



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Untersuchung · Prüfung · Beratung · Begutachtung

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

Zuwendungsgeber 2016 – 2021: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)
2021 – 2022: Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare
Sicherheit und Verbraucherschutz

Betreuung Projektträger Karlsruhe
Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE)

Förderkennzeichen 02E11446B

Auftragsnummer B IfG 15/2016

Bearbeiter Dr. Christoph Lüdeling
Dr.-Ing. Ralf-Michael Günther
Dr. Klaus Salzer
Dipl.-Geol. Christopher Rölke

Leipzig, 31.03.2022

Dr.-Ing. Ralf-Michael Günther
Geschäftsführer

Dr. Christoph Lüdeling
Projektleiter

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

BETREUT VOM



PTKA
Projektträger Karlsruhe

Karlsruher Institut für Technologie

Die Förderung der Beteiligung des IfG am Verbundvorhaben WEIMOS erfolgte unter dem Förderkennzeichen 02E11446B aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages ursprünglich durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) – jetzt: Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK) – und ging 2021 über an das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV). Die administrative Betreuung wurde geleistet vom Projektträger Karlsruhe (PTKA).

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	5
2	Aktuelle Stoffmodellformulierungen	7
2.1	Grundlagen des mechanischen Verhaltens von Steinsalz	7
2.2	Numerische Formulierung und verwendeter Code	9
2.3	Konventionen für Spannungen, Verformungen etc.	10
2.4	Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (IfG-Günther/Salzer-Modell)	12
2.4.1	Modellkonzept	12
2.4.2	Primäres Kriechen	12
2.4.3	Sekundäres Kriechen – stationäre Kriechrate	13
2.4.4	Tertiäres Kriechen – Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung	14
2.4.5	Dilatanzentwicklung und Parameterbestimmung	16
2.4.6	Elastische Parameter	18
2.4.7	Zugversagen	19
2.5	Visko-elasto-plastisches Stoffmodell (IfG-Minkley-Modell)	19
2.5.1	Elastisches Verhalten	20
2.5.2	Transientes Kriechen	20
2.5.3	Stationäres Kriechen	21
2.5.4	Plastische Verformung, Entfestigung, Dilatanz	21
3	Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen	24
3.1	Wissensstand	24
3.2	Experimentelle Herausforderungen und Herangehensweisen	27
3.3	Experimentelle Ergebnisse	29
3.3.1	Experimentelle Kriechstände	29
3.3.2	Vorversuche	31
3.3.3	TCC34	32
3.4	Benchmarkrechnung zum Salzstockaufstieg	38
4	Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen	43
4.1	Laborprogramm	43
4.2	Benchmark-Rechnungen	45
5	Virtuelle Demonstratoren	48
5.1	Modelle	48
5.2	Ergebnisse	51

6 Zusammenfassung	54
Quellenverzeichnis	56
Anhang	64

1 Einleitung

Steinsalz wird als potentielles Wirtsgestein für die Endlagerung radioaktiver Abfälle betrachtet, insbesondere auch für hochradioaktive, also wärmeentwickelnde Abfälle. Daneben werden Steinsalzformationen technisch genutzt für die bergmännische und solende Gewinnung von Stein- und Kalisalzen, die Kavernenspeicherung sowie die Endlagerung chemisch-toxischer Abfälle.

Die Dichtigkeit der geologischen Barriere und die Standsicherheit des Tragsystems sind in allen Anwendungen Grundvoraussetzungen für den Betrieb. Die langfristige Prognose, Dimensionierung und Bewertung erfordert dazu Stoffgesetze, die das thermomechanische Verhalten adäquat abbilden.

Das Verbundprojekt “Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz (WEIMOS)” soll daher dazu beitragen, das Instrumentarium für eine verlässliche Bewertung der Endlagerung radioaktiver Abfälle zu schaffen. Es baut auf drei Vorgängervorhaben auf, die vom BMBF bzw. BMWi gefördert und von einem ähnlichen Konsortium durchgeführt wurden.

Die Ergebnisse des ersten Verbundprojektes (“Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen”, 01.04.2004 bis 30.11.2006) wurden im Synthesebericht [1], den Abschlussberichten des IfG [2, 3] sowie in einschlägigen Veröffentlichungen [4, 5, 6] umfassend dargestellt. Zum zweiten Verbundprojektes (“Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz”, 01.08.2007 bis 31.07.2010) liegen der Synthesebericht [7], der Abschlussbericht des IfG [8] sowie mehrere Veröffentlichungen vor [9, 10, 11, 12, 13, 14]. Das dritte Verbundprojekt (“Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz”, 01.10.2010 bis 31.03.2016) ist im Synthesebericht [15] und dem IfG-Abschlussbericht [16] ausführlich dargestellt (der Synthesebericht und alle Einzelberichte der Partner sind unter <https://www.tu-braunschweig.de/igb/forschung/salz> abrufbar). Die Ergebnisse wurden darüber hinaus auch in den Veröffentlichungen [14, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23, 24] vorgestellt.

Im Verbundprojekt WEIMOS arbeiten die folgenden Projektpartner zusammen:

- Dr. Andreas Hampel, wissenschaftlicher Berater, Mainz (Projektkoordinator, FKZ 02 E 11446A)
- IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig (IfG, FKZ 02 E 11446B)
- Leibniz Universität Hannover (LUH, FKZ 02 E 11446C)
- TU Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig (TUBS, FKZ 02 E 11446D)
- TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld (TUC, FKZ 02 E 11446E)
- Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, USA als assoziierter Partner.

Die Partner waren größtenteils bereits an den Vorgängerprojekten beteiligt.

Die früheren Projekte hatte die Beschreibung des thermomechanischen Verhalten von Steinsalz anhand von Versuchsprogrammen sowie numerischen Simulationen von Laborexperimenten und repräsentativen Situationen unter Tage erweitert und verbessert. Dabei lag der Schwerpunkt auf der Kriechverformung und dem Schädigungsverhalten, jeweils in Abhängigkeit des Spannungszustandes und der Temperatur.

Im Ergebnis der bisherigen Verbundprojekte wurden vier Aspekte identifiziert, die vertiefter Untersuchungen bedürfen, um eine verlässliche Nachweisführung für die Endlagerung von Abfallstoffen zu ermöglichen:

- (a) Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen
- (b) Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung
- (c) Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen
- (d) Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung)

Zu diesen Bereichen werden im WEIMOS-Projekt theoretische Arbeiten (Analyse, Diskussion und physikalische Beschreibung sowie die numerische Implementierung), numerische Simulationen und Laboruntersuchungen durchgeführt. Das Projekt ist dazu in die Arbeitspakete AP1 bis AP4 gegliedert, entsprechend der obigen Liste.

In einem zusätzlichen Arbeitspaket (AP5) werden die gewonnenen Erkenntnisse in zwei exemplarischen geomechanischen Simulationen (den "virtuellen Demonstratoren") zusammengeführt, die die Relevanz der genannten Punkte belegen und die im Projekt erzielten Fortschritte darstellen.

Das IfG beteiligt sich mit zwei selbst entwickelten Stoffmodellen am WEIMOS-Projekt,

1. dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther, Salzer [11] und
2. dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley [25].

Daneben führt das IfG gesteinsmechanische Laboruntersuchungen durch, deren Ergebnisse auch den Projektpartnern zu Verfügung gestellt werden.

In Kapitel 2 werden die Grundlagen des mechanischen Verhaltens von Steinsalz dargestellt und die beiden Stoffmodelle näher beschrieben. Die Kapitel 3 bis 5 stellen die Projektergebnisse vor. Kapitel 6 fasst die Arbeiten zusammen und bewertet die Ergebnisse.

Die Projektpartner verfassen einen gemeinsamen Synthesebericht [26], in dem alle verwendete Stoffmodelle und die jeweils erzielten Ergebnisse zusammengefasst und vergleichend bewertet werden.

2 Aktuelle Stoffmodellformulierungen

2.1 Grundlagen des mechanischen Verhaltens von Steinsalz

Die Grundlage für die Eignung von Steinsalz als Wirtsgestein für Endlager liegt in den ausgeprägten Barriereigenschaften, die eine Isolation der radioaktiven (oder chemisch-toxischen) Abfälle von der Biosphäre möglich erscheinen lassen. Ebenso sind die Speicherung von z.B. Kohlenwasserstoffen und der Betrieb konventioneller Kali- und Salzbergwerke praktische Belege für die Dichtheit von Salzformationen.

Der mechanische Hintergrund ist das komplexe Spannungs-Verformungs-Verhalten von Steinsalz mit ausgeprägt duktilen und viskosen Verformungen, die je nach Spannungszustand zusammen mit schädigungsinduzierten Verformungen auftreten. Kriechraten und Festigkeitsgrenzen zeigen stark nichtlineare Abhängigkeiten von den Spannungsbedingungen.

In diesem Abschnitt beschreiben wir zunächst die grundlegenden Aspekte des mechanischen Verhaltens von Steinsalz. Die Ausführungen lassen sich *cum grano salis* auch auf andere Salzgesteine wie Sylvinit und Carnallit übertragen, die in Salzformationen häufig anzutreffen sind, nicht jedoch auf den nicht kriechfähigen Anhydrit.

Steinsalz ist ein polykristallines Gestein, das zum überwiegenden Teil aus dem Mineral Halit (NaCl) besteht. Daneben können kleinere Beimengungen an anderen Salzen (vorwiegende Kationen K^+ , Mg^{2+} , Ca^{2+} , Anionen Cl^- , SO_4^{2-}) und unlöslichen Bestandteilen (z.B. Tonminerale) enthalten sein; der Feuchtigkeitsgehalt liegt bei Proben aus der flachen Lagerung üblicherweise unter einem Prozent, meist deutlich darunter (vgl. die Wassergehalte von WIPP-Salz in [16]). Salzstöcke werden durch die intensive Verformung während des Diapirismus weiter entwässert, so dass Proben aus der steilen Lagerung generisch Feuchtegehalte unter 0,1 % aufweisen.

Steinsalz wird insbesondere charakterisiert durch sein Kriechverhalten, d.h. durch die fortdauernde Verformung unter gleichbleibender Last (bzw. alternativ durch die Relaxation, also eine abnehmende Spannung ohne gleichzeitige Verformung). Experimentell wird beobachtet, dass bei ausreichend hoher Einspannung σ_3 das Kriechen volumentreu erfolgt (abgesehen von reversibler elastischer Kompaktion/Expansion bei Änderung der allseitigen Spannung σ_0) und nur vom Spannungsdeviator σ^d bzw. der von-Mises-Spannung σ_{Mises} abhängt.

Die wesentlichen zugrundeliegenden mikromechanischen Prozesse umfassen zum einen die Erzeugung, Bewegung und Vernichtung intrakristalliner Versetzungen (eindimensionaler Kristalldefekte) und zum anderen Lösungs- und Ausfällungsprozesse in Fluidfilmen entlang der Korngrenzen (*dissolution-precipitation creep, pressure solution*) [27, 28, 29, 30, 31]. Weitere Prozesse wie Leerstellendiffusion spielen nur eine untergeordnete Rolle.

Die Relevanz der Kriechprozesse hängt von den Randbedingungen ab, insbesondere von der Dif-

ferenzspannung und der Temperatur. Das Versetzungskriechen, das seinerseits verschiedene Bewegungsmechanismen beinhaltet, stellt bei Raumtemperatur und darüber den dominanten Verformungsmechanismus für Spannungen oberhalb von etwa 8 MPa dar. Es ist gekennzeichnet durch eine Entwicklung der intrakristallinen Mikrostruktur aus Versetzungsdichte und -anordnung, die bei gleichbleibender Belastung einem Gleichgewichtszustand zustrebt. Die Gleichgewichtsversetzungsdichte nimmt dabei mit zunehmender Spannung zu. Da Versetzungen sich gegenseitig in ihrer Bewegung behindern, ergibt sich nach einer Belastung eine transiente (oder primäre) Phase hoher, aber abnehmender Kriechraten, die schließlich nahe des Gleichgewichtszustandes in die stationäre (oder sekundäre) Phase mit konstanter Verformungsrate übergeht. Die Abnahme der Kriechraten wird auch als Verfestigung bezeichnet. Nach einer Lastverringerng kommt es analog zum inversen transienten Kriechen, bei dem die Verformungsrate zum stationären Zustand hin zunimmt [20].

Fluidbasierte Korngrenzenprozesse sind für natürliches Steinsalz hingegen weniger gut untersucht. Es wird erwartet, dass sie dominant werden im Bereich kleinerer Spannungen; sie zeigen eine lineare Spannungsabhängigkeit ($\dot{\epsilon} \sim \sigma_{\text{Mises}}$) und eine geringere Aktivierungsenergie als die Versetzungsprozesse[30]. Naheliegenderweise hängt die Kriechrate vom Feuchtigkeitsgehalt und der Korngröße ab. Im Gegensatz zu Versetzungskriechen ist für *dissolution-precipitation creep* keine ausgeprägte transiente Phase zu erwarten. Kontrovers diskutiert wird derzeit die Frage, ob ein Kriechgrenze im Bereich von 0,1 MPa bis 1 MPa existiert, unterhalb derer Lösungs-Ausfällungs-Prozesse nicht mehr aktiv sind.

Insgesamt ist also beim Kriechen von Steinsalz im Bereich kleiner Spannungen, d.h. im Bereich einiger MPa, von einem Wechsel des dominierenden Mechanismus' auszugehen. Die konkrete Übergangsspannung hängt plausiblerweise von der Temperatur sowie der inneren Struktur des Steinsalzes, insbesondere der Korngröße und dem Fluidgehalt, ab. Die Kriechraten bei kleinen Spannungen sind jedoch für natürliches Steinsalz bisher nicht systematisch untersucht worden. Daher liegt hier ein Schwerpunkt des WEIMOS-Projektes.

Andererseits besitzt Steinsalz eine Dilatanzgrenze [32], d.h. eine mehr oder weniger scharf definierte Kurve im $\sigma_{\text{Mises}}-\sigma_3$ -Raum, die volumentreues Kriechen von schädigungsbehafteter Verformung trennt. Bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze entstehen Mikrorisse, die mit zunehmender Verformung akkumulieren und sich zu makroskopischen (Scher-)brüchen entwickeln können. Die Bildung von (Mikro-)Rissen wird allgemein als Schädigung bezeichnet und hat verschiedene Auswirkungen:

- Die Risse führen zu einer plastischen Volumenzunahme (Dilatanz), die in laufenden Versuchen permanent gemessen werden kann und die damit die experimentell wichtigste Messgröße für die Schädigung darstellt. Daher wird sie auch in vielen Stoffmodellen als primäre Schädigungsvariable verwendet. Die Dilatanzentwicklung ist stark abhängig von der Einspannung.

- Die Schädigung bringt eine mechanische Schwächung des Materials mit sich, die sich im Kriechversuch durch eine Erhöhung der Kriechrate und im Festigkeitsversuch durch eine gegenüber dem Ausgangsmaterial verminderte Festigkeit bemerkbar macht. Die Festigkeitsentwicklung ist dabei vergleichsweise duktil, und Steinsalz besitzt eine Restfestigkeit, die im Nachbruchbereich durch adhäsive Bindungen entlang der makroskopischen Scherflächen bestimmt wird.
- Schließlich stellen die Mikrorisse auch sekundäre Porosität dar. Die Risse haben aufgrund des anisotropen Spannungsfeldes eine Vorzugsrichtung, so dass bereits geringe Dilatanzen zu einem verbundenem Porenraum führen und somit Wegsamkeiten für Fluide schaffen [33, 34]. Die Entwicklung der Permeabilität kann in geeigneten Geräten ebenfalls laufend gemessen werden [35]. Im Kontext der Endlagerung ist diese sekundäre Permeabilität von Bedeutung, weil die Dilatanz in der Auflockerungszone um Hohlräume die Funktion von Streckenverschlüssen in Frage stellen kann.

Im Gegenzug kann eine aufgelaufene Schädigung wieder rückgebildet werden, wenn ein geeigneter Spannungszustand vorliegt; die Schädigungsrückbildung wird auch als Verheilung bezeichnet. Dabei bildet sich mit der Zeit die Dilatanz zurück, die ursprüngliche Impermeabilität wird wieder hergestellt und die Festigkeit erreicht die Werte des ungestörten Materials.

Die Schädigung von Steinsalz ist mittlerweile ausführlich untersucht worden, z.B. in den Vorgängerprojekten von WEIMOS. Die Schädigungsrückbildung steht derzeit jedoch noch am Anfang und wurde daher als einer der Forschungsschwerpunkte in WEIMOS identifiziert.

Steinsalz bricht auch unter Zugspannungen. Wie die meisten Gesteine ist die Zugfestigkeit erheblich geringer als die (einachsige) Druckfestigkeit, üblicherweise im Bereich von 1 MPa bis 2 MPa; darüber hinaus ist ein Zugbruch ein wesentlich spröderer Prozess als das Scherversagen, da sich nach Überschreitung der Zugfestigkeit offene Risse quer zur Zugspannung ausbilden, die keine Restfestigkeit mehr entwickeln können.

Der Einfluss der durch Scherspannungen erzeugten Schädigung auf die Zugfestigkeit wurde schon früher untersucht (siehe z.B. [36, 37]), ist derzeit jedoch noch unzureichend verstanden.

2.2 Numerische Formulierung und verwendeter Code

Die numerischen Simulationen führte das IfG (wie auch die anderen WEIMOS-Partner mit Ausnahme von Sandia) mit dem Programm FLAC3D (Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions) der Firma Itasca Consulting in den Versionen 6 bzw. 7 durch. Eine detaillierte Beschreibung des Programmes ist in den Handbüchern [38] zu finden; im Folgenden beschreiben wir kurz die wesentlichen Aspekte.

Der Code basiert auf der Methode der Finiten Differenzen, das Gebirge wird demzufolge über ein System wechselwirkender Volumenelemente (üblicherweise Hexaeder oder Tetraeder) diskretisiert, die in diesem Kontext als Zonen bezeichnet werden. Die Zonen sind begrenzt durch Flächen, Kanten und Gitterpunkte. Zur Lösung der Bewegungsgleichungen werden jeweils die Kräfte auf und Bewegungen der Gitterpunkte sowie Verformungen und Spannungen der Zonen ineinander umgerechnet.

FLAC3D verwendet einen expliziten Zeitschrittalgorithmus, d.h. in jedem Berechnungsschritt werden zunächst aus den Kräften die Verschiebungen (der Gitterpunkte) bestimmt und danach die aus den entsprechenden Verformungen (der Zonen) folgende Spannungsänderung berechnet, die wiederum zu neuen Kräften auf die Gitterpunkte führt. Der Lösungsalgorithmus unter Einbeziehung der vollständigen physikalischen Bewegungsgleichungen eignet sich besonders zur Analyse von Stabilität und Instabilität sowie zur Berücksichtigung komplexer Stoffmodelle, da, anders als bei impliziten Verfahren, keine Iterationen zur Bestimmung eines Gleichgewichtszustandes und keine Tangentialsteifigkeitsmatrizen erforderlich sind.

Andererseits sind explizite Zeitschrittalgorithmen nur für sehr kleine Zeitschritte stabil, so dass zur Simulation von geomechanischen Prozessen über Jahre bis Jahrtausende spezielle numerische Verfahren entwickelt wurden (Massenskalierung, Dämpfung, verschiedene Zeitschritte für einzelne Prozesse), die in quasistatischen Situationen die numerische Betrachtung größerer Zeiträume erlauben. (Zur Betrachtung dynamischer Prozesse (z.B. Gebirgsschläge, [25]) sind derartige Verfahren hingegen nicht geeignet und müssen abgeschaltet werden.)

Nach Änderungen der Modellstruktur, z.B. der Auffahrung von Hohlräumen, ist das System jedoch weit von einem quasistatischen Zustand entfernt, so dass Zeitschritte entsprechend klein sind. Kriechen, aber insbesondere plastische Verformung und Entfestigung stören den Spannungszustand permanent, so dass die numerische Analyse solcher Prozesse infolge erforderlicher kleiner Zeitschritte sehr zeitaufwändig ist.

Übliche Stoffmodelle aus der Geotechnik (z.B. elastische, elastoplastische und einfache viskoelasto-plastische Modelle) sind in FLAC3D integriert. Darüber hinaus bietet der Code eine Schnittstelle, über die selbst entwickelte Stoffmodelle mittels in C++ programmierten Bibliotheken (DLL) eingebunden werden können.

FLAC3D erlaubt auch die Simulation thermischer und hydraulischer Prozesse und die Kopplung mit der Mechanik. Im Projekt WEIMOS werden diese Aspekte nicht weiter betrachtet.

2.3 Konventionen für Spannungen, Verformungen etc.

Hier stellen wir kurz einige Konventionen vor, die im Folgenden verwendet werden.

- Druckspannungen werden je nach Situation positiv oder negativ angenommen. In jedem Fall

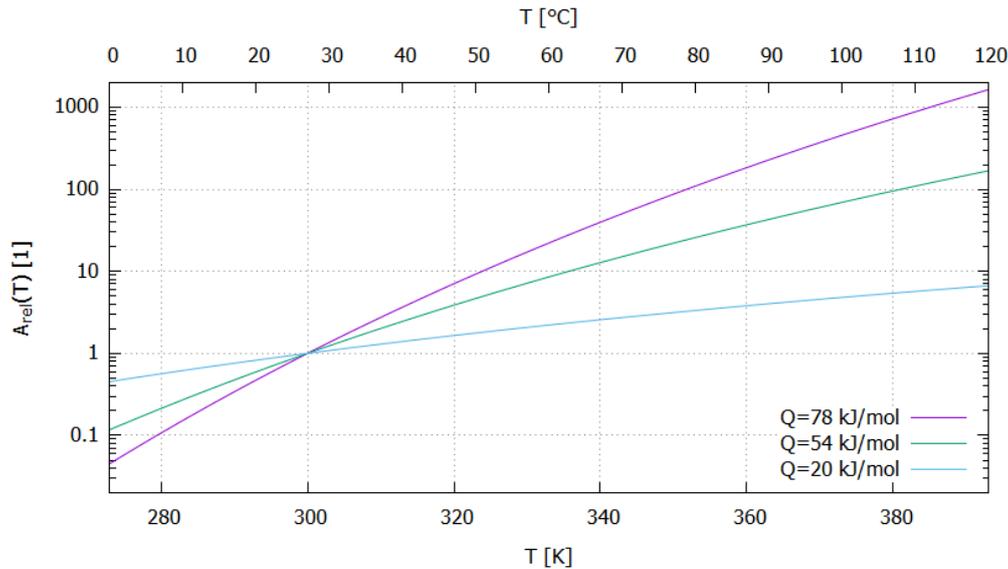


Abbildung 1: Arrhenius-Term für verschiedene Aktivierungsenergien, normiert auf 300 K. Im BGRa-Kriechgesetz wird für das stationäre Kriechen von Steinsalz eine Aktivierungsenergie von 54 kJ/mol angesetzt.

sind die Hauptspannungen so angeordnet, dass die „maximale Hauptspannung“ σ_1 die kompressivste Hauptspannung darstellt.

