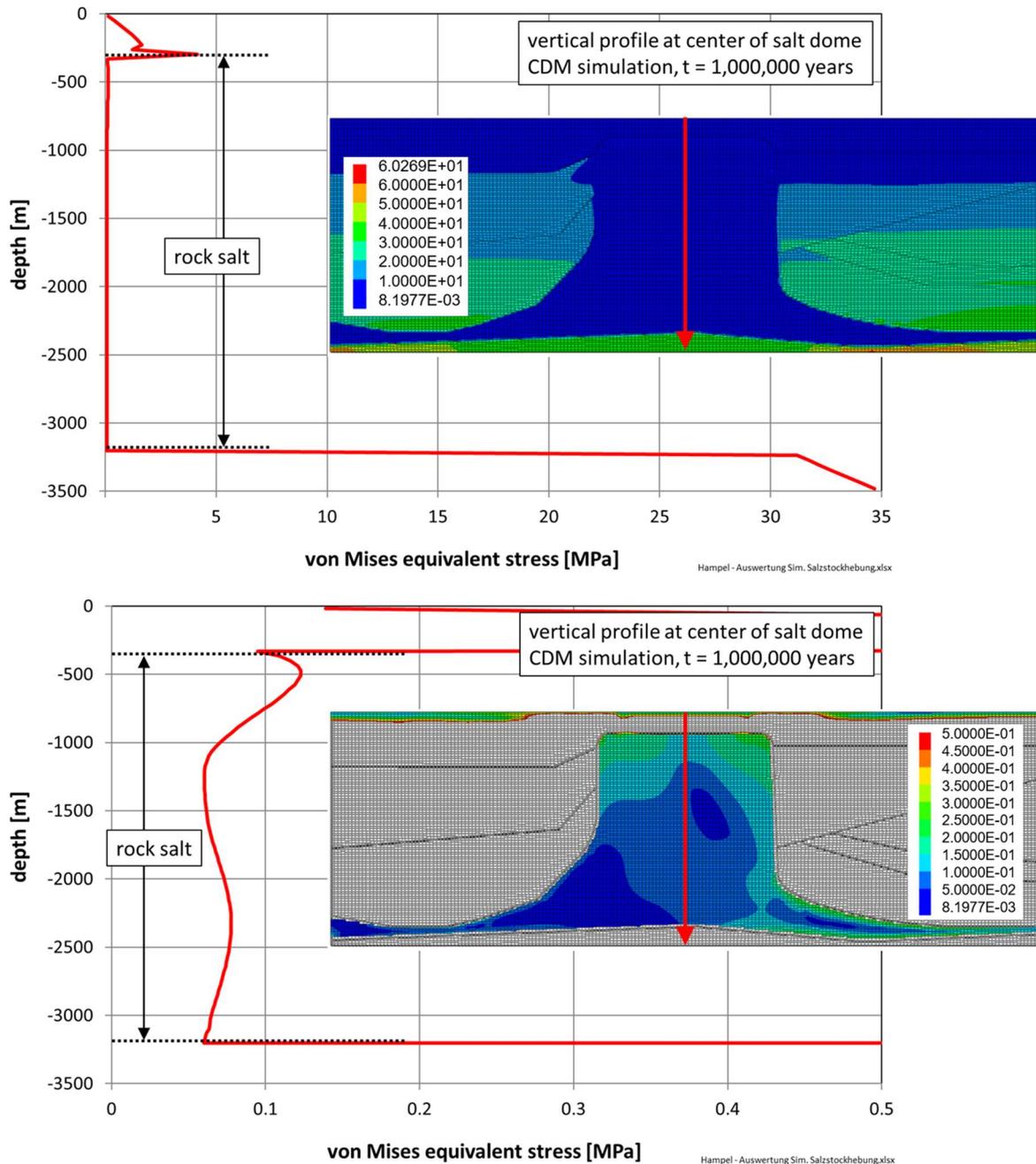


Abb. 25 Mit dem CDM für Asse-Speisesalz berechnete Effektivspannungsverteilungen im Modell und entlang einer zentralen vertikalen Profillinie nach 1 Million Jahren. Darstellung oben: gesamtes Spannungsintervall, unten: Spannungen bis 0,5 MPa.

Nach 1 Million Jahren, am Ende der unter Annahme kleiner Verzerrungen durchgeführten Berechnungen, ergaben sich für das Asse-Speisesalz die in Abb. 25 gezeigten Effektivspannungsverteilungen und -profile. Die Effektivspannungen weisen im Salzstock Werte von unter 0,5 MPa auf, größtenteils sogar unter 0,1 MPa. Bei diesen Spannungen und den vorgegebenen Temperaturen von 298 bis 359 K (Abb. 23 oben) liegen die stationären Kriechraten für Asse-Speisesalz Abb. 24 zufolge bei unter  $10^{-9}$  bis  $10^{-10}$  1/d.

Abb. 26 zeigt die für Asse-Speisesalz berechneten Verschiebungen. Während sich das Steinsalz mit stationärer Geschwindigkeit hebt (rote und blaue Kurve), sinken die Deckgesteinsschichten auf beiden Seiten ab (grüne und gelbe Kurve), wobei das Nebengebirge

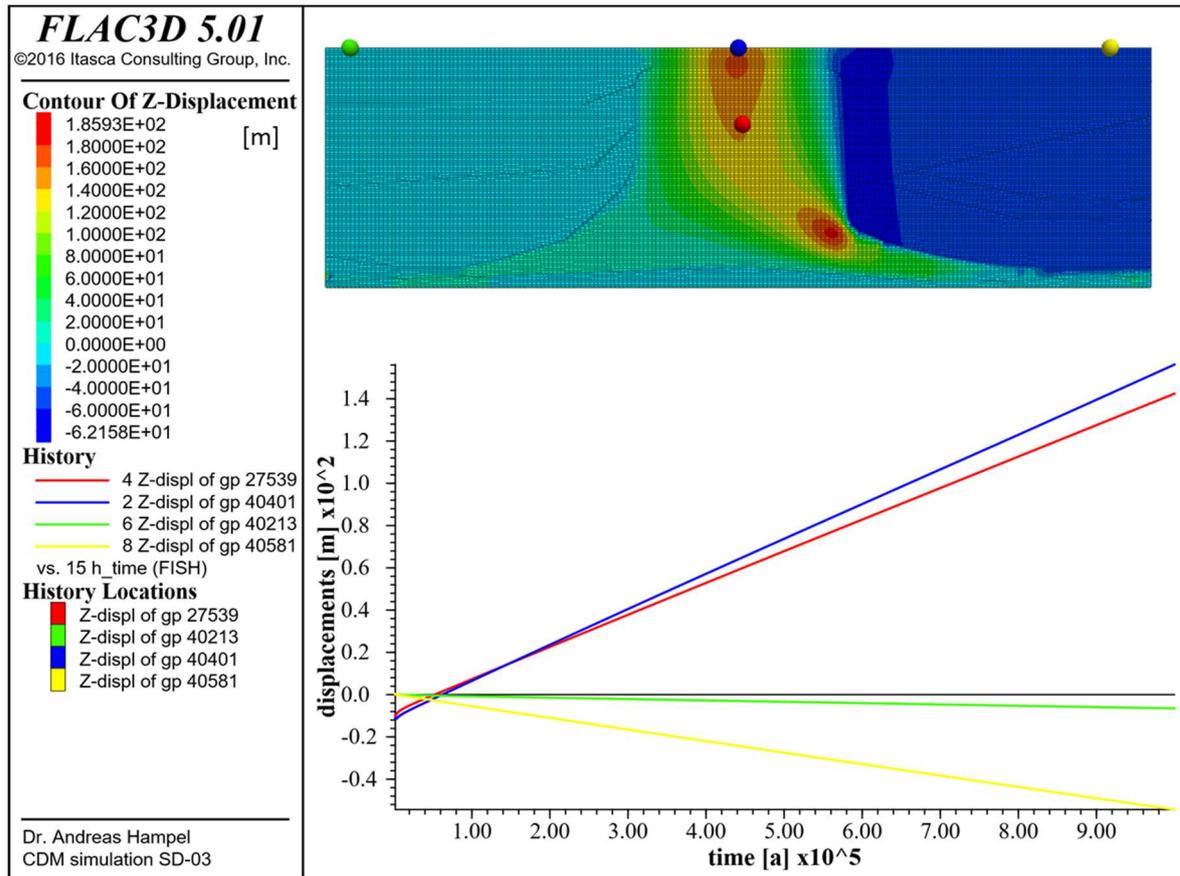


Abb. 26 Mit dem CDM für Asse-Speisesalz nach 1 Million Jahren berechnete Verteilung der Verschiebungen (oben) und deren Entwicklungen an den im Konturplot eingezeichneten History-Punkten gleicher Farbe (unten).

auf der rechten Seite stärker absinkt als auf der linken und deshalb das Salz auf der rechten Seite nahe der Salzstockbasis stärker nach oben gedrückt wird, wie der Konturplot zeigt.

In Abb. 27 ist die zugehörige Entwicklung der Vertikalgeschwindigkeiten an den History-Punkten aus Abb. 26 aufgetragen. Nach 1 Million Jahren beträgt die Salzaufstiegsgeschwindigkeit am Salzspiegel (blauer History-Punkt) 0,17 mm/Jahr. Sie liegt damit etwa um den Faktor 10 über dem Wert von 0,02 mm/a, der für die aktuellen Verhältnisse im Salzstock Gorleben abgeschätzt wird, siehe oben.

Die Unterschiede in den stationären Kriechraten von Asse-Speisesalz und WIPP-Steinsalz aus Abb. 24 wirken sich in Abb. 28 tendenziell dahingehend aus, dass die höheren Kriechraten bei kleinen Differenzspannungen von WIPP-Steinsalz zu größeren stationären Aufstiegsgeschwindigkeiten am Salzspiegel (blauer History-Punkt aus Abb. 26) führen.

Die bisher vorgestellten Simulationen erfolgten unter Annahme kleiner Verzerrungen (*small strain mode*), das bedeutet in jedem Rechenschritt einen Bezug aller Größen auf das unverformte Modell. Um den Einfluss dieser Berechnungsmethode auf die Ergebnisse zu untersuchen, wurden auch Simulationen für das WIPP-Steinsalz unter Annahme großer Verzerrungen (*large strain mode*) durchgeführt.

Abb. 29 zeigt den Vergleich der Ergebnisse aus Berechnungen mit beiden Methoden. Die Simulation für große Verzerrungen wurde aufgrund numerischer Probleme (*bad geometry*) vorzeitig beendet, die von stark verzerrten Zonen im rechten Salzstockfuß verursacht wurden. Mit der Annahme großer Verzerrungen erhält man bereits nach kurzer Zeit deutlich

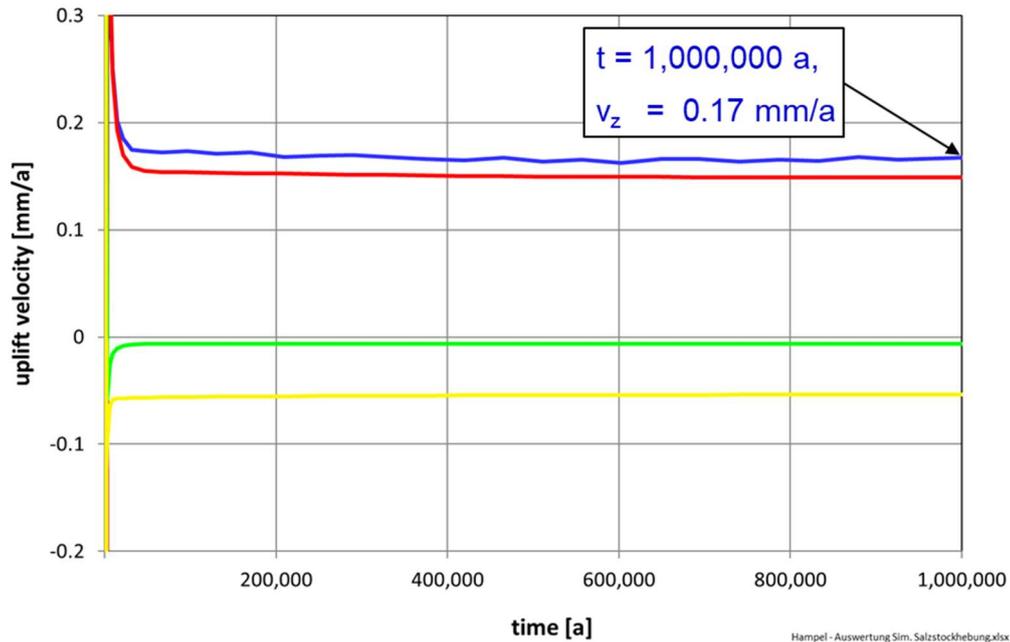


Abb. 27 Berechnete Entwicklung der Vertikalgeschwindigkeiten an den im Konturplot in Abb. 26 eingezeichneten History-Punkten gleicher Farbe.

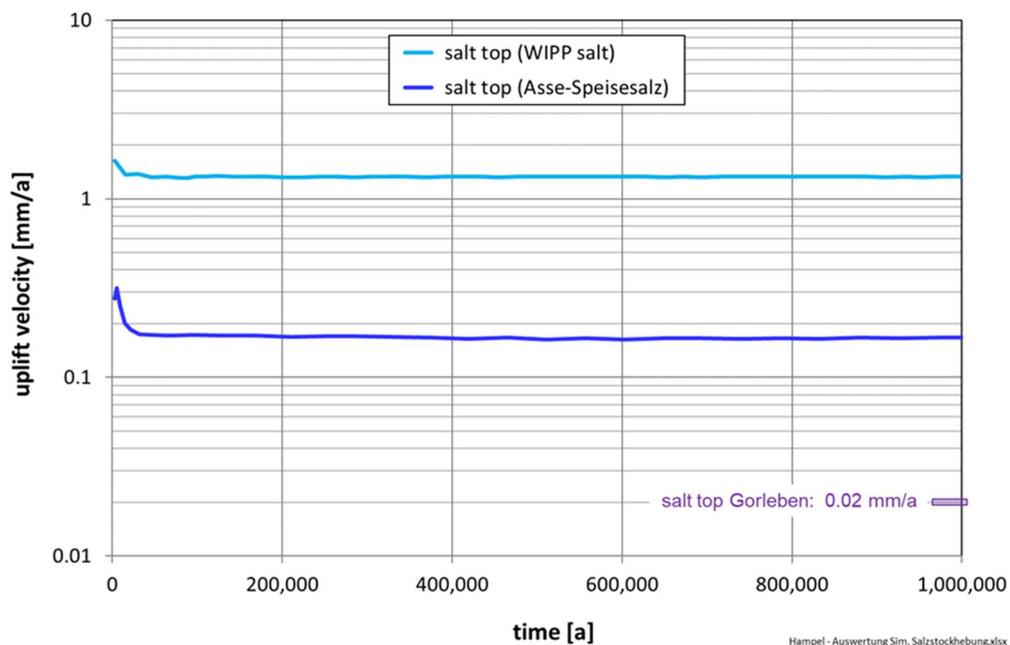


Abb. 28 Vergleich der mit dem CDM für Asse-Speisesalz und WIPP-Steinsalz berechneten Entwicklungen der Aufstiegsgeschwindigkeiten am Salzspiegel (blauer History-Punkt aus Abb. 26; 0,02 mm/a: aktuelle Abschätzung für den Salzstock Gorleben [GRS 2011]).

kleinere Salzaufstiegsgeschwindigkeiten. Der Verlauf der roten Kurve in Abb. 29 deutet im Vergleich mit der Abschätzung für den Salzstock Gorleben an, dass bei Annahme großer Verzerrungen realitätsnahe Ergebnisse erzielt werden. Das bedeutet im Umkehrschluss, dass die stationären Kriechraten bei sehr kleinen Spannungen aus Abb. 24 in einem realistischen Bereich liegen.

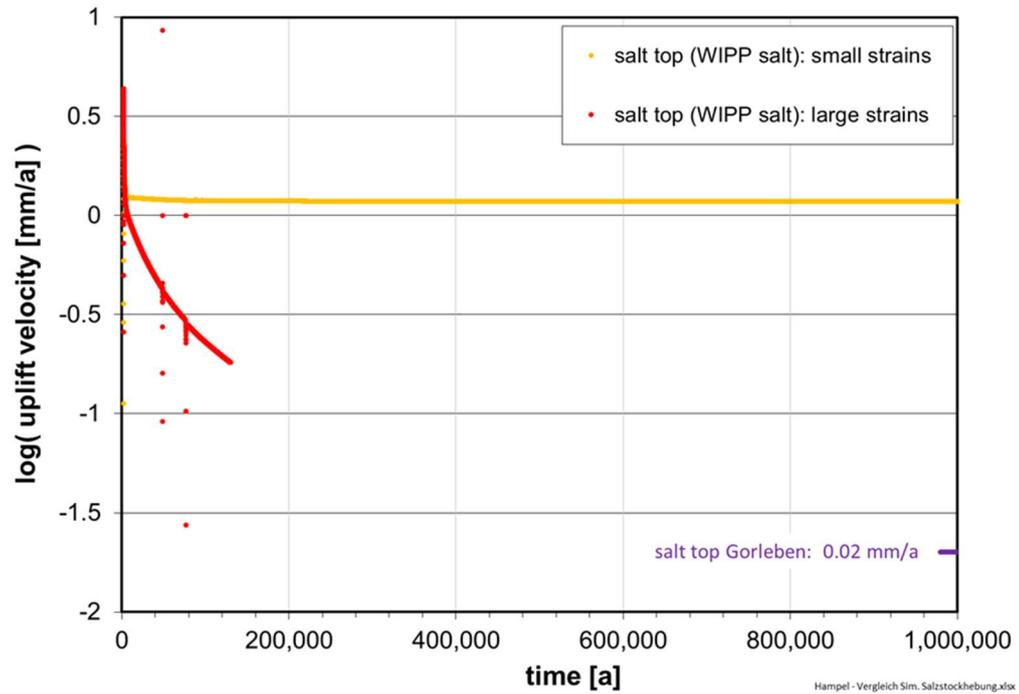


Abb. 29 Vergleich der von Hampel berechneten Salzaufstiegsgeschwindigkeiten aus Simulationen unter Annahme großer bzw. kleiner Verzerrungen; 0,02 mm/a: aktuelle Abschätzung für den Salzstock Gorleben [GRS 2011].

## 7 Beispielsimulationen zur richtungsabhängigen Schädigung

Zum Testen und zur Demonstration der in Kapitel 4.5 vorgestellten Modellierung der richtungsabhängigen volumetrischen Verformung und Schädigung wurden eine Reihe von Beispielsimulationen mit dem in Abb. 30 gezeigten 4x4x4-Würfelmodell durchgeführt. Im Bild deuten die gelben Pfeile die auf drei Seiten aufgeprägten Belastungen an. Die gegenüberliegenden Seiten wurden senkrecht zur jeweiligen Fläche fixiert. In der History-Zone 64 und dem History-Gitterpunkt 125 wurden verschiedene Ergebnisse aufgezeichnet. Tab. 7 gibt die elf von den WEIMOS-Partnern gemeinsam ausgewählten Belastungsszenarien wieder. Für die Simulationen wurden die Kennwerte der Verheilungsversuche mit Asse-Steinsalz aus Tab. 6 verwendet. Die Modellierung des Nachbruchverhaltens wurde ausgeschaltet, da in einigen Fällen numerische Artefakte auftraten.

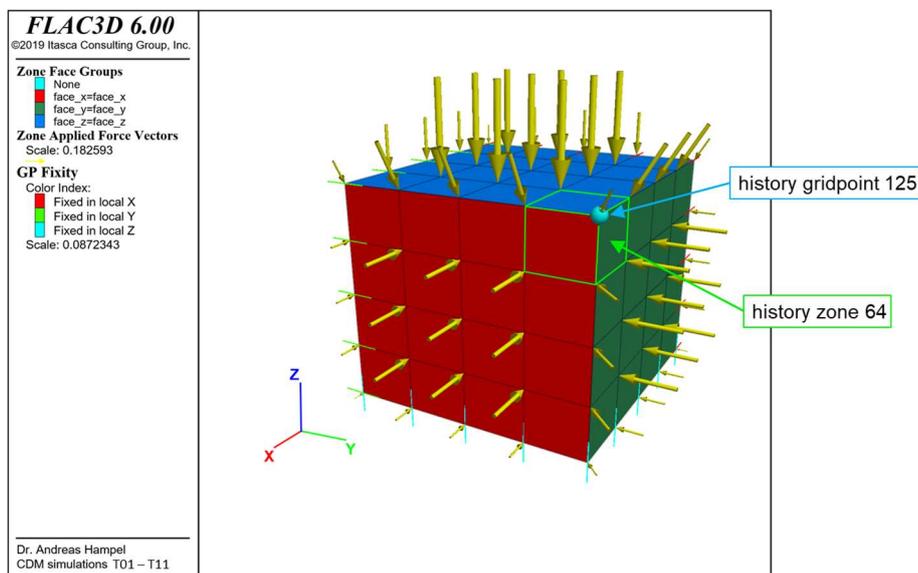


Abb. 30 4x4x4-Würfelmodell zur Modellierung der richtungsabhängigen Schädigung mit Simulationen der verschiedenen Belastungsszenarien aus Tab. 7.

| Simulation | Kriechphase                                  | Schädigungsphase                             | Verheilungsphase                             |
|------------|----------------------------------------------|----------------------------------------------|----------------------------------------------|
|            | $-\sigma_{xx} / -\sigma_{yy} / -\sigma_{zz}$ | $-\sigma_{xx} / -\sigma_{yy} / -\sigma_{zz}$ | $-\sigma_{xx} / -\sigma_{yy} / -\sigma_{zz}$ |
| T01        |                                              | 2 / <b>3</b> / 30 MPa                        | keine                                        |
| T02        |                                              | 2 / <b>9</b> / 30 MPa                        | keine                                        |
| T03        |                                              | 2 / <b>29</b> / 30 MPa                       | keine                                        |
| T04        |                                              | 2 / 2 / 30 MPa                               | <b>20</b> / 20 / 30 MPa                      |
| T05        |                                              | 2 / 2 / 30 MPa                               | <b>10</b> / 20 / 30 MPa                      |
| T06        |                                              | 2 / 2 / 30 MPa                               | <b>2</b> / 20 / 30 MPa                       |
| T07        |                                              | 2 / <b>9</b> / 30 MPa                        | 20 / 20 / 30 MPa                             |
| T08        |                                              | 2 / <b>29</b> / 30 MPa                       | 20 / 20 / 30 MPa                             |
| T09        | 20 / 20 / 48 MPa                             | 2 / 2 / 30 MPa                               | 20 / 20 / 48 MPa                             |
| T10        |                                              | 2 / 2 / 30 MPa                               | 30 / 30 / <b>29</b> MPa                      |
| T11        |                                              | 2 / 2 / 30 MPa                               | 30 / 30 / <b>30</b> MPa                      |

Tab. 7 Belastungsbedingungen der Simulationen T01 bis T11 ( $\sigma < 0$ : Druckspannung).

In Abb. 31 bis Abb. 35 sind die aufgeprägten Spannungen und die berechneten Verschiebungen im History-Punkt und die volumetrischen Verformungen in der History-Zone dargestellt. Die Größen haben folgende Bedeutungen ( $i = x, y, z$ ):

$sig\_ii = \sigma_{ii}$ : auf die jeweilige Fläche aufgeprägte Spannung (gelbe Pfeile in Abb. 30),  
 $sig\_eq = \sigma_{eq}$ : von-Mises-Vergleichsspannung in der History-Zone in Abb. 30,  
 $disp(\_i)$ : Betrag der Verschiebung (pro Raumrichtung) des History-Punktes in Abb. 30,  
 $evol\_ii\_de = \varepsilon_{vol,ii,de}$ : Entwicklungsanteil der volumetrischen Verformung pro Richtung,  
 $evol\_ii\_dr = \varepsilon_{vol,ii,dr}$ : Verheilungsanteil der volumetrischen Verformung pro Richtung,  
 $evol\_ii = \varepsilon_{vol,ii} = \varepsilon_{vol,dam,ii}$ : schädigungsbezogene volumetrische Verformung pro Richtung,  
 $evol_{tot} = \varepsilon_{vol,tot}$ : elastische + schädigungsbez. volumetrische Verformung (totale Dilatanz).

Die ersten drei Simulationen T01 bis T03 in Abb. 31 demonstrieren mit unterschiedlichen  $\sigma_{yy}$ -Spannungen den Einfluss verschiedener mittlerer Hauptspannungen auf die Entwicklung der Verschiebungen und richtungsabhängigen volumetrischen Verformungen. In Simulation T01 sind  $\sigma_{xx}$  und  $\sigma_{yy}$  klein. Daher unterscheiden sich die Verschiebungen und die Entwicklungen der volumetrischen Verformung und damit die Schädigungen in diesen Raumrichtungen kaum. Es findet auch eine geringe Verheilung statt, weil es im CDM keine Verheilungsgrenze gibt und somit immer parallel zur Schädigungsentwicklung auch Verheilung auftritt. Sie ist in y-Richtung etwas größer, weil  $|\sigma_{yy}|$  um 1 MPa größer als  $|\sigma_{xx}|$  ist.

In Simulation T02 entwickelt sich die volumetrische Verformung in y-Richtung schwächer, da  $\sigma_{yy}$  nun -9 MPa bei weiterhin  $\sigma_{xx} = -2$  MPa beträgt. Der Schädigungsrückgang ist dabei dennoch in beiden Richtungen nahezu gleich groß, weil die kleinere Schädigung in y-Richtung einerseits zu einer geringeren Verheilungsrate führt, dies andererseits durch den höheren Druck in dieser Richtung aber hier nahezu ausgeglichen wird, siehe Gleichung (46) auf Seite 26.

In T03 sind  $\sigma_{yy}$  und  $\sigma_{zz}$  groß, daher tritt eine Schädigung, Verheilung und Ausdehnung des Würfels nur in x-Richtung auf, während er in den beiden anderen Richtungen komprimiert wird.

In den Simulationen T04 bis T06 in Abb. 32 wird der Würfel in x- und y-Richtung gleich stark geschädigt. Die anschließende Verheilungsphase unterscheidet sich nur durch verschieden große Spannungen in x-Richtung. Während die Bedingungen in T04 in x- und y-Richtung gleich sind und sich die Verschiebungen und volumetrischen Verformungen daher nicht unterscheiden, führt der im Vergleich zu  $\sigma_{yy}$  geringere Druck in x-Richtung in der Verheilungsphase in T05 zu einem geringeren Rückgang von  $\varepsilon_{vol,xx}$  und die Verschiebung bleibt aufgrund der sinkenden Spannung in dieser Richtung nahezu stehen, während sie sich in y-Richtung leicht zurückbildet.

In Simulation T06 führt der geringe Druck von  $\sigma_{xx} = -2$  MPa in der Verheilungsphase zu weiterer Schädigung und Ausdehnung des Würfels in x-Richtung, während sich die Verheilung nur in y-Richtung sichtbar auswirkt. Da die Schädigung in x-Richtung und der Betrag der mittleren Spannung von 11,33 MPa in der Schädigungsphase auf 17,33 MPa in der Verheilungsphase ansteigt, entsteht laut Gleichung (46) auch eine anwachsende Verheilung in x-Richtung.

