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

Synthesebericht

Autoren: A. Hampel⁽¹⁾,
C. Lüdeling⁽²⁾, R.-M. Günther⁽²⁾, K. Salzer⁽²⁾,
S. Yildirim⁽³⁾, D. Zapf⁽³⁾,
I. Epkenhans⁽⁴⁾, S. Wacker⁽⁴⁾, A. Gährken⁽⁴⁾, J. Stahlmann⁽⁴⁾
J.Q. Sun-Kurczinski⁽⁵⁾, R. Wolters⁽⁵⁾, K. Herchen⁽⁵⁾, K.-H. Lux⁽⁵⁾

Zuwendungsempfänger: ⁽¹⁾ Dr. Andreas Hampel
⁽²⁾ IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH
⁽³⁾ Leibniz Universität Hannover
⁽⁴⁾ Technische Universität Braunschweig
⁽⁵⁾ Technische Universität Clausthal

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz,
nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz

Projektträger: Projektträger Karlsruhe (PTKA)
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Förderkennzeichen: 02E11446A bis 02E11446E

Projektlaufzeit: 01.04.2016 – 31.12.2022

Datum: 31.12.2022

2016 – 2021

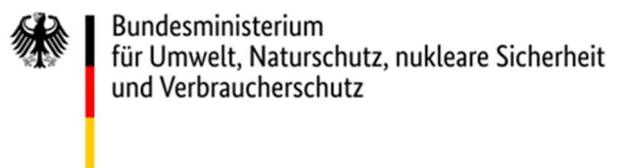
Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

2021-2022

Gefördert durch:



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 den Förderkennzeichen 02E11446A-E gefördert.

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

Inhalt

| | | |
|-------|--|----|
| 1 | Einleitung | 4 |
| 2 | Vorlaufende drei Verbundprojekte zum Stoffgesetzvergleich | 6 |
| 2.1 | Verbundprojekt I | 6 |
| 2.2 | Verbundprojekt II | 6 |
| 2.3 | Verbundprojekt III | 7 |
| 3 | Vergleichende Darstellung der verwendeten Stoffmodelle | 8 |
| 3.1 | Transientes und stationäres Kriechen | 9 |
| 3.2 | Dilatanzgrenze | 15 |
| 3.3 | Entwicklung von Dilatanz und Schädigung | 17 |
| 3.4 | Kriechbruch, Nachbruchverhalten, Restfestigkeit | 18 |
| 3.5 | Richtungsabhängigkeit der Schädigung und Verheilung | 19 |
| 3.6 | Schädigungsreduktion und Verheilung | 25 |
| 3.7 | Verformungsverhalten und Schädigung infolge von Zugbelastungen | 39 |
| 3.8 | Elastische Verformung | 41 |
| 4 | Kennwertbestimmungen für die Stoffmodellparameter | 42 |
| 5 | Simulation des aktuellen Salzaufstiegs in einem generischen Salzstockmodell | 44 |
| 6 | Simulationen eines Biegebalkens und eines Spaltzugversuchs | 49 |
| 6.1 | Spaltzugversuch (Brazilian test) | 49 |
| 6.2 | Biegebalken | 54 |
| 7 | Simulation der Zugschädigung infolge der Abkühlung eines erhitzten Bohrlochs im HFCP-Versuch | 58 |
| 8 | Simulation von Room D in der WIPP mit Zugschädigung | 61 |
| 9 | Simulationen zweier Virtueller Demonstratoren | 65 |
| 9.1 | Modelle und Simulationsrandbedingungen | 65 |
| 9.1.1 | Virtueller Demonstrator I | 65 |
| 9.1.2 | Virtueller Demonstrator II | 67 |
| 9.2 | Berechnungsergebnisse | 69 |
| 9.2.1 | Studie zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen | 69 |
| 9.2.2 | Vergleich von Ergebnissen der VDI-Simulationen der Projektpartner | 74 |
| 9.2.3 | Vergleich von Ergebnissen von VDII-Simulationen der Projektpartner | 79 |
| 10 | Zusammenfassung | 84 |
| 11 | Literaturverzeichnis | 88 |

1 Einleitung

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 Betriebs 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 Erfahrungen 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

| 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

einer solchen Salzformation, auf der gemäß dem Förderkonzept [BMWi 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 dieses gemeinsamen Syntheseberichtes 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 Synthesebericht bildet zusammen mit den Einzelberichten der Projektpartner den Abschlussbericht der deutschen Projektpartner zum Verbundprojekt WEIMOS.

2 Vorlaufende 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 Andreas Hampel 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 Dr. Andreas Hampel. Hauptziel dieses Vorhabens war die Überprüfung und der Vergleich der Modellierungen 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 ein. Zur Ermittlung eines einheitlichen Kennwertsatzes für das Steinsalz der Grube Angersdorf wurden wiederum vom IfG und der TUC 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 zugrundeliegenden 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 Vergleichende Darstellung der verwendeten Stoffmodelle

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.

Die Stoffmodelle der WEIMOS-Projektpartner (Tab. 2) unterscheiden sich in grundlegenden Modellvorstellungen und theoretischen Annahmen. Abb. 1 demonstriert die Verschiedenheit der Modellierungsansätze am Beispiel des Kriechens von Steinsalz. Allen gemeinsam ist, dass die Temperaturabhängigkeit der Verformung grundsätzlich über Arrhenius-Terme mit verschiedenen Aktivierungsenergien für die unterschiedlichen Kriechbeiträge beschrieben wird. Eine weitere Gemeinsamkeit ist die Beschreibung der elastischen Verformung mit dem Stoffmodell von Hooke, nach dem sich die Verformung proportional zur einwirkenden Belastung linear-elastisch verhält. In den Stoffmodellen der Partner sind die elastischen Moduln allerdings schädigungsabhängig formuliert und berücksichtigen damit auch im elastischen Verhalten die Schwächung des Steinsalzes durch Schädigung.

Hinsichtlich des nicht-elastischen Verhaltens lassen sich die Modelle grob in verschiedene Gruppen einteilen:

1. Mikrophysikalisch begründetes Stoffmodell: CDM,
2. Makroskopisch-phänomenologisches, strukturadaptierendes Stoffmodell: Günther/Salzer,
3. Rheologische, viskoelastisch-plastische Stoffmodelle: Minkley-Modell, Lubby-CF, Lux/Wolters/Lerche, TUBSsalt. Das Munson-Dawson-Modell von Sandia beschreibt nur das Kriechen.

Die Modelle werden in den WEIMOS-Einzelberichten der Partner detailliert beschrieben. Im Folgenden werden sie daher nur kurz und vorwiegend ohne mathematische Formulierungen dargestellt und hinsichtlich der Modellierungen der verschiedenen Verformungsphänomene miteinander verglichen.

| Partner | Stoffmodell | Rechenprogramm |
|---------|------------------------------------|---------------------------------|
| Hampel | Composite-Dilatanz-Modell (CDM) | FLAC3D *) |
| IfG | Günther/Salzer- und Minkley-Modell | FLAC3D *) |
| LUH | Lubby-CF | FLAC3D *) |
| TUBS | TUBSsalt | FLAC3D *) |
| TUC | Modell Lux/Wolters/Lerche | FLAC3D *) |
| Sandia | Munson-Dawson-Modell (MD) | Sierra Mechanics Code Suite **) |

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

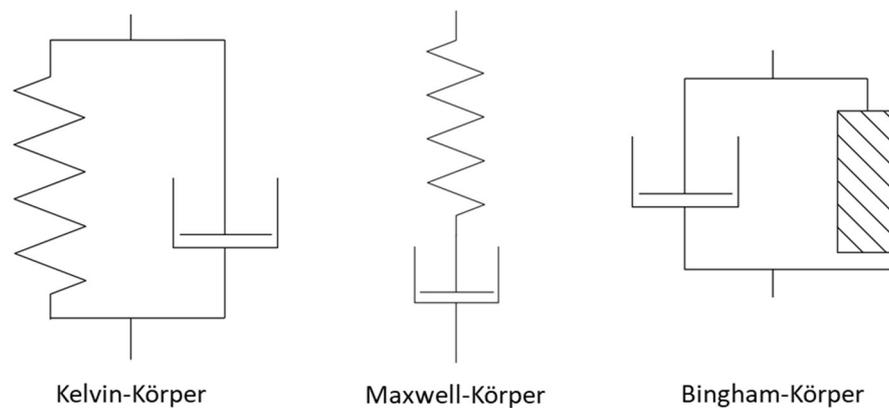
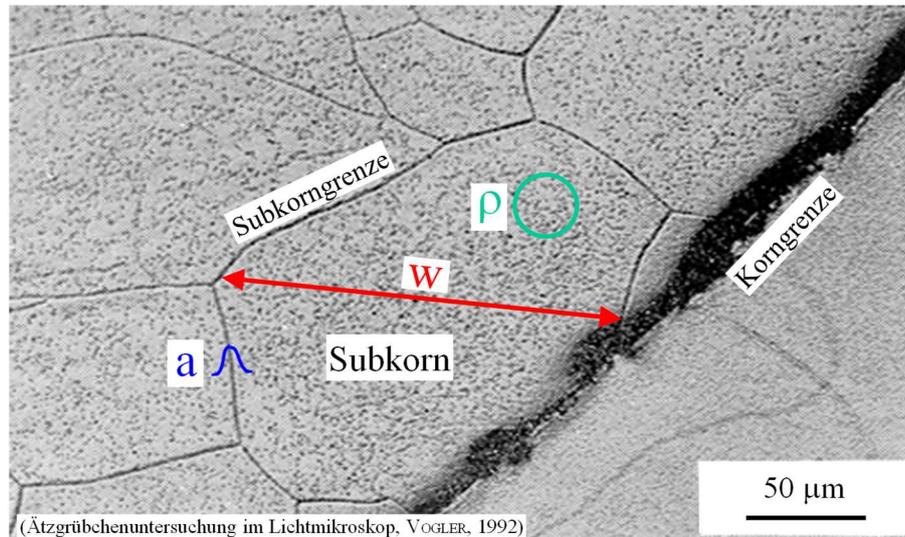


Abb. 1 *Verschiedene Grundlagen zur Beschreibung des Kriechens mit Stoffmodellen:*
 Oben: Subkornstruktur in unverformtem z2-Speisesalz von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II [Vogler 1992]). Im CDM dienen die mittlere Größe w der Subkörner, Dichte ρ mobiler Versetzungen und Breite a der Bereiche mit erhöhter innerer Spannung bei den Subkornwänden zur Beschreibung des Kriechens.
 Unten: Rheologische Modelle beschreiben das Kriechen über Analogien zum Verhalten verschiedener Körper, die aus den unterschiedlich konfigurierten Elementen Feder (Hooke-Element), Dämpfungstopf (Newton-Element) und Reibklotz (St.-Venant-Element) zusammengesetzt sind.

3.1 Transientes und stationäres Kriechen

Bei höheren Differenzspannungen, das bedeutet bei Temperaturen bis ungefähr 60 °C Spannungen oberhalb von ca. 6 bis 8 MPa, wird die Kriechverformung maßgeblich durch bewegliche Versetzungen getragen. Deren Dichte und die von ihnen durch Wechselwirkungen hervorgerufene Verformungsmikrostruktur, die in natürlichem Steinsalz aus einer bereits vollständig ausgebildeten Subkornstruktur besteht (Abb. 1 oben), beeinflussen entscheidend die Kriechrate in diesem Spannungsbereich. Bei einer Veränderung der die Verformung antreibenden Differenzspannung ändert sich die Dichte der mobilen Versetzungen und die mittlere Größe der Subkörner. Dieses führt zu **transientem Kriechen** (primäres oder Übergangskriechen). Bleibt die Differenzspannung hingegen über einen längeren

Zeitraum konstant, stellt sich das **stationäre Kriechen** mit einer konstanten Kriechrate ein, die aus einer dieser Spannung entsprechenden Verformungsmikrostruktur resultiert. Sie hängt nur von der herrschenden Differenzspannung und der Temperatur, nicht aber von der Verformungsvorgeschichte ab.

Bei einer Erhöhung der Differenzspannung nimmt die Kriechrate während der transienten Verformung ab, weil die Versetzungsdichte zunimmt und die Subkörner sich verkleinern. Dieses führt zu einer größeren Behinderung der mobilen Versetzungen und damit zu einer **Verfestigung** des Materials.

Bei einer Verminderung der Differenzspannung unterscheidet man verschiedene Fälle: Bei einer geringen Entlastung nimmt die Kriechrate ab und nähert sich „von oben“ der zu der verringerten Spannung gehörenden, reduzierten stationären Kriechrate. Bei einer größeren Spannungsreduktion bleibt die Verformung zunächst nahezu stehen, weil sich die Mikrostruktur bei der zuvor höheren Spannung stark verfestigt hat. Bei der anschließenden langsam einsetzenden **Erholung** annihilieren sich gegensätzlich gerichtete Versetzungen, sodass die Versetzungsdichte sinkt, die Subkörner sich wieder vergrößern und die Kriechrate wieder zunimmt. Bei diesem inversen transienten Kriechen nähert sie sich daher „von unten“ der reduzierten stationären Kriechrate.

Das IfG hat auf dieser Basis ein neues Untersuchungsverfahren zur verbesserten Bestimmung der stationären Kriechrate im mittleren und höheren Spannungsbereich (> 8 MPa) entwickelt [Günther et al. 2015]. Dabei werden Versuche bei mittleren Temperaturen ($T = 50 - 60^\circ\text{C}$) wie folgt durchgeführt:

1. Zu Beginn des Versuchs ist eine ca. einwöchige Kompaktionsphase mit einem allseitigen Druck von 20 MPa vorgesehen.
2. Anschließend wird unter Erhaltung eines Manteldrucks von $p = 20$ MPa die zu untersuchende Differenzspannung aufgebaut, das heißt, Kriechversuche werden bei hohen Einspannungsbedingungen durchgeführt, um schädigungsinduzierte Kriechverformungen zu vermeiden.
3. Die erste Belastungsstufe beträgt ca. 60 Tage, anschließend erfolgt eine Reduzierung der Axiallast um 2 MPa.

Bei der Planung einer Versuchsserie ist darauf zu achten, dass für einen Differenzspannungswert die Kriechrate immer für eine Belastungs- und eine Entlastungsstufe ermittelt wird, wodurch sich die beschriebene Eingrenzung der stationären Kriechrate von „oben“ und von „unten“ ergibt.

Ausgehend davon wurde ebenfalls vom IfG im Rahmen von WEIMOS ein neuartiger Ansatz zur verlässlicheren Bestimmung der stationären Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen (< 8 MPa) entwickelt [Lüdeling 2022]. Dieses Verfahren ergänzt die oben skizzierte Vorgehensweise dahingehend, dass nicht die Belastung, sondern die Temperatur im Versuch gewechselt wird. Während die Punkte 1 und 2 dabei unverändert bleiben, wird bei einer konstant gehaltenen kleinen Spannung die Temperatur in jeder Kriechphase um etwa 20°C abgesenkt, wobei der Versuch bei Temperaturen von $100 - 120^\circ\text{C}$ starten sollte. Mit jedem Temperaturwechsel wird der transiente Einfluss geringer und verschwindet letztendlich, so dass die wahre stationäre Rate für die jeweilige Temperatur gemessen wird. Dabei wird gleichzeitig die Aktivierungsenergie für das stationäre Kriechen mit ermittelt, wodurch das Versuchsergebnis auf andere Temperaturbereiche umgerechnet werden kann.

In den Stoffmodellen wird das transiente und stationäre Kriechen von schädigungsfreiem Steinsalz jedoch auf der Grundlage unterschiedlicher Modellvorstellungen beschrieben:

Das **CDM** modelliert das Kriechen mithilfe von drei die Mikrostruktur charakterisierenden inneren Variablen, die die mittlere Subkorngröße w , den mittleren Abstand beweglicher Versetzungen r und die mittlere Breite a der Bereiche um die Subkornwände herum mit lokal erhöhter innerer Spannung beschreiben, siehe Abb. 1. Mithilfe der Entwicklung dieser Größen wird das normale transiente Kriechen infolge der Verfestigung nach einer Erhöhung der Differenzspannung und das inverse transiente Kriechen infolge der Erholung nach einer Spannungsverminderung beschrieben. Das stationäre Kriechen ergibt sich dabei aus dem transienten Kriechen automatisch, indem sich die Mikrostrukturgrößen nach einer Änderung der Differenzspannung ihren jeweiligen neuen stationären Werten annähern. Das bedeutet, dass es im CDM keine separaten Terme für transientes und stationäres Kriechen gibt. Unterschiede im Kriechvermögen verschiedener Salztypen werden mithilfe des mittleren Abstandes teilchenartiger Versetzungshindernisse wie Salzmineralausscheidungen in der NaCl-Matrix beschrieben. 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. Sie ist eine Folge der Evaporationsbedingungen bei der Bildung der Salzschiechten und der anschließenden geotektonischen Vorgänge.

Im **Günther/Salzer-Modell** des IfG wird das Kriechverhalten makroskopisch-phänomenologisch über die interne Zustandsvariable der effektiven Verfestigung beschrieben, die die Konkurrenz aus der Verfestigung und Erholung des Materials abbildet. Welcher Beitrag bei der jeweiligen Spannungsbedingung überwiegt bestimmt, ob normales oder inverses transientes Kriechen modelliert wird. Stationäres Kriechen ergibt sich automatisch, wenn die Verfestigung und Erholung ein dynamisches Gleichgewicht erreichen.

Die übrigen **rheologischen Modelle** beschreiben das Kriechen über Analogien zum Verhalten verschiedener Körper, die aus den Elementen Feder (Hooke-Element), Dämpfungstopf (Newton-Element) und Reibklotz (St.-Venant-Element) durch Parallel- bzw. Reihenschaltungen zusammengesetzt sind (Abb. 1 unten). Der Kelvin-Körper beschreibt das transiente, der Maxwell-Körper das stationäre Kriechen. Die Verformungseigenschaften werden in modifizierten Kelvin-Körpern durch unterschiedlich temperatur-, spannungs- und verformungsabhängige Scher- und Viskositätsmodule in Dehnungsverfestigungsansätzen bestimmt, wobei im Lubby-CF-Modell der LUH je nach Problemstellung auch ein Zeitverfestigungsansatz gewählt werden kann. Mathematisch führt diese Kombination aus Kelvin- und Maxwell-Elementen zu einer Addition funktional voneinander unabhängiger Anteile für transientes und stationäres Kriechen. Dabei klingt das transiente Kriechen bei konstanten Randbedingungen mit der Zeit über einen Parameter gesteuert ab und es bleibt schließlich der stationäre Anteil übrig. Transientes und stationäres Kriechen beeinflussen einander dennoch indirekt über ihre Auswirkungen auf die berechneten Spannungs- und Verformungsentwicklungen.

Bei Spannungsdifferenzen unter ca. 6 - 8 MPa (bei Temperaturen bis etwa 60 °C, mit zunehmenden Temperaturen liegt der Übergangsbereich bei niedrigeren Spannungen) treten sehr kleine stationäre Verformungsraten auf, die eine geringere Spannungsabhängigkeit als bei höheren Spannungen aufweisen, siehe Abb. 2. Während diese Raten bei höheren Spannungen mit einem Potenzgesetz und einem Exponenten n von 5 bis 7 beschrieben werden können, folgen sie bei den niedrigeren Spannungen einem Potenzgesetz mit $n = 1$ bis 2. Diese Veränderung wird, basierend auf diversen Laboruntersuchungen [Urai & Spiers 2007], mit einem zunehmenden Einfluss von diffusionsgesteuerten Kriechmechanismen wie Drucklösungs- und Abscheidungsprozessen erklärt (engl.: *(dis)solution-precipitation processes: pressure solution and dynamic recrystallization*).

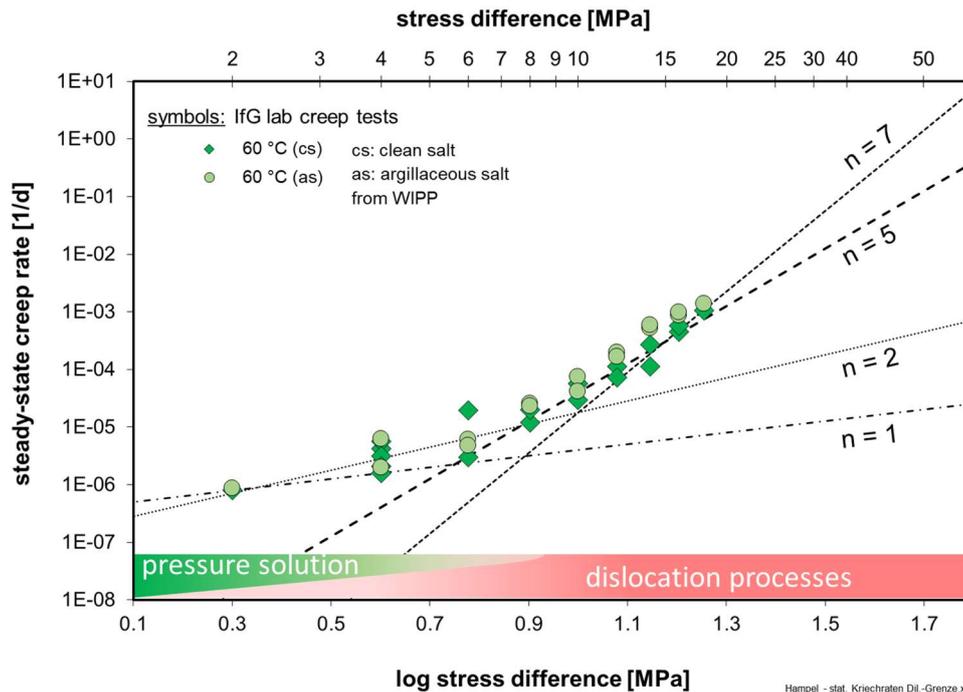


Abb. 2 Die aus IfG-Kriechversuchen mit Steinsalz aus der WIPP bei 60 °C ermittelten stationären Kriechraten zeigen bei Differenzspannungen unter ca. 6 - 8 MPa eine erheblich geringere Spannungsabhängigkeit als bei höheren Spannungen, wie der Vergleich mit den gestrichelten Linien von Potenzgesetzen mit verschiedenen Spannungsexponenten n belegen. Dies wird auf einen graduellen Wechsel des dominierenden Verformungsmechanismus zurückgeführt, s. Text.

Bei der *pressure solution* erfolgt eine Diffusion entlang von Korngrenzen. Dieser Prozess wird ausschließlich mit stationärer Verformung in Verbindung gebracht. Zumindest bei Differenzspannungen oberhalb von 2 MPa wird in Kriechversuchen allerdings auch transientes Kriechen beobachtet. Dieses wird damit erklärt, dass in diesem Niedrigspannungsbereich parallel nach wie vor auch Versetzungsprozesse aktiv sind, wie in Abb. 2 skizziert ist. Dafür spricht auch die aus dem IfG-Kriechversuch TCC34 bei einer Differenzspannung von 4 MPa im Temperaturbereich von 40 bis 120 °C ermittelte Aktivierungsenergie von 42 kJ/mol [Lüdeling et al. 2022]: Der Wert liegt zwischen dem für Drucklösungs- und Abscheidungsprozesse von Spiers et al. [1990] angegebenen Wert von 25 kJ/mol und dem für versetzungsgesteuerte Prozesse häufig angenommenen Wert von 54 kJ/mol [Lüdeling et al. 2022].

Vor allem in sehr feinkörnigem Steinsalz und/oder bei höherem Feuchtegehalt im Salz kann zusätzlich auch Korngrenzengleitung, das heißt eine Abgleitung der Körner entlang von Korngrenzen, einen kleinen Beitrag zur Verformung leisten.

Die Beschreibung des stationären Kriechens mit einem Stoffmodell stützte sich in der Vergangenheit ausschließlich auf Ergebnisse von Laborversuchen, die stationäre Kriechraten von über 1E-5 1/d ($\approx 1E-10$ 1/s) aufwiesen, da geringere stationäre Raten nicht zuverlässig ermittelt werden konnten. Bei Temperaturen bis 60 °C entspricht dies Kriechversuchen mit Differenzspannungen von mehr als ca. 6 - 8 MPa und damit dem Bereich des Versetzungskriechens. Ohne verlässliche Ergebnisse bei geringeren stationären Kriechraten (geringeren Differenzspannungen) wurden die Stoffmodelle, die versetzungsgesteuerte Prozesse beschreiben (z. B. Potenzgesetze mit $n = 5$ bis 7, s. o.), dann auch in den Niedrigspannungsbereich hinein extrapoliert.

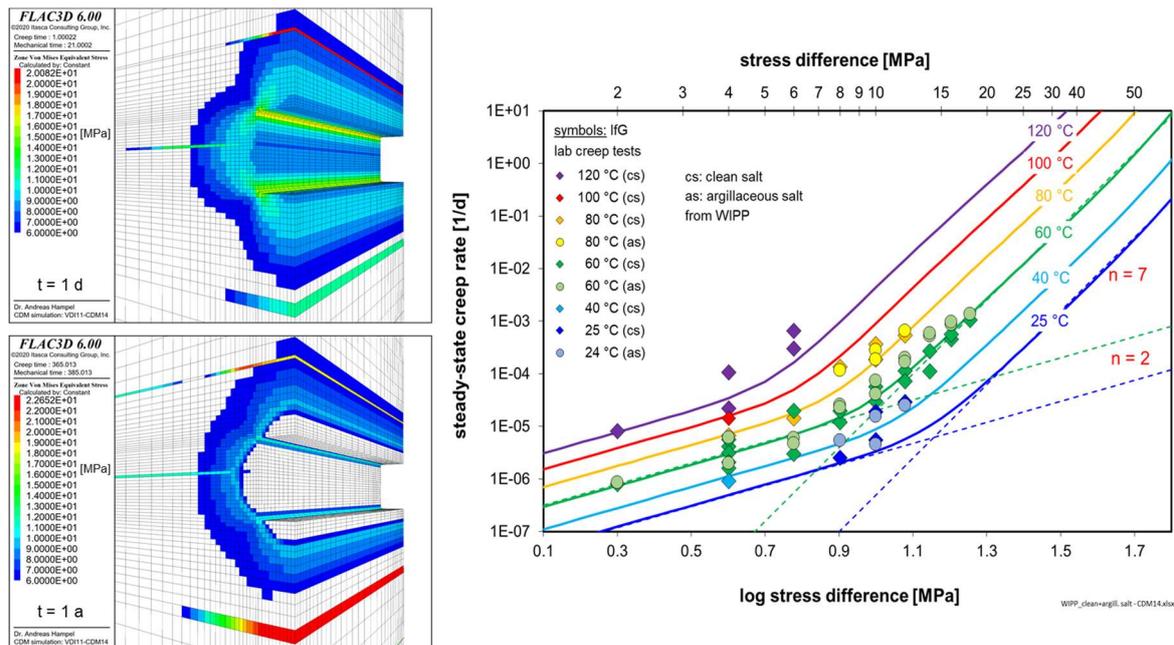


Abb. 3 Links: In den farbig hervorgehoben Bereichen um eine Strecke herum (CDM-Berechnung s. Kap. 7) liegen die von-Mises-Vergleichsspannungen nach einem Tag (oben) und einem Jahr (unten) über 6 MPa, in den weißen Zonen darunter. Rechts: Die gemessenen stationären Kriechraten des IfG zeigen bei niedrigen Differenzspannungen eine erheblich geringere Spannungsabhängigkeit, siehe Abb. 2.

Simulationen von typischen Untertagestrukturen im Steinsalz haben im Vergleich mit In-situ-Konvergenzmessungen allerdings gezeigt, dass mit solchen Modellen bei kleinen Vergleichsspannungen erheblich zu kleine Verformungen berechnet werden, siehe Abb. 2. Dies führt zu erheblichen und mit abnehmender Vergleichsspannung und zunehmender Zeit anwachsenden Fehlern bei der Vorhersage der Spannungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung, weil höhere Spannungsdifferenzen im Steinsalz lediglich im Nahbereich offener Hohlräume sowie nur über eine begrenzte Zeit nach deren Auffahrung, Verfüllung oder der Einbringung von Verschlussbauwerken auftreten, siehe als Beispiel Abb. 3 links. Kleine Vergleichsspannungen liegen in situ hingegen weiträumig und mit der Zeit 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.

Wie bereits skizziert war demnach wichtig, die Bestimmung und bisherige Beschreibung der stationären Kriechrate auf kleine Vergleichsspannungen zu erweitern. Verbesserungen der Labortechnik und Versuchsführung haben es in WEIMOS erstmals ermöglicht, stationäre Kriechraten von natürlichem Steinsalz aus der WIPP im Differenzspannungsbereich zwischen 2 und 6 MPa und Temperaturen von 40 bis 60 °C verlässlich zu bestimmen. Dazu wurden vom IfG triaxiale Kriechversuche mit anfangs über längere Zeit bei höherer Temperatur isostatisch konsolidierten Proben und einem Manteldruck von 20 MPa durchgeführt, um Schädigungseinflüsse auszuschließen [Lüdeling et al. 2022]. Die Versuchsergebnisse belegen eindeutig, dass die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate zu kleinen Differenzspannungen hin abnimmt, siehe oben und in Abb. 3 rechts. Der Übergang verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kleinen Spannungen hin. Auf der Basis dieser Versuchsergebnisse hat jeder Partner sein Stoffmodell so modifiziert, dass die stationären Kriechraten bei allen Differenzspannungen korrekt beschrieben werden.

Im **CDM** wird die unterschiedliche Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei niedrigeren und höheren Differenzspannungen durch zwei Terme beschrieben, die jeweils aus einem Arrheniusansatz für die Temperaturabhängigkeit und einer Sinus-Hyperbolicus-Funktion für die Spannungsabhängigkeit der Kriechrate bestehen.

Im **Günther/Salzer-Modell** des IfG werden die stationären Kriechraten in den beiden Spannungsbereichen durch eine Summe aus zwei Potenzansätzen beschrieben. Zur Modellierung des stationären Kriechens bei Temperaturen über 100 °C gibt es einen weiteren Potenzansatz, der in WEIMOS nicht verwendet wurde.

In den **rheologischen Modellen** wird das schädigungsfreie stationäre Kriechen im gesamten Spannungsbereich durch modifizierte, d. h. temperatur- und spannungsabhängige Maxwell-Viskositätsmodule bestimmt. Das bedeutet, dass es keine separaten mathematischen Ausdrücke für kleinere und größere Spannungen gibt, sondern dass mit zunehmender Differenzspannung ein kontinuierlicher Übergang von geringer ($n \approx 1$) zu hoher ($n > 5$) Spannungsabhängigkeit erfolgt.

Abb. 4 zeigt Anpassungen der weiterentwickelten Stoffmodelle der Partner an stationäre Kriechraten, die aus IfG-Kriechversuchen mit WIPP-Steinsalz bei verschiedenen Temperaturen und Differenzspannungen ermittelt wurden. Die Versuche mit Spannungen über 6 MPa

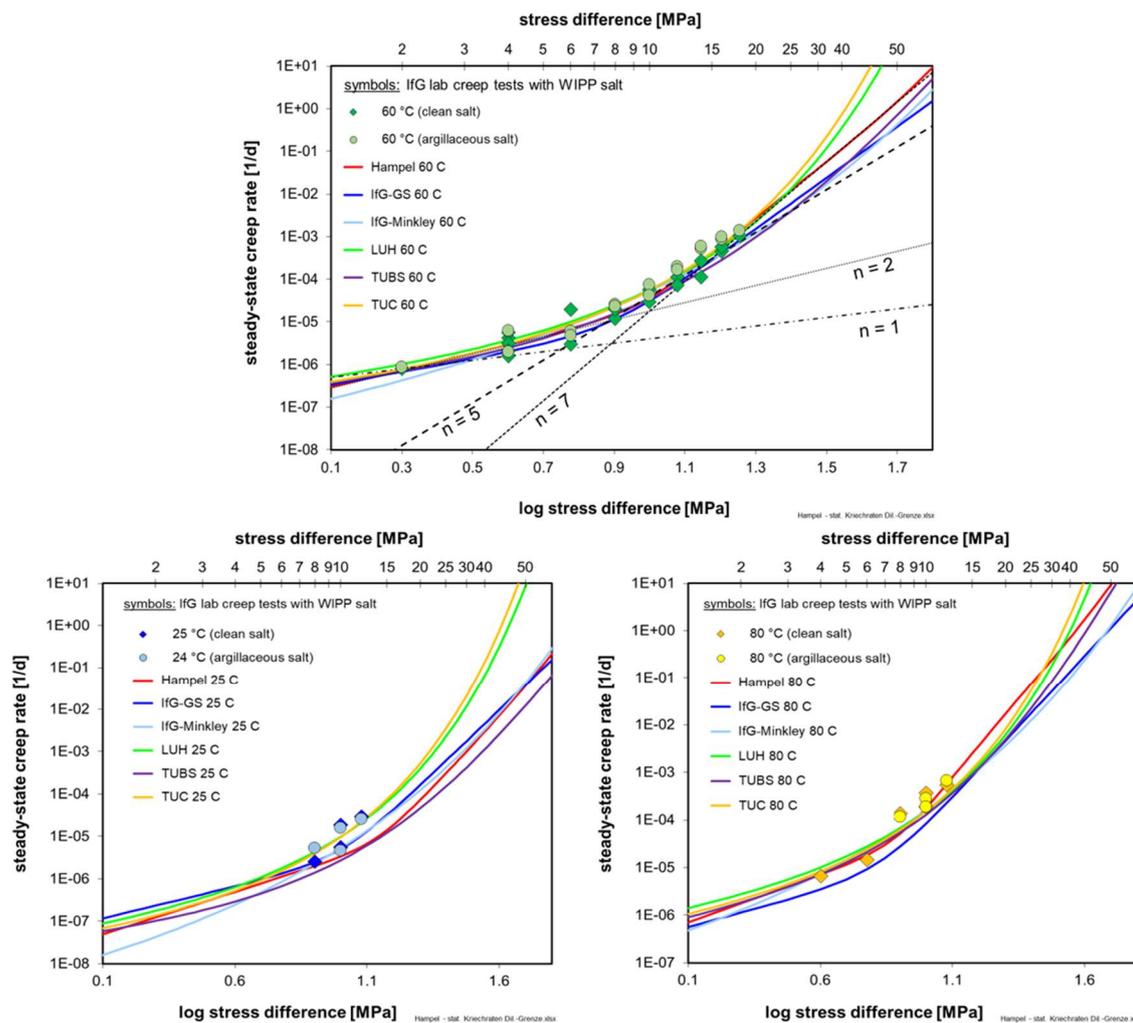


Abb. 4 Anpassungen der Stoffmodelle an die aus IfG-Kriechversuchen mit WIPP-Steinsalz bei verschiedenen Temperaturen ermittelten stationären Kriechraten.

waren bereits in Verbundprojekt III durchgeführt worden. Hauptgegenstand der Anpassungen waren die Daten bei 60 °C (Abb. 4 Mitte). Die Versuche bei 25 °C (oben) und 80 °C (unten) dienten zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit der stationären Kriechrate.

3.2 Dilatanzgrenze

Unter kompressiven Spannungsbedingungen bezeichnet die Dilatanzgrenze ein unscharf definiertes Band im Spannungsraum, das von der Vergleichsspannung (im Laborversuch: der Differenzspannung) und der minimalen Hauptspannung (im Laborversuch: dem Manteldruck) abhängt. Dieses Band kennzeichnet die Übergangszone zwischen dem darunter befindlichen Kompaktionsregime und der darüber liegenden Schädigungszone, in der das Volumen eines Salzkörpers aufgrund der Öffnung von Rissen und Poren messbar zunimmt. Zwar entstehen auch bei Spannungen unterhalb der so definierten Dilatanzgrenze immer wieder einzelne Mikrorisse, wie Messungen der akustischen Emission anzeigen. Diese führen aber nicht zu einer von außen messbaren Volumenzunahme, da die Kompaktion hier insgesamt überwiegt.

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 in Versuchen mit konstant aufgeprägter Verformungsrate („Festigkeitsversuchen“) ausgenutzt. Zu Versuchsbeginn nimmt das Probenvolumen aufgrund zunächst kleiner Differenzspannungen ab, bis mit steigender Spannung die zunehmende Schädigung das Volumen ansteigen lässt.

Die Minima solcher Dilatanzkurven markieren die Lage der so definierten Dilatanzgrenze bei der jeweiligen Spannungsbedingung, siehe Abb. 5. Das Diagramm zeigt, dass Ergebnisse von verschiedenen, bei unterschiedlichen Spannungen getesteten Proben selbst des gleichen Salztyps erheblich streuen, weil 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

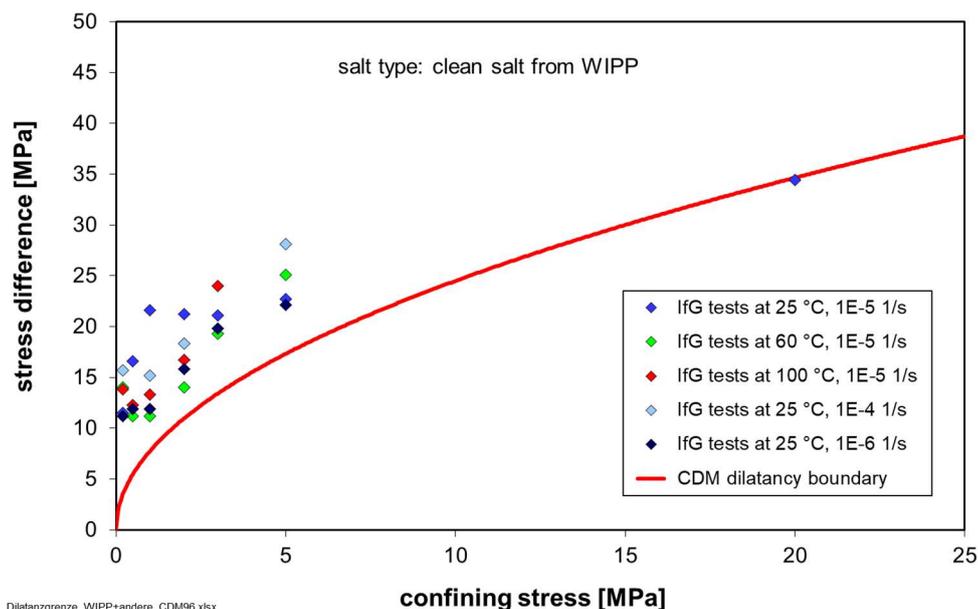


Abb. 5 Ergebnisse von Hampel aus Auswertungen von IfG-Festigkeitsversuchen mit WIPP-Steinsalz bei verschiedenen Temperaturen und Verformungsraten im Vergleich mit seiner CDM-Dilatanzgrenze.