- Die von-Mises-Spannung oder Effektivspannung σ_{Mises} ist definiert als

$$\sigma_{\text{Mises}} = \sqrt{\frac{3}{2} \text{tr} \boldsymbol{\sigma}^d \cdot \boldsymbol{\sigma}^d} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]}. \quad (1)$$

Sie ist nicht zu verwechseln mit der Effektivspannung nach Terzaghi, also der Differenz aus Normalspannung und Fluiddruck; diese wird im vorliegenden Bericht nicht verwendet.

- In den Stoffmodellen treten verschiedentlich Potenzen der Spannung (z.B. von σ_3 oder σ_{Mises}) auf. Um die Notation nicht zu überfrachten, verwenden wir eine Kurzschreibweise, bei der eine Normierung σ_{Norm} implizit beinhaltet ist, um eine dimensionslose Größe zu erhalten. So ist ein Ausdruck wie σ_{Mises}^n als

$$\left(\frac{\sigma_{\text{Mises}}}{\sigma_{\text{Norm}}} \right)^n \quad (2)$$

zu lesen; wir setzen stets $\sigma_{\text{Norm}} = 1 \text{ MPa}$.

- Die Abhängigkeit von der (absoluten) Temperatur, insbesondere bei Kriechraten, wird üblicherweise mit einem Arrhenius-Term beschrieben, der einen Vorfaktor und einen Exponentialfaktor enthält,

$$A(T) = A_c e^{-\frac{Q}{RT}}. \quad (3)$$

Vorfaktor A_c und Aktivierungsenergie Q sind dabei spezifisch für den jeweiligen Prozess und

möglicherweise die Salzvarietät; die Gaskonstante ist $R = 8,134 \cdot 10^{-3} \text{ kJ/mol K}$.

In Abbildung 1 ist die Wirkung des Arrheniusterm für Aktivierungsenergien von 20 kJ/mol bis 78 kJ/mol dargestellt.

- Das elastische Verhalten von Steinsalz wird als isotrop betrachtet, so dass es mit zwei Parametern beschrieben werden kann. Übliche Kombinationen sind Kompressionsmodul (auch Bulkmodul) K und Schermodul G oder Elastizitätsmodul (auch Youngmodul) E und Poissonzahl ν . Die Umrechnung ist wie folgt:

$$\begin{aligned} E &= \frac{9KG}{3K + G} & K &= \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \\ \nu &= \frac{3K - 2G}{2(3K + G)} & G &= \frac{E}{2(1 + \nu)} \end{aligned} \quad (4)$$

2.4 Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (IfG-Günther/Salzer-Modell)

2.4.1 Modellkonzept

Das bei den Berechnungen für die spezifischen Eigenschaften der Salzgesteine verwendete Stoffmodell IfG-GS (Günther/Salzer-Modell) wurde am IfG entwickelt, um realitätsnah das vollständige Kriechverhalten mit allen drei Kriechphasen und das temperatur- und geschwindigkeitsabhängige Festigkeits- und Dilatanzverhalten zu beschreiben. Das Stoffmodell ist in den Rechencodes implementiert, verifiziert und an statisch ablaufenden Entfestigungsvorgängen im Kali- und Steinsalzbergbau validiert ([11, 6]).

Im IfG-GS-Modell wird das Spannungs-Verformungsverhalten der Salzgesteine hauptsächlich über das Kriechverhalten beschrieben. Das bedeutet, dass die Viskosität des Kriechansatzes abhängig von einer inneren Zustandsvariable ist, die den Ver- und Entfestigungsprozess steuert, von der aber auch das stationäre Kriechen abhängt. Die Modellierung des eigentlichen Zugbruches nimmt jedoch eine Sonderstellung ein, da dieser in Form eines Sprödbrechens als zeitunabhängiger Prozess beschrieben wird. Im Folgenden werden die einzelnen physikalischen Prozesse erläutert und ihre mathematische Abbildung im Stoffmodell beschrieben.

2.4.2 Primäres Kriechen

Das primäre Kriechen ist durch große Verformungsraten gekennzeichnet, die mit fortschreitender Deformation rasch kleiner werden. Bestimmend für primäres Kriechen sind Versetzungen innerhalb der Gitterstruktur des Salzkristalls, die sich mit zunehmender Spannung zu bewegen beginnen. Dieser Zusammenhang kann über einen Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz beschrieben werden ([39, 40],

wobei in der ursprünglichen Formulierung noch keine Anfangsverfestigung ε_0^V berücksichtigt wurde:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{cr}} = A_c e^{-\frac{Q_p}{RT}} \frac{\sigma_{\text{Mises}}^{n_p}}{(\varepsilon_0^V + \varepsilon_{\text{cr}})^\mu} \quad (5)$$

Der Vorfaktor A_c , die Aktivierungsenergie Q_p sowie die Exponenten n_p und μ sind dabei Materialparameter.

Am Anfang der Belastung wird die Verformung vom Wandern der Versetzungen dominiert, die bereits im Kristall angelegt sind (Anfangsverfestigung ε_0^V). Mit fortschreitender Deformation ε_{cr} entstehen jedoch neue Versetzungen. Daraus resultiert eine wachsende Verfestigung, wodurch bei konstanter Belastung ($\sigma_{\text{Mises}} = \text{const.}$) die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{\text{cr}}$ abnimmt. Gleichung (5) beschreibt diesen Zusammenhang anschaulich.

2.4.3 Sekundäres Kriechen – stationäre Kriechrate

Der mit der Verformung wachsenden Materialverfestigung wirkt die Erholung von Versetzungen entgegen, da die durch die Materialdeformation entstandenen Versetzungen physikalisch instabil sind. Treffen z.B. unterschiedlich orientierte Versetzungen aufeinander, vereinigen sie sich und löschen sich dabei aus. Ebenfalls können Versetzungen an den Kristallrändern auslaufen. Die Prozesse, die zum Abbau vorhandener Versetzungen und damit zu einer Reduzierung der Versetzungsdichte führen, wirken der fortschreitenden Materialverfestigung entgegen und werden ganz allgemein als Kristallerholung bzw. Versetzungserholung bezeichnet. Streben Bildungs- und Erholungsrate von Versetzungen gleiche Werte an, wird die intrakristalline Versetzungsdichte konstant. Daraus resultiert eine stationäre Kriechrate, die durch eine konstante Viskosität beschrieben wird, so dass das Kriechen in die sekundäre Phase übergeht [41].

Der Kriechansatz (5) kann erweitert werden, um die Wirkung der Versetzungserholung zu berücksichtigen werden. Dabei geht man davon aus, dass die Gesamtkriechrate $\dot{\varepsilon}_{\text{cr}}$ sich aus Verformungsanteilen $\dot{\varepsilon}_V$ und $\dot{\varepsilon}_E$ zusammensetzt, die ganz allgemein aus den Ver- und Entfestigungsprozessen resultieren,,

$$\varepsilon_{\text{cr}} = \varepsilon_V + \varepsilon_E. \quad (6)$$

Die Verfestigungsrate, also der Verformungsanteil, der effektiv zur Verfestigung beiträgt, lässt sich daher auch als

$$\dot{\varepsilon}_V = \dot{\varepsilon}_{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_E. \quad (7)$$

ausdrücken. Die Kriechrate, Gleichung (5), hängt dann nur von der aufgelaufenen Verfestigung und

nicht mehr von der Gesamtverformung ab,

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A_c e^{-\frac{Q_p}{RT}} \frac{\sigma_{Mises}^{n_p}}{(\epsilon_0^v + \epsilon_v)^\mu} \quad (8)$$

Die Raten der einzelnen Verformungsanteile sind damit über die Gleichungen (7) und (8) gekoppelt: Bei geringer Deformation ist die Verfestigung ϵ_v ebenfalls gering. Dadurch entstehen sehr große Kriechraten $\dot{\epsilon}_{cr}$, die gemäß Gleichung (7) auch zu einer hohen Verfestigungsrate führen. Mit zunehmender Deformation (wachsender Versetzungsdichte) wird dann auch die Verfestigung ϵ_v größer, wodurch die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{cr}$ absinkt. Erreicht sie das Niveau der Erholungsrate $\dot{\epsilon}_E$, wird die Verfestigungsrate Null (Gleichung (7)); die Verfestigung ϵ_v und die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{cr}$ sind konstant. Gleichung (8) beschreibt dann stationäres Kriechen, und die stationäre Kriechrate $\dot{\epsilon}_{st}$ ist gleich der Erholungsrate $\dot{\epsilon}_E$.

Mehrkomponenten-Potenzansatz zur Beschreibung der stationären Kriechrate Zur vollständigen Beschreibung des (schädigungsfreien) Kriechverhaltens fehlt noch die Spezifizierung der stationären Kriechrate oder Erholungsrate. Im Stoffmodell wird diese mit einem Potenzansatz, der aus bis zu drei Termen besteht, beschrieben,

$$\dot{\epsilon}_{st} = \dot{\epsilon}_E = A_1 e^{-\frac{Q_1}{RT}} \sigma_{Mises}^{n_1} + A_2 e^{-\frac{Q_2}{RT}} \sigma_{Mises}^{n_2} + A_3 e^{-\frac{Q_3}{RT}} \sigma_{Mises}^{n_3} \quad (9)$$

Die Materialparameter A_i , Q_i und n_i werden an die aus den Laborversuchen ermittelten stationären Kriechraten bzw. an das in situ gemessene Verformungsverhalten angepasst.

Die typische Krümmung der $\dot{\epsilon}_{st}$ - σ_{Mises} -Kurve ergibt sich aus der Superposition der Einzelterme. Diese Beschreibung entspricht einer Interpretation des stationären Kriechverhaltens, die auf einzelne Verformungsmechanismen abhebt. So könnte beispielsweise der erste Term das interkristalline Kriechen entlang der Korngrenzen, der zweite Term intrakristalline Versetzungsprozesse und der dritte Term das Verhalten bei hohen Temperaturen ($T > 100$ °C) beschreiben.

2.4.4 Tertiäres Kriechen – Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung

Tertiäres Kriechen sowie das Festigkeits- und Entfestigungsverhalten von Salzgesteinen resultiert aus spannungs- und verformungsabhängigen Materialschädigungen. Im zügigen triaxialen Festigkeitsversuch (TC-Versuch) lässt sich der Einfluss von Schädigungen auf das Verformungsverhalten in anschaulicher Weise betrachten, da unter diesen Versuchsbedingungen der Einfluss der Erholung (stationäres Kriechen) wegen der kurzen Versuchszeiten nahezu vollständig verschwindet und sich die visko-plastische Gesamtverformungsrate somit nur aus einem verfestigenden und einem schädigungsinduzierten Verformungsanteil zusammensetzt.

Beim triaxialen Festigkeitsversuch steigt mit fortschreitender Belastung (bzw. Verformung) zunächst die Versetzungsdichte im Prüfkörper an, wodurch Versetzungsbewegungen zunehmend erschwert werden. Im Resultat beobachtet man im Versuch daher zunächst eine Verformungsverfestigung. Jedoch entstehen mit wachsender Versetzungsdichte auch lokale Spannungskonzentrationen in der Mikrostruktur, aus denen sich Mikrorisse bzw. Schädigungen entwickeln. Die Schädigung wirkt dabei der fortschreitenden Verfestigung entgegen, mit der Folge, dass das Material wieder zunehmend verformbarer wird, dass also bei konstanter Verformungsrate die erforderliche Spannung abnimmt.

Für die Berechnung der viskoplastischen Gesamtverformung müssen daher zusätzlich zu den Verformungsanteilen aus Verfestigung und Erholung auch ein schädigungsinduzierter Verformungsanteil ε_S berücksichtigt werden, was zu einer entsprechende Erweiterung von Gleichung (6) führt:

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_V + \varepsilon_E + \varepsilon_S. \quad (10)$$

Die mit der Verformung zunehmende mikrorissbedingte Gefügeschädigung bewirkt eine im Laborversuch direkt messbare Volumenzunahme (Dilatanz) ε_{vol} . Die Spannung, ab der eine Volumenzunahme des Prüfkörpers makroskopisch messbar ist, wird dabei als Dilatanzgrenze σ_{dil} bezeichnet; die Dilatanzgrenze ist stark von der minimalen Hauptspannung σ_3 abhängig.

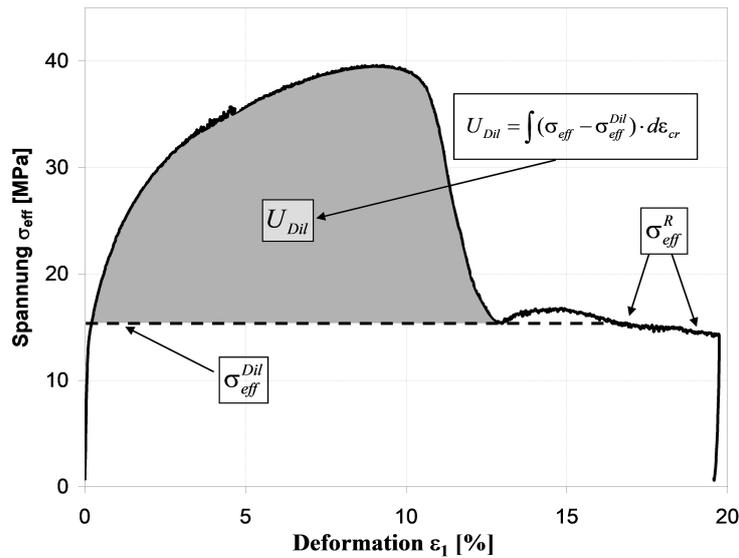
Die Dilatanz ist somit eine im Versuch direkt messbare Größe, die die Schädigungsentwicklung kennzeichnet; da die Schädigungsrate $\dot{\varepsilon}_S$ nicht direkt messbar ist, wird sie in Gleichung (10) als Näherungslösung durch die Dilatanz ε_{vol} ersetzt,

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_V + \varepsilon_E + \varepsilon_{vol}. \quad (11)$$

Nach Umstellung folgt dann für die effektive Verfestigungsrate

$$\dot{\varepsilon}_V = \dot{\varepsilon}_{cr} - \dot{\varepsilon}_E - \dot{\varepsilon}_{vol}. \quad (12)$$

Mit dieser Beschreibung ergibt sich die aktuelle geschwindigkeits- und zeitabhängige Spitzenfestigkeit zwanglos dann, wenn das Salz nicht weiter deformationsverfestigt wird, d.h. also die effektive Verfestigungsrate entsprechend Gleichung (12) Null ist [6]. Übersteigt die Schädigungsrate $\dot{\varepsilon}_S$ die Kriebrate $\dot{\varepsilon}_{cr}$, wird die Verfestigungsrate $\dot{\varepsilon}_V$ negativ, und das Material entfestigt. Die Festigkeit befindet sich dann im Nachbruchbereich. Eine „klassische“ Festigkeitsbeschreibung in Form einer Spannungskennlinie bzw. Festigkeitshüllkurve ist dabei nicht mehr erforderlich [6].

Abbildung 2: Definition der Dilatanzarbeit U_{dil}

2.4.5 Dilatanzentwicklung und Parameterbestimmung

Für die Überführung des im Laborversuch ermittelten Dilatanzverhaltens in das Stoffmodell sind folgende wesentliche Abhängigkeiten zu berücksichtigen:

- Die Dilatanz ist abhängig von der Effektivspannung σ_{Mises} ,
- die Dilatanz ist abhängig von der kleinsten Hauptspannung σ_3 und
- die Dilatanz ist abhängig von der Verformung ϵ_{cr} .

Spannung und Verformung können über die spezifische Formänderungsarbeit

$$U = \int \sigma_{Mises} d\epsilon_{cr} \quad \text{bzw.} \quad dU = \sigma_{Mises} d\epsilon_{cr} \quad (13)$$

zu einer gemeinsamen Größe zusammengefasst werden. Die spezifische Formänderungsarbeit entspricht dabei der Fläche unterhalb der Spannungs-Verformungs-Kennlinie. Da die Dilatanzentwicklung jedoch erst bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze σ_{dil} einsetzt, wird für die Schädigung nur der Spannungsanteil oberhalb der Dilatanzgrenze relevant. Die daraus resultierende spezifischen Formänderungsarbeit im dilatanten Bereich, kurz Dilatanzarbeit U_{dil} , ergibt sich dann zu (siehe Abbildung 2)

$$U_{dil} = \int \langle \sigma_{Mises} - \sigma_{dil} \rangle d\epsilon_{cr}. \quad (14)$$

Hier bezeichnet $\langle \cdot \rangle$ die Föppl-Klammer.

Eine Vielzahl von Versuchen zeigt, dass Dilatanzgrenze und Restfestigkeit näherungsweise gleichgesetzt werden können. Diese Vereinfachung wird in das Modellkonzept übernommen, wodurch

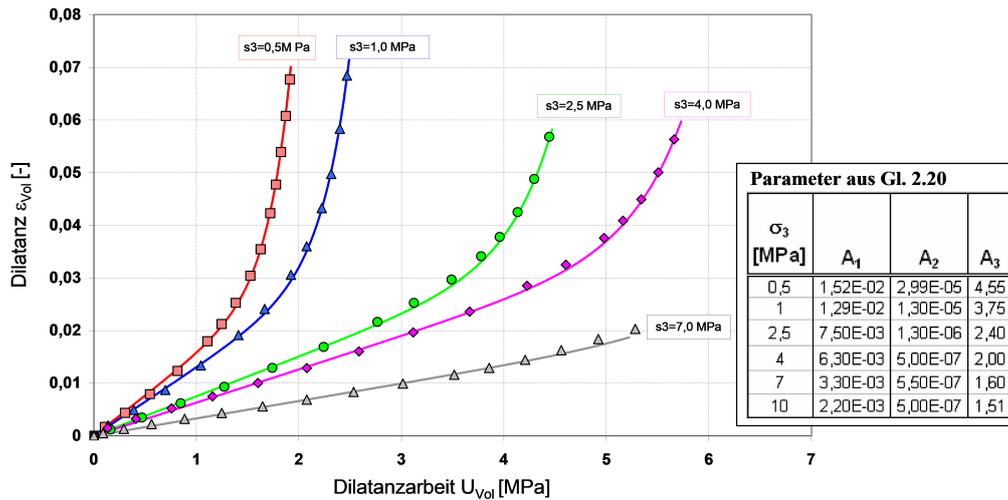


Abbildung 3: Funktionaler Zusammenhang zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit

es möglich ist, die Dilatanzarbeit entsprechend Gleichung (14) als zentrale Größe zu verwenden und gleichzeitig sicherzustellen, dass der berechnete Endwert der Entfestigung gegen die Restfestigkeit strebt. Die verwendete Dilatanzgrenze bzw. Restfestigkeit ist abhängig von der minimalen Hauptspannung σ_3 und wird beschrieben als

$$\sigma_{dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \tag{15}$$

mit drei Parametern $D_{1,2,3}$.

Für die Parameterbestimmung wird aus den Ergebnissen von TC-Versuchen zunächst die Dilatanzarbeit entsprechend Gleichung (14) aus den Versuchsdaten berechnet. Anschließend wird die in den Versuchen gemessene Dilatanz über folgende Beziehung als Funktion der Dilatanzarbeit beschrieben (Abbildung 3):

$$\epsilon_{vol}(U_{dil}) = A_1(\sigma_3)U_{dil} + \frac{A_2(\sigma_3)}{A_3(\sigma_3)}e^{A_3(\sigma_3)U_{dil}} \tag{16}$$

Abhängig vom jeweiligen Manteldruck ergeben sich für jeden Versuch unterschiedliche Kurvenparameter A_i , die mit nachstehenden Exponentialfunktionen guter Näherung geschlossen beschrieben werden können:

$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2e^{a_3\sigma_3}, \tag{17a}$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5e^{a_6\sigma_3}, \tag{17b}$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8e^{a_9\sigma_3}. \tag{17c}$$

$$\tag{17d}$$

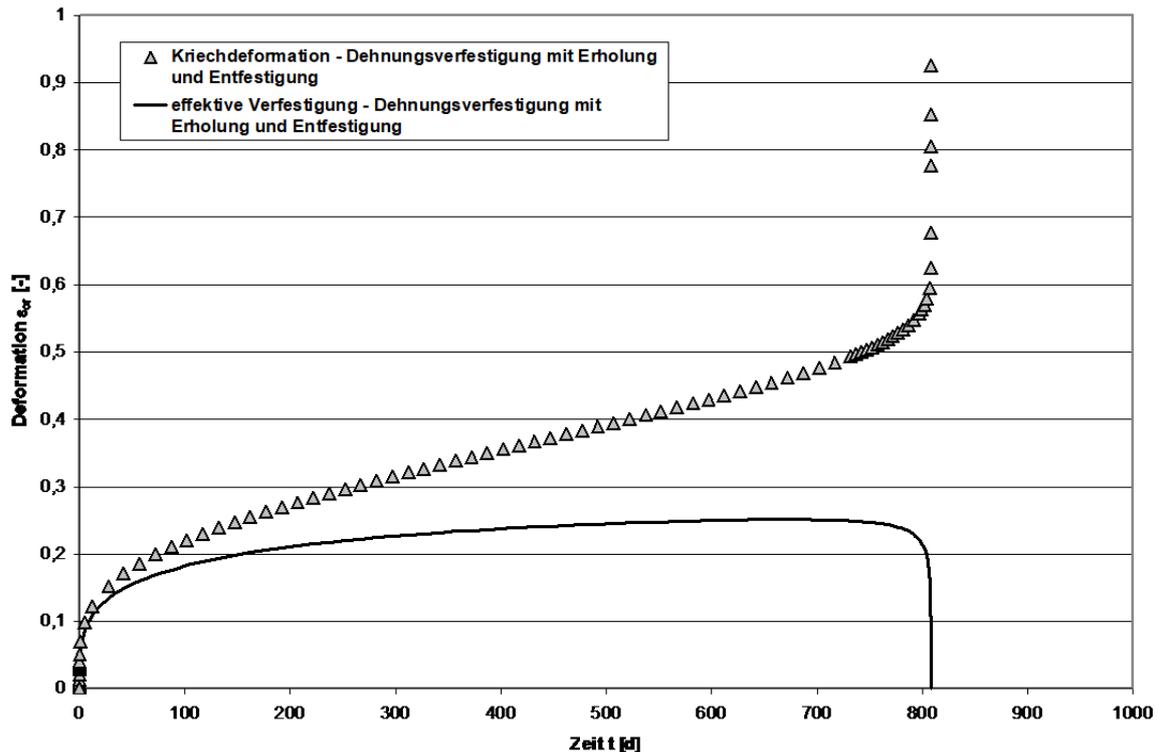


Abbildung 4: Modellierung eines Kriechbruchs mit dem GS-Modell

Bei der Modellierung eines Kriechversuchs mit konstanten Spannungsbedingungen, die oberhalb der Dilatanzgrenze liegen, führt das beschriebene Vorgehen dazu, dass sich der Zuwachs der effektiven Verfestigung ϵ_V entsprechend Gleichung (12) zunächst kontinuierlich reduziert, ganz zum Erliegen kommt und schließlich durch die wachsende Dilatanz bis auf Null abfällt (Abbildung 4 – schwarze Kurve). Korrespondierend dazu beschreibt das Modell die primäre und sekundäre Kriechphase, bis die Verformung letztlich in die tertiäre Phase, den Kriechbruch, übergeht (Abbildung 4 – Symbole).