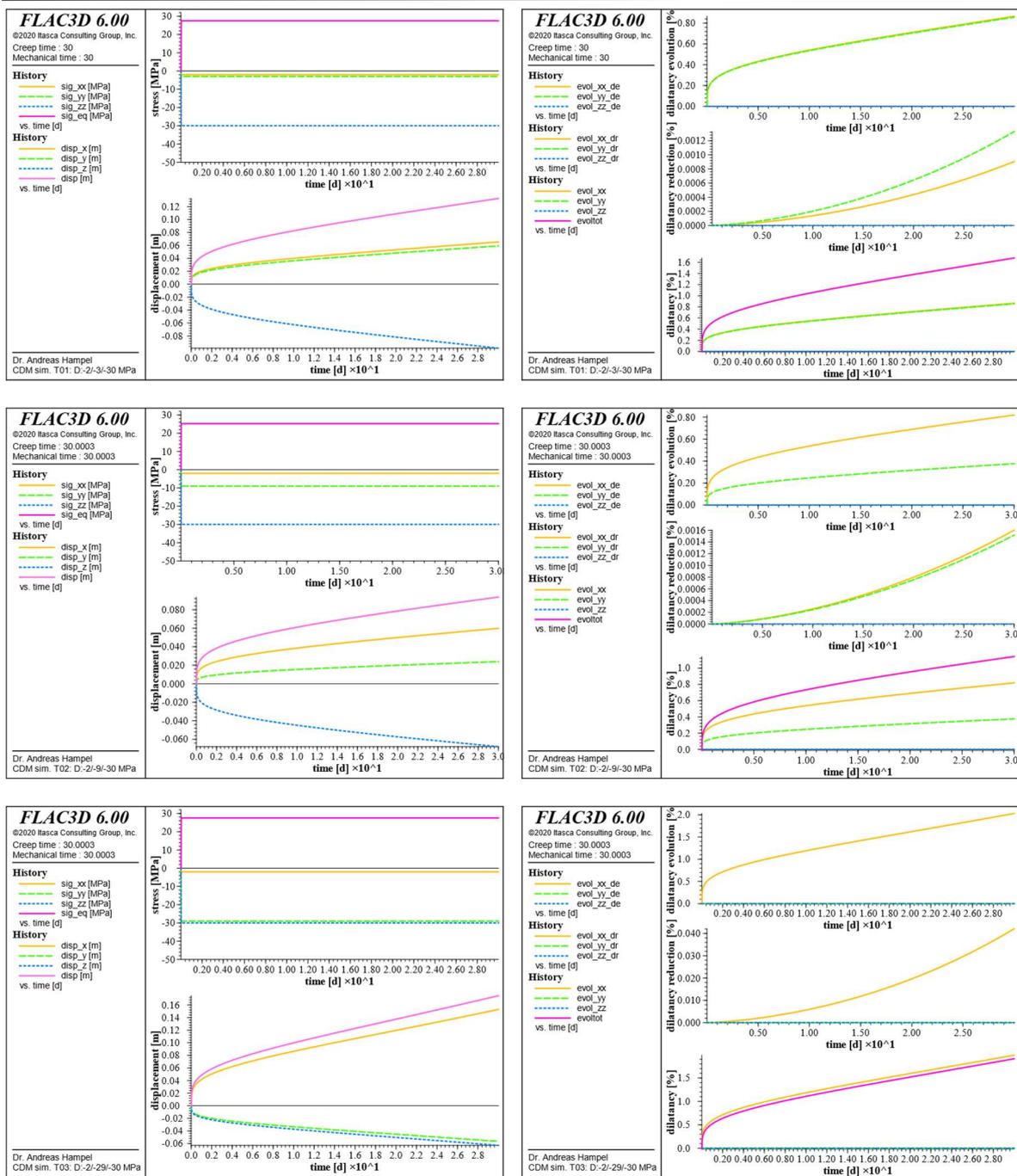


Abb. 31 Aufgeprägte Spannungen (in den linken Diagrammen jeweils oben) und Ergebnisse der Simulation T01 (oben), T02 (Mitte) und T03 (unten).

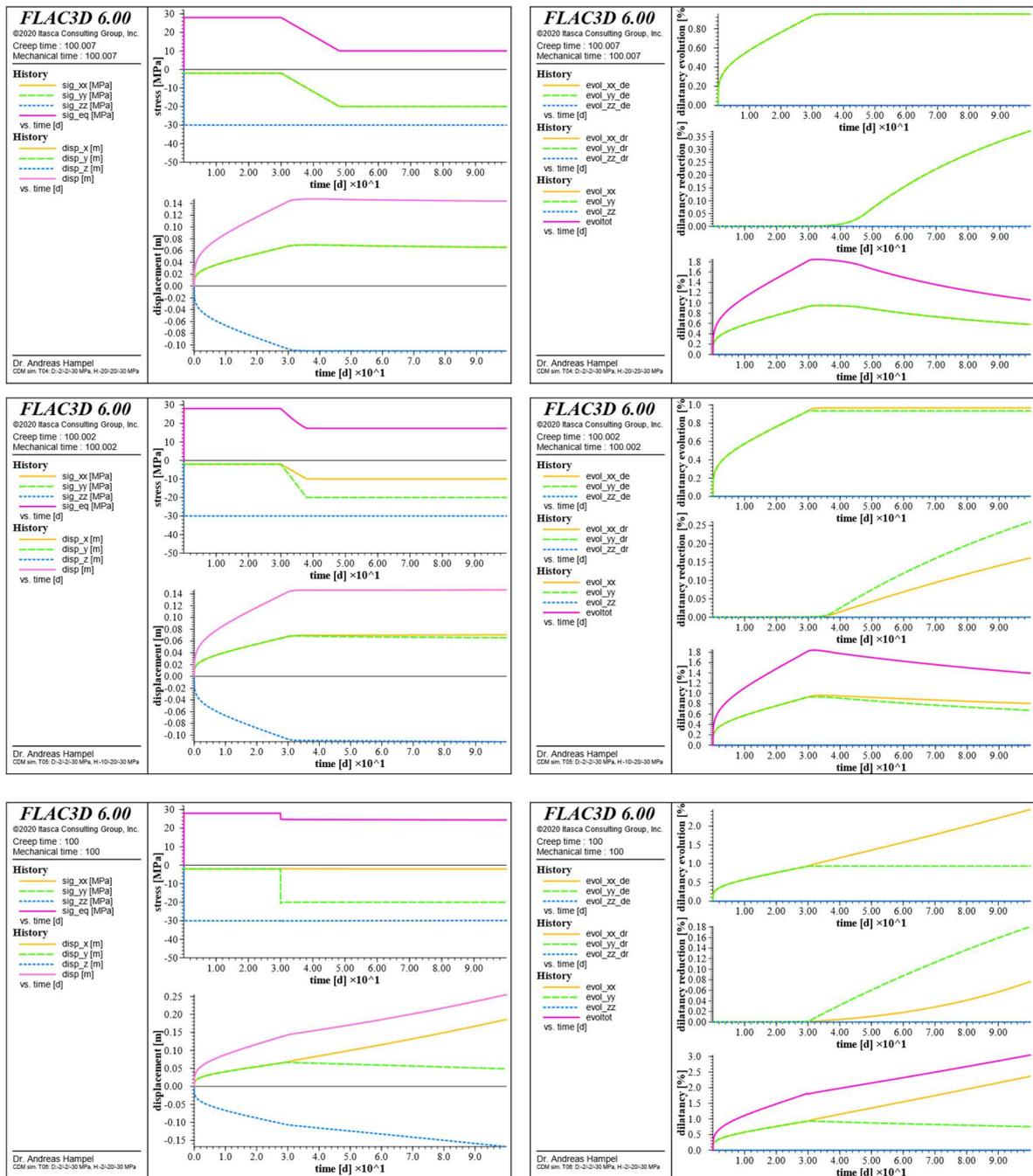


Abb. 32 Aufgeprägte Spannungen (in den linken Diagrammen jeweils oben) und Ergebnisse der Simulation T04 (oben), T05 (Mitte) und T06 (unten).

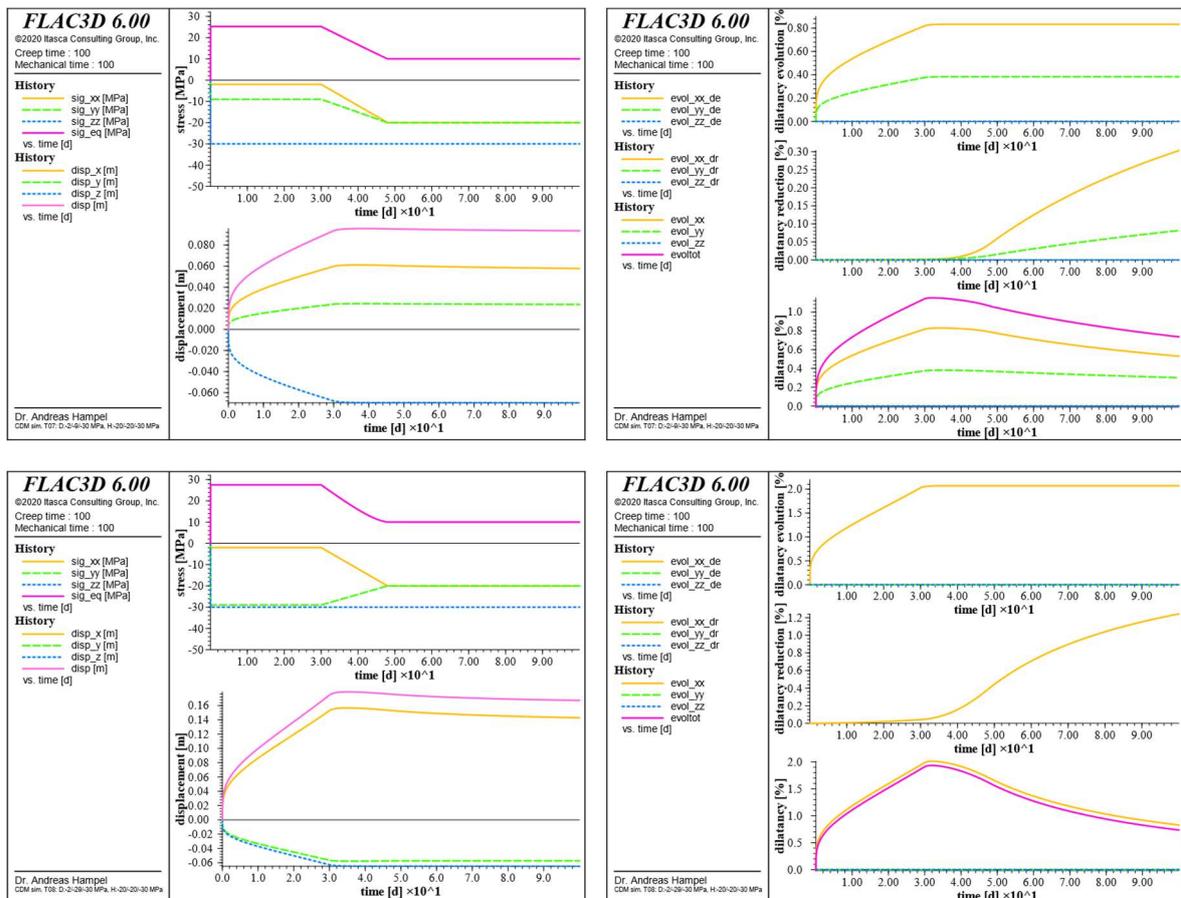


Abb. 33 Aufgeprägte Spannungen (in den linken Diagrammen jeweils oben) und Ergebnisse der Simulation T07 (oben) und T08 (unten).

Die Simulationen T07 und T08 in Abb. 33 unterscheiden sich wie T02 und T03 in der Schädigungsphase. An sie schließt sich bei beiden eine Verheilungsphase mit identischen Bedingungen an. Das führt aber dazu, dass sich bei T07 der Druck  $\sigma_{yy}$  in der Verheilungsphase von 9 auf 20 MPa erhöht, während er sich in T08 von 29 auf 20 MPa vermindert. In T07 findet daher außer in x-Richtung auch in y-Richtung eine (geringere) Schädigung und Verheilung statt. In T08 konzentriert sich die gesamte Schädigung dagegen auf die x-Richtung, die Spannungsverminderung in y-Richtung bleibt ohne Wirkung.

In Abb. 34 ist die Simulation T09 wiedergegeben, die mit einer Kriechphase beginnt, bei der mit einem Manteldruck von 20 MPa die Differenzspannung von 28 MPa weit unter der Dilatanzgrenze von 34,64 MPa liegt, siehe Formel (41) mit den Kennwerten aus Tab. 6. An diese schädigungsfreie Kriechphase schließt sich die Schädigungsphase mit identischen Bedingungen in x- und y-Richtung an, wobei nun die Differenzspannung mit 28 MPa weit über der Dilatanzgrenze von hier 10,95 MPa liegt. In der anschließenden Verheilungsphase liegen die gleichen Spannungsbedingungen wie in der Kriechphase vor, sodass auch hier die Verläufe in x- und y-Richtung gleich sind. In der  $\epsilon_{vol,tot}$ -Kurve sieht man am Beginn der Verheilung einen kleinen elastischen Sprung nach unten (Kompression), weil die Spannungen schnell und stark angehoben werden.

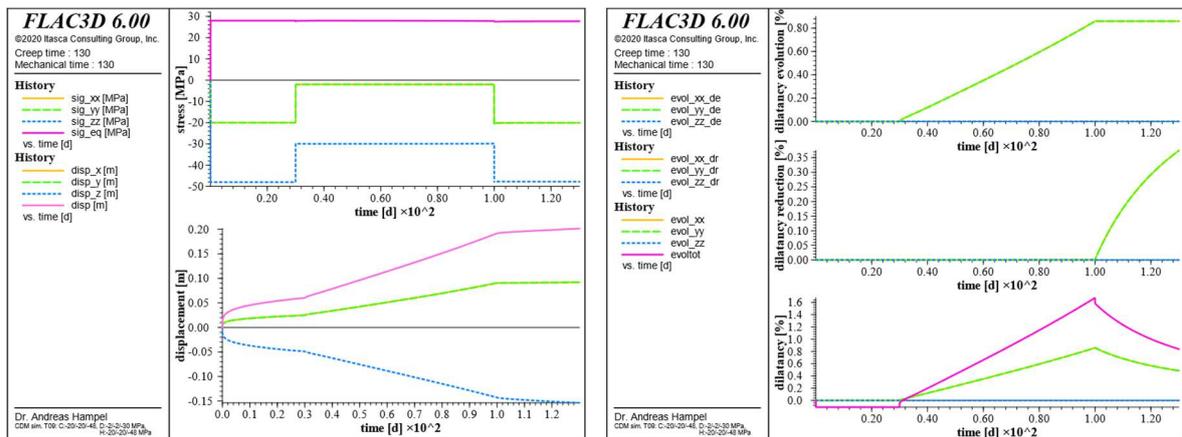


Abb. 34 Aufgeprägte Spannungen (im linken Diagramm oben) und Ergebnisse der Simulation T09.

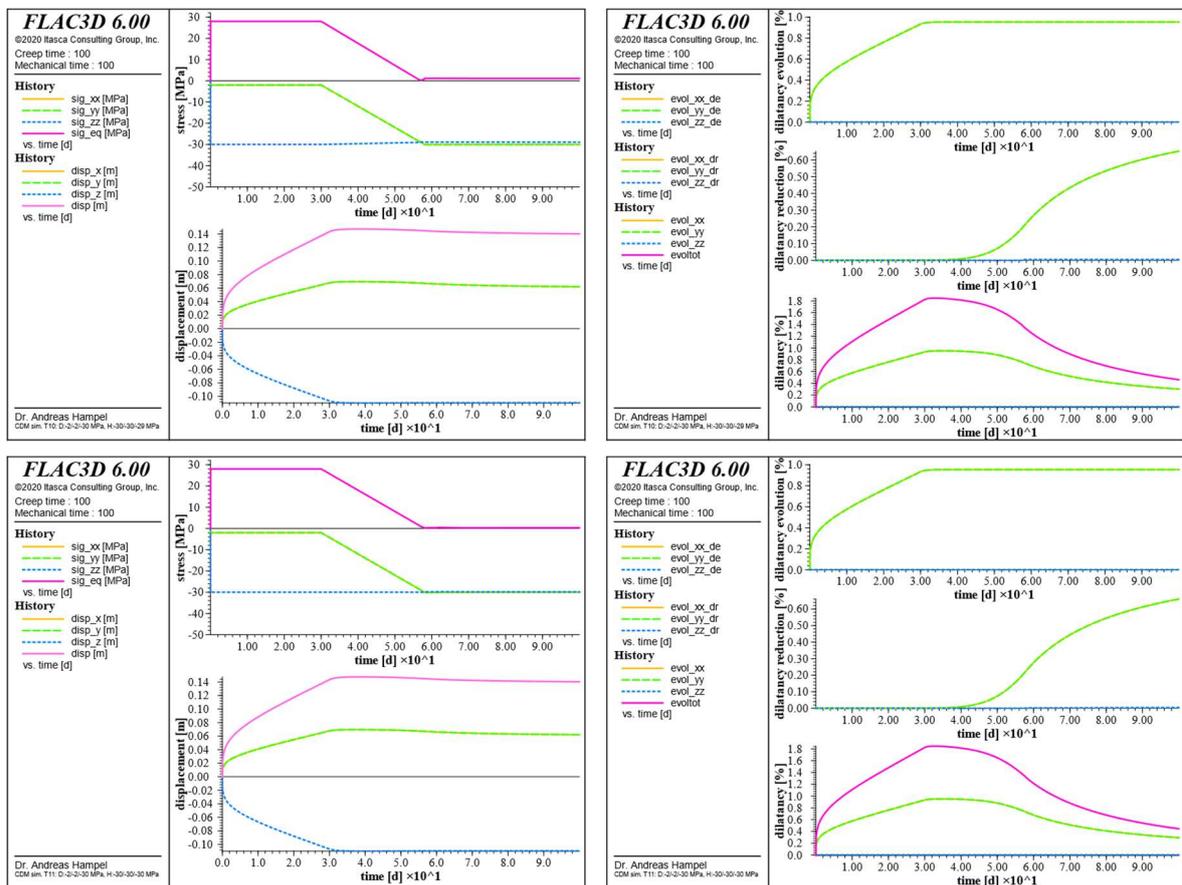


Abb. 35 Aufgeprägte Spannungen (in den linken Diagrammen jeweils oben) und Ergebnisse der Simulation T10 (oben) und T11 (unten).

Abschließend sind die Simulationen T10 und T11 in Abb. 35 dargestellt. Sie haben in beiden Phasen nahezu identische Bedingungen mit einer Schädigung bei  $\sigma_{xx/yy/zz} = -2/-2/-30$  MPa und einer Verheilung bei fast isostatischen Bedingungen. Die geringfügige Änderung der Spannung  $\sigma_{zz}$  von -30 auf -29 MPa in T10 wird in den Ergebnissen nicht sichtbar.

## 8 Simulationen eines Biegebalkens und eines Spaltzugversuchs

Die Auswirkungen von Schädigungen im Steinsalz, die durch Extensionsbelastungen hervorgerufen werden, waren kein Gegenstand der Untersuchungen in den vorlaufenden drei Verbundprojekten zum Stoffgesetzvergleich. Untertage ist im Salz aber vielfach zu beobachten, dass Zugschädigungen eine wesentliche Quelle für Rissbildungen in der Schädigungszone um untertägige Hohlräume herum sind, siehe Abb. 36. Das Erreichen der Zugfestigkeitsgrenze führt zu spontanem Zugversagen, das ohne Gegenmaßnahmen (z. B. Ankern) schließlich zum Beispiel zu Firstlösemern führen kann. Daher müssen auch Zugschädigungen bei Berechnungen zur Bewertung der Betriebssicherheit und Integrität der geotechnischen Barriere im Endlager berücksichtigt werden.



Abb. 36 Zugrisse in und über der Firste von untertägigen Strecken in der Waste Isolation Pilot Plant (Fotos vom Autor aufgenommen im März 2018).

Bevor die Modellierung der Zugschädigung und des Zugversagens aus Kap. 4.9 bei den Simulationen der beiden Virtuellen Demonstratoren (Kapitel 11.2.3) angewendet wurde, wurden exemplarisch zwei typische Versuche simuliert, mit denen diese Phänomene häufig im Labor untersucht werden: ein Biegebalken und ein Spaltzugversuch (Brazilian test).

### 8.1 Biegebalken

Das FLAC3D-Modell des Biegebalkens in Abb. 37 ist 60 cm breit und hat einen Querschnitt von 15 x 15 cm. Die Lastbalken an der Oberfläche sind 9,5 mm hoch und 2 mm breit, ihre jeweilige Mitte liegt 22,5 cm von der benachbarten Endfläche entfernt, das heißt der Balkenabstand beträgt 15 cm. Die Auflagen an der Unterseite sind 2 mm breit, ihre jeweilige Mitte liegt 7,5 cm von der benachbarten Endfläche entfernt, das ergibt zwischen ihnen einen Abstand von 45 cm. Das Modell ist mit 2 x 2 x 150 mm großen Zonen vernetzt, sodass sich 25.500 Zonen im Salz ergeben. Jeder Lastbalken besteht aus 5 übereinander gestapelten Zonen. Das gesamte Modell enthält 45.800 Gitterpunkte.

Als Material des Biegebalkens wurde WIPP-Steinsalz angenommen und die zugehörigen CDM-Kennwerte aus Tab. 6 sowie folgende Parameterwerte verwendet: Schermodul gemäß Gleichung (15) auf Seite 14, Poissonzahl 0,265 und Dichte 2,17 g/cm<sup>3</sup>. Die Auflagepunkte bilden zwei an den beschriebenen Stellen vertikal fixierte Modellzonen. Für die Lastbalken ist ein elastisches Material mit folgenden Eigenschaften angesetzt: Kompressionsmodul 1,5·10<sup>6</sup> MPa, Schermodul 1·10<sup>6</sup> MPa, Dichte 2,17 g/cm<sup>3</sup>.

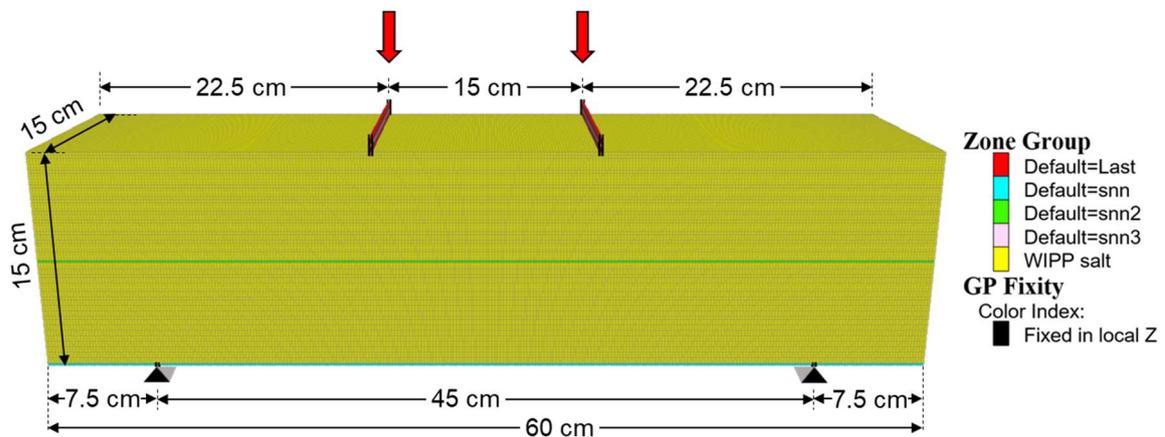


Abb. 37 *FLAC3D-Modell des Biegebalkens mit zwei Lastbalken oben und zwei Auflagen unten (die eingezeichneten dreieckigen Keile dienen nur zur Veranschaulichung). In den drei Zonenebenen snn, snn2 und snn3 wurden Ergebnisse ausgewertet.*

Die Simulation wurde mit einer Temperatur von 30 °C und einer konstanten vertikalen Absenkgeschwindigkeit der Lastbalken von  $0,486 \text{ m/d} = 5,625 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$  unter Annahme großer Verzerrungen durchgeführt. Zu Beginn wurden die Lastbalken über der Oberfläche des Biegebalkens in einem Abstand von 0,5 mm generiert und in 50 Rechenschritten mit einer Geschwindigkeit von  $1 \cdot 10^{-5} \text{ m/Schritt}$  an sie herangeführt, sodass in den anschließenden ersten Kriechzeitschritten eine Kraftübertragung auf den Biegebalken erfolgte. Die Kontaktflächen wurden als Interface-Elemente mit einer Normal- und Schersteifigkeit von  $1 \cdot 10^9 \text{ MPa}$ , einer Kohäsion und Zugfestigkeit von Null und einem Reibungswinkel von  $0^\circ$  beschrieben.

Es wurden verschiedene Simulationen durchgeführt, um die größtmögliche Zeitschrittgröße zu ermitteln, die Ergebnisse ohne sichtbare Beeinflussung durch numerische Ungleichgewichtskräfte lieferte. Es ergab sich für das CDM ein konstanter Wert von  $1 \cdot 10^{-10} \text{ d}$ .

Abb. 38 zeigt, dass die von-Mises-Vergleichsspannung und die minimale Hauptspannung zunächst linear ansteigen. Nach 1,236 s versagt die mittlere Zone an der Unterseite des Modells aufgrund der hier größten Zugspannung und die Vergleichs- und minimale Hauptspannung sinken dort schlagartig ab. Der Zugriss pflanzt sich in Bruchteilen einer Sekunde nach oben hin fort und bildet nahe der Modellmitte horizontale Seitenarme. Anschließend wächst der Riss rasch bis zur Modelloberfläche weiter. Die Simulation wurde bis  $t = 2,6 \text{ s}$  weitergeführt, wobei sich das Rissmuster nicht weiter veränderte.

In Abb. 39 ist im linken Diagramm die totale volumetrische Verformung in der Mitte der Modellunterseite über der Zeit aufgetragen. Im Moment des Zugversagens steigt die Dilatanz in der Zone zunächst stark an und wächst dann linear weiter. Das rechte Bild zeigt die Verformungen in stark überhöhter Darstellung. Man erkennt, dass in der Mitte der Unterseite zunächst zwei Zonen brechen, sich beim Rissfortschritt dann aber eine Zone durchsetzt.

In Abb. 40 sieht man, dass die Abwärtsgeschwindigkeiten der Zentren der Modellunterseite und -oberseite ab dem Zugbruch erheblich höher sind als vor dem Bruch. Bemerkenswert ist, dass auch der Punkt direkt unter dem linken Lastbalken an der Modelloberfläche schneller absinkt als der Lastbalken nachkommt, der nach wie vor mit konstant  $0,486 \text{ m/d}$  nach unten bewegt wird. Das bedeutet, dass sich der Biegebalken unter dem Einfluss der Schwerkraft von dem Lastbalken ablöst und nach unten wegknickt, wie es bei dem Bruch eines echten Balkens passiert.