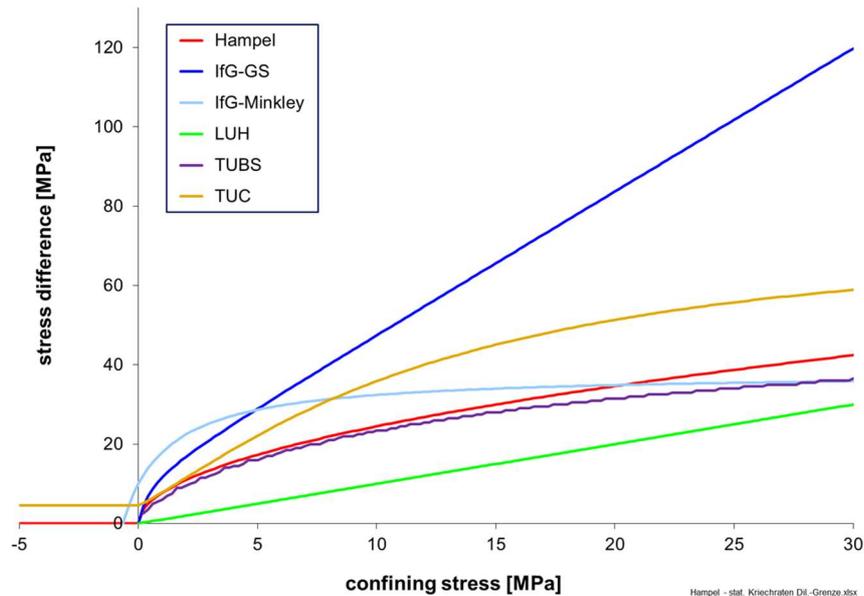


Abb. 6 Vergleich der von den Partnern verwendeten Dilatanzgrenzen.

Volumenzunahme haben. Zum anderen kann generell auch eine unzureichende isostatische Konsolidation der Proben vor Versuchsbeginn die Lage der Minima der Dilatanzkurven erheblich beeinflussen.

Aus den Daten in Abb. 5 wird keine Abhängigkeit der Dilatanzgrenze von der Temperatur oder der Verformungsrate sichtbar. Entsprechend wird in den Stoffmodellen der Partner keine Abhängigkeit der Dilatanzgrenze von diesen Randbedingungen beschrieben.

Jeder Partner verwendet eine eigene Dilatanzgrenze, wie Abb. 6 zeigt, die auf der Basis von eigenen Auswertungen von unterschiedlichen Laborversuchen nicht nur mit WIPP-Steinsalz entwickelt wurde. Eine im Projekt eingehend diskutierte Frage ist, ob die Dilatanzgrenze zu kleinen Druckspannungen hin gegen Null oder gegen einen endlichen Wert strebt. Einerseits wurde in vielen einaxialen Kriechversuchen mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen selbst bei höheren Verformungen kaum sichtbare Schädigung bei geringen Differenzspannungen beobachtet. Andererseits kann man argumentieren, dass ohne Manteldruck bei kleinen Differenzspannungen theoretisch immer irgendwann Schädigung auftreten sollte. In Abb. 6 wird sichtbar, dass die TUC-Dilatanzgrenze für einaxiale Versuche unterhalb einer Differenzspannung von 4,5 MPa keine Entwicklung von Schädigung und Dilatanz annimmt und dies auch für Zugspannungen gilt. Das IfG-Minkley Modell schneidet die Ordinate sogar bei 10 MPa und fällt bis 0.7 MPa Zugspannung auf Null ab. In den Stoffmodellen der anderen Partner wird im Zugspannungsbereich eine Dilatanzgrenze von Null angesetzt, das heißt, dass jede Zugspannung Schädigung hervorruft.

Nun könnte man auf den ersten Blick schlussfolgern, dass in Stoffmodellen mit niedrig liegender Dilatanzgrenze immer mehr Dilatanz und Schädigung berechnet wird, weil hier auch schon kleinere Differenzspannungen einen Beitrag leisten. Allerdings wurden von den Partnern zur Bestimmung der Kennwerte der Dilatanz- und Schädigungsparameter im Wesentlichen die gleichen Laborversuche verwendet. Das heißt, dass Modelle mit höher liegender Dilatanzgrenze die gleiche gemessene Dilatanz eines Versuchs nur mit einer entsprechend höheren Dilatanzzunahme nachbilden können als Modelle, bei denen die Dilatanzentwicklung eher einsetzt. Außerdem ist die Dilatanzgrenze bei weitem nicht die einzige Einflussgröße bei der Entwicklung der Schädigung. Es kommt vielmehr stets auf das gesamte Stoffmodell mit den Abhängigkeiten und Wechselwirkungen der einzelnen Module an.

3.3 Entwicklung von Dilatanz und Schädigung

Bei Differenzspannungen oberhalb der Dilatanzgrenze findet eine zunehmende Schädigung durch Bildung, Wachstum und Öffnung von Mikrorissen und Poren im Salz statt, die zu einer von außen messbaren Volumenzunahme (Dilatanz, Auflockerung) führt. Diese Volumenänderung setzt sich aus einem elastischen und einem schädigungsbedingten Anteil zusammen, wobei bei letzterem zwischen Schub- oder Scherschädigung und Zugschädigung unterschieden wird. In den Versuchen und bei den Berechnungen dient die schädigungsbedingte volumetrische Verformung (schädigungsbezogene Dilatanz) als Maß und zur Beschreibung des Grades der Schädigung.

Eine zunehmende Schädigung führt zu einer Entfestigung des Steinsalzes, die sich in einer verminderten Tragfähigkeit des Materials äußert. Um diese Wirkung der Schädigung auf die Verformungs- und Spannungsentwicklung zu beschreiben, wird in den meisten Stoffmodellen – außer in den Modellen Günther/Salzer und TUBSSalt – neben der Dilatanz ein weiterer Schädigungsparameter verwendet. Er geht zum Beispiel in die elastischen Moduln und die Funktion der Kriechrate ein und berücksichtigt dadurch die erhöhte Verformbarkeit des geschädigten Steinsalzes bzw. die höhere, die Verformung treibende Spannung aufgrund eines verringerten tragenden Querschnitts. Bei Günther/Salzer und TUBSSalt übernimmt diese Aufgabe direkt die volumetrische Verformung.

Die Beschreibung der Dilatanzentwicklung und damit der Schädigungsentwicklung hängt in den Modellen der LUH, TUC und von Hampel sowie im Günther/Salzer-Modell des IfG von der Kriechrate ab. Dies reflektiert die Vorstellung, dass eine Verfestigung des Steinsalzes während des Kriechens lokale Spannungskonzentrationen hervorruft, die zur Entstehung und Entwicklung von Mikrorissen führen, wenn das Spannungsniveau hoch genug ist, das heißt oberhalb der Dilatanzgrenze liegt. Im CDM sind dazu die Raten der Dilatanzentwicklung und des schädigungsfreien Kriechens über eine vom Spannungszustand abhängende Funktion gekoppelt. Im IfG-Günther/Salzer-Modell wird die Dilatanzentwicklung als Funktion der spezifischen Formänderungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze („Schädigungsenergie“), der minimalen Hauptspannung und der Kriechrate selbst berechnet. Im Lubby-CF-Modell geht die das transiente Kriechen beschreibende Funktion multiplikativ in die Formulierung der schädigungsinduzierten transienten Kriechrate ein. Im Lux/Wolters/Lerche-Modell hängt die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung von den Kelvin- und Maxwell-Viskositäten und dem Kelvin-Schermodul ab.

In den Modellen IfG-Minkley und TUBSSalt besteht dagegen kein solcher direkter mathematischer Zusammenhang. Im IfG-Minkley-Modell wird die Schädigungsentwicklung durch einen eigenen rheologischen Körper (St. Venant, s. Abb. 1 auf Seite 9) beschrieben, wobei allerdings die plastische Scherdeformation von den viskoplastischen Parametern abhängt (plastische Korrektur). Die Entfestigung ist demnach verformungs- und spannungsabhängig, wobei bei hohen Einspannungen plastisches Fließen ohne Entfestigung stattfindet. Im Modell TUBSSalt wird die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung und ihr entfestigender Einfluss auf die Verformung mithilfe des spannungs- und temperaturabhängigen Viskositätsparameters des tertiären (schädigungsbehafteten) Kriechens modelliert. Bei einer Zunahme der schädigungsbezogenen Volumendehnung sinkt die tertiäre Viskosität bis zum Erreichen der Bruchvolumendehnung auf einen minimalen Wert ab.

Diese grundsätzlich unterschiedlichen Ansätze der verschiedenen Stoffmodelle zur Beschreibung der Verformungsphänomene haben zur Folge, dass die gleichen Laborversuchsergebnisse eine unterschiedliche Bedeutung für die Bestimmung charakteristischer, salztypspezifischer Kennwerte der Modellparameter haben. Das ist eine der Ursachen für stets

etwas voneinander abweichende Ergebnisse von Simulationsberechnungen, selbst wenn – wie in WEIMOS – zur Kennwertbestimmung überwiegend die gleiche Datengrundlage vorgelegen hat.

3.4 Kriechbruch, Nachbruchverhalten, Restfestigkeit

In Kompaktionsrichtung tritt bei allen Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze früher oder später ein Kriechbruch ein. Dann haben sich die Mikrorisse in einer Scherzone zu einem Makroriss verbunden und die Spannungs-Verformungskurve erreicht in einem verformungsgesteuerten Festigkeitsversuch ein Maximum. 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 liegt häufig in der Nähe des Spannungsniveaus der Dilatanzgrenze.

Die Stoffmodelle unterscheiden sich in der Beschreibung des Kriechbruchs. Im CDM wird eine vom Spannungszustand abhängige Funktion verwendet, die anhand von Ergebnissen aus zahlreichen Festigkeitsversuchen ermittelt wurde. Diese Funktion entspricht der Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch („Schädigungsenergie“). Erreicht die ab Überschreiten der Dilatanzgrenze integrierte Verformungsarbeit den Wert der Funktion bei dieser Bedingung, setzt die Modellierung des Nachbruchverhaltens mit einer raschen Zunahme der Duktilität ein, die zu einer schnellen Abnahme der Tragfähigkeit des Materials führt und sich im Festigkeitsversuch durch einen steilen Spannungsabfall bis zum Erreichen der mit der Dilatanzgrenze identischen Restfestigkeit bemerkbar macht.

Im Günther/Salzer-Modell ergibt sich der Kriechbruch dadurch, dass die Entfestigung durch Schädigung die Größe der effektiven Verfestigung durch das Kriechen erreicht. Beide gegeneinander wirkenden Verformungsratenbeiträge heben sich dann gegenseitig auf. Die Entfestigungsrate (Schädigungsrate) entspricht dabei der volumetrischen Verformungsrate. Für einen Festigkeitsversuch bedeutet das, dass dadurch die Spannungs-Verformungskurve ein Maximum erreicht, wenn die volumetrische Verformungsrate die von außen aufgeprägte Verformungsrate erreicht. Anschließend wächst die volumetrische Verformungsrate weiter an, sodass die Tragfähigkeit des Steinsalzes absinkt.

Das Minkley-Modell des IfG verwendet dagegen ein verallgemeinertes nichtlineares Mohr-Coulomb'sches Bruchkriterium zur Beschreibung des Scher- bzw. Bruchversagens. Das bedeutet, dass das Fließ- bzw. Bruchkriterium nichtlinear von der minimalen Hauptspannung abhängt und sich die Bruchfestigkeit mit zunehmender minimaler Hauptspannung einer maximalen effektiven Spannung (Grenzfestigkeit) annähert. Die Abhängigkeiten der einaxialen und der maximalen Druckfestigkeit sowie des Krümmungsparameters der Festigkeitskurve von der plastischen Scherverformung werden dabei tabellarisch vorgegeben und Zwischenwerte durch Interpolation berechnet.

Im LUH-Modell Lubby-CF wird der Kriechbruch durch das Konzept eines modifizierten Ausnutzungsgrades beschrieben. Der Ausnutzungsgrad beschreibt das Verhältnis der Dilatanzgrenze zur Kurzzeitfestigkeitsgrenze. Der modifizierte Ausnutzungsgrad wird verwendet, wenn die Dilatanzgrenze unabhängig von der Kurzzeitfestigkeit beschrieben wird. Er entspricht dem Verhältnis der schädigungsinduzierten Schubbeanspruchung zur Differenz zwischen Kurzzeitfestigkeit und Dilatanzgrenze und hängt damit von der von-Mises-Vergleichsspannung ab. Im Resultat ergibt sich wie in früheren LUH-Stoffmodellversionen, dass Kriechbruch eintritt, wenn die Spannung in etwa 30 % der Kurzzeitfestigkeitsgrenze überschreitet.

Im TUBSSalt-Modell wird das Eintreten des Kriechbruchs in Abhängigkeit von der Bruchvolumendehnung ermittelt, das heißt der durch eine Funktion beschriebenen, bis zum Bruch erreichten volumetrischen Verformung. Sobald die schädigungsbedingte Dilatanz die Bruchvolumendehnung erreicht, treten die Bruchverformungen des Nachbruchbereichs auf. Deren Größe wird mithilfe der Fließfunktion des Nachbruchbereichs und einer von der Bruchentfestigung abhängigen Nachbruchviskosität berechnet.

Der Kriechbruch tritt im Modell Lux/Wolters/Lerche ein, wenn die Dilatanz – und damit die Schädigung – soweit zugenommen hat, dass eine von ihr abhängige, das Nachbruchverhalten beschreibende Funktion Werte größer als Eins annimmt. Allerdings kann eine sehr große Verformung im TUC-Modell auch unterhalb der Dilatanzgrenze zu einem lokalen Versagen des Materials führen.

3.5 Richtungsabhängigkeit der Schädigung und Verheilung

Die Dilatanz beschreibt als skalare Größe die über ein Salzvolumen gemittelte volumetrische Verformung aufgrund des Öffnens oder Schließens von Mikrorissen und Poren ungeachtet eventueller Vorzugsrichtungen, in denen diese überwiegend erfolgen. Im triaxialen Laborversuch mit der Belastung einer ummantelten Zylinderprobe in Kompression wird die Dilatanz als Maß für die Schädigung integral über das aus der Versuchskammer verdrängte Ölvolumen ermittelt. Die Dilatanz setzt sich aus einem reversiblen elastischen und einem irreversiblen plastischen Anteil zusammen.

Eine Modellierung der Schädigung mithilfe der skalaren Größe Dilatanz würde aber fälschlicherweise der Annahme entsprechen, dass in allen drei Raumrichtungen die gleiche volumetrische Verformung in Höhe eines Drittels der Dilatanz vorliegt. Damit würde sich zum Beispiel in Abb. 7 ein Drittel der gesamten Volumenzunahme auch gegen die durch die roten Pfeile angedeuteten Hauptbelastungsrichtungen ergeben. In der Realität hängt eine Vorzugsrichtung der Rissöffnungen und Risschließungen und damit der volumetrischen Verformung von den Belastungsbedingungen ab. Die richtungsabhängige Schädigung beeinflusst auch die Verformungseigenschaften in der jeweiligen Raumrichtung, zum Beispiel die Beschleunigung der Verformung durch Entfestigung.

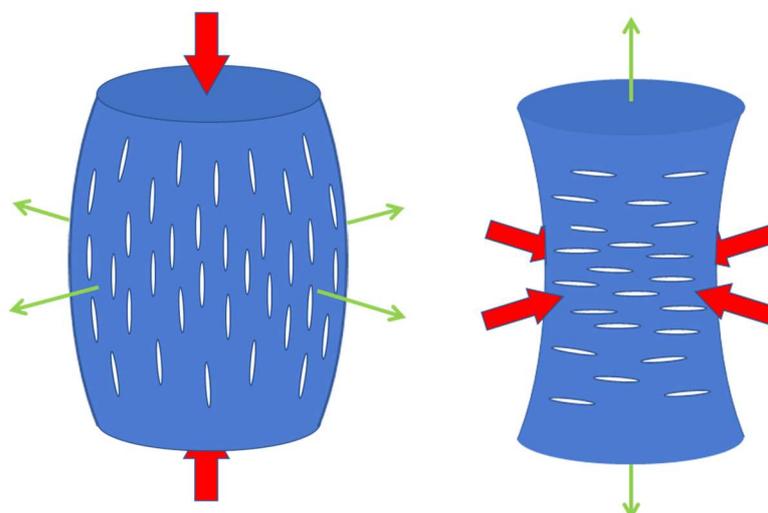


Abb. 7 Stark vereinfachte schematische Darstellung von bevorzugten Mikrorissorientierungen im Druckversuch (links) und im hier indirekten Zugversuch (rechts), rote Pfeile: Belastungsrichtungen, grüne Pfeile: Richtungen der bevorzugten Deformationen und Rissöffnungen.

Grundsätzlich stimmen die Projektpartner darin ein, dass die Hauptschädigung und damit die größte volumetrische Verformung in Richtung der minimalen Hauptspannung σ_3 erfolgt, aber keine Aufweitung gegen die betragsmäßig größte Hauptspannungsrichtung σ_1 . Unterschiede in den Ansätzen der Partner bestehen in den Formulierungen für die Abhängigkeit der Schädigung von den Hauptspannungsrichtungen. In den rheologischen Stoffmodellen, zum Beispiel im TUC-Modell Lux/Wolters/Lerche, erfolgt die Richtungsverteilung der schädigungsinduzierten Verzerrungsratenkomponenten für beliebige triaxiale Beanspruchungszustände mittels der Ableitungen der Potentialfunktion in Richtung der Hauptspannungen.

Hampel hat im CDM dagegen eine nichtlineare Funktion eingeführt, die bei kompressiver Belastung die zunächst berechnete skalare Dilatanz auf die drei Raumrichtungen in Abhängigkeit vom Verhältnis der Normalspannungskomponenten σ_{ii} zueinander wie folgt verteilt ($|\sigma_{11}| \geq |\sigma_{22}| \geq |\sigma_{33}|$): Liegt σ_{22} vom Betrag her näher bei σ_{11} , erhält die Richtung der kleinsten Komponente σ_{33} die gesamte berechnete Dilatanz. Liegt der Wert von σ_{22} allerdings näher bei dem von σ_{33} , so ergibt sich ein kleinerer Teil der volumetrischen Verformung auch in Richtung von σ_{22} . Sind σ_{22} und σ_{33} gleich groß, wird die berechnete Dilatanz je zur Hälfte auf diese beiden Raumrichtungen verteilt. Damit wird der Realität Rechnung getragen, in der nicht alle Mikrorisse exakt in einer Richtung ausgerichtet sind, sondern eine Verteilung um die Vorzugsrichtung herum vorliegt. Bei Extension öffnen sich dagegen alle Mikrorisse auch im CDM nur in der Zugrichtung. Insgesamt hängt die entfestigende Wirkung der Schädigung auf die Verzerrungen und Spannungen in den drei Raumrichtungen damit von der volumetrischen Verformung in der jeweiligen Richtung ab.

Bei den Projektpartnern vorhandene Ansätze zur Beschreibung dieser Phänomene wurden in WEIMOS durch eine Reihe von Beispielsimulationen mit einem 4x4x4-Würfelmodell überprüft, miteinander verglichen und weiterentwickelt, siehe Abb. 8 und Tab. 3. 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.

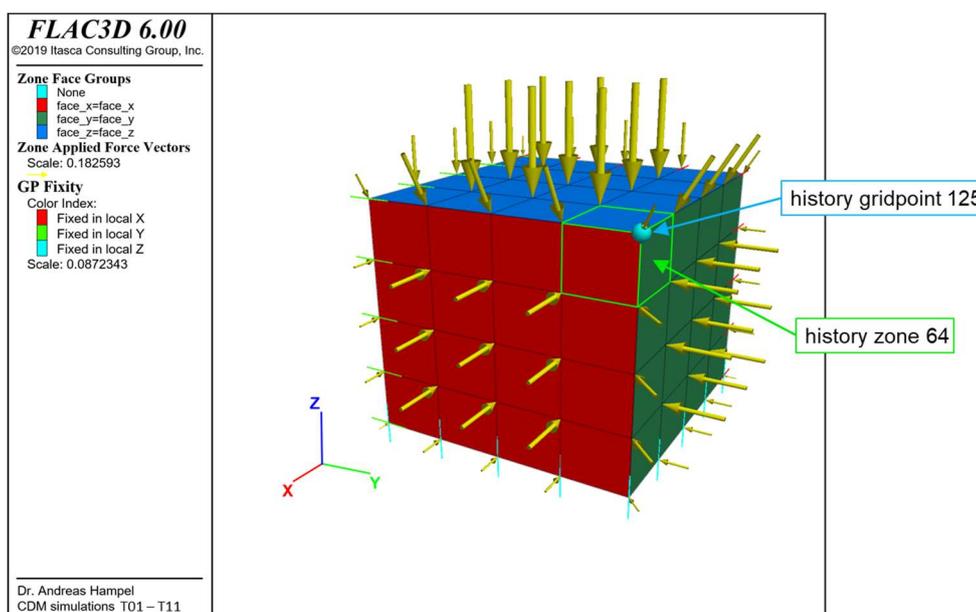


Abb. 8 4x4x4-Würfelmodell zur Modellierung der richtungsabhängigen Schädigung mit Simulationen der verschiedenen Belastungsszenarien aus Tab. 3.

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

Tab. 3 Belastungsbedingungen der Simulationen T01 bis T11 ($\sigma < 0$: Druckspannung).

Tab. 3 gibt die elf von den WEIMOS-Partnern gemeinsam ausgewählten Belastungsszenarien wieder. Ergebnisse der Simulationen T05, T06 und T07 werden exemplarisch in Abb. 9 bis Abb. 11 verglichen. Bei der Simulation T05 in Abb. 9 unterscheiden sich die Niveaus der Spannungskomponenten in x- und y-Richtung in der Verheilungsphase. Man sieht, dass sich dadurch bei Hampel und dem IfG eine erheblich stärkere Verheilung in y-Richtung ergibt, da der Druck hier höher ist als in x-Richtung. Bei den anderen Partnern ist der Unterschied sehr gering, deutet sich bei der LUH und TUC aber an.

In der Simulation T06 in Abb. 10 wird am Beginn der Verheilungsphase nur der Druck in y-Richtung erhöht, während der Druck in x- und z-Richtung der gleiche wie in der vorherigen Schädigungsphase ist. Bei allen Partnern erhöht sich dadurch die Schädigung in x-Richtung weiter, während in y-Richtung eine mehr oder weniger ausgeprägte Verheilung stattfindet. Bei der LUH, TUBS und TUC erhöht sich dadurch auch die schädigungsinduzierte Verformung in z-Richtung. Die Schädigung selber ist in z-Richtung, in der der größte Druck herrscht, Null, wie bei Hampel und dem IfG durch die Volumenaufweitung dargestellt ist. Bei Hampel nimmt die gesamte volumetrische Verformung aufgrund der starken Zunahme der Schädigung in x-Richtung weiter stark zu. Hier zeigt sich der große Einfluss der Schädigung auf die Verformung im CDM. Beim IfG überwiegt dagegen der Einfluss der starken Verheilung in y-Richtung gegenüber dem Einfluss der weiteren Schädigung in x-Richtung.

In den Simulationen T05 und T06 war die Spannungsbedingung während der Schädigungsphase identisch. In der Simulation T07 unterscheiden sich dagegen hier die Drücke in allen drei Raumrichtungen. Dadurch entsteht in x-Richtung, wo der Druck am kleinsten ist, bei allen Partnern erheblich mehr Schädigung als in y-Richtung. Beim IfG konzentriert sich sogar die gesamte Schädigung auf die x-Richtung, weshalb die blaue Kurve von eps_tsh_x auf der roten Kurve der gesamten schädigungsbezogenen volumetrischen Verformung (eps_vol_pl) liegt. Der Druck in y-Richtung reicht im Günther/Salzer-Modell hier offenbar aus, dass keine Schädigung in y-Richtung entsteht. Bei Hampel zeigt sich die Spannungsabhängigkeit der Verheilungsrate dadurch, dass die Verheilung in x-Richtung schneller erfolgt als in y-Richtung, weil in x-Richtung zuvor mehr Schädigung entstanden war.

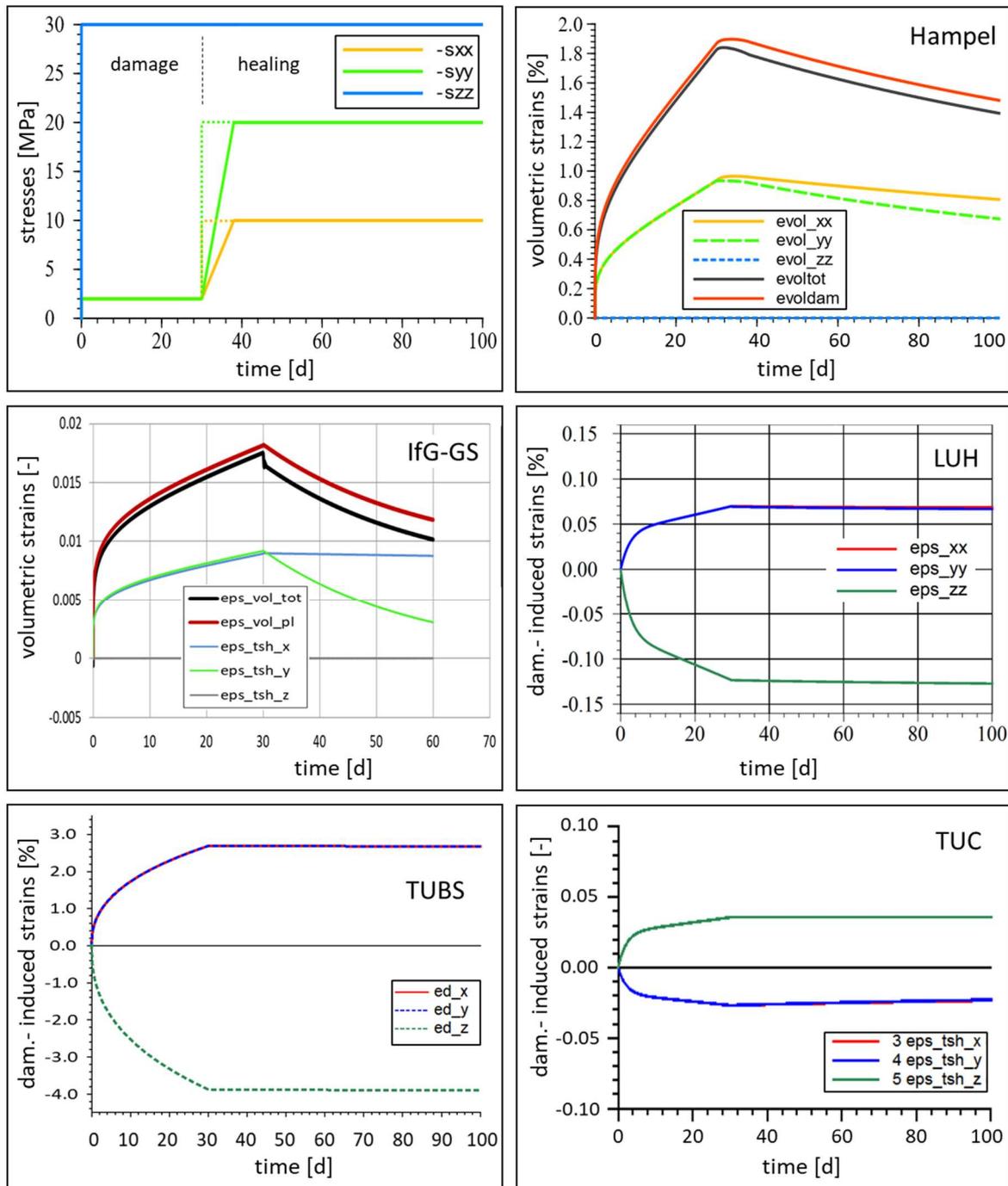


Abb. 9 Vergleich der berechneten richtungsabhängigen Schädigungsentwicklungen aus der Simulation des Versuchs T05 aus Tab. 3 mit dem Würfelmodell. Dargestellt sind entweder Komponenten der volumetrischen Verformung oder der schädigungsinduzierten Dehnungen. Bei Hampel und dem IfG sind zusätzlich die Summe der Komponenten (evoldam bzw. eps_vol_pl, rot) und die totale volumetrische Verformung (inkl. elastischem Anteil, schwarz) eingetragen. Die Spannungsänderungen am Beginn der Verheilungsphase bei $t = 30$ d wurden entweder instantan (z. B. beim IfG) oder als Rampe (z. B. bei Hampel) vorgegeben. Dies erklärt den Unterschied in den Kurven der totalen volumetrischen Verformung an diesem Zeitpunkt.

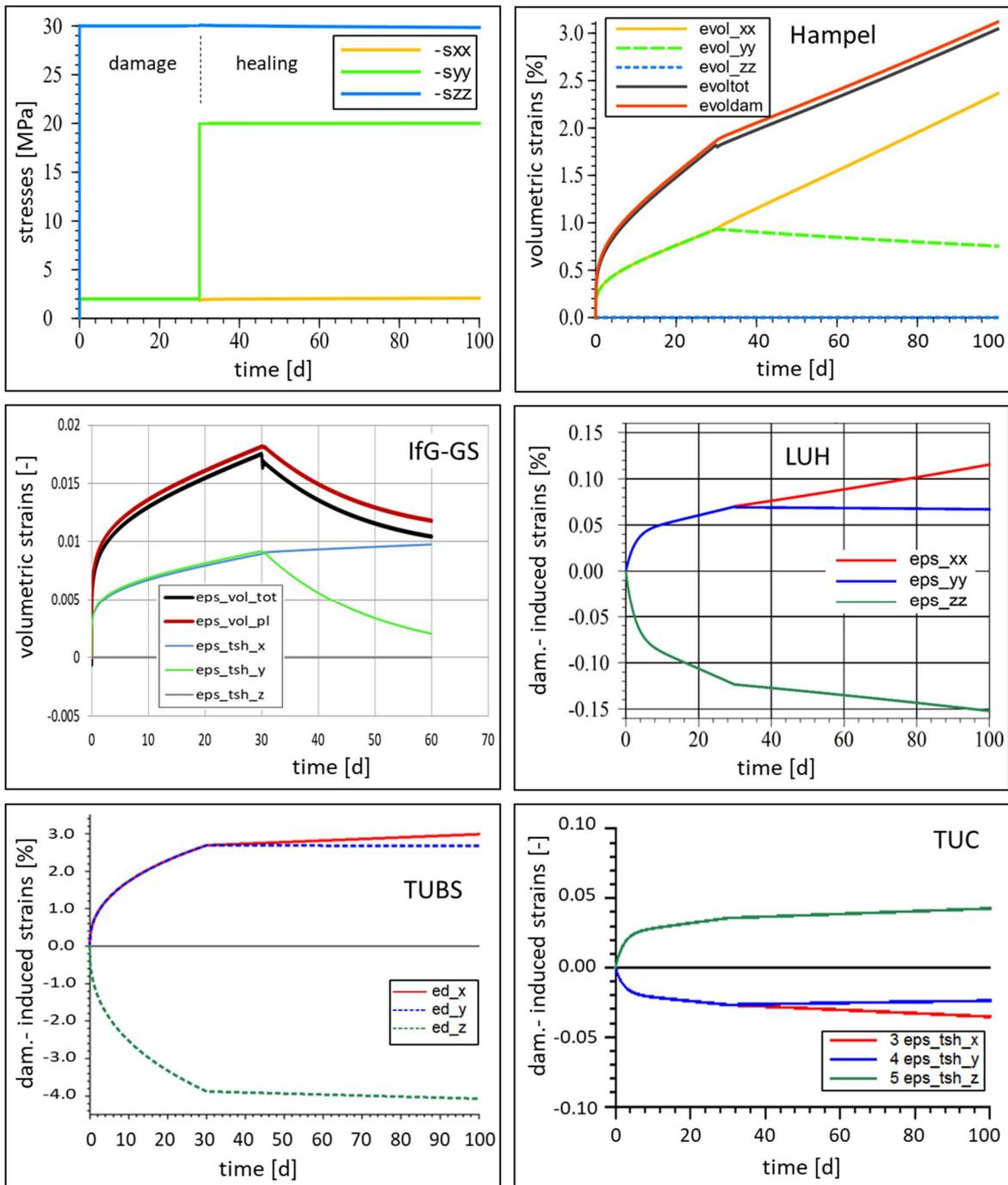


Abb. 10 Vergleich der berechneten richtungsabhängigen Schädigungsentwicklungen aus der Simulation des Versuchs T06 aus Tab. 3 mit dem Würfelmodell, siehe Abb. 9.

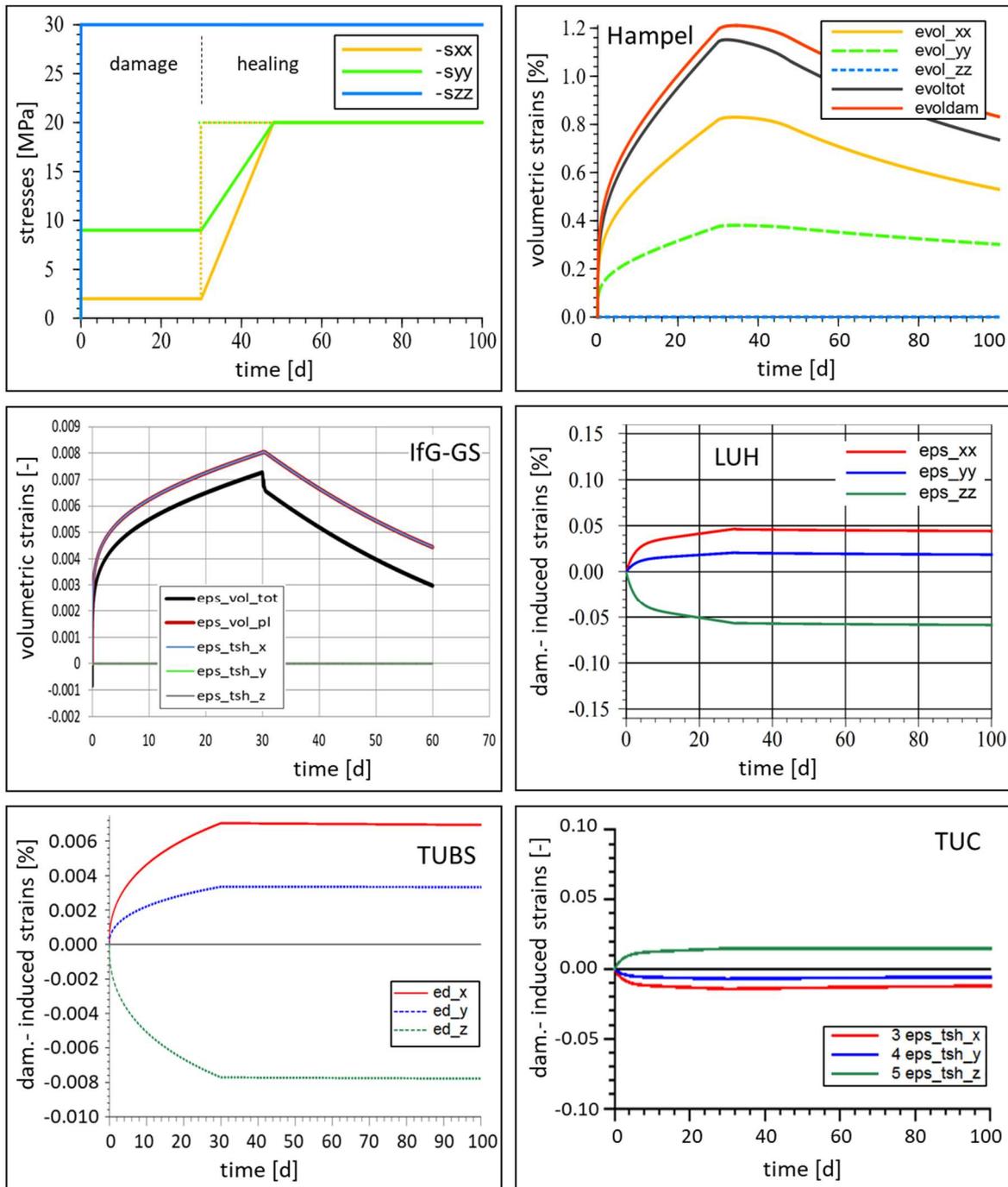


Abb. 11 Vergleich der berechneten richtungsabhängigen Schädigungsentwicklungen aus der Simulation des Versuchs T07 aus Tab. 3 mit dem Würfelmodell, s. Abb. 9.

Weitere Details und Ergebnisse der Simulationen T01 bis T011 sind in den Einzelberichten der Projektpartner wiedergegeben und erklärt.

3.6 Schädigungsreduktion und Verheilung

Kommt geschädigtes Steinsalz infolge des Aufkriechens gegen ein Hindernis (z. B. ein Dammbauwerk oder kompaktierten Salzgrus) unter Gegendruck, werden die geöffneten Risse und Poren wieder geschlossen. Dieser Rückgang der Dilatanz, der ein Maß für die Reduktion der Schädigung ist, führt am Ende zu einem Kontakt der Rissoberflächen, der schließlich in einem Wiederaufbau der Kohäsion und damit einer vollständigen Verheilung resultiert. Dadurch wird sowohl die Dichtigkeit des Steinsalzes als auch dessen Festigkeit wiederhergestellt. Allerdings wird der Begriff „Verheilung“ meist nicht nur für diese letzte Phase des Schädigungsrückgangs, sondern weniger präzise für den gesamten Prozess ab Beginn der Dilatanz- und Schädigungsabnahme verwendet.

Systematische und hochpräzise triaxiale Laborversuche zur Schädigungs- und Dilatanzrückbildung im natürlichen Steinsalz hatten bei der TUC im dritten Verbundprojekt begonnen und wurden in WEIMOS fortgeführt und wesentlich erweitert. Parallel zu auf bestehenden Anlagen durchgeführten Versuchen konstruierten die TUC-Kollegen eine Klimakammer mit vier neuen Versuchsständen mit einer gemeinsamen EMC-Steuerung. Mit dem elektro-mechanischen Hubzylinder (EMC) wird der Öldruck in der Versuchskammer um die ummantelte Probe herum hochpräzise geregelt. Dadurch lassen sich kleinste Volumenänderungen der Probe während der Schädigung oder Verheilung mit hoher Präzision messen [Herchen et al. 2018, Wolters et al. 2022].

Die TUC führte in WEIMOS die in Tab. 4 aufgelisteten und in Abb. 12 bis Abb. 20 dargestellten Versuche mit Steinsalz aus der Asse durch. Durch Nachrechnungen dieser Versuche hat jeder Partner die Modellierung der Verheilung für sein Stoffmodell weiterentwickelt und zugehörige Parameterkennwerte bestimmt.

Die Versuchsserie 1 in Abb. 12 besteht aus drei parallel durchgeführten Versuchen mit identischen Randbedingungen, die zu unterschiedlichen Zeitpunkten beendet wurden: Ass471 am Ende der Schädigungsphase, Ass470 am Ende der Manteldruckerhöhung, Ass466 nach weiteren 73 Tagen in der Verheilungsphase bei konstanter Differenzspannung von 1 MPa. Die Ergebnisse der drei Versuche stimmen hinsichtlich der axialen Verformungen, der volumetrischen Verformungen und der relativen Ultraschallgeschwindigkeiten v_p/v_0 sehr gut miteinander überein. Bemerkenswert ist, dass die Dilatanz als Maß für die Schädigung abzunehmen beginnt, sobald die Erhöhung des Manteldrucks beginnt. Allerdings kann man bei Ass466 und Ass470 auch erkennen, dass die Dilatanz erst nach einem Tag deutlicher abzufallen beginnt. Dies wirft die Frage der Existenz einer Verheilungsgrenze im Spannungsraum auf. (*Fortsetzung auf Seite 28*)

| Serie | Versuch | Dauer [d] | Temperatur [°C] | Schädigung $\sigma_z/\sigma_{x,y}$ [MPa] | Verheilung $\sigma_z/\sigma_{x,y}$ (σ_m) [MPa] |
|-------|--------------------------------------|-----------------------|-----------------|--|---|
| 1 | Ass466 Ass470 Ass471 | 111,9 38,9 11,0 | 35 | 30/2 | 30/29 (29,3) |
| 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 Ass488 Ass490 Ass491 | 116,9 | 35 | 30/2 | 21/11 (14,3) |
| 4b | Ass492 Ass493 Ass494 Ass495 | 109,8 | 35 | 30/2 | 31/6 (14,3) - 27/6 (13) |
| 4c | Ass496 Ass497 Ass498 Ass499 | 113,8 | 35 | 30/2 | 26/8,5 (14,3) - 26/16 (19,3) |
| 4d | Ass500 Ass501 Ass502 Ass503 | 81 | 70 | 30/2 | 15/14 (14,3) |

Tab. 4 In WEIMOS von der TUC durchgeführte **Verheilungsversuche** mit Asse-Steinsalz [Wolters et al. 2022], die für die Entwicklung der Modellierung der Schädigungsrückbildung und die zugehörigen Kennwertbestimmungen verwendet wurden.