2.4.6 Elastische Parameter

Infolge dilatanter Auflockerung ändert sich auch das elastische Verhalten des Gesteinskörpers, so dass mit wachsender Schädigung seine Kompressibilität zunimmt und die Poissonzahl ν gegen einen Restwert strebt.

Für die Beschreibung der elastischen Parameter unter Berücksichtigung der Dilatanz wurden in

den beiden ersten Verbundprojekten folgende Beziehungen angewendet [6]:

$$K(\varepsilon_{\text{vol}}) = (K - K_R) \max\left(1, \frac{\varepsilon_{\text{vol}}^{\text{krit}} - \varepsilon_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol}}^{\text{krit}}}\right) + K_R, \quad (18a)$$

$$v(\varepsilon_{\text{vol}}) = (v - v_R) \max\left(1, \frac{\varepsilon_{\text{vol}}^{\text{krit}} - \varepsilon_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol}}^{\text{krit}}}\right) + v_R. \quad (18b)$$

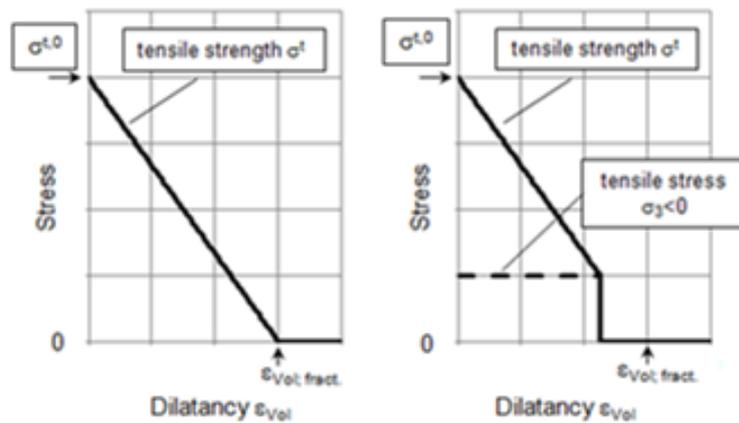


Abbildung 5: Zugfestigkeit im GS-Modell in Abhängigkeit der Dilatanz

2.4.7 Zugversagen

Für die Beschreibung der Zugfestigkeit σ_z wird angenommen, dass die initiale Zugfestigkeit σ_z^0 von ungeschädigtem Steinsalz (Materialeigenschaft) linear mit wachsender Dilatanz abnimmt. Die Zugfestigkeit wird Null, wenn die berechnete Dilatanz den Wert der kritischen Dilatanz $\varepsilon_{\text{vol}}^{\text{krit}}$ (Materialeigenschaft) erreicht (Abbildung 5, linkes Bild). Kommt es vorher zu einer Überschreitung der Zugfestigkeit, wird die Zugfestigkeit sofort auf Null reduziert, woraus unmittelbar ein spröder Zugbruch resultiert (Abbildung 5, rechtes Bild).

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

Das visko-elasto-plastische Stoffmodell nach Minkley [25, 42] wurde ursprünglich zur Beschreibung des spröden Salzgesteins Carnallit entwickelt, in der Folge aber auch für die Modellierung von Steinsalz und anderen Sedimentgesteinen angewendet. Neben zahlreichen Industrieprojekten aus konventionellem und Kavernenbergbau sowie Forschungsvorhaben zur Endlagerung radioaktiver und toxischer Abfälle war das Minkley-Modell auch in WEIMOS und den Vorgängerprojekten vertreten. Im Ergebnis wurden einige Aspekte gegenüber der ursprünglichen Modellformulierung verändert; im Folgenden stellen wir den aktuellen Stand dar.

Im Unterschied zum erweiterten Dehnungsverfestigungsansatz ist das visko-elasto-plastische Modell ein rheologisches Modell, die verschiedenen Verformungsanteile werden also durch verallgemeinerte rheologische Standardelemente abgebildet. Abbildung 6 zeigt eine Skizze des Modells. Im Folgenden gehen wir auf die Komponenten ein.

2.5.1 Elastisches Verhalten

Das elastische Verhalten wird wie üblich linear isotrop angenommen und durch den Kompressionsmodul K und den Maxwell-Schubmodul G^M beschrieben, die dem Hooke-Element und der Feder des Maxwell-Elementes entsprechen.

Die Verringerung der Steifigkeit im geschädigten Gestein wird durch eine Abhängigkeit der Moduln von der plastischen Scherverformung $\varepsilon_{\text{dev}}^p$ berücksichtigt:

$$K(\varepsilon_{\text{dev}}^p) = \frac{1}{1 + f\varepsilon_{\text{dev}}^p} K + \frac{f\varepsilon_{\text{dev}}^p}{1 + f\varepsilon_{\text{dev}}^p} K_R. \quad (19)$$

K stellt also den Kompressionsmodul des intakten Gesteins dar. Für große plastische Verformung, also weit im Nachbruchbereich, nähert sich $K(\varepsilon_{\text{dev}}^p)$ dem Restkompressionsmodul K_R an. Die dimensionslose Materialkonstante f beschreibt die Geschwindigkeit des Übergangs. Für den Maxwell-Schubmodul gilt ein analoger Ausdruck mit dem gleichen Parameter f .

2.5.2 Transientes Kriechen

Das primäre oder transiente Kriechen wird durch das Kelvin-Element abgebildet, das auch als verzögert-elastisches Element bezeichnet werden kann. Es wird durch den Kelvin-Modul G^K und die Kelvin-Viskosität η^K parametrisiert. Die Viskosität hängt über einen Arrhenius-Faktor von der Temperatur ab,

$$\eta^K = \eta_0^K e^{\frac{Q^K}{RT}}. \quad (20)$$

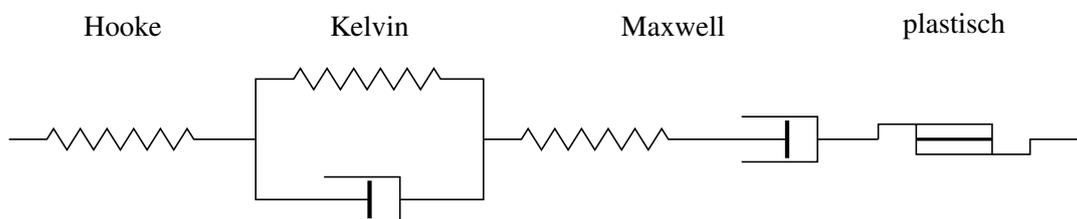


Abbildung 6: Schematische Darstellung des visko-elasto-plastischen Stoffmodells für die Salinargesteine. Die Elemente entsprechen (verallgemeinerten) rheologischen Standardkomponenten.

Die zugrundeliegende Bewegungsgleichung für die Kelvin-Verformung ε^K lautet

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^K + \frac{G^K}{\eta^K} \varepsilon_{ij}^K = \frac{\sigma_{ij}^d}{2\eta^K}. \quad (21)$$

Für eine konstante Deviatorspannung und die Randbedingung $\varepsilon^K(t=0) = 0$ ergibt sich die Lösung

$$\varepsilon_{ij}^K(t) = \frac{\sigma_{ij}^d}{2G^K} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right). \quad (22)$$

Die charakteristische Zeitskala für das stationäre Kriechen ist $\tau = \eta^K/G^K$.

2.5.3 Stationäres Kriechen

Das Maxwell-Element in Abbildung 6 symbolisiert das stationäre Kriechen. Der in Abschnitt 2.1 diskutierten komplexe Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate wird durch eine nichtlineare Verallgemeinerung des herkömmlichen Maxwell-Ansatzes Rechnung getragen, bei der die Kriechrate über einen Sinus hyperbolicus von der von-Mises-Spannung abhängt. Daneben ist die Kriechrate wieder eine Funktion der Temperatur über einen Arrhenius-Term.

Insgesamt ergibt sich damit eine stationäre Kriechrate von

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^M = e^{\frac{Q^M}{RT}} \frac{1}{2\eta^M} \sinh[m_2 \sigma_{Mises}^{n_2}] \sigma_{ij}^d. \quad (23)$$

2.5.4 Plastische Verformung, Entfestigung, Dilatanz

Das plastische Verhalten ist durch eine nichtlineare Fließgrenze und nichtassoziierte Fließregel gekennzeichnet [25]. Die Fließfunktion hängt von der maximalen und minimalen Hauptspannung ab (Druckspannungen sind negativ, σ_1 bezeichnet die kleinste Hauptspannung. Für allseitige Kompression gilt dann $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3 < 0$, σ_1 ist also die betragsmäßig größte Hauptspannung.):

$$f(\sigma) = \sigma_1 + \sigma_D - \sigma_3 \left(1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3}\right). \quad (24)$$

Die maximal ertragbare Differenzspannung $\sigma_1 - \sigma_3$ steigt vom Anfangswert σ_D , der einachsigen Druckfestigkeit, zunächst linear an wie beim Mohr–Coulombschen Fließkriterium, flacht dann jedoch ab und strebt für große Einspannungen asymptotisch gegen den konstanten Wert σ_{MAX} . Der Parameter σ_ϕ gibt an, wie schnell die Differenzspannung gegen σ_{MAX} läuft (dabei bedeutet ein größerer Wert

für σ_ϕ eine geringere Festigkeit). Ist $f \leq 0$, so tritt plastische Verformung gemäß der Fließregel

$$g(\sigma) = \sigma_1 - \sigma_3 \left(1 + \tan \beta \cdot \frac{\sigma_\psi}{\sigma_\psi - \sigma_3} \right) \quad (25)$$

auf. Dabei kommt es zu Volumenzunahme (Dilatanz), die proportional ist zu

$$N_\psi - 1 = \tan \beta \cdot \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2}. \quad (26)$$

Der Winkel β bestimmt also die Dilatanzentwicklung für $\sigma_3 = 0$; für größere Einspannung σ_3 , abhängig vom Parameter σ_ψ , wird die Dilatanz unterdrückt.

Die Fließgrenze beschreibt auch Zugversagen: Die Zugfestigkeit ist gegeben durch $f = \sigma_1 = 0$ und liegt bei

$$\sigma_3 = \sigma_z = \frac{1}{2} (\sigma_{\text{MAX}} + \sigma_\phi) - \sqrt{\frac{1}{4} (\sigma_{\text{MAX}} + \sigma_\phi)^2 - \sigma_\phi \sigma_D}. \quad (27)$$

Neben dieser Zugfestigkeit, die sich aus der Fließgrenze ergibt, kann ein expliziter Zugfestigkeitsparameter σ_T vorgegeben werden. In diesem Fall wird als tatsächliche Zugfestigkeit das Minimum von σ_z und σ_T verwendet.

Das plastische Element unterscheidet also Scher- und Zugversagen. Das plastische Potential für die Zugverformung ist einfach

$$g_{\text{Zug}} = \sigma_3, \quad (28)$$

die Verformung erfolgt also komplett in Richtung der (größten) Zugspannung.

Bei Überschreitung der Fließgrenze kommt es bei Salzgesteinen zunächst zu einer Verfestigung. Mit zunehmender plastischer Verformung wird das Material geschädigt und entfestigt, nach Erreichen eines Maximums fällt die Festigkeit also auf die Restfestigkeit ab. Bei hohen Einspannungen ist die Schädigungsentwicklung unterdrückt, und es ist kein Festigkeitsabfall mehr zu beobachten. Ver- bzw. Entfestigung werden im Modell beschrieben, indem die Parameter von Fließgrenze (σ_D , σ_{MAX} , σ_ϕ) und plastischem Potential (σ_ψ , $\tan \beta$) von der akkumulierten plastischen Scherverformung $\varepsilon_{\text{dev}}^p$ abhängen. Die Zugfestigkeit σ_z ist damit ebenfalls eine Funktion der plastischen Scherverformung; sie wird jedoch im Verlauf des Verformungsprozesses nie vergrößert, sondern nur verringert.

Analog ist die Zugfestigkeit σ_T eine Funktion der plastischen Zugverformung $\varepsilon_{\text{ten}}^p$.

Die Abhängigkeiten werden aus triaxialen Festigkeitsversuchen bestimmt. Sie sind in Tabellenform angegeben, so dass keine allgemeine funktionale Abhängigkeit vorgegeben ist. Generisch wird die einachsige Druckfestigkeit σ_D für große Scherverformungen, also im Nachbruchbereich, auf Null

abfallen; damit verschwindet auch die Zugfestigkeit σ_z (siehe Gleichung (27)). Die explizite Zugfestigkeit σ_T , die als Funktion der plastischen Zugverformung den spröden Zugbruch abbildet, fällt dementsprechend nach der Zugfestigkeitsüberschreitung schnell auf Null ab, also typischerweise für plastische Zugverformungen $\varepsilon_{\text{ten}}^p \gtrsim 0,001$.

3 Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen

3.1 Wissensstand

Das Langzeitverhalten von Hohlräumen im Salzgebirge wird generell durch das Kriechen bei kleinen Spannungen bestimmt. Beispielsweise zeigen Simulationen von Room B in der WIPP, dass bereits wenige Jahre nach der Auffahrung die deviatorischen Spannungen schon einige Meter hinter der Kontur unterhalb von 6 MPa liegen, siehe auch Abbildung 7 [15, 16, 43]. Der Effekt wird sich generell noch verstärken, falls erhöhte Temperaturen die Spannungsrelaxation begünstigen oder eingebrachter Versatz einen Gegendruck aufbaut.

Die Kriechraten in diesem Spannungsbereich haben daher großen Einfluss auf die Hohlraumkonvergenz und die Spannungsumlagerungen im Gebirge, und auch damit auch auf Prozesse, die unmittelbar relevant sind für die Bewertung der Langzeitsicherheit, wie die Entwicklung der druckgetriebenen Perkolation bzw. des Minimalspannungskriteriums in der Barriere, die Versatzkompaktion oder das Aufkriechen auf Verschlussbauwerke (siehe z.B. [44, 45]).

Gleichzeitig ist das Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Spannungen deutlich weniger gut erforscht als im Bereich oberhalb von etwa 10 MPa. Insbesondere liegen vergleichsweise wenige Kriechversuche an natürlichem Steinsalz vor; der Hauptgrund dafür ist, dass die geringen Kriechraten im Bereich von $10^{-6}/d$ lange Versuchsdauern erfordern und leicht durch Störeinflüsse überdeckt werden können. Grundlegende Arbeiten wurden federführend von Bérest et al. durchgeführt [46, 47, 48], die Datenbasis erlaubt derzeit jedoch keine eingehende Charakterisierung des Kriechverhaltens

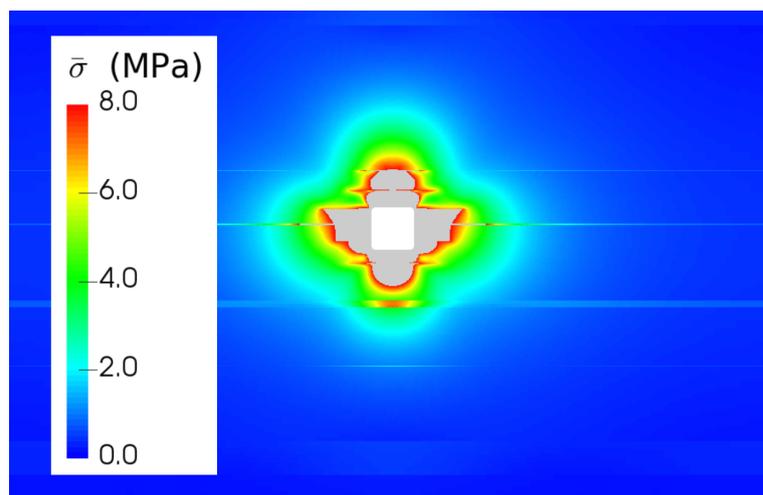


Abbildung 7: Darstellung der Effektivspannung σ_{Mises} um eine Kammer der WIPP (Room D) knapp vier Jahre nach der Auffahrung [43]. Spannungen oberhalb von 8 MPa (grau) sind auf wenige Meter um den Hohlraum beschränkt. Das Modell enthält horizontale Schichtflächen und Tonlagen, die die markanten Sprünge in der Spannungsverteilung hervorrufen.

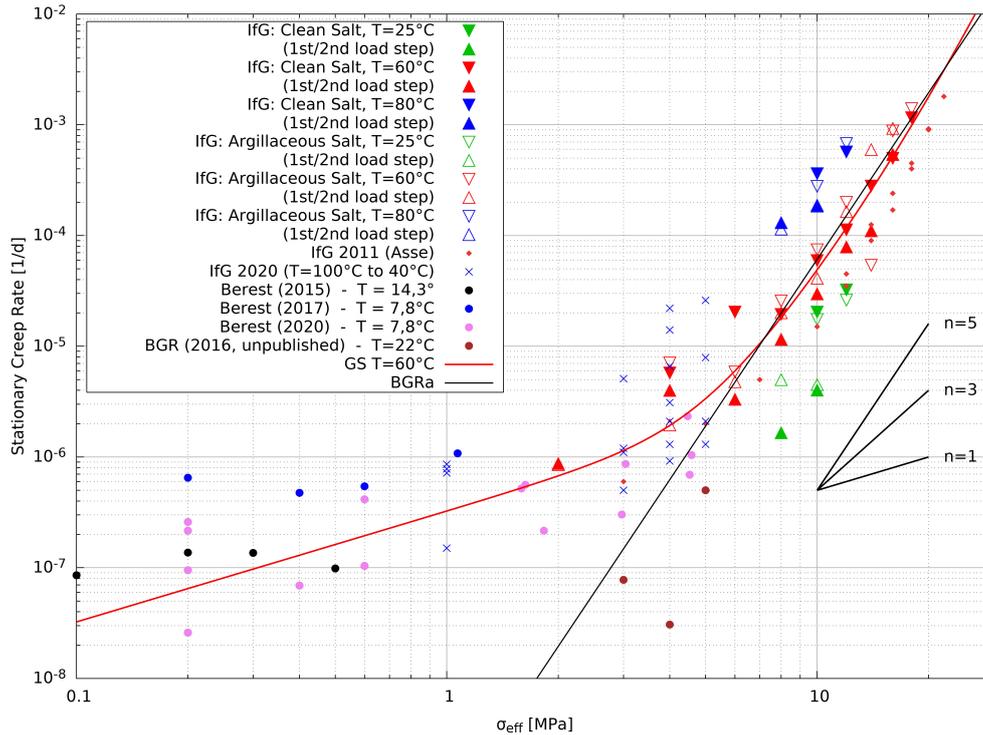


Abbildung 8: Experimentell bestimmte Kriechraten für verschiedene Steinsalzvarietäten [49]. Die offenen und geschlossenen Dreiecke bezeichnen Messungen aus dem Verbundprojekt III [18].

spezifischer Steinsalzvarietäten; die Kriechraten unterschiedlicher Steinsalzvarietäten im Bereich von 30 MPa bis 0,1 MPa sind in Abbildung 8 zusammengestellt. Sowohl die Streuung der Messwerte als auch die Unsicherheiten im Bereich kleiner Spannungen sind erheblich; nichtsdestotrotz scheint klar, dass Steinsalz in diesem Bereich schneller kriecht, als es gemäß eines klassischen Norton-Ansatzes, z.B. des BGRa-Gesetzes [28]

$$\dot{\epsilon}_{\text{BGRa}} = A e^{-\frac{Q}{RT}} \sigma^n \quad (29)$$

mit $n = 5$ und $Q = 54$ kJ/mol zu erwarten wäre.

Plausiblerweise liegt dem ein Wechsel des dominanten Kriechmechanismus' zugrunde, wie in Kapitel 2.1 bereits erläutert. Theoretische Überlegungen, Mikrostrukturuntersuchungen und Versuche an synthetischen Salzproben deuten darauf hin, dass fluidinduzierte Korngrenzenprozesse bei kleinen Spannungen das Kriechverhalten dominieren. In [30] wurde die folgende Kriechrate für Drucklösungskriechen abgeleitet:

$$\dot{\epsilon}_{\text{PS}} = A_{\text{PS}} e^{-\frac{Q}{RT}} \frac{\sigma}{T d^3}. \quad (30)$$

Der Vorfaktor A_{PS} hängt dabei vor allem von den Diffusionseigenschaften der Ionen in den Fluidfilmen entlang der Korngrenzen und der Korngeometrie ab. Die wesentlichen Unterschiede zum BGRa-Ansatz sind zum einen die lineare Spannungsabhängigkeit und zum anderen die starke Abhän-

gigkeit von der Korngröße. Die Aktivierungsenergie ist nach [30] mit 24 kJ/mol ebenfalls geringer als üblicherweise für Versetzungsprozesse angenommen.

Im Ergebnis führt die geringere Spannungsabhängigkeit dazu, dass bei geringen Spannungen das Korngrenzenkriechen dominiert. Die bisher durchgeführten Kriechversuche deuten an, dass der Übergang vom versetzungsdominierten zum korngrenzendominierten Kriechen für die bisher beprobten Steinsalzvarietäten und Temperaturen bis etwa 100 °C im Bereich von etwa drei bis acht MPa liegt. Bislang liegen jedoch nur vereinzelte Daten vor, die dazu bei mit unterschiedlichen Salzvarietäten und bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt wurden, so dass Kriechgesetze bei kleinen Spannungen bislang nicht validiert werden konnten. Parametersätze für spezifische Steinsalze, inklusive der Temperaturabhängigkeit, konnten bislang nicht abgeleitet werden.

Aufgrund mikrophysikalischer Betrachtungen scheint die Existenz einer Kriechgrenze für Drucklösungskriechen plausibel [50]. Der Grund ist, dass sich die Fluidfilme entlang der Korngrenzen bei sehr kleinen Spannungen zu isolierten Poren zusammenschrumpeln, so dass die Diffusionsprozesse entlang der Korngrenzen unterdrückt werden. Der Schwellwert liegt hypothetisch im Bereich von 0,1 MPa. Dieser Effekt wurde bislang jedoch experimentell noch nicht bestätigt und wird im Folgenden nicht berücksichtigt.

Die obige Argumentation bezieht sich primär auf das sekundäre (stationäre) Kriechen. Versetzungs- und Korngrenzenprozesse unterscheiden sich auch hinsichtlich des transienten Verhaltens: Im ersten Fall wird die Kriechverformung im Wesentlichen durch die Erzeugung, Bewegung und Vernichtung von Versetzungen erzeugt. Da die Versetzungen sich gegenseitig in ihrer Mobilität behindern, entwickelt sich die Versetzungsmikrostruktur nach Belastungsänderung, bis sich ein neuer Gleichgewichtszustand einstellt, der durch ein der neuen Belastung entsprechenden Versetzungsdichte und -anordnung (z.B. Subkörner) gekennzeichnet ist. Diese Entwicklung stellt sich makroskopisch als transientes Kriechen dar, das mit zunehmender Annäherung an die Gleichgewichtsmikrostruktur in die stationäre Phase übergeht.