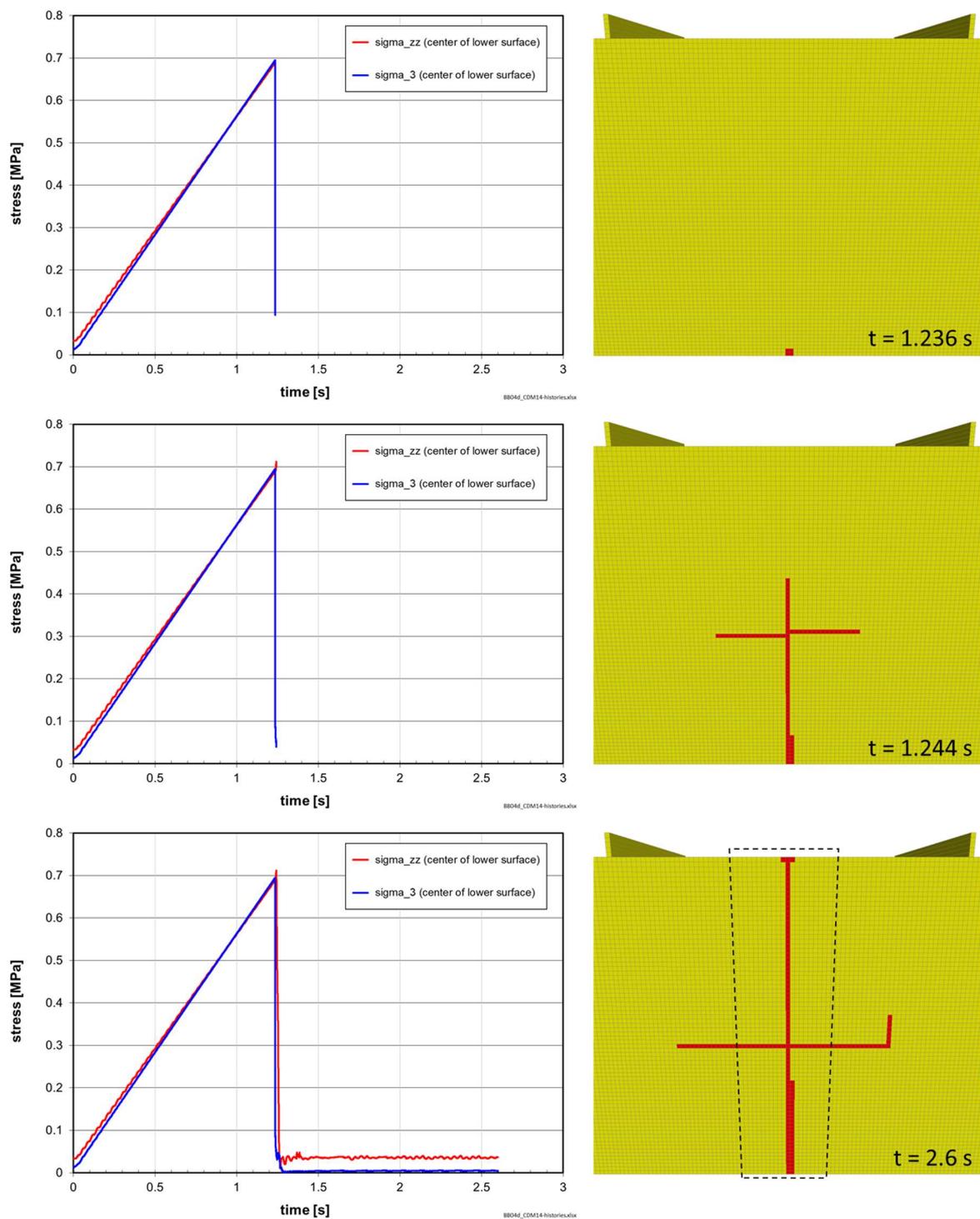


Abb. 38 Entwicklung der Vertikalspannung  $\sigma_{zz}$  und minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  (links) sowie des Zugrissfortschritts (rechts) im mit dem CDM berechneten Biegebalken zu den angegebenen Zeitpunkten (konstante Absenkgeschwindigkeit der Lastbalken: 0,486 m/d). Der gestrichelte Rahmen unten rechts zeigt den Ausschnitt mit vergrößerter Deformationsdarstellung in Abb. 39 rechts.

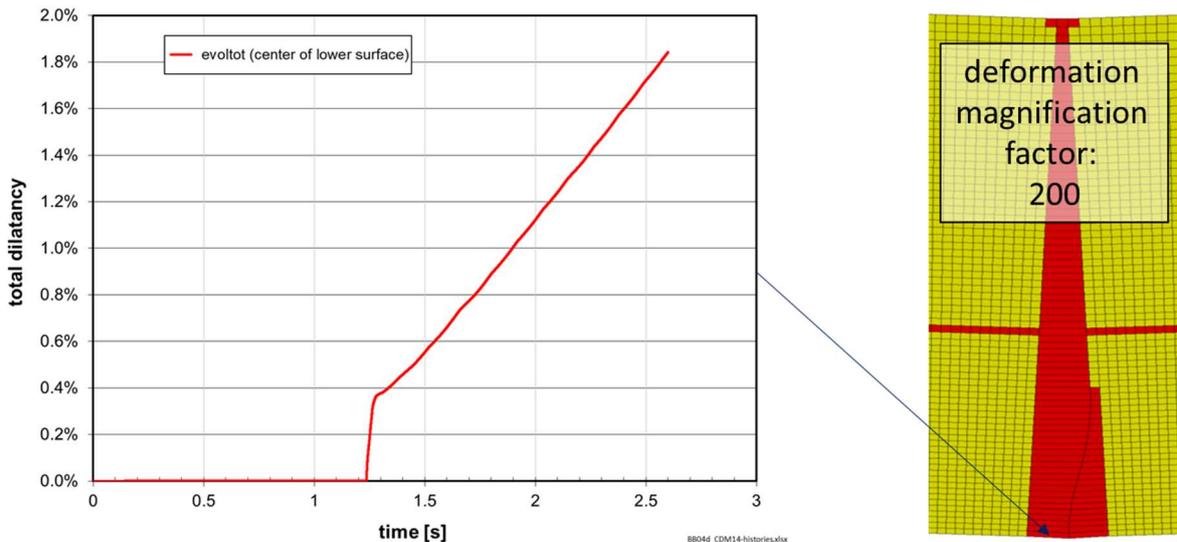


Abb. 39 Links: zeitliche Entwicklung der totalen (elastischen plus plastischen) Dilatanz in der Mitte der Modellunterseite (s. Pfeil), rechts: um den Faktor 200 vergrößerte Verzerrungsdarstellung in dem gestrichelten Rahmen aus Abb. 38 unten rechts.

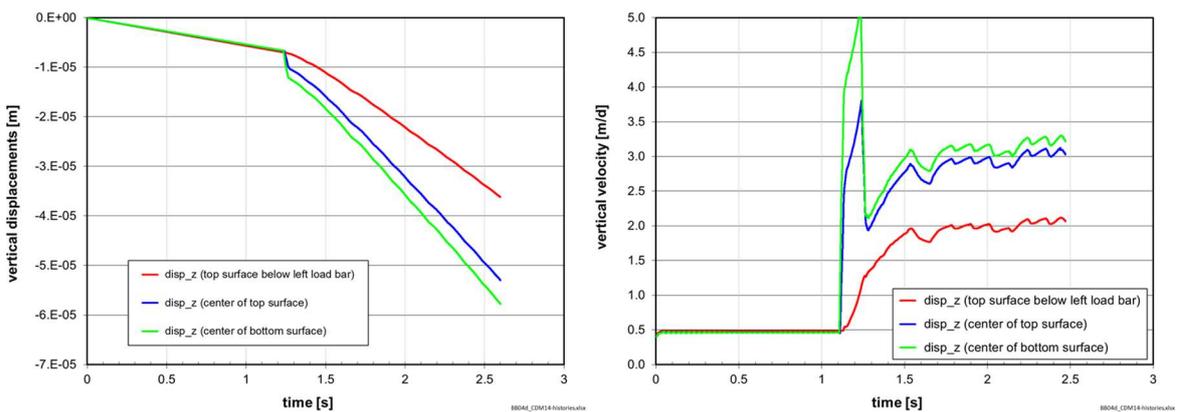


Abb. 40 Links: Zeitliche Entwicklung der vertikalen Verschiebungen (links) und der Verschiebungsgeschwindigkeiten (rechts) direkt unter dem linken Lastbalken (rot), in der Mitte der Modelloberseite (blau) sowie in der Mitte der Unterseite (grün).

## 8.2 Spaltzugversuch (Brazilian test)

Der zweite typische Laborversuch zur Untersuchung der einaxialen Zugfestigkeit ist der Spaltzugversuch (Brazilian test). Hierbei wird eine Zylinderprobe entlang seines Durchmessers bis zum Bruch belastet. Das verwendete FLAC3D-Modell mit seinen Dimensionen zeigt Abb. 41. Es besteht aus einer 5 mm dicken Salzscheibe aus WIPP-Steinsalz mit einem Durchmesser von 10 cm. Zwischen den zur Scheibe hin gewölbten Stahlstempeln und der Salzscheibe wurden Lederplättchen simuliert, um eine gleichmäßigere Lasteinleitung zu erzielen. Das Modell ist im Inneren mit 1 mm<sup>2</sup> großen, quadratischen Zonen und am Rand mit keilförmigen Zonen vernetzt, sodass sich in der Salzscheibe 7.980 Zonen und 16.122 Gitterpunkte ergeben.

Die Vorder- und Rückseite des Modells wurde in y-Richtung (Normalenrichtung) und die rechten und linken Außenkanten der Stempel in x-Richtung gegen eine horizontale Verschiebung fixiert.

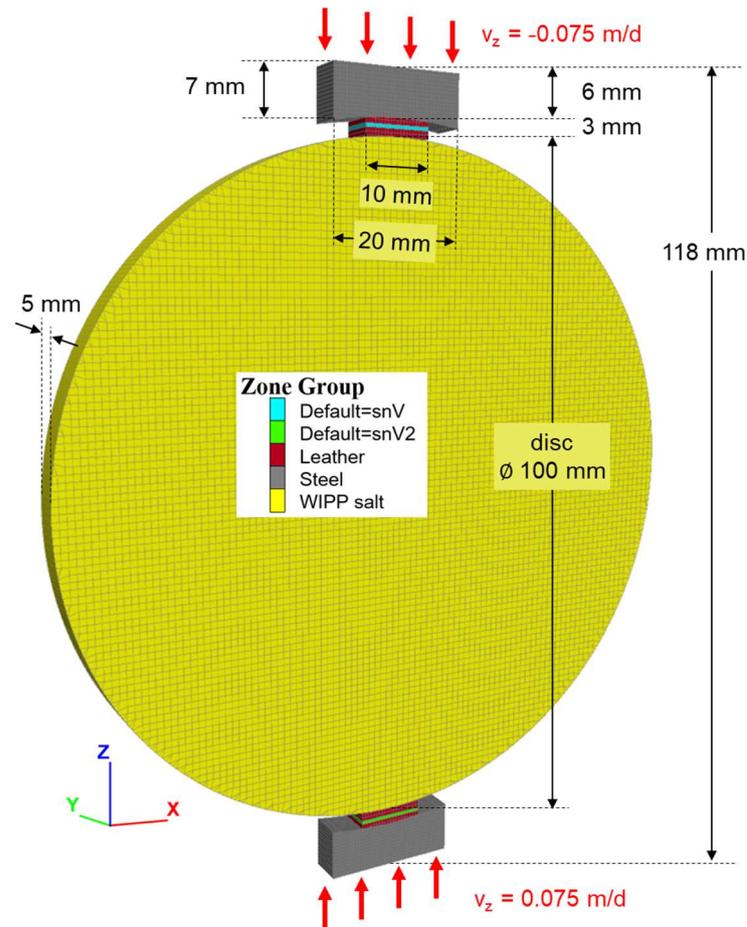


Abb. 41 *FLAC3D-Modell einer 5 mm dicken Salzscheibe zwischen zwei Stahlstempeln zur Simulation eines Spaltzugversuchs. Zur gleichmäßigen Einleitung der Belastung wurden zwischen den Stempeln und dem Salz Lederplättchen modelliert. Die Stauchung der Scheibe erfolgte mit konstanter vertikaler Geschwindigkeit  $v_z$ . Die beiden Zonengruppen  $snV$  und  $snV2$  in den Lederplättchen dienen zur Auswertung.*

Bei der Simulation wurden wiederum die zugehörigen CDM-Kennwerte für WIPP-Steinsalz aus Tab. 6 und folgende Parameterwerte verwendet: Schermodul gemäß Gleichung (15) auf Seite 14, Poissonzahl 0,265 und Dichte  $2,17 \text{ g/cm}^3$ . Für die Stahlstempel wurde ein elastisches Material mit folgenden Eigenschaften verwendet: Kompressionsmodul 160 GPa, Schermodul 100 GPa, Dichte  $3,0 \text{ g/cm}^3$ . Für das ebenfalls elastisch modellierte Leder wurde ein Kompressionsmodul von 1,5 GPa, ein Schermodul von 1,0 GPa und eine Dichte von  $2,0 \text{ g/cm}^3$  angesetzt.

Die Belastung erfolgte an der Oberseite des oberen Stempels nach unten und an der Unterseite des unteren Stempels nach oben mit einer konstanten Geschwindigkeit von jeweils  $0,075 \text{ m/d}$  bei einer Temperatur von  $30 \text{ °C}$  unter Annahme großer Verzerrungen.

Es wurden verschiedene Simulationen durchgeführt, um die größtmögliche Zeitschrittgröße zu ermitteln, die verlässliche Ergebnisse für den Bruchmoment ohne sichtbare Beeinflussung durch numerische Ungleichgewichtskräfte liefert. Es ergab sich für den Moment der Rissbildung ein Wert von  $1 \cdot 10^{-10} \text{ d}$ . Den gesamten Zeitschrittverlauf zeigt Abb. 42. Nach 10.000 Rechenschritten mit konstant  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-10} \text{ d}$  erfolgte eine langsame Erhöhung mit automatischer Zeitschrittsteuerung auf  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-8} \text{ d}$ . Kurz vor Beginn des zuvor mit  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-8} \text{ d}$  grob ermittelten Moments des Zugbruchs, d. h. bei  $t = 33,5 \text{ s}$ , wurde der Zeitschritt zunächst

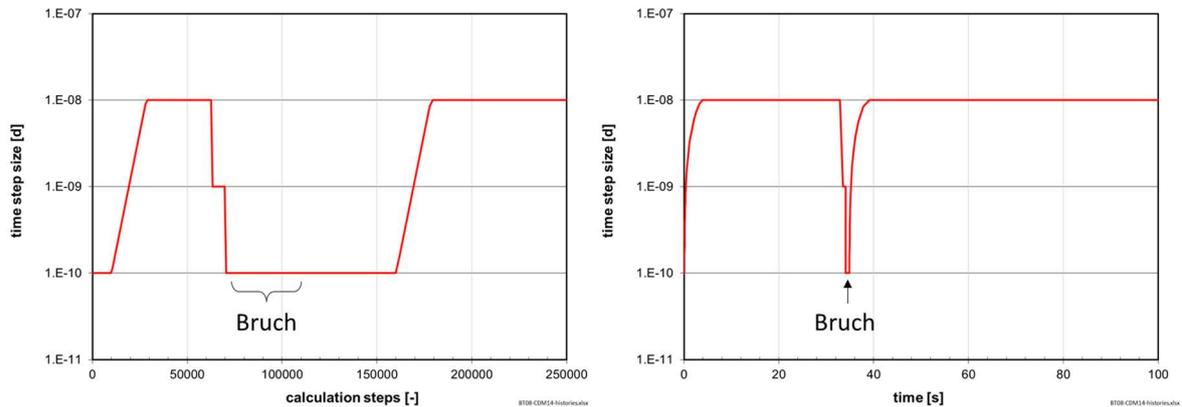


Abb. 42 Entwicklung der Zeitschrittgröße, aufgetragen über die Zeitschritte (links) und die Zeit (rechts). Die Zeitschrittgröße wurde kurz vor dem Bruch manuell in zwei Stufen auf  $1\text{E-}10\text{ d}$  zurückgesetzt, um die Entwicklung des Rissbildes genauer zu erfassen, nach dem Bruch wurden wieder größere Zeitschritte bis  $1\text{E-}8\text{ d}$  zugelassen.

auf  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-9}\text{ d}$  und bei Rechenschritt 70.000 ( $t = 34,10638\text{ s}$ ) auf  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-10}\text{ d}$  herabgesetzt, um insbesondere die Spannungsentwicklung während der Rissentwicklung genauer abbilden zu können. Nach dem Bruch, bei  $t = 34,88406\text{ s}$  und Rechenschritt 160.000, wurde der Zeitschritt mit automatischer Steuerung langsam wieder bis auf  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-8}\text{ d}$  erhöht und die Berechnung bis  $t = 100\text{ s}$  weitergeführt.

Abb. 43 zeigt den Beginn der Zugrissentstehung nach  $34,13586\text{ s}$  und die weitere Entwicklung anhand von Rissbildern zu verschiedenen Zeitpunkten. Die zugehörigen Verläufe der vertikalen Druckspannung ( $s_{zz}$ ) und der horizontalen Zugspannung ( $s_{xx} = \sigma_3$ ) sind in Abb. 44 links dargestellt. Man erkennt, dass die Zugspannung (blaue Kurve) innerhalb von Bruchteilen einer Sekunde nahezu auf Null abfällt, da sie die Zugfestigkeit überall entlang des vertikalen Risses sehr schnell überschreitet. Da sich dadurch die beiden Scheibenhälften der Belastung entziehen, steigt die (negative) Druckspannung im Zentrum (rote Kurve) stark an. Bei Zeitpunkt  $j$  ist dieser Spaltbruch abgeschlossen und die Vertikalspannung steigt mit der weiteren kontinuierlichen Stauchung der Scheibe annähernd linear an, bis sich am Ende die Verteilung aus Abb. 44 rechts ergibt.

Insgesamt muss allerdings beachtet werden, dass mit solchen kontinuumsmechanischen Simulationen kein komplettes Auseinanderbrechen einer Scheibe abgebildet wird. Dazu müssten die Zonen, in denen die minimale Hauptspannung  $\sigma_3$  die Zugfestigkeit überschreitet (rote Zonen in Abb. 43), gelöscht werden, weil hier mit dem Sprödbrech die Kohäsion instantan verloren geht. Danach könnten sich in der Realität keine weiteren Risse wie in dieser Simulation bilden und die Tragfähigkeit, d. h. die Druckspannung, würde verschwinden und nicht weiter ansteigen.

Abb. 45 zeigt im linken Diagramm die zeitliche Entwicklung der horizontalen und vertikalen (technischen) Verformungen der Scheibe im Vergleich mit der mit den Stahlstempeln aufgeprägten vertikalen Verformung. Man sieht, dass die Verformung durch den Bruch nicht nur in horizontaler, sondern auch in vertikaler Richtung einen Schub bekommt, obwohl die Stahlstempel die Scheibe weiterhin mit konstanter Geschwindigkeit stauchen. Vor dem Bruch bleibt die vertikale Verformung der Scheibe gegenüber der aufgeprägten Verformung zurück, da sich vor allem die Lederplättchen mit steigendem Druck immer stärker elastisch verformen. Die Bruchentwicklung führt dazu, dass die beiden Scheibenhälften zur Seite ausweichen und sich dadurch der Widerstand gegen die vertikale Verformung nahezu instantan reduziert. Anschließend folgt die vertikale Verformung der Belastung.

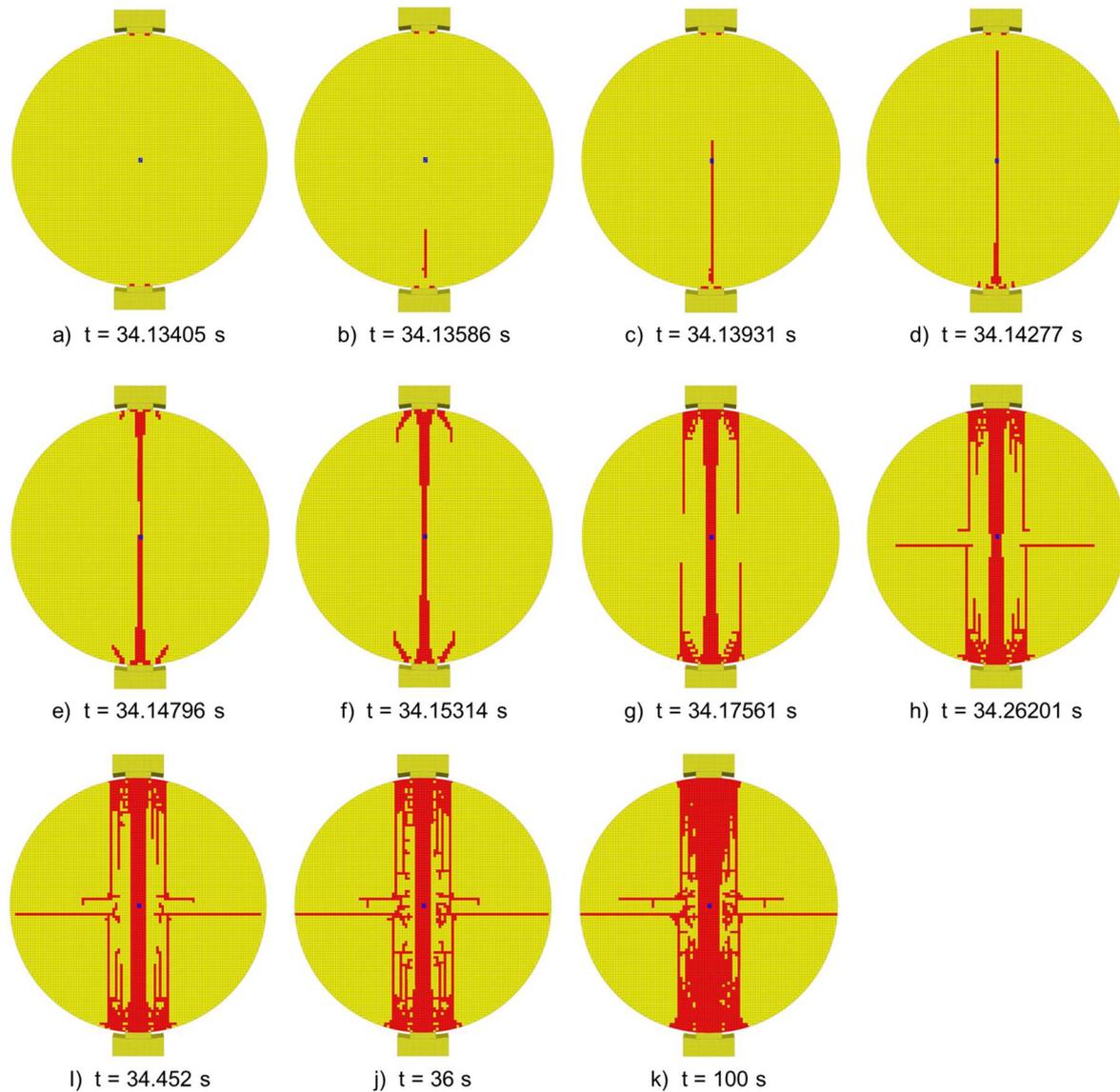


Abb. 43 Rissbildung und -wachstum als Folge einer konstanten vertikalen Stauchung der Salzscheibe mit 0.075 m/d, die Zeitpunkte sind in Abb. 44 (links) markiert.

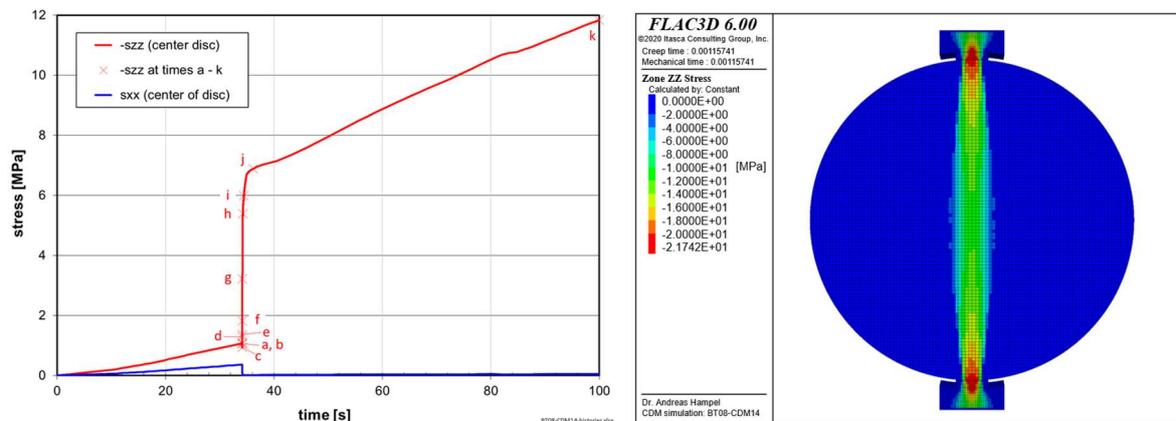


Abb. 44 Links: Entwicklung der vertikalen (szz) und horizontalen (sxx) Spannung im Mittelpunkt der Scheibe (blauer Punkt in Abb. 43), a bis k: Zeitpunkte der Abb. 43. Rechts: Verteilung der vertikalen Spannung zum Zeitpunkt  $t = 100$  s (Punkt k).

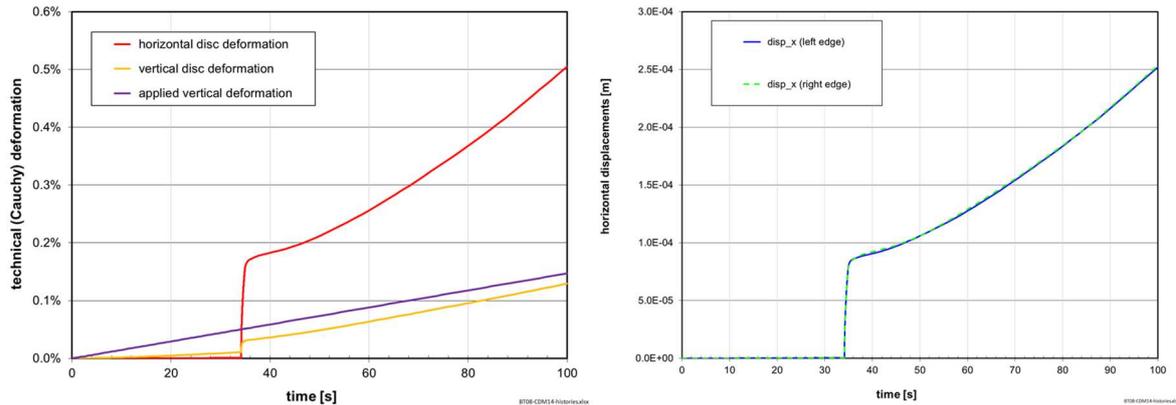


Abb. 45 Zeitliche Entwicklung der horizontalen und vertikalen technischen Verformungen der Scheibe im Vergleich mit der mit den Stahlstempeln aufgeprägten vertikalen Verformung (links) und zeitliche Entwicklung der horizontalen Verschiebungen des linken und rechten Scheibenrandes (rechts).

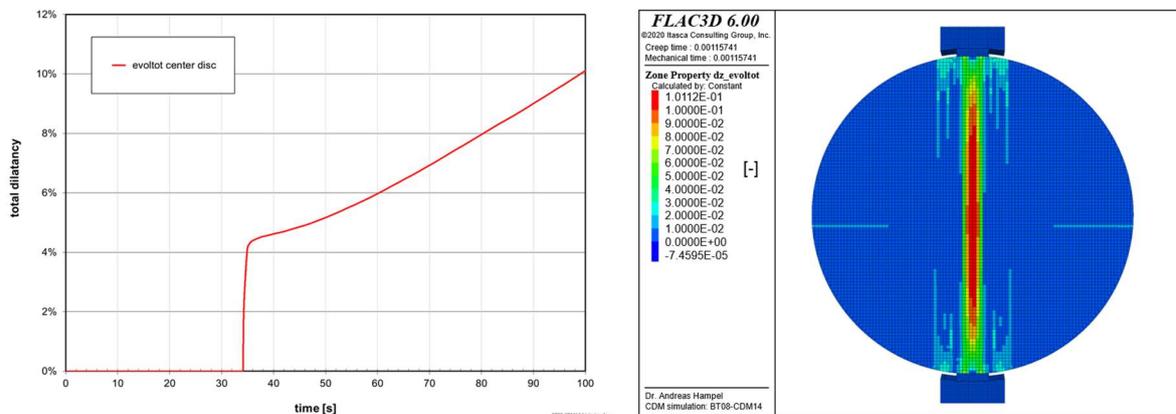


Abb. 46 Zeitliche Entwicklung der totalen volumetrischen Verformung in der Scheibenmitte (links) und deren Verteilung bei  $t = 100$  s (rechts).

Das rechte Bild in Abb. 45 zeigt, dass sich die Scheibe auf beiden Seiten (nahezu) gleich verformt und die Scheibe demnach nicht zu einer Seite verkippt.

In Abb. 46 ist links die totale, das heißt elastische plus plastische volumetrische Verformung aufgetragen, während rechts deren Verteilung am Ende der Simulation ( $t = 100$  s) gezeigt wird. Auch wenn sich ab Abb. 43 e beiderseits des zentralen Risses weitere bilden, bleibt der Riss im Zentrum derjenige mit der größten Aufweitung.