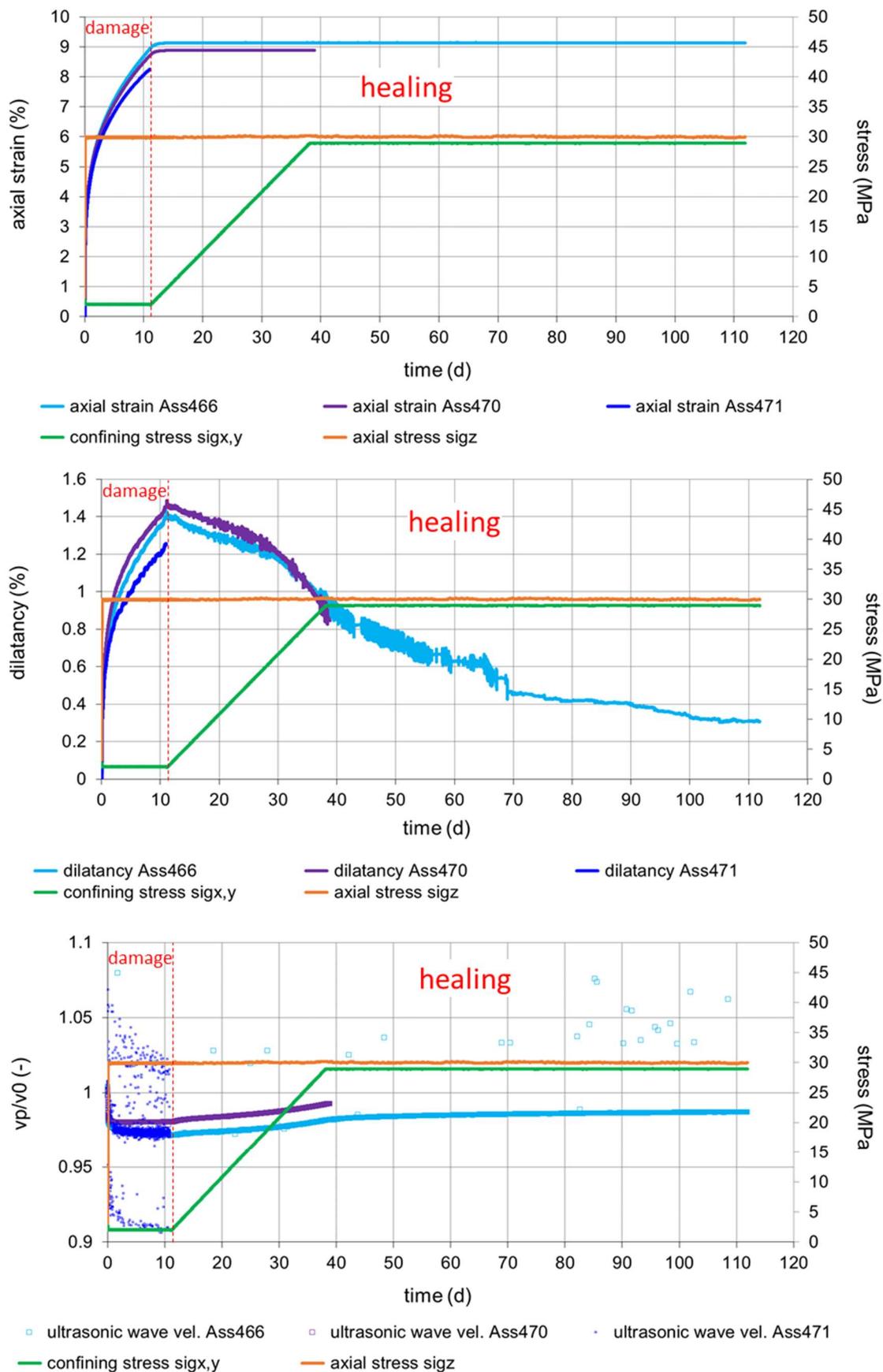


Abb. 12 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 1 mit Asse-Steinsalz, in der drei gleiche Versuche zu unterschiedlichen Zeitpunkten beendet wurden.

Während zwischen den Projektpartnern Einigkeit darüber besteht, dass es unter Kompressionsbedingungen eine Dilatanzgrenze im Spannungsraum gibt, unterhalb der keine makroskopisch zunehmende, mit einer Volumenzunahme verbundene und schließlich zum Kriechbruch führende Schädigung gibt, bestehen bei der Annahme einer entsprechenden „Verheilungsgrenze“ noch unterschiedliche Vorstellungen. In den Stoffmodellen der LUH, TUBS, TUC und im Minkley-Modell des IfG wird angenommen, dass es eine entsprechende Grenze im Spannungsraum gibt, oberhalb der keine Verheilung stattfindet. Sie kann in diesen Stoffmodellen mit der Dilatanzgrenze übereinstimmen, muss es aber nicht.

Im CDM von Hampel und im Günther/Salzer-Modell des IfG werden die bisherigen experimentellen Ergebnisse dahingehend interpretiert, dass im geschädigten Steinsalz bei jedem Druckspannungszustand auf mikrophysikalischer Ebene immer auch Schädigungsreduktion stattfinden kann, die sich auch makroskopisch auswirken kann. Das bedeutet, dass es in diesen Stoffmodellen keine „Verheilungsgrenze“ im Spannungsraum gibt. Der Verheilungsterm ist demnach bei allen Spannungen aktiv. Ob er sich tatsächlich sichtbar auswirkt, hängt dabei lediglich von der jeweiligen Spannungsbedingung ab.

In der **Versuchsserie 2**, Abb. 13, wurde der Manteldruck auf unterschiedliche Niveaus in der Verheilungsphase angehoben. Leider ist die Dilatanzmessung bei den Versuchen Ass478 und Ass480 offensichtlich fehlgeschlagen. Die Messung der Veränderung des Probenvolumens während der Schädigung und Verheilung erfolgt über die Registrierung der Veränderung des Volumens des Hydrauliköls in der Versuchskammer außerhalb der ummantelten Probe, siehe oben. Bei der Schädigung nimmt das Probenvolumen aufgrund der Öffnung von (Mikro-) Rissen und Poren zu, wodurch zur Aufrechterhaltung eines konstanten Manteldrucks Öl aus der Kammer entnommen werden muss. Bei der Verheilung nimmt das Probenvolumen durch das Schließen der (Mikro-)Risse und Poren entsprechend ab, sodass zur Aufrechterhaltung des gewünschten Manteldrucks Öl in die Kammer zurückfließen muss.

Das Problem ist, dass die gesamte Ölmenge in der Kammer ca. zehn Liter umfasst, während die Messung der Verheilung Veränderungen des Ölvolumens in der Größenordnung von wenigen Millilitern entspricht. Das bedeutet, dass das Ölvolumen über einen Zeitraum von mehreren zehn Tagen mit extremer Genauigkeit aufgezeichnet werden muss. Allerdings bleibt das gesamte Ölvolumen während der Messung nicht konstant, weil sich der Druckkolben zur Erzeugung der Axialspannung in die Kammer hinein bewegt. Außerdem führen kleinste Temperaturschwankungen zu thermischen Ausdehnungen oder Kontraktionen. Ferner ist die Kompressibilität des Hydrauliköls und des Apparaturgestänges druck- und temperaturabhängig, sodass aufwendige Kalibrierungen und eine hohe Stabilität der Randbedingungen während der gesamten Messung notwendig sind, um die Verheilung messen zu können. Zur Messung kleinster Volumenänderungen setzt die TUC ein EMC-System ein.

Vermutlich haben kleinste Leckagen der Versuchskammer bei den Versuchen Ass478 und Ass480 zu einem geringen Verlust von Hydrauliköl geführt. Dadurch wird eine Abnahme des Probenvolumens mit der Folge vorgetäuscht, dass die Dilatanz bei den beiden genannten Versuchen in der späteren Verheilungsphase sogar negativ wird und demnach das Probenvolumen am Ende kleiner als das Ausgangsvolumen zu sein scheint. Beim Versuch Ass478 scheint der Dilatanzverlauf ab Tag 25 allerdings wieder einen ins Bild passenden Verlauf zu haben, sodass hier zumindest die Verheilungsrate auswertbar erscheint (angedeutet durch Fragezeichen), zumal die Ultraschallmessung einen mit den anderen Proben übereinstimmenden Verlauf zeigt.

Tendenziell zeigt sich, dass eine Probe bei größerem Manteldruck bzw. in situ einer höheren minimalen Hauptspannung schneller verheilt.

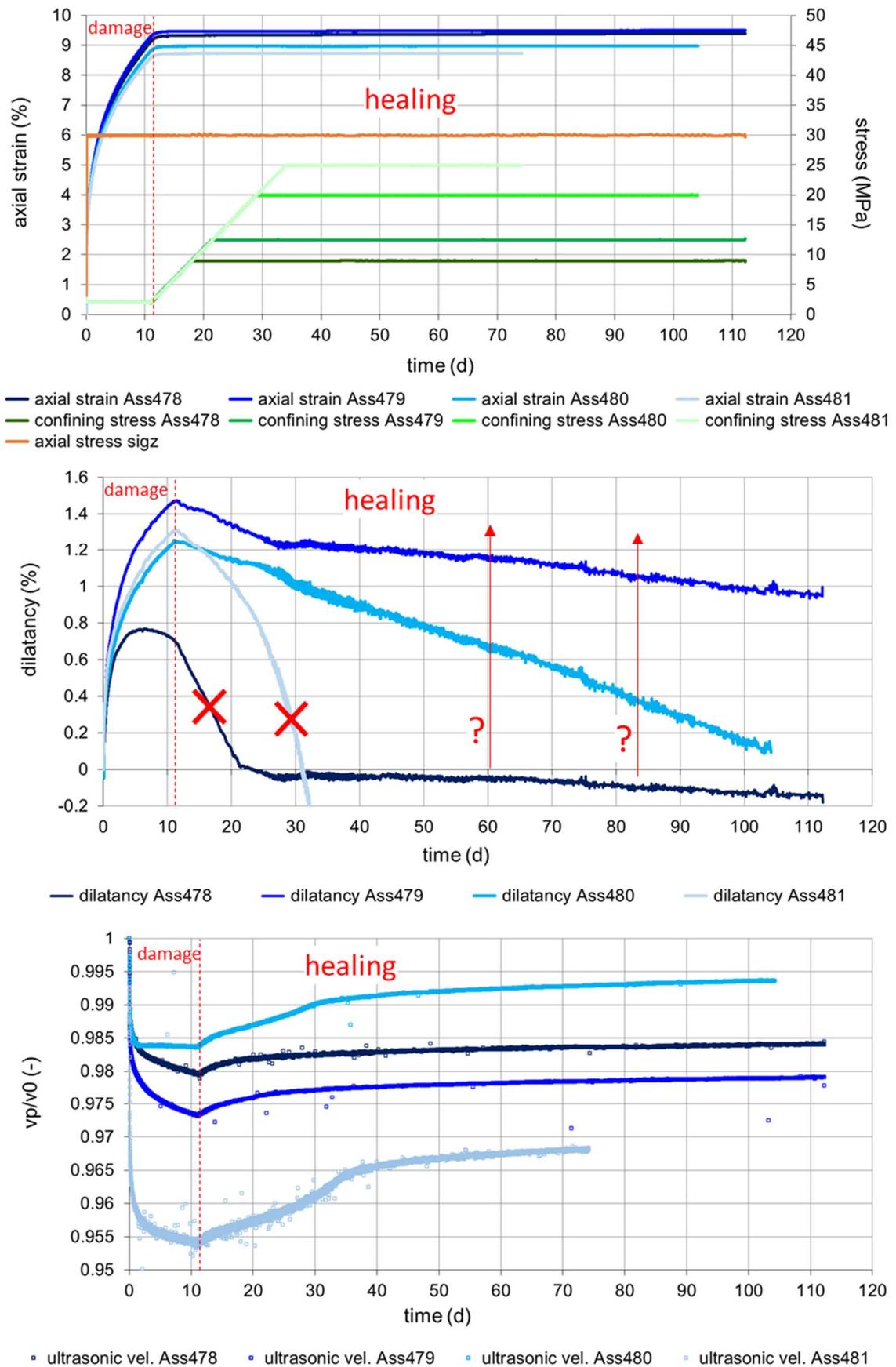


Abb. 13 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 2 mit Asse-Steinsalz zur Spannungsabhängigkeit der Verheilungsrate (X: Leckagen in Ass478 und Ass481?).

In der **Versuchsserie 3** wurde der Manteldruck nach der vierzehntägigen Schädigungsphase zunächst mit einer Rate von 2 MPa/d auf ein bestimmtes Niveau angehoben, siehe Abb. 14 oben. Nach dessen Erreichen wurde der Axialdruck mit einer Rate von 1 MPa/min auf einen Wert abgesenkt, der 1 MPa über dem Manteldruck liegt. Nach dieser ersten Verheilungsphase wurde der Axialdruck am Versuchstag 174 wieder mit 1 MPa/min auf den ursprünglichen Wert von 30 MPa angehoben und der Versuch am Tag 208 beendet. Im mittleren und unteren Diagramm in Abb. 14 sind die Verläufe der Differenzspannung und der mittleren Spannung dargestellt. Die Versuche dieser Serie unterscheiden sich demnach in der ersten Verheilungsphase im Niveau der mittleren Spannung bei identischer Differenzspannung von 1 MPa.

Die axialen Verformungen in Abb. 15 oben bleiben ab Beginn der ersten Manteldruck-erhöhung (Differenzspannungsabsenkung) mit einer Ausnahme konstant. Im Versuch Ass482 steigt die Axialverformung ab Beginn der zweiten Verheilungsphase wieder leicht an, weil die Differenzspannung auf einen Wert angehoben wird, der etwas über der Dilatanzgrenze liegt (Abb. 14 Mitte, die Dilatanzgrenze von Hampel liegt zum Beispiel in dieser Versuchsphase mit einem Manteldruck von 6 MPa bei 19 MPa, siehe Abb. 5). In den übrigen Versuchen dieser Serie bleibt die Differenzspannung auch in der zweiten Verheilungsphase deutlich unter der Dilatanzgrenze und damit die Axialverformung konstant.

In Abb. 15 Mitte unterscheiden sich die Verheilungsverläufe stark. Da die Differenzspannung in der ersten Verheilungsphase konstant ist, kann dafür nur der unterschiedliche Manteldruck oder die unterschiedliche mittlere Spannung verantwortlich sein. Demnach erfolgt die Verheilung umso schneller, je höher der Manteldruck und/oder die mittlere Spannung ist.

Während der Manteldruck in der zweiten Verheilungsphase unverändert bleibt, wird die mittlere Spannung angehoben. In den Versuchen Ass482, Ass483 und Ass485 deutet sich an, dass sich die Verheilung in dieser zweiten Verheilungsphase noch etwas verstärkt. Dies sind die Versuche mit der stärkeren Anhebung der mittleren Spannung. Bei Versuch Ass482 wird dieser Effekt sicherlich dadurch abgeschwächt, dass die Spannungsbedingung hier über der Dilatanzgrenze liegt, wodurch parallel auch weitere Schädigung erzeugt wird.

Auch die Ultraschallgeschwindigkeiten zeigen den Verheilungseffekt, der durch die Anhebung der mittleren Spannung verstärkt wird.

(Fortsetzung auf Seite 33)

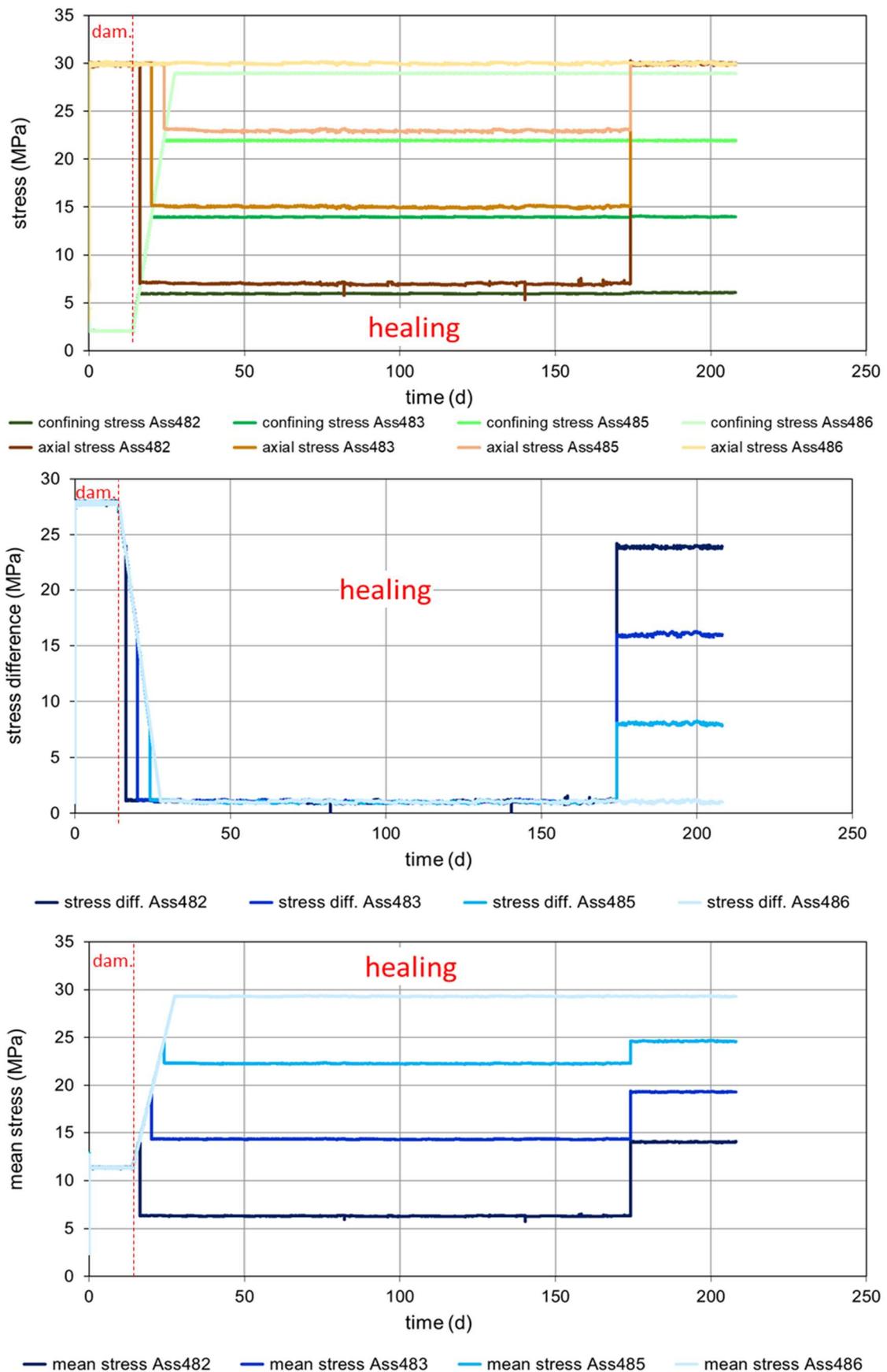


Abb. 14 Spannungsverläufe der TUC-Verheilungsversuchsserie 3 mit Asse-Steinsalz in verschiedenen Darstellungen.

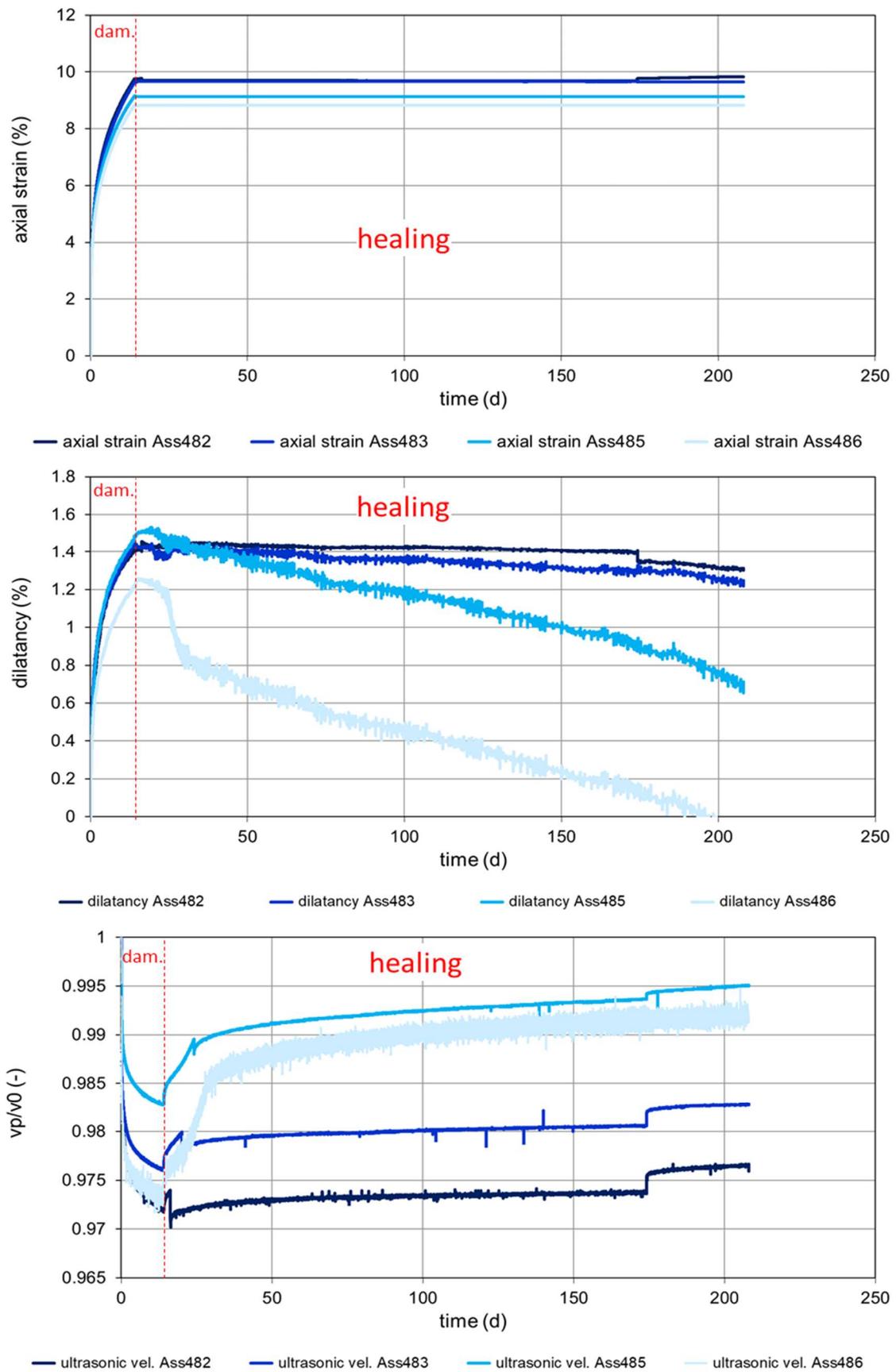


Abb. 15 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 3 mit Asse-Steinsalz mit verschiedenen Niveaus der mittleren Spannung während der Verheilung.

Die **Versuchsserie 4** besteht aus vier Teilsereien 4a bis 4d, die jeweils aus vier parallel durchgeführten Versuchen mit identischen Randbedingungen bestehen. Der Vorteil besteht darin, dass

1. die gemeinsame EMC-Regelung der vier Versuchsstände nicht permanent zwischen verschiedenen Spannungsbedingungen hin und her regeln muss, welches die Stabilität der Versuchsführung verbessert, und
2. man zu jeder Randbedingung gleich Ergebnisse von vier Proben und damit eine bessere Statistik erhält.

Aus der Teilserei 4d in Abb. 19 sind wie in der zweiten Versuchsserie (Abb. 13) zwei Versuche nicht auswertbar, weil auch bei diesen Versuchsständen offenbar kleine Leckagen aufgetreten sind. Der Versuch Ass500 zeigt darüber hinaus allerdings auch im Verlauf der Ultraschallmessung eine starke Abweichung, dessen Ursache unklar ist.

Gemeinsam ist den Teilsereien 4a bis 4d, dass die mittlere Spannung σ_m in der ersten Verheilungsphase mit 14,3 MPa gleich ist, während sich die Axial- (σ_z) und Manteldrücke ($\sigma_{x,y}$) sowie die Differenzspannungen $\Delta\sigma$ unterscheiden, siehe auch Tab. 4:

$$4a: \sigma_z = 21 \text{ MPa}, \quad \sigma_x = \sigma_y = 11 \text{ MPa}, \quad \Delta\sigma = 10 \text{ MPa}, \quad \sigma_m = 14,3 \text{ MPa},$$

$$4b: \sigma_z = 31 \text{ MPa}, \quad \sigma_x = \sigma_y = 6 \text{ MPa}, \quad \Delta\sigma = 25 \text{ MPa}, \quad \sigma_m = 14,3 \text{ MPa},$$

$$4c: \sigma_z = 26 \text{ MPa}, \quad \sigma_x = \sigma_y = 8,5 \text{ MPa}, \quad \Delta\sigma = 17,5 \text{ MPa}, \quad \sigma_m = 14,3 \text{ MPa},$$

$$4d: \sigma_z = 15 \text{ MPa}, \quad \sigma_x = \sigma_y = 14 \text{ MPa}, \quad \Delta\sigma = 1 \text{ MPa}, \quad \sigma_m = 14,3 \text{ MPa}.$$

Da die Ergebnisse dieser Teilsereien in Abb. 16 bis Abb. 19 schwer miteinander vergleichbar sind, wurde jeweils ein „repräsentativer“ Versuch ausgewählt, der den jeweiligen mittleren Verlauf widerspiegelt. Die Dilatanzverläufe dieser ausgewählten vier Versuche werden in Abb. 20 miteinander verglichen, und zwar im Vergleich mit den Verläufen der mittleren Spannung (oben), des Manteldrucks (Mitte) und der Differenzspannung (unten). Zur besseren Übersicht ist nur die erste Verheilungsphase dargestellt, die unterschiedlich lange gedauert hat. Dabei ist zu beachten, dass die Schädigungsphasen ebenfalls unterschiedlich lang dauerten und außerdem die erreichte maximale Dilatanz selbst bei gleicher Dauer stets von Probe zu Probe etwas abweicht.

Im oberen Diagramm der Abb. 20 zeigt sich bei den Versuchen Ass490 (Teilserei 4a), Ass492 (4b) und Ass497 (4c) ein ähnlicher Verheilungsverlauf, während die Probe Ass503 aus der Teilserei 4d dagegen schneller verheilt. Der andere auswertbare Versuch Ass501 dieser Teilserei 4d zeigt einen sogar noch etwas stärkeren Dilatanzabfall. In dieser Teilserei ist der Manteldruck in der Verheilungsphase am größten und die Differenzspannung am kleinsten.

In der Teilserei 4c wird der Manteldruck in der Verheilungsphase am Versuchstag 64 um 7,5 MPa angehoben (Abb. 18), welches zu einer Steigerung der mittleren Spannung und einer Absenkung der Differenzspannung führt. Wiederum zeigt sich, dass sich dadurch die Verheilung etwas beschleunigt. Die Absenkung der Axialspannung um 4 MPa am Versuchstag 46 bei der Teilserei 4b in Abb. 17 hat dagegen keinen sichtbaren Effekt auf den Verlauf der Dilatanzkurven und Ultraschallgeschwindigkeiten.

(Fortsetzung auf Seite 39)

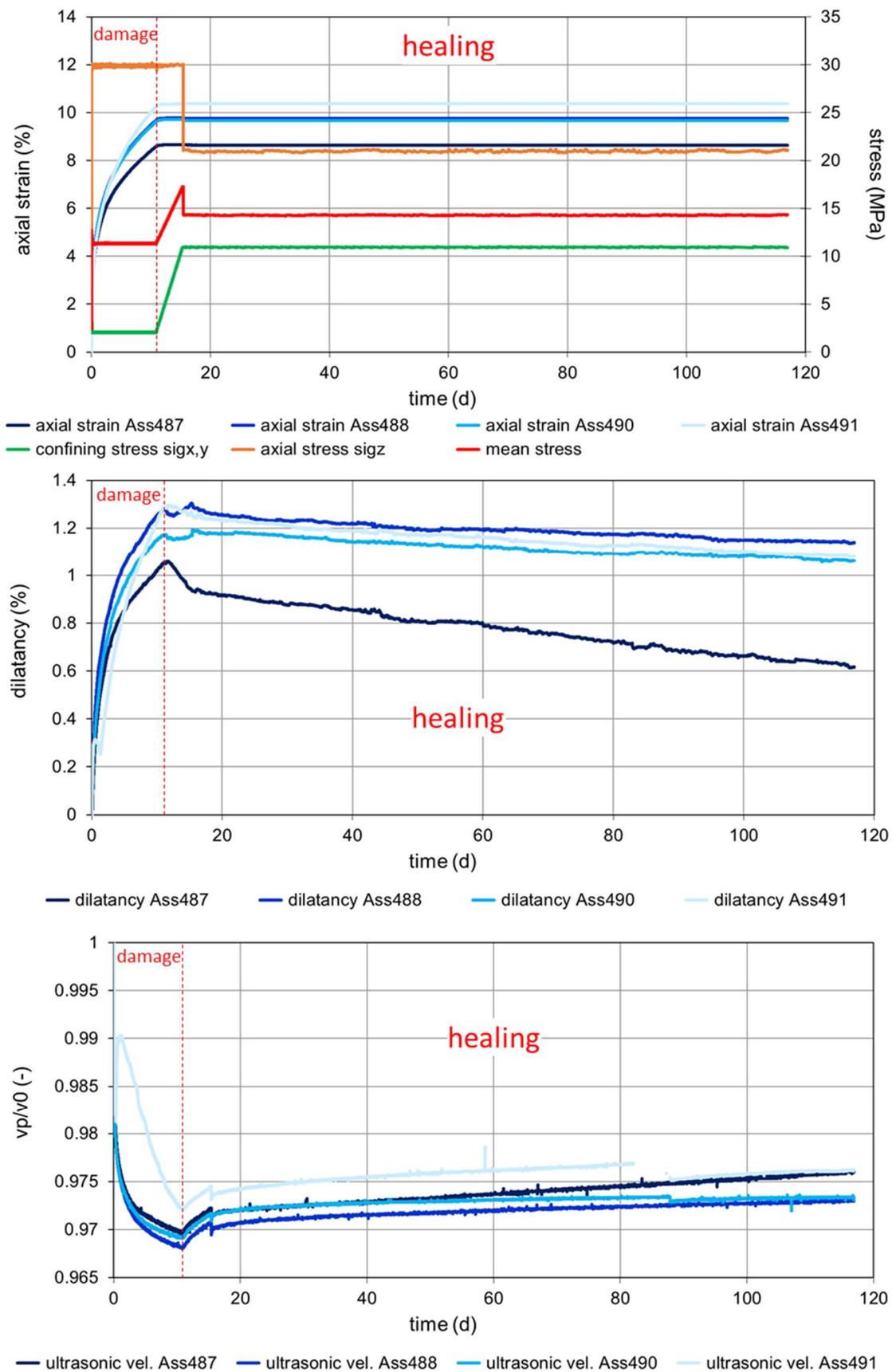


Abb. 16 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 4a mit Asse-Steinsalz mit vier parallel durchgeführten Versuchen mit gleichen Randbedingungen.

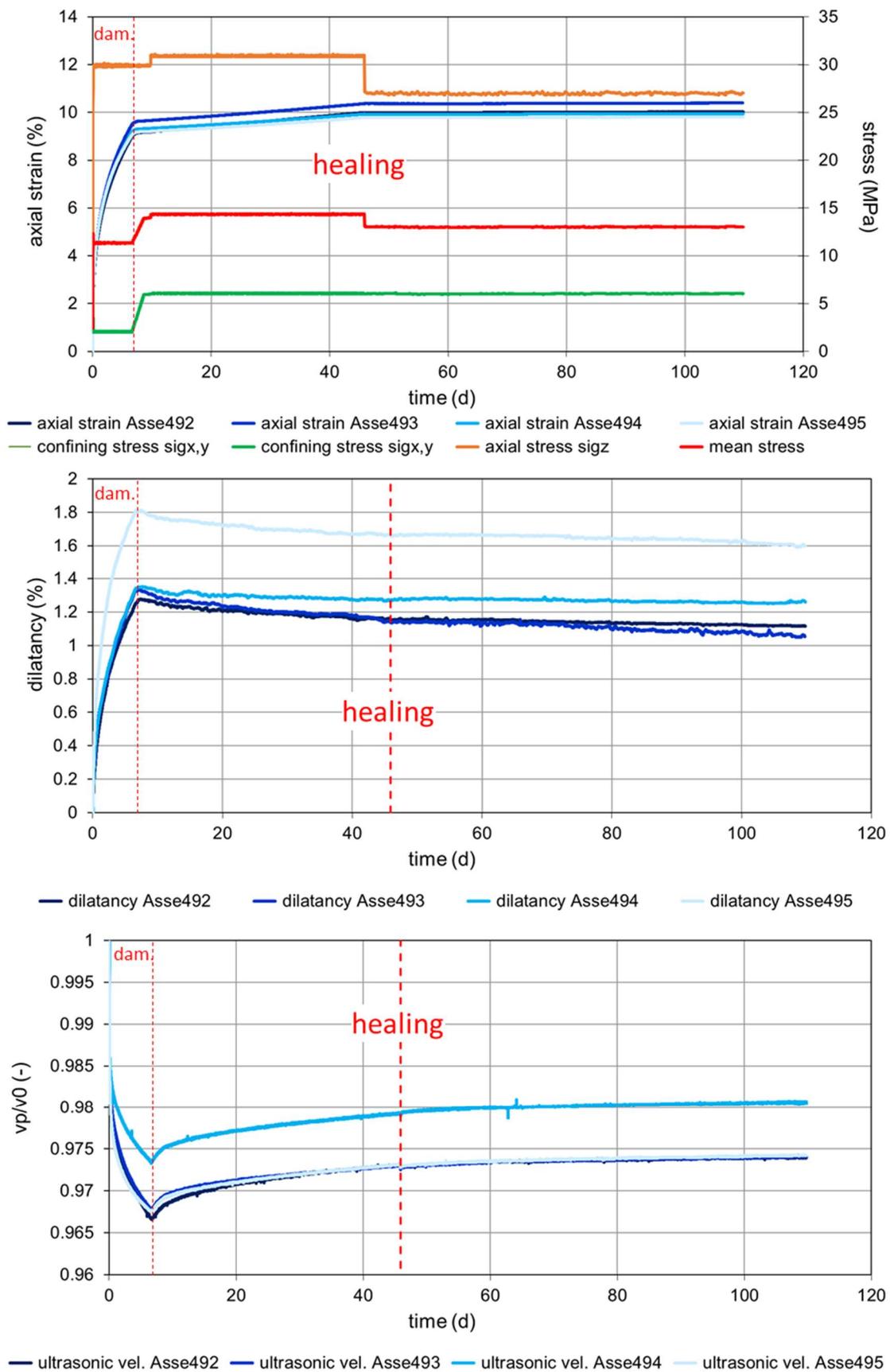


Abb. 17 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 4b mit Asse-Steinsalz mit vier parallel durchgeführten Versuchen mit gleichen Randbedingungen.

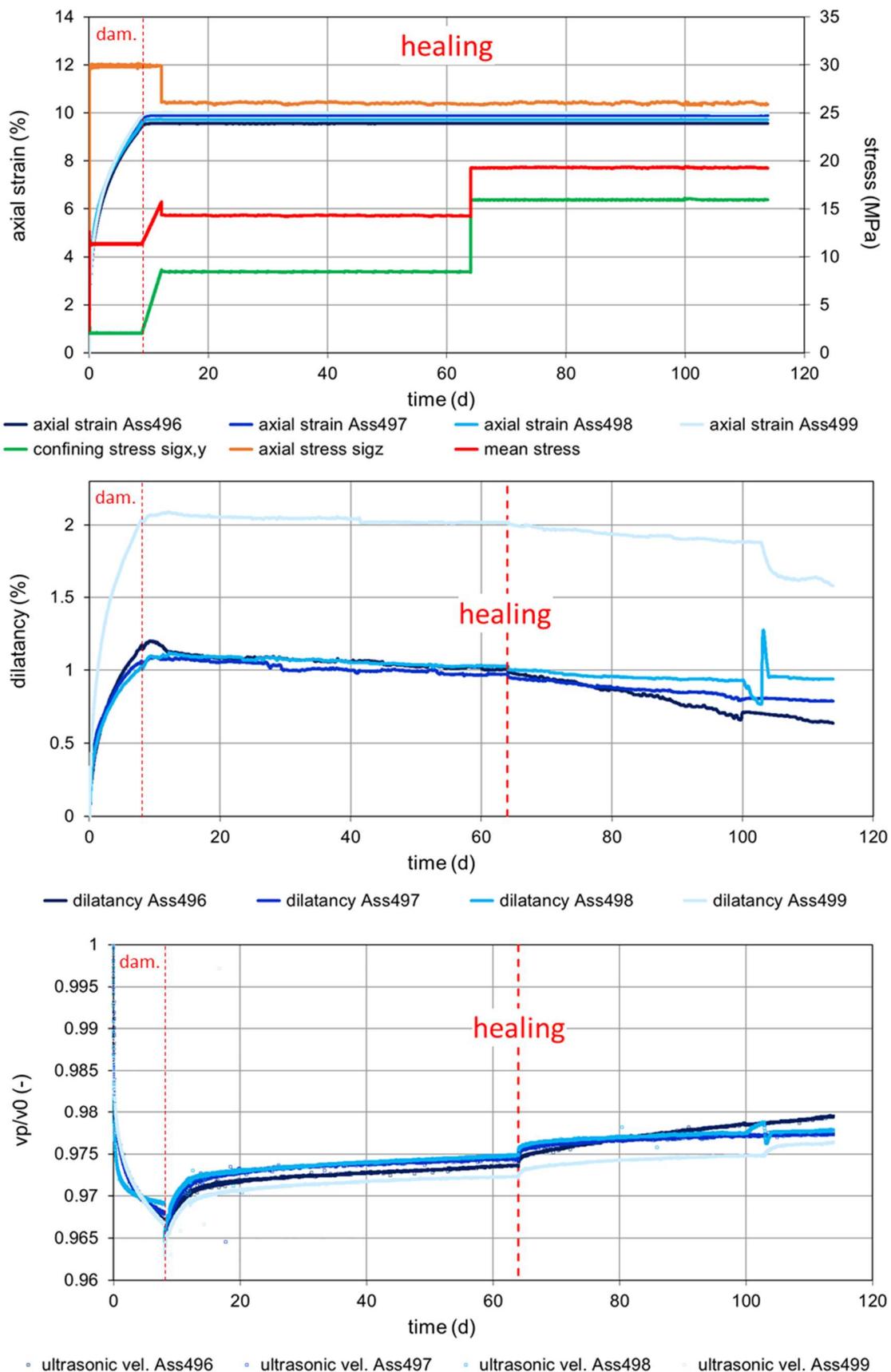


Abb. 18 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 4c mit Asse-Steinsalz mit vier parallel durchgeführten Versuchen mit gleichen Randbedingungen.