Das Korngrenzenkriechen wird dagegen durch Lösung und Ausfällung sowie Diffusion von Ionen entlang der Fluidfilme hervorgerufen; es gibt kein direktes Analogon zum Wechselspiel von Versetzungserzeugung und -vernichtung. In diesem Sinne ist daher praktisch keine transiente Kriechphase zu erwarten. Der Vorfaktor A_{PS} in der Kriechrate für Drucklösungskriechen nach [30], Gleichung (30) enthält einen Anteil, der von der Geometrie des Korngrenzennetzwerkes abhängt. Plausiblerweise ändert sich diese im Laufe der Verformung, so dass die Kriechrate abnimmt; Drucklösungskriechen wäre daher prinzipiell als ein transienter Prozess anzusehen.

Dieser Aspekt und die relevanten Skalen in Zeit bzw. Verformung, innerhalb derer eine signifikante Änderung der Kriechrate zu erwarten wäre, sind bislang nicht untersucht; in jedem Fall ist davon auszugehen, dass das Drucklösungskriechen auch in langlaufenden Laborversuche von eini-

gen Jahren Laufzeit stationär erscheint. Ob der mögliche transiente Charakter während der typischen Betrachtungszeiträume für Endlager, beispielsweise einer Million Jahre, relevante Auswirkungen hat, wäre noch zu erforschen.

3.2 Experimentelle Herausforderungen und Herangehensweisen

Die wesentlichen experimentellen Herausforderungen bei der Bestimmung der Kriechraten bei kleinen Spannungen haben ihre Ursache in den sehr geringen zu erwartenden stationären Kriechraten im Bereich von $\dot{\epsilon} \sim 10^{-6}/\text{d}$.

Derartig geringe Raten bedingen zum einen sehr lange Versuchslaufzeiten, um die stationäre Phase zu erreichen. Wie oben diskutiert ist die Unterscheidung von transients und stationärer Phase insbesondere für Versetzungsprozesse relevant, die aber auch in Spannungsbereichen aktiv sind, in denen die Korngrenzenprozesse die Verformungsraten dominieren. Die sichere Identifikation der stationären Rate ist daher auch bei kleinen Spannungen nichttrivial.

Zum anderen wird das eigentliche Kriechen des Prüfkörpers leicht von Störeinflüssen überprägt, die vergleichbare oder höhere Verformungsraten erzeugen:

- Die Prüfkörpererzeugung, also die Gewinnung von Blöcken oder Bohrkernen *in situ* und die Herstellung von Prüfkörpern definierter Geometrie, trägt mechanische Belastungen und damit Schädigung in das Material ein. Erfahrungsgemäß liegt zu Beginn eines Kriechversuchs eine Dilatanz in der Größenordnung einiger Promille vor. Ebenso entsprechen Endflächenrauigkeiten von einigen 10^{-5} m bei einer Prüfkörperlänge von 120 mm einer Verformung von $\epsilon \sim 10^{-4}$ bis 10^{-3} .

Insgesamt kann plausiblerweise also mit einer schädigungs- bzw- rauigkeitsinduzierten Verformung in der Größenordnung von $\epsilon \sim 10^{-3}$ gerechnet werden. Bei einer Kriechrate von $\dot{\epsilon} = 10^{-6}/\text{d}$ wären damit 10^3 Tage erforderlich, um diese Vorverformung abzubauen, bevor die Verformung durch das eigentliche Kriechen des Materials bestimmt wird.

- Eine Temperaturfluktuation von 1 K führt zu einer Prüfkörperverformung von $\epsilon \approx 4 \cdot 10^{-5}$, entsprechend der Kriechverformung, die in mehreren Wochen aufläuft. Daher sind exakte experimentelle Randbedingung erforderlich. Es ist dabei zu beachten, dass eine Änderung der Umgebungstemperatur auch auf den Kriechstand wirkt und somit die Verformungsmessung auch indirekt beeinflusst.

Im Gegensatz zur Vorschädigung ist die thermische Ausdehnung reversibel und kann in gewissen Grenzen korrigiert werden, sofern die Temperatur aufgezeichnet wird und der Temperatureinfluss auf den Kriechstand kalibriert wurde.

Schnelle Temperaturschwankungen können thermische Spannungen im Prüfkörper induzieren und damit zusätzliche Kriechverformung und möglicherweise auch Schädigung hervorrufen.

- Nicht abgeschirmte Prüfkörpern sind der Luft ausgesetzt. Es ist daher damit zu rechnen, dass Feuchtigkeit entlang bestehender oder neu gebildeter Riss in den Prüfkörper eindringt und insbesondere fluidbasierte Kriechprozesse beschleunigt [51, 47].
- Der Verlauf der Dilatanzgrenze bei kleinen Einspannungen, insbesondere der Wert bei $\sigma_3 = 0$, ist derzeit noch eine offene Frage. Falls die Dilatanzgrenze hier niedrig genug liegt, wird der Prüfkörper im einachsigen Kriechversuch Dilatanz akkumulieren; damit ist eine Verformung verbunden, die die schädigungsfreie stationäre Kriechrate überdeckt.
- Schließlich können Störeinflüsse im Versuchsaufbau selber das Ergebnis verfälschen. Insbesondere kann wegen innerer Reibung im Druckstempel die tatsächlich auf den Prüfkörper wirkende Last von der gemessenen abweichen.

Der Großteil der Störeffekte erhöht die gemessene Verformungsraten, die stationäre Kriechrate wird also generisch überschätzt.

Basierend auf diesen Betrachtungen lassen sich einige Grundsätze ableiten, die die Störeinflüsse unterdrücken [20].

Zunächst ist es wesentlich, Kriechversuche unter triaxialen Spannungsbedingungen durchzuführen. Die Einspannung sollte ausreichend hoch sein, z.B. 20 MPa. Dies bietet eine Reihe von Vorteilen:

- Die triaxiale Versuchsführung erlaubt eine Konsolidierung des Prüfkörpers, d.h. eine initiale Phase mit isotropem Spannungszustand, $\sigma_{ax} = \sigma_{conf}$, zu Beginn des Versuchs. In der Konsolidierungsphase können Vorschädigung und Oberflächenrauigkeiten zurückgebildet werden. (Man beachte, dass der Druck auf die Stirnflächen bei $\sigma_{ax} = \sigma_{conf} = 20$ MPa schon in der isotropen Phase erheblich höher ist als bei einem einachsigen Versuch mit einer Differenzspannung von wenigen MPa.
- Durch eine Temperaturregelung für das Manteldrucköl wird die Prüfkörpertemperatur von externen Schwankungen abgeschirmt; daneben ist die Versuchstemperatur nicht auf die Umgebungstemperatur beschränkt.
- Die Triaxialzelle isoliert den Prüfkörper von der umgebenden Luftfeuchtigkeit.
- Schließlich wird jegliche Dilatanzerzeugung durch den hohen Manteldruck zuverlässig unterdrückt.

Um die Versuchszeiten zu verringern, ist es hilfreich, erhöhte Temperaturen auszunutzen, da so die Kriechprozesse und damit auch die transiente Phase beschleunigt und das stationäre Kriechen mit Gleichgewichtsmikrostruktur schneller erreicht wird. Daneben liegen die Gebirgstemperaturen in vielen Anwendungen, wie Bergbau in großer Teufe und der Endlagerung wärmeentwickelnder Abfälle, über den üblichen Raumtemperaturen, so dass die Kriechraten bei erhöhten Temperaturen und idealerweise die Aktivierungsenergien von großer praktischer Bedeutung sind.

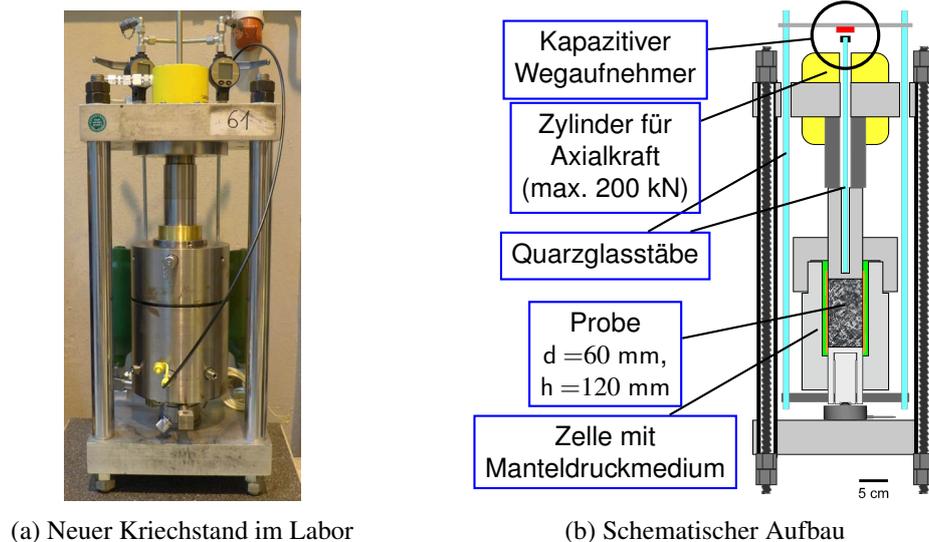


Abbildung 9: Experimentelle Kriechstände mit wesentlichen Elementen

3.3 Experimentelle Ergebnisse

3.3.1 Experimentelle Kriechstände

Aufgrund der geringen erwarteten Kriechraten sind sehr präzise Kriechstände erforderlich, die möglichst unempfindlich gegenüber Störeinflüssen sind. Das IfG hat im Rahmen von WEIMOS mögliche Weiterentwicklungen der bestehenden Kriechstände untersucht.

Der experimentelle Kriechstand ist als Photo und schematisch in Abbildung 9 gezeigt. Die wesentlichen Aspekte sind:

- Die Probengröße (Durchmesser \times Höhe) beträgt $60 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$. Gegenüber älteren Kriechständen mit Probenabmessungen von $40 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}$ sind damit die absoluten Verformungen um den Faktor 1,5 erhöht, so dass das Signal gegenüber dem Messrauschen verstärkt ist.
- Die Axialverformung wird über einen zentral angebrachten kapazitiven Wegaufnehmer (Micro-Epsilon CSH2FL-CRm1,4) erfasst. Der Sensor bildet mit einer mit der Probe verbundenen Metallplatte einen Plattenkondensator, dessen Impedanz über einen eingespeisten Wechselstrom bestimmt wird. Daraus lässt sich die Kapazität bestimmen, die wiederum linear vom Abstand der Kondensatorplatten abhängt. Der Hersteller spezifiziert den Sensor mit einem Messbereich von 2 mm und einer Auflösung von 0,15 nm.
- Die Temperatur der Probe wird über die Zellenheizung geregelt. Um den Einfluss der Raumtemperatur auf die Messung zu minimieren, wird die Verformung der Probe über Quarzasstabe mit sehr geringem Wärmeausdehnungskoeffizienten zum Sensor übertragen; der zentrale Aufnahmeastab ist nur wenige Millimeter oberhalb der Probe im Druckstempel gelagert (siehe Abbildung 9b).

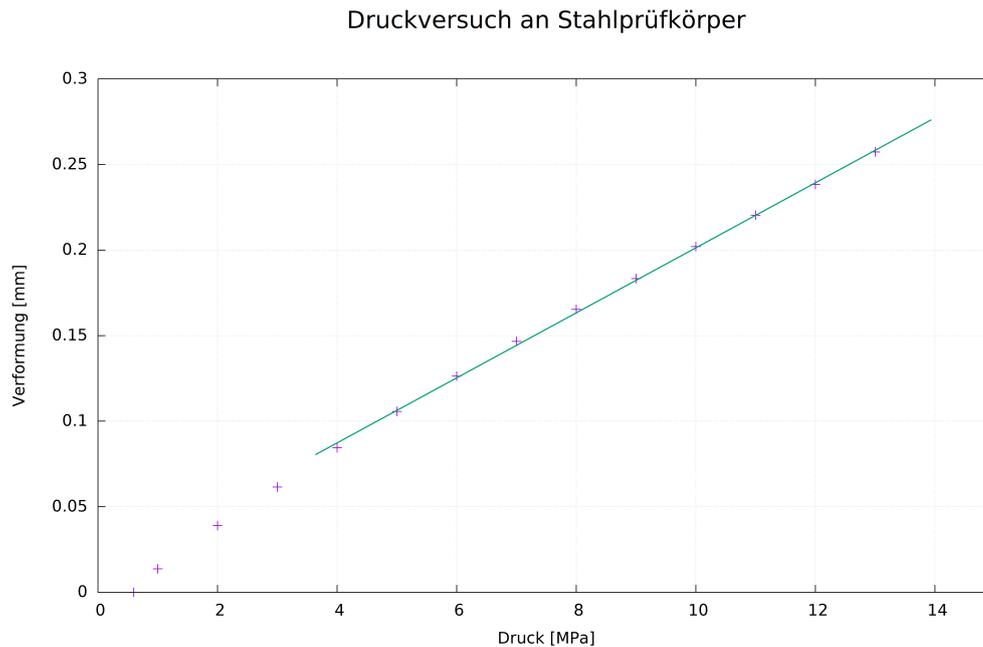


Abbildung 10: Verformung im Druckversuch an einem Stahlprüfkörper.

- Es wurde im Labor des IfG ein separater wärmeisolierter Raum für drei Zellen installiert, der mit eigener Klimaanlage ausgestattet ist. Die Regelung der Versuchsbedingungen und die Auslese der Sensoren erfolgt elektronisch, so dass dieser Raum im Normalbetrieb nicht betreten werden muss. Alle relevanten Werte (Verformung, Kraft, Drücke, Temperatur von Zelle und Raum, Luftfeuchtigkeit) werden stündlich aufgezeichnet.
- Die Axial- und Manteldrücke der Stände wird über eine eigene Bedarfsregelung gesteuert.
- Die Triaxialzelle ist „schwimmend“ konstruiert, d.h. sowohl der ober als auch der untere Axialstempel sind beweglich. Eine Kraftmessdose unter dem unteren Stempel erlaubt die Erfassung der wirkenden Kraft.

Nach dem Aufbau wurden die Kriechstände zunächst verschiedene Funktionsprüfungen unterzogen. Beispielhaft zeigt Abbildung 10 einen Druckversuch mit einem Stahlprüfkörper, aus dem eine gute Linearität und eine Steifigkeit des Lastrahmens von 6,3 GPa abgeleitet werden kann.

In der weiteren Erprobung traten jedoch Probleme auf, die bislang nicht zufriedenstellend gelöst werden konnten: Zum einen war der Einfluss der Raumtemperatur auf die Verformungsmessung deutlich höher als erwartet. Durch geeignete weitere Kalibrierungsmessungen kann dieser Effekt möglicherweise in der Auswertung korrigiert werden. Zum anderen deuteten die Ergebnisse auf ein Stick-Slip-Verhalten, also auf eine Abfolge von Stillstand und ruckartigen Bewegungen des Stempels. Hier wären weitergehende Analysen und vermutlich auch konstruktive Änderungen vonnöten.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich einige Aspekte der Konstruktion gut bewährt haben (z.B. der Lastrahmen und die Wegaufnehmer), während andere (z.B. Zellenkonstruktion) noch

weiterer Entwicklungsarbeit bedürfen.

3.3.2 Vorversuche

Im Rahmen der und parallel zur Entwicklung der neuen Stände wurden Versuche, auch in bestehenden Apparaturen, durchgeführt, um zum einen Kriechraten im Bereich von ein bis acht MPa zu erlangen und zum anderen eine verbesserte Versuchsführung zu erarbeiten, die speziell auf die Bedingungen kleiner Differenzspannungen abgestimmt ist.

Die Probendaten sowie die zeitlichen Verläufe der Verformung sind in Anhang 1 zusammengestellt.

Die hier vorgestellten Versuche wurde an *clean salt* aus der WIPP durchgeführt; die Probengröße lag für die bestehenden Kriechstände bei 40 mm × 80 mm, bei den experimentellen Ständen bei 60 mm × 120 mm (Durchmesser×Höhe). Insgesamt wurden 16 Kriechversuche bei Spannungen von 1 MPa bis 8 MPa und Temperaturen von Raumtemperatur (298 K) bis 393 K (also 120 °C) durchgeführt, dazu zwei isotrope Versuche (d.h. Versuche ohne Differenzspannung, $\sigma_{ax} = \sigma_{conf}$).

Der Langzeitkriechversuch TCC34, dessen Versuchsführung auf der Basis der Vorversuche entwickelt wurde, wird im folgenden Abschnitt eingehend vorgestellt. Hier stellen wir die wesentlichen Ergebnisse der übrigen Versuche kurz vor.

Tabelle 1: Stationäre Kriechraten der Vorversuche

Versuch	Temperatur K	Differenzspannung MPa	Stationäre Kriechrate /d	Versuch	Temperatur K	Differenzspannung MPa	Stationäre Kriechrate /d
TCC21	298	6	$6,43 \cdot 10^{-6}$	TCC28	298	4	$5,37 \cdot 10^{-6}$
	298	4	$1,35 \cdot 10^{-6}$		313	4	$6,86 \cdot 10^{-6}$
	298	2	$1,07 \cdot 10^{-7}$		333	4	$1,63 \cdot 10^{-5}$
	333	2	$2,95 \cdot 10^{-6}$		353	4	$2,50 \cdot 10^{-5}$
			373		4	$1,63 \cdot 10^{-5}$	
TCC22	298	4	$6,77 \cdot 10^{-6}$	TCC29	353	4	$2,26 \cdot 10^{-5}$
	298	2	$1,13 \cdot 10^{-6}$		353	2	$4,11 \cdot 10^{-6}$
	298	1	$5,73 \cdot 10^{-7}$		353	1	$1,74 \cdot 10^{-6}$
	333	1	$3,70 \cdot 10^{-6}$				
TCC23	353	8	$9,24 \cdot 10^{-5}$	TCC31	303	1	$7,50 \cdot 10^{-7}$
	353	6	$2,24 \cdot 10^{-5}$		334	1	$4,47 \cdot 10^{-7}$
	353	4	$3,38 \cdot 10^{-6}$	TCC32	303	1	$6,86 \cdot 10^{-7}$
	353	6	$1,58 \cdot 10^{-5}$		303	2	$2,16 \cdot 10^{-7}$
TCC24	298	8	$1,16 \cdot 10^{-5}$	TCC39	393	6	$6,28 \cdot 10^{-4}$
	298	6	$2,28 \cdot 10^{-6}$		393	6	$3,19 \cdot 10^{-4}$
	298	4	$4,95 \cdot 10^{-7}$	TCC40	393	4	$1,04 \cdot 10^{-4}$
	353	4	$1,08 \cdot 10^{-5}$				
TCC27	353	6	$4,28 \cdot 10^{-5}$				
	353	4	$6,74 \cdot 10^{-6}$				
	353	2	$1,06 \cdot 10^{-6}$				
	353	4	$2,43 \cdot 10^{-6}$				

Die ermittelten Kriechraten sind in Tabelle 1 und Anhang 1-2 zusammengestellt. Deutlich wird eine erhebliche Streuung der Werte; die Ergebnisse sind jedoch konsistent mit den oben vorgestellten Argumenten, die einen linearen Verlauf bei kleinen Spannungen und einen höheren Spannungsexponenten für höhere Spannungen und Temperaturen erwarten lassen.



Abbildung 11: Prüfkörper für den Langzeitversuch TCC34 in Auf- und Durchlicht.

Weitere Erkenntnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Ein Versuch musste wegen eines Öldurchschlages abgebrochen werden, und drei Versuche in den neuen Ständen waren wegen der oben angesprochenen Probleme nicht verwertbar. Die bestehenden Kriechstände erwiesen sich dagegen als hinreichend robust, so dass lediglich eine Belastungsstufe aufgrund einer verölten Probe verworfen werden mussten.
- Die isotropen Versuche TCC30 und TCC41 zeigen, dass auch nach längeren Konsolidierungsphasen noch beträchtliche Axialverformungsraten auftreten (je nach Temperatur einige $10^{-6}/d$ nach 50 bis 100 Tagen und noch mehrere $10^{-7}/d$ nach 100 bis 300 Tagen). Für die zu erwartenden geringen tatsächlichen stationären Kriechraten sind damit Konsolidierungsphasen von ein bis zwei Wochen, wie sie bei höheren Spannungen üblich sind, nicht ausreichend.
- Nach moderaten Temperaturabsenkungen treten kaum transiente Phasen auf. Andererseits zeigt TCC39, dass eine Absenkung um 40 K die Verformung zu stark unterdrückt.

Die Vorversuche bestätigten damit insgesamt das grundlegende physikalische Verständnis hinsichtlich der Kriechprozesse und trugen andererseits zur Ableitung einer Versuchsführung bei, mit der bei kleinen Spannungen verlässliche Kriechraten innerhalb verträglicher Versuchszeiträume bestimmt werden können. Der Versuch TCC34, der diese Versuchsführung exemplarisch zeigt, wird im Folgenden ausführlicher diskutiert.

3.3.3 TCC34

Der Prüfkörper (siehe Abbildung 11) besteht aus „clean salt“ aus der WIPP Site (WIPP-Bohrung SNL102-4). Es handelt sich um weitgehend reines Steinsalz mit wenigen rötlichen Einschlüssen, der

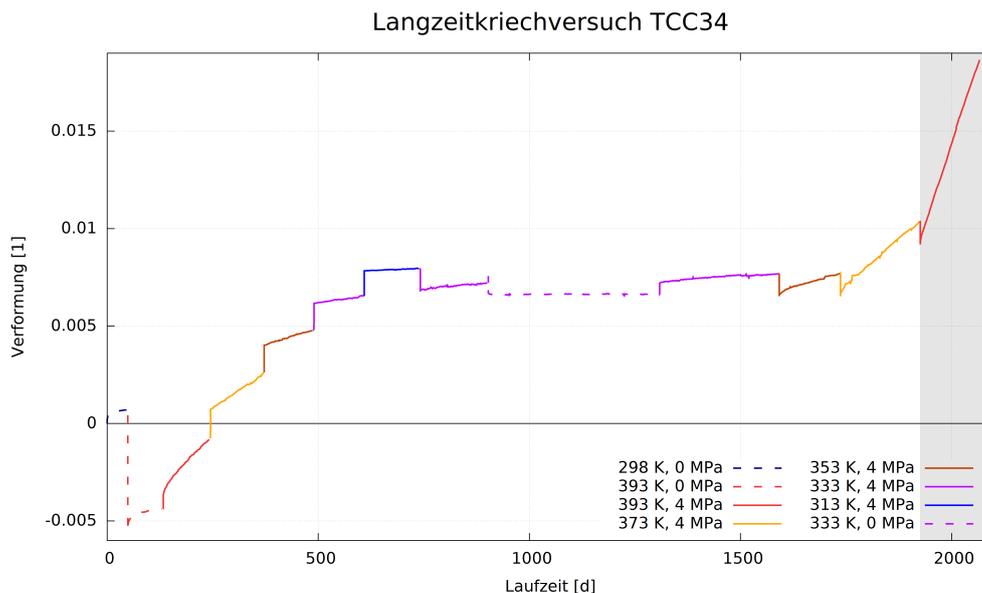


Abbildung 12: TCC34: Gesamtverformung

Feuchtegehalt (Trocknung bei 105 °C) liegt bei 0,15 %. Die Korngröße liegt im Bereich zwischen mehreren Millimetern und einem Zentimeter, im Mittel ca. 5 mm; siehe auch die Charakterisierung des WIPP-Material in [16]. Prüfkörperdurchmesser bzw. -höhe sind 60 mm bzw. 120 mm.