Die Simulationen des Biegebalkens und des Spaltzugversuchs zeigen, dass mit dem CDM auch die durch Zugspannungen verursachten Schädigungen und der Einsatz eines Zugversagens realitätsnah modelliert werden können. Wie oben erwähnt muss dabei allerdings beachtet werden, dass mit diesen kontinuumsmechanischen Simulationen kein komplettes Auseinanderbrechen der Salzkörper abgebildet wird. Dazu müssten die Zonen, in denen die minimale Hauptspannung die Zugfestigkeit überschreitet, gelöscht werden. Dieses würde allerdings zu numerischen Problemen führen, die nur durch unpraktikabel kleine Zeitschritte beherrscht werden könnten.

## 9 Simulation der Zugschädigung infolge der Abkühlung eines erhitzten Bohrlochs im HFCP-Versuch

Ein Gegenstand von Simulationen im Verbundprojekt III war der HFCP-Versuch, bei dem im Juli 1983 der Abschnitt eines tiefen Bohrlochs in der Schachtanlage Asse II 19 Tage lang erhitzt wurde [Hampel et al. 2016]. In WEIMOS wurde das Modell erneut berechnet, diesmal unter Berücksichtigung der durch die Abkühlung am Ende des Versuchs entstehende Zugschädigung.

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. 47 links. Der HFCP-Versuch des Energieforschungszentrums der Niederlande ECN (*Energieonderzoek Centrum Nederland*) in einer Bohrlochtiefe von 231 m (981 m unter der Erdoberfläche) startete nach vorlaufenden isothermen Messungen am 14. Juli 1983, 1304 Tage nach der Fertigstellung des Bohrlochs [Lowe & Knowles 1989]. Dazu hat das ECN drei in das Bohrloch herabgelassene Erhitzer mit einer Gesamthöhe von 3 m eingeschaltet. Die Konfiguration der Erhitzersonde ist in Abb. 47 rechts dargestellt. Die Aufheizung des umgebenden Steinsalzes mit den 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 drei weitere Tage lang gemessen und der Versuch nach insgesamt 22 Tagen beendet.

Abb. 48 zeigt links das FLAC3D-Berechnungsmodell. Es besteht aus einem Zylinderausschnitt mit einem Öffnungswinkel von  $5^\circ$ . Das 20 m hohe Modell wurde im Erhitzerabschnitt, d. h. in der Höhe  $z = 8,5$  bis  $11,5$  m sehr fein vernetzt, die kleinsten Elemente haben dort eine Dimension von ca.  $\Delta x \times \Delta y \times \Delta z = 5 \times 14 \times 19$  mm, das Modell enthält 24.938 Elemente und 50.788 Gitterpunkte. Am linken Modellrand befindet sich die Wand des Bohrlochs mit einem Radius von 15,75 cm.

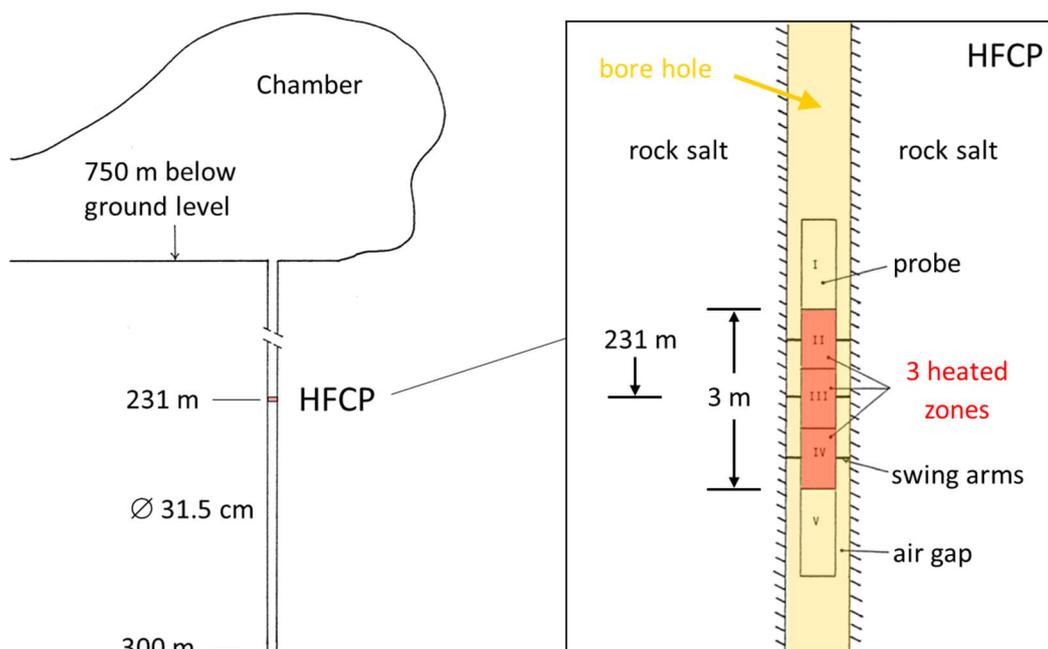


Abb. 47 Skizze des 300 m langen, tiefen Bohrlochs in der Schachtanlage Asse II mit der Position des HFCP-Versuchs mit Erhitzern im Bohrloch [nach Lowe & Knowles 1989].

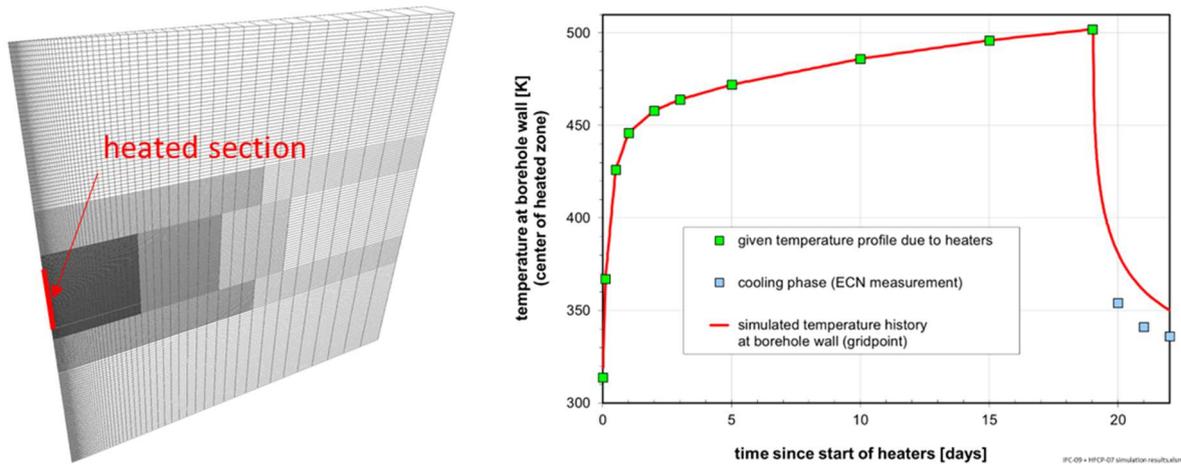


Abb. 48 Links: FLAC3D-Berechnungsmodell für die HFCP-Simulation. Rechts: Der simulierte Temperaturverlauf (rote Kurve) wurde während der Erhitzung an die ECN-Messdaten (Punkte) angepasst, die anschließende Abkühlung erfolgte frei.

Die Berechnungsrandbedingungen gleichen denen im Verbundprojekt III [Hampel et al. 2016]:

- Isotroper Anfangsspannungszustand von 23 MPa auf mittlerer Modellhöhe entsprechend der Auflast der darüber liegenden Gesteinsschichten (Teufe 981 m).
- Gebirgstemperatur 40,8 °C vor dem Einschalten der Erhitzer auf mittlerer Modellhöhe mit dem vertikalen Gradienten 0,02 °C/m [Lowe & Knowles 1989].
- Elastische Gleichgewichtsberechnung des kompakten Modells vor der Auffahrung des Bohrlochs mit Gravitation.
- Anschließend instantane Auffahrung des Bohrlochs und Kriechberechnung der isothermen freien Bohrlochkonvergenz vor Beginn der Erwärmung für 1309 Tage (gerechnet ab Auffahrung des zugehörigen HFCP-Bohrlochabschnitts).
- Die Wirkung der drei eingeschalteten Erhitzer aus Abb. 47 rechts wurde in der Simulation für 19 Tage als Temperaturrandbedingung auf die Bohrlochwand in der Modellhöhe bei  $z = 8,5 \dots 11,5$  m aufgeprägt, ab Tag 19 wurde die freie Abkühlung ohne Temperaturvorgabe berechnet, siehe Abb. 48 rechts.

Die durch den Temperatureinfluss auf die Kriechverformung im erwärmten Steinsalzbereich berechnete, mit der Zeit zunehmende Verschiebung der Bohrlochwand zeigt wie im Verbundprojekt III [Hampel 2016] eine gute Übereinstimmung mit den ECN-Messergebnissen, siehe Abb. 49. Dies spricht trotz der einfachen Annahmen für eine realitätsnahe Simulation.

Nach dem Abschalten der Erhitzer sank die Temperatur recht schnell ab, siehe Abb. 48 rechts. Da eine derartige Abkühlung Zugspannungen hervorrufen kann, wurde die erneute Simulation des HFCP-Versuchs von den Projektpartnern in WEIMOS als ein weiteres Beispiel für die Berechnung einer dadurch hervorgerufenen Zugschädigung ausgewählt. Sie war im vorlaufenden Verbundprojekt nicht berücksichtigt worden.

Die Entwicklung von Zugrissen während der dreitägigen Abkühlung ist in Abb. 50 wiedergegeben. Bis zum Ende der Aufheizung des Bohrlochabschnitts ist noch noch kein Zugriss entstanden. Nach drei Tagen mit schneller Abkühlung zeigt sich eine etwa 20 cm vom Bohrlochrand (links) ins Steinsalz hineinreichende Schädigungszone mit mehr oder weniger deutlichen horizontalen Zugrissen an ihrer Front. Die Ergebnisse demonstrieren, dass bei einer schnellen Abkühlung von Steinsalz durch Zugspannungen hervorgerufene Zugrisse mit dem CDM qualitativ plausibel beschrieben werden.

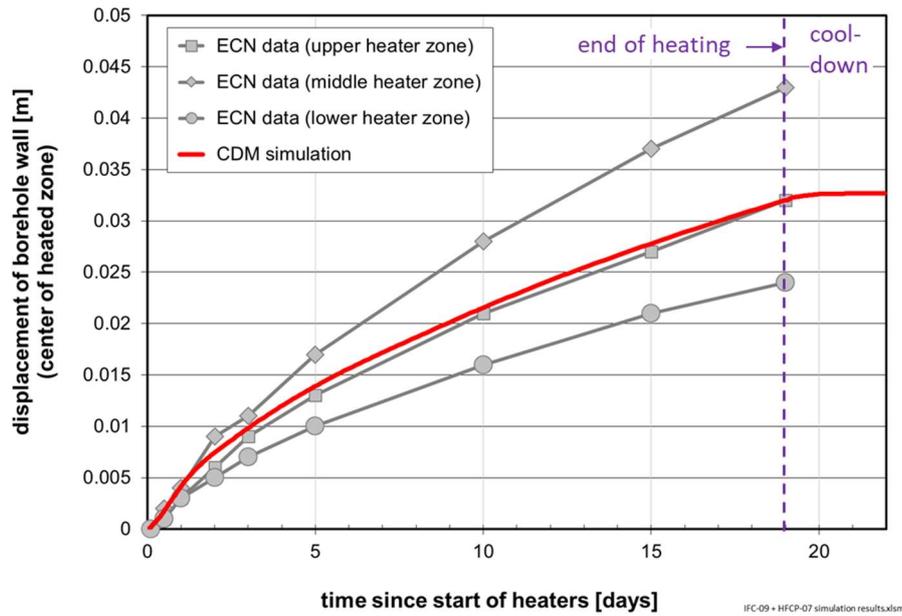


Abb. 49 Mit dem CDM berechnete Verschiebung der Mitte der Bohrlochwand nach innen (rot) im Vergleich mit Messergebnissen der ECN [Lowe & Knowles 1989].

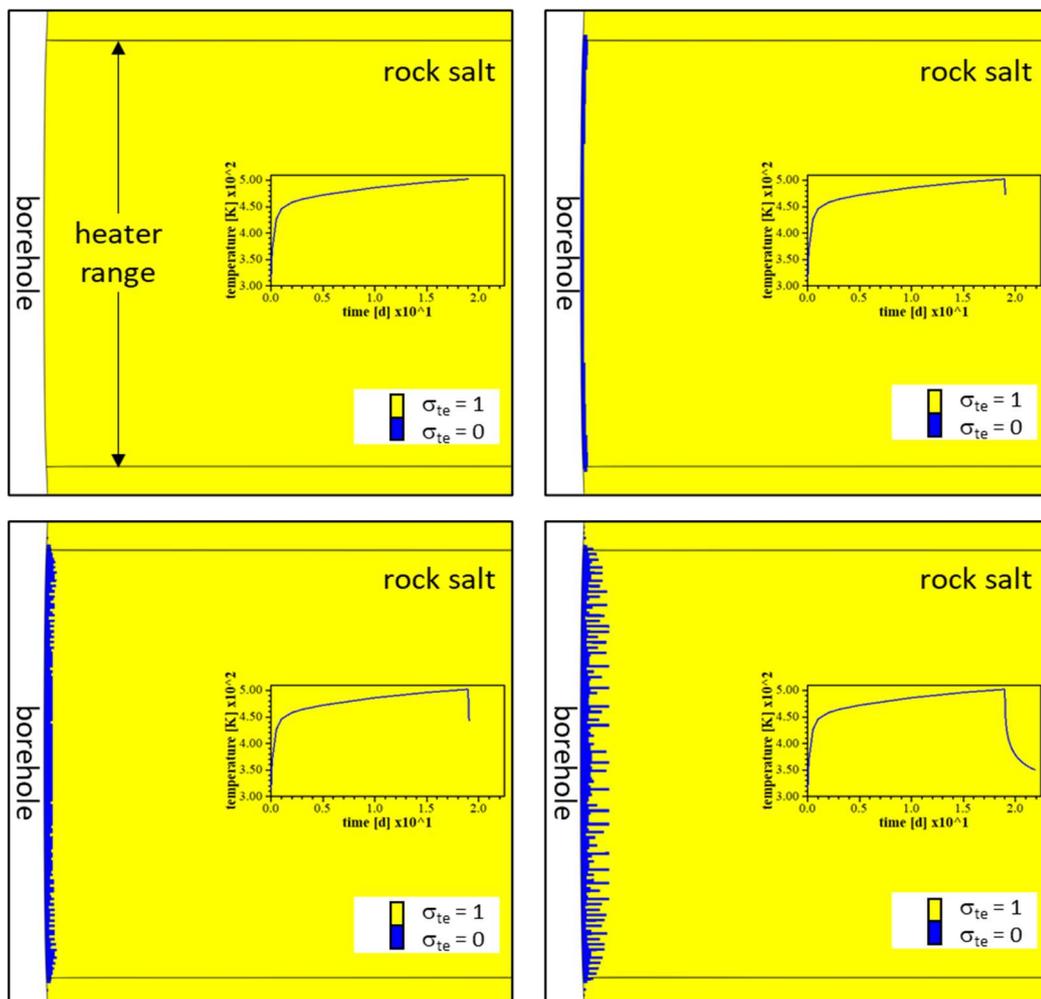
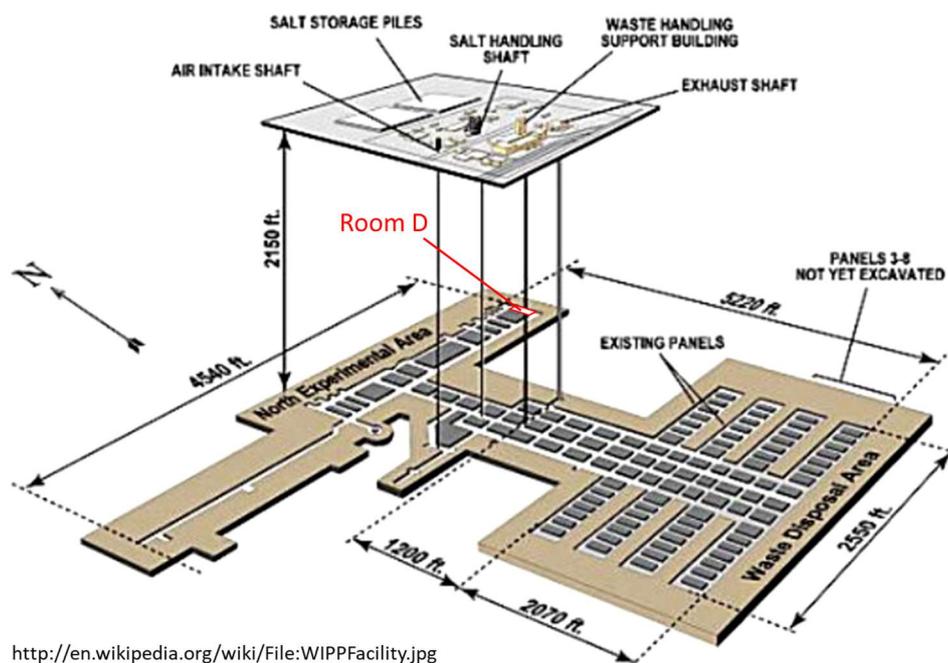


Abb. 50 Vergleich der im HFCP-Versuch vom Ende der Erhitzung (oben links) bis zum Ende der Simulation nach drei Tagen Abkühlung (unten rechts) im erhitzten Bohrlochabschnitt entstandenen Zugrisse (blau,  $\sigma_{te}$ : Zugfestigkeit).

## 10 Simulation von Room D in der WIPP mit Zugschädigung

Als weiteres In-situ-Anwendungsbeispiel für die Modellierung des Einflusses von Zugspannungen auf die Schädigungsentwicklung wurde aus dem Verbundprojekt III das FLAC3D-Modell der Kammer *Room D* in der WIPP erneut berechnet [Hampel et al. 2016]. Auch hier war die Zugschädigung im vorherigen Vorhaben noch nicht berücksichtigt worden.

Room D befindet sich in einer Teufe von 646 m im nördlichen Teil der WIPP, der ursprünglich für Messungen und Versuche genutzt wurde (*North Experimental Area*) und nicht mehr zugänglich ist, siehe Abb. 51. An den Enden der im März/April 1984 aufgefahrenen Kammer führen die Wetterstrecken N1420 und N1100 vorbei. Der Pfeiler zwischen *Room D* und dem benachbarten *Room A3* hat eine Breite von ca. 79 m. Room D hat 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.



<http://en.wikipedia.org/wiki/File:WIPPFacility.jpg>

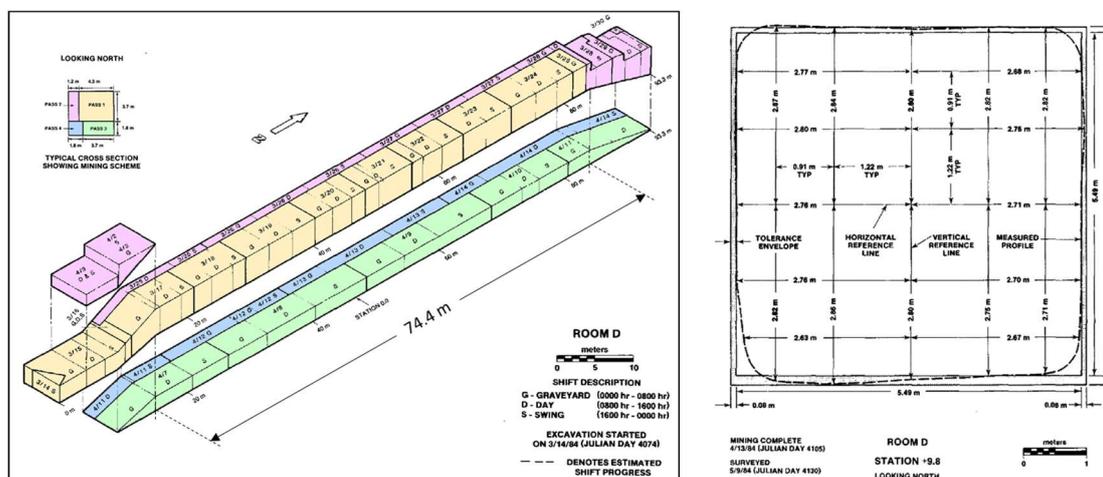


Abb. 51 Oben: Lage von Room D in der WIPP [Wikipedia 2022]. Unten: Detailansicht (Auffahrungssequenzen) und Querschnitt von Room D [nach Munson et al. 1988].

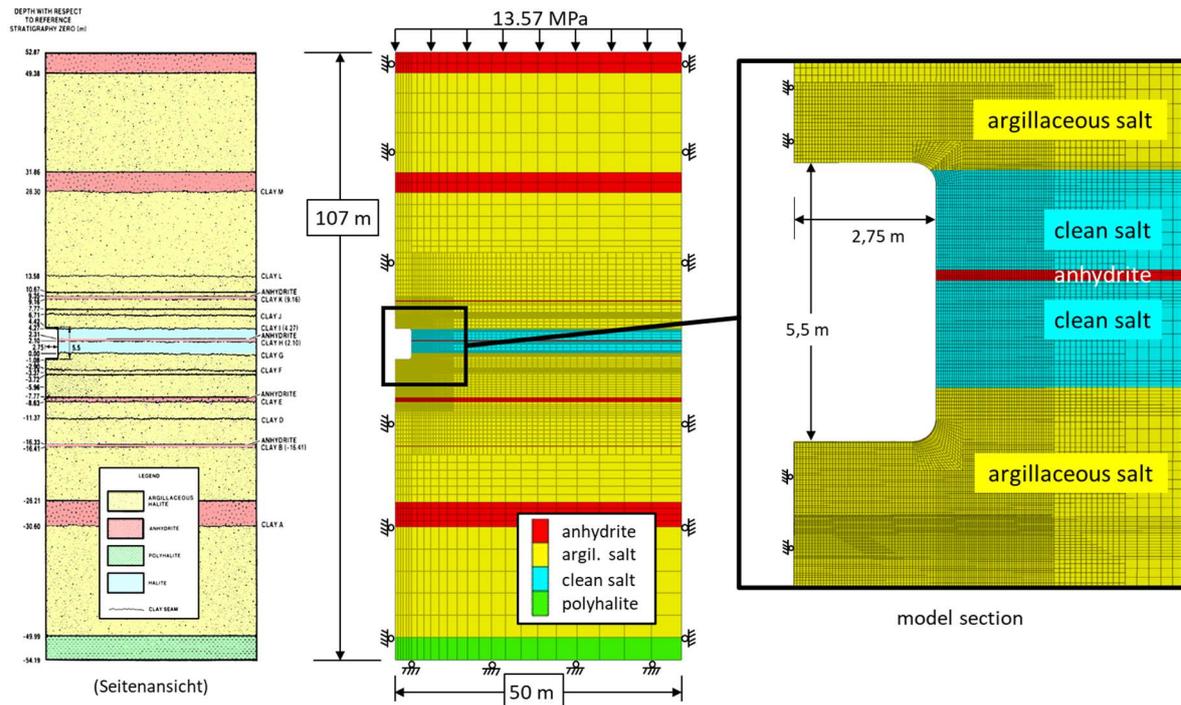


Abb. 52 Stratigraphie der Gesteinsschichten in der WIPP (links) [nach Munson et al. 1990] und FLAC3D-Gesamtmodell (Mitte) und Detailausschnitt (rechts) von Room D.

An den oberen drei Vierteln des Stoßes wird *clean salt* angetroffen [Munson et al. 1990], das von einer 21 cm mächtigen Anhydritschicht sowie dünnen Tonbändern unterbrochen ist, siehe Abb. 52 links. Darüber und darunter befindet sich nach Angabe von Munson et al. [a.a.O.] *argillaceous salt*, in das ebenfalls mehrere Tonbänder und Anhydritschichten eingelagert sind. Am unteren Rand des erfassten Bereichs befindet sich eine Polyhalitschicht.

Diese Stratigraphie wurde im gemeinsamen Modell der FLAC3D verwendenden Partner umgesetzt, siehe Abb. 52 Mitte und rechts. Wie in Kapitel 5 ausgeführt, hat eine Unterscheidung zwischen *clean* und *argillaceous salt* aufgrund der Ähnlichkeit ihres thermo-mechanischen Verhaltens einen nur geringen Einfluss auf die Ergebnisse, sodass bei den Berechnungen mit dem CDM für das gesamte Steinsalz der WIPP ein einheitlicher Kennwertersatz für die Stoffmodellparameter verwendet wurde. Die Tonbänder wurden nicht berücksichtigt, weil über deren mechanische Eigenschaften keine gesicherten Erkenntnisse vorliegen. Daher wurde in den Simulationen keine Reibung auf den Grenzflächen zugelassen.

Das FLAC3D-Gesamtmodell hat eine Höhe von 107 m, eine Breite von 50 m und eine Dicke von 0,2 m. Es beinhaltet 30.911 Zonen und 63.152 Gitterpunkte. Die Zonen an der Salzkontur haben eine Größe von ca. 4,3 cm × 6,6 cm. Entlang der Salzkontur von der Mitte der Sohle über den Stoß bis zur Mitte der Firste befinden sich 203 Zonen, das heißt entlang der modellierten halben Sohle und Firste gibt es jeweils ca. 50 Zonen, am Stoß ca. 100 Zonen. Die Raumecken wurden entsprechend der realen Kontur aus Abb. 51 mit einem Radius von 45,7 cm abgerundet.

Aufgrund der Geometrie einer 93 m langen, geraden Kammer mit einem über die mittleren 74,4 m Länge konstanten, annähernd quadratischen Querschnitt wurde nur eine in der Mitte der Kammer liegende senkrechte Schicht berechnet, deren Normale parallel zur langen Raumachse liegt. Aus Symmetriegründen wurde nur eine Hälfte dieses senkrechten Schnittes berechnet. Aufgrund der Teufenlage wurde wie in Berechnungen von Sandia

[Munson, Fossum & Senseny 1989, Rath & Argüello 2012] 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.

Bei den Simulationen wurden folgende Annahmen gemacht:

Steinsalz: Dichte:  $2,3 \text{ g/cm}^3$ , Elastizitätsmodul: 31 GPa, Poissonzahl: 0,25.

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

Polyhalit: Modell: Potenzgesetz, Dichte:  $2,3 \text{ g/cm}^3$ , Kompressionsmodul: 19 GPa, Schermodul: 12 GPa, Vorfaktor:  $4,5 \cdot 10^{-11} \text{ 1/s}$ , Spannungsexponent  $n = 4$ .

Die Simulationen von *Room D* wurden mit einer Temperatur von 303 K unter Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes (*plane strain*) und *set large* für große Verzerrungen gerechnet.

In Abb. 53 wird die berechnete Schädigung am Stoß, dargestellt durch die volumetrischen Verformungen, mit einer realen Streckenecke in der WIPP verglichen. Bis zum Ende der Simulation nach 30 Jahren sind überwiegend vertikale Risse hinter dem Stoß mit einer maximalen volumetrischen Verformung von 16 % (linkes Bild) entstanden. Das mittlere Bild in Abb. 53 zeigt, dass die volumetrische Verformung bei den Kammerecken noch sehr gering ist. Die Zugrisse gehen von den Grenzflächen zwischen dem Salz und der Anhydritschicht nahe dem Stoß aus und sind eine Folge der dort vorherrschenden Zugspannungen. Diese entstehen, weil die beiden Gesteinsarten unterschiedliche mechanische Eigenschaften haben und keine Gleitung entlang der Grenzflächen zugelassen wurde.