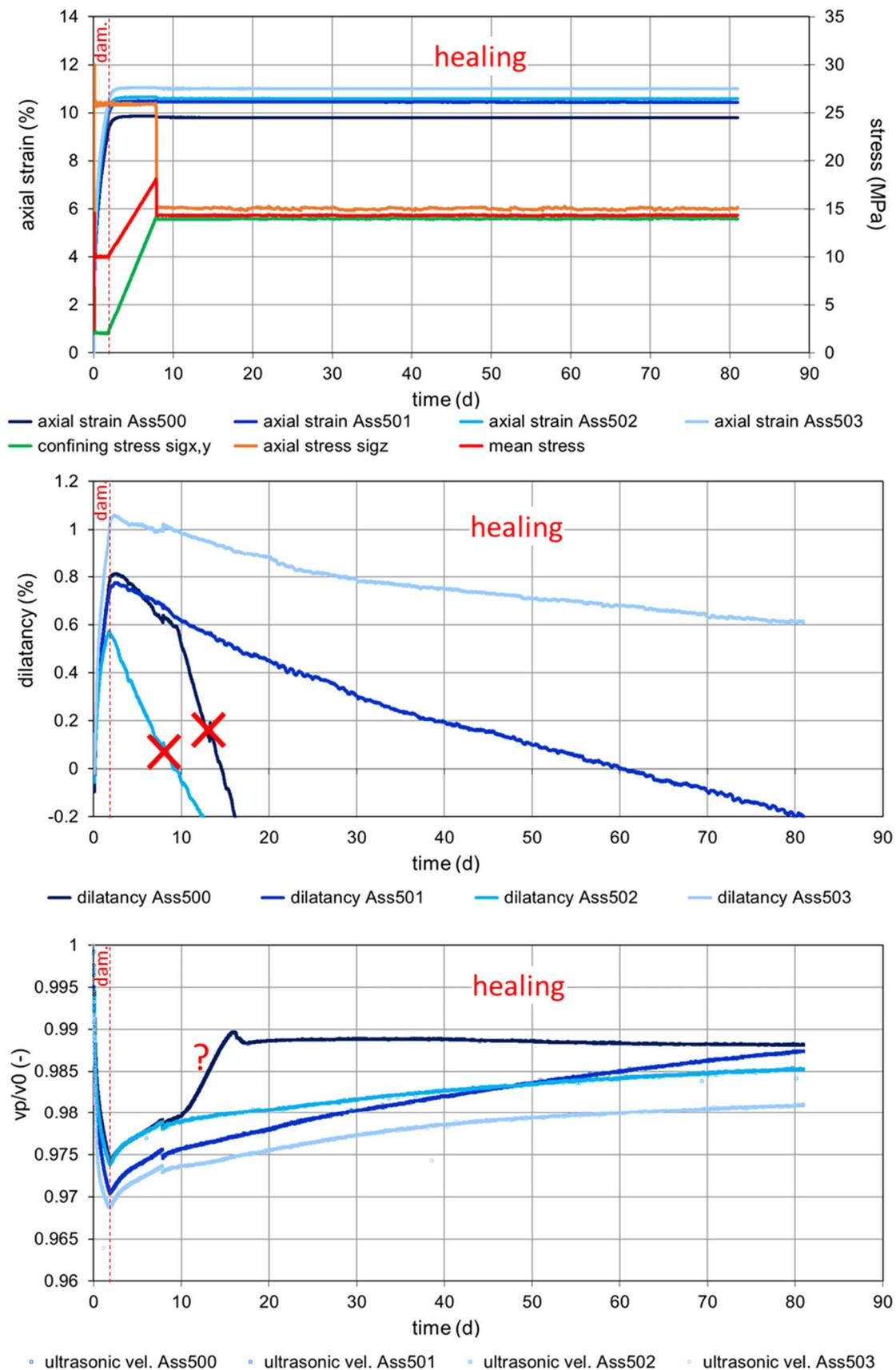


Abb. 19 Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserie 4d mit Asse-Steinsalz mit vier parallel durchgeführten Versuchen mit gleichen Randbedingungen.

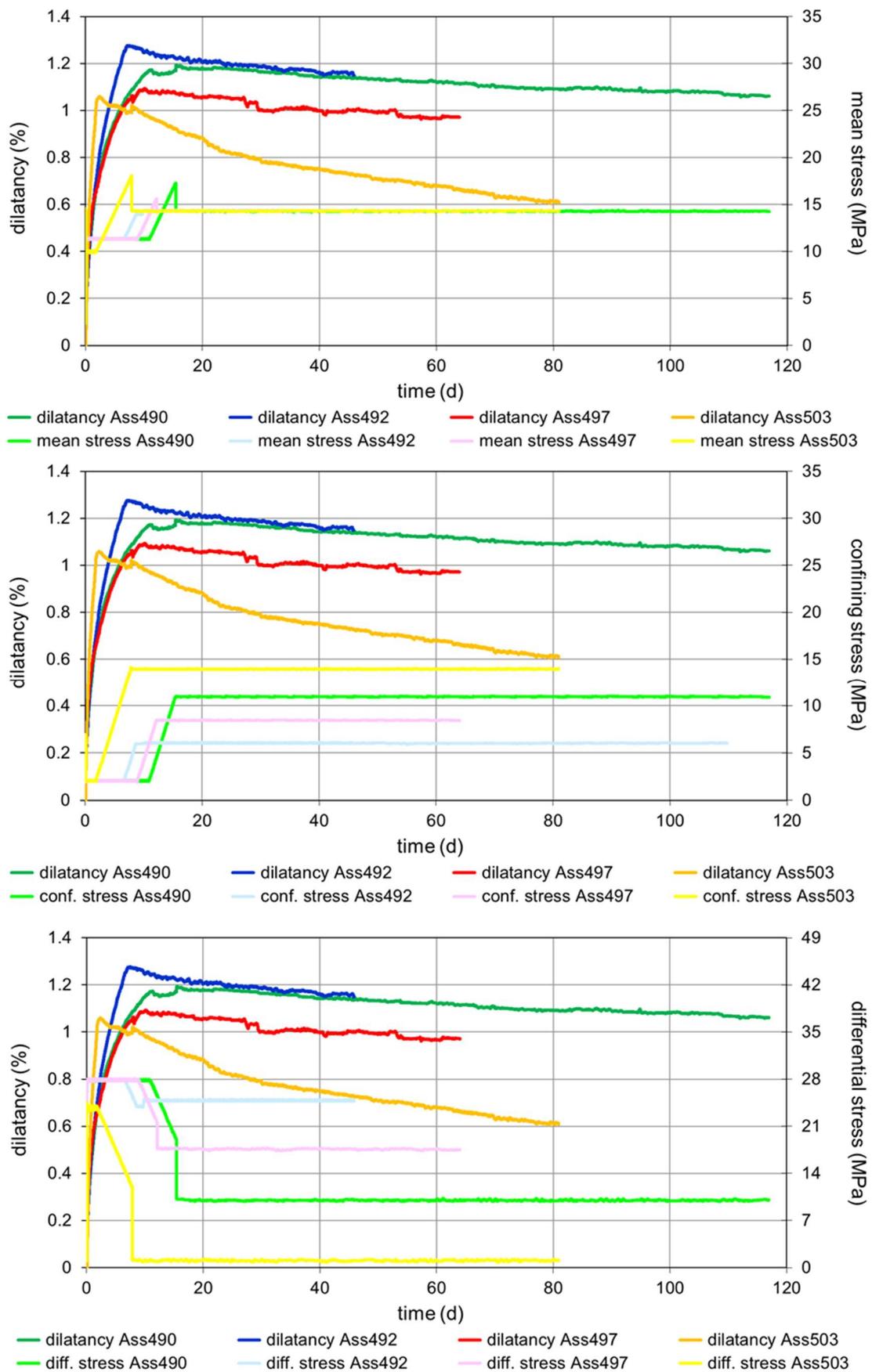


Abb. 20 Repräsentative Ergebnisse der TUC-Verheilungsversuchsserien 4a bis 4d mit Asse-Steinsalz mit verschiedenen Spannungsdarstellungen im Vergleich.

Insgesamt haben die bisherigen Verheilungsversuche gezeigt, dass die Verheilungsrate (Rate des Schädigungsrückgangs) von der aktuellen volumetrischen Verformung in der jeweiligen Raumrichtung abhängt. Im CDM wird eine quadratische Abhängigkeit verwendet, in den Stoffmodellen der LUH und TUC eine lineare. Das LUH-Modell Lubby-CF verwendet zusätzlich eine Abhängigkeit vom LUH-Schädigungsparameter ω . In den IfG-Modellen hängt die Verheilungsrate von $\varepsilon_{\text{vol}}^2 / (1 + \varepsilon_{\text{vol}}^2)$ ab. Im TUBS-Ausdruck für die Verheilungsrate tritt die Dilatanz im Argument einer Tangens-Hyperbolicus-Funktion auf.

Nach den bisher durchgeführten Versuchsserien sind sich die Projektpartner außerdem darin einig, dass die aktuelle Spannungsbedingung einen großen Einfluss auf die Verheilungsrate hat. Noch unterschiedliche Ansichten bestehen in der Frage, welche Spannungsgrößen (Manteldruck p bzw. minimale Hauptspannung σ_3 , mittlere Spannung σ_m , Differenzspannung $\Delta\sigma$ bzw. Vergleichsspannung σ_{eq}) die Verheilungsrate entscheidend beeinflussen und zur Modellierung im Stoffmodell am besten geeignet sind: Im CDM von Hampel hängt die Verheilungsrate linear von der minimalen Hauptspannung σ_3 und der vierten Potenz der mittleren Spannung σ_m ab. In den beiden IfG-Modellen hängt sie nur von σ_3 ab, im LUH-Modell und im TUBS-Modell dagegen nur von σ_m . Im TUC-Modell hängt die Verheilungsrate von der von-Mises-Vergleichsspannung σ_{eq} und der vorherrschenden Mikrorisorientierung und damit von den Spannungs- und Spannungsratenkomponenten ab.

Die bisherigen empirischen Formulierungen der Abhängigkeiten der Verheilungsrate (Rate des Schädigungsrückgangs) von den Versuchsbedingungen haben sich aus optimierten Anpassungen der Stoffmodelle an die Ergebnisse der TUC-Versuchsserien ergeben. Dabei war auch hierbei das Ziel, alle Ergebnisse der Serien mit einem konstanten Satz von Kennwerten für die Stoffmodellparameter möglichst gut zu beschreiben. Trotz der unterschiedlichen mathematischen Formulierungen bedeutet die Weiterentwicklung der Modellierung in WEIMOS einen erheblichen Fortschritt gegenüber dem Stand vor WEIMOS. Die Unterschiede in den Formulierungen und bei einigen Ergebnissen der Simulationsberechnungen zeigen allerdings, dass weitere Versuchsserien benötigt werden, um eindeutigeren Rückschlüsse auf die die Verheilung entscheidend beeinflussenden Größen und ihre Abhängigkeiten zu erlauben.

3.7 Verformungsverhalten und Schädigung infolge von Zugbelastungen

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. 21. Zu Beginn wurden dazu in Kompressionsrichtung unterschiedliche Vorschädigungen der Proben aufgeprägt, die wie oben durch die volumetrische Verformung beschrieben werden. Anschließend erfolgte die Extension mit an die Druckplatten geklebter Zylinderprobe.

Diese Art der Vorschädigung erzeugt allerdings Mikrorisse, die sich vornehmlich in radialer Probenrichtung öffnen, s. Abb. 7 links auf Seite 19. Die anschließende Zugverformung erfolgte dagegen in axialer Richtung und damit vornehmlich entlang der Rissachsen. In dieser Richtung liegt aber kaum Schädigung vor. Außerdem ist die in Abb. 21 aufgetragene Dilatanz ε_{vol} ein über die gesamte Probe gemittelter Wert, während für den Eintritt des Zugbruchs eine lokal erheblich höhere Schädigung und dort das lokale Überschreiten der Zugfestigkeit maßgebend ist. Diese Gegebenheiten werden dafür verantwortlich gemacht, dass sich in Abb. 21 nicht deutlicher zeigt, dass eine stärker vorgeschädigte Probe eher einen

Zugbruch erleiden sollte, das heißt, dass die Zugfestigkeit mit zunehmender (Vor-)Schädigung abnehmen sollte, wie es die Modelllinie andeutet.

Da eine solche Abhängigkeit plausibel erscheint und erwartet wird, dass sie sich bei einer anderen Versuchsführung (siehe unten) auch zeigt, wurde eine funktionale Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Dilatanz bzw. im Modell Lubby-CF vom Schädigungsparameter eingeführt, wobei die Ursache sowohl eine Scher- als auch eine Zugschädigung sein kann. Im TUC-Modell Lux/Wolters/Lerche tritt Zugschädigung nur auf, wenn die minimale Hauptspannung mindestens bei 20 % der Zugfestigkeit liegt. In Abb. 21 ist ein Beispiel eingetragen, bei dem die Zugfestigkeit vom Wert des ungeschädigten Steinsalzes ausgehend linear abnimmt, bis sie bei einer kritischen Dilatanz (einer kritischen Schädigung) den Wert Null erreicht. Im IfG-Minkley-Modell wird dagegen eine Tabellenfunktion verwendet, die beschreibt, wie die Zugfestigkeit von der plastischen Zugverformung abhängt, Zwischenwerte werden dabei durch Interpolation ermittelt.

Bei einer Modellsimulation wird zunächst die Dilatanz bzw. der Schädigungsparameter als Maß für die lokale Zug- oder Scherschädigung ausgerechnet. Anschließend wird damit die aktuelle Zugfestigkeit ermittelt. Erreicht die positive minimale Hauptspannung (Zugspannung) diesen Wert oder ist sie größer, so wird die Zugfestigkeit sofort (CDM, IfG-Günther/Salzer, Lubby-CF) oder zumindest meist schnell (TUC) auf Null gesetzt. Im Lubby-CF-Modell erreicht der Schädigungsparameter beim Zugbruch nahezu instantan seinen Maximalwert. Auf diese Weise wird der Eintritt eines Sprödbruchs beschrieben. Im TUBSSalt-Modell reduziert sich die Zugfestigkeit mit Zunahme der Schädigungsvolumendehnung.

In einer Modellzone, die einen Zugbruch erlitten hat, werden Zugspannungen fortan mithilfe der *tension-cut-off*-Methode umgelagert. Oberhalb der Dilatanzgrenze entwickeln sich Dilatanz und Schädigung weiter – außer im Lubby-CF-Modell, in dem der Schädigungsparameter bereits seinen Maximalwert eingenommen hat. Sie können aber auch beim Auftreten von Druckspannungen durch Verheilung wieder reduziert werden. Entsprechend ändern sich (außer im IfG-Minkley-Modell) auch die schädigungsabhängigen elastischen Moduln.

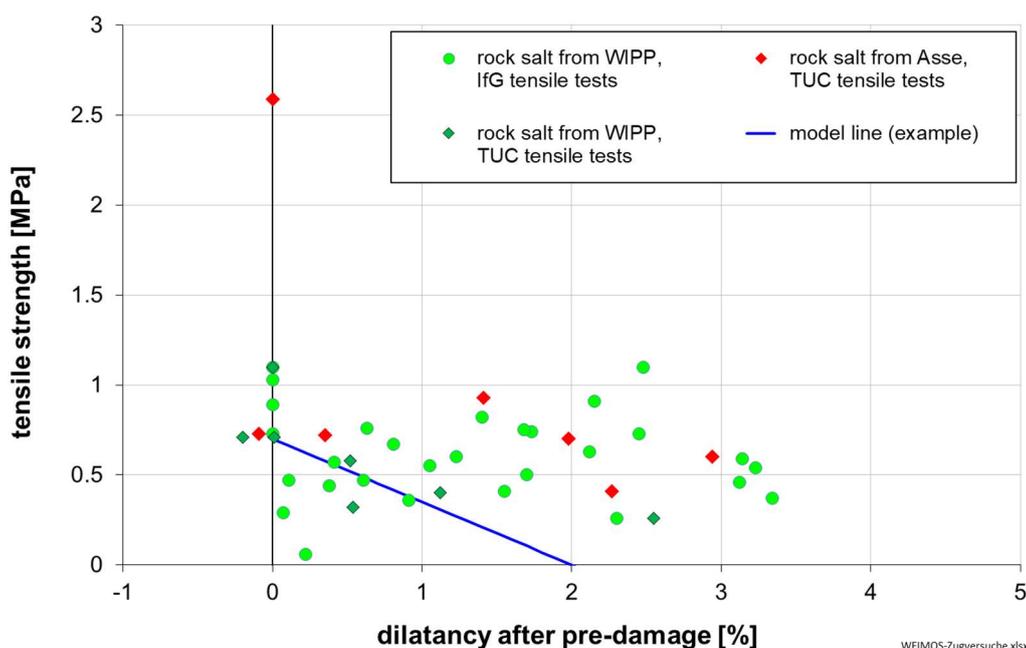


Abb. 21 Ergebnisse zur Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der durch die gemessene Dilatanz charakterisierten Vorschädigung für Steinsalz aus der WIPP und aus der Asse. Die Modelllinie beschreibt den modellierten abnehmenden Zusammenhang, s. Text.

3.8 Elastische Verformung

Die elastische Verformung wird in den beteiligten Stoffmodellen mit dem verallgemeinerten Hookeschen Gesetz für isotrope Medien beschrieben.

Die elastischen Moduln werden in geschädigtem Steinsalz von allen Projektpartnern schädigungsabhängig formuliert, um die weicheren elastischen Eigenschaften in geschädigtem und dilatantem Steinsalz mit geöffneten Mikrorissen beschreiben zu können.

4 Kennwertbestimmungen für die Stoffmodellparameter

In diesem Kapitel werden einige grundsätzliche Anmerkungen zu Kennwertbestimmungen für verschiedene Steinsalztypen mit Hilfe von Nachrechnungen von Laborversuchen gemacht. Die entsprechenden Arbeiten jedes Projektpartners in WEIMOS sind in den jeweiligen Einzelberichten detailliert beschrieben.

Grundlage für die Weiterentwicklungen der Stoffmodelle der Projektpartner und für die Bestimmung von Kennwerten der Stoffmodellparameter waren die von den Partnern IfG und TUC im vorherigen Verbundprojekt III durchgeführten spannungskontrollierten Kriech- und verformungsratekontrollierten Festigkeitsversuche mit Steinsalz aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA. Die Verheilungsversuchsserien wurden von der TUC mit Steinsalz aus der Schachanlage Asse II durchgeführt, siehe Kapitel 3.6, weil für Steinsalz aus der WIPP noch keine verlässlichen Versuchsdaten gewonnen werden konnten.

Im Steinsalz der WIPP wurde lange Zeit von Sandia 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 III wurden von den Partnern IfG und TUC systematische Laborversuchsserien mit neu erbohrtem Probenmaterial aus der WIPP zu beiden „Salztypen“ durchgeführt. 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. 2 bis Abb. 4 auf den Seiten 12 bis 14 exemplarisch für die stationären Kriechraten zeigen. Es besteht daher mit Blick auf das thermomechanische Verhalten insgesamt keine Notwendigkeit, bei der Kennwertbestimmung zwischen *clean* und *argillaceous salt* aus der WIPP zu unterscheiden. Einige Partner haben daher nur einen für beide „Salztypen“ gültigen Kennwertsatz ermittelt, andere haben die Versuche mit *clean* und *argillaceous salt* separat angepasst und dafür zwei geringfügig voneinander abweichende Kennwertsätze bestimmt. Da der Unterschied allerdings klein ist, wurden die nachfolgend beschriebenen Simulationen von der Mehrheit der Partner mit nur einem Kennwertsatz (ggf. dem für *clean salt*) durchgeführt.

Die Nachrechnungen der Laborversuche mit den Stoffmodellen dienen den folgenden beiden Zielen:

1. Weiterentwicklung und Überprüfung der Modellierung der beschriebenen Verformungsphänomene und ihrer Abhängigkeiten von den untersuchten Randbedingungen,
2. Bestimmung von Kennwerten der Stoffmodellparameter für WIPP-Steinsalz als Grundlage für die nachfolgenden Berechnungen.

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 Salzsichten 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 Salzsichten mit unterschiedlichen Verformungseigenschaften von großer Bedeutung, wie sie vor allem in steiler Lagerung bei Diapiren (z. B. Salzstöcken) 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, Seite 25 [Wolters et al. 2022]) und ausgefeilte Versuchsführungen (z. B. zur Bestimmung der stationären Kriechrate, Seite 10 [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.

5 Simulation des aktuellen Salzaufstiegs 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 das Steinsalz nach 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 Salzschichten 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 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} bis 10^{-11} 1/d (siehe unten, Abb. 26) 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 in FLAC3D [Itasca 2012/2017/2019] mit dem Modell eines generischen Salzstocks durch. Das vom IfG erstellte Modell lehnt sich an die Verhältnisse am Salzstock Gorleben an, siehe Abb. 22 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 20303 Zonen und 40602 Gitterpunkten. Im Salzstock wurde das in Abb. 22 oben eingezeichnete konstante Temperaturprofil angenommen, der Temperaturgradient beträgt 2,3 K/100 m.

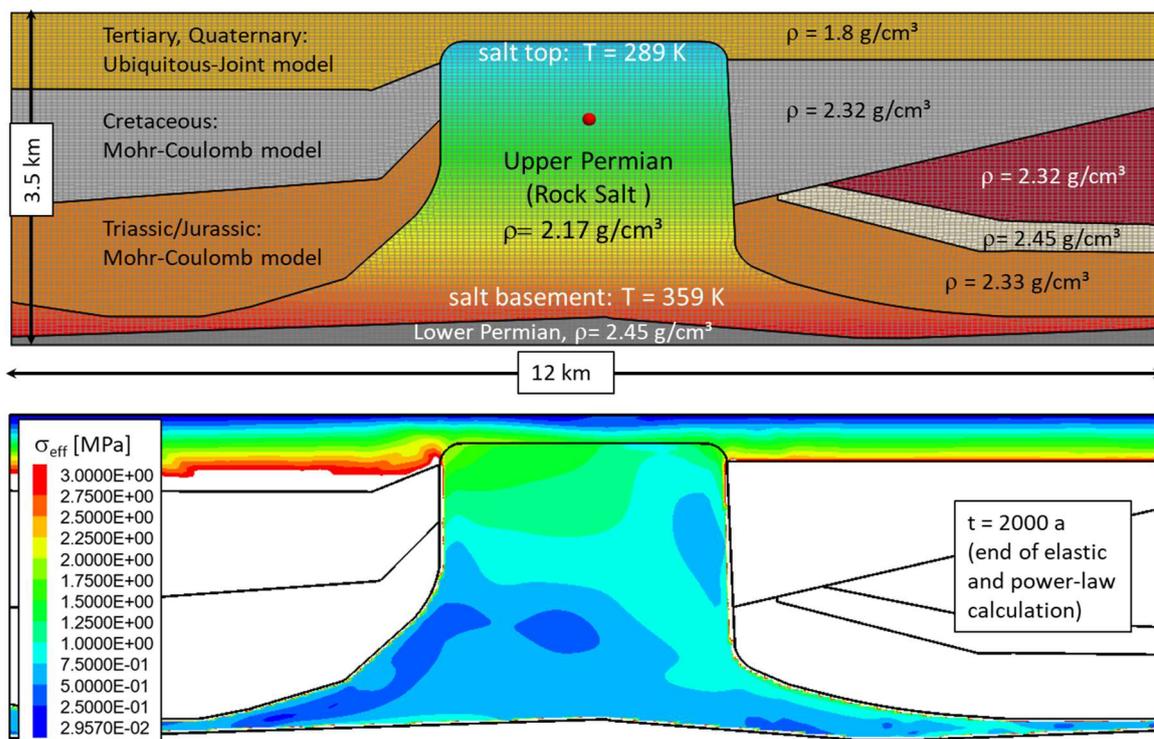


Abb. 22 Oben: FLAC3D-Modell eines generischen Salzstocks mit farblich eingezeichneter Temperaturverteilung. Unten: Vom IfG mit einem Norton-Ansatz berechnete Ausgangsverteilung der Effektivspannungen (Darstellung bis maximal 3 MPa).

Die vereinfachte Stratigraphie des Deckgebirges wurde mit den in Abb. 22 oben angegebenen elastoplastischen Stoffmodellen und Dichten simuliert. Das Steinsalz wurde ebenfalls sehr vereinfachend als homogen angenommen und mit den im Verbundprojekt III ermittelten Kennwerten für Asse-Speisesalz berechnet.

Das Ziel der Simulationen bestand nicht darin, den kompletten Diapirismus zu beschreiben, sondern die aktuelle 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 für den Zeitraum Miozän bis Quartär von 20 m pro 1 Million Jahre angegeben, das entspricht einer Aufstiegsrate von 0,02 mm/Jahr.

Zunächst wurde das gemeinsame FLAC3D-Modell vom IfG anfangs 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. 22 unten. Danach hat jeder Partner die Simulationen mit seinem eigenen Stoffmodell und Kennwerten für Asse-Speisesalz 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 der Stoffmodelle am Beginn von WEIMOS widerspiegeln. Abb. 23 zeigt die Spannungsabhängigkeiten der stationären Kriechraten bei sehr kleinen Differenzspannungen, wie sie sich am Beginn von WEIMOS darstellten. Diese Verläufe der stationären Kriechraten wurden anhand von Laborversuchen in Verbundprojekt III bei Differenzspannungen über 8 MPa ermittelt und stellen daher erhebliche Extrapolationen zu kleinen Spannungen hin dar.

Nach 1 Million Jahren, am Ende der unter Annahme kleiner Verzerrungen durchgeführten Berechnungen, ergaben sich die in Abb. 24 gezeigten Effektivspannungsverteilungen und Verläufe. Die Effektivspannungen liegen bei allen Partnern unter 0,5 MPa, größtenteils sogar – zum Teil weit – unter 0,1 MPa. Die Unterschiede in den stationären Kriechraten in Abb. 23 wirken sich in Abb. 24 tendenziell dahingehend aus, dass die Stoffmodelle mit den höheren Kriechraten bei kleinen Differenzspannungen zu einem stärkeren Abbau der Effektivspannungen im Salzstock geführt haben.

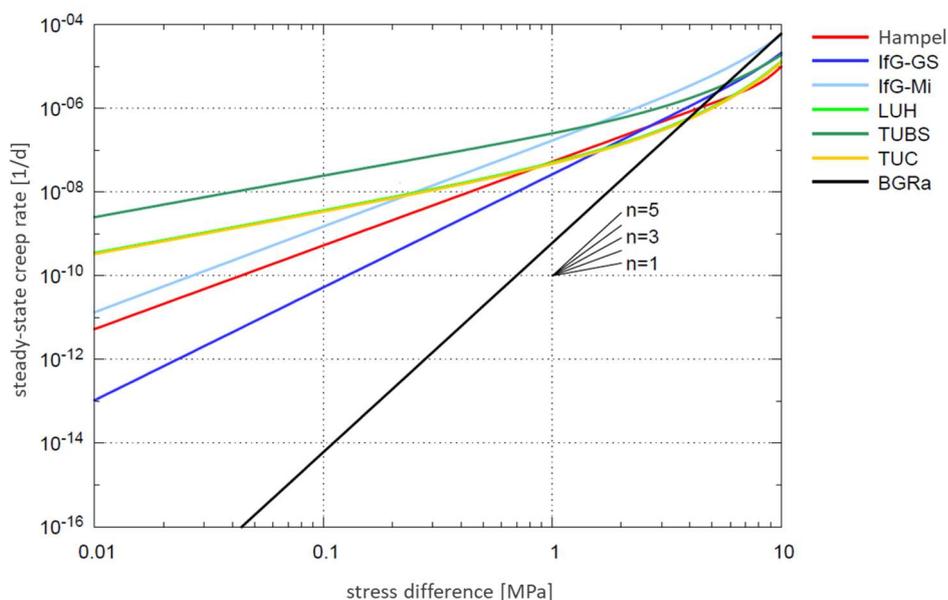


Abb. 23 Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechraten verschiedener Stoffmodelle im Bereich kleiner Differenzspannungen, Stand: Beginn von WEIMOS.

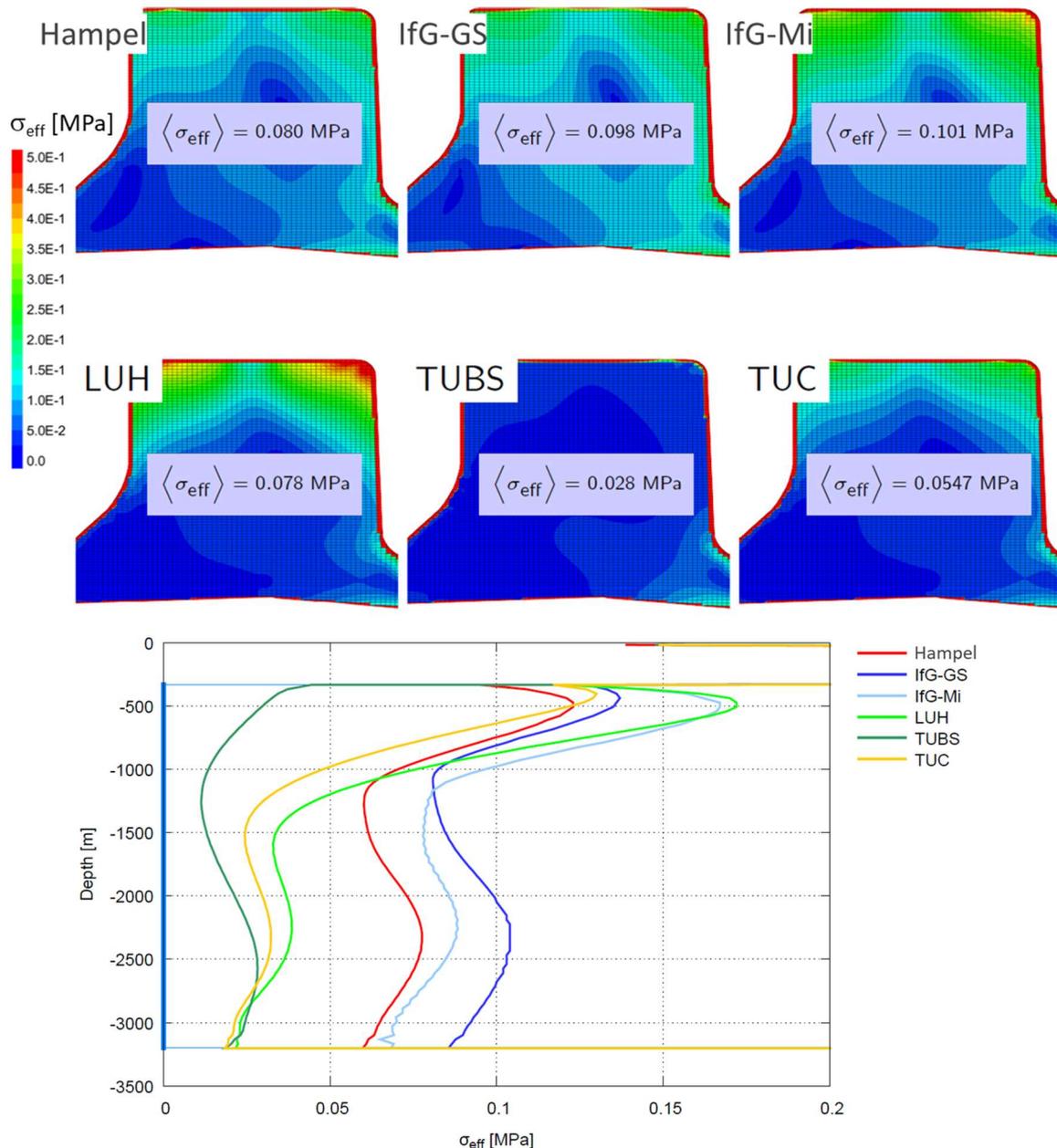


Abb. 24 Von den Partnern berechnete Effektivspannungsverteilungen im oberen Bereich des Salzstocks nach 1 Million Jahren (oben) und deren Verläufe entlang einer senkrechten Profillinie in der Salzstockmitte (unten).

Abb. 25 zeigt einen Vergleich der berechneten Entwicklungen der Salzaufstiegsgeschwindigkeiten im oberen Bereich des Salzstocks an dem in Abb. 22 oben eingezeichneten roten Punkt. Der Vergleich mit dem violett markierten „Zielbereich“, der Abschätzungen für den Salzstock Gorleben [z. B. GRS 2011] entspricht, deutet darauf hin, dass die höheren stationären Kriechraten aus Abb. 23 zu über den Literaturangaben liegenden Ergebnissen führen.

Trägt man die berechneten Salzaufstiegsgeschwindigkeiten nach 1 Million Jahren aus Abb. 22 über der stationären Kriechrate des Stoffmodells des zugehörigen Partners bei der Differenzspannung 0,1 MPa aus Abb. 20 auf, so erhält man das Diagramm in Abb. 26. Die verschiedenen Ergebnisse liegen in der doppeltlogarithmischen Darstellung auf einer Geraden. Auch ein mit dem Norton-Ansatz BGRa berechnetes Ergebnis liegt auf dieser

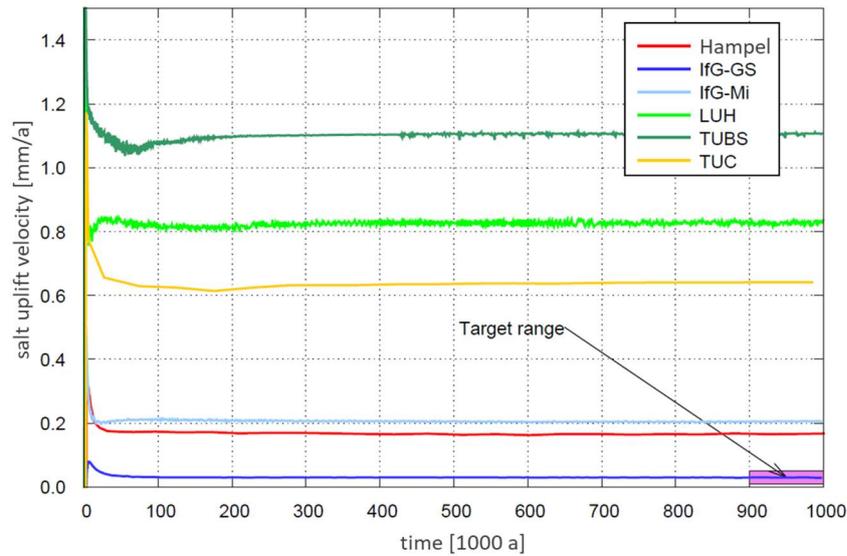


Abb. 25 Von den Partnern berechnete Entwicklungen der Salzaufstiegsgeschwindigkeiten im oberen Bereich des Salzstocks an dem roten Punkt in Abb. 22 oben. Der violett eingefärbte „Zielbereich“ entspricht Abschätzungen in der Literatur für die aktuelle Hebung im Salzstock Gorleben [z. B. GRS 2011].

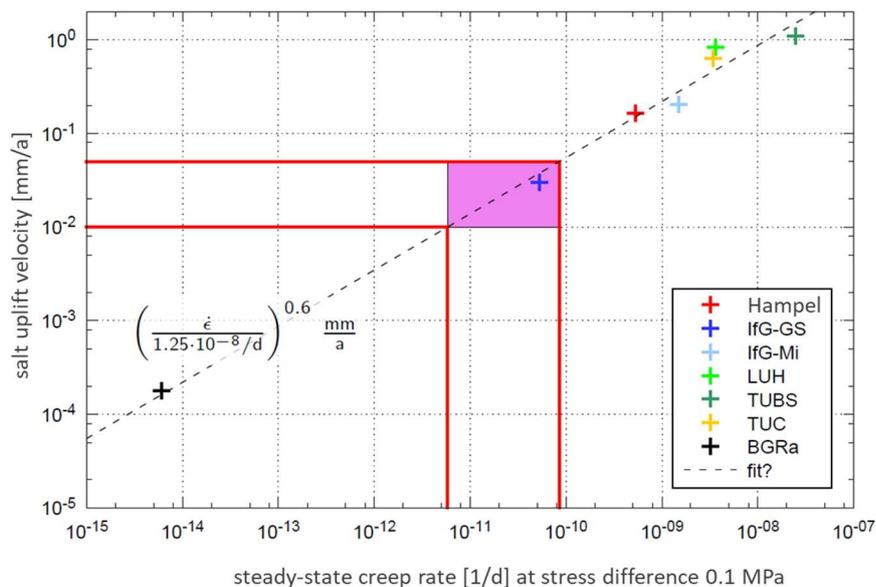


Abb. 26 Berechnete Salzaufstiegsgeschwindigkeiten nach 1 Million Jahren aus Abb. 25, aufgetragen über der stationären Kriechrate des Stoffmodells des zugehörigen Partners bei der Differenzspannung 0,1 MPa aus Abb. 23.

Geraden, allerdings ist die zugehörige Aufstiegsgeschwindigkeit viel geringer. Das unterstreicht die Bedeutung höherer stationärer Kriechraten bei kleinen Differenzspannungen im Vergleich mit einem einheitlichen Norton-Ansatz für alle Spannungen. Man erkennt auch, dass Kriechraten von 10^{-10} bis 10^{-11} 1/d bei 0,1 MPa für den aktuellen Salzaufstieg realistisch sind.