Der Versuch wurde am 20.03.2017 gestartet und lief bis zum 17.11.2022, die Laufzeit lag also bei gut fünfjährig Jahren. Die geringen Kriechraten werden gut dadurch illustriert, dass in dieser Zeit insgesamt eine Prüfkörperverformung von lediglich knapp 2,5 % aufgelaufen ist, davon fast 1 % in den etwa 140 Tagen der letzten Laststufe.

Beim Ausbau war die Probe leicht verölt, die Ummantelung ist also im Versuchsverlauf undicht geworden, was plausiblerweise in einer Versprödung des elastischen Materials bei hohen Temperaturen und langen Standzeiten begründet ist. Die Versuchsergebnisse legen nahe, dass die Undichtigkeit beim letzten Temperaturwechsel auftrat und zum starken Anstieg der Kriechrate beigetragen hat.

Zur Konsolidierung begann der Versuch mit einer zweistufigen isotropen Phase bei einer Einspannung von $\sigma_{ax} = \sigma_{conf} = 20$ MPa und Temperaturen von 298 K und 393 K. Danach wurde die Axialspannung auf 24 MPa erhöht, mithin eine Deviatorspannung von 4 MPa aufgebracht. Die Temperatur wurde, entsprechend des Versuchskonzeptes, von 393 K in Schritten von 20 K bis auf 313 K verringert. Diese Phasen nahmen insgesamt etwa zwei Jahre in Anspruch.

Um die zugrundeliegenden Vorstellungen zu prüfen, wurden die Lastphasen im Anschluss wiederholt und eine weitere isotrope Phase angefahren. Nach der mikromechanischen Vorstellung sollten in den Lastphasen kaum Transienten auftreten, und die isotrope Phase sollte keine Verformung zeigen. Zudem sollten die wiederholten Laststufen praktisch identische Ergebnisse liefern, falls im Versuchsverlauf keine wesentlichen Änderungen in der Prüfkörpermikrostruktur induziert wurden.

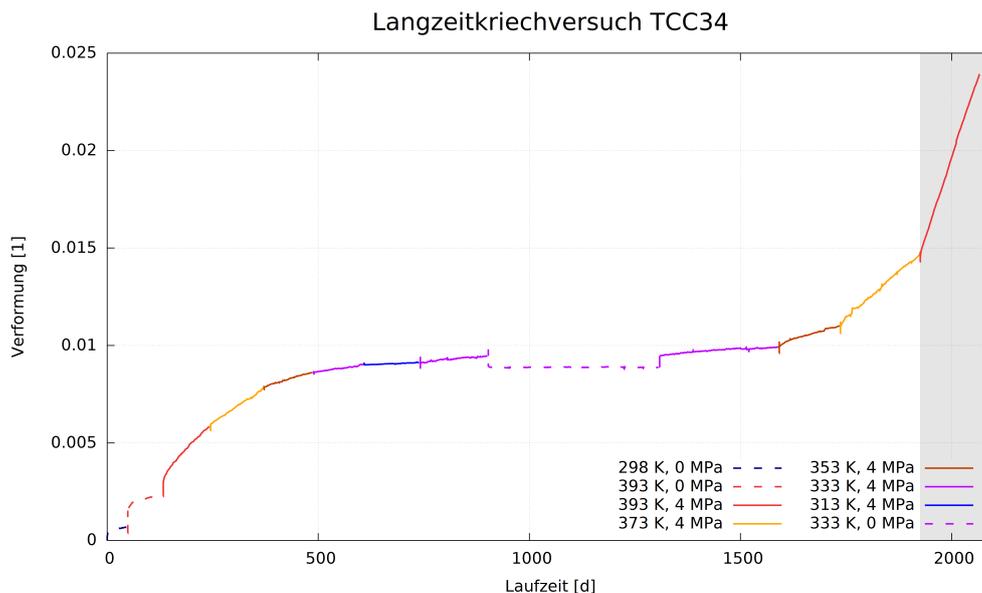


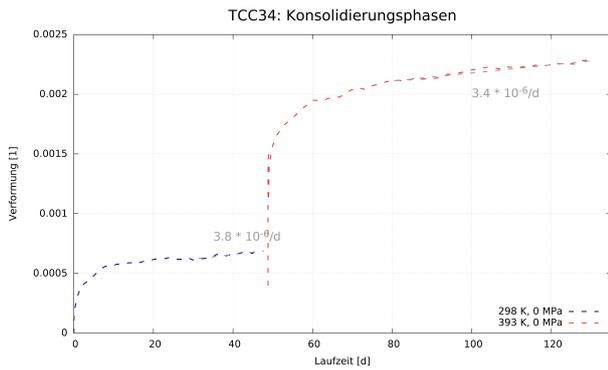
Abbildung 13: TCC34: Temperaturkorrigierte Verformung

Wir diskutieren nun die Versuchsergebnisse im Einzelnen. Abbildung 12 zeigt die tatsächliche Verformung des Prüfkörpers. Hier und im Folgenden stellen gestrichelte Linien isotrope Spannungsbedingungen dar, während durchgezogene Linien Lastphasen mit $\sigma_{\text{diff}} = 4 \text{ MPa}$ bezeichnet. Die jeweilige Temperatur ist durch die Linienfarbe angedeutet. Deutlich zu erkennen sind die Sprünge aufgrund der thermischen Expansion¹ jeweils bei den Temperaturänderungen; die Einstellung eines neuen Temperaturniveaus dauerte jeweils etwa sieben Stunden. In Abbildung 13 ist die Verformung hinsichtlich der thermischen Expansion korrigiert, so dass die reine Kriechverformung aufgetragen ist. Die verbleibenden Sprünge bei ca. 900 und 100 Tagen sind auf die Ent- bzw. Belastung zwischen Lastphase und isotroper Spannung zurückzuführen; die analoge Verformung bei der Erstbelastung (ca. 170 Tage) ist durch die anfängliche transiente Verformung weniger offensichtlich, aber auch vorhanden. Insgesamt ist die Temperaturabhängigkeit der Kriechrate unmittelbar zu erkennen.

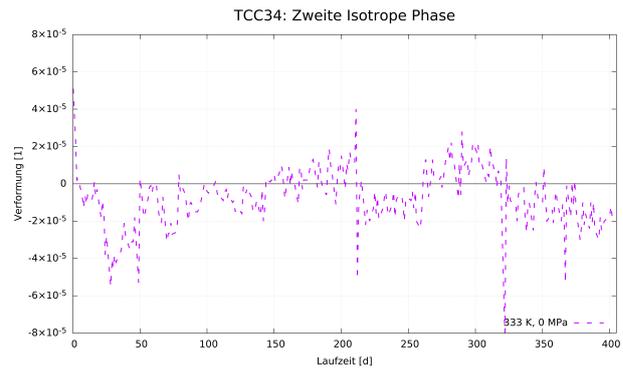
Während der Konsolidierungsphase (Abbildung 14a), die zunächst etwa 48 Tage bei Raumtemperatur und danach weitere 84 Tage bei 393 K gefahren wurde, ergeben sich in beiden Stufen auf den ersten Blick typische Kriechkurven mit transienter „stationärer“ Phase; klarerweise kann die Verformung unter isotroper Belastung nicht tatsächlich stationär sein, sondern resultiert aus der Rückbildung der vorhandenen Schädigung sowie, möglicherweise, aus internen Rekristallisationsprozessen. Am Ende der Stufen liegen die Kriechraten noch oberhalb von $3 \cdot 10^{-6}/\text{d}$, also höher als zahlreiche in der Literatur angegebenen Werte für stationäre Kriechraten bei kleinen Spannungen.

Während der zweiten isotropen Phase (Abbildung 14b) ist dagegen keine signifikante Verformung

¹Man beachte: Im Diagramm ist die Axialstauchung positiv aufgetragen. Daher sind Temperaturerhöhungen durch Sprünge nach unten erkennbar und Temperaturabsenkungen entsprechend durch Sprünge nach oben.



(a) Initiale Konsolidierungsphase (298 K, 393 K)



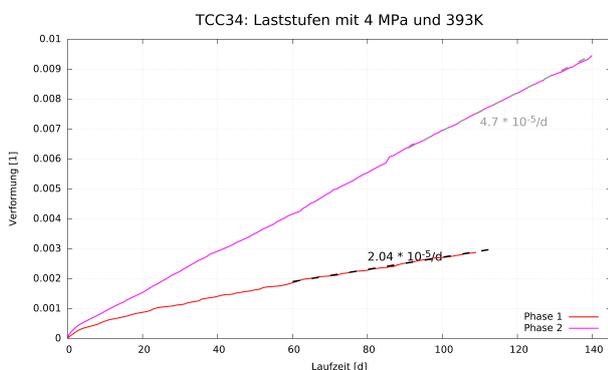
(b) Zweite isotrope Phase bei 333 K

Abbildung 14: TCC34: Isotrope Lastphasen.

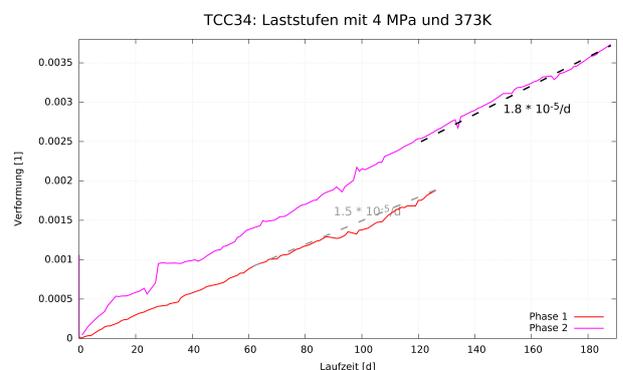
mehr feststellbar. Die noch verbleibende Vorschädigung ist also im Verlauf der Laststufen praktisch komplett abgebaut worden.

Die erste und die letzte Laststufe, jeweils mit 4 MPa und 393 K, sind in Abbildung 15a gezeigt. Die anfängliche transiente Verformung ist in der ersten Phase noch klar zu erkennen; nach gut 30 Tagen geht die Kurve in die stationäre Phase über. Die Rate nach 110 Tagen liegt bei $2,04 \cdot 10^{-5}/d$, also eine Größenordnung oberhalb der Verformungsrate zum Ende der Konsolidierungsphase. Die Restverheilung hat also keinen signifikanten Einfluss auf die Kriechrate in der ersten Laststufe. Die zweite Stufe bei 393 K, die gut fünf Jahre nach der ersten stattfand, zeigt dagegen eine mehr als doppelt so hohe Rate. Hier liegt die Ursache plausiblerweise im in die Probe eingedrungenen Öl, das die Probe selbe und die Kontaktflächen zu den Druckstempeln benetzte. Daneben kann auch die zwischenzeitlich erfolgten Rückbildung der versetzungs-basierten Verfestigung eine Rolle gespielt haben, weil die Verformung bei der höchsten Temperatur noch größtenteils über Versetzungen abläuft.

In der drauf folgenden Phase mit 373 K (Abbildung 15b) zeigt sich dann praktisch keine Transiente. Die zweite Phase bei 373 K, bei der die Temperatur von unten angefahren wurde, weist eine kleine



(a) $T = 393 \text{ K}$



(b) $T = 373 \text{ K}$

Abbildung 15: TCC34: Laststufen mit 393 K und 373 K.

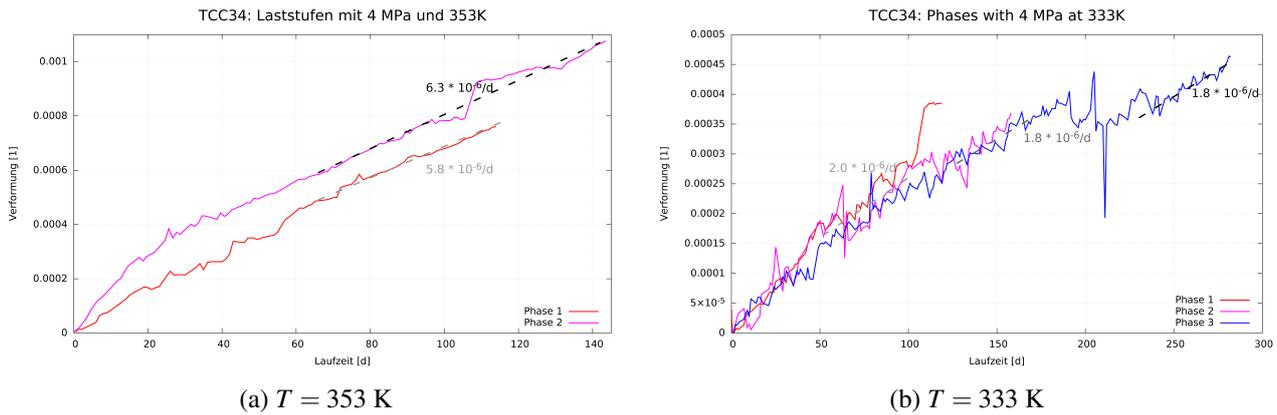


Abbildung 16: TCC34: Laststufen mit 353 K und 333 K.

transiente Phase und eine etwas höhere Kriechrate auf.

Analog zeigen die Verformungen bei 353 K sehr ähnliche Verläufe mit einer kleinen Transienten für die zweite Stufe (Abbildung 16a); der Unterschied ist dabei geringer als bei 373 K.

Bei 333 K schließlich liegen drei Kurven vor, die praktisch deckungsgleich sind, wie Abbildung 16b zeigt.

Aus der Betrachtung geht hervor, dass auch bei den niedrigsten Temperaturen nach 120 Tage die stationäre Phase erreicht ist. Die Abweichungen zwischen den verschiedenen Phasen gleicher Temperatur liegt, mit Ausnahme der Phasen bei 393 K, im Bereich von 20 %, mithin im Bereich üblicher Prüfkörperstreuung. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass bei höheren Temperaturen eher transiente Phasen auftreten; dies wäre konsistent mit der höheren Aktivierungsenergie der Versetzungsprozesse, die damit bei höheren Temperaturen gegenüber den Drucklösungsprozessen eine größere Rolle spielen. Die größere Abweichung bei der höchsten Temperatur ist vermutlich auf die Undichtigkeit der Ummantelung zurückzuführen; mikrostrukturelle Effekte wie eine Reaktivierung der Versetzungsbeziehung aufgrund der Versetzungsverheilung in den vorherigen Phasen sind davon nicht verlässlich abzutrennen.

Zusammenfassend wurden die folgenden Kriechraten bestimmt:

Tabelle 2: Stationäre Kriechraten bei 4 MPa aus dem Versuch TCC34

Temperatur K	Rate Phase 1		Rate Phase 2	
	$10^{-6}/d$	$10^{-11}/s$	$10^{-6}/d$	$10^{-11}/s$
393	20,4	23,6	47,0	54,4
373	15,0	17,4	18,0	20,8
353	5,8	6,7	6,3	7,3
333	2,0	2,3	1,8	2,1
313	0,96	1,1		

Diese Werte sind in Abbildung 17 in Form eines Arrhenius-Diagramms aufgetragen. Die Punkte werden in guter Näherung durch eine Gerade beschrieben, die einer Aktivierungsenergie von $Q = 45$ kJ/mol entspricht.

Als Referenz ist in Abbildung 17 auch die Kriechrate gemäß BGRa (mit $Q_{BGRa} = 54$ kJ/mol) eingetragen – klarerweise ist diese Kurve zu steil und liegt für die betrachtete Differenzspannung von 4 MPa zu niedrig. Wesentlicher Grund für diesen Unterschied ist, dass der BGRa-Ansatz als repräsentative Beschreibung für Versetzungskriechen auf der Basis von Versuchen in einem mittleren Spannungsbereich von etwa 8 bis 25 MPa abgeleitet wurde, wohingegen bei 4 MPa der Einfluss des Versetzungskriechens wahrscheinlich bereits geringer wird und zunehmend Kriechmechanismen entlang der Korngrenzen an Bedeutung gewinnen.

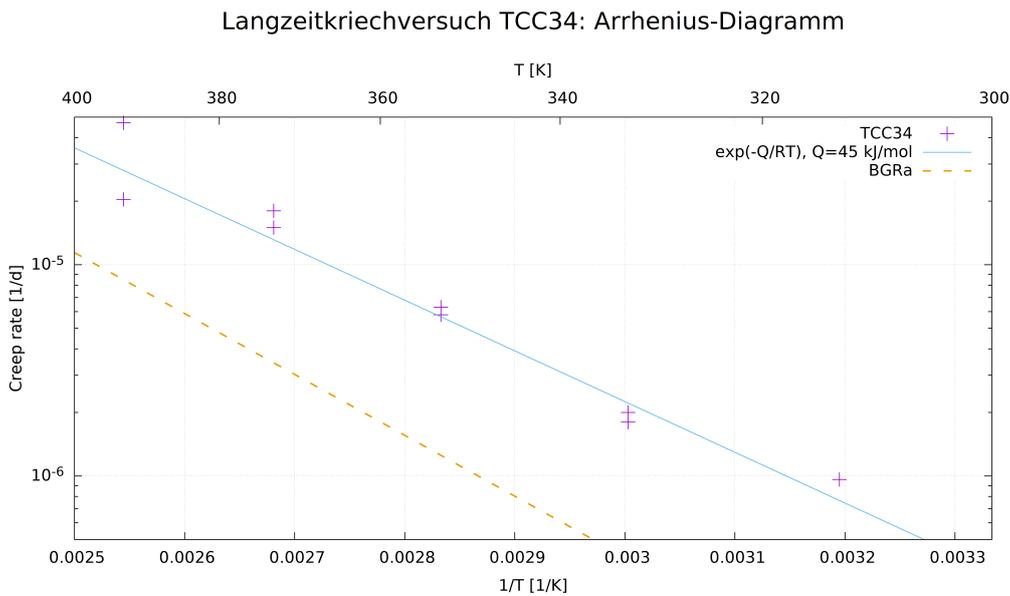


Abbildung 17: TCC34: Arrhenius-Diagramm

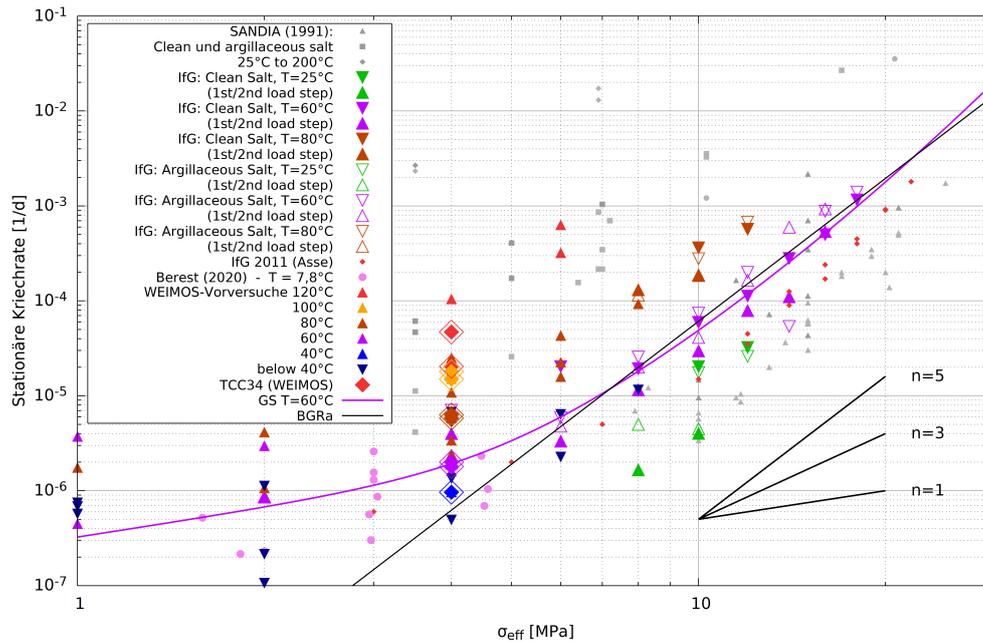


Abbildung 18: Stationäre Kriechraten für WIPP *clean salt* inklusive der Ergebnisse der WEIMOS-Vorversuche und TCC34;

Gestützt wird eine solche Interpretation dadurch, dass in [30] eine Aktivierungsenergie von 25 kJ/mol für Drucklösungskriechen (von reinem granularem Halit) abgeleitet wurde. Damit ist plausibel, dass sich das betrachtete WIPP-Salz bei den Versuchsbedingungen im Übergangsbereich von versetzungs- zu drucklösungsdominiertem Kriechen befindet.

Der Vergleich der stationären Raten aus TCC34 mit früheren Messungen (Abbildung 18) zeigt, dass die Werte eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchen an *clean salt* aus dem Vorgängerprojekt und mit der daraus abgeleiteten Kriechkurve des Günther-Salzer-Modells aufweisen. Die bereits vorliegende sehr gute Charakterisierung dieses Salztyps wird also durch TCC34 in konsistenter Weise in Richtung kleinerer Spannungen erweitert.

3.4 Benchmarkrechnung zum Salzstockaufstieg

Die Stoffmodelle des IfG (und der anderen WEIMOS-Partner) sind grundsätzlich in der Lage, die erhöhten Kriechraten bei geringen Spannungen abzubilden. Da die Versuche, anhand derer die Kriechparameter bestimmt werden, jedoch größtenteils bei Differenzspannungen oberhalb von 8 MPa durchgeführt werden, involviert die Modellierung des Kriechens bei kleinen Spannungen signifikante Unsicherheiten.

In ungestörten Salzformationen ist aufgrund des Kriechens über geologische Zeiträume mit einem im Wesentlichen isotropen Spannungszustand zu rechnen. Während die direkte Bestimmung der

Spannung (insbesondere der ungestörten Differenzspannung) mit erheblichen Schwierigkeiten behaftet ist (siehe z.B. [52]), zeigen Messungen in Salzstöcken, dass die Differenzspannungen generell unterhalb von 2 MPa liegen [53]. Es sei angemerkt, dass ein Großteil der Messung aus Grubenbauen heraus erfolgte, so dass der Spannungszustand durch die Auffahrungen bereits verändert wurde. Die gemessenen Differenzspannungen liegen also tendenziell oberhalb der im ungestörten Salzstock vorliegenden. Höhere Differenzspannungen treten lediglich lokal auf, z.B. um steife Einschlüsse.