Abb. 54 demonstriert anhand zweier Ergebnisse mit unterschiedlichen Modellierungen der Kammerecken, dass die Initiierung der Zugrisse entscheidend auch von der Modellgeometrie abhängt. Bei dem Modell mit rechtwinkligen Kammerecken entsteht mehr volumetrische Verformung und damit Schädigung bei den Ecken. Diese initiiert einen Zugriss unter dem Stoß, der von der dortigen Ecke ausgeht und – wie oft in der Realität beobachtet – einem Bogen unter dem Stoß folgt. Aber auch an der oberen Ecke erkennt man in einem Element den Beginn eines Risses. Dass die von der Anhydritschicht ausgehenden Risse im Modell mit den rechtwinkligen Ecken zum gleichen Zeitpunkt noch nicht entstanden sind, zeigt, wie die Modellierung der Ecken die Schädigungsentwicklung entlang der gesamten Kammerkontur beeinflusst.

Diese Ergebnisse demonstrieren, dass mit dem CDM auch der Einfluss von Zugspannungen auf die Schädigungszone um eine Kammer herum mit dadurch hervorgerufenen Zugrissen realitätsnah abgebildet werden können.

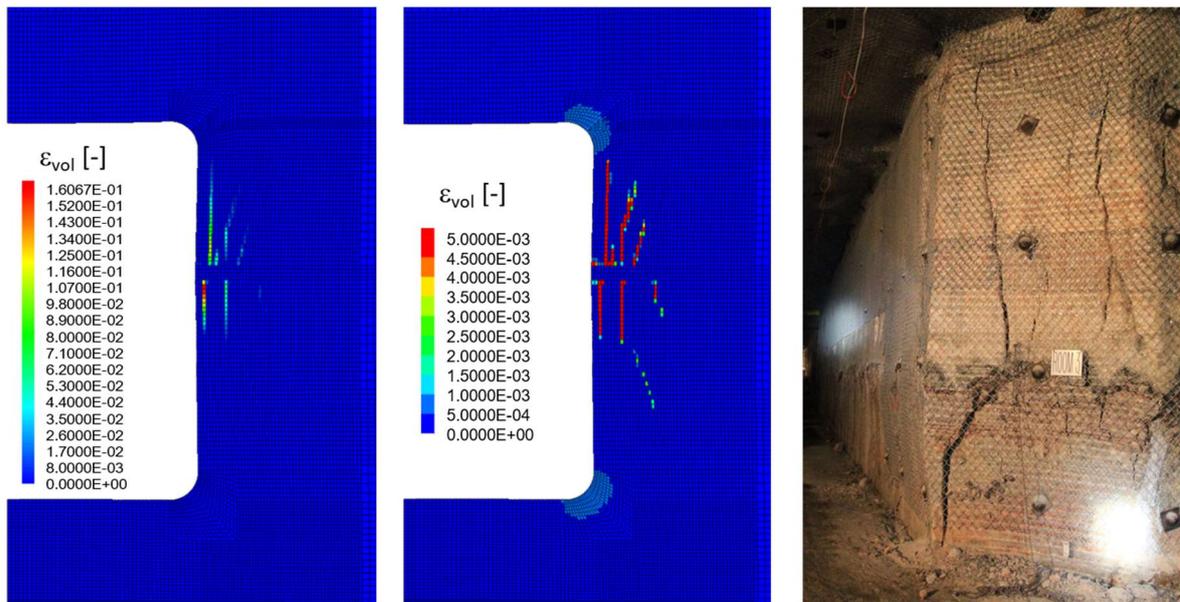


Abb. 53 Mit dem FLAC3D-Modell von Room D nach 30 Jahren berechnete volumetrische Verformung  $\epsilon_{vol}$  (im mittleren Bild ist die Darstellung auf 0,5 % begrenzt) im Vergleich mit einer realen Streckenecke in der WIPP (IfG-Foto von 2018).

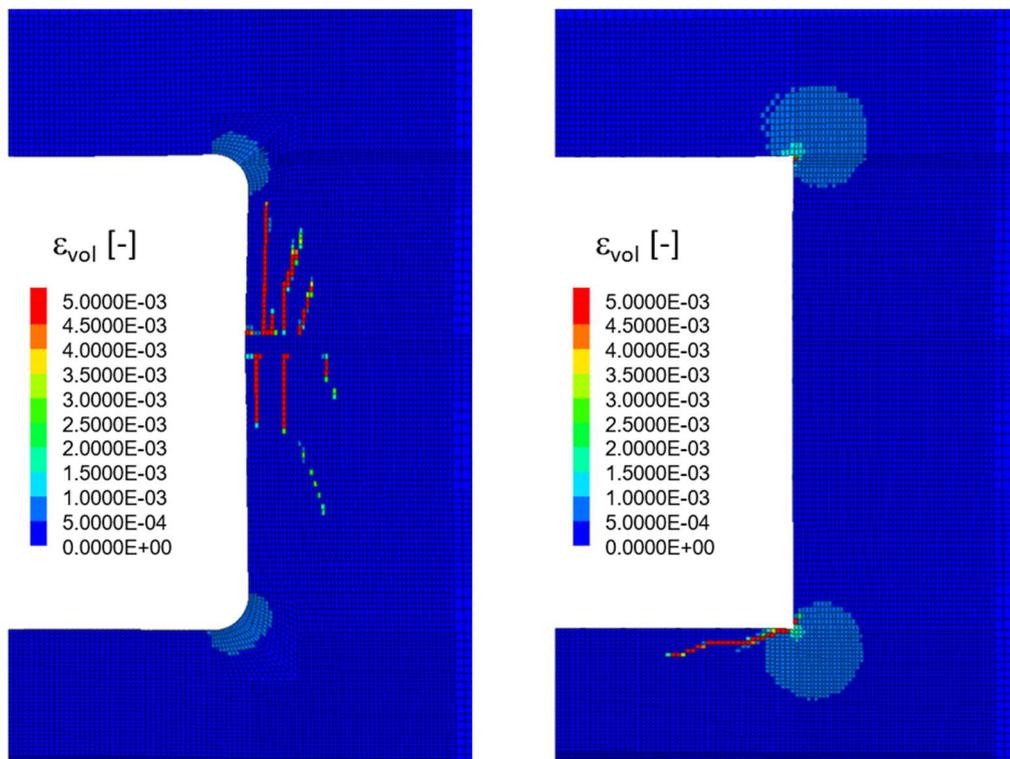


Abb. 54 Vergleich zweier Ergebnisse, bei denen Room D mit abgerundeten (links) bzw. rechtwinkligen Ecken (rechts) simuliert wurde, die Darstellung ist auf 0,5 % volumetrische Verformung begrenzt.

## 11 Simulationen zweier Virtueller Demonstratoren

Die im Verbundprojekt III zum Stoffgesetzvergleich und in WEIMOS durchgeführten Laborversuche des IfG und der TUC haben eine erweiterte experimentelle Datenbasis für die Weiterentwicklung der Stoffmodelle der Partner und die Ermittlung von einheitlichen Parameterkennwerten für Steinsalz vornehmlich aus der WIPP erbracht, siehe die Kapitel 4 und 5. Um den erzielten Fortschritt und aktuellen Stand der verbesserten Stoffmodelle am Ende von WEIMOS zu demonstrieren, wurden von den Partnern gemeinsam zwei FLAC3D-Modelle ausgearbeitet, die typische Untertageszenarien in der WIPP nachbilden. Diese Virtuellen Demonstratoren berechnete jeder Partner mit seinem Stoffmodell und den von ihm ermittelten Kennwerten für WIPP-Steinsalz. Um unterschiedliche Ergebnisse besser den Stoffmodellen zuordnen zu können, verwendeten alle Partner das gleiche FLAC3D-Modell und die gleichen einheitlichen Randbedingungen.

### 11.1 Modelle und Simulationsrandbedingungen

#### 11.1.1 Virtueller Demonstrator I

Das Vorbild für den Virtuellen Demonstrator I (VDI) besteht aus einer langen geraden Strecke, in der nach 30 Jahren ein Damm installiert wird. Aus Symmetriegründen bildet das FLAC3D-Modell nur einen senkrechten Halbraum dieses Szenarios ab, siehe Abb. 55. Der VDI dient zur Dokumentation des erzielten Fortschritts bei der Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen und der Schädigungsrückbildung und Verheilung.

Das gesamte FLAC3D-Modell ist 107 m hoch, 26 m breit und 50 m tief. Die halbe Strecke ist 5,5 m hoch und 2,75 m breit. Das Gesamtmodell mit offener Strecke besteht aus 108.000 Zonen und 115.661 Gitterpunkten. Der nach 30 Jahren eingebaute Damm ist 10 m lang und mit 2.640 Zonen und 2730 Gitterpunkten vernetzt. Die Streckenkanten sind durch eine leichte Verschiebung der Eckpunkte abgerundet, um der Kontur aufgrund der Auffahrung Rechnung zu tragen und numerischen Problemen bei höheren Deformationen vorzubeugen.

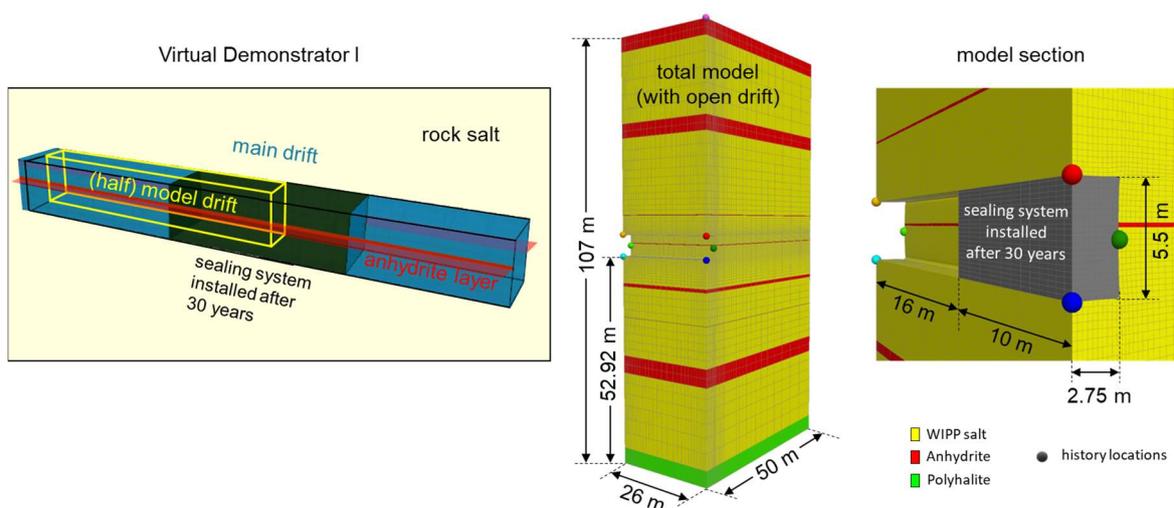


Abb. 55 Der Virtuelle Demonstrator I (VDI) besteht aus dem Ausschnitt einer langen geraden Strecke, in der nach 30 Jahren ein Damm installiert wird (links). Das mittlere Bild zeigt das gesamte FLAC3D-Modell mit offener Strecke und das rechte die nähere Umgebung der Strecke mit eingebautem Damm zusammen mit History-Punkten, an denen während der Berechnungen Ergebnisse aufgezeichnet wurden.

In Anlehnung an die Stratigrafie in der WIPP wurden im FLAC3D-Modell drei Gesteinsarten berücksichtigt: Steinsalz, mehrere Anhydritschichten und eine Polyhalitschicht an der Modellunterseite. Bei den Simulationen wurden für WIPP-Steinsalz die zugehörigen CDM-Kennwerte aus Tab. 6 und folgende Parameterwerte verwendet: Schermodul gemäß Gleichung (15) auf Seite 14, Poissonzahl 0,265 und Dichte  $2,17 \text{ g/cm}^3$ . Der Anhydrit wurde mit dem Mohr-Coulomb-Modell und folgenden Parameterwerten berechnet: Dichte  $2,3 \text{ g/cm}^3$ , Kompressionsmodul 40 GPa, Schermodul 24 GPa ( $\Rightarrow$  Poissonzahl 0,25), Kohäsion 2 MPa und Reibungswinkel  $30^\circ$ . Die Polyhalitschicht wurde mit einem Potenzgesetz und den folgenden Kennwerten modelliert: Kompressionsmodul 19 GPa, Schermodul 12 GPa ( $\Rightarrow$  Poissonzahl 0,2391), Vorfaktor  $4,5E-11 \text{ 1/d}$ , Spannungsexponent 4 und Dichte  $2,3 \text{ g/cm}^3$ . Der Damm wurde stark vereinfacht als elastischer Körper mit Elastizitätsmodul 30 GPa und Poissonzahl 0.25 beschrieben.

Es wurde eine Temperatur von  $303,15 \text{ K}$  ( $30^\circ \text{C}$ ) und eine Erdbeschleunigung von  $9,81 \text{ m/s}^2$  angenommen. Auf die Modelloberseite wirkte entsprechend der Teufenlage der WIPP von 655 m ein Druck von 13,57 MPa, sodass sich an der Modellunterseite ein Druck von 15,89 MPa einstellte.

Alle Simulationen wurden von Anfang an im Modus für große Verzerrungen durchgeführt. Um den Damm nach 30 Jahren problemlos in die verformte Strecke einbauen zu können, wurde die Strecke in den ersten 30 Jahren mit einem weichen elastischen Material gefüllt. Mit folgenden Kennwerten ergab sich dabei keine Beeinflussung der Simulationsergebnisse: Elastizitätsmodul 0.01 MPa, Poissonzahl 0, Dichte  $0.01 \text{ g/cm}^3$ . Dies wurde mit einer Simulation bis  $t = 30 \text{ a}$  mit offener Strecke, d. h. ohne die weiche Füllung, überprüft. Nach dem Einbau des Damms wurden die Simulationen bis  $t = 100 \text{ a}$  fortgeführt.

### 11.1.2 Virtueller Demonstrator II

Der Virtuelle Demonstrator II (VDII) spiegelt eine dünne senkrechte Schicht in einem Teil des Einlagerungsfeldes der WIPP wider, siehe Abb. 56. Die Simulationen fokussieren sich auf die Umgebung der Hauptstrecke, die daher – anders als beim VDI – sehr fein vernetzt wurde, s. Abb. 57. Am Beispiel der Berechnungen des VDII wird der Stand der Modellierungen des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen und des Einflusses von Zugspannungen auf die Verformungs- und Schädigungsentwicklung demonstriert.

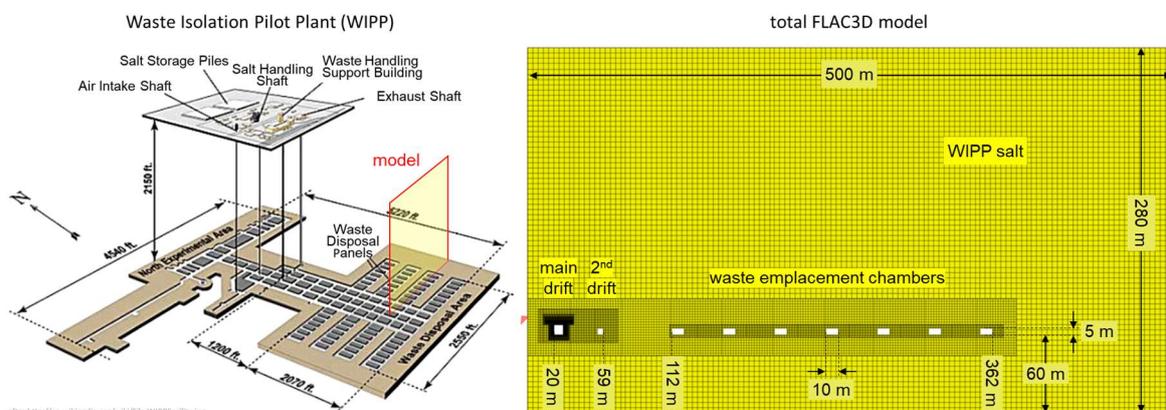


Abb. 56 Der Virtuelle Demonstrator II (VDII) bildet eine dünne senkrechte Schicht im Einlagerungsfeld der WIPP ab (links). Aufgrund der Symmetrie besteht das FLAC3D-Modell nur aus einer Hälfte des senkrechten Schnittes durch das Einlagerungsfeld mit zwei Strecken und sieben offenen Kammern.

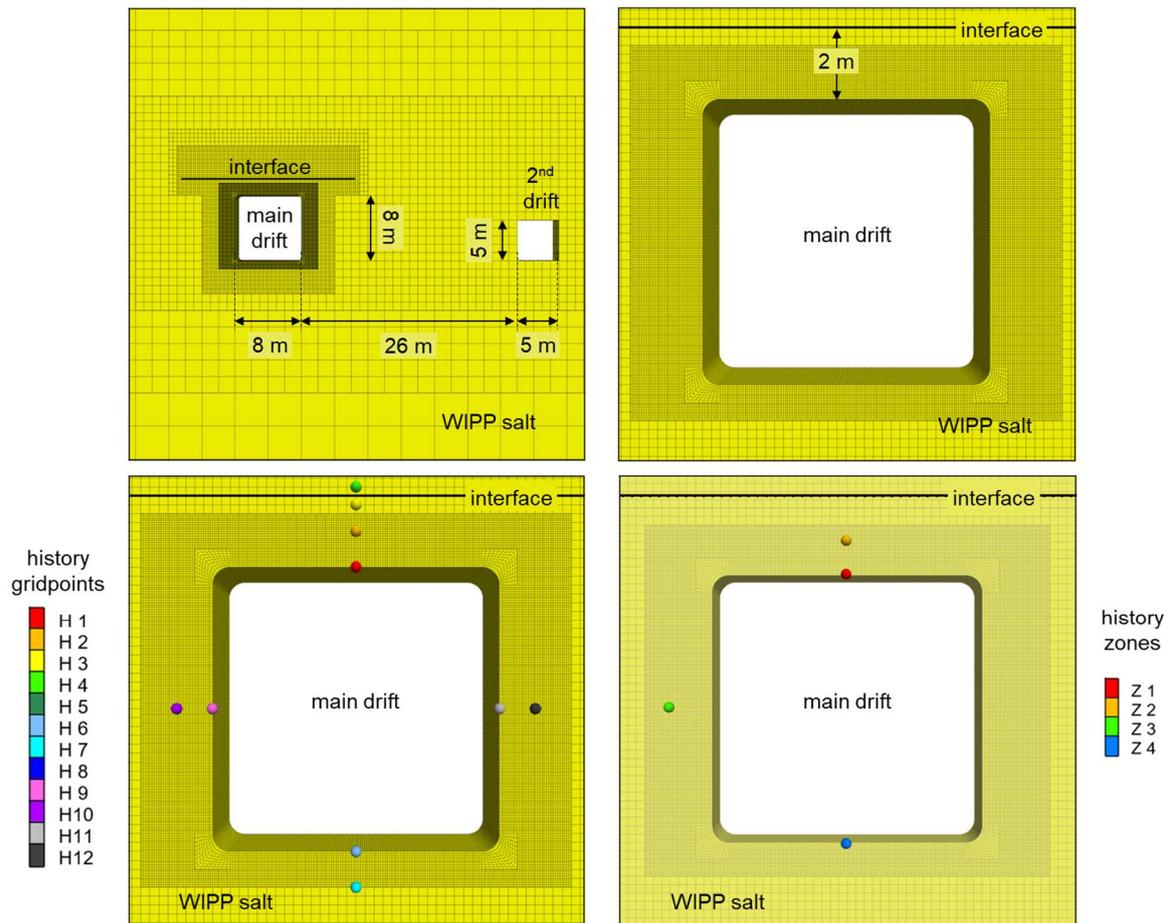


Abb. 57 Oben: Die Simulationen des VDII sind auf die Umgebung der Hauptstrecke aus Abb. 56 fokussiert, die daher sehr fein vernetzt ist. Das Interface repräsentiert eine dünne Tonschicht. Unten: An den Gitterpunkten H1 bis H12 und in den Zonen Z1 bis Z4 wurden Ergebnisse während der Simulationen aufgezeichnet.

Das gesamte FLAC3D-Modell hat eine Höhe von 280 m, eine Breite von 500 m und eine Schichtdicke von nur 2 m. Es wurde daher mit der Annahme ebener Verzerrungen berechnet, das unendlich lange Strecken und Kammern symbolisiert und die langgestreckten Kammern der WIPP realitätsnah abbildet.

Die Hauptstrecke hat einen Querschnitt von 8 x 8 m, s. Abb. 57. Die zweite Strecke mit einem Querschnitt von 5 x 5 m liegt in einer Entfernung von 26 m. Weitere 53 m entfernt beginnt das Feld der Einlagerungskammern mit Querschnitten von 10 x 5 m, die zueinander einen Abstand von 30 m haben. Das Gesamtmodell besteht aus 33.309 Zonen und 39.156 Gitterpunkten. An der Kontur der Hauptstrecke sind die Zonen nur 6,2 x 6,2 cm groß. Die Ecken dieser Strecke sind abgerundet, um wiederum der Kontur aufgrund der Auffahrung Rechnung zu tragen und numerische Probleme bei höheren Deformationen zu vermeiden.

2 m über der Hauptstrecke befindet sich ein 21 m langes Interface (symmetrisch zur Mitte der Strecke), das eine dünne Tonschicht symbolisiert. Das Interface wird mit folgenden Parameterwerten charakterisiert: Kohäsion 0,05 MPa, Reibungswinkel 15°, Reibungswinkel nach Scherbruch 10°, Kohäsion nach Scherbruch 0, Zugfestigkeit 0,25 MPa, Zugfestigkeit nach Scher- oder Zugbruch 0, Normalsteifigkeit 2,5 GPa und Schersteifigkeit 1,5 GPa. Das Interface öffnete sich in den verschiedenen Simulationen in der Mitte über der Firse nach 30 Jahren nur um ca. 5 mm. Vergleichsberechnungen mit und ohne Interface ergaben daher keine nennenswerten Unterschiede in den übrigen Berechnungsergebnissen.

Es wurde wie beim VDI WIPP-Steinsalz mit den gleichen Kennwerten, eine Temperatur von 303,15 K und eine Erdbeschleunigung von 9,81 m/s<sup>2</sup> angenommen. Als Druck auf die Modelloberseite wurde 9.8 MPa vorgegeben, sodass mit einer Salzdichte von 2.17 g/cm<sup>3</sup> an der Modellunterseite ein Druck von 15.7 MPa entstand. Ferner wurde ein Schermodul gemäß Gleichung (15) auf Seite 14 und eine Poissonzahl von 0,265 verwendet. Der VDII wurde von 0 bis 30 Jahre unter Berücksichtigung großer Verzerrungen berechnet.

## 11.2 Berechnungsergebnisse

### 11.2.1 Studie zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen

In der Vergangenheit konnten stationäre Kriechraten von natürlichem Steinsalz in Laborversuchen bei Temperaturen um 300 K und Differenzspannungen unterhalb von ca. 6 MPa aufgrund der dort sehr kleinen stationären Kriechraten nicht zuverlässig gemessen werden. Daher orientierte sich die Modellierung an bei höheren Spannungen gemessenen Werten. Häufig wurde dazu ein Potenzgesetz mit einem Spannungsexponenten von  $n = 5$  verwendet. Diese Beschreibung der stationären Kriechrate wurde dann auf alle Differenzspannungen angewendet.

Abb. 58 zeigt auf der linken Seite am Beispiel einer CDM-Simulation des VDI bei 303 K, in welchen Bereichen um die Strecke herum Vergleichsspannungen über 6 MPa auftreten, in denen die Beschreibung des Kriechverhaltens demnach durch frühere Laborversuchsergebnisse belegt war. Nach einem Tag weist nur die unmittelbare Umgebung der Strecke Spannungen über 6 MPa auf. Nach einem Jahr treten solche Spannungen nur noch in einem Ring um die Strecke herum auf. In allen anderen Bereichen innerhalb und außerhalb des Rings liegen die Spannungen darunter.

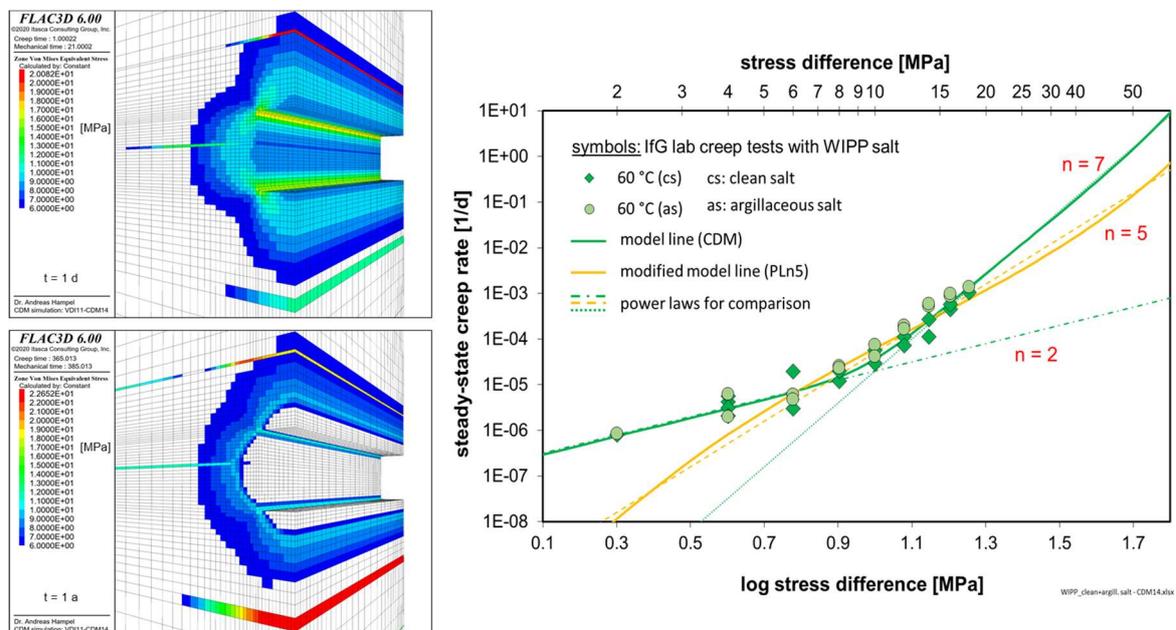


Abb. 58 Links: In den farbig hervorgehoben Bereichen um die Strecke des VDI herum liegen die von-Mises-Vergleichsspannungen nach 1 d und 1 a über 6 MPa. In den weißen Zonen liegen sie darunter. Rechts: Mit dem CDM (grüne durchgezogene Linie) werden die Messdaten des IfG im gesamten Spannungsbereich gut beschrieben. Die orangefarbene PLn5-Modellkurve bildet den Verlauf eines Potenzgesetzes mit einem Exponenten  $n = 5$  nach.

Das rechte Diagramm in Abb. 58 veranschaulicht, wie stark mit einem Potenzgesetz mit  $n = 5$  die nun in WEIMOS verlässlich gemessenen stationären Kriechraten zu kleinen Differenzspannungen hin unterschätzt werden. Um Auswirkungen dieser Abweichung auf Ergebnisse von Simulationsberechnungen zu verdeutlichen, wurden jeweils zwei Berechnungen des VDI und VDII durchgeführt. Zum einen wurde das an die gemessenen stationären Kriechraten angepasste CDM (grüne durchgezogene Modellkurve) verwendet. Zum anderen wurden drei Kennwerte des CDM so modifiziert, dass mit der durchgezogenen orangefarbenen Modellkurve („PLn5“) der Verlauf eines Potenzgesetzes mit  $n = 5$  nachgebildet wird. Der Vorteil dieser Modifikation gegenüber der Verwendung eines tatsächlichen Potenzgesetzes besteht darin, dass alle übrigen CDM-Stoffgesetzmodule für das transiente Kriechen, die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung, Verheilung etc. und die ermittelten Kennwerte für WIPP-Steinsalz unverändert übernommen werden konnten. Unterschiede in den Ergebnissen beider Simulationen sind damit eindeutig auf die unterschiedliche Beschreibung der stationären Kriechrate unter 6 MPa zurückzuführen.