Die bisher vorgestellten Simulationen erfolgten unter Annahme kleiner Verzerrungen (*small strain mode*), das bedeutet in jedem Rechenschritt einen Bezug aller Größen auf das derzeit aktuelle Modell des Salzstocks. Um den Einfluss der Berechnungsmethode auf diese Ergebnisse zu untersuchen, wurden Simulationen auch unter Annahme großer Verzerrungen (*large*

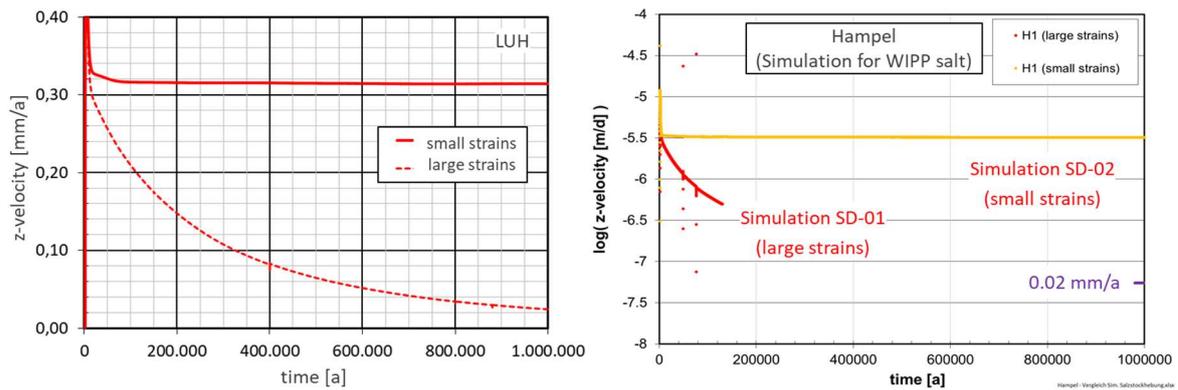


Abb. 27 Vergleich der von der LUH und von Hampel berechneten Salzaufstiegsgeschwindigkeiten aus Simulationen unter Annahme großer bzw. kleiner Verzerrungen; 0,02 mm/a: aktuelle Abschätzung für den Salzstock Gorleben [GRS 2011]

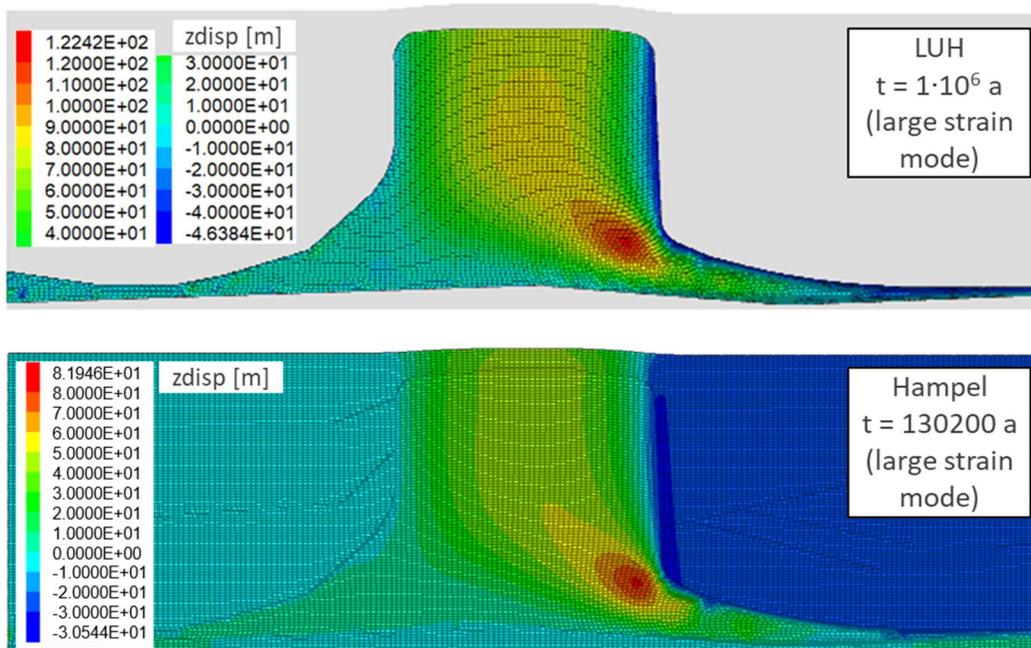


Abb. 28 Vergleich der von der LUH und von Hampel berechneten vertikalen Verschiebungen aus Simulationen unter Annahme großer Verzerrungen.

strain mode) durchgeführt. Abb. 27 zeigt den Vergleich von Ergebnissen der LUH und von Hampel aus Berechnungen mit beiden Methoden. (Die hier dargestellten Simulationen von Hampel erfolgten mit Kennwerten für WIPP-Steinsalz, wobei die Simulation für große Verzerrungen vorzeitig beendet wurde.)

Mit der Annahme großer Verzerrungen erhält man bereits nach kurzer Zeit deutlich kleinere Salzaufstiegsgeschwindigkeiten, da sich die Geometrie ständig verändert. Die größten Hebungen zeigen sich im rechten unteren Bereich des Salzstocks, siehe Abb. 28, da sich das Nebengebirge und das darunterliegende Steinsalz auf dieser Seite am stärksten weiter absenken und hier den größten Aufwärtsdruck auf das Steinsalz im Salzstock ausüben. Der obere Modellrand veranschaulicht die Hebung am Salzspiegel.

6 Simulationen eines Biegebalkens und eines Spaltzugversuchs

In den vorlaufenden drei Verbundprojekten zum Stoffgesetzvergleich waren die Auswirkungen von Schädigungen im Steinsalz, die durch Extensionsbelastungen hervorgerufen werden, kein Gegenstand der Untersuchungen. 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. 29. Das Erreichen der Zugfestigkeitsgrenze führt zu spontanem Zugversagen, das ohne Gegenmaßnahmen (Ankern, Verfüllen) schließlich zu Firstlösern führen kann. Daher müssen auch Zugschädigungen bei Berechnungen zur Bewertung der Betriebssicherheit und Integrität der geotechnischen Barriere im Endlager berücksichtigt werden.



Abb. 29 Zugrisse in und über der Firste von untertägigen Strecken in der Waste Isolation Pilot Plant (Hampel, März 2018).

Bevor die Modellierung der Zugschädigung und des Zugversagens aus Kap. 3.7 bei den Simulationen der beiden Virtuellen Demonstratoren (Kapitel 9.2.3) angewendet wurde, wurden exemplarisch zwei typische Versuche simuliert, mit denen diese Phänomene häufig im Labor untersucht werden: ein Biegebalken und ein Spaltzugversuch (*Brazilian test*) [Lüdeling et al. 2018].

Mit diesen Simulationen sollte unter anderem untersucht werden, ob mit den Stoffmodellen realistische Rissmuster berechnet werden können, unter welchen Voraussetzungen dies gelingen kann und welche Folgen ein lokales Zugversagen auf die weitere Simulation hat. Die Schwierigkeit besteht in der kontinuumsmechanischen Berechnung eines diskontinuierlichen Vorgangs. Denn ein Sprödbruch infolge eines Zugversagens ist ein stark lokalisierter und abrupter Prozess, der einen instantanen und lokalen Verlust der Zugfestigkeit zur Folge hat mit Auswirkungen auf die weitere Verformungs-, Spannungs- und Schädigungsentwicklung. Es war daher zu erwarten, dass die Feinheit der Vernetzung und die Zeitschrittsteuerung erhebliche Einflüsse auf Berechnungsergebnisse haben.

6.1 Spaltzugversuch (Brazilian test)

Der erste typische Laborversuch zur Untersuchung der einaxialen Zugfestigkeit ist der Spaltzugversuch (*Brazilian test*). Hierbei wird eine zylinderförmige Probe in Richtung seines Durchmessers bis zum Bruch belastet. Das verwendete FLAC3D-Modell bildet einen scheibenförmigen Zylinderabschnitt ab, der unter Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes und großer Verzerrungen simuliert wurde.

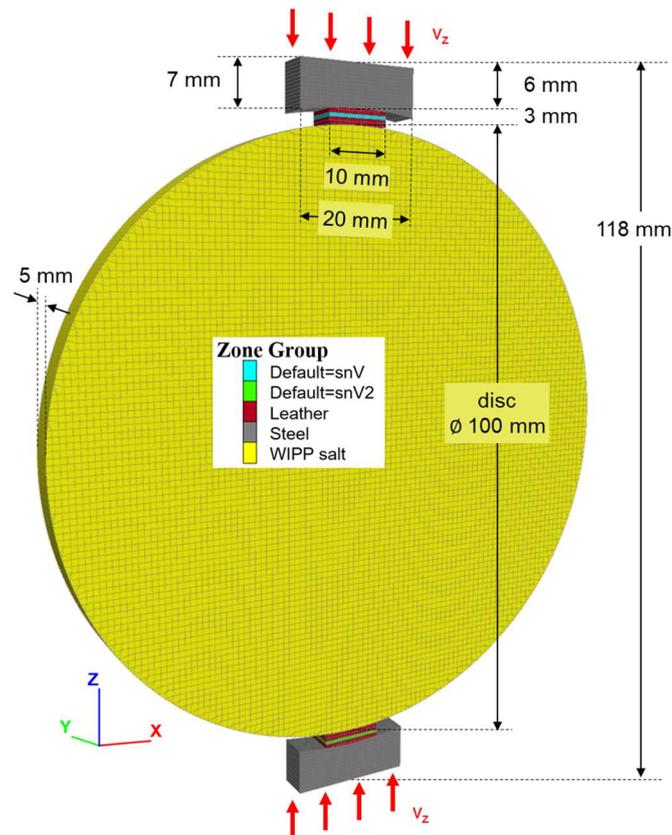


Abb. 30 *FLAC3D-Modell einer 5 mm dicken Salzscheibe zwischen zwei Stahlstempeln zur Simulation eines Spaltzugversuchs. Zur gleichmäßigen Einleitung der Belastung wurden zwischen den Stempeln und dem Salz Lederplättchen modelliert. Die Stauchung der Scheibe erfolgte mit konstanter vertikaler Geschwindigkeit v_z . Die beiden Zonengruppen snV und $snV2$ in den Lederplättchen dienen zur Auswertung.*

Die Dimensionen zeigt Abb. 30. Die 5 mm dicke Salzscheibe besteht aus WIPP-Steinsalz und hat einen 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^2 großen, quadratischen Zonen und am Rand mit keilförmigen Zonen vernetzt, sodass sich in der Salzscheibe 7980 Zonen und 16122 Gitterpunkte ergeben. Einige Partner haben in weiteren Berechnungen mit unterschiedlich großen Zonen den Einfluss der Vernetzungseinheit auf die Ergebnisse untersucht. Die Vorder- und Rückseite des Modells wurde in y-Richtung (Richtung der Zylinderachse) und die rechten und linken Außenkanten der Stempel in x-Richtung gegen eine horizontale Verschiebung fixiert.

Bei den Simulationen wurden wiederum die zugehörigen Kennwerte für WIPP-Steinsalz verwendet. Da die Berechnungen ebenfalls in einer früheren Phase von WEIMOS durchgeführt wurden, unterschieden sich noch die Beschreibungen und Kennwerte der Zugfestigkeit, zum Beispiel wurden für die Zugfestigkeit des ungeschädigten Steinsalzes folgende Werte angenommen: TUC: 0,2 MPa, Hampel 0,7 MPa, IfG, LUH, TUBS: 3 MPa. Das IfG untersuchte ferner den Einfluss einer Verteilung unterschiedlicher Zugfestigkeiten im Steinsalz, siehe unten. Außerdem war bei einigen Stoffmodellen noch keine Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Dilatanz bzw. Schädigung implementiert und es wurde stattdessen mit einer maximalen Dilatanz/Schädigung gerechnet, oberhalb der Zugbruch in einem Modell-element eintritt.

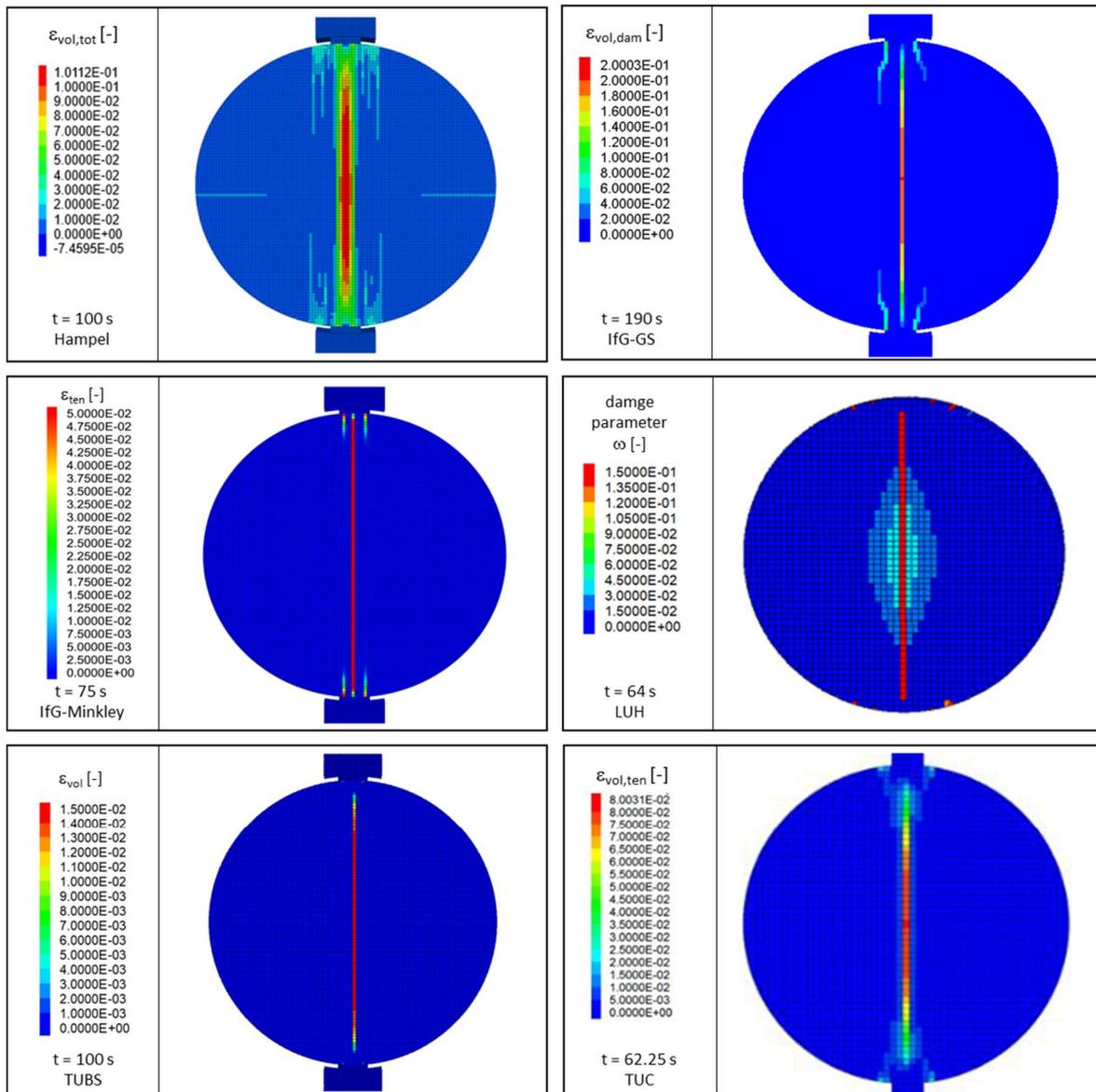


Abb. 31 Vergleich der von den Projektpartnern in simulierten Brazilian tests berechneten Zugrissmuster nach verschiedenen Zeitpunkten. Die Simulationsrandbedingungen wie Belastungsgeschwindigkeit der Scheibe, angenommene Zugfestigkeit des Steinsalzes, etc. waren zum Teil unterschiedlich, siehe Text.

Für die Stahlstempel wurde ein elastisches Material mit folgenden Eigenschaften verwendet: Kompressionsmodul 160 GPa, Schermodul 100 GPa, Dichte 3,0 g/cm³. 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 g/cm³ 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 v_z . Allerdings verwendeten die Partner bei ihren Berechnungen verschiedene Vorgaben: Hampel, TUBS: $v_z = 0,075$ m/d, LUH, TUC: $v_z = 0,65$ m/d. Dadurch sind die Ergebnisse quantitativ nicht miteinander vergleichbar. Abb. 31 zeigt daher nur einen qualitativen Vergleich der Rissmuster, bei der TUBS, dem TUC und der LUH kurz nach dem Zugbruch bzw. bei Hampel und dem IfG einige Zeit danach. Neben einem ausgeprägten zentralen Zugriss sieht man weitere, mehr oder weniger ausgeprägte vertikale Risse.

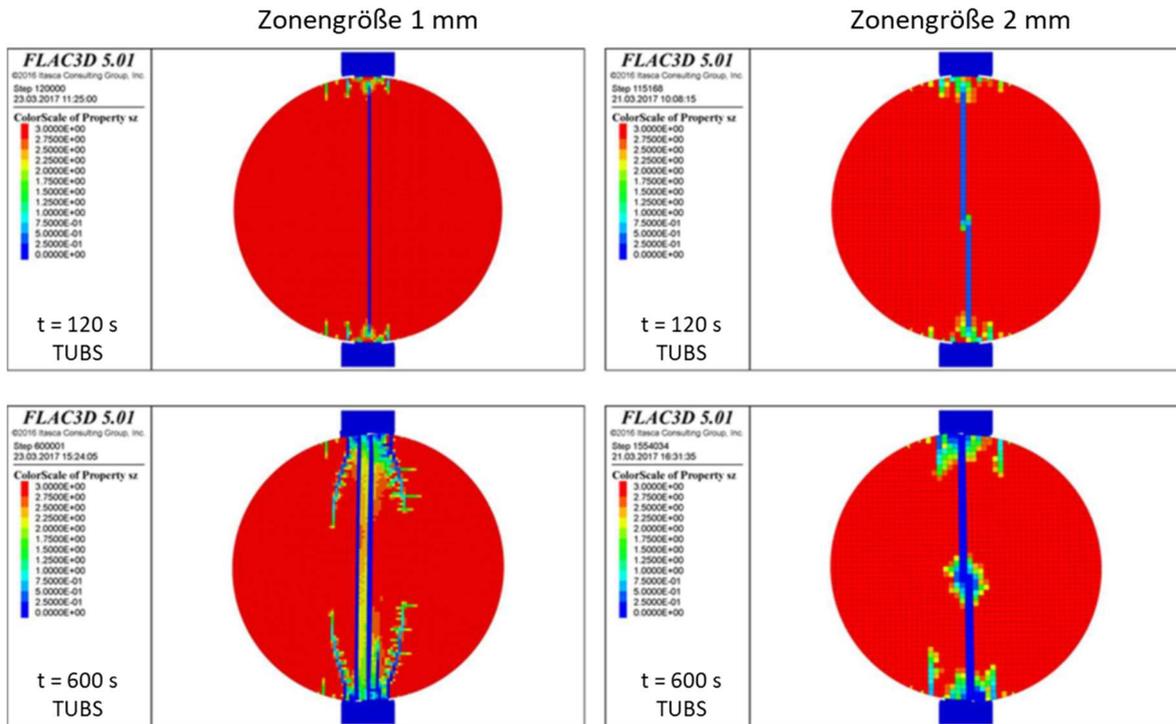


Abb. 32 Vergleich der von der TUBS in zwei simulierten Spaltzugversuchen mit unterschiedlicher Vernetzungsfeinheit berechneten Vertikalspannungsverteilungen zu verschiedenen Zeitpunkten.

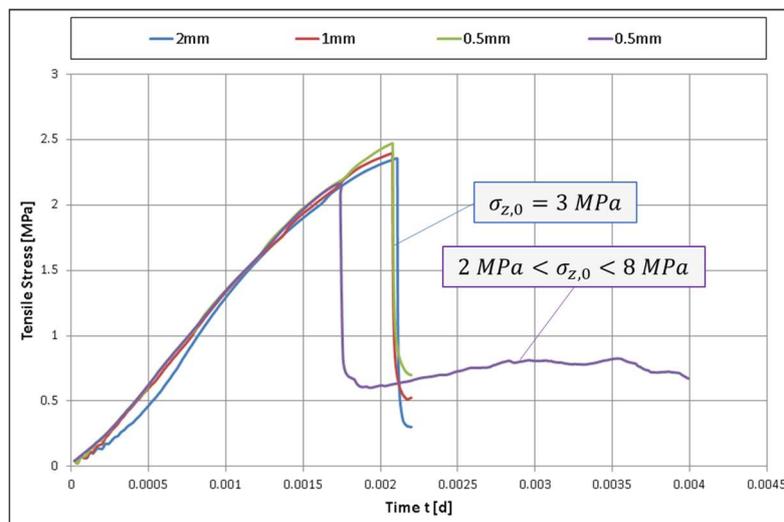


Abb. 33 Vergleich verschiedener vom IfG mit dem Günther/Salzer-Modell berechneter Verläufe der Zugspannungen in simulierten Spaltzugversuchen mit unterschiedlich fein vernetzten Modellen (Angabe oben: Kantenlänge der Zonen) und mit konstanten bzw. zufallsverteilten Zugfestigkeiten des ungeschädigten Steinsalzes σ_{z0} (s. u.).

Mit verschiedenen Berechnungen haben einige Partner den Einfluss der Vernetzungsfeinheit auf die Ergebnisse untersucht, siehe Abb. 32 und Abb. 33. Abb. 32 demonstriert den Einfluss auf die Zugrissmuster mit Konturplots der Vertikalspannungsverteilungen. Es zeigt sich, dass bereits eine Verdopplung der Zonengröße bei immer noch relativ feiner Vernetzung ein anderes Rissbild zur Folge hat. Asymmetrien in den Mustern werden ursächlich auf kleinste numerische Schwankungen während der Berechnungen zurückgeführt.

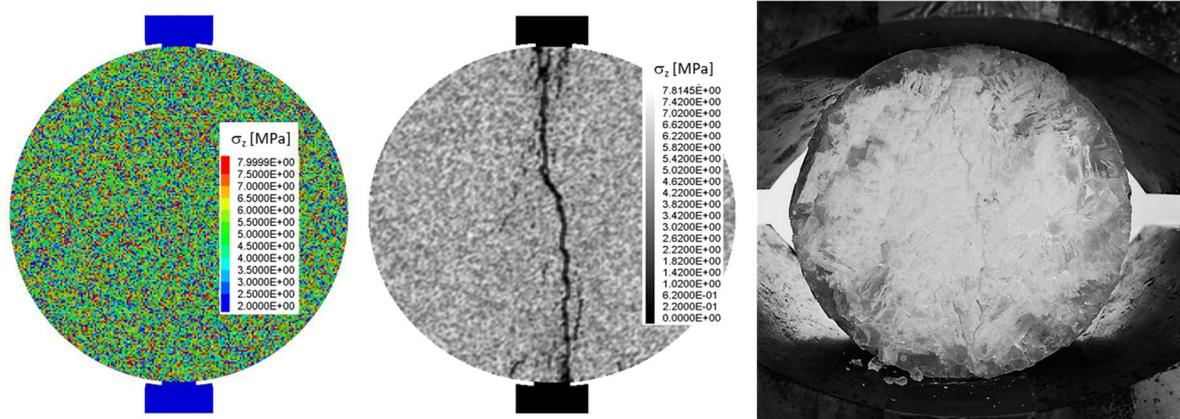


Abb. 34 Simulation eines Spaltzugversuchs des IfG mit dem Günther/Salzer-Modell und zwischen 2 und 8 MPa zufallsverteilter Zugfestigkeit (links). Das mittlere Bild zeigt die berechnete Verteilung der Zugfestigkeiten, das rechte Bild eine reale getestete Salzprobe mit Zugriss.

Die bisher gezeigten Ergebnisse wurden mit Berechnungen gewonnen, bei denen im gesamten Modell ein einheitlicher Wert für die Zugfestigkeit angenommen wurde. In der Realität wird es im Steinsalz allerdings lokale Unterschiede in der Festigkeit geben. Deren Einfluss auf das berechnete Rissmuster wurde von der IfG mit dem Günther/Salzer-Modell untersucht, indem eine Berechnung mit einem FLAC3D-Modell simuliert wurde, bei dem die Zugfestigkeit in den einzelnen Zonen im Bereich von 2 bis 8 MPa zufallsverteilt war, siehe Abb. 34. Im mittleren Bild zeigen Zonen mit einer Zugfestigkeit von Null (schwarz) die Bereiche an, in denen die Zugfestigkeit überschritten wurde und demnach ein Sprödbbruch (Zugriss) eingetreten ist. Das berechnete Rissmuster sieht sehr ähnlich zu demjenigen aus, das man in einem Laborversuch mit einer realen Steinsalzprobe erhält.

In Abb. 33 unten wird sichtbar, dass die Zufallsverteilung der Zugfestigkeiten auch eine andere Entwicklung der minimalen Hauptspannung (Zugspannung) zur Folge hat. Das Maximum der zugehörigen Spannungskurve liegt bei ca. 2,1 MPa. Das zeigt, dass die schwächsten Zonen die Bruchspannung eines Salzkörpers bestimmen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich mit einer feineren Vernetzung realistischere Rissbilder ergeben. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass mit solchen kontinuumsmechanischen Simulationen kein Auseinanderbrechen der Scheibe abgebildet werden kann. Dazu müssten die Zonen, in denen die minimale Hauptspannung die Zugfestigkeit überschreitet, gelöscht werden, weil mit dem Sprödbbruch die Kohäsion instantan verloren geht. Durch den damit verbundenen Spannungseinbruch könnten sich in der Realität keine weiteren benachbarten Risse, wie sie sich in dieser Simulation ergeben haben, bilden. Ein Löschen von Zonen führt allerdings häufig zu numerischen Problemen, die höchstens mit unpraktikabel kleinen Zeitschritten aufgefangen werden könnten.

6.2 Biegebalken

Der zweite typische Versuch zur experimentellen Ermittlung von Materialzugfestigkeiten im Labor ist die Belastung eines Biegebalkens bis zum Bruch. Das in WEIMOS verwendete FLAC3D-Modell ist 60 cm breit und hat einen Querschnitt von 15 x 15 cm, siehe Abb. 35. Es wurden Simulationen mit einem zentralen und mit zwei auf die Oberseite des Biegebalkens einwirkenden Lastbalken durchgeführt. In diesem Kapitel werden nur die Ergebnisse mit zwei Lasteinleitungen vorgestellt. Die anderen Berechnungen sind in den Einzelberichten der Partner und bei Lüdeling et al. [2018] beschrieben.

In Abb. 35 sind die Lastbalken an der Oberfläche 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 $2 \times 2 \times 150$ 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 wie beim Spaltzugversuch WIPP-Steinsalz angenommen. Die Auflagepunkte der Lastbalken bilden zwei an den beschriebenen Stellen vertikal fixierte Modellzonen. Für die Lastbalken wurde ein elastisches Material mit folgenden Eigenschaften angesetzt: Kompressionsmodul 1,5E6 MPa, Schermodul 1E6 MPa, Dichte 2,17 g/cm³.

Die Simulation wurde mit einer Temperatur von 30 °C und einer konstanten vertikalen Absenkgeschwindigkeit der Lastbalken von 0,486 m/d = 5,625E-6 m/s unter Annahme großer Verzerrungen durchgeführt. Zu Beginn wurden die Lastbalken in einem Abstand von 0,5 mm über der Oberfläche des Biegebalkens generiert und in 50 Rechenschritten mit einer Geschwindigkeit von 1E-5 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 1E9 MPa, einer Kohäsion und Zugfestigkeit von Null und einem Reibungswinkel von 0° beschrieben.

Es wurden verschiedene Simulationen durchgeführt, um die größtmögliche Zeitschrittgröße zu ermitteln, die Ergebnisse ohne sichtbare Beeinflussung durch numerische Ungleichgewichtskräfte lieferte.

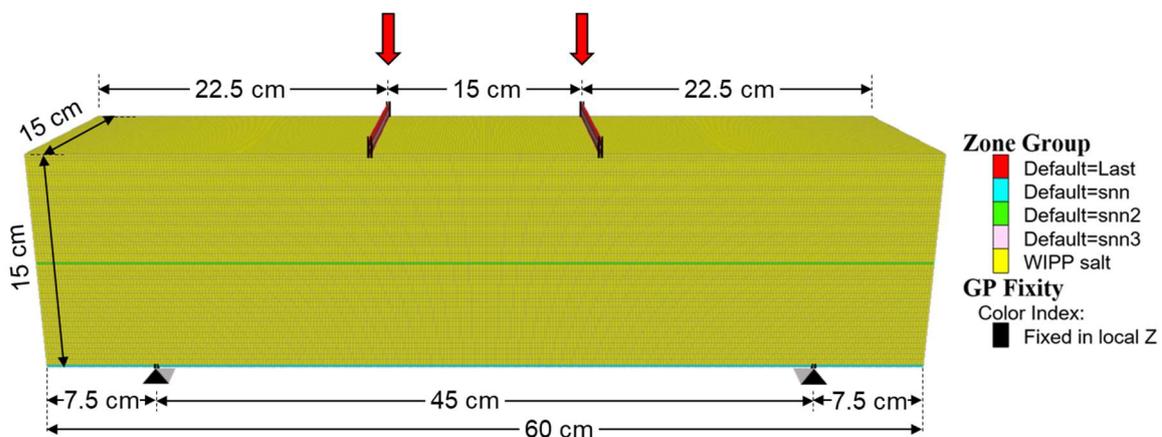


Abb. 35 *FLAC3D-Modell des Biegebalkens mit zwei Lastbalken oben und zwei Auflagen unten (die eingezeichneten dreieckigen Keile dienen nur zur Veranschaulichung). In den drei Zonenebenen snn, snn2 und snn3 wurden Ergebnisse ausgewertet.*

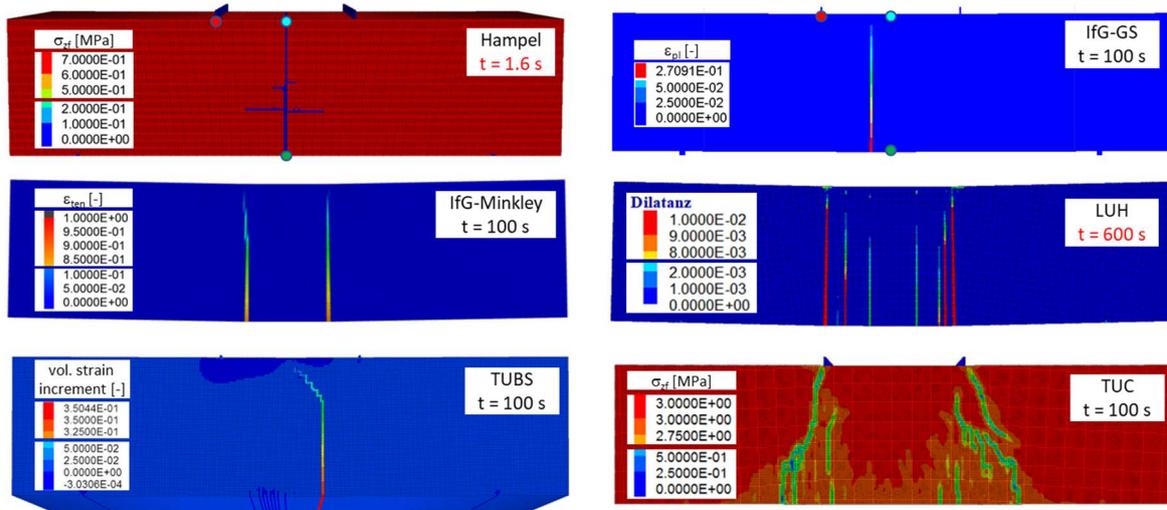


Abb. 36 Vergleich der Rissbilder aus Simulationen eines Biegebalkens mit zwei Lastbalken auf der Oberseite, siehe Abb. 35, dargestellt zu verschiedenen Zeitpunkten durch verschiedene Größen (σ_z : Zugfestigkeit, ϵ_{pl} : plastische (schädigungsbezogene) Dilatanz, ϵ_{ten} : plastische Zugverformung)

In Abb. 36 werden die von den Partnern mit ihren Simulationen des Biegebalkens aus Abb. 35 berechneten Rissmuster anhand von Darstellungen verschiedener Größen qualitativ miteinander verglichen. Es haben sich zwei grundsätzlich verschiedene Muster ergeben: Bei Hampel, dem IfG-GS und der TUBS bildet sich ein mehr oder weniger zentraler Zugriss, während beim IfG-Minkley, der LUH und der TUC mehrere vertikale Risse entstehen, die symmetrisch zur senkrechten Mittelebene des Biegebalkens liegen. Alle Risse entstehen an der Unterseite des Biegebalkens, da hier die größten Zugspannungen herrschen. Die Zugrisse pflanzen sich in kurzer Zeit nach oben hin fort. In der Simulation von Hampel bilden sich nahe der Balkenmitte zwischenzeitlich Paare von kurzen, horizontalen Seitenarmen, bevor der Riss anschließend rasch bis zur Modelloberfläche weiterwächst. Diese Simulation wurde bereits nach 1,6 s beendet, da die gesamte Berechnung mit sehr kleinen Zeitschritten von konstant 1E-10 Tagen erfolgte.

Abb. 37 zeigt einen Vergleich zweier Ergebnisse des IfG und von Hampel. Dargestellt sind auf der linken Seite die Verläufe der minimalen Hauptspannung in der Mitte der Balkenunterseite, das heißt am Ort der Rissentstehung, und auf der rechten Seite die Entwicklungen der Verschiebungen an den durch Kreise gleicher Farbe in Abb. 36 oben markierten Punkten. Sobald der Riss entsteht und damit der Biegebalken bricht, fällt die minimale Hauptspannung in Sekundenbruchteilen auf Null. Ab diesem Moment bewegen sich die Punkte an der der Balkenober- und -unterseite schneller nach unten als die Lastbalken mit der konstanten Vorschubgeschwindigkeit v_z oben nachkommen.

Das bedeutet, dass sich der simulierte Biegebalken wie im realen Laborversuch von den Lastbalken löst und nach unten fällt. Die Berechnung von Hampel erfolgte unter Berücksichtigung der Schwerkraft (Erdbeschleunigung 9.81 m/s^2). Dadurch hat die Sinkgeschwindigkeit der Mitte der Balkenunterseite (dunkelgrüne Kurve) bereits nach einer Zehntelsekunde auf 4,1 m/d zugenommen. Aber auch die Mitte der Balkenoberseite hat diese Sinkgeschwindigkeit bereits nahezu erreicht. Es wird demnach ein echtes Zugversagen mit einem Durchknicken des Biegebalkens modelliert.

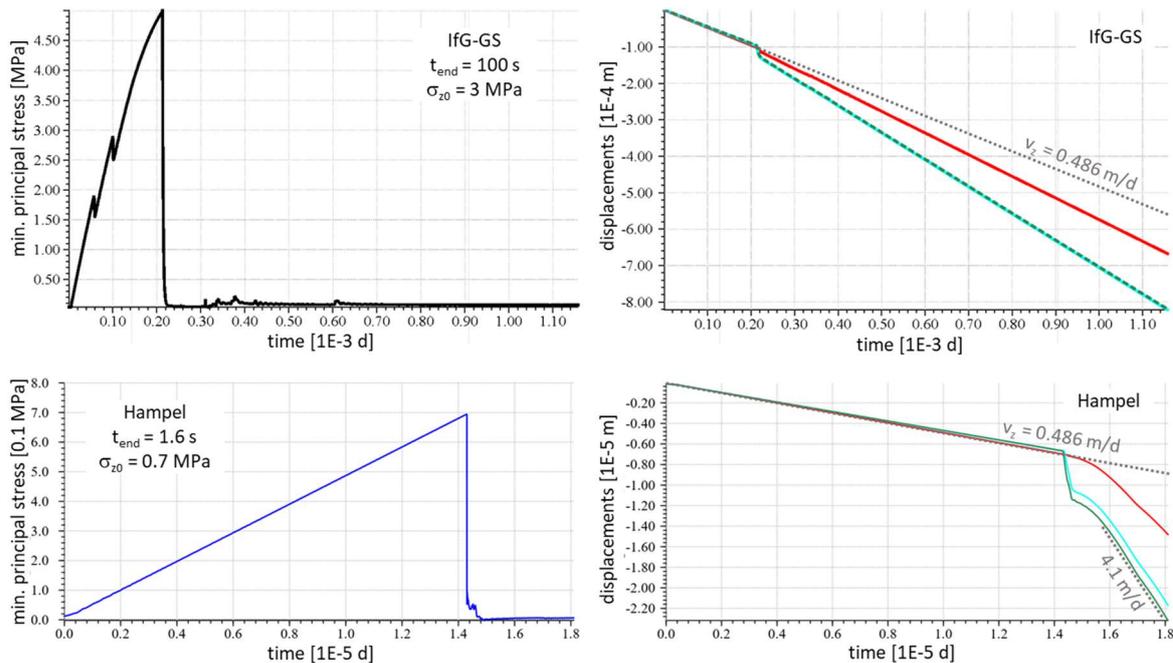


Abb. 37 Vergleich der vom IfG mit dem Günther/Salzer-Modell und von Hampel mit dem CDM berechneten Entwicklungen der minimalen Hauptspannungen in der Mitte der Balkenunterseite (links) und der Verschiebungen an den durch gleichfarbige Kreise in Abb. 36 oben markierten Punkten (rechts, rot: direkt unter dem linken Lastbalken, hellblau: Mitte der Oberseite des Biegebalkens, dunkelgrün: Mitte der Unterseite). v_z bezeichnet die vorgegebene vertikale Geschwindigkeit der Lastbalken (gepunktet).

Aufgrund der in der Einleitung angesprochenen Schwierigkeiten der Modellierung eines Zugbruchs mit einer kontinuumsmechanischen Modellierung wurden von einigen Partnern verschiedene Simulationen des Biegebalkens und des Spaltzugversuchs mit verschiedenen Anfangszeitrittgrößen und Zeitschrittsteuerungen durchgeführt, um geeignete Parameter zu ermitteln, die realistischere Ergebnisse für den Zugbruch mit einer möglichst geringen Beeinflussung durch numerische Ungleichgewichtskräfte bei akzeptabler Rechenzeit liefern. Dabei zeigte sich, dass die gewählte Zeitschrittgröße und -steuerung einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse hat, siehe Abb. 38 und Abb. 39. Allgemeingültige Parameter lassen sich nicht angeben, da sie von dem jeweiligen Stoffmodell abhängen.

Sehr realitätsnahe Ergebnisse wurden für beide simulierte Versuche erhalten, wenn der Zeitschritt im Moment der Rissbildung – je nach Stoffmodell – bei ca. 10^{-8} bis 10^{-10} Tagen lag. Für die Modellierung einer größeren Untertagesituation über einen Zeitraum von vielen Jahren stellt dies allerdings ein Problem dar, da sich zu verschiedenen Zeiten an verschiedenen Orten im Modell Risse bilden können und die gesamte Berechnung nicht mit so kleinen Zeitschritten gerechnet werden kann bzw. nicht jedes Mal der Zeitschritt vorher auf so kleine Werte zurückgesetzt werden kann. Daher ist es hinsichtlich einer exakten Rissbildungsbeschreibung in solchen Fällen unvermeidlich, Kompromisse einzugehen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Simulationen des Biegebalkens und des Spaltzugversuchs gezeigt haben, dass mit den Stoffmodellen die durch Zugspannungen verursachten Schädigungen und der Einsatz eines Zugversagens realitätsnah modelliert werden können. Die Berechnungsergebnisse hängen allerdings von der Modellvernetzung und, noch stärker, von der Zeitschrittsteuerung ab.

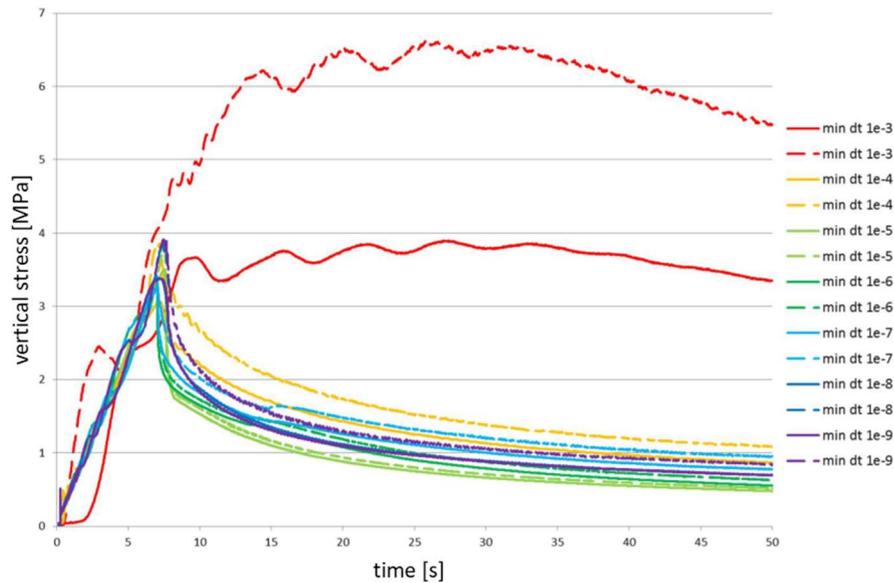


Abb. 38 Von der TUBS mit verschiedenen minimalen Zeitschritten berechnete Verläufe der vertikalen Spannungen in der Mitte (gestrichelt) und an der Unterseite des Biegebalkens (ausgezogene Kurve).