Die Kriechverformung durch Versetzungsprozesse führt im Gleichgewicht zu einer Versetzungsmikrostruktur (Subkörner, Versetzungsdichte), die von der wirkenden Differenzspannung abhängt. Analysen der Subkorngröße in Proben aus natürlichem Steinsalz deuten üblicherweise auf letzte wirkende Spannungen im Bereich von ein bis zwei MPa hin [54, 55]. Dabei ist zu beachten, dass Korngrenzenprozesse, die bei geringeren Spannungen das Verformungsverhalten dominieren, die Versetzungsstruktur nicht beeinflussen, so dass die aus den Subkörnern ermittelten Spannungen tendenziell eine obere Grenze für die aktuell wirkenden Spannungen darstellen.

Während der geogene Spannungszustand in horizontal gelagerten Salzformationen in guter Näherung als isotrop betrachtet werden kann, ist für Salzstöcke grundsätzlich von einer (geringen) Anisotropie, also einer wirkenden Differenzspannung, auszugehen, induziert durch den Dichteunterschied zwischen Salinar und Nebengebirge, der den wesentlichen Antrieb für die Halokinese darstellt. Die wirkende Anisotropie zeigt sich insbesondere daran, dass die norddeutschen Salzstöcke sich auch heute weiter heben, also eine fortdauernde dichtegetriebene Kriechverformung erfahren, die eine wirkende Differenzspannung voraussetzt. Die Verformungsraten sind dabei mit $10^{-11}/d$ deutlich geringer als die, die im Labor realistischere erreicht werden können. Ein Salzstock kann daher als natürliches Analogon eines Kriechversuches betrachtet werden. Im Projekt WEIMOS wurde daher der rezente Aufstieg (nicht die Bildung) eines generischen Salzstockes modelliert und mit den

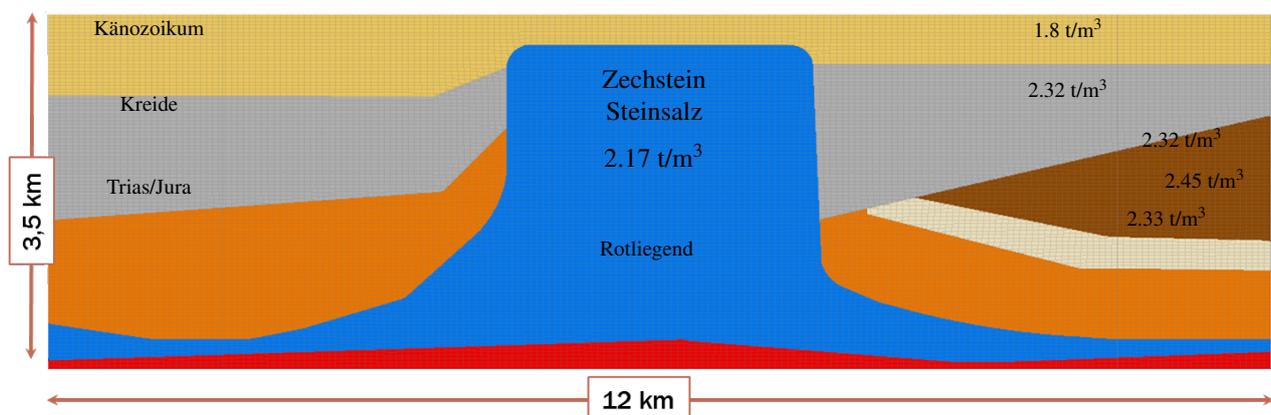


Abbildung 19: Generisches Salzstockmodell, angelehnt an typische Strukturen im norddeutschen Becken (Scheibenmodell, Tiefe ein Element).

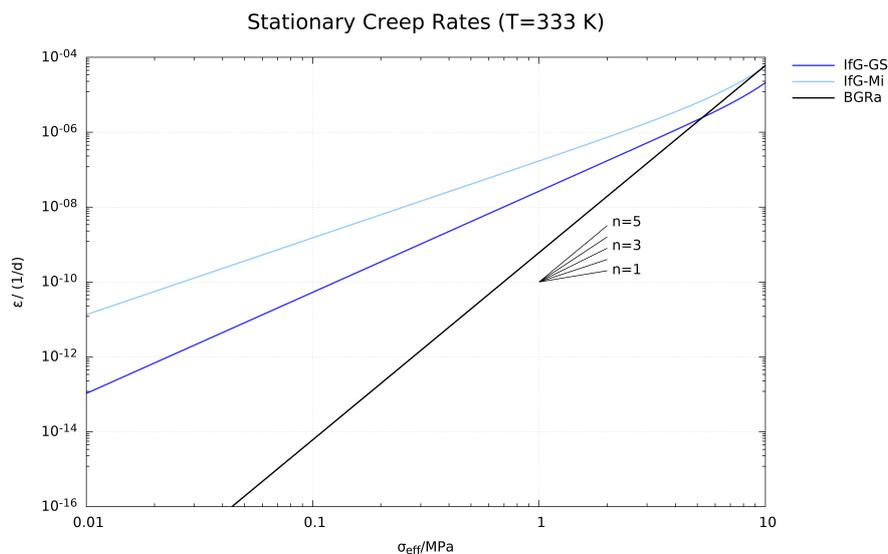


Abbildung 20: Stationäre Kriechraten für die Modellierung des Salzstockaufstieges für. Die Kurven wurden an Kriechversuche mit Asse-Speisesalz im Bereich von 10 MPa bis 18 MPa angepasst (also rechts außerhalb des Diagramms).

aktuellen Hebungsraten verglichen.

Nach dem Durchbruch des Salzes durch die überlagernden Schichten bildet sich ein quasistationärer Zustand eines voll entwickeltes Salzstockes aus. Unter diesen Bedingungen wird der weitere Aufstieg ohne wesentliche tektonische Komponente durch die Dichteunterschiede zwischen dem Salz und dem Nebengestein angetrieben. Typische Aufstiegsraten für voll entwickelte Salzstöcke im norddeutschen Becken liegen im Bereich von 0,01 mm/a bis 0,05 mm/a [56, 57].

Um den Aufstieg zu modellieren, wurde ein einfaches zweidimensionales (Scheiben-)Modell eines generischen Salzstockes erstellt, das sich strukturell am Salzstock Gorleben orientiert (siehe Abbildung 19). Die Dichte des Salzes liegt bei $2,17 \text{ g/cm}^3$. Für das Nebengestein wurde ein elastoplastisches Verhalten mit Dichten von $1,8 \text{ g/cm}^3$ für die känozoischen Lockergesteine bis $2,45 \text{ g/cm}^3$ für den oberen Buntsandstein angenommen. Im Salzstock wurde ein Temperaturprofil fest vorgegeben, das von $16 \text{ }^\circ\text{C}$ am Salzspiegel bis $86 \text{ }^\circ\text{C}$ an der Salzbasis reicht, entsprechend eines für das norddeutsche Becken typischen Gradienten von $0,023 \text{ K/m}$. (Die Simulation erfolgte rein mechanisch; das Temperaturprofil beeinflusst das Ergebnis aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Kriechrate.)

Der Salzstock wurde als ein Homogenbereich betrachtet, die stationären Kriechraten wurden an Daten des Asse-Speisesalzes (also Salz aus steiler Lagerung) angepasst, die im Bereich von 10 MPa bis 18 MPa gewonnen wurden. Abbildung 20 zeigt die Kriechraten für eine Temperatur von 333 K. Im IfG-Minkley-Modell wurde eine Aktivierungsenergie von 54 kJ/mol angesetzt, das IfG-GS-Modell verwendete einen zweikomponentigen Potenzansatz mit $n_1 = 2,7$ und $Q_1 = 40 \text{ kJ/mol}$ bzw. $n_2 = 6,7$ und $Q_2 = 65 \text{ kJ/mol}$. Im betrachteten Temperatur- und Spannungsbereich dominiert der Term mit

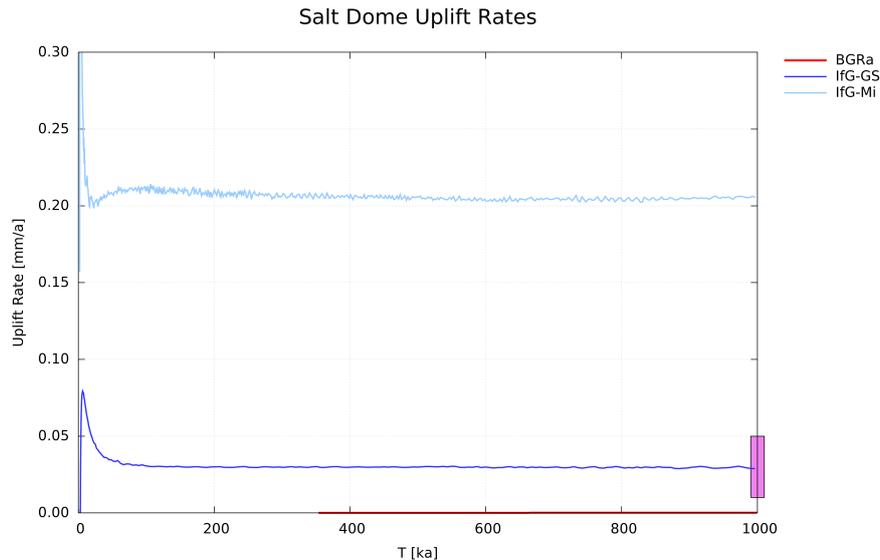


Abbildung 21: Hebungsraten zentral über dem Salzstock. Für das BGRa-Modell sind die Raten sehr gering und liegen am Ende der Simulation bei $8 \cdot 10^{-5}$ mm/a. Für den Salzstock Gorleben wurde eine rezente Rate von 0,01 mm/a bis 0,05 mm/a abgeleitet [57], wie die violette Markierung andeutet.

dem geringeren Exponenten das Verhalten.

Das Modell wurde zunächst ins elastische Gleichgewicht gebracht, danach wurde dem Salz das BGRa-Kriechverhalten zugewiesen und ein Zeitraum von 2000 Jahren simuliert. Dieser Zustand diente als Ausgangspunkt für alle WEIMOS-Partner.

Im Anschluss wurde das Salz mit den jeweiligen Stoffmodellen und Parametern belegt und ein Zeitraum von einer Million Jahren simuliert. Aufgrund der Änderung der Kriecheigenschaften ändern sich Spannungen und Verformungsraten; da das Modell im *small-strain*-Modus gerechnet wurde, die Modellgeometrie also festgehalten wurde, bildet sich nach kurzer Laufzeit ein neuer stationärer Zustand, der dann bis zum Ende der Simulation verbleibt. Dieser Zustand stellt daher die Vorhersage des jeweiligen Stoffmodells (und der angesetzten Parameter) für den jetzigen Zustand des Salzstockes dar. (Im *large-strain*-Modus, bei dem die Modellgeometrie entsprechend der berechneten Verschiebungen angepasst wird, entspräche hingegen die simulierte Zeit einem realen Zeitraum. Die Verformungsraten nehmen in diesem Fall im Laufe der Simulation ab, da sich das System dem Gleichgewicht nähert.)

Abbildung 21 zeigt die Aufstiegsraten (Vertikalgeschwindigkeit zentral über dem Salzstock) für die IfG-Modelle und den BGRa-Ansatz. Erwartungsgemäß treten nach weniger als 100 000 Jahren stationäre Zustände auf. Für das Günther–Salzer–Modell ergibt sich mit 0,02 mm/a ein Wert genau im beobachteten Bereich; das Minkley-Modell führt auf 0,2 mm/a, während der BGRa-Ansatz mit $8 \cdot 10^{-5}$ mm/a deutlich darunter liegt. Die Aufstiegsraten sind also entsprechend der Kriechraten (Ab-

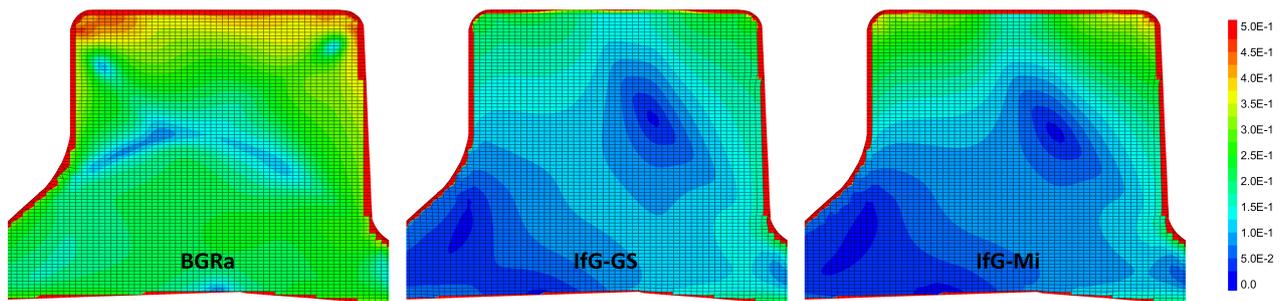


Abbildung 22: Räumliche Verteilung der von-Mises-Spannung im Salzstock für die Kriechgesetze nach BGRa, Günther-Salzer und Minkley (von links nach rechts, in MPa).

bildung 20) angeordnet, wobei allerdings die Spreizung der Hebungsraten geringer sind als die der Kriechraten im Bereich um 0,1 MPa. Der Grund wird in Abbildung 22 deutlich: Höhere Kriechraten bewirken einen effektiveren Abbau der Differenzspannungen, so dass der Antrieb für den Kriechprozess schwächer ausfällt. Nach BGRa liegen die von-Mises-Spannungen im Mittel um 0,25 MPa, während die IfG-Stoffmodelle Spannungen um 0,1 MPa ergeben.

Bei der Bewertung der Ergebnisse ist zu berücksichtigen, dass das Modell eine generische geomechanische Situation in erheblicher Vereinfachung wiedergibt. So sind die Form und der komplexe innere Aufbau eines Salzstockes (mit verschiedenen kriechfähigen Steinsalzpartien, Anhydritschollen etc.) sowie der tektonische Einfluss auf das Spannungsfeld nicht berücksichtigt. Daher ist das Modell nicht zur präziseren Unterscheidung verschiedener Kriechgesetze und -parameter geeignet. Jedoch zeigt sich klar, dass das BGRa-Kriechgesetz die real beobachteten Hebungsraten, die aus Spannungen unterhalb eines MPa resultieren, deutlich unterschätzt.

4 Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen

4.1 Laborprogramm

In [13] wurde bereits eine Erweiterung des Günther—Salzer—Modells vorgestellt, in der die Zugfestigkeit des Salzgesteins von der Dilatanz abhängt, unabhängig davon, ob eine Zugfestigkeitsüberschreitung vorliegt. Dieses Herangehen hat sich weitgehend durchgesetzt, so dass auch in Stoffmodellen anderer WEIMOS-Partner ähnliche Formulierungen zu finden sind (siehe Abschnitt [sec:gs-modell]). Um diesen Zusammenhang experimentell näher zu beleuchten, wurde eine Versuchsserie durchgeführt, in der die Zugfestigkeit von gezielt vorgeschädigten Prüfkörpern bestimmt wurde.

Im Günther—Salzer—Modell, wie auch in Stoffmodellen anderer WEIMOS-Partner, verringert sich die Zugfestigkeit in Abhängigkeit der Dilatanz (siehe Abschnitt 2.4). Um diesen Zusammenhang experimentell näher zu beleuchten, wurde eine Versuchsserie durchgeführt, in der die Zugfestigkeit von gezielt vorgeschädigten Prüfkörpern bestimmt wurde.

Die Vorschädigung wurde in verformungsgeregelten Triaxialversuchen bei Manteldrücken von 0,2 MPa bis 5 MPa erzeugt, um einen möglichen Einfluss der Orientierung der erzeugten Mikrorisse auf die Zugfestigkeit zu prüfen. Die Prüfkörper hatten dementsprechend Abmessungen von 200 mm × 100 mm. Im Anschluss wurden die Prüfkörper auf Stempel geklebt (Zweikomponenten-Epoxidharzklebstoff Araldite) und im direkten Zugversuch zerrissen.

Aufgrund der Maschinensteuerung, die die Dilatanz nicht als direkte Steuergröße erlaubt, wurden die Triaxialversuche jeweils bis zu definierten Spannungsniveaus gefahren, so dass sich eine Streuung der erzielten Dilatanz von nur leicht geschädigten Prüfkörpern ($\epsilon_{\text{vol}} < 0,1 \%$) bis in den Nachbruchbereich ($\epsilon_{\text{vol}} > 8 \%$) ergab.

Insgesamt wurden 29 derartige Versuche durchgeführt, dazu vier direkte Zugversuche an ungeschädigten Prüfkörpern. Die Versuchsmatrix ist in Anhang 2-1 zusammengestellt.

Die Anhänge 2-2 bis 2-6 zeigen beispielhaft die Prüfkörper in den verschiedenen Stadien für zwei Versuchskombinationen (TC30/HZV31 und TC21/HZV20). Im Versuch TC21 wurde der Prüfkörper bis in den Nachbruchbereich gefahren, und eine Tonalage nahe der oberen Stirnfläche ist deutlich als Schwächefläche zu erkennen. Im Zugversuch (HZV20) reißt der Prüfkörper dann auch entlang dieses Lösers, und die Zugfestigkeit ist entsprechend gering. In der Kombination TC31/HZV30 wurde der Prüfkörper dagegen nur moderat geschädigt und zeigt keine offensichtlichen Auffälligkeiten im Gefüge; der Zugbruch erfolgt relativ zentral und bei vergleichsweise hoher Zugspannung.

In Abbildung 23 sind die Zugfestigkeiten in Abhängigkeit der Vorschädigung zusammengefasst. Die Zugfestigkeiten sind, wie für Steinsalz üblich, insgesamt gering; aufgrund der großen Streuung

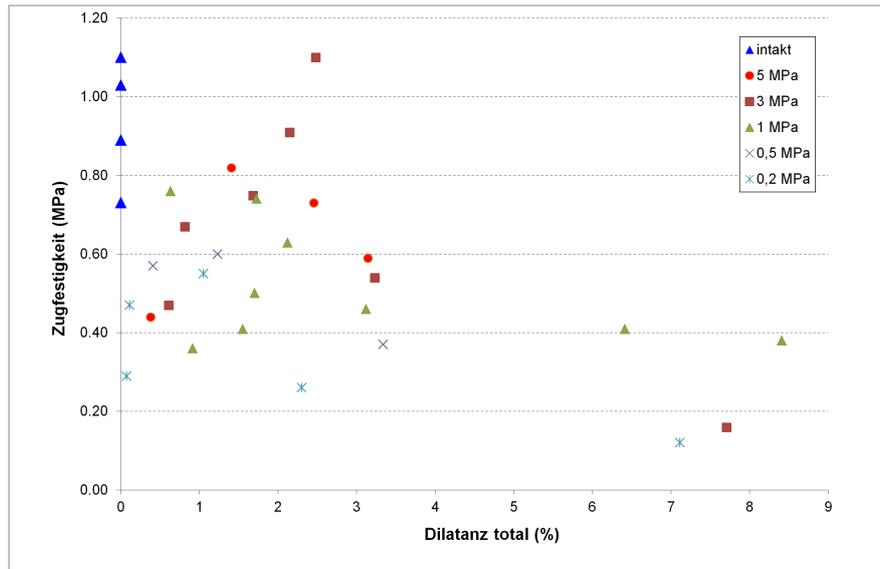


Abbildung 23: Zugfestigkeiten in Abhängigkeit der Vorschädigung (Dilatanz)

ist andererseits keine klare funktionelle Abhängigkeit der Festigkeit von der Dilatanz zu erkennen.

Die Ausrichtung der bei der Vorschädigung erzeugten (Mikro-)Risse wird durch die Einspannung bestimmt: Geringe Manteldrücke führen tendenziell zu steilstehenden bis nahezu senkrechten Rissen, analog zu einem Spaltzugversuch, während bei hohen Manteldrücken eher diagonale Scherbänder entstehen. Die konkrete Ausrichtung von Rissflächen unterliegt dabei allerdings großen Schwankungen; insbesondere im Vorbruchbereich ist die Richtung vermutlich stark durch das Gefüge bestimmt, und erst im Bruchprozess bilden sich makroskopische Scherbänder, die eine klarere Ausrichtung im äußeren Spannungsfeld aufweisen. Die Belastungsrichtung im anschließenden Zugversuch ist daher lokal auf den Rissflächen immer eine Kombination von Zug- und Scherbeanspruchung. Dies kann ein Grund dafür sein, dass die Messwerte auch bei der Einzelbetrachtung der Daten für verschiedene Manteldrücke nicht die erwartete klare Tendenz zeigen.

Die große Streuung der Messwerte ist typisch für spröde Bruchprozesse. Die oben besprochenen Beispiele zeigen, dass die Zugfestigkeit stark von lokalen Gefügeeigenschaften beeinflusst wird; diese Variabilität dominiert über den Einfluss der Dilatanz.

Im Vergleich mit den ungeschädigten Proben scheint allerdings bereits eine Dilatanz im Bereich von 0,1 % die Zugfestigkeit herabzusetzen. Eine weiter fortschreitende Schädigung zeigt dahingegen keine konsistente Abnahme der Festigkeiten, und auch für Dilatanzwerte weit im Nachbruchbereich ergeben sich noch signifikante Festigkeiten.

Diese Ergebnisse sind konsistent mit früheren Messungen [36], die den schnellen Aufbau einer Kohäsion auf Scherbruchflächen unter der Wirkung der Normalspannung zeigen.

4.2 Benchmark-Rechnungen

Die Modellierung von Zugbeanspruchungen und Zugbruch wurde anhand von Simulationen zweier Standardversuche der technischen Mechanik illustriert, und zwar des Biegebalkens und des Spaltzugversuches.

Im Dreipunkt- bzw. Vierpunkt-Biegeversuch wird ein balkenförmiger Prüfkörper auf einer Seite auf zwei Rollen gelagert und auf der Gegenseite über eine bzw. zwei Rollen mit fester Verschiebungsrate belastet. Die Belastungspunkte liegen dabei zwischen den Auflagerpunkten, so dass sich auf der gelagerten Seite Zugspannungen ausbilden, die zum Zugbruch führen.

Im Spaltzugversuch („Brazilian Test“) wird ein zylindrischer Prüfkörper entlang der Mantelfläche über gegenüberliegende linienförmige Krafteinleitungen kompressiv belastet. Unter Annahme eines linear elastischen Materialverhaltens bildet sich entlang der Verbindungslinie der Krafteinleitungen ein Bereich mit Zugspannungen aus. Für eine zylindrische Probe mit Länge L und Durchmesser D ergibt sich bei einer Kraft F die Zugspannung im Zentrum der Probe zu

$$\sigma_3 = \kappa \frac{2F}{\pi DL} . \quad (31)$$

Für einen realen Versuch ist der Faktor $\kappa = 1$. Für ein Scheibenmodell mit *plane-strain*-Verformungsbedingungen wird der Faktor zu $\kappa \approx 1,3$ angepasst.