Abb. 59 verdeutlicht den Unterschied in den Verschiebungen, der sich in den Simulationen des VDI mit dem CDM und dem PLn5 nach 100 Jahren ergibt. Die maximale Verschiebung beträgt auf der Modellseite der offenen Strecke an der Firste beim CDM 1,74 m, beim PLn5 dagegen nur 11 cm. Für die vertikale Konvergenz ergibt sich beim CDM 3,05 m oder 55 % der Ausgangshöhe der Strecke von 5,5 m, beim PLn5 nur 20 cm oder 3,6 %.

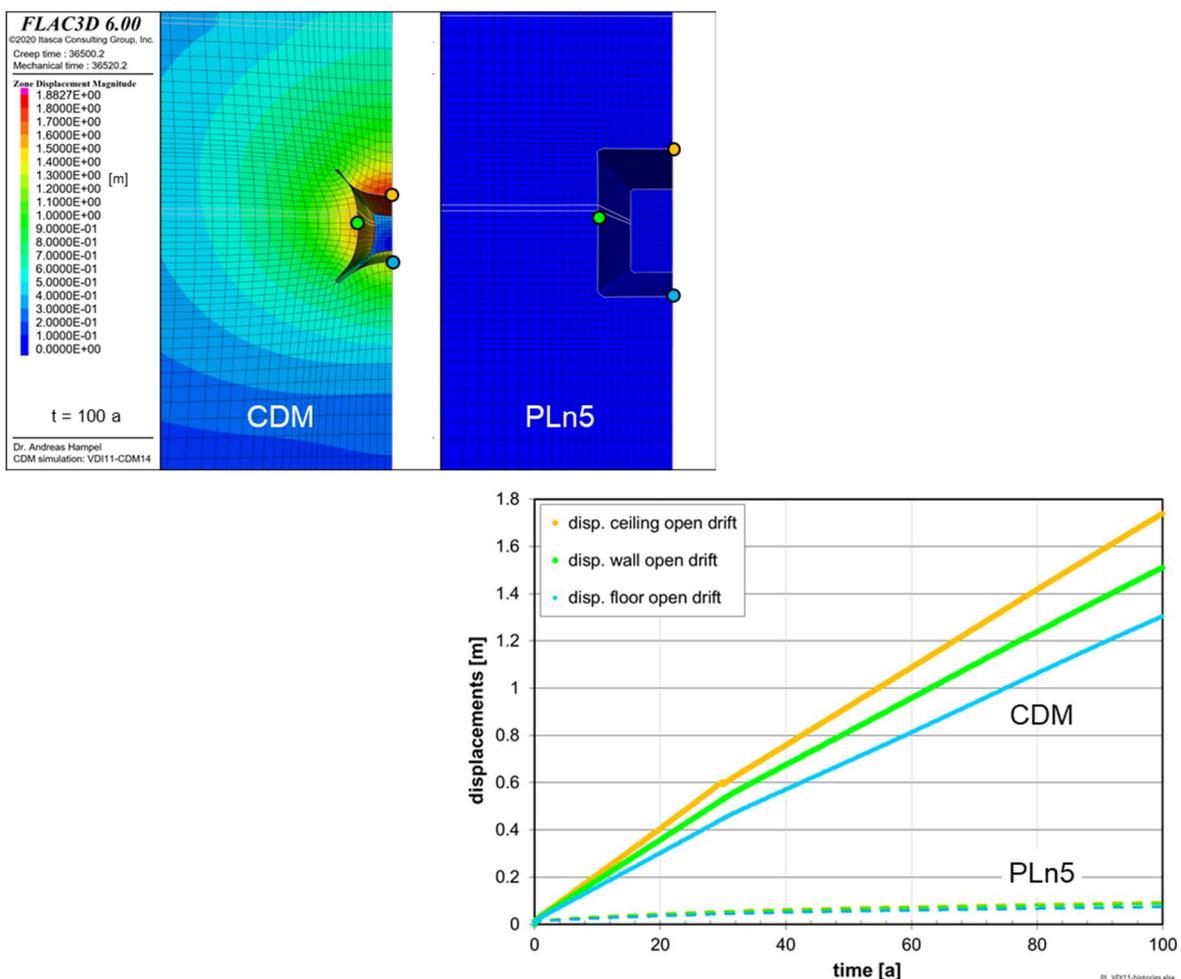


Abb. 59 Verschiebungen im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDI nach 100 Jahren auf der Modellseite der offenen Strecke (oben, s. Abb. 55) und ihre zeitlichen Entwicklungen an den History-Punkten gleicher Farbe in den Konturplots (unten).

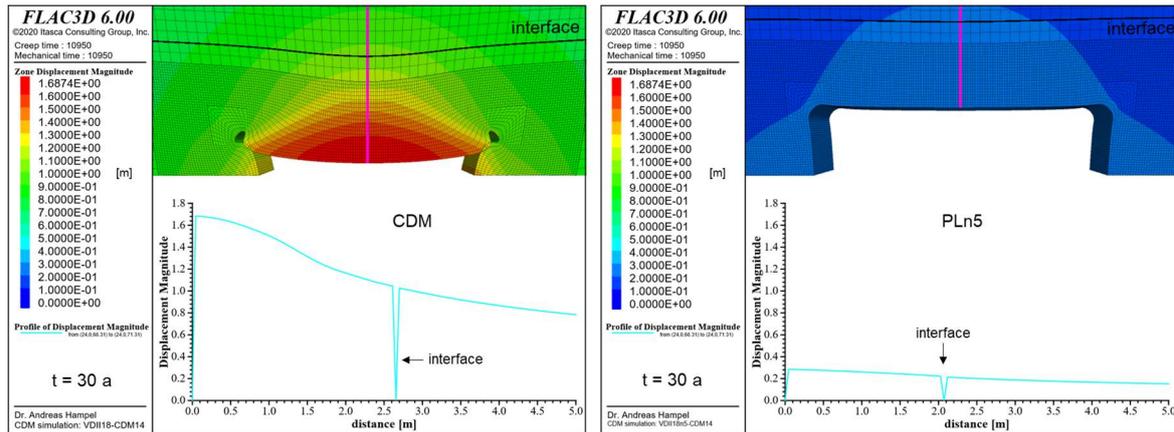


Abb. 60 Verschiebungen im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII nach 30 Jahren über der Firste der Hauptstrecke (s. Abb. 57) und ihr Verlauf über der Mitte der Firste entlang der pinken Profillinie in den Konturplots.

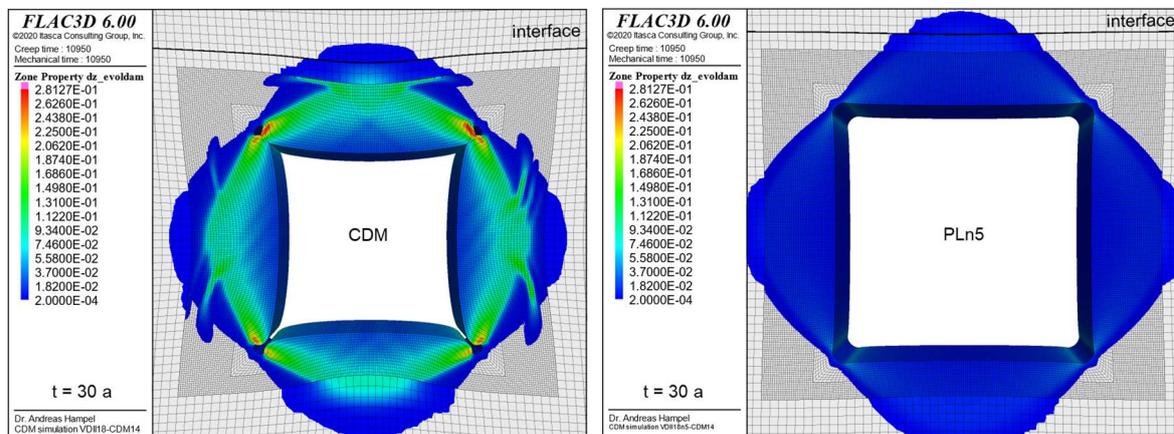


Abb. 61 Schädigungsbezogene Dilatanz im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII in der Umgebung der Hauptstrecke nach 30 Jahren.

Die entsprechenden Ergebnisse der Berechnungen des VDII mit dem CDM und dem PLn5 zeigt Abb. 60. Die Verschiebung der Firstmitte beträgt nach 30 Jahren beim CDM 1,69 m, beim PLn5 nur 29 cm. Für die vertikale Konvergenz ergibt sich beim CDM 2,71 m, das entspricht 34 % der Ausgangshöhe der Hauptstrecke von 8 m, beim PLn5 45 cm oder 5,6 %.

Dieser große Unterschied in den Verschiebungen stammt nicht nur von der im CDM berücksichtigten höheren stationären Kriechrate bei kleinen Spannungen allein. Diese hat vielmehr auch Auswirkungen auf eine stärkere Entwicklung der Dilatanz und Schädigung, siehe Abb. 61. Während mit dem CDM die maximale Dilatanz an den stark deformierten Ecken der Hauptstrecke im VDII bei 28 % und über der Firste bei 9,3 % liegt, erreicht sie mit dem PLn5 bei den Ecken 4,8% und über der Firste 1,2 %. Mit der erhöhten Dilatanz und Schädigung im CDM verstärkt sich auch der Schädigungseinfluss auf die Verformung und führt zu einer zusätzlichen Erhöhung der Verformungsrate.

Die Berücksichtigung der höheren stationären Kriechraten bei kleinen Spannungen resultiert im VDII nach 30 Jahren mit dem CDM in einer etwa sechsfach höheren vertikalen Konvergenz der Hauptstrecke und einer ebenso stark vergrößerten maximalen Dilatanz und Schädigung. Beim VDI entspricht der Unterschied in der vertikalen Konvergenz auf der Seite der offenen Strecke nach 100 Jahren sogar einem Faktor 15. Bei der dortigen maximalen Dilatanz beträgt der Unterschied nach 100 Jahren in der Nähe der Streckenecken etwa einem

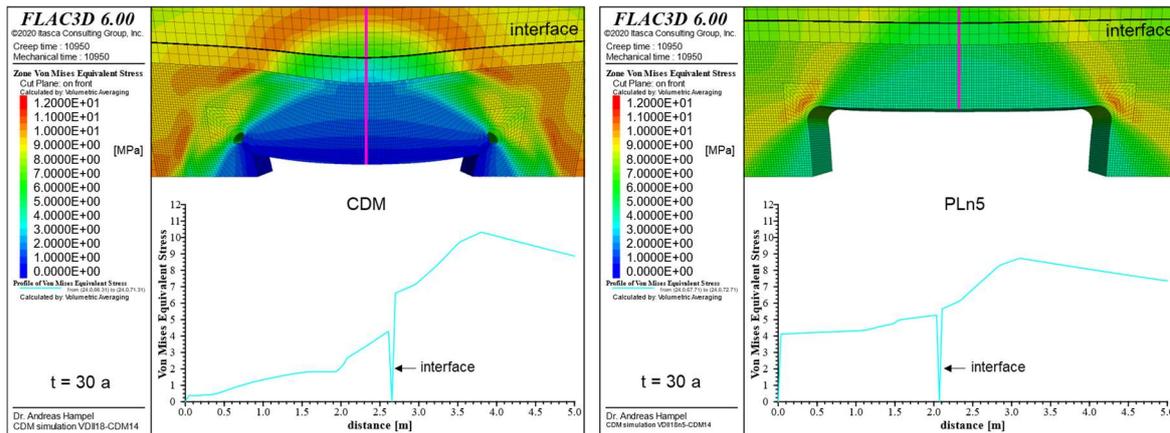


Abb. 62 Von Mises Vergleichsspannung im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII nach 30 Jahren über der Firste der Hauptstrecke (s. Abb. 57) und ihr Verlauf über der Mitte der Firste entlang der pinken Profillinie in den Konturplots.

Faktor 10, allerdings ist der VDI erheblich gröber vernetzt, sodass die Ergebnisse in einzelnen Zonen des VDI dem Mittelwert über einem größeren Bereich als beim wesentlich feiner vernetzten VDII entsprechen.

Da die Verheilungsrate von der aktuellen Dilatanz abhängt, siehe Gleichung (46) auf Seite 26, führt die höhere Dilatanz im VDI (Maximum bei den Streckenecken: 17 %) auch zu einer schnelleren Verheilung des Steinsalzes um den Damm herum als beim PLn5 (Maximum 1,6%), siehe Abb. 67 auf Seite 94.

Abb. 62 zeigt am Beispiel des VDII, dass sich die Beschreibung der stationären Kriechrate bei kleinen Spannungen nicht nur auf die Verschiebungen und Konvergenzen sowie auf die Dilatanz und Schädigung auswirken, sondern dass dieses auch Einfluss auf die Entwicklung der Spannungen hat. Mit dem CDM wird eine deutlich stärkere Umlagerung der von Mises Vergleichsspannung auf einen äußeren Ring um die Hauptstrecke herum errechnet als mit dem PLn5. In der Zone in der Mitte der Firste ist die Vergleichsspannung beim CDM bereits auf 0,38 MPa abgesunken, beim PLn5 liegt sie dagegen noch bei 4,1 MPa, der Unterschied entspricht damit nach 30 Jahren etwa einem Faktor 11.

Diese Beispiele unterstreichen, dass das Unterschätzen des stationären Kriechvermögens bei Differenzspannungen unter 6 MPa zu erheblichen und mit der Zeit zunehmenden Fehlern bei der Vorhersage der Deformationen und Konvergenzen sowie der Spannungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung führt. Dies gilt nicht nur für die nähere Umgebung der untertägigen Hohlräume, sondern auch für großräumigere Bereiche, wie die Spannungen und Verschiebungen im VDII-Gesamtmodell in Abb. 63 zeigen.

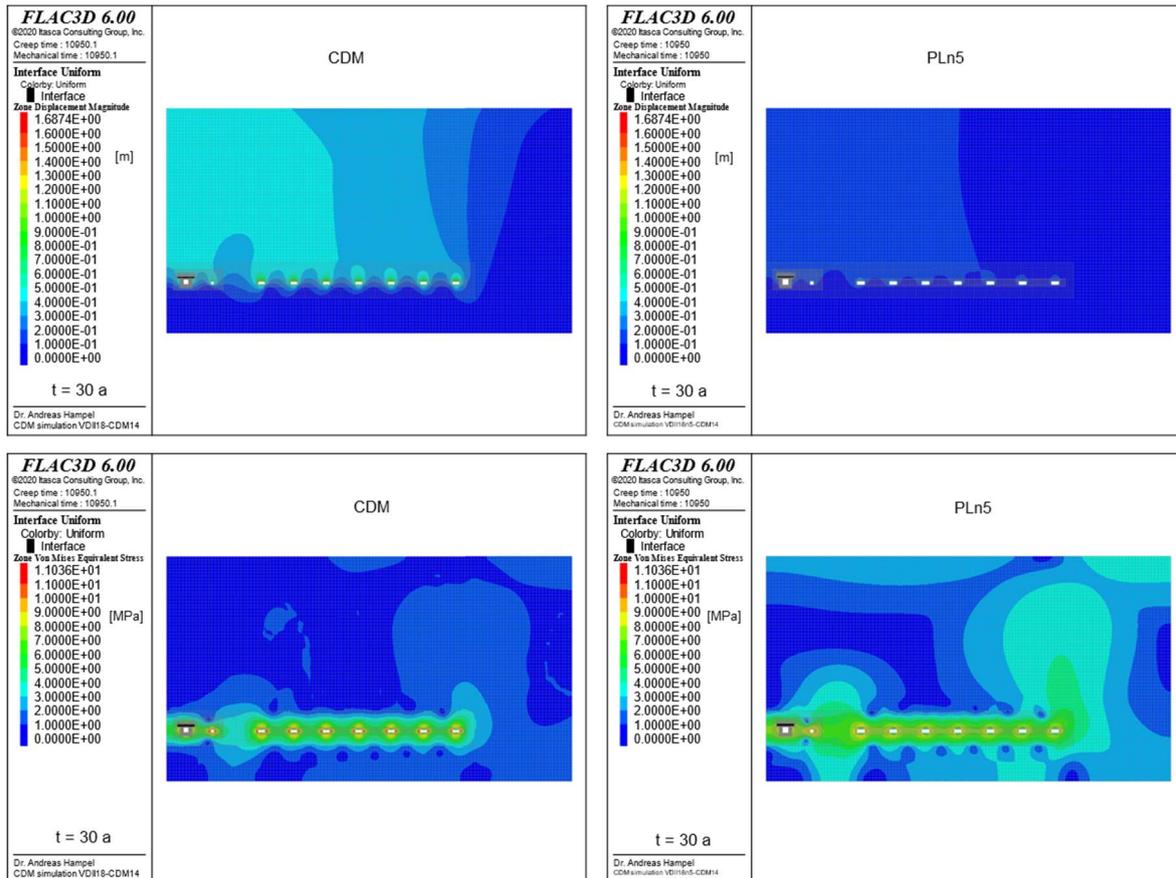


Abb. 63 Verschiebungen (oben) und Von Mises Vergleichsspannung (unten) im mit dem CDM (links) und dem PLn5 (rechts) simulierten FLAC3D-Gesamtmodell des VDII nach 30 Jahren.

### 11.2.2 Modellierung der Schädigungsrückbildung und Verheilung

Die Verheilungsversuche der TUC in WEIMOS haben eine Basis für die Weiterentwicklung der Modellierung der Schädigungsrückbildung und Verheilung geschaffen. Die Simulationen des VDI haben das Ziel, den mittlerweile erreichten Entwicklungsstand zu demonstrieren. Ergebnisse der Simulationen des VDI zeigen in den nachfolgenden Abbildungen die Spannungen, Verschiebungen und volumetrischen Verformungen nach 30 Jahren mit offener Strecke im Vergleich mit denjenigen weitere 70 Jahre nach dem Einbau des Damms.

Abb. 64 und Abb. 65 demonstrieren, wie sich 70 Jahre nach dem Einbau des Damms infolge des Aufkriechens des dortigen Steinsalzes die von Mises Vergleichsspannung auf nahezu Null verringert hat, indem sich die minimale Hauptspannung dem weiträumigen Teufendruck angenähert hat. Dadurch steigt auch die Spannung in der unter der Strecke liegenden Anhydritschicht im Bereich des Damms<sup>2</sup>.

<sup>2</sup> Anmerkung: Da in FLAC3D Druckspannungen ein negatives Vorzeichen haben, sind Zugspannungen durch eine positive Hauptspannung  $\sigma_3$  gekennzeichnet. In FLAC3D und den mit diesem Programm erzeugten Konturplots heißt diese Komponente "Zone Maximum Principal Stress", weil sie unter Beachtung des Vorzeichens den größten Wert hat. Diese Komponente wird dagegen allgemein häufig als minimale Hauptspannung bezeichnet, weil sie vom Betrag her meist den kleinsten Wert aufweist.

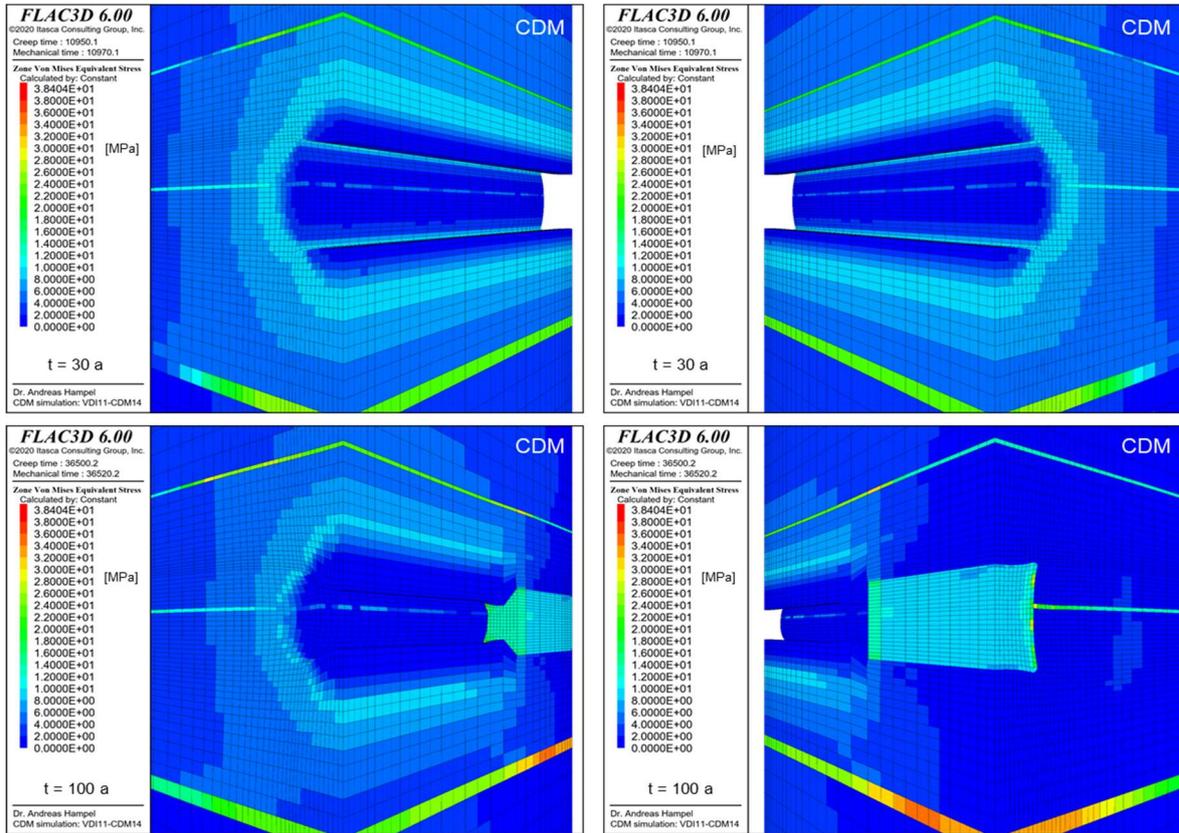


Abb. 64 Von Mises Vergleichsspannung im mit dem CDM berechneten VDI nach 30 Jahren (oben) und nach 100 Jahren (unten).

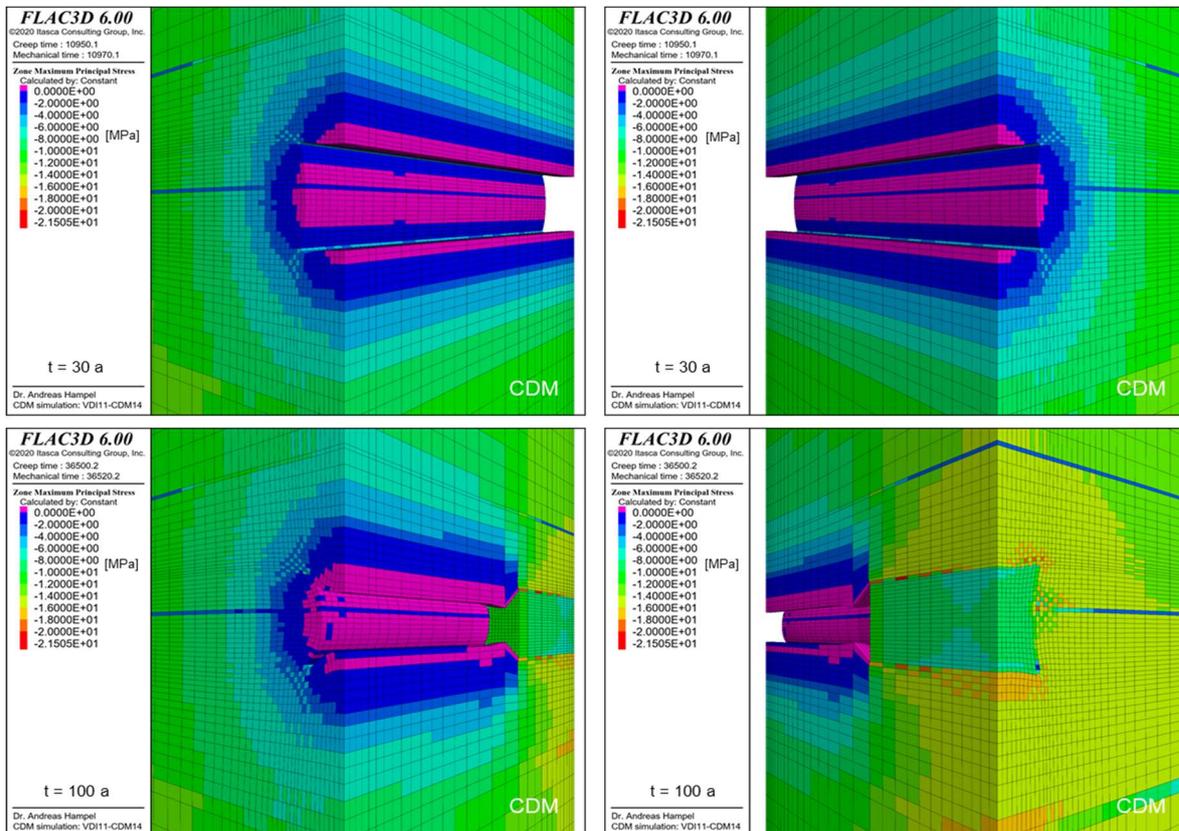


Abb. 65 Minimale Hauptspannung (FLAC3D: Zone Maximum Principal Stress) im mit dem CDM berechneten VDI nach 30 Jahren (oben) und nach 100 Jahren (unten).

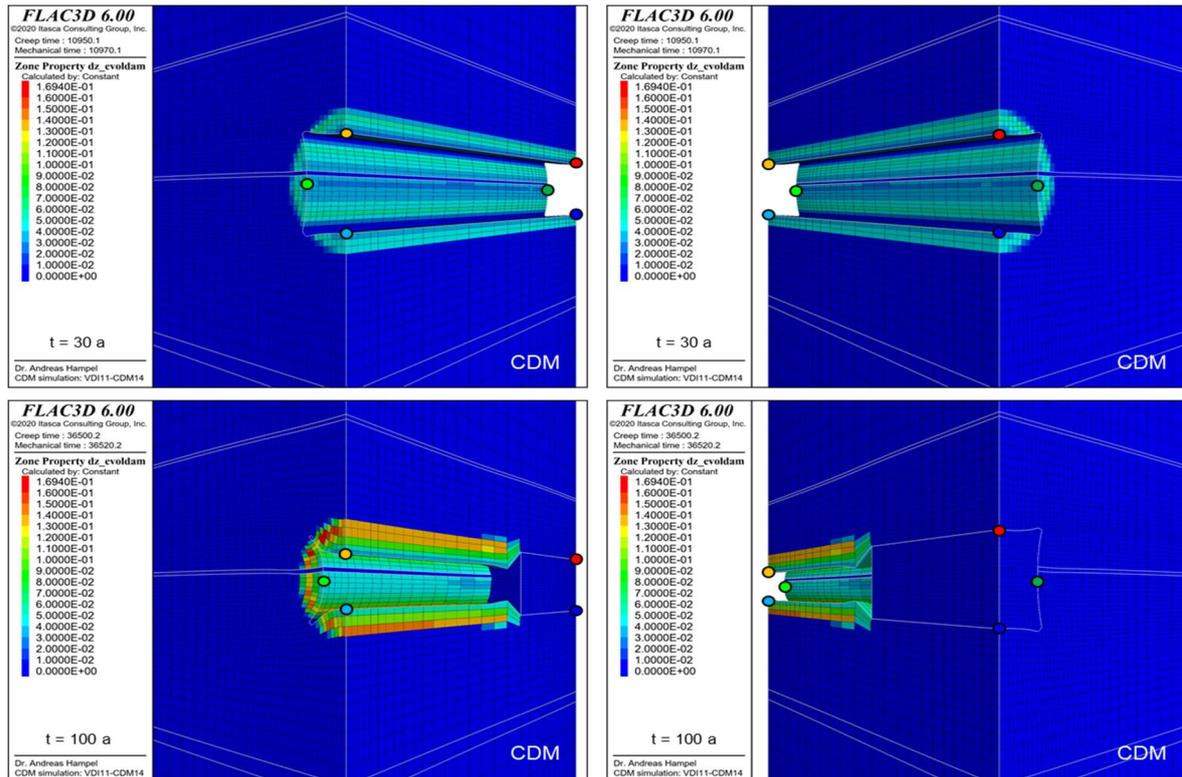


Abb. 66 Schädigungsbezogene Dilatanz im mit dem CDM berechneten VDI nach 30 Jahren (oben) und nach 100 Jahren (unten). Die Schichtgrenzen sind durch hellgrauen Linien angedeutet. Farbige Punkte zeigen History-Punkte an der Streckenkontur.