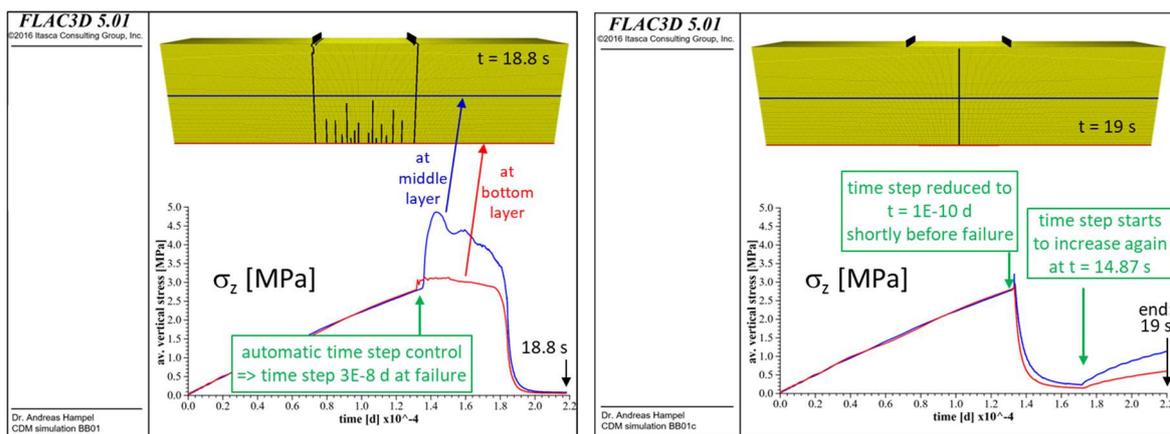


Abb. 39 Von Hampel mit verschiedenen Zeitschrittsteuerungen berechnete Verläufe der Vertikalspannungen σ_z (unten) und Rissmuster am Ende der Berechnungen (oben). Die manuelle Rücksetzung des bis auf $3E-8$ d angewachsenen Zeitschrittes auf den Anfangszeitritt $1E-10$ d kurz vor dem Zugriss (rechts) führt zu einem realistischeren Ergebnis mit einem zentralen Vertikalriss in der Mitte und einer besseren Übereinstimmung der Vertikalspannungsverläufe in der Mitte und an der Unterseite des Balkens. Das Anwachsen des Zeitschrittes ab $t = 14,87$ s (rechts) lässt beide Spannungskurven folgerichtig wieder auseinanderlaufen.

7 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. 40 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. 40 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. 41 zeigt links das FLAC3D-Berechnungsmodell. Es besteht aus einem Zylinderausschnitt mit einem Öffnungswinkel von 5° . 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 24938 Elemente und 50788 Gitterpunkte. Die Wand des Bohrlochs mit einem Radius von 15,75 cm befindet sich am linken Modellrand.

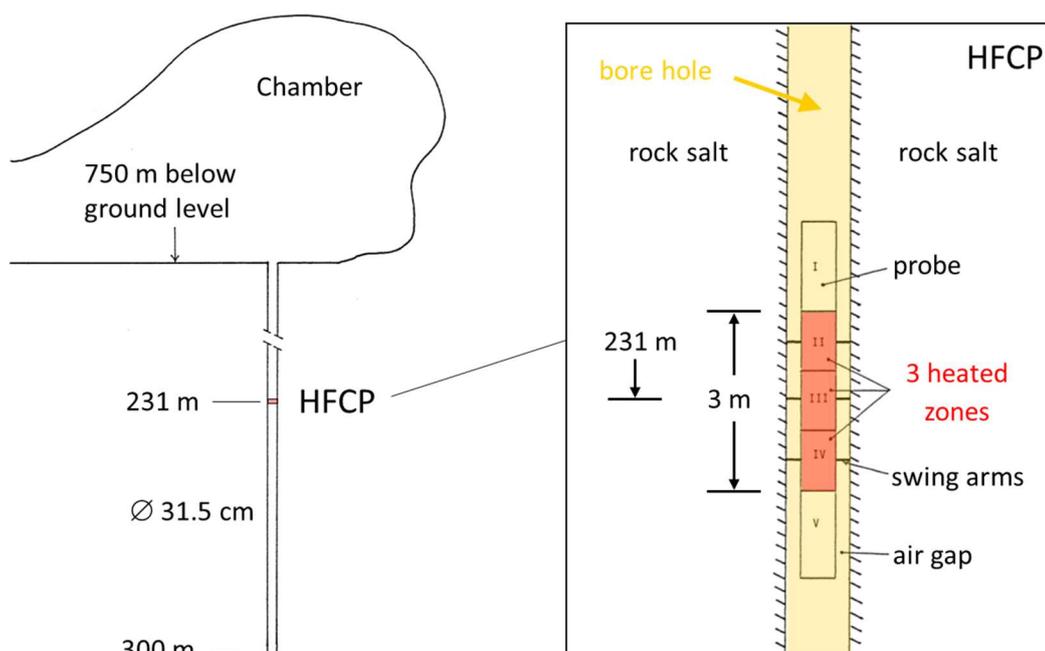


Abb. 40 Skizze des 300 m langen, tiefen Bohrlochs in der Schachtanlage Asse II mit der Position des HFCP-Versuchs mit Erhitzern im Bohrloch [nach Lowe & Knowles 1989].

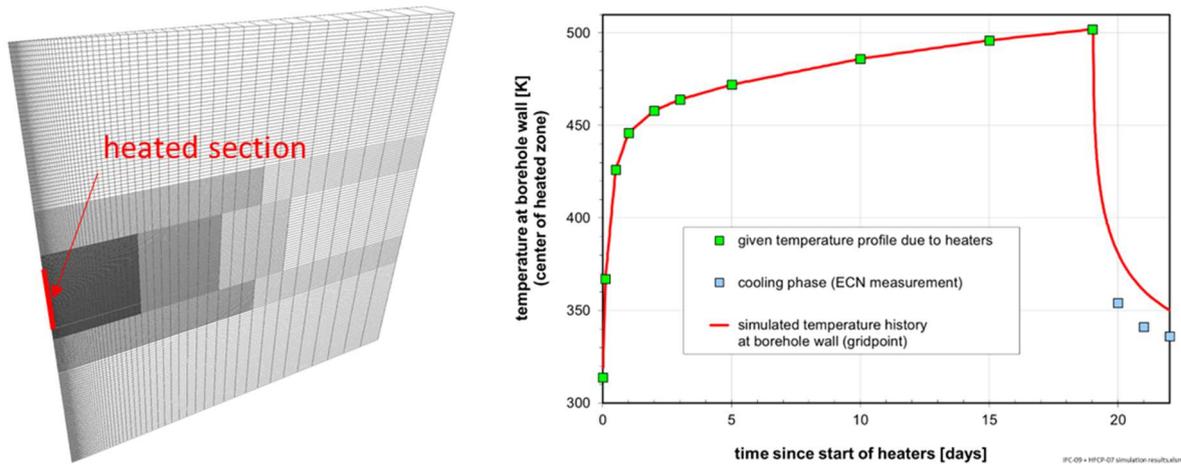


Abb. 41 Links: FLAC3D-Berechnungsmodell für die HFCP-Simulation. Rechts: Der simulierte Temperaturverlauf (rote Kurve) wurde während der Erhitzung an die ECN-Messdaten (Punkte) angepasst, die anschließende Abkühlung erfolgte frei.

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. 40 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. 41 rechts.

Die durch den Temperatureinfluss auf die Kriechverformung im erwärmten Steinsalzbereich berechnete, mit der Zeit zunehmende Verschiebung der Bohrlochwand zeigte im Verbundprojekt III eine gute Übereinstimmung mit den ECN-Messergebnissen. Dies spricht trotz der einfachen Annahmen für eine realitätsnahe Simulation.

Nach dem Abschalten der Erhitzer sank die Temperatur recht schnell ab, siehe Abb. 41 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.

Das Resultat der Schädigungsentwicklung nach der dreitägigen Abkühlung ist in Abb. 42 wiedergegeben. Bei fast allen Partnern zeigte sich eine etwa 30 bis 60 cm vom Bohrlochrand (links) ins Steinsalz hineinreichende Schädigungszone mit mehr oder weniger deutlichen horizontalen Zugrissen an ihrer Front.

Am Ende der Aufheizung des Bohrlochabschnitts hatte sich in den Simulationen dagegen noch kein Zugriss ergeben. Auch die Schädigung an der Bohrlochkontur war zu diesem Zeitpunkt noch geringer, wie in Abb. 43 am Beispiel der Ergebnisse der LUH und TUC

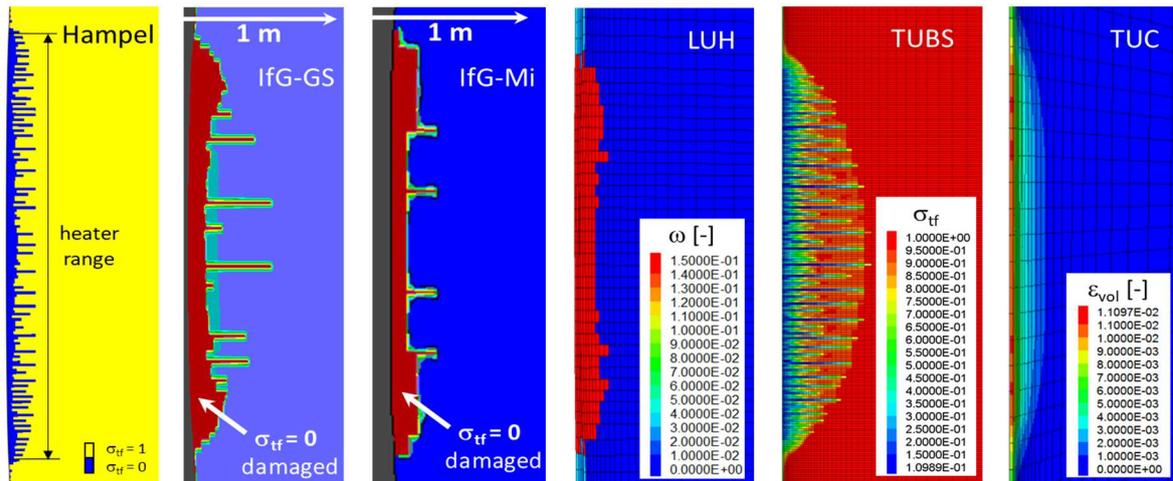


Abb. 42 Qualitativer Vergleich der im HFCP-Versuch nach dreitägiger Abkühlung des erhitzten Bohrlochabschnitts entstandenen Zugschädigungen und Zugrisse. Dargestellt sind: σ_{tf} : Zugfestigkeit, ω : LUH-Schädigungsvariable, ϵ_{vol} : schädigungsbezogene volumetrische Verformung.

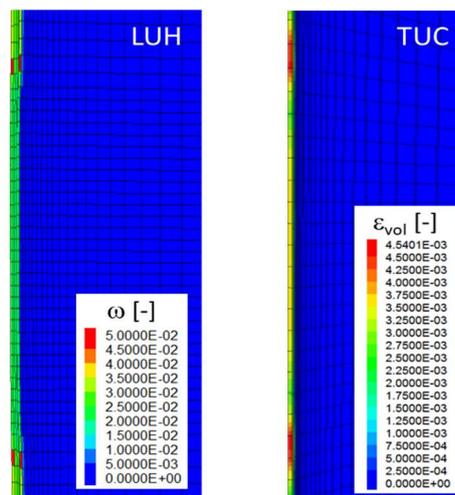


Abb. 43 Vergleich der bis zum Ende der Aufheizung des Bohrlochabschnitts nach 19 Tagen entstandenen Schädigung, dargestellt durch die LUH-Schädigungsvariable ω und bei der TUC durch die schädigungsbezogene volumetrische Verformung ϵ_{vol} .

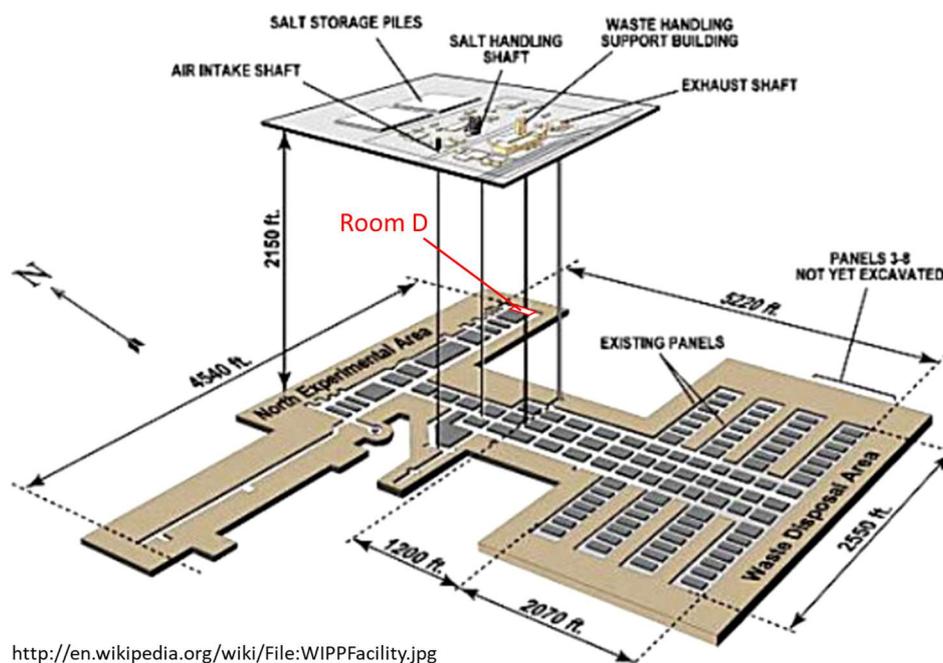
dargestellt ist. Seit der Auffahrung des Bohrlochs war in 1323 Tagen bis zum Ende der Erhitzung erst vergleichsweise wenig Schädigung unmittelbar an der Bohrlochkontur entstanden. So betrug bei der TUC das Maximum der schädigungsbezogenen volumetrischen Verformung 19 Tage nach Versuchsbeginn 0,454 %, siehe Abb. 43 rechts, während nach einem Tag Abkühlung bereits 0,98 % und nach drei Tagen 1,11 % erreicht wurden, vgl. Abb. 42 rechts. Auch der Vergleich der LUH-Ergebnisse nach 19 und 22 Tagen demonstriert die erhebliche Zunahme der Gesamtschädigung aufgrund der während der Abkühlung hinzugekommenen Zugschädigung.

Die Ergebnisse belegen, dass Zugspannungen auch bei einer schnellen Abkühlung von Steinsalz einen nicht zu vernachlässigenden Beitrag zur Gesamtschädigung liefern können und die Zugschädigung daher mit Stoffmodellen bei Simulationsberechnungen zu berücksichtigen ist. Dabei entstehende Zugrisse werden von den Stoffmodellen der Projektpartner qualitativ richtig beschrieben.

8 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 das FLAC3D-Modell der Kammer *Room D* in der WIPP aus dem Verbundprojekt III erneut berechnet. Die Zugschädigung war im vorherigen Vorhaben ebenfalls 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. 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, siehe Abb. 44.



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

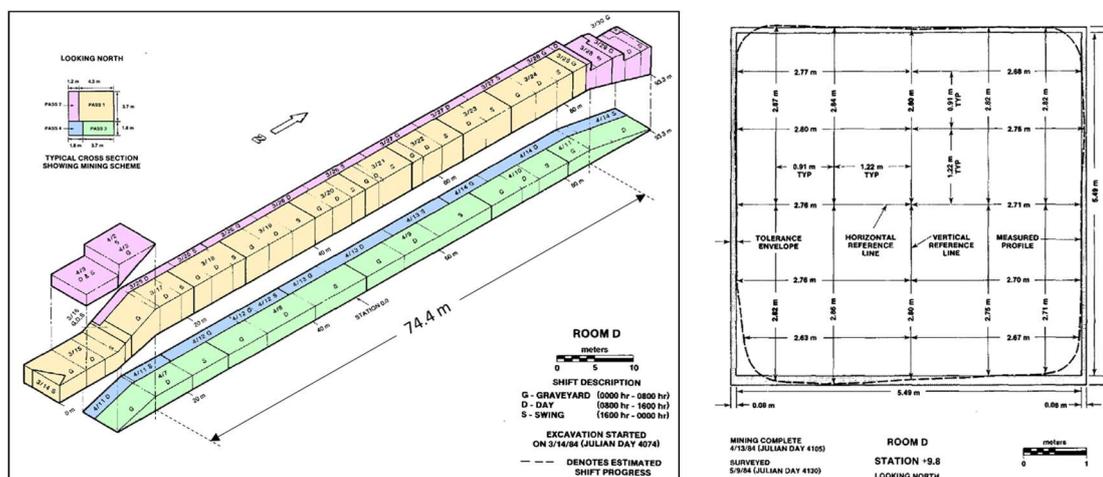


Abb. 44 Oben: Lage von Room D in der WIPP [Wikipedia 2022]. Unten: Detailansicht (Auffahrungssequenzen) und Querschnitt von Room D [nach Munson et al. 1988].

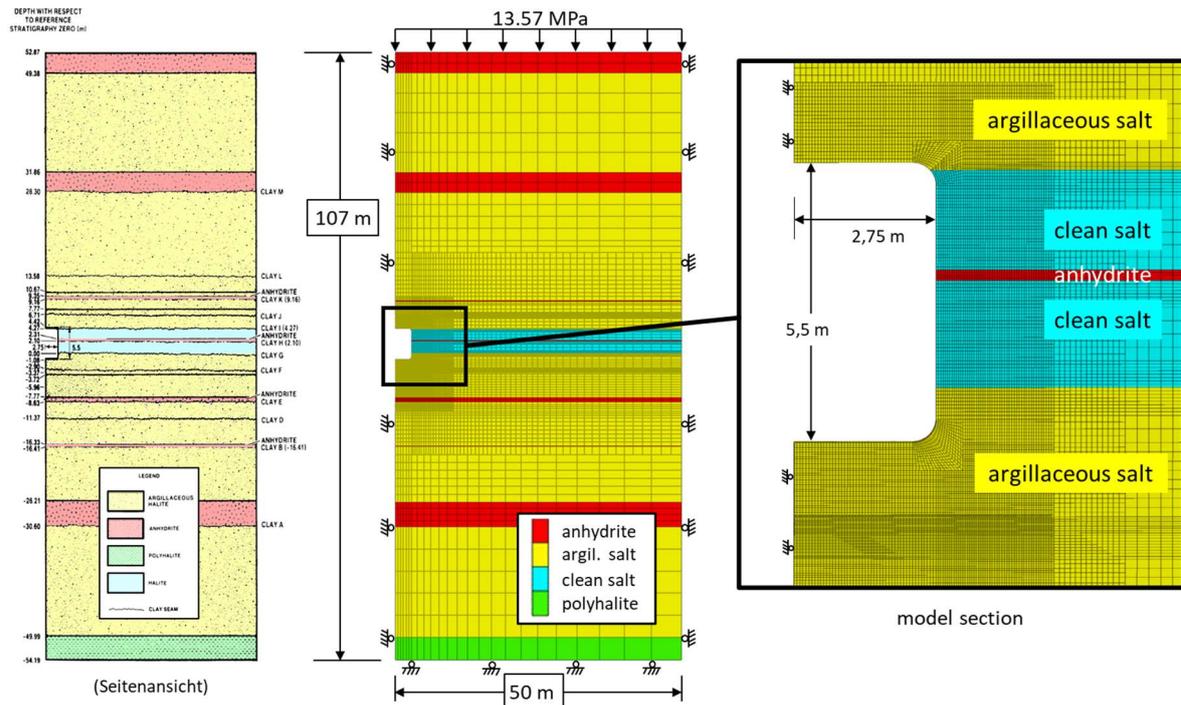


Abb. 45 Stratigraphie der Gesteinsschichten in der WIPP (links) [nach Munson et al. 1990] und FLAC3D-Gesamtmodell (Mitte) und Detailausschnitt (rechts) von Room D.

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. 45 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. 45 Mitte und rechts. Wie in Kapitel 4 ausgeführt, hat eine Unterscheidung zwischen *clean* und *argillaceous salt* aufgrund der Ähnlichkeit ihres thermo-mechanischen Verhaltens einen nur geringen Einfluss auf die Ergebnisse, sodass einige Partner bei den Berechnungen für das gesamte Steinsalz einen einheitlichen Kennwertsatz (ggf. für *clean salt*) für die Stoffmodellparameter verwendet haben. 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 30911 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. 44 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° .

Polyhalit: Modell: Potenzgesetz, Dichte: $2,3 \text{ g/cm}^3$, Kompressionsmodul: 19 GPa, Schermodul: 12 GPa, Vorfaktor: $4,5E-11 \text{ 1/s}$, 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. 46 werden die berechneten Schädigungen einiger Partner, dargestellt durch die volumetrischen Verformungen bzw. den LUH-Schädigungsparameter, miteinander und mit einer realen Streckenecke in der WIPP verglichen. Bei Hampel und der LUH deuten sich bis zum Ende der Simulation nach 30 Jahren überwiegend vertikale Risse hinter dem Stoß an. Sie gehen von den Grenzflächen zwischen dem Salz und der Anhydritschicht nahe dem Stoß aus und sind eine Folge der dort vorherrschenden Zugspannungen, da die beiden Gesteinsarten unterschiedliche mechanische Eigenschaften haben und keine Gleitung entlang der Grenzflächen zugelassen wurde. Beim IfG (Günther/ Salzer-Modell) sind aufgrund der Ausbauchungen der Streckenkontur auch bereits Risse über der Firste und unter dem Stoß entstanden. Die Darstellung der TUBS wurde auf volumetrische Verformungen bis $1E-4$ begrenzt. Sie zeigt, wie weit die Schädigungszone in das Steinsalz hinein reicht. Auch hier ist der Einfluss der Anhydritschicht durch die leichte Auswölbung der Schädigungszone erkennbar.

Abb. 47 demonstriert anhand zweier Ergebnisse von Hampel 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 (die Darstellung ist auf eine volumetrische Verformung von 0,5 % begrenzt). 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 die Stoffmodelle den Einfluss von Zugspannungen auf die Schädigungszone um eine Kammer herum und sogar Zugrissmuster realitätsnah abbilden können.

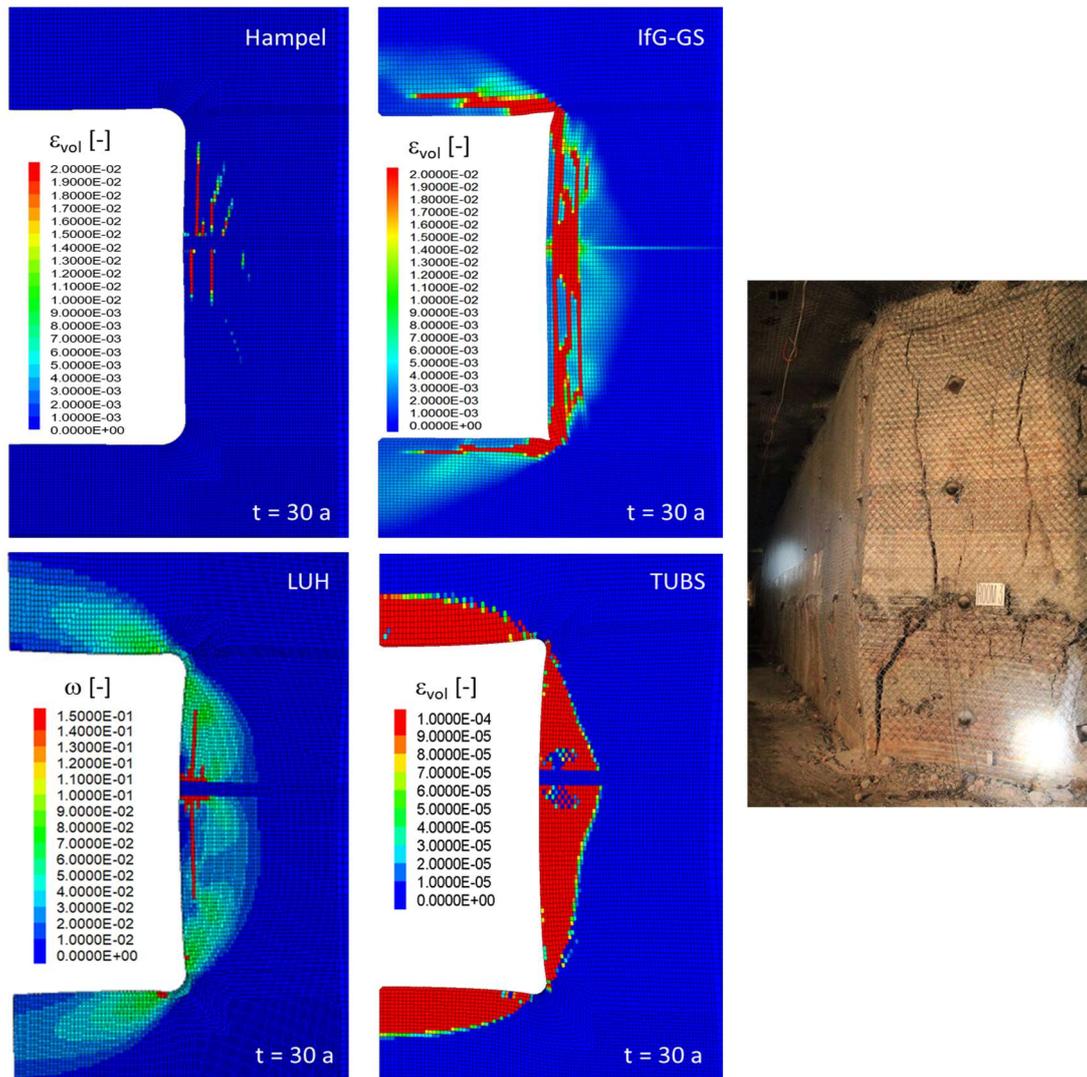


Abb. 46 Mit dem FLAC3D-Modell von Room D nach 30 Jahren berechnete volumetrische Verformungen ϵ_{vol} bzw. Schädigung (LUH-Schädigungsparameter ω) im Vergleich mit einer realen Streckenecke in der WIPP (IfG-Foto von 2018).

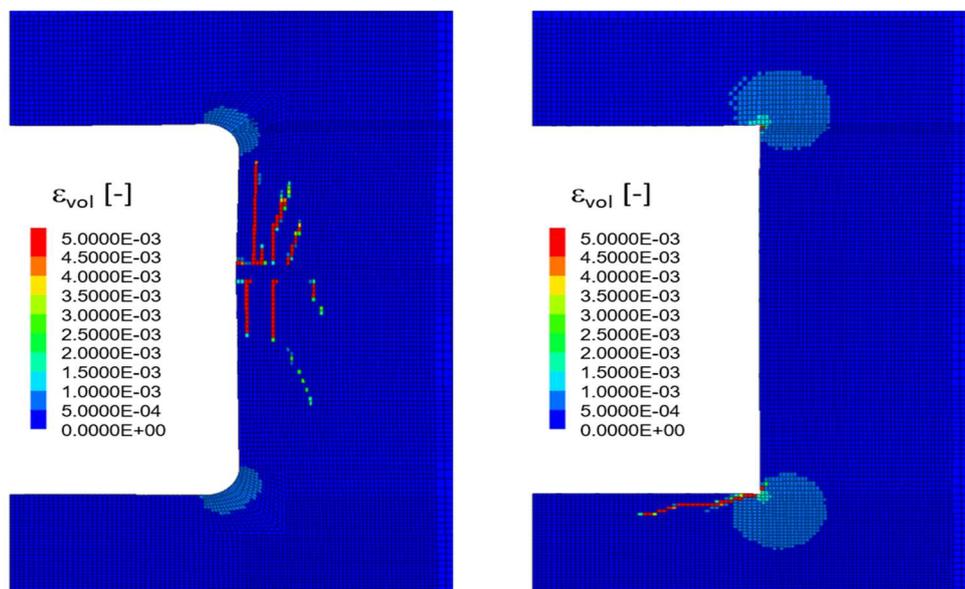


Abb. 47 Vergleich zweier Ergebnisse von Hampel, bei denen Room D mit abgerundeten (links) bzw. rechtwinkligen Ecken (rechts) simuliert wurde ($\epsilon_{vol} \leq 0,5 \%$).

9 Simulationen zweier Virtueller Demonstratoren

Die Auswirkungen der in WEIMOS erarbeiteten Weiterentwicklungen und Verbesserungen der Stoffmodelle wurden zum Ende des Vorhabens mit Simulationen von zwei typischen Untertageszenarien demonstriert. Dazu haben die Projektpartner gemeinsam zwei FLAC3D-Modelle ausgearbeitet, die typische Untertageszenarien in der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) nachbilden [Hampel et al. 2022]. Die Partner verwendeten die gleichen FLAC3D-Modelle mit den gleichen einheitlichen Randbedingungen, um zu erwartende Unterschiede der Ergebnisse besser den Stoffmodellen zuordnen zu können. Diese beiden Virtuellen Demonstratoren berechnete jeder Partner mit seinem Stoffmodell und den von ihm mit Nachrechnungen von zahlreichen Laborversuchen für sein Modell ermittelten Kennwerten für WIPP-Steinsalz, siehe Kap. 4.

9.1 Modelle und Simulationsrandbedingungen

9.1.1 Virtueller Demonstrator I

Das FLAC3D-Modell des Virtuellen Demonstrators I (VDI) in Abb. 48 wurde durch Extrusion aus dem Room-D-Modell erzeugt, siehe Abb. 45 auf Seite 62, das im Verbundprojekt III berechnet wurde [Hampel et al. 2016, 2018, 2022]. Seine Vernetzung wurde von den Partnern gemeinsam mehrfach überarbeitet, um einen Kompromiss aus einer möglichst hohen Genauigkeit der Berechnungsergebnisse und einer akzeptablen Rechenzeit zu erreichen. Der Virtuelle Demonstrator I (VDI) bildet eine lange gerade Strecke ab, in die

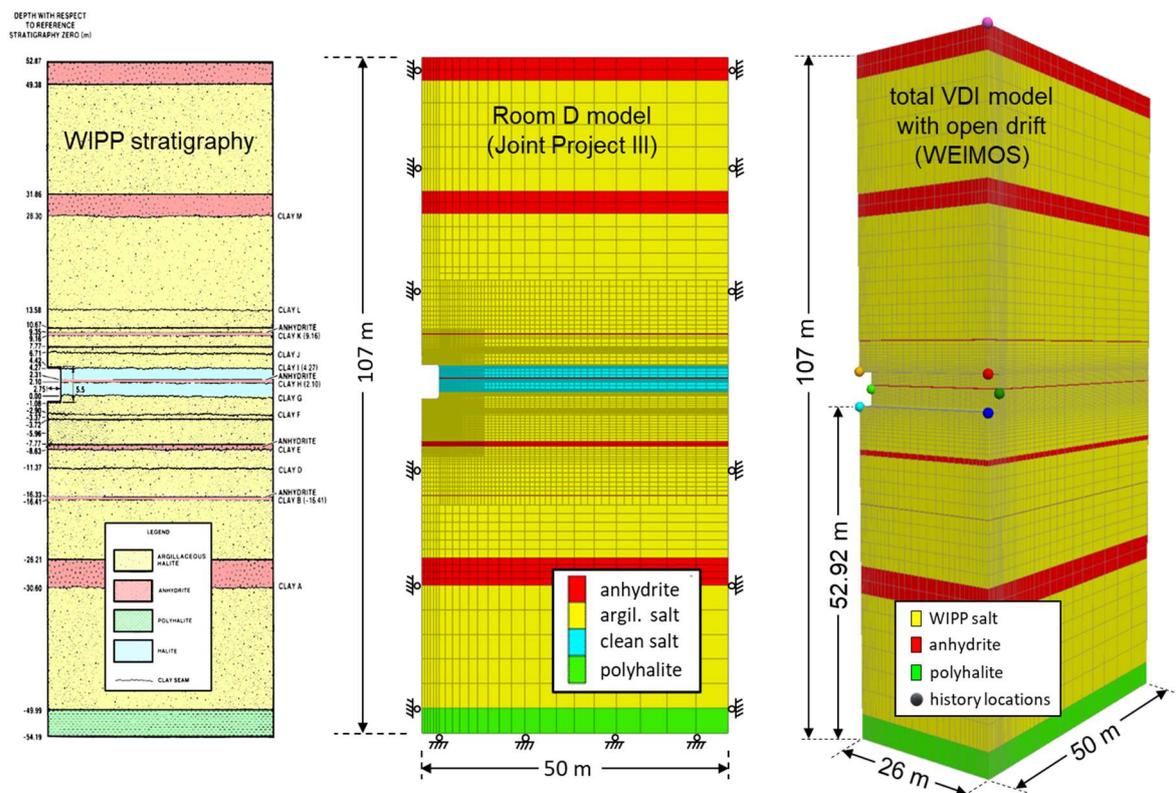


Abb. 48 Der Virtuelle Demonstrator I (VDI, rechts) wurde aus dem Room-D-Modell erzeugt, das im Verbundprojekt III berechnet wurde (Mitte). Es bildet bis auf die dünnen Tonbänder die Stratigraphie der WIPP ab [Munson et al. 1990] (links).

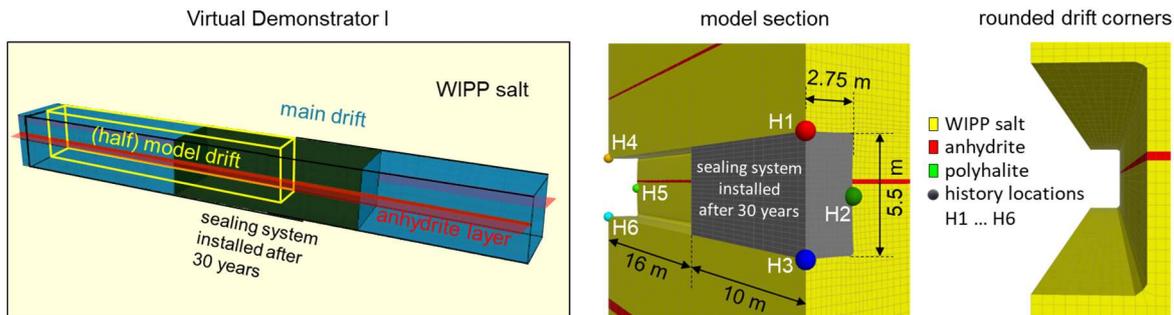


Abb. 49 Der Virtuelle Demonstrator I (VDI) besteht aus dem Ausschnitt einer langen geraden Strecke, in die nach 30 Jahren ein Damm installiert wird (links). Das mittlere Bild zeigt die nähere Umgebung der Strecke mit eingebautem Damm zusammen mit History-Punkten H1 bis H6, an denen während der Berechnungen Ergebnisse aufgezeichnet wurden. Rechts sieht man die leichte Abrundung der Streckenkanten.

nach 30 Jahren ein Damm installiert wird. Aus Symmetriegründen berücksichtigt das FLAC3D-Modell nur einen senkrechten Halbraum dieses Szenarios, siehe Abb. 49.

Die Berechnungen des VDI dienten vornehmlich dazu, den erzielten Fortschritt bei der Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen und der Schädigungsrückbildung und Verheilung nach dem Einbau eines Dammbauwerks zu demonstrieren.

Das Gesamtmodell 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 wurden durch eine leichte Verschiebung der Eckpunkte abgerundet, um numerischen Problemen bei höheren Deformationen vorzubeugen, siehe Abb. 49 rechts. Mit Ausnahme der Streckenoberflächen wurden an den Modellaußenseiten periodische Randbedingungen verwendet.

In Anlehnung an die Stratigrafie in der WIPP wurden im FLAC3D-Modell drei Gesteinsarten berücksichtigt: WIPP-Steinsalz, mehrere Anhydritschichten und eine Polyhalitschicht an der Modellunterseite. Die dünnen Tonschichten der WIPP wurden nicht berücksichtigt.

Jene Partner, die für die beiden „Salztypen“ *clean* und *argillaceous salt* der WIPP zwei unterschiedliche Kennwertsätze ermittelt hatten, s. Kap. 4, haben Berechnungen sowohl mit nur *clean salt* als auch mit beiden Salztypen durchgeführt.

Die Kennwerte für die Schädigungsrückbildung (Verheilung) wurden durch Anpassungen der Stoffmodelle an die TUC-Verheilungsversuche mit Asse-Steinsalz gewonnen, da für WIPP-Steinsalz noch keine verlässlichen Versuchsdaten gewonnen werden konnten, siehe Kap. 3.6. Die elastischen Kennwerte für das Steinsalz lauteten Schermodul 15 GPa, Poissonzahl 0,265 und Dichte 2,17 g/cm³.

Der Anhydrit wurde mit dem Mohr-Coulomb-Modell und folgenden Parameterwerten berechnet: Dichte 2,3 g/cm³, Kompressionsmodul 40 GPa und Schermodul 24 GPa (=> Poissonzahl 0,25), Kohäsion 2 MPa und Reibungswinkel 30°.

Die Polyhalitschicht wurde mit einem Potenzansatz nach Norton und folgenden Kennwerten modelliert: Dichte 2,3 g/cm³, Kompressionsmodul 19 GPa, Schermodul 12 GPa (=> Poissonzahl 0,2391), Vorfaktor 4,5E-11 1/d und Spannungsexponent 4.

Der Damm wurde stark vereinfacht als elastischer Körper mit Elastizitätsmodul 30 GPa und Poissonzahl 0.25 beschrieben, da er nur als Widerlager gegen das Aufkriechen des Steinsalzes diente und es nicht auf das interne Verhalten des Damms selber ankam.

Es wurde eine Temperatur von 303,15 K (30 °C) und eine Erdbeschleunigung von 9,81 m/s² angenommen. Auf die Modelloberseite wirkte entsprechend der Teufenlage in der WIPP von 655 m ein Druck von 13,57 MPa.

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 – außer von der LUH – mit einem sehr weichen elastischen Material gefüllt. Mit folgenden Kennwerten ergab sich dabei keine Beeinflussung der Simulationsergebnisse: Elastizitätsmodul 0.01 MPa, Poissonzahl 0, Dichte 0.01 g/cm³. Dies wurde mit einer Simulation bis t = 30 a mit offener Strecke, d. h. ohne die weiche Füllung, überprüft. Die LUH passte den Damm nach 30 Jahren durch Verschieben der Konturpunkte des Damms in die verformte offene Strecke ein. Nach dem Einbau des Damms wurden die Simulationen bis t = 100 Jahre fortgeführt.