Beide Versuchstypen sind wegen des viskosen Deformationsverhaltens in der Salzmechanik weniger üblich, so dass die Simulationen keine realen Versuche nachrechnen, sondern das Zugbruchverhalten qualitativ bewerten sollten. (Die Zugfestigkeiten aus Biege-, Spalt- und direkten Zugversuch können erhebliche Abweichungen aufweisen, siehe z.B. [58].)

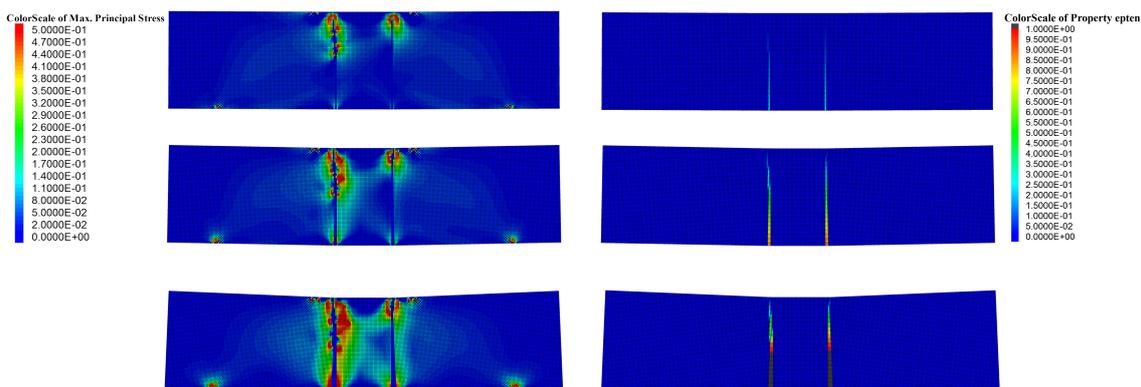


Abbildung 24: Simulation des Vierpunkt-Biegeversuchs mit dem Minkley-Modell. Die Abbildung zeigt links die plastische Zugverformung, die Zugfestigkeit und die minimale Hauptspannung; minimale Hauptspannung und rechts die plastische Zugverformung, jeweils zu drei Zeiten während des Bruchvorgangs. Die Zugfestigkeit wurde mit 0,5 MPa angesetzt.

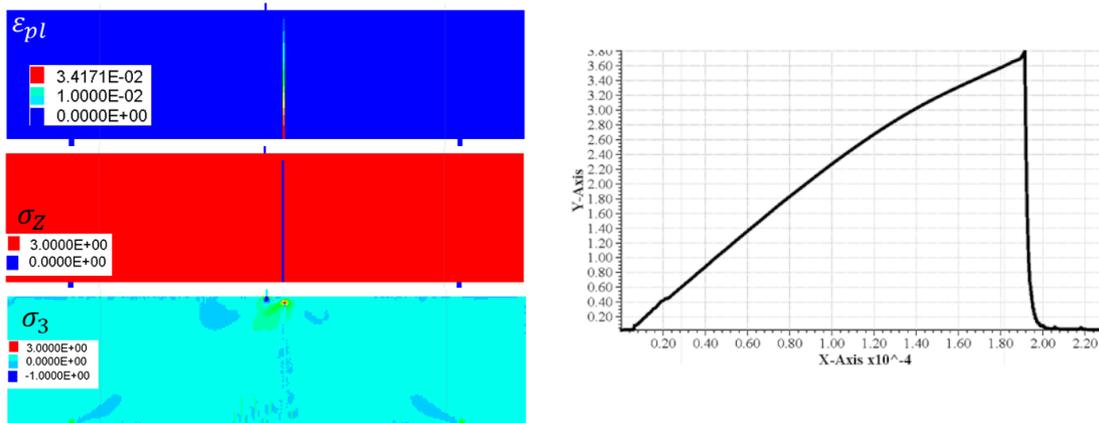


Abbildung 25: Simulation des Dreipunkt-Biegeversuchs mit dem Günther-Salzer-Modell. Die Abbildung zeigt links die minimale Hauptspannung; rechts ist die berechnete Zugspannung gegen die Verschiebung aufgetragen. Aus dem Versuch kann eine Zugfestigkeit von etwa 3,8 MPa ermittelt werden; im Modell wurde eine Zugfestigkeit von 3 MPa angesetzt.

Beide Versuche wurde in Scheibenmodellen nachgebildet. Die Anhänge 3-1 und 3-2 zeigen die FLAC3D-Modelle mit den Randbedingungen. Die Auflager- bzw. Krafteinleitpunkte wurden jeweils leicht verschmiert, um numerische Instabilitäten zu vermeiden.

Abbildung 24 zeigt das Ergebnis der Simulation des Vierpunkt-Biegeversuchs im Minkley-Modell. Im Modell wurde eine einheitliche Zugfestigkeit von 0,5 MPa angenommen. Aufgrund der Symmetrie des Modells ergaben sich daher zwei Brüche jeweils gegenüber den beiden Krafteinleitpunkten.

Analog zeigt Abbildung 25 den Dreipunkt-Biegeversuch im Günther-Salzer-Modell. Auch hier ergibt sich ein klar abgegrenzter Bruch.

Ein Zugversagen führt generell zu offenen Rissen. In der kontinuumsmechanischen Simulation wird dieser diskontinuierliche Prozess durch fortschreitende Zugverformung der betreffenden Zonen nachgebildet. Wegen der schnellen Entfestigung in beiden Stoffmodellen entlastet der Bruchprozess die angrenzenden Zonen, so dass der „Riss“ auf die Breite einer Zone beschränkt bleibt.

Bei der Simulation des Spaltzugversuches wurde verschiedene Detailstudien durchgeführt. In Anhang 3-3 ist die plastische Verformung im Günther-Salzer-Modell nach dem Bruch für drei Vernetzungen gezeigt (Zonengröße 2 mm, 1 mm und 0,5 mm). Das Bruchbild ist qualitativ ähnlich, der zentrale Zugriss ist jeweils auf die Breite einer Zone begrenzt. Eine feinere Vernetzung löst aber insbesondere die sekundären (Scher-)Risse im Bereich der Krafteinleitung besser auf. Die ermittelte Zugfestigkeit und die Bruchverformung sind jedoch nicht signifikant von der Vernetzung abhängig; die im Spaltzugversuch bestimmte Festigkeit liegt mit 2,4 MPa unter dem im Modell angesetzten Wert von 3 MPa.

Anhang 3-4 zeigt die berechnete Zugspannung für verschiedene (feste) Zeitschritte (Minkley-Modell). Zu erkennen ist, dass der Bruchpunkt vom Zeitschritt abhängt. Sehr große Schritte führen

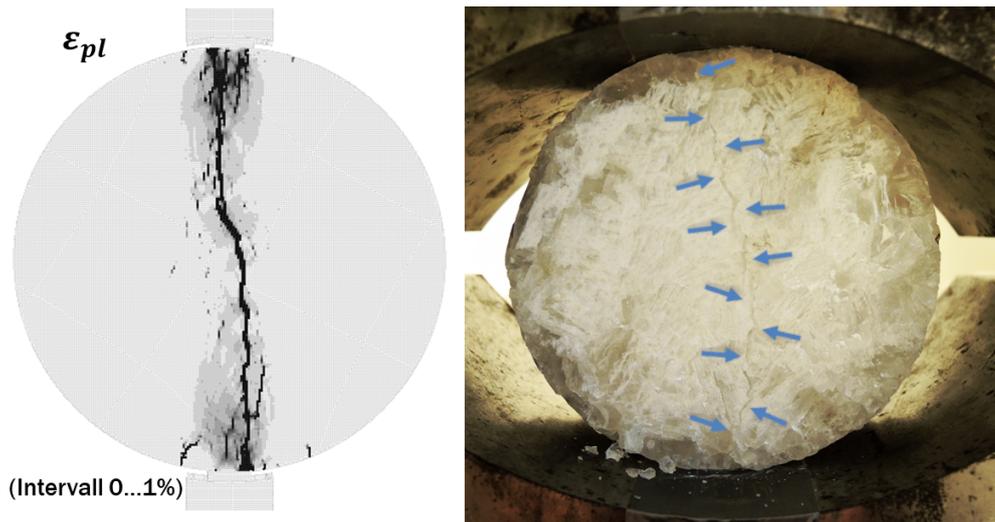


Abbildung 26: Simulation des Spaltzugversuchs im Günther-Salzer-Modell mit stochastisch verteilten Zugfestigkeiten: Bruchbild und Vergleich mit realem Spaltzugversuch an Steinsalz. Das linke Bild zeigt die Rissstruktur anhand der berechneten Dilatanz im Bereich bis 1 % (in Anhang 3-6 ist der selbe Riss in einer Skalierung bis 50 % dargestellt); die Pfeile im rechten Bild markieren den Rissverlauf im Prüfkörper.

zu völlig unphysikalischen Ergebnissen; für kleinere Schritte konvergieren die Werte. Die ermittelte Zugfestigkeit liegt wieder bei etwa 80 % der angesetzten Modellzugfestigkeit von 1 MPa.

Anhang 3-5 zeigt die für das 1-mm-Netz die Simulation mit dem Minkley-Modell. Bei einer angesetzten Zugfestigkeit von 1 MPa erfolgt ein sprödes Versagen mit einem auf eine Zonenbreite begrenzter Bereich lokalisierter Zugverformung.

Für eine realistischere Nachbildung realer Probenverhältnisse wurde in einer Simulation mit dem Günther-Salzer-Modell eine stochastisch verteilte Zugfestigkeit (gleichförmige Verteilung im Bereich $5 \text{ MPa} \pm 3 \text{ MPa}$) angesetzt (Anhang 3-6, linkes Bild). Damit ergibt sich ein Rissverlauf, der qualitativ einem realen Versuch sehr nahekommt (Abbildung 26). Anhang 3-6 (mitte und rechts) zeigt ebenfalls die plastische Zugverformung bis zu 50 % bzw. 1 % – im Bereich der Lasteinleitung entwickelt sich zunächst ein Bereich diffusen Zugversagens, bevor sich der Hauptriss ausbildet.

Insgesamt zeigen die Simulationen, dass die Modelle geeignet sind, Zugversagen zu beschreiben. Aufgrund der spröden Natur des Zugbruches erfordern derartige Simulationen besondere Sorgfalt bei der numerischen Steuerung (Netz und Zeitschritt).

5 Virtuelle Demonstratoren

5.1 Modelle

Um den Stand der Stoffmodelle zu belegen, wurden in WEIMOS zwei geomechanische Modelle erstellt, die sich an Untertagesituationen an der WIPP Site anlehnen:

- Der Virtuelle Demonstrator I (VD I) stellt eine Abwandlung des Modells von Room D aus dem Verbundprojekt III dar. Er modelliert eine Strecke, in der nach 30 Jahren Standzeit ein Damm-bauwerk installiert wird (siehe Abbildung 27). In Anschluss werden noch weiter 100 Jahre simuliert, in denen die offene Seite weiter konvergiert, während der steife Damm die weitere Konvergenz behindert und sich das Gebirge wieder einem isotropen Spannungszustand nähert. Die Streckenecken sind analog zur maschinell hergestellten In-Situ-Kontur abgerundet, was auch das numerische Verhalten verbessert.

Das Modell umfasst die Strecke sowie jeweils etwa 50 m im Hangenden und Liegenden; die Modelloberkante entspricht einer Teufe von 655 m und wird mit einer entsprechenden Normalspannung von 13,57 MPa belegt; die übrigen Modellränder (außer der Streckenkantur) sind in Normalrichtung festgehalten.

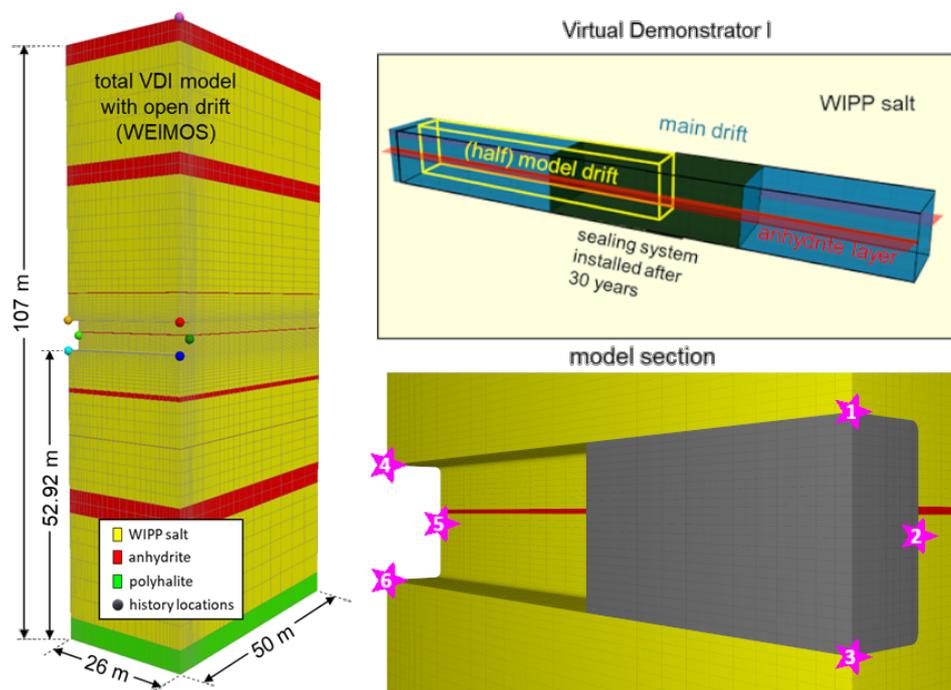


Abbildung 27: Virtueller Demonstrator I: Modell mit offener Strecke (links); Konzept und Modellansicht des Verschlussbauwerkes (rechts) [44]. Die Strecke hat Abmessungen von 5,5 m × 5,5 m, von denen wegen der Symmetrie nur die Hälfte modelliert wird. Die Länge von Strecke und Damm im Modell liegen bei 26 m bzw. 10 m. Die Sterne geben die Auswertepunkte für die Verschiebungen an.



Abbildung 28: Beispiel für intensive Konturschädigung an einer Hauptstrecke der WIPP Site

Entsprechend der (horizontal geschichteten) Stratigraphie der WIPP Site [59, 26] werden Steinsalz, Anhydrit und Polyhalit unterschieden, wobei Polyhalit nur in einer Schicht ca. 50 m unterhalb der Strecke auftritt. Anhydrit kommt in mehreren Schichten vor, eine davon in der Mitte der Streckenkantur. Die Parameter sind in Tabelle 3 zusammengefasst.

Die Stoffmodellparameter für das Steinsalz wurden aus der Anpassung an das WIPP-Salz gewonnen, die in Verbundprojekt III durchgeführt wurde [16].

Vor dem Einbau des Damms wurde die Streckenkonvergenz für 30 Jahre berechnet. Anschließend erfolgte der Einbau des Dammkörpers in das numerische Berechnungsmodell.

Der Damm selber wurde in sehr vereinfachender Weise als steifer elastischer Körper modelliert. Mit diesem Modellansatz konnte das Auflaufen des über einen Zeitraum von 30 a konvergenzbedingt geschädigten Salzgebirges auf ein Verschlussbauwerk und das modellimmanente Verteilungsverhalten abgekoppelt von der komplexen Wechselwirkung mit einem realitätsnahem Verschlussbauwerk modelliert werden. Dadurch wurde eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zwischen den Projektpartnern mit Fokus auf die jeweiligen Stoffmodellansätze für Steinsalz ermöglicht.

- Der zweite virtuelle Demonstrator (VD II) ist dem südlichen Hauptstreckensystem der WIPP Site nachempfunden (siehe Anhang 4-1)). Hier konnte bei einer Befahrung eine Konturschädigung beobachtet werden (Abbildung 28), die deutlich intensiver ausfiel als bei Room B und Room D. Ursachen sind plausiblerweise die größere Spannweite, die längere Standzeit und die, verglichen mit den vergleichsweise isoliert liegenden Room B/D im Norden, stärkere Durch-

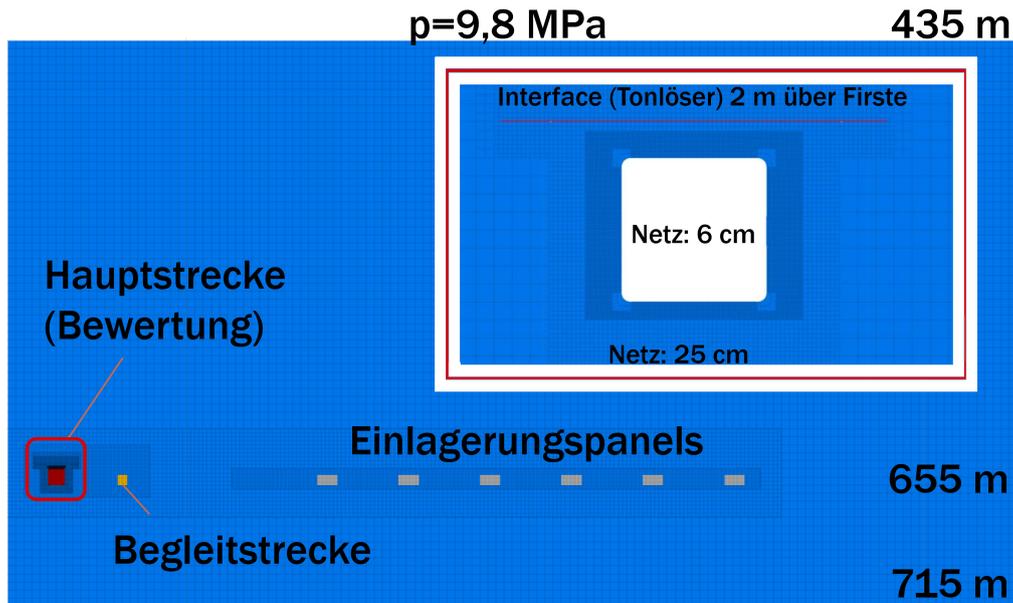


Abbildung 29: Modell des zweiten virtuellen Demonstrators. Die Kontur der Hauptstrecke liegt im Fokus der Modellierung und ist daher besonders fein vernetzt; oberhalb der Strecke ist ein Tonlöser als Interface enthalten.

Material	Stoffmodell	ρ t/m ³	K GPa	G GPa	ϕ	C MPa	A d ⁻¹	n
Anhydrit	Mohr–Coulomb	2,3	40	24	30°	2		1
Polyhalit	Norton	2,3	19	12			4,5 · 10 ⁻¹¹	4
Damm	elastisch	2,2	0,64	0,4				

Tabelle 3: Stoffmodelle und Parameter für die Nicht-Steinsalz-Materialien

baung mit einem System von vier Hauptstrecken und den beidseitigen Einlagerungskammern. Für den Demonstrator wurde aus Symmetriegründen ein ebenes (Scheiben-)Modell gewählt, das einen Flügel des Einlagerungsbereiches darstellt. Da der Schwerpunkt der Modellierung auf der Schädigung der Streckenkantur liegt, ist der Nahbereich der Hauptstrecke sehr fein vernetzt (Zonengröße 6 cm, siehe Abbildung 29). Der Einfluss von Schichtflächen wird untersucht, indem 2 m oberhalb der Strecke ein Tonlöser als Interface mit Zugfestigkeit von 0,25 MPa modelliert wird (Scherparameter $\phi = 15^\circ$, $c = 0,05$ MPa).

Im VD II wurde die offene Strecke über 30 Jahre simuliert, etwa entsprechend der Standzeit der Hauptstrecken in der WIPP (Auffahrung zweite Hälfte der 1980er Jahre; Befahrung 2018).

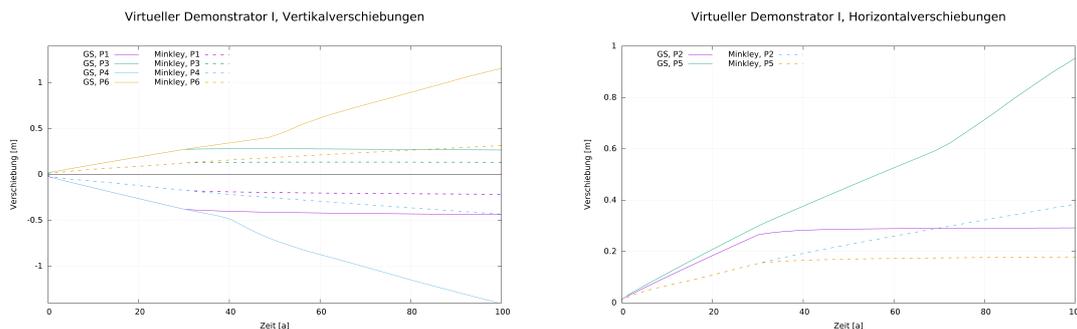


Abbildung 30: Verschiebungen der Mittelpunkte von Firste und Sohle (vertikal, links) bzw. des Stoßes (horizontal, rechts); Nummerierung siehe Abbildung 27

5.2 Ergebnisse

In den Anhängen 4-2 bis 4-9 sind einige Ergebnisse der Simulationen des ersten Virtuellen Demonstrators für beide Stoffmodelle zusammengefasst.

Die Spannungen (Anhänge 4-2, 4-3, 4-6 und 4-7) zeigen übereinstimmend einen Entspannungsbereich um die Strecke, in dem die Hauptspannungen abgesenkt sind; insbesondere ist die minimale Hauptspannung entlang der Kontur praktisch Null. (Die minimale Hauptspannung in der ersten Zonenreihe ist nicht exakt Null – dafür gibt es zwei Gründe: Zum einen bewirkt die Diskretisierung eine Verschmierung der Spannungen über die Zonen, so dass die Spannung in Richtung des Hohlraums, die an der Kontur verschwindet, in der Mittelung ungleich Null ist. Zum anderen können sich durch die Kriechverformung leichte Zugspannungen entlang der Kontur entwickeln.) Lediglich in den Ecken der Strecken ergeben sich Spannungskonzentrationen mit von-Mises-Spannungen in der Größenordnung von 10 MPa.

Nach dem Einbau des Damms bilden sich die Entspannungsbereiche im Dammbereich wieder zurück. Entlang der Stirnfläche des Dammbauwerkes bildet sich ein Bereich leicht erhöhter Vertikalspannung, entsprechend der Umlagerung der vertikalen Last von der Strecke auf den Damm.

Die Spannungsänderungen gehen mit Verformungen einher (Abbildung 30, Anhänge 4-4 bzw. 4-8). Das Günther-Salzer-Modell berechnet dabei größere Verformungen (ca. 40 cm bzw. 1,4 m nach 30 bzw. 100 Jahren) als das Minkley-Modell (ca. 18 cm bzw. 44 cm). Dementsprechend sind auch die Spannungsumlagerungen durch den Damm im Günther-Salzer-Modell stärker ausgeprägt.

Im Günther-Salzer-Modell ist die Schädigung als viskoser Prozess ans Kriechen gekoppelt und läuft damit dauerhaft weiter. Daher läuft im Günther-Salzer-Modell auch weiter Dilatanz auf (Anhang 4-5) und führt zu einer Entfestigung, die sich auch in einer stark entspannten Kontur (Anhang 4-3) niederschlägt. In den Verschiebungen in Abbildung 30 ist die Entfestigung deutlich als Erhöhung der Verschiebungsraten nach etwa 50 bzw. 70 Jahren zu erkennen.