Der Übergang in den kompressiven Bereich und Anstieg der minimalen Hauptspannung um den Damm herum führt zum Verschließen der geöffneten Mikrorisse und Poren im umgebenden Steinsalz und damit zum dortigen Dilatanz- und Schädigungsrückgang.

Abb. 66 zeigt in den oberen beiden Konturplots die mit dem CDM berechnete und bis zum Einbau des Damms bei  $t = 30$  a entstandene Dilatanz. Die höchsten Werte liegen auf einem ringförmigen Bereich um die Strecke herum, der Maximalwert beträgt hier 6,3 %. Nach dem Einbau des Damms wächst die Dilatanz um den offenen Streckenabschnitt herum bis auf 16,9 % nach 100 Jahren an (untere Konturplots), während sie auf der Modellseite des Damms auf nahezu Null absinkt.

In Abb. 67 ist die Entwicklung der Verschiebungen (absolute Beträge) und der schädigungsbezogenen Dilatanz an den History-Punkten aus Abb. 66 wiedergegeben. Man beachte die unterschiedlichen Ordinatenkalierungen. Die pinken Verschiebungskurven zeigen die Senkung der linken oberen Ecke des Gesamtmodells. Im linken unteren Bild sind die Ergebnisse der CDM- und der PLn5-Simulation (siehe Abb. 58) miteinander verglichen, das rechte untere Bild zeigt die PLn5-Ergebnisse mit eigener Skalierung. Hier erkennt man, dass die Dilatanz aufgrund der wesentlich kleineren Werte langsamer zurückgeht als in der CDM-Simulation, weil die Verheilungsrate von der aktuellen Dilatanz abhängt, s. Gleichung (46) auf Seite 26. In den beiden oberen Diagrammen der Abb. 68 werden die mit dem CDM und dem PLn5 berechneten Entwicklungen der Verschiebungen (links) und der schädigungsbezogenen Dilatanzen (rechts) in jeweils einem Diagramm direkt miteinander verglichen.

Am Ende der CDM-Berechnung liegt die verbliebene maximale Dilatanz am Stoß unmittelbar ober- und unterhalb der hier angrenzenden Anhydritschicht bei 0,5 %, siehe Abb. 68 unten links. In der PLn5-Berechnung bleiben ähnlich hohe Werte dagegen im gesamten ringförmigen Bereich um den Damm herum erhalten (unten rechts).

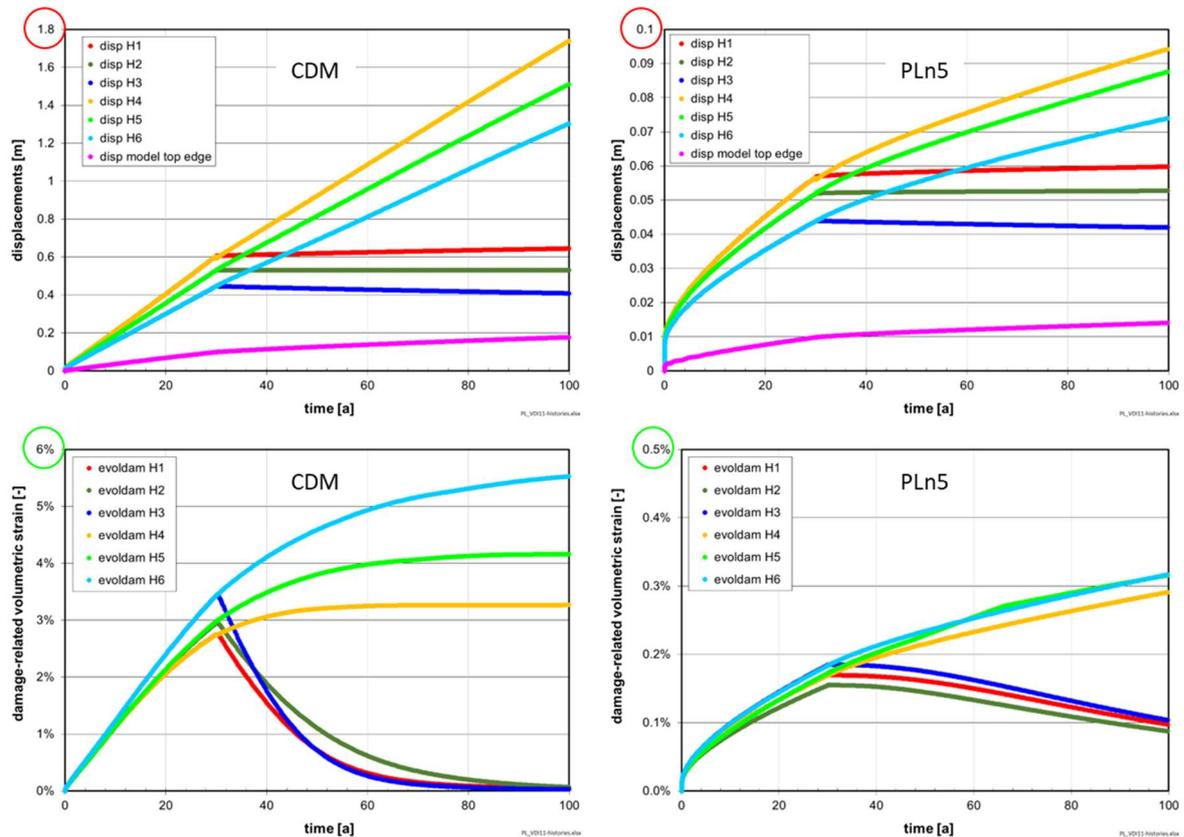


Abb. 67 Zeitliche Entwicklungen der Verschiebungen (oben) und schädigungsbezogenen Dilatanz (unten) an den History-Punkten aus Abb. 66 an der Streckenkantur des mit dem CDM (links) und dem PLn5 (rechts) simulierten VDI.

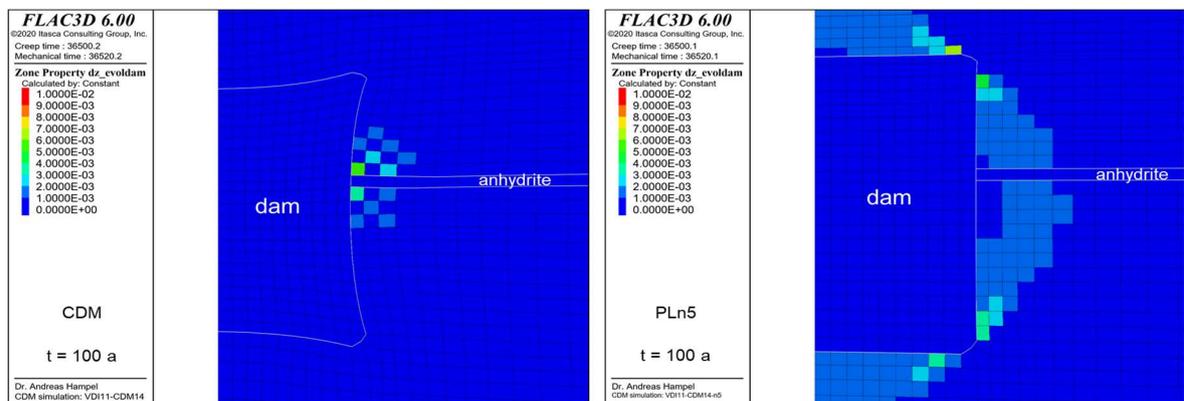
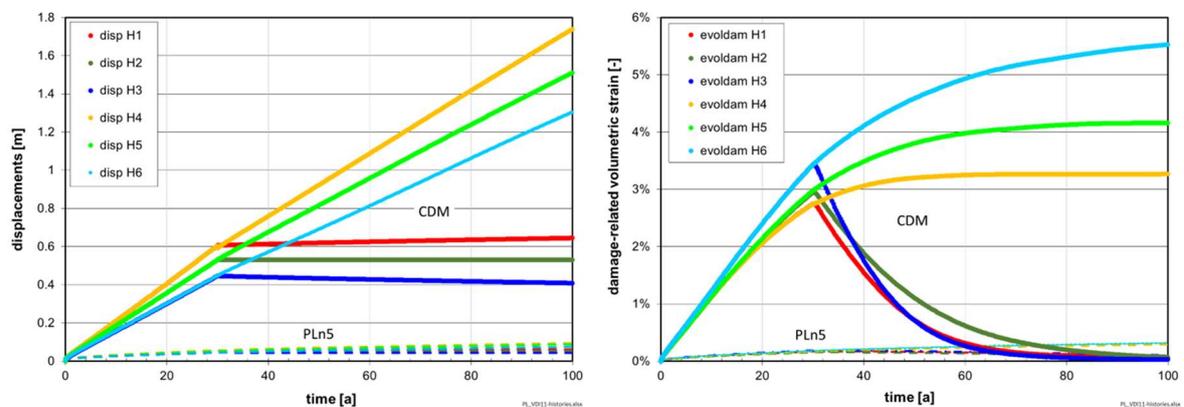


Abb. 68 Oben: Direkte Vergleiche der mit dem CDM und dem PLn5 berechneten Entwicklungen der Verschiebungen (links) und schädigungsbezogenen Dilatanz (rechts) im VDI. Unten: Dilatanz auf der Dammsseite des VDI-Modells nach 100 Jahren.

### 11.2.3 Modellierung des Einflusses von Zugspannungen

Am Beispiel des VDII wird der aktuelle Stand der Stoffmodellentwicklung hinsichtlich der Modellierung des Einflusses von Zugspannungen auf die Verformungs- und Schädigungsentwicklung um untertägige Hohlräume herum dokumentiert. Hierzu wurden verschiedene Simulationen durchgeführt:

1. Berechnung nur unter Berücksichtigung des transienten und stationären Kriechens, das heißt ohne Dilatanz- und Schädigungsentwicklung,
2. Berechnung unter Berücksichtigung des Kriechens und der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung im Druckbereich, aber ohne Zugschädigung,
3. Berechnung unter Berücksichtigung des Kriechens und der gesamten Dilatanz- und Schädigungsentwicklung im Druck- und Zugbereich, Modell ohne Interface,
4. Berechnung unter Berücksichtigung des Kriechens und der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung im Druck- und Zugbereich, Modell mit Interface.

Abb. 69 veranschaulicht zunächst anhand eines Ergebnisses aus Simulation 4, dass Zugspannungen im gesamten Nahbereich um die Hauptstrecke herum vorkommen. Das rechte Bild zeigt einen lokalen Einfluss des Übergangs von der feinen zur größeren Diskretisierung des Modells am äußeren Rand des Zugspannungsbereichs nach 30 Jahren.

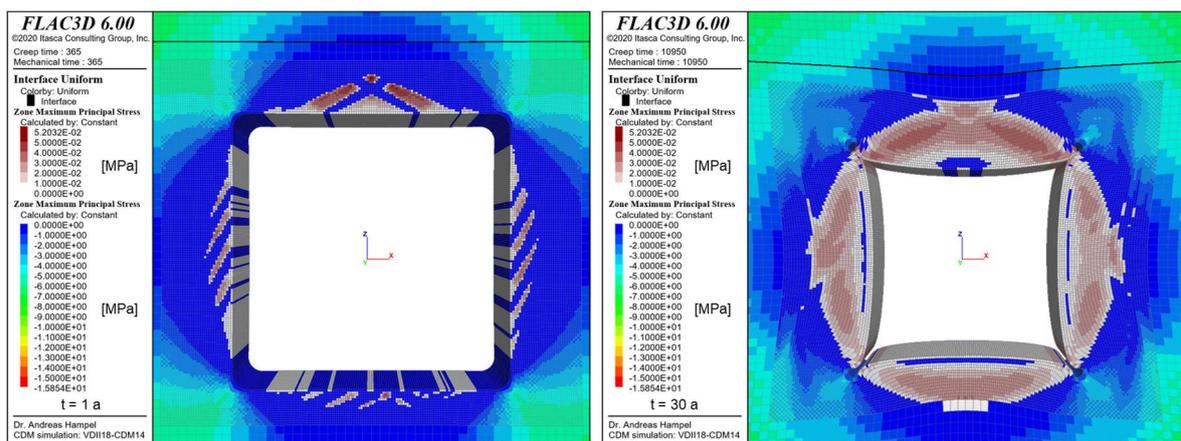


Abb. 69 Minimale Hauptspannungen aus der Simulation 4 des VDII nach 1 Jahr (links) und nach 30 Jahren (rechts). Die Zugspannungen sind mit Brauntönen dargestellt.

In Abb. 70 werden die mit den vier Simulationen berechneten von Mises Vergleichsspannungen miteinander verglichen. Es wird deutlich, dass die Schädigung durch die Entfestigung des Steinsalzes generell großen Einfluss auf die Spannungsentwicklung im Nahbereich der Strecke hat. Insbesondere die Berücksichtigung der Zugschädigung hat erhebliche Auswirkungen, da die minimalen Hauptspannungen hier im Zugspannungsbereich liegen, siehe Abb. 69. In den hellblauen Profilinien wird in drei Bildern die Lage des geöffneten, 2 m über der Firste gelegenen Interfaces durch einen Peak nach unten sichtbar. Es bleibt aber – außer in der unmittelbaren Nachbarschaft – offensichtlich ohne nennenswerten Einfluss auf die Spannungsverteilung über der Firste.

Abb. 71 zeigt die Verschiebungen in der gleichen Darstellung wie in Abb. 70. Durch Berücksichtigung der Druckschädigung steigt das Maximum in der Mitte der Firste im Vergleich zur reinen Kriechberechnung von 93 cm auf 1,19 m. Wird auch die Zugschädigung beachtet, ergeben sich 1,673 m ohne Interface und 1,687 m mit Interface. Das Interface öffnet sich dabei in den drei Simulationen, in denen es berücksichtigt ist, um 5,4 bis 5,7 mm.

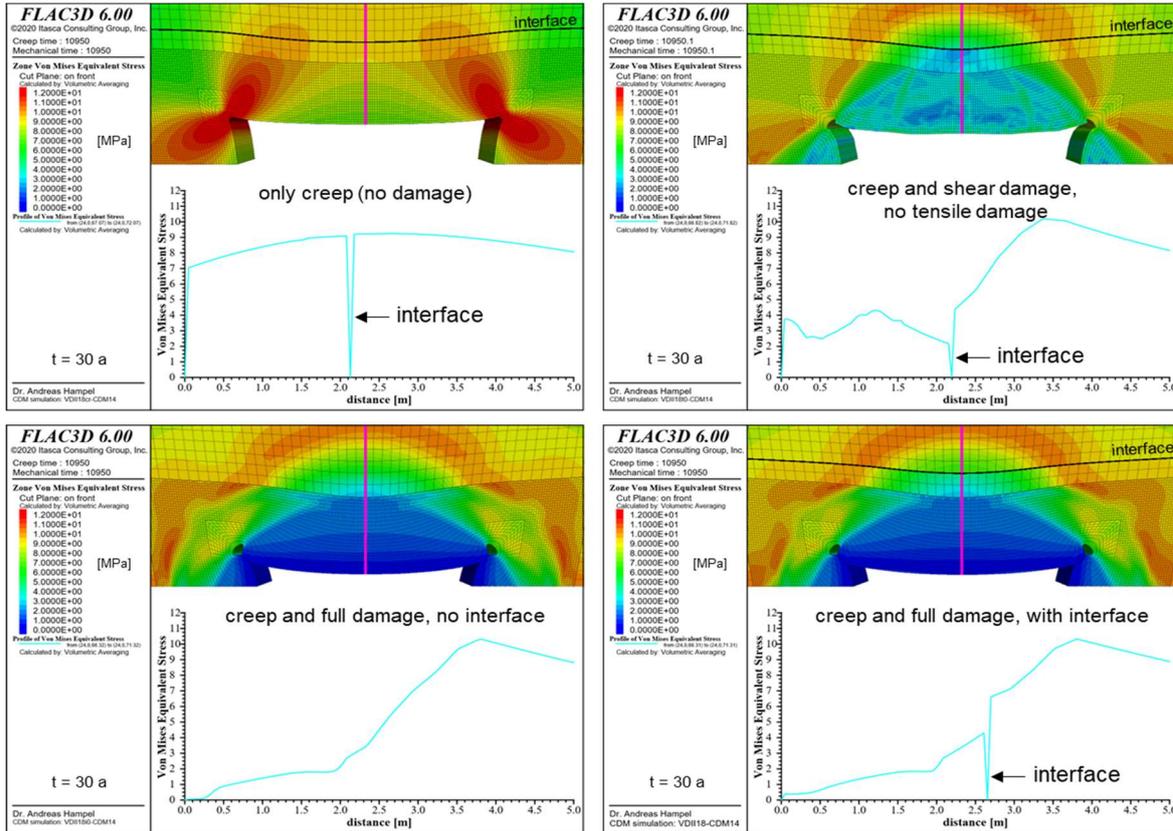


Abb. 70 Von Mises Vergleichsspannung im mit verschiedenen Annahmen simulierten VDII nach 30 Jahren über der Firste der Hauptstrecke und ihr Verlauf über der Mitte der Firste entlang der pinken Profilinie in den Konturplots.

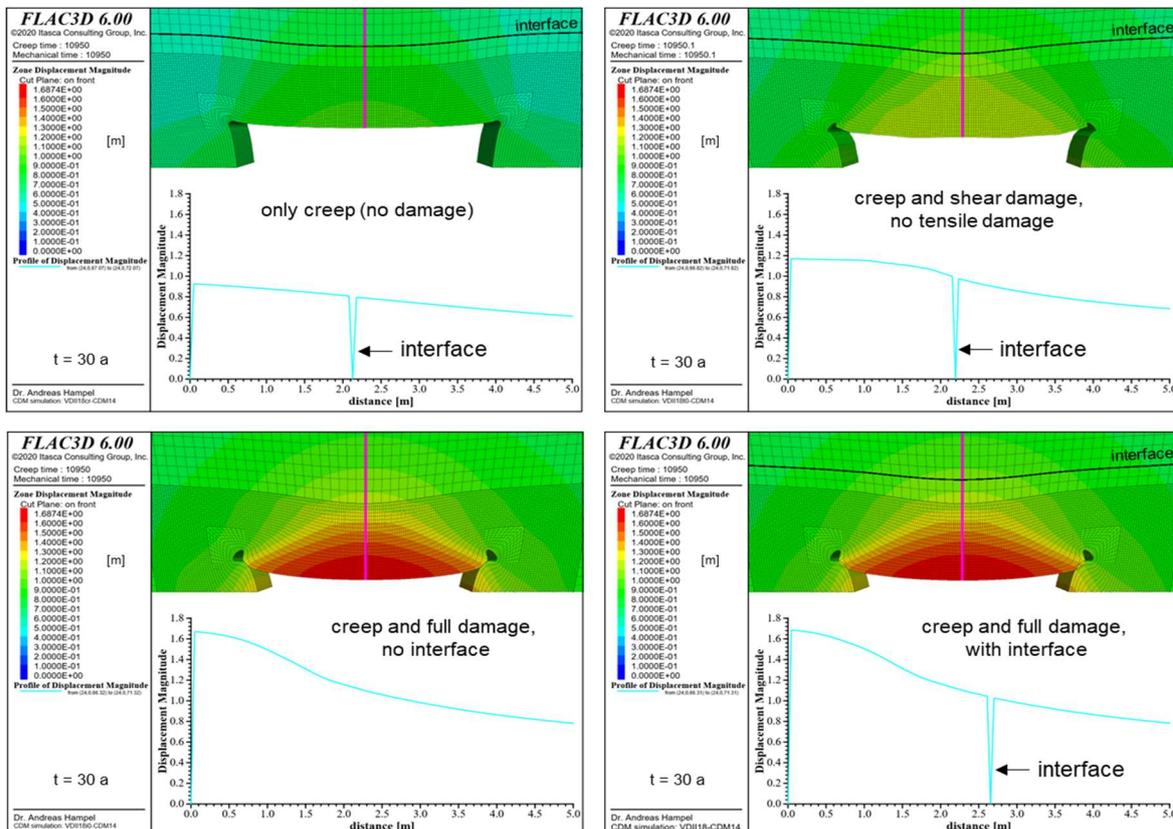


Abb. 71 Analog zu Abb. 70 dargestellte Verschiebungen über der Hauptstrecke von VDII.

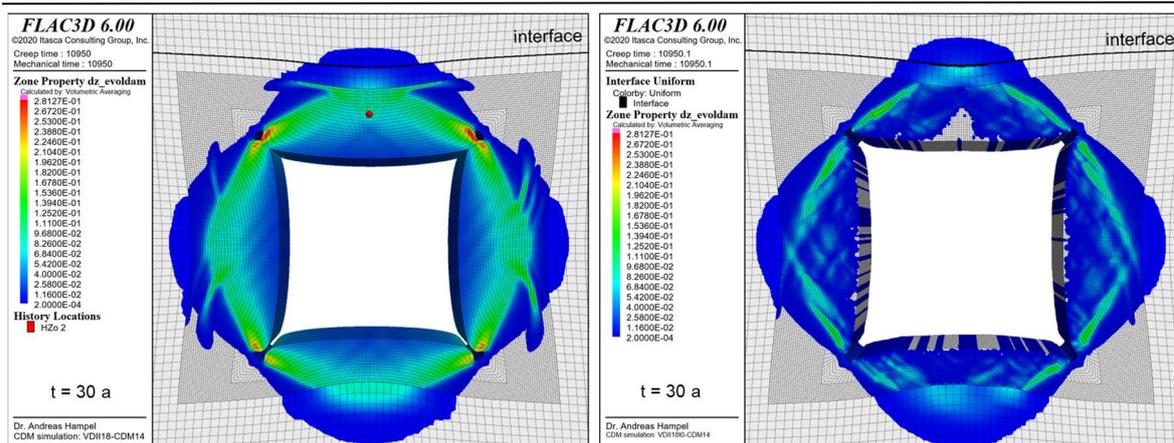


Abb. 72 Schädigungsbezogene Dilatanz in den beiden CDM-Simulationen mit (links) und ohne (rechts) Berücksichtigung der Zugschädigung. Im linken Bild ist ein roter History-Punkt über der Firste eingezeichnet, siehe Abb. 73.

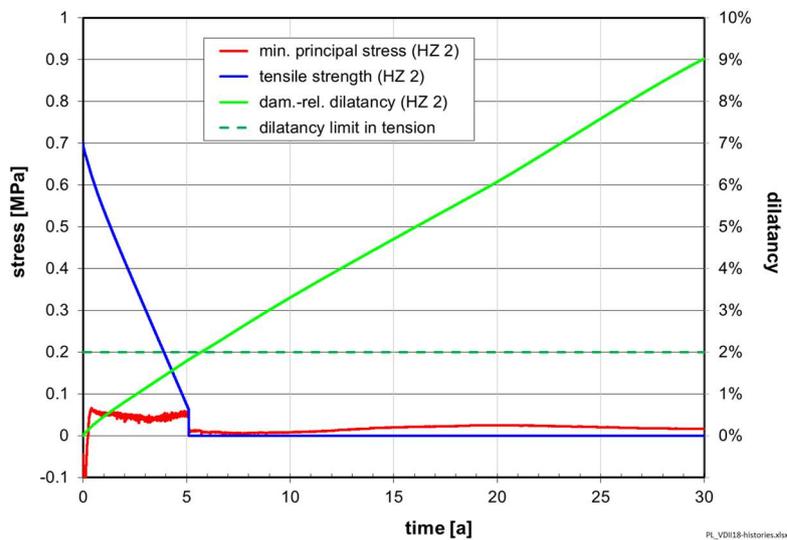


Abb. 73 Zugfestigkeit (blau), minimale Hauptspannung (rot), schädigungsbezogene Dilatanz (hellgrün) und maximale Dilatanz für spontanes Zugversagen (dunkelgrün) aus der CDM-Simulation 4 am roten History-Punkt aus Abb. 72 links.

In Abb. 72 werden die Konturplots der schädigungsbezogenen Dilatanz in der Umgebung der Hauptstrecke aus den Simulationen 2 und 4 miteinander verglichen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Zugschädigung einen wesentlichen Beitrag zur Dilatanz- und Schädigungsentwicklung leistet. Das größten Dilatanzwerte in der Nähe der oberen Streckenecken liegen in Simulation 2 bei 19 % und in Simulation 4 bei 28 %, wobei die Dilatanz bei letzterer auf einem ringförmigen Bereich um die Strecke herum insgesamt viel ausgeprägter ist. Damit ergibt sich in diesem Bereich eine höhere Wahrscheinlichkeit für den Eintritt eines Zugbruchs, der untertage früher oder später zu einem Firstlöser führen würde.

Für den im linken Bild in Abb. 72 eingezeichneten History-Punkt ist in Abb. 73 die Entwicklung der Zugfestigkeit dargestellt. Gleichung (69) auf Seite 31 zufolge nimmt die Zugfestigkeit vom Wert 0,7 MPa für intaktes Steinsalz mit zunehmender Schädigung ab, um bei einer Dilatanz von 2 % Null zu erreichen. Bei dieser Dilatanz tritt sofort Zugbruch ein. Im Beispiel des Ergebnisse aus Abb. 73 erfolgt der Zugbruch am History-Punkt kurz bevor die

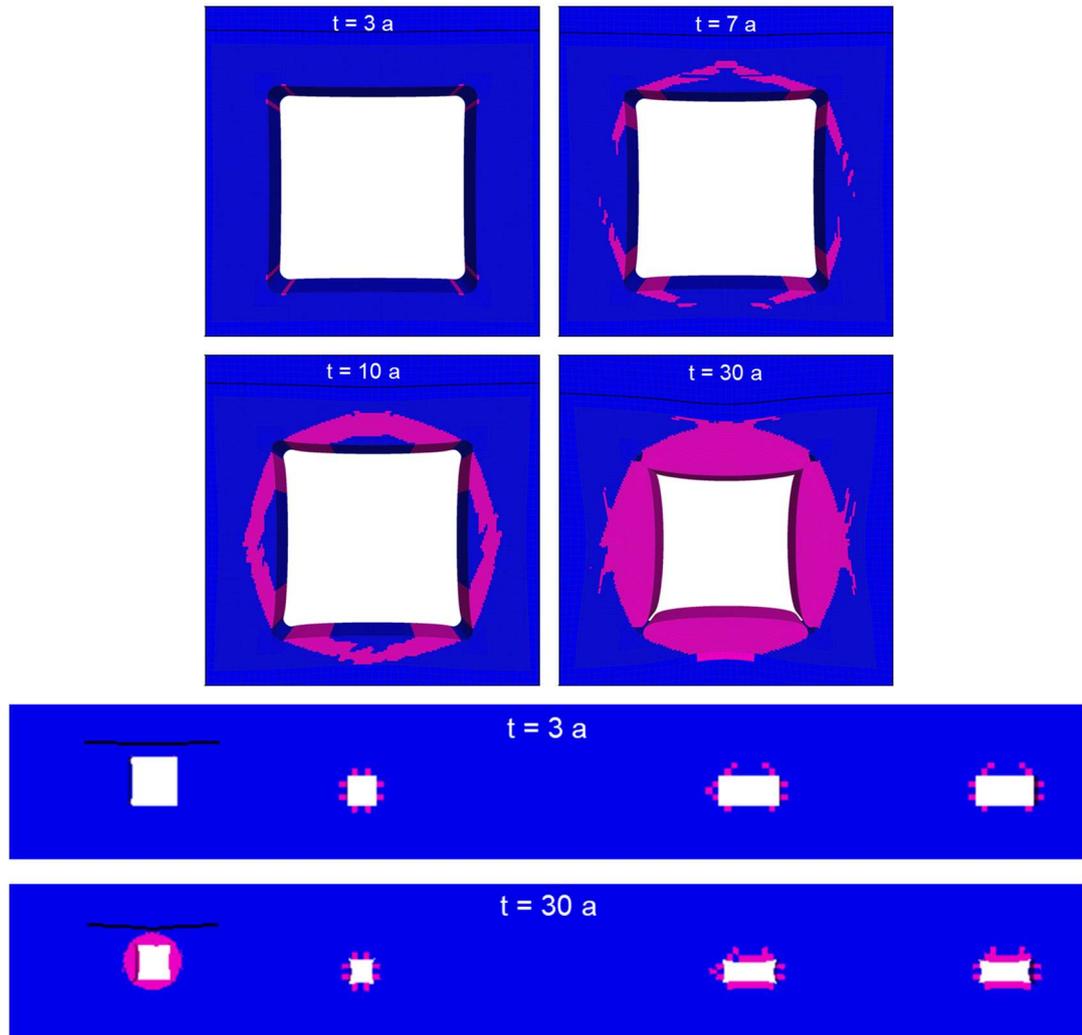


Abb. 74 Entwicklung des Zugbruchs (pink) um die Hauptstrecke herum (oben) und im größeren Bereich der beiden Strecken mit zwei Kammern (unten).