Die Berechnungen begannen mit sehr kleinen Zeitschritten (zum Beispiel 0,001 s ≈ 1E-8 d), der geeignete Wert hängt dabei vom jeweiligen Stoffmodell ab. Die Dilatanz- und Schädigungsberechnung war bis t = 1 d ausgeschaltet und es wurde durch automatische Zeitschrittkontrolle sichergestellt, dass die Ungleichgewichtskräfte im Modell gering blieben. Bei t = 1 d wurde die Dilatanz und Schädigungsberechnung eingeschaltet und weiter mit der automatischen Zeitschrittkontrolle gerechnet.

9.1.2 Virtueller Demonstrator II

Der Virtuelle Demonstrator II (VDII) bildet eine Hälfte einer dünnen senkrechten Schicht im Einlagerungsfeld der WIPP ab, siehe Abb. 50. Die Simulationen fokussieren sich dabei auf die Umgebung der Hauptstrecke, die dazu – anders als beim VDI – sehr fein vernetzt ist, s. Abb. 51. Am Beispiel der Berechnungen des VDII wird zum einen wie beim VDI der Stand der Modellierungen des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen demonstriert. Zum anderen wird der Einfluss von Zugspannungen auf die Verformungs- und Schädigungsentwicklung gezeigt.

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, die unendlich lange Strecken und Kammern symbolisiert und die langgestreckten Kammern der WIPP realitätsnah abbildet.

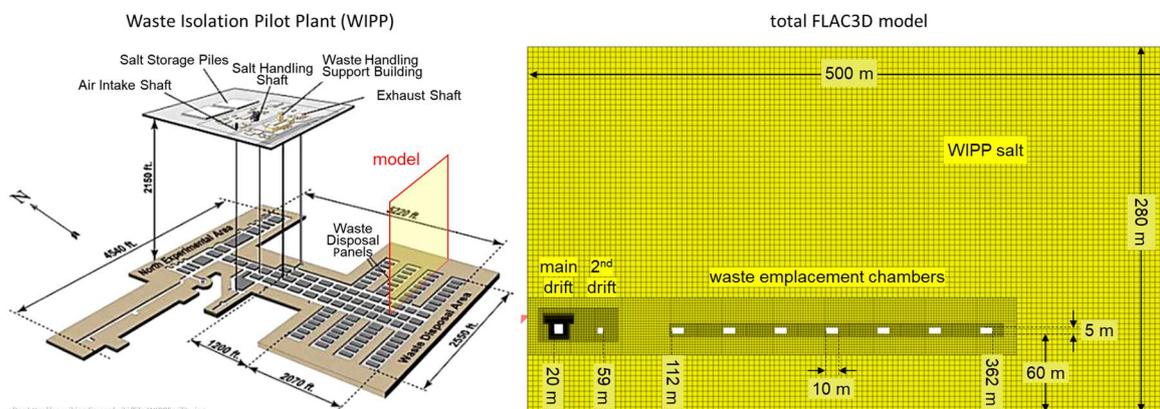


Abb. 50 Der Virtuelle Demonstrator II (VDII) bildet eine dünne senkrechte Schicht im Einlagerungsfeld der WIPP ab (links). Aufgrund der Symmetrie besteht das FLAC3D-Modell nur aus einer Hälfte des senkrechten Schnittes durch das Einlagerungsfeld mit zwei Strecken und sieben offenen Kammern.

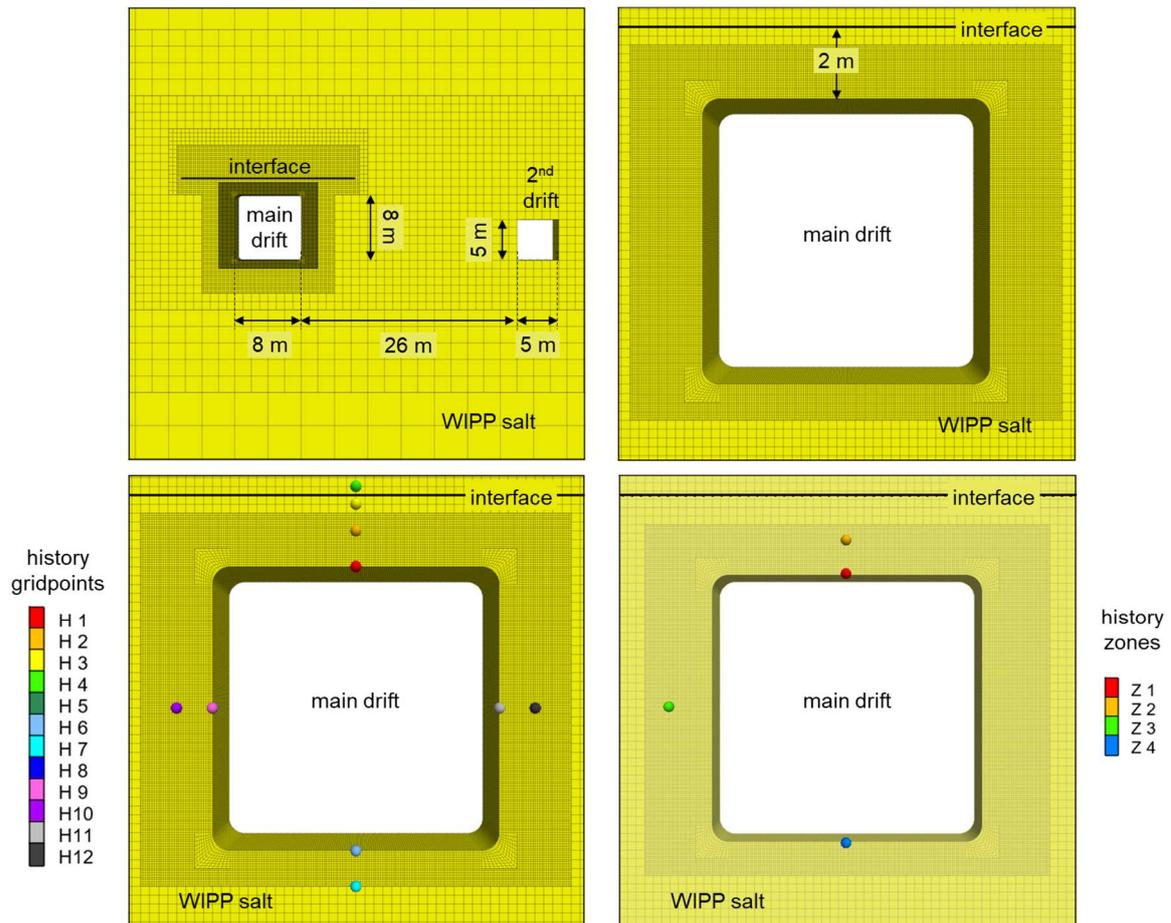


Abb. 51 Oben: Die Simulationen des VDI sind auf die Umgebung der Hauptstrecke aus Abb. 50 fokussiert, die daher sehr fein vernetzt ist. Das Interface repräsentiert eine dünne Tonschicht. Unten: An den Gitterpunkten H1 bis H12 und in den Zonen Z1 bis Z4 wurden Ergebnisse während der Simulationen aufgezeichnet.

Die Hauptstrecke hat einen Querschnitt von 8 x 8 m, s. Abb. 51. 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 sieben Einlagerungskammern mit einem Querschnitt von je 10 x 5 m, die zueinander einen Abstand von 30 m haben. Das Gesamtmodell besteht aus 33.309 Zonen und 39.156 Gitterpunkten. In der Umgebung der Hauptstrecke sind die Zonen nur 6,2 x 6,2 cm groß. Die Ecken dieser Strecke sind abgerundet, um numerische Probleme bei höheren Deformationen zu vermeiden, s. Abb. 51.

2 m über der Hauptstrecke befindet sich symmetrisch zur Mitte der Strecke ein 21 m langes Interface, 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 der Mitte über der Firne in verschiedenen Simulationen stets um nur ca. 5 mm nach 30 Jahren. Vergleichsberechnungen mit und ohne Interface ergaben daher keine nennenswerten Unterschiede in den übrigen Berechnungsergebnissen.

Es wird WIPP-Steinsalz (*clean salt*) mit den gleichen Kennwerten, eine Temperatur von 303,15 K und eine Erdbeschleunigung von 9,81 m/s² angenommen. Auf die Modelloberseite wird ein Druck von lediglich 9,8 MPa vorgegeben, da dieses Modell aufgrund seiner

größeren Höhe weiter nach oben reicht als der VDI. Abgesehen von den Oberflächen der Hohlräume werden periodische Randbedingungen verwendet.

Der VDII wird von 0 bis 30 Jahre unter Berücksichtigung großer Verzerrungen berechnet. Wie in den Simulationen des VDI starteten die Berechnungen bis $t = 1$ d ohne die Berechnung von Dilatanz und Schädigung, wobei ausgehend von sehr kleinen, stoffmodellabhängigen Anfangszeitstritten die automatische Zeitschrittsteuerung sehr kleine Ungleichgewichtskräfte im Modell sicherstellte. Ab Tag 1 war die Dilatanz- und Schädigungsberechnung zugeschaltet.

9.2 Berechnungsergebnisse

In Kapitel 9.2.1 wird zunächst eine Studie des Projektpartners Hampel vorgestellt, die aufzeigt, wie stark sich die Berücksichtigung des gegenüber einem Potenzgesetzverlauf erhöhten Kriechvermögens bei kleinen Vergleichsspannungen unter 6 MPa auf Berechnungsergebnisse untertägiger Strukturen im Steinsalz auswirkt. Anschließend werden Ergebnisse der Projektpartner aus ihren Simulationen des Virtuellen Demonstrators I (VDI, Kapitel 9.2.2) und des Virtuellen Demonstrators II (VDII, Kapitel 9.2.3) miteinander verglichen.

9.2.1 Studie zur Modellierung des Kriechens bei kleinen Deviatorspannungen

In der Vergangenheit konnten stationäre Kriechraten von natürlichem Steinsalz in Laborversuchen bei Temperaturen unter ca. 350 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 Verläufen. Häufig wurde dazu ein Potenzgesetz mit einem Spannungsexponenten von $n = 5$ verwendet. Diese Beschreibung der stationären Kriechrate wurde dann auf alle Differenzspannungen angewendet.

Abb. 52 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 Differenzspannungen 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. Dies macht deutlich, wie wichtig ein zuverlässiger experimenteller Nachweis des Kriechverhaltens von natürlichem Steinsalz bei Differenzspannungen unter 6 MPa als Basis für die Modellierung von Untertagestrukturen ist. Das rechte Diagramm in Abb. 52 veranschaulicht, wie stark die nun in WEIMOS verlässlich gemessenen stationären Kriechraten zu kleinen Differenzspannungen hin von einem Potenzgesetz mit $n = 5$ unterschätzt werden.

Um Auswirkungen dieser Abweichungen auf Ergebnisse von Simulationsberechnungen zu verdeutlichen, wurde von Hampel eine Studie mit jeweils zwei Berechnungen des VDI und VDII durchgeführt. Zum einen wurde das an die in WEIMOS gemessenen stationären Kriechraten angepasste CDM (grüne durchgezogene Modellkurve) verwendet. Zum anderen wurden zur Erzeugung der durchgezogenen orangefarbenen Modellkurve („PLn5“) drei Kennwerte des CDM so modifiziert, dass der Verlauf eines Potenzgesetzes mit $n = 5$ nachgebildet wird. Der Vorteil dieser Modifikation gegenüber der tatsächlichen Verwendung eines Potenzgesetzes besteht darin, dass alle übrigen CDM-Stoffgesetzmodule für das transiente Kriechen, die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung, Verheilung etc. und die

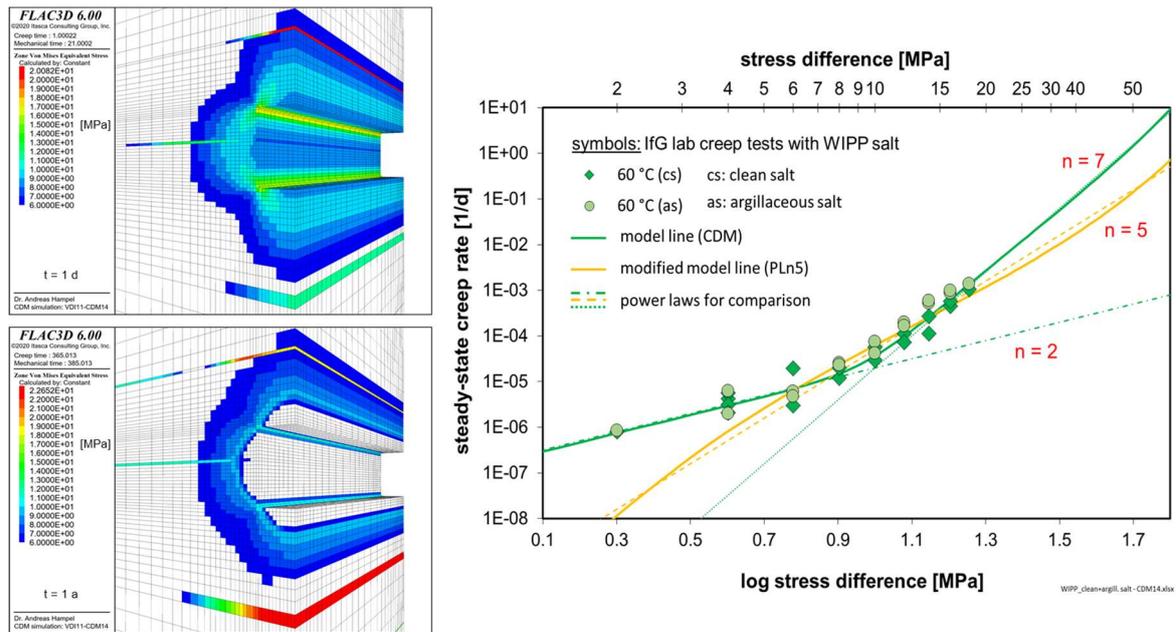


Abb. 52 Links: In den farbig hervorgehoben Bereichen um die Strecke des VDI herum liegen die von-Mises-Vergleichsspannungen nach 1 d und 1 a über 6 MPa. In den weißen Zonen liegen sie darunter. Rechts: Mit dem CDM (grüne durchgezogene Linie) werden die Messdaten des IfG im gesamten Spannungsbereich gut beschrieben. Die orange PLn5-Modellkurve bildet den Verlauf eines Potenzgesetzes mit $n = 5$ nach.

ermittelten Kennwerte für WIPP-Steinsalz unverändert übernommen werden können. Unterschiede in den Ergebnissen beider Simulationen sind damit eindeutig auf die unterschiedliche Beschreibung der stationären Kriechraten unter 6 MPa zurückzuführen.

Abb. 53 verdeutlicht den Unterschied in den Verschiebungen, der sich in den Beispielsimulationen des VDI mit dem CDM im Vergleich mit dem PLn5 nach 100 Jahren ergibt. An der Modellseite der offenen Strecke beträgt die maximale Verschiebung an der Firste beim CDM 1,74 m, dagegen nur 11 cm beim PLn5.

Die maximale vertikale Konvergenz, die die Senkung der Firstmitte und Hebung der Sohlenmitte berücksichtigt, beträgt beim CDM nach 100 Jahren 3,05 m oder 55 % der Ausgangshöhe der Strecke von 5,5 m, beim PLn5 nur 20 cm oder 3,6 %. Die Berücksichtigung der höheren stationären Kriechraten bei kleinen Spannungen führt im VDI damit nach 100 Jahren zu einer etwa um den Faktor 15 höheren vertikalen Konvergenz der Hauptstrecke.

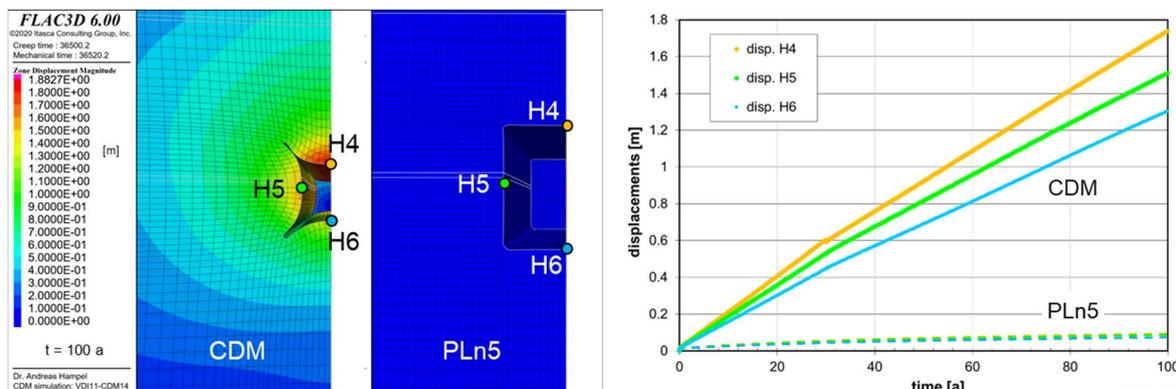


Abb. 53 Verschiebungen im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDI nach 100 Jahren auf der Modellseite der offenen Strecke (oben, s. Abb. 48) und ihre zeitlichen Entwicklungen an den History-Punkten gleicher Farbe in den Konturplots (unten).

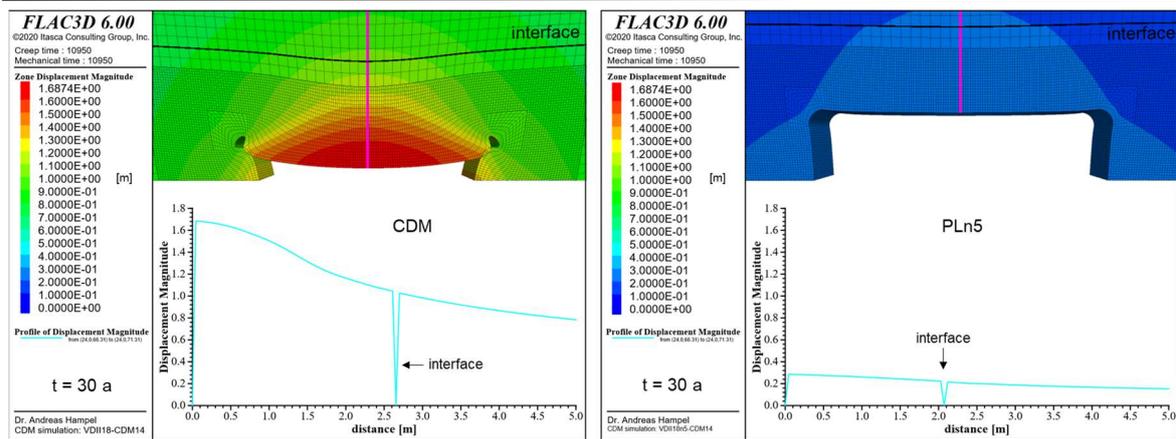


Abb. 54 Verschiebungen im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII nach 30 Jahren über der Firste der Hauptstrecke (s. Abb. 51) und ihr Verlauf über der Mitte der Firste entlang der pinken Profillinie in den Konturplots.

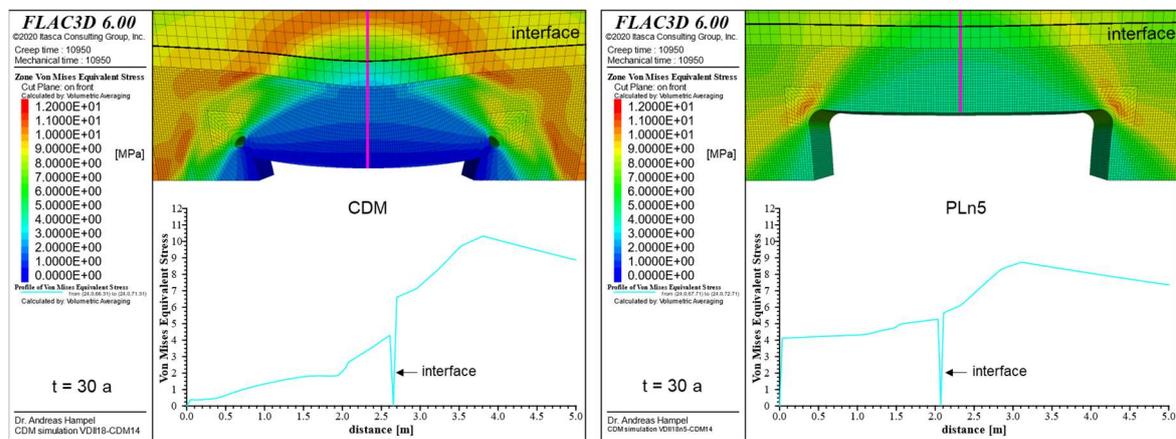


Abb. 55 Von-Mises-Vergleichsspannung im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII nach 30 Jahren über der Firste der Hauptstrecke (s. Abb. 51) und ihr Verlauf über der Mitte der Firste entlang der pinken Profillinie in den Konturplots.

Die entsprechenden Ergebnisse der Berechnungen des VDII mit dem CDM und dem PLn5 zeigt Abb. 54. Die Verschiebung der Firstmitte beträgt nach 30 Jahren 1,69 m beim CDM, aber nur 29 cm beim PLn5. Für die vertikale Konvergenz ergibt sich beim CDM 2,71 m, das entspricht 34 % der Ausgangshöhe der Hauptstrecke von 8 m, aber nur 45 cm oder 5,6 % beim PLn5. Der Unterschied entspricht damit nach 30 Jahren einem Faktor sechs.

Abb. 55 zeigt am Beispiel des VDII, dass sich die Beschreibung der stationären Kriechrate bei kleinen Spannungen nicht nur auf die Verschiebungen und Konvergenzen auswirkt, sondern dass sie auch Einfluss auf die Entwicklung der Spannungen hat. Mit dem CDM wird eine mit der Zeit 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.

Die Berücksichtigung des erhöhten stationären Kriechvermögens bei Differenzspannungen unter 6 MPa wirkt sich nicht nur auf die Ergebnisse in der näheren Umgebung der untertägigen Hohlräume, sondern auch auf großräumigere Bereiche aus, wie die Spannungen und Verschiebungen im VDII-Gesamtmodell in Abb. 56 zeigen.

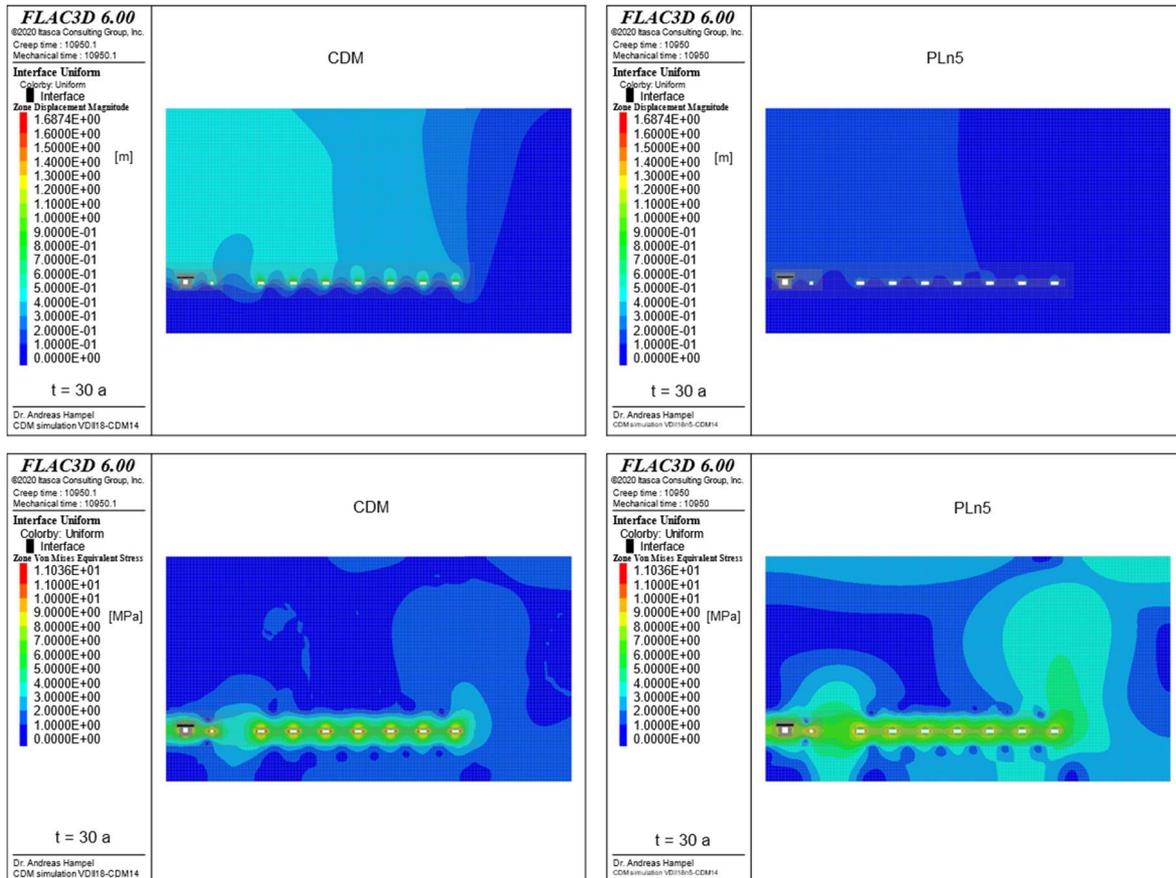


Abb. 56 Verschiebungen (oben) und von-Mises-Vergleichsspannungen (unten) im mit dem CDM (links) und dem PLn5 (rechts) simulierten gesamten FLAC3D-Modell des VDII nach 30 Jahren.

Diese großen Unterschiede zwischen den CDM- und PLn5-Ergebnissen bei den Entwicklungen der Verschiebungen und Spannungen haben auch Auswirkungen auf eine stärkere Entwicklung der von der Kriechverformung abhängigen Dilatanz und Schädigung, siehe Abb. 57. Während mit dem CDM die maximalen Dilatanzen an den stark deformierten Ecken der Hauptstrecke im VDII bei 28 % und an der Firstmitte bei 9,3 % liegen, erreichen sie mit dem PLn5 bei den Ecken nur 4,8% und an der Firstmitte nur 1,2 %.

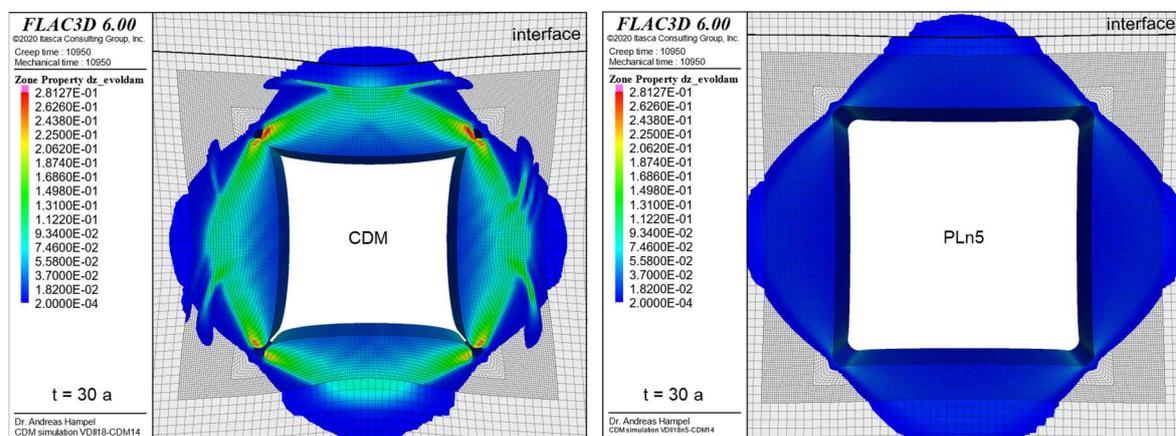


Abb. 57 Schädigungsbezogene Dilatanz im mit dem CDM und dem PLn5 simulierten VDII nach 30 Jahren in der Umgebung der Hauptstrecke.

Mit der erhöhten Dilatanz und Schädigung verstärkt sich im CDM auch der entfestigende Schädigungseinfluss auf die Verformung und führt damit sowohl zu einer zusätzlichen Erhöhung der Verformungsrate und damit der Verschiebungen als auch zu einer beschleunigten Umlagerung der Spannungen.

Außerdem hat die mit dem CDM im Vergleich mit dem PLn5 berechnete höhere Dilatanz und Schädigung großen Einfluss auf die Schädigungsrückbildung und Verheilung. Da die Verheilungsrate von der aktuellen Dilatanz abhängt, führt die sich mit dem CDM ergebende höhere Dilatanz auch zu einer schnelleren Verheilung der Schädigungszone zum Beispiel nach dem Einbau eines Damms. Dies wird sichtbar am Beispiel der beiden Diagramme in Abb. 58, bei dem an den First-, Stoß- und Sohlenmitten des VDI nach 30 Jahren mit dem CDM etwa 3 % Dilatanz erreicht wurden. Diese verheilen deutlich schneller als die mit dem PLn5 berechneten 0,18 %.

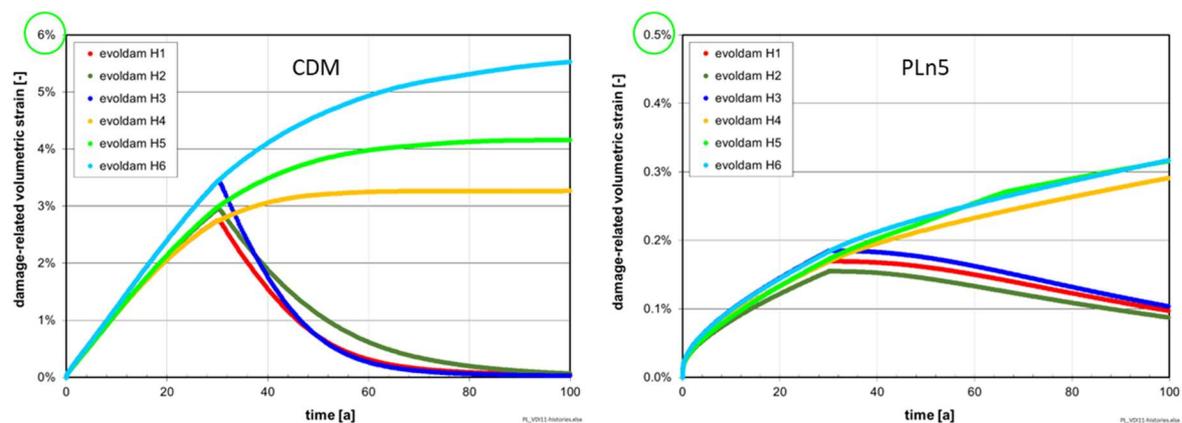


Abb. 58 Vergleich der mit dem CDM und dem PLn5 berechneten zeitliche Entwicklungen der schädigungsbezogenen Dilatanz bei den History-Punkten an der Streckenkontur des VDI, siehe Abb. 49 auf Seite 66. Man beachte die unterschiedlichen Ordinatenkalierungen.

Beim Vergleich der Ergebnisse des VDI und VDII muss man neben den unterschiedlich langen Simulationszeiten auch beachten, dass der VDI erheblich gröber vernetzt ist, sodass die Ergebnisse in einzelnen Zonen des VDI den Mittelwerten über größere Bereiche entsprechen als beim wesentlich feiner vernetzten VDII.

Bei entsprechenden Vergleichsberechnungen mit einem anderen Stoffmodell ist zu erwarten, dass sich bei den Ergebnissen andere Zahlenwerte ergeben würden, weil das Zusammenwirken zwischen dem transienten und stationären Kriechen, die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung und ihre Auswirkungen auf die Verformung anders formuliert sind. Allerdings kann davon ausgegangen werden, dass sich auch bei anderen Stoffmodellen beträchtliche Einflüsse des gegenüber einem Potenzgesetzverlauf erhöhten Kriechvermögens bei kleinen Effektivspannungen zeigen würden.

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 Schädigungsentwicklungen und der Schädigungsrückbildung führt.

9.2.2 Vergleich von Ergebnissen der VDI-Simulationen der Projektpartner

Die WEIMOS-Projektpartner haben die gleiche Datengrundlage zur Bestimmung charakteristischer Kennwerte für ihre Stoffmodellparameter verwendet, siehe Kapitel 4. Dazu nutzten sie Ergebnisse von umfangreichen Kriech- und Festigkeitsversuchsserien mit WIPP-Steinsalz sowie Verheilungsversuchsserien mit Asse-Steinsalz. In diesem Kapitel werden einige Simulationsergebnisse der Projektpartner miteinander verglichen. Ausführlichere Erläuterungen der einzelnen Ergebnisse sind in den Einzelberichten der Partner gegeben.

Abb. 59 zeigt zum Beispiel die von drei Partnern in der Umgebung der VDI-Strecke berechneten Verschiebungen am Ende der Simulation, das heißt nach 100 Jahren. Während die Konturplots qualitativ miteinander übereinstimmen, erkennt man quantitative Unterschiede zwischen den Ergebnissen. Dies wird noch deutlicher beim Vergleich der Entwicklungen der Verschiebungen an der Streckenkontur in Abb. 60.

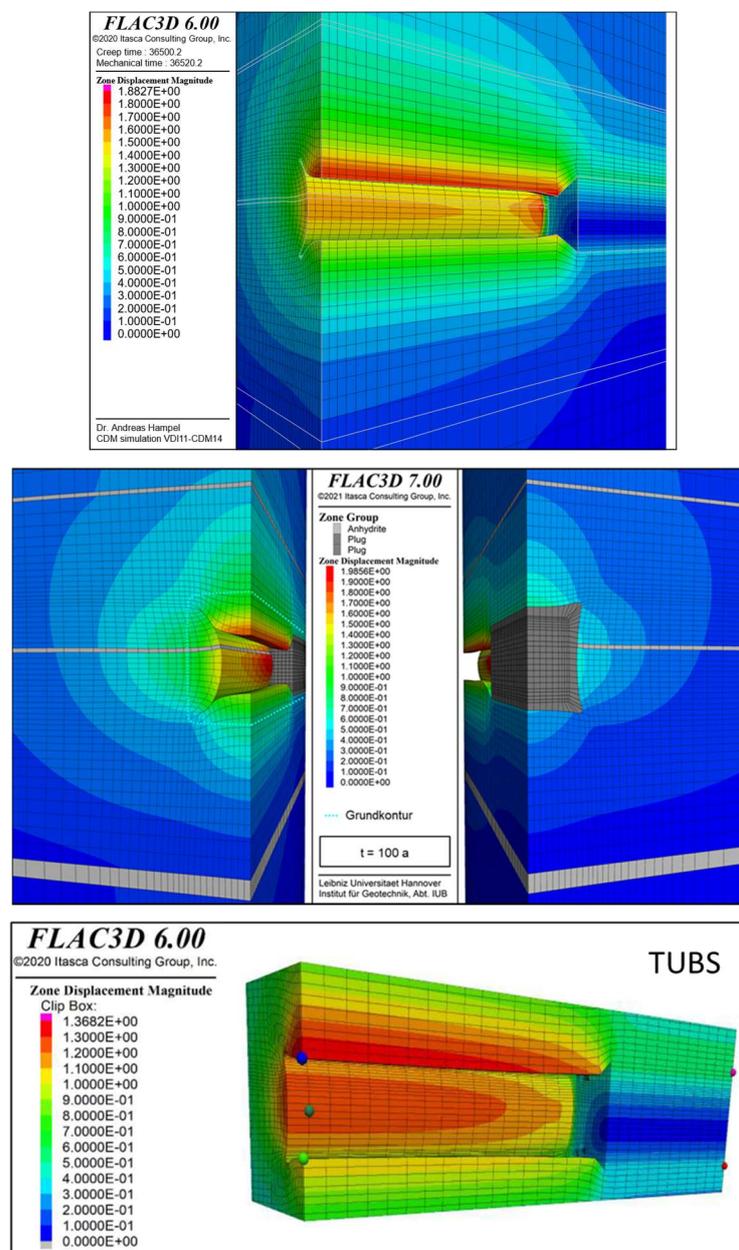


Abb. 59 Von Hampel (oben), der LUH (Mitte) und der TUBS (unten) mit ihren Stoffmodellen berechnete Verschiebungen in der Umgebung der VDI-Strecke nach 100 Jahren.

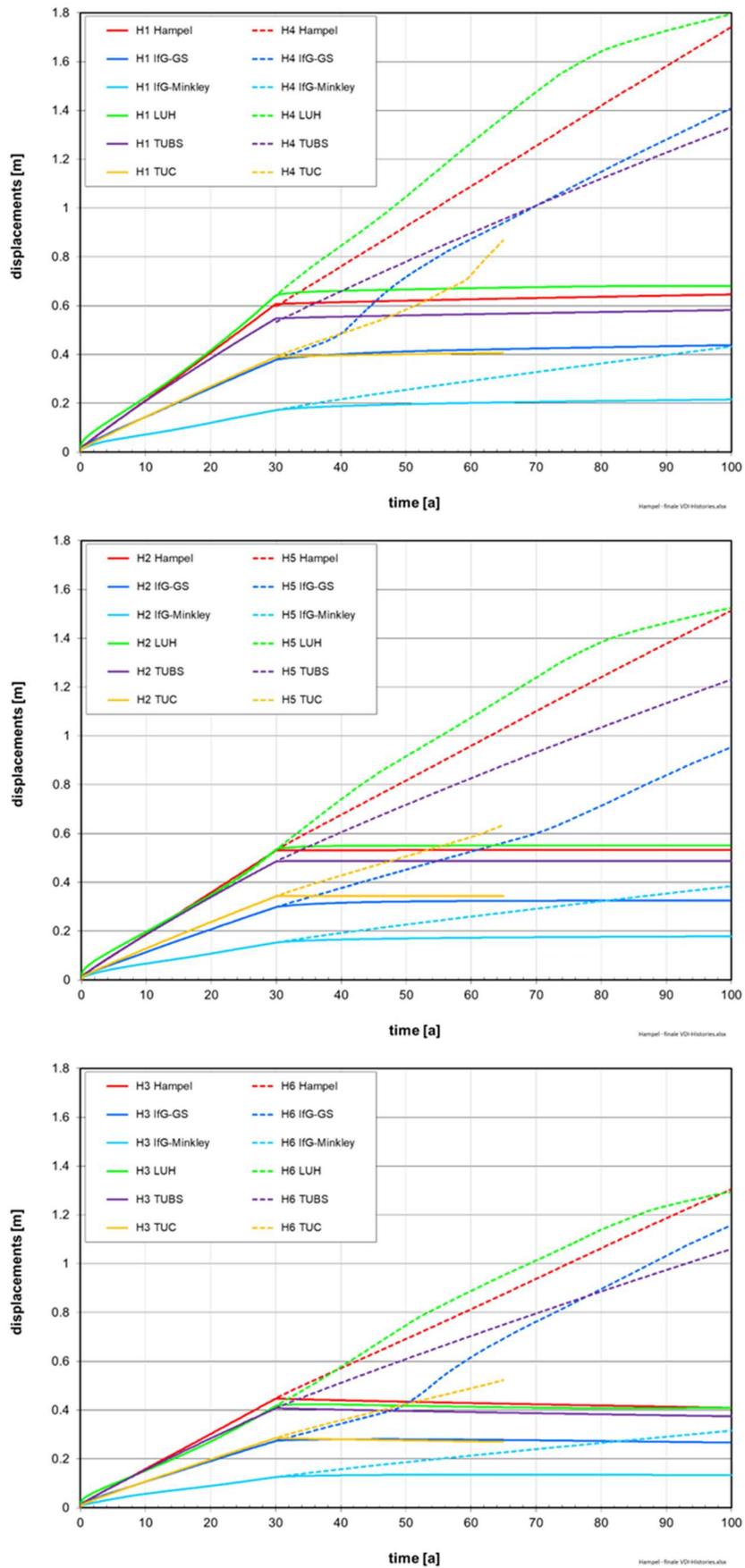


Abb. 60 Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklungen des Betrags der Verschiebungen im VDI an den History-Punkten aus Abb. 49 auf Seite 66.

Die Kurve der TUC in Abb. 60 endet nach 64 Jahren, da die Simulation kurz danach aufgrund numerischer Probleme abgebrochen ist. Die Kurven der LUH flachen zum Ende hin etwas ab, weil Firste, Stoß und Sohle aufgrund der starken Verformungen in Kontakt miteinander gekommen sind und sich aufeinander abstützen, siehe Abb. 59 Mitte (die LUH hat mit undurchdringlichen Interface-Elementen gerechnet).

Man erkennt insgesamt, dass die Ergebnisse der verschiedenen Stoffmodelle – abgesehen von dem Ergebnis des Modells IfG-Minkley – im Rahmen des Erwartbaren relativ gut miteinander übereinstimmen. Denn obwohl allen Partnern zur Kennwertbestimmung dieselbe Datengrundlage und bei den Simulationen die gleichen FLAC3D-Modelle mit den gleichen Randbedingungen zur Verfügung gestanden haben, ist bei derartigen Simulationsberechnungen immer mit einer gewissen Ergebnisstreuung zu rechnen. Dies liegt an den unterschiedlichen theoretischen Modellvorstellungen und Annahmen, die den Stoffmodellen zugrunde liegen, siehe Kapitel 3. Sie haben Unterschiede in den Formulierungen und dem komplexen Zusammenspiel der verschiedenen Stoffgesetzmodule zur Folge. Dies betrifft die Abhängigkeiten des transienten und stationären Kriechens voneinander, deren Auswirkungen auf die Entwicklung der Dilatanz und Schädigung, den Einfluss der Schädigung auf die Verformung, die Modellierung der Verheilung und vieles mehr. Letztlich führen diese Unterschiede auch dazu, dass Laborversuchsergebnisse für verschiedene Stoffmodelle zum Teil eine unterschiedliche Bedeutung haben und unterschiedlich gewichtet werden.

Abb. 61 zeigt am Beispiel der von Hampel mit dem CDM berechneten schädigungsbezogenen Dilatanz im VDI, das heißt der volumetrischen Verformung ohne elastischen Anteil, dass sich die Dilatanz und damit die Schädigung auf einen Ring um die Strecke herum konzentriert. Deswegen liegen die von den Partnern für einen Ergebnisvergleich gemeinsam an der Streckenkontur ausgewählten History-Punkte H1 bis H6 nicht an den Orten der größten Werte im Modell. Allerdings lassen auch diese Punkte aussagekräftige Vergleiche zu.

Bei dem in Abb. 62 wiedergegebenen Vergleich hat sich allerdings eine andere Schwierigkeit ergeben: Die von den Partnern zum Zeitpunkt $t = 30$ Jahre errechneten maximalen volumetrischen Verformungen an den Punkten H1 bis H3 zeigten erheblich größere Unterschiede als die Verschiebungen in Abb. 60, wie Tab. 5 zeigt.

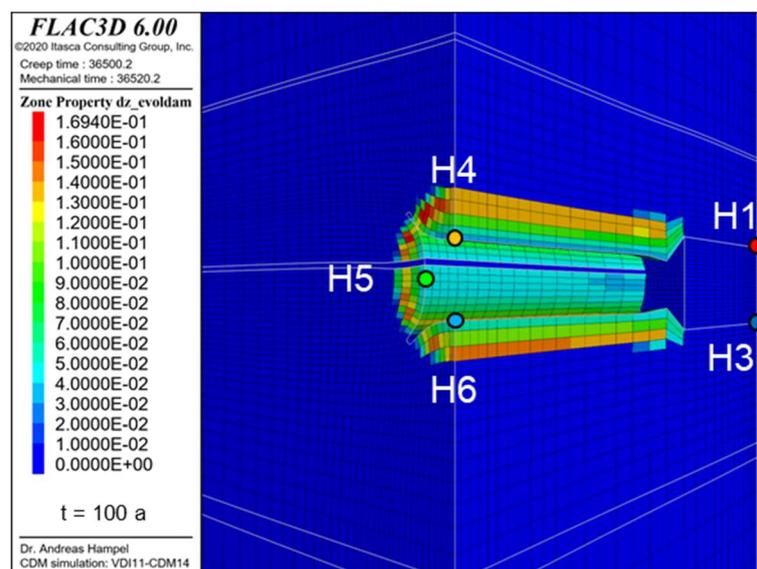


Abb. 61 Schädigungsbezogene Dilatanz im mit dem CDM simulierten VDI nach 100 Jahren in der Umgebung der Hauptstrecke.

| Partner | H1 | H2 | H3 |
|-------------|--------|--------|--------|
| Hampel | 2,75 % | 2,95 % | 3,44 % |
| IfG-G/S | 0,68 % | - | - |
| IfG-Minkley | - | 0,01 % | 0,01 % |
| LUH | 21,9 % | 21,6 % | 16,8 % |
| TUBS | 0,21 % | 0,15% | 0,23 % |
| TUC | 0,41 % | 0,39 % | 0,49 % |

Tab. 5 Von den Partnern an den History-Punkten H1 bis H3 des VDI nach 30 Jahren berechnete schädigungsbezogene Dilatanz

Die Daten der LUH in Tab. 5 weichen besonders stark von den übrigen Ergebnissen ab. Dies führt die LUH darauf zurück, dass möglicherweise bei der automatischen Zeitschrittsteuerung zu große Zeitschritte zugelassen wurden mit der Folge, dass größere Ungleichgewichtskräfte im Modell die Ergebnisse negativ beeinflusst haben. Das IfG hat mit dem Günther/Salzer-Modell nur H1 ausgewertet, die Berechnung mit dem Minkley-Modell wurde ohne Verheilung gerechnet.

Aufgrund der großen Unterschiede der Werte nach 30 Jahren macht ein grafischer Vergleich der absoluten Dilatanzentwicklungen keinen Sinn. In Abb. 62 und Abb. 63 werden daher die auf den jeweiligen Wert nach 30 Jahren normierte Dilatanzkurven der Partner an verschiedenen History-Punkten miteinander verglichen. Da die Verheilungsrate allerdings in allen Stoffmodellen in verschiedener Weise von der aktuellen Dilatanz abhängt, sind die Verheilungsverläufe in beiden Abbildungen von den Unterschieden in Tab. 5 mit beeinflusst. Darüber hinaus machen die Unterschiede in der Geschwindigkeit der Verheilung in Abb. 62 und Abb. 63 aber auch deutlich, dass zur Abhängigkeit der Verheilungsrate von den Versuchsrandbedingungen weiterer Forschungsbedarf besteht, siehe Kapitel 3.6.

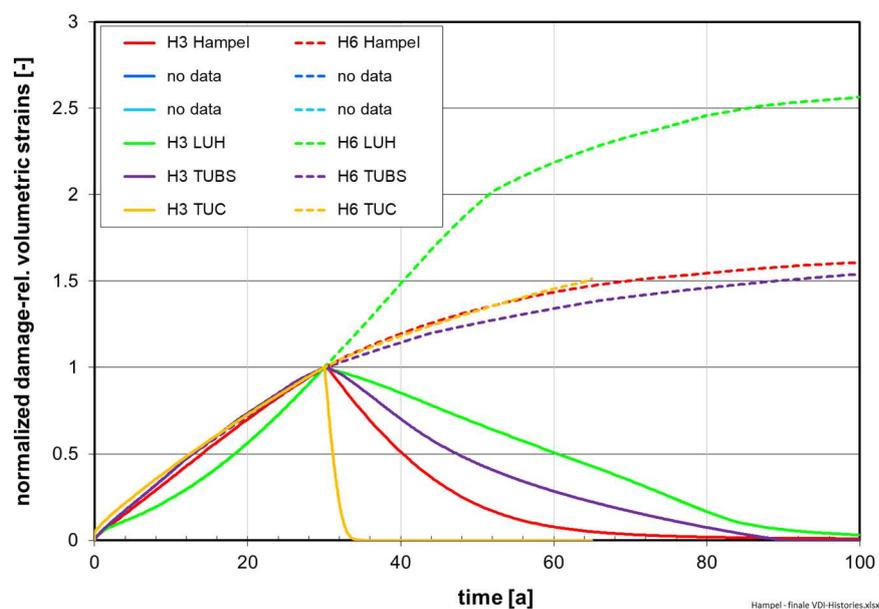


Abb. 62 Schädigungsbezogene Dilatanz im mit dem CDM simulierten VDI nach 100 Jahren in der Umgebung der Hauptstrecke an den History-Punkten H3 und H6.

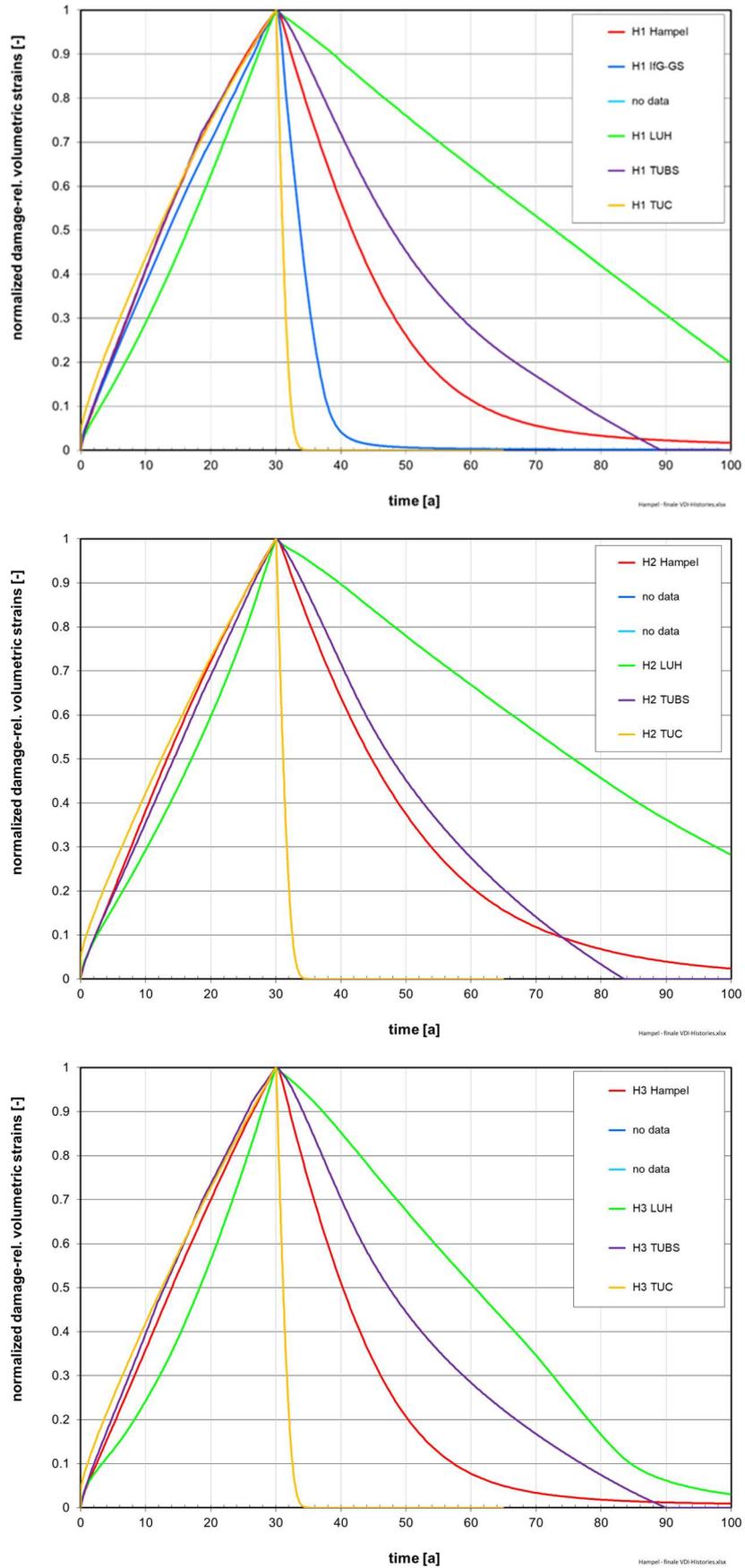


Abb. 63 Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklungen des Betrags der Verschiebungen im VDI an den History-Punkten aus Abb. 49 auf Seite 66.

9.2.3 Vergleich von Ergebnissen von VDII-Simulationen der Projektpartner

Bei den Berechnungen des Virtuellen Demonstrators II wurden von den Partnern zahlreiche Ergebnisse zu den Verschiebungen, Spannungsentwicklungen und volumetrischen Verformungen als Maß für den Grad der Schädigung aufgezeichnet. Bei der Vorstellung der Studie in Kapitel 9.2.1 wurden bereits einige Ergebnisse von Hampel zum VDII gezeigt.

Ein Hauptziel der Berechnungen des VDII war, den aktuellen Stand der Stoffmodellentwicklung hinsichtlich der Modellierung des Einflusses von Zugspannungen auf die Verformungs- und Schädigungsentwicklung um untertägige Hohlräume herum zu dokumentieren.

In Abb. 64 und Abb. 65 werden Ergebnisse der Partner zu von-Mises-Vergleichsspannungen und schädigungsbezogenen (nicht-elastischen) volumetrischen Verformungen über der Hauptstrecke des VDII am jeweiligen Ende der Simulation miteinander verglichen. Die LUH- und TUC-Simulationen sind aufgrund numerischer Probleme nach 25 bzw. 28,5 Jahren abgebrochen worden, die durch zu große Schädigungen in dem ringförmigen Bereich über der Firste in Abb. 64 unten verursacht wurden.

Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Partner resultieren zum Teil aus den unterschiedlich großen Deformationen an der Streckenkontur. Je mehr das Steinsalz in die Strecke hinein kriecht und je stärker die Firste, Stöße und Sohle dadurch ausgebaucht sind, desto stärker werden die Vergleichsspannungen aus diesen Bereichen abgeschirmt. Des Weiteren führt die Konzentration der Schädigung auf einen schmalen ringförmigen Bereich um die Strecke herum in den Simulationen des IfG mit dem Günther/Salzer-Modell und der TUC zu einem starken Gradienten der Vergleichsspannung, weil auch die Schädigungszone zu einer Entlastung des inneren Bereichs führt.

Im Gegensatz dazu berechnete Hampel mit dem CDM einen breiteren entlasteten Bereich um die Strecke herum mit einem gleichmäßigeren Anstieg der Vergleichsspannung und der Schädigung von der Streckenkontur ins Salz hinein. Dies wird mit der starken Kopplung zwischen der Kriechverformung und der Schädigungsentwicklung im CDM erklärt. Außerdem wird im CDM eine Öffnung der Mikrorisse nicht nur in Richtung der minimalen Hauptspannungskomponente σ_3 modelliert, sondern es können sich je nach Spannungssituation auch volumetrische Verformungen in anderen Richtungen ergeben, siehe Kap. 3.5.

(Fortsetzung auf Seite 81)

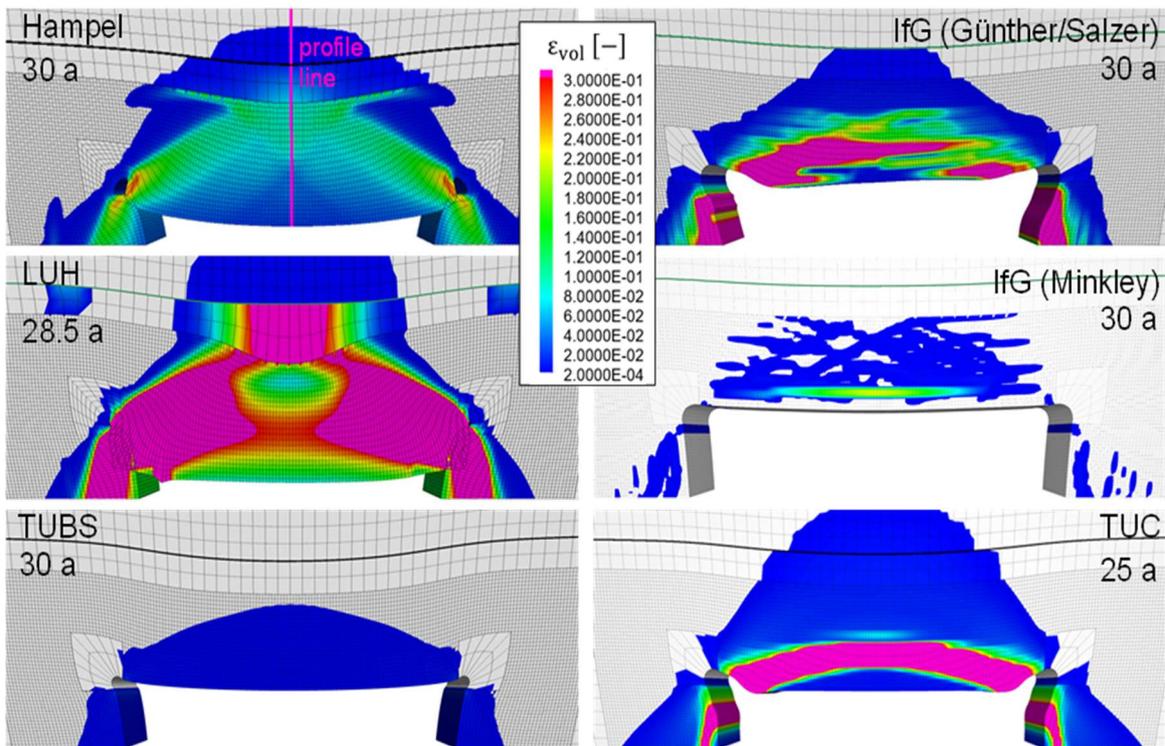
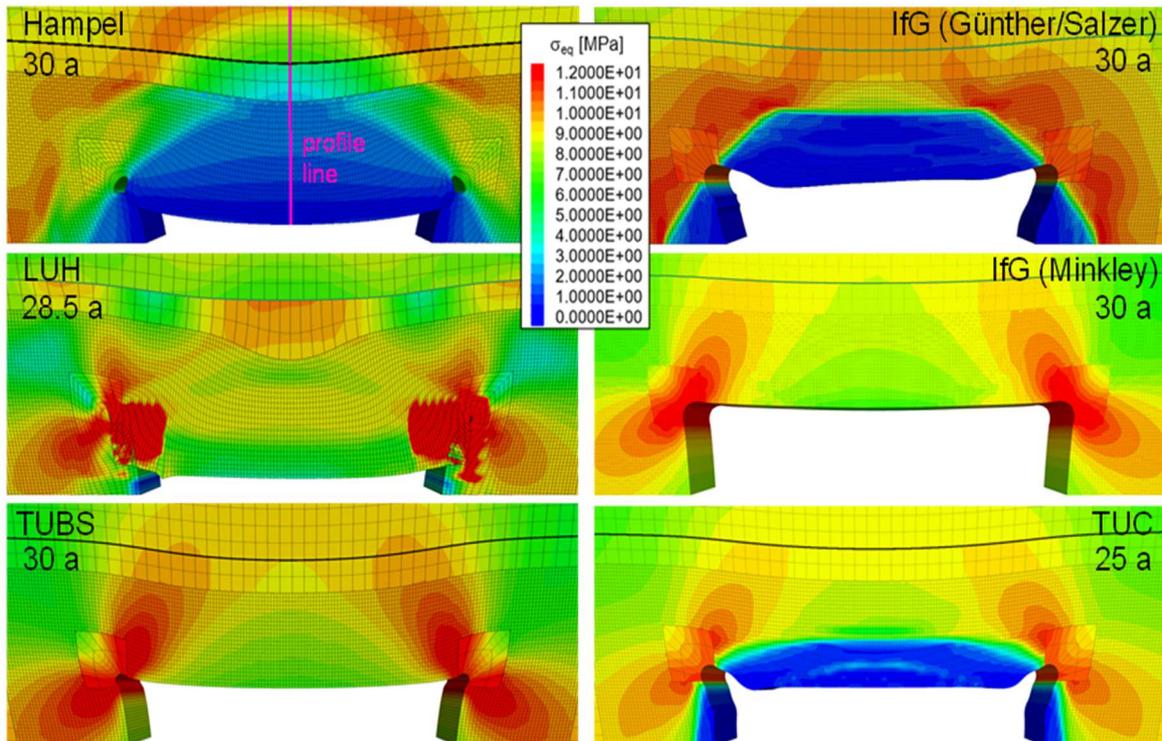


Abb. 64 Vergleich der von-Mises-Vergleichsspannungen (oben) und schädigungsbezogenen (nicht-elastischen) volumetrischen Verformungen (unten) in einem Bereich über der Firste der Hauptstrecke im VDII nach 25 bis 30 Jahren. Entlang der jeweils oben links eingezeichneten Profillinien sind die Kurven aus Abb. 65 aufgezeichnet worden.

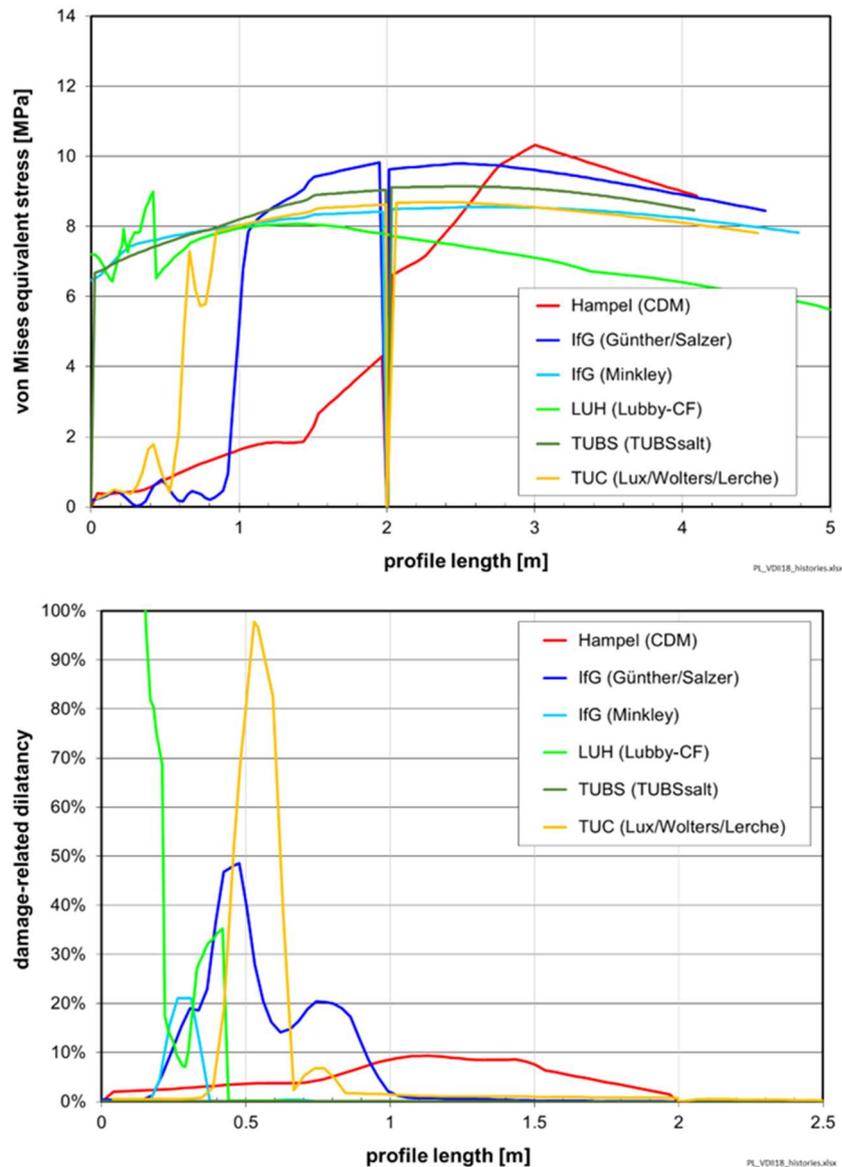


Abb. 65 Vergleich der von-Mises-Vergleichsspannungen (oben) und schädigungsbezogenen Dilatanzen (unten) entlang der in Abb. 64 jeweils oben links eingezeichneten Profillinien über der Firstmitte der Hauptstrecke im VDII nach 25 bis 30 Jahren. Die Abszissen wurden für einen besseren Vergleich der Kurven jeweils auf das unverformte Modell zurückgerechnet. Die verbliebenen Unterschiede unterstreichen den weiteren Forschungsbedarf.

Abb. 66 veranschaulicht anhand der Ergebnisse von Hampel und der LUH, dass die Zug-schädigung einen bedeutenden Anteil an der Gesamtschädigung in der Umgebung eines untertägigen Hohlräum hat und daher mit Stoffmodellen berücksichtigt werden muss. Das Ergebnis von Hampel in Abb. 66 oben links stammt aus einer CDM-Simulation, in der das Modul für die Berechnung der Zug-schädigung ausgeschaltet war. Das bedeutet, dass bei dieser Berechnung auch kein Zug-schädigungseinfluss auf die Verformungs- und Spannungs-entwicklung vorhanden war. Die beiden Abbildungen der LUH entstammen der gleichen Simulation, da im LUH-Modell die Anteile der Schub-, Zug- und Gesamtschädigung getrennt aufgezeichnet werden. Auch wenn die Ergebnisse von Hampel und der LUH quantitativ voneinander abweichen, zeigt sich doch bei beiden ein ähnlich großer Anteil der Zug-schädigung an der Gesamtschädigung.

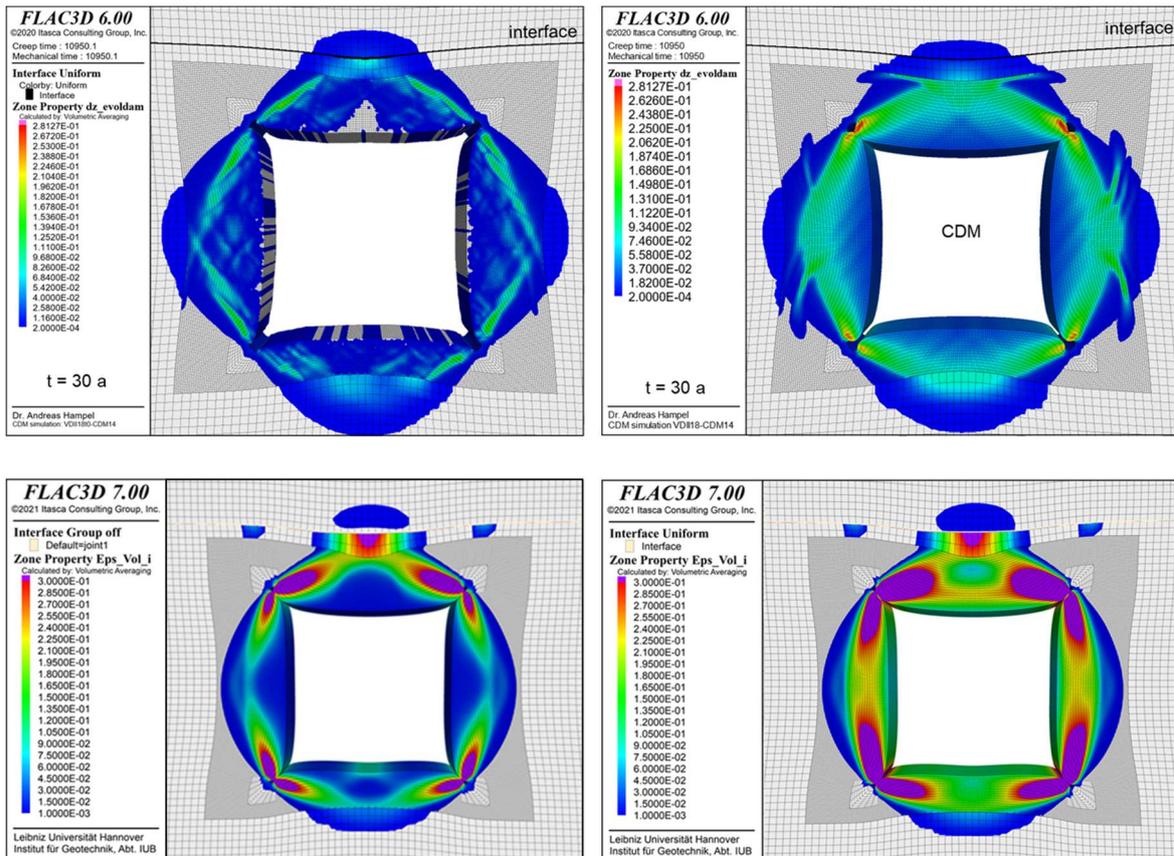


Abb. 66 Vergleich der Scherschädigungen (links) und der Gesamtschädigungen (Schers plus Zugschädigungen, rechts) in der Umgebung der VDII-Hauptstrecke aus den Berechnungen von Hampel (oben) und der LUH (unten).

Abb. 67 veranschaulicht die Folgen unterschiedlicher Beschreibungen des Zugversagens. In allen Stoffmodellen wird die Zugfestigkeit schadigungsabhängig beschrieben und hängt damit von der volumetrischen Verformung bzw. im LUH-Modell vom Schädigungsparameter ab, siehe Kapitel 3.7. Ausgehend von einem Wert von häufig 0,7 bis 1 MPa für die Zugfestigkeit von ungeschädigtem Steinsalz nimmt diese mit zunehmender Schädigung ab, bis sie bei einem Grenzwert von zum Beispiel 2 % volumetrischer Verformung Null erreicht, siehe Abb. 21 auf Seite 40. Bei dieser Dilatanz und darüber würde das Steinsalz spontan versagen, ohne Verformung aufnehmen zu können. Jedoch kann schon vorher Zugbruch auftreten, wenn die minimale Hauptspannung (Zugspannung) die dortige momentane Zugfestigkeit überschreitet. In diesem Falle wird – je nach Stoffmodell – die Zugfestigkeit sofort auf Null gesetzt bzw. fällt in sehr kurzer Zeit auf Null ab. Dieses beschreibt einen Sprödbbruch. Anschließend verbleibt die Zugfestigkeit bei Null, bis das Steinsalz erneut Druckspannungen ausgesetzt ist und die Schädigung wieder zu verheilen beginnt.

Die TUC beschreibt im Modell Lux/Wolters/Lerche zusätzlich eine Dilatanzgrenze (Dilatanzfestigkeit) im Zugbereich. Erst wenn die minimale Hauptspannung diese Grenze überschreitet, die bei 20 % der aktuellen Zugfestigkeit liegt, entsteht Zugschädigung. Dadurch beginnt die Gesamtschädigung, die Summe aus Schub- und Zugschädigung, stärker anzusteigen, wie in Abb. 67 unten rechts ersichtlich ist, welches auch die Zugfestigkeit ab diesem Moment stärker reduziert.

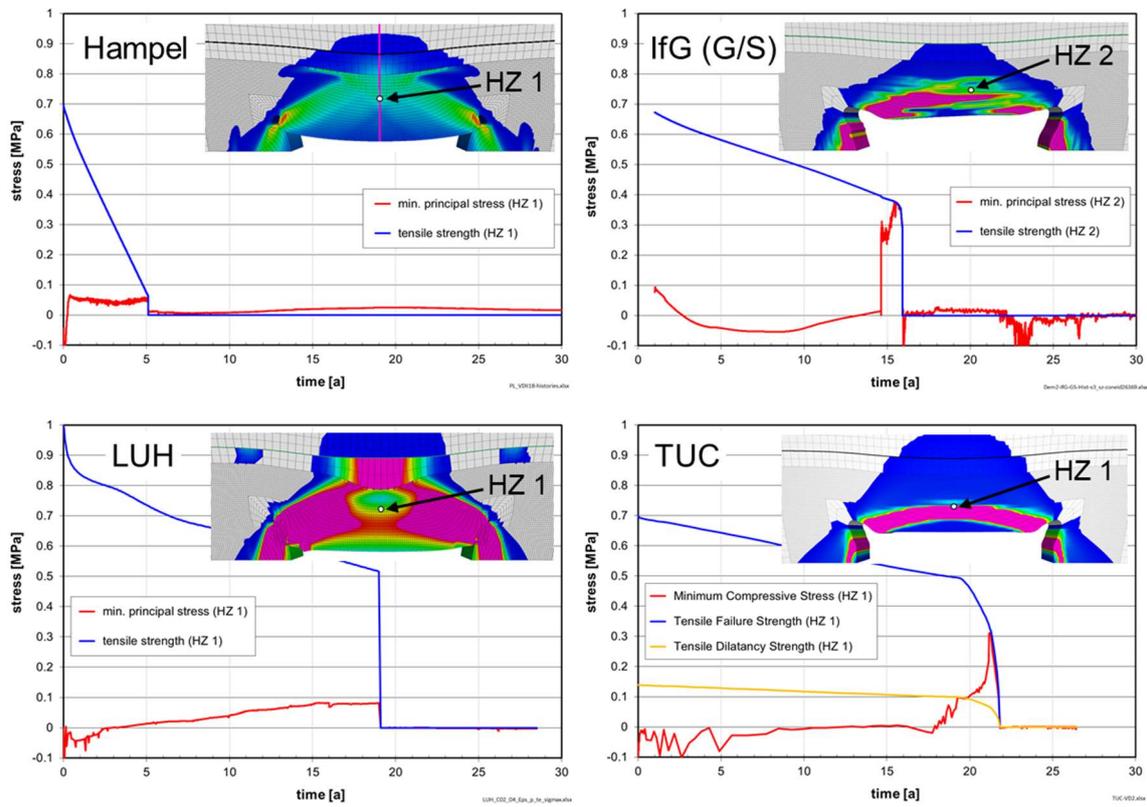


Abb. 67 Vergleich der Entwicklungen der Zugfestigkeiten und minimalen Hauptspannungen an den mit HZ1 und HZ2 markierten Punkten über der VDII-Firste, vgl. Abb. 64.

10 Zusammenfassung

Das Verbundprojekt WEIMOS der Partner Dr. Andreas Hampel (Projektkoordinator), IfG Institut für Gebirgsmechanik, Leipzig, Leibniz Universität Hannover (LUH), Technische Universität Braunschweig (TUBS), Technische Universität Clausthal (TUC) und des assoziierten Partners Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, 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 drei vorlaufenden Verbundprojekten zum Vergleich ihrer Stoffmodelle 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 Mechanismen der Verformung 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) Auswirkungen des Kriechens bei sehr kleinen Deviatorspannungen auf Berechnungen 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 HFCP-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 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*).

Daraus folgt bei kleinen Spannungen eine erheblich höhere Kriechrate, als zum Beispiel mit Potenzgesetzen zur Modellierung des stationären Kriechvermögens bei höheren Differenzspannungen für diesen Bereich extrapoliert würde. Die Stoffmodelle der Projektpartner beschreiben dieses Verhalten nach dem Vorliegen der IfG-Laborversuchsergebnisse nun mit einer verbesserten Genauigkeit.

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 vorherigen Verbundprojekt weiter.

Die Nachrechnungen des ersten Virtuellen Demonstrators, bei dem eine offene Strecke nach 30 Jahren auf einem Teilstück mit einem Damm verschlossen wird, ergaben, 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 ist. Dies zeigt, dass die Rückbildung der Schädigung und Dilatanz, die durch das Aufkriechen des Steinsalzes zum Beispiel gegen ein Verschlussbauwerk hervorgerufen wird, nun mit den Stoffmodellen der Partner 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 um Hohlräume im Steinsalz herum haben. Der VDII bildet die Hälfte einer senkrechten Schicht durch das Einlagerungsfeld der WIPP ab. Es hat sich gezeigt, dass 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.

Die Messung dieser Abhängigkeit mit direkten Zugversuchen hat aufgrund der Versuchsführung leider kein klares Ergebnis gezeigt, weil die definierte Vorschädigung der zylindrischen Proben in Kompressionsrichtung erfolgte und sich dabei entstehende Mikrorisse vorzugsweise in radialer Richtung öffnen, während die anschließende Zugbelastung in axialer Richtung, d. h. in Längsrichtung der Mikrorisse, erfolgte. Als Schlussfolgerung wird für künftige Versuche eine andere Versuchsführung vorgeschlagen.

Die Simulationen des Spaltzugversuchs und des Biegebalkens haben realistische Rissmuster und Spannungsverläufe ergeben, wenn die Modelle genügend fein vernetzt und mit sehr kleinen Zeitschritten berechnet 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)

Sandia hat sich an den Diskussionen zu den Forschungsthemen 1 bis 3 beteiligt und das Thema 4 in Abstimmung mit den deutschen Partnern bearbeitet. Im Auftrag von Sandia führte die Firma RESPEC in Rapid City, South Dakota, USA dazu Laborversuche mit Bohrkernen 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 und Ausblick

Seit 2004 hat die gemeinsame Forschung in vier Verbundprojekten zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Steinsalz zu einem erheblichen Erkenntnisgewinn hinsichtlich der zugrundeliegenden Verformungsmechanismen und darauf aufbauend zu Ver-

besserungen bei der Beschreibung in-situ relevanter Verformungsphänomene mit Stoffmodellen geführt. In dieser Zeit haben der technische Fortschritt bei der Durchführung der Laborversuche, Verbesserungen und Erweiterungen von Versuchsanlagen sowie ausgefeilte Versuchsführungen und -auswertungen verlässlichere Ergebnisse insbesondere zum stationären Kriechen bei kleinen Differenzspannungen und zur Rückbildung und Verheilung von Schädigung und Dilatanz möglich gemacht. Einige, bei Simulationsberechnungen aufgetretene Unterschiede zwischen Ergebnissen der Projektpartner zeigen weiteren Forschungsbedarf auf, zu deren Reduktion auch die Fortsetzung der spezifischen Laborversuchsprogramme notwendig ist.

11 Literaturverzeichnis

BMWi (2015): Forschung zur Entsorgung radioaktiver Abfälle. Förderkonzept des BMWi (2015-2018). – Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Referat IIA5 „Reaktorsicherheits- und Endlagerforschung, Uranbergbausanierung“ & Projektträger Karlsruhe – Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), Karlsruher Institut für Technologie (Hrsg.), Februar 2015.

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.

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., Popp, T. & Lüdeling, C. (2015): Steady-State Creep of Rock Salt: Improved Approaches for Lab Determination and Modelling, In: Rock Mechanics and Rock Engineering, DOI: 10.1007/s00603-015-0839-2, ISSN: 0723-2632, Springer-Verlag Wien.

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. 7th 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.

Itasca (2012/2017/2019): Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions, FLAC3D Version 5 / 6 / 7, 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.

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. 7th 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.

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.

Spiers, C.J., Schutjens, P.M.T.M., Brzesowsky, R.H., Peach, C.J., Liezenberg, J.L. & Zwart, H.J. (1990): Experimental determination of constitutive parameters governing creep of rock salt by pressure solution. In: R.J. Knipe & E.H. Rutter (Hrsg.): Deformation Mechanisms, Rheology and Tectonics, Geol. Soc. Spec. Publ., Bd. 54, S. 215-227.

Urai, J. L. & Spiers, C. J. (2007): The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rock salt 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.

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.