Dilatanz (hellgrün) den Schwellenwert (dunkelgrün) erreicht, weil die minimale Hauptspannung bereits die Zugfestigkeit von hier 0,06 MPa überschreitet. In diesem Moment wird die Zugfestigkeit sofort auf Null gesetzt und beschreibt so einen Sprödbbruch.

Abb. 74 zeigt die Entwicklung der Bruchzone. Nach drei Jahren beginnt das Zugversagen bei den Streckenecken (oben links). Nach sieben Jahren ist der Ring über der Firste fast geschlossen und könnte in der Realität einen Firstlöser hervorrufen (oben rechts). Nach 10 Jahren umschließt das Bruchbild die Hauptstrecke vollständig und nach 30 Jahren ist der gesamte Nahbereich um die Strecke herum gebrochen.

In den unteren beiden Bildern der Abb. 74 ist gezeigt, dass auch um die zweite Strecke und die Kammern herum gebrochene Bereiche sichtbar sind. Hier ist die Vernetzung allerdings erheblich größer.

Der Übergang vom feiner zum größer vernetzten Bereich dürfte auch die Ausfransungen des Bruchbildes nach außen um die Hauptstrecke herum bei  $t = 30 \text{ a}$  hervorgerufen haben.

## 12 Zusammenfassung

Die Zusammenarbeit des Autors mit dem IfG Leipzig, der Leibniz Universität Hannover (LUH), der TU Braunschweig (TUBS), der TU Clausthal (TUC) und dem assoziierten Partner 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. WEIMOS konzentriert sich dabei auf die Weiterentwicklung der geomechanischen Modellierung von Steinsalz zu vier, von den Projektpartnern in vorlaufenden Verbundprojekten zum Stoffgesetzvergleich identifizierten Forschungsthemen:

- 1) Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen
- 2) Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung
- 3) Verformungsverhalten infolge von Zugbelastungen
- 4) Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung)

Zu den ersten drei Themen führten das IfG und die TUC gemeinsam mit den Partnern abgestimmte, spezifische Laborversuchsserien durch. Auf der Basis der experimentellen Ergebnisse und gemeinsamer theoretischer Überlegungen zu den zugrundeliegenden Verformungsmechanismen überarbeiteten und erweiterten die deutschen Partner ihre Stoffmodelle. Sandia entwickelt zur Zeit ein neues Stoffmodell [Reedlunn 2022], da das bisher verwendete Munson-Dawson-Modell nur das Kriechen von Steinsalz beschreibt und das MDCF-Modell, das auch Schädigungsphänomene berücksichtigt, von Sandia als nicht mehr heutigen Ansprüchen genügend angesehen wird. Das vierte Thema wurde von Sandia bearbeitet und diente nicht zur Weiterentwicklung der Stoffmodelle, sondern zur Überprüfung etablierter gebirgsmechanischer Modellierungsverfahren.

Um die Modellierungen der in den ersten drei Themen genannten Verformungsphänomene mit den Stoffmodellen der Projektpartner zu überprüfen, weiterzuentwickeln und den erzielten Fortschritt der verbesserten Stoffmodelle zu demonstrieren, rechneten die Partner zahlreiche spannungsgesteuerte Kriechversuche, verformungsratengesteuerte Festigkeitsversuche und Verheilungsversuche des IfG und der TUC nach und führten Simulationsberechnungen zu folgenden Themen durch:

- 1) Einfluss des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen auf das thermomechanische Verhalten in der Umgebung einer untertägigen Strecke,
- 2) Auswirkung des Kriechens bei sehr kleinen Deviatorspannungen auf die Berechnung der aktuellen stationären Salzaufstiegsrate in einem generischen Salzstockmodell,
- 3) Bildung von Zugrissen im Spaltzugversuch (Brazilian test) und Biegebalken,
- 4) Zugschädigung infolge der Abkühlung eines erhitzten Bohrlochs im HFCEP-Versuch,
- 5) Zugschädigung um eine untertägige Kammer herum mit einer am Stoß anliegenden Anhydritschicht (Room D in der WIPP),
- 6) Schädigungsrückbildung und Verheilung nach dem Einbau eines Dammbauwerks in einer untertägigen Strecke,
- 7) Einfluss von Zugspannungen auf die Verformungs- und Schädigungsentwicklung in der Umgebung einer untertägigen Strecke.

Jeder Partner berechnete die gemeinsam erstellten Modelle mit seinem in das Finite-Differenzen-Programm FLAC3D implementierten Stoffmodell und den von ihm bei den Nachrechnungen der Laborversuche ermittelten Kennwerten für das Steinsalz der WIPP. Die

Kennwerte für die Schädigungsrückbildung (Verheilung) wurden durch Anpassungen der Stoffmodelle an die TUC-Verheilungsversuchsserien mit Asse-Steinsalz gewonnen, da für WIPP-Steinsalz noch keine Versuchsdaten zur Verheilung vorliegen.

Der bei den Forschungsthemen 1 bis 3 erzielte Fortschritt erfolgte abschließend mit Berechnungen zweier Virtueller Demonstratoren, die typische Untertageszenarien im flach gelagerten Steinsalz der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA nachbilden. Die Ergebnisse der Arbeiten im Teilprojekt A lassen sich wie folgt zusammenfassen:

### **1) Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen**

Die stationäre Kriechrate von Steinsalz zeigt unter  $1 \cdot 10^{-5}$  1/Tag eine deutlich geringere Spannungsabhängigkeit als bei höheren Werten. Der Übergang liegt bei Temperaturen von 60 °C bei Differenz- oder Effektivspannungen von ca. 6-8 MPa und verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kleineren Spannungen hin. Die Änderung wird mit einem Wechsel der dominierenden Verformungsmechanismen erklärt. Bei höheren Differenzspannungen liegen dem Kriechen versetzungskontrollierte Prozesse zugrunde. Zu kleinen Differenzspannungen hin wird der Einfluss diffusionsgesteuerter Kriechmechanismen wie Drucklösungs- und Abscheidungsprozessen immer stärker (engl.: *(dis)solution-precipitation processes: pressure solution and dynamic recrystallization*).

Das Stoffmodell CDM des Autors beschreibt das thermo-mechanische Deformationsverhalten von Steinsalz auf der Basis der im Labor untersuchten Verformungsmikrostrukturen und von Modellvorstellungen über die mikrophysikalischen Verformungsprozesse. Zur Beschreibung des transienten und stationären Kriechens bei höheren Differenzspannungen wird die Bewegung und Wechselwirkung von Versetzungen unter dem Einfluss der in natürlichem Steinsalz vorgefundenen Subkornstruktur und von Fremdphasenausscheidungen, zum Beispiel Salzmineraleilchen, modelliert. Zur Beschreibung der verminderten Spannungsabhängigkeit und erhöhten stationären Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen wurde im CDM eine neue Funktion eingeführt. Diese beschreibt die stationäre Kriechrate ähnlich wie ein Potenzgesetz mit einem Spannungsexponenten von  $n = 2$ , während der Ausdruck für höhere Spannungen sich einem Verlauf wie bei einem Potenzgesetz mit  $n = 7$  annähert. Im Unterschied zu dem bisher im CDM bei kleinen Spannungen verwendeten Potenzansatz ermöglicht die neue Funktion nun auch in diesem Bereich die Modellierung des transienten Kriechens.

Die Simulationen des Salzaufstiegs und der Virtuellen Demonstratoren haben gezeigt, dass Berechnungen untertägiger Szenarien im Steinsalz erhebliche und mit der Zeit zunehmende Fehler bei der Vorhersage der Deformationen, Konvergenzen, Spannungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklungen zur Folge haben, wenn das erhöhte Kriechvermögen bei kleinen Spannungen nicht berücksichtigt wird. In den Simulationsberechnungen führte die Annahme großer Verzerrungen, das bedeutet in jedem Rechenschritt der Bezug auf das verformte Modell, zu realistischeren Ergebnissen.

### **2) Schädigungsrückbildung und Verheilung**

Die Schädigungsrückbildung („Verheilung“) von natürlichem Steinsalz wurde erstmals in WEIMOS mit Laborversuchsserien der TUC systematisch untersucht. Dabei zeigte sich, dass die Verheilungsrate von der aktuellen volumetrischen Verformung (Dilatanz), der minimalen Hauptspannung und der mittleren Spannung abhängt. Auf der Basis dieser Ergebnisse entwickelten die Projektpartner die Ansätze zur Beschreibung der Verheilung aus dem vergangenen Verbundprojekt weiter.

Da die TUC-Versuche mit Steinsalz aus der Asse durchgeführt wurden, mussten die zuvor ermittelten Kennwerte der Stoffmodellparameter zur Beschreibung von WIPP-Steinsalz

modifiziert werden. Nach einer Verkleinerung von nur drei Parameterkennwerten für das stationäre Kriechen konnten die Verheilungsversuche mit dem CDM in guter Übereinstimmung nachgerechnet werden. Dabei ergab sich, dass die Verheilungsrate mit zweiter Potenz von der aktuellen Dilatanz, linear von der minimalen Hauptspannung und mit vierter Potenz von der mittleren Spannung abhängt.

Die Nachrechnungen des ersten Virtuellen Demonstrators, bei dem eine offene Strecke nach 30 Jahren auf einem Teilstück mit einem Damm verschlossen wird, ergab, dass sich nach 100 Jahren die zuvor entwickelte Schädigungszone um den Damm herum fast vollständig zurückgebildet hat, während die Dilatanz und Schädigung im Saum um das restliche offene Teilstück der Strecke herum weiter angestiegen war. Dies zeigt, dass die Rückbildung der Schädigung und Dilatanz, die durch das Aufkriechen des Steinsalzes zum Beispiel gegen ein Verschlussbauwerk hervorgerufen wird, nun mit dem CDM realitätsnah berechnet werden kann.

### **3) Verformungsverhalten infolge von Zugbelastungen**

Die Simulationen der Abkühlung eines erhitzten Bohrlochs und des zweiten Virtuellen Demonstrators (VDII) haben gezeigt, dass Zugspannungen einen wesentlichen Einfluss auf die Entwicklung der Schädigungszone im Saum um die Hohlräume im Steinsalz herum haben. Der VDII bildet die Hälfte einer senkrechten Schicht durch das Einlagerungsfeld der WIPP ab. Es hat sich gezeigt, dass die Zugspannungen auch die Entwicklung der Spannungen und Verformungen entscheidend beeinflussen. Die Auswirkungen gehen weit über das Nahfeld der Hohlräume hinaus. Die Beschreibung der Zugschädigung und Zugfestigkeit mit den Stoffmodellen berücksichtigt die Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Vorschädigung.

In den durchgeführten direkten Zugversuchen hat sich diese Abhängigkeit leider nicht klar gezeigt. Dies wird auf die Versuchsführung zurückgeführt, nach der die zylindrischen Proben in Kompressionsrichtung vorgeschädigt wurden. Dabei öffnen sich die entstehenden Mikrorisse vorzugsweise in radialer Richtung. Die anschließende Zugbelastung erfolgte dagegen in axialer Richtung, d. h. in Längsrichtung der Mikrorisse. Daher wurde für das CDM eine empirische Formel eingeführt, die die zu erwartende Schwächung des Steinsalzes durch eine Vorschädigung und die dadurch reduzierte Zugfestigkeit beschreibt.

Die Simulationen des Spaltzugversuchs und des Biegebalkens haben realistische Rissmuster und Spannungsverläufe ergeben, wenn die Modelle genügend fein vernetzt und mit sehr kleinen Zeitschritten gerechnet wurden. Denn ein Sprödbruch infolge eines Zugversagens ist ein stark lokalisierter und abrupter Prozess, der einen instantanen und lokalen Verlust der Zugfestigkeit mit Auswirkungen auf die weitere Verformungs-, Spannungs- und Schädigungsentwicklung zur Folge hat. Die kontinuumsmechanische Berechnung eines solchen diskontinuierlichen Vorgangs bereitet daher prinzipiell Schwierigkeiten. Die Simulationen des VDII über einen Zeitraum von 30 Jahren haben aber auch gezeigt, dass bei Modellen eines größeren Grubenbereichs die Auswirkungen des Zugversagens auch mit größeren Zeitschritten realitätsnah abgebildet werden können.

### **4) Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung)**

Im Auftrag von Sandia führte die Firma RESPEC in Rapid City, South Dakota, USA Laborversuche mit Kernen aus einer der WIPP benachbarten Kalimine durch, die eine Ton-Steinsalz-Grenzschicht enthielten. Weitere Versuche erfolgten mit künstlich hergestellten, konsolidierten Proben mit jeweils einer unterschiedlich dicken Tonschicht zwischen zwei zylindrischen Steinsalzkörpern. Diese direkten Scherversuche ergaben obere und untere Grenzen für die Scherfestigkeit, die auch für geschichtete Proben aus der WIPP erwartet werden. Die

Ergebnisse dienen nicht als Grundlage für die Erweiterung der Stoffmodelle, sondern zur Überprüfung der Gültigkeit etablierter gebirgsmechanischer Modellierungsverfahren zur Beschreibung des Einflusses von Grenzflächen im Steinsalz. Es zeigte sich, dass sich die Ergebnisse mit dem Mohr-Coulomb-Ansatz hinreichend gut beschreiben lassen. Die Ergebnisse dieser Arbeiten sind von Sandia veröffentlicht worden [Sobolik & Reedlunn 2019, Sobolik et al. 2019, 2020, 2022]. Sandia und RESPEC beabsichtigen, die Versuche mit einer weiterentwickelten Versuchstechnik und Proben aus der WIPP fortzusetzen.

## Resümee

Das im Verbundprojekt WEIMOS weiterentwickelte Stoffmodell CDM des Autors beschreibt im natürlichen Steinsalz

1. das transiente Kriechen infolge von Be- und Entlastungen,
2. das stationäre Kriechen als Resultat des transienten Kriechens nach längerer konstanter Belastung,
3. die Entwicklung der Schädigung aufgrund von Scher- und Zugbeanspruchungen und die Bildung und das Wachstum von Mikrorissen,
4. die Entwicklung der Dilatanz (Auflockerung, volumetrischen Verformung) aufgrund der Öffnung von Mikrorissen und Poren,
5. die Rückbildung der Schädigung und Dilatanz infolge des Schließens von Mikrorissen und Poren sowie die Verheilung, die zur Wiederherstellung der Festigkeit führt,
6. den Einfluss der Schädigung und Dilatanz auf die Verformungs- und Spannungsentwicklung,
7. den Kriechbruch und deren Grenzfall bei schneller Belastung, die Kurzzeitfestigkeit,
8. das Nachbruchverhalten und die Restfestigkeit sowie
9. den beschleunigenden Einfluss von Feuchtigkeit auf das Kriechen, der nicht Gegenstand der Untersuchungen in WEIMOS war.

Jedes dieser Verformungsphänomene wird unter dem Einfluss diverser Randbedingungen wie verschiedenen Spannungszuständen, Temperaturen und Verformungsraten in einem weiten, in-situ relevanten Wertebereich modelliert. Mit dem Composite-Dilatanz-Modell (CDM) steht ein Werkzeug zur Verfügung, mit dem das thermomechanische Verhalten in der Umgebung untertägiger Hohlräume im Steinsalz in Simulationsberechnungen realitätsnah beschrieben und in die Zukunft extrapoliert werden kann.

### 13 Literaturverzeichnis

- Blum, W. (1991): High-temperature deformation and creep of crystalline solids. – In: R.W. Cahn, P. Haasen & E.J. Kramer (Hrsg.): *Materials Science and Technology*, Bd. 6: H. Mughrabi (Hrsg.): *Plastic Deformation and Fracture of Materials*, Kap. 8, S. 359-455, VCH Verlagsgesellschaft, Weinheim.
- Blum, W., Absenger, A. & Feilhauer, R. (1980): Dislocation structure in polycrystalline AlZn during transient and steady state creep. – In: P. Haasen, V. Gerold & G. Kostorz (Hrsg.): *Proc. of the 5<sup>th</sup> International Conference on the Strength of Metals and Alloys (ICSMA 5)*, Aachen, August 1979, Bd. 1, S. 265-270, Pergamon Press, Oxford.
- Blum, W. & Reppich, B. (1985): Creep of particle-strengthened alloys. – In: B. Wilshire & R.W. Evans (Hrsg.): *Creep Behavior of Crystalline Solids*, Bd. 3 der Serie “Progress in Creep and Fracture”, S. 83-135, Pineridge Press, Swansea, U.K., ISBN 0-906674-42-5.
- Blum, W., Sedláček, R. & Weidinger, P. (1999): Experimentelle Untersuchung und Modellierung des transienten Kriechverhaltens von unterschiedlichen natürlichen Steinsalztypen. Abschlussbericht zum BGR-Forschungsauftrag Nr. 2-615790, Universität Erlangen-Nürnberg.
- BMWi (2015): Forschung zur Entsorgung radioaktiver Abfälle. Förderkonzept des BMWi (2015-2018). – Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Referat IIA5 „Reaktorsicherheits- und Endlagerforschung, Uranbergbausanie rung“ & Projektträger Karlsruhe – Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (Hrsg.), Februar 2015.
- Carter, N.L., Hansen, F.D. & Senseny, P.E. (1982): Stress magnitudes in natural rock salt. – *J. Geophys. Res.* 87, S. 9289-9300.
- 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.
- Eggeler, G. & Blum, W. (1981): Coarsening of the dislocation structure after stress reduction during creep of NaCl single crystals. – *Phil. Mag. A*, Bd. 44, Nr. 5, S. 1065-1084.
- Frost, H.J. & Ashby, M.F. 1982. *Deformation-mechanism maps*. Oxford: Pergamon Press.
- GRS (2011): Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben – Geowissenschaftliche Langzeitprognose, Bericht zum Arbeitspaket 2, erstellt von S. Mrugalla (Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe), GRS-275, ISBN 978-3-939355-51-9.
- Günther, R.-M. & Salzer, K. (2007): A model for rock salt, describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy. – In: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*, *Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6)*, Hannover, Mai 2007, S. 109-117, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.
- Hampel, A. (1993): Struktur und Kinetik der lokalisierten Verformung in kubisch-flächenzentrierten Legierungseinkristallen – Experimente und Modellrechnungen. – Dissertation, Technische Universität Braunschweig.

Hampel, A. (2005): Modellierung des transienten Kriechens mit einer kontinuierlichen Subkorngrößenverteilung im Rahmen des CDM-Stoffgesetzsysteams. Abschlussbericht zum BGR-Auftrag Nr. 201-4500023763, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover.

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

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

Hampel, A. (2016): Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Einzelbericht zum Verbundprojekt III (BMW, FKZ 02E10810), Projektträger Karlsruhe – Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

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.): The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 99-107, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.

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).

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., 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., Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R. & Lux, K.-H. (2012): Joint Projects on the Comparison of Constitutive Models for the Mechanical Behavior of Rock Salt - II. Overview of the models and results of 3-D benchmark calculations. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII, Proc. 7<sup>th</sup> Conference, Paris, 16-19 April 2012, S. 231-240, London: Taylor & Francis Group (Balkema).

Hampel, A., 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., Herchen, K., Lux, K.-H., Günther, R.-M., Salzer, K., Minkley, W., Pudewills, A., Yildirim, S., Rokahr, R., Missal, C., Gährken, A. & Stahlmann, J. (2016): Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Abschlussbericht zum Verbundprojekt III (BMW, FKZ 02E10810-02E10860), Projektträger Karlsruhe – Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Hampel, A., Günther, R.-M., Salzer, K., Lüdeling, C., Minkley, W., Pudewills, A., Yildirim, S., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Gährken, A., Missal, C., Stahlmann, J., Herchen, K., Düsterloh, U., Lux, K.-H., Reedlunn, B., Argüello, J.G. & Hansen, F.D. (2018): Joint Project III on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt: modeling of the temperature influence on deformation at WIPP. – In: . In S. Fahland, J. Hammer, F.D. Hansen, S. Heusermann, K.-H. Lux & W. Minkley (eds.): The Mechanical Behavior of Salt IX, Proc. 9th Conference, Hannover, 12-14 September 2018, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), ISBN 978-3-9814108-6-0, S. 427-446.

Hampel, A., Lüdeling, C., Günther, R.-M., Sun-Kurczinski, J.Q., Wolters, R., Düsterloh, U., Lux, K.-H., Yildirim, S., Zapf, D., Wacker, S., Epkenhans, I., Stahlmann, J. & Reedlunn, B. (2022): WEIMOS: Simulations of two geomechanical scenarios in rock salt resembling structures at WIPP. – In: J.H.P. de Bresser, M.R. Drury, P.A. Fokker, M. Gazzani, S.J.T. Hangx, A.R. Niemeijer & C.J. Spiers (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt X (SaltMech X), Proc. 10th Conference, Utrecht, NL, 06-08 July 2022, ISBN 978-1-032-28220-6, S. 421-435.

Herchen, K., T. Popp, U. Düsterloh, K.-H. Lux, K. Salzer, C. Lüdeling, R.-M. Günther, C. Rölke, W. Minkley, A. Hampel, S. Yildirim, K. Staudtmeister, A. Gährken, J. Stahlmann, B. Reedlunn & F.D. Hansen (2018): WEIMOS: Laboratory Investigations of Damage Reduction and Creep at Small Deviatoric Stresses in Rock Salt. In S. Fahland, J. Hammer, F.D. Hansen, S. Heusermann, K.-H. Lux & W. Minkley (eds.): The Mechanical Behavior of Salt IX, Proc. 9th Conference, Hannover, 12-14 September 2018, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), ISBN 978-3-9814108-6-0, S. 175-192.

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: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): The

Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 89-98, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.

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.

Itasca (2012/2017): Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions, FLAC3D Version 5 / 6, Itasca Consulting Group, Inc., Minneapolis, Minnesota, USA.

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.

Lüdeling, C., K. Salzer, R.-M. Günther, A. Hampel, S. Yildirim, K. Staudtmeister, A. Gährken, J. Stahlmann, K. Herchen, K.-H. Lux, B. Reedlunn, S. Sobolik, F.D. Hansen & S.A. Buchholz (2018): WEIMOS: Joint Project on Further Development and Qualification of the Rock Mechanical Modeling for the Final HLW Disposal in Rock Salt – Overview and First Results on Tensile Stress Modelling. In S. Fahland, J. Hammer, F.D. Hansen, S. Heusermann, K.-H. Lux & W. Minkley (eds.): The Mechanical Behavior of Salt IX, Proc. 9th Conference, Hannover, 12-14 September 2018, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), ISBN 978-3-9814108-6-0, S. 459-477.

Lüdeling, C., Günther, R.-M., Hampel, A., Sun-Kurczinski, J.Q., Wolters, R., Düsterloh, U., Lux, K.-H., Yildirim, S., Zapf, D., Wacker, S., Epkenhans, I., Stahlmann, J. & Reedlunn, B. (2022): WEIMOS: Creep of rock salt at low deviatoric stresses. In: J.H.P. de Bresser, M.R. Drury, P.A. Fokker, M. Gazzani, S.J.T. Hangx, A.R. Niemeijer & C.J. Spiers (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt X (SaltMech X), Proc. 10th Conference, Utrecht, NL, 06-08 July 2022, ISBN 978-1-032-28220-6, S. 130-140.

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., 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). SAND89-2671. Sandia National Laboratories.

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 Steinsalzpfählern. – 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.

Reedlunn, B. (2022): A new rock salt constitutive model with back stress and drag stress hardening. – In: J.H.P. de Bresser, M.R. Drury, P.A. Fokker, M. Gazzani, S.J.T. Hangx, A.R. Niemeijer & C.J. Spiers (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt X (SaltMech X), Proc. 10th Conference, Utrecht, NL, 06-08 July 2022, ISBN 978-1-032-28220-6, S. 3-14.

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

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.

Schmidt, B. (1995): Verformungsverhalten von Orangesalz aus dem Salzstock Gorleben. – Studienarbeit, Universität Erlangen-Nürnberg, 22 S.

Schulze, O. (2007): Investigations of damage and healing of rock salt. – In: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 33-43, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.

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: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 77-88, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.

Sobolik, S.R., & Reedlunn, B. (2019): Shear Behavior of Bedded Salt Interfaces under Direct Shear Loading. – Sandia report SAND2019-11843. Sandia National Laboratories.

Sobolik, S.R., Buchholz, S.A., Keffeler, E., Borglum, S. & Reedlunn, B. (2019): Shear Behavior of Bedded Salt Interfaces and Clay Seams. – In: Proceedings of the 53rd U.S. Rock Mechanics Symposium, ARMA 19-040, New York, June 23-26, 2019, American Rock Mechanics Association (ARMA).

Sobolik, S.R., Keffeler, E. & Buchholz, S. (2020): Shear Behavior of Artificial Clay Seams within Bedded Salt Structures. – Sandia report SAND2020-11959. Sandia National Laboratories.

Sobolik, S.R., Vignes, C., Buchholz, S., Keffeler, E. & Reedlunn, B. (2022): WEIMOS: Shear behaviors of bedded salt clay seams and their impact on disposal room porosity. In: J.H.P. de Bresser, M.R. Drury, P.A. Fokker, M. Gazzani, S.J.T. Hangx, A.R. Niemeijer & C.J. Spiers (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt X (SaltMech X), Proc. 10th Conference, Utrecht, NL, 06-08 July 2022, ISBN 978-1-032-28220-6, S.168-179.

Urai, J. L. & Spiers, C. J. (2007): The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rocksalt during long-term deformation. – In: M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 149-158, Taylor & Francis Group, London, ISBN: 978-0-415-44398-2.

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

Vogler, S. & Blum, W. (1990): Micromechanical modeling of creep in terms of the composite model. In B. Wilshire & R.W. Evans (Hrsg.): Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures, S. 65-79, The Institute of Metals, London.

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

Wikipedia (2022): WIPP Facility and Stratigraphic Sequence. – File: WIPPFacility.jpg, <http://en.wikipedia.org/wiki/File:WIPPFacility.jpg> (01.06.2022, 11:20).

Wolters, R., Sun, J.Q., Düsterloh, U., Lux, K.-H., Günther, R.-M., Lüdeling, C., Hampel, A., Yildirim, S., Zapf, D., Wacker, S., Epkenhans, I., Stahlmann, J. & Reedlunn, B. (2022): WEIMOS: Laboratory Investigation and Numerical Simulation of Damage Reduction in Rock Salt. In: J.H.P. de Bresser, M.R. Drury, P.A. Fokker, M. Gazzani, S.J.T. Hangx, A.R. Niemeijer & C.J. Spiers (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt X (SaltMech X), Proc. 10th Conference, Utrecht, NL, 06-08 July 2022, ISBN 978-1-032-28220-6, S.190-199.