Das Minkley-Modell modelliert die Schädigung zeitunabhängig als plastischen Prozess; im Virtuel-

len Demonstrator wurde die Verheilung nicht betrachtet. Daher zeigt die plastische Scherverformung in Anhang 4-9 keinen wesentlichen Unterschied zwischen dem offenen Teil der Strecke und dem Dammbereich. Im Günther–Salzer–Modell (Anhang 4-5) ist dagegen der Unterschied deutlich zu erkennen: Nach 30 Jahren liegt die Dilatanz maximal bei etwa einem Prozent und ist gleichförmig entlang der Strecke ausgebildet. Nach 100 Jahren liegt die Dilatanz im offenen Bereich erheblich höher (in weiten Teilen über 25 %, diese Bereiche wären also in situ verbrochen), während der Spannungszustand um den steifen Damm zu einer fast vollständigen Rückbildung der Schädigung geführt hat.

Wir zeigen nun einige Berechnungsergebnisse für den Virtuellen Demonstrator II. In den Anhängen 4-10 bis 4-10 ist die Spannungsverteilung im Günther–Salzer–Modell nach einem, zehn, 20 und 30 Jahren gezeigt. Zunächst erfolgt eine harmonische Konvergenz mit Entspannungsbereichen entlang der Kontur und Spannungskonzentrationen an den Ecken. Zwischen zehn und 20 Jahren beginnt jedoch der Schädigungsaufbau; die Risse sind klar als begrenzte Bereiche zu erkennen, die keine Differenzspannung mehr aufnehmen können. Nach 30 Jahren ist praktisch die gesamte Kontur bis in eine Tiefe von mehreren Dezimetern komplett entfestigt. Dementsprechend ist auch der Verlauf der Dilatanz (Anhang 4-14) in den ersten zehn Jahren vergleichsweise langsam und gleichmäßig, danach wächst die Dilatanz stark an und zeigt eine deutliche Lokalisierung in Schädigungsbändern; hier handelt es sich vornehmlich um Bereiche mit Zugschädigung.

Im Minkley–Modell fällt die Verformung und Schädigung, wie beim Virtuellen Demonstrator I, geringer aus (Anhang 4-15; es treten jedoch insbesondere in der Firsteklar abgegrenzte Bereiche hoher Dilatanz auf, mithin Abschalungen an Firste und Stoß).

Am Demonstrator lässt sich die Weiterentwicklung der Zugmodellierung im Projekt WEIMOS veranschaulichen: In früheren Versionen des Minkley–Modells wurde im plastischen Modellteil die Unterscheidung zwischen Scher- und Zugversagen mittels einer diagonalen Trennlinie getroffen, die auch für triaxiale Spannungszustände, bei denen die minimale Hauptspannung die Zugfestigkeit überschreitet, häufig Scherversagen ansetzt. Somit wurde weniger Zugversagen diagnostiziert; aufgrund der spröden Natur des Zugbruchs ergab sich daher auch weniger Entfestigung. In der aktuellen Formulierung werden alle Spannungszustände mit $\sigma_3 > \sigma_T$ als Zugversagen gewertet.

Der Unterschied ist in den Anhängen 4-16 und 4-17 zu sehen, die für die aktuelle und die frühere Formulierung jeweils die plastische Scher- und Zugverformung nach 30 Jahren darstellen. Während sich die Scherverformung kaum unterscheidet, unterdrückt die frühere Modellierung die Zugverformung signifikant.

Im Minkley–Modell wirkt die Scherverformung über Gleichung (27) auf die Zugfestigkeit, weil für $\sigma_D = 0$ auch die Zugfestigkeit verschwindet. Eine derzeit noch experimentelle Weiterentwicklung erlaubt auch die umgekehrte Beeinflussung, also die Scherentfestigung durch Zugversagen.

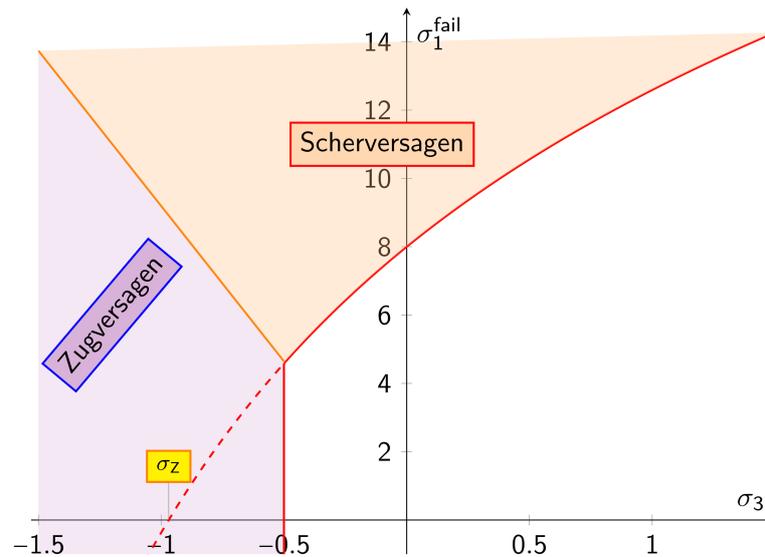


Abbildung 31: Zweigliedrige Fließgrenze mit Scher- und Zuganteil. In früheren Varianten des Minkley-Modells wurde die Unterscheidung von Scher- bzw. Zugversagen anhand einer diagonalen Trennlinie vorgenommen, wie in der Graphik gezeigt; in der aktuellen Formulierung wird jeder Wert von σ_3 jenseits der Zugfestigkeit als Scherversagen betrachtet.

Anhang 4-18 zeigt dazu die Dilatanzentwicklung, die innerhalb weniger Tage zu großen plastischen Verformungen führt. Das Verhalten ist daher auch numerisch instabil; andererseits entspricht diese Instabilität dem realen Verhalten: Ein Firstfall kann in einer kontinuumsmechanischen Simulation nicht als stabile Situation erscheinen.

6 Zusammenfassung

Das Institut für Gebirgsmechanik hat im Projekt WEIMOS ein ausführliches Versuchsprogramm zum Kriechverhalten bei kleinen Spannungen und zur Schädigungsabhängigkeit der Zugfestigkeit bearbeitet sowie zahlreiche Simulationen mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (Günther-Salzer-Modell) und dem visko-elasto-plastischen Modell (Minkley-Modell) durchgeführt.

Die Stoffmodelle wurden in den Virtuellen Demonstratoren exemplarisch dargestellt.

Das Kriechen bei kleinen Spannungen, d.h. Deviatorspannungen unterhalb von etwa 6 MPa bis 8 MPa, dominiert das Langzeitverhalten von Hohlräumen im Salzgestein. Im Hinblick auf die Endlagerung radioaktiver und anderer Abfälle sind insbesondere die Kompaktion des üblicherweise vorgesehenen Salzgrusversatzes, die Kontaktfugen zwischen Gebirge und Verschlussbauwerken und die Auflockerungszone entlang der Streckenkontur betroffen. Die Ergebnisse sind daneben auch für verwahrte Bergwerke und Kavernen von Belang.

Aufgrund von mikrophysikalischen Überlegungen und einer Reihe von Experimenten an natürlichen und künstlichen Steinsalzproben wird erwartet, dass im Bereich einiger MPa ein Wechsel des dominanten Kriechmechanismus' von Versetzungs- zu Drucklösungsprozessen stattfindet. Im Rahmen von WEIMOS wurden die ersten systematischen Serien zur Charakterisierung einer Steinsalzvarietät (*clean salt* aus der WIPP) durchgeführt. Insbesondere wurde aber eine neue Versuchsführung entwickelt, die, angepasst an die veränderten Kriechmechanismen, im Bereich kleiner Spannungen eine verlässliche und vergleichsweise zügige Bestimmung der stationären Kriechraten erlaubt.

Die Versuchsführung wurde anhand des Langzeitversuchs TCC34, der über gut fünfeinhalb Jahre lief, validiert.

Im Arbeitspaket 3 zum Verformungsverhalten bei Zugspannungen wurde zunächst die Zugfestigkeit gezielt vorgeschädigter Prüfkörper bestimmt. Aufgrund der erheblichen Streuung erlauben die Ergebnisse keine eindeutige Interpretation; es lässt sich jedoch feststellen, dass auch Prüfkörper im Nachbruchbereich noch eine signifikante Zugfestigkeit aufweisen.

Die Modellierung des Zugversagens, die anhand des Biegebalkenversuchs und des Spaltzugversuchs geprüft wurde, ergibt mit beiden Stoffmodellen sehr plausible Ergebnisse. Der Zugbruch ist, verglichen mit dem Scherversagen, ein sehr spröder Prozess, so dass hier Anforderungen an Vernetzung und Zeitschrittsteuerung sehr hoch sind.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Stoffmodelle des IfG, denen unterschiedliche Ansätze zugrunde liegen, leistungsfähig, qualifiziert und geeignet sind, um die relevanten Anwendungen, vom Bergbau bis Endlagerung, zu bearbeiten. Das verbesserte Verständnis des Kriechverhaltens im Bereich kleiner Spannungen liefert dabei auch einen Ansatz zur verbesserten experimentellen Bestimmung der Kriechraten, und damit auch der Parameterbestimmung für die Modelle.

Danksagung

Das Verbundprojekt WEIMOS baut auf drei Vorgängerprojekten auf, die seit 2004 mit weitgehend den gleichen Partnern durchgeführt wurde. Insgesamt wurde in dieser Zeit ein erheblicher Fortschritt in den experimentellen Techniken, der Modellierung und dem grundsätzlichen Verständnis des thermomechanischen Verhaltens von Steinsalz erzielt.

Wir danken den jeweiligen Zuwendungsgebern (den Bundesministerien für Wirtschaft, für Bildung und Forschung sowie für Umwelt) für die Förderung, dem Projektträger Karlsruhe (PTKA), namentlich Michael Bühler, für die vertrauensvolle Begleitung und den Projektpartnern für die langjährige fruchtbare Zusammenarbeit. Ein besonderer Dank gilt Andreas Hampel für die Projektkoordination.

Literatur

- [1] A. Hampel und O. Schulze. *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. Synthesebericht. BMBF-Verbundvorhaben, Förderkennzeichen 02C1004 bis 02C1054, 2007.
- [2] Institut für Gebirgsmechanik GmbH. *Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. Teilprojekt 3. Teil I: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02C1024. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 15. Mai 2007.
- [3] Institut für Gebirgsmechanik GmbH. *Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. Teilprojekt 3. Teil II: Visko-elasto-plastisches Stoffmodell*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02C1024. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 15. Mai 2007.
- [4] O. Schulze, U. Heemann, F. Zetsche, A. Hampel, A. Pudewills, R.-M. Günther, W. Minkley, K. Salzer, Z. Hou, R. Wolters, R. Rokahr und D. Zapf. „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: *The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. CRC Press, 2007. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [5] Z. Hou, R. Wolters, U. Düsterloh, R. Rokahr, D. Zapf, K. Salzer, R.-M. Günther, W. Minkley, A. Pudewills, U. Heemann, O. Schulze, F. Zetsche und A. Hampel. „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: *The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. CRC Press, 2007. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [6] R.-M. Günther und K. Salzer. „A model for rock salt, describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy“. In: *The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. CRC Press, 2007. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [7] A. Hampel, R. M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, K. Staudtmeister, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters und U. Düsterloh. *Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz*. Synthesebericht. BMBF-Verbundvorhaben, Förderkennzeichen 02C1577 bis 2C1617, 31. Juli 2010.

- [8] Institut für Gebirgsmechanik GmbH. *Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02C1587, Teilvorhaben 2. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 31. Aug. 2010.
- [9] A. Hampel, R. M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, K. Staudtmeister, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters, K.-H. Lux, O. Schulze, U. Heemann und U. Hunsche. „Benchmarking of Geomechanical Constitutive Models for Rock Salt“. In: *Proc. 44th US Rock Mechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association (ARMA), 2010. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [10] A. Hampel, K. Salzer, R. M. Günther, W. Minkley, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, K. Staudtmeister, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters und U. Düsterloh. „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: *The Mechanical Behavior of Salt VII*. Hrsg. von P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassan und M. Tijani. CRC Press, 2012. ISBN: 978-0-415-62122-9. DOI: 10.1201/b12041.
- [11] R.-M. Günther. „Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz, Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens“. Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg, Heft 2009-4. Dissertation. TU Bergakademie Freiberg, 2009. URL: <https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:105-qucosa-27196>.
- [12] R. M. Günther, K. Salzer und T. Popp. „Advanced Strain-Hardening Approach Constitutive Model for Rock Salt Describing Transient, Stationary and Accelerated Creep and Dilatancy“. In: *Proc. 44th US Rock Mechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association (ARMA), 2010. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [13] R. M. Günther und K. Salzer. „Advanced strain-hardening approach: A powerful creep model for rock salt with dilatancy, strength and healing“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VII*. Hrsg. von P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassan und M. Tijani. CRC Press, 2012. ISBN: 978-0-415-62122-9. DOI: 10.1201/b12041.
- [14] K. Salzer, R. Günther, W. Minkley, T. Popp, M. Wiedemann, A. Hampel, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters und U. Düsterloh. „Joint projects on the comparison of constitutive models – I. Overview of the projects, reference mine for 3-D benchmark calculations, in-situ measurements and laboratory tests“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VII*. Hrsg. von P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassan und M. Tijani. CRC Press, 2012. ISBN: 978-0-415-62122-9. DOI: 10.1201/b12041.

- [15] A.Hampel, K. Herchen, K.-H. Lux, R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, S. Yildirim, R. Rokahr, C. Missal, A. Gährken und J. Stahlmann. *Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz*. Synthesebericht. BMWi-Verbundvorhaben, Förderkennzeichen 02E10810 bis 02E10860, 30. Sep. 2016.
- [16] Institut für Gebirgsmechanik GmbH. *Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 02E10830, Teilvorhaben 2. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 31. März 2016.
- [17] A. Hampel, J. G. Argüello, F. D. Hansen, R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, K.-H. Lux, K. Herchen, U. Düsterloh, A. Pudewills, S. Yildirim, K. Staudtmeister, R. B. Rokahr, D. Zapf, A. Gührken, C. Missal und J. Stahlmann. „Benchmark Calculations of the Thermo-Mechanical Behavior of Rock Salt – Results from a US-German Joint Project“. In: *Proceedings of the 47th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, 23–26 June 2013, San Francisco, California, USA*. Hrsg. von L. J. Pyrak-Nolte, A. Chan, W. Dershowitz, J. Morris und J. Rostami. 2013.
- [18] K. Salzer, R. Günther, W. Minkley, D. Naumann, T. Popp, A. Hampel, K.-H. Lux, K. Herchen, U. Düsterloh, J. Argüello und F. Hansen. „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: *The Mechanical Behavior of Salt VIII*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. CRC Press, 2015. ISBN: 978-1-138-02840-1. DOI: 10.1201/b18393-7.
- [19] C. Lüdeling, R.-M. Günther, M. Knauth und W. Minkley. „Healing of Rock Salt Damage and Applications“. In: *Proceedings of the 49th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, 28 June – 1 July 2015, San Francisco, California, USA*. 2015.
- [20] R.-M. Günther, K. Salzer, T. Popp und C. Lüdeling. „Steady-State Creep of Rock Salt: Improved Approaches for Lab Determination and Modelling“. In: *Rock Mechanics and Rock Engineering* 48.6 (Nov. 2015), S. 2603–2613. ISSN: 1434-453X. DOI: 10.1007/s00603-015-0839-2. URL: <https://doi.org/10.1007/s00603-015-0839-2>.
- [21] J. Argüello und J. Holland. „Two problems to benchmark numerical codes for use in potential HLW salt repositories“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VIII*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. CRC Press, 2015. ISBN: 978-1-138-02840-1. DOI: 10.1201/b18393-7.

- [22] R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley und T. Popp. „Impact of tensile stresses and tensile fractures in rock salt on the evolution of the EDZ – capability of numerical modeling“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VIII*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. CRC Press, 2015. ISBN: 978-1-138-02840-1. DOI: 10.1201/b18393-7.
- [23] A. Hampel, J. Argüello, F. Hansen, R. Günther, K. Salzer, W. Minkley, K.-H. Lux, K. Herchen, U. Düsterloh, A. Pudewills, S. Yildirim, K. Staudtmeister, R. Rokahr, D. Zapf, A. Gährken, C. Missal und J. Stahlmann. „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: *The Mechanical Behavior of Salt VIII*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. CRC Press, 2015. ISBN: 978-1-138-02840-1. DOI: 10.1201/b18393-7.
- [24] K.-H. Lux, K. Herchen, U. Düsterloh, A. Hampel, J. Argüello, F. Hansen, R. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, S. Yildirim, K. Staudtmeister, R. Rokahr, D. Zapf, A. Gährken, C. Missal und J. Stahlmann. „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“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VIII*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. CRC Press, 2015. ISBN: 978-1-138-02840-1. DOI: 10.1201/b18393-7.
- [25] W. Minkley. *Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrecherscheinungen im Carnallitit*. Aachen, Germany: Shaker Verlag, 2004. ISBN: 3-8322-3495-0.
- [26] A. Hampel, C. Lüdeling, R.-M. Günther, K. Salzer, S. Yildirim, D. Zapf, I. Epkenhans, S. Wacker, A. Gährken, J. Stahlmann, J. Sun-Kurczinski, R. Wolters, K. Herchen und K.-H. Lux. *Verbundprojekt: Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz (WEIMOS)*. Synthesebericht. BMWi-Verbundvorhaben, Förderkennzeichen 02E11446A bis 02E11446E, 31. Dez. 2022.
- [27] F. Frost und M. Ashby. *Deformation-Mechanism Maps*. New York, NY, USA: Pergamon Press, 1982.
- [28] U. Hunsche und O. Schulze. „Das Kriechverhalten von Steinsalz“. In: *Kali und Steinsalz* 11.8/9 (1994).
- [29] J. L. Urai, C. J. Spiers, H. J. Zwart und G. S. Lister. „Weakening of rock salt by water during long-term creep“. In: *Nature* 324.6097 (1. Dez. 1986), S. 554–557. ISSN: 1476-4687. DOI: 10.1038/324554a0. URL: <https://doi.org/10.1038/324554a0>.

- [30] C. J. Spiers, P. M. T. M. Schutjens, R. H. Brzesowsky, C. J. Peach, J. L. Liezenberg und H. J. Zwart. „Experimental determination of constitutive parameters governing creep of rocksalt by pressure solution“. In: *Geological Society, London, Special Publications* 54.1 (1990), S. 215–227. DOI: 10.1144/GSL.SP.1990.054.01.21. eprint: <http://sp.lyellcollection.org/content/54/1/215.full.pdf+html>. URL: <http://sp.lyellcollection.org/content/54/1/215.abstract>.
- [31] F. D. Hansen. „Micromechanics of Isochoric Salt Deformation“. In: *Proceedings of the 48th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium 1–4 June 2014, Minneapolis, Minnesota, USA*. Hrsg. von J. F. Labuz, E. Detournay, W. Pettitt, L. Petersen und R. Sterling. ARMA 14-7012. 2014.
- [32] N. Cristescu und U. Hunsche. *Time Effects in Rock Mechanics*. Wiley Series in Materials, Modelling and Computation. Chichester, New York, Weinheim, Brisbane, Singapore, Toronto: John Wiley und Sons, 1998. ISBN: 0-471-95517-5.
- [33] C. J. Peach und C. J. Spiers. „Influence of crystal plastic deformation on dilatancy and permeability development in synthetic salt rock“. In: *Tectonophysics* 256.1 (1996), S. 101–128. ISSN: 0040-1951. DOI: [https://doi.org/10.1016/0040-1951\(95\)00170-0](https://doi.org/10.1016/0040-1951(95)00170-0). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0040195195001700>.
- [34] T. Popp, H. Kern und O. Schulze. „Evolution of dilatancy and permeability in rock salt during hydrostatic compaction and triaxial deformation“. In: *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 106.B3 (2001), S. 4061–4078. DOI: <https://doi.org/10.1029/2000JB900381>. eprint: <https://agupubs.onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1029/2000JB900381>. URL: <https://agupubs.onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1029/2000JB900381>.
- [35] W. Minkley, C. Lüdeling und D. Naumann. *Überprüfung des perkolationsgetriebenen Transports von Fluiden im Wirtsgestein Steinsalz unter relevanten Bedingungen für ein Endlager (PeTroS)*. Abschlussbericht zum Vorhaben PeTroS (FKZ 4717E03250). BfE-RESFOR-006/20. IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 2020. DOI: urn:nbn:de:0221-2020112023854. URL: https://download.gsb.bund.de/BFE/Fachdaten/PeTroS_Abschlussbericht.pdf.
- [36] W. Minkley und U. Groß. „Zum Haftreibungsverhalten an Gesteinstrennflächen in Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte“. In: *Felsbau* 6.4 (1988), S. 184–188.
- [37] U. Hunsche. „Failure Behaviour of Rock Salt Around Underground Cavities“. In: *Seventh Symposium on Salt, Tokyo*. Hrsg. von H. Kakinana, H. H. Jr., T. Hoshi und K. Tokoyura. 1 Bde. Amsterdam: Elsevier Science Publishers B. V., 1993, S. 59–65.

- [38] *FLAC3D: Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions*. 7. Aufl. Itasca Consulting Group Inc. Minneapolis, Minnesota, USA, 2020. URL: <https://www.itascacg.com/software/FLAC3D>.
- [39] F. K. Odqvist und J. Hult. *Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe*. ISBN 978-3-642-52433-2. Springer Berlin, Heidelberg, 1962. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-52432-5>.
- [40] W. Menzel und W. Schreiner. „Zum geomechanischen Verhalten von Steinsalz verschiedener Lagerstätten der DDR Teil II: Das Verformungsverhalten“. In: *Neue Bergbautechnik* 8.7 (1977).
- [41] W. Blum. „Gleitung und Erholung während plastischer Verformung kristalliner Stoffe bei hoher Temperatur“. Diss. Universität Erlangen-Nürnberg, 1978.
- [42] W. Minkley und J. Mühlbauer. „Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes“. In: *The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. CRC Press, 2007. ISBN: 978-0-415-44398-2.
- [43] B. Reedlunn. *Reinvestigation into Closure Predictions of Room D at the Waste Isolation Pilot Plant*. Techn. Ber. SAND2016-9665. Albuquerque, NM, USA: Sandia National Laboratories, 2016.
- [44] A. Hampel, C. Lüdeling, R.-M. Günther, J. Sun-Kurczinski, R. Wolters, U. Düsterloh, K.-H. Lux, S. Yıldırım, D. Zapf, S. Wacker, I. Epkenhans, J. Stahlmann und B. Reedlunn. „WEIMOS: Simulations of two geomechanical scenarios in rock salt resembling structures at WIPP“. In: *Mechanical Behavior of Salt X*. Hrsg. von J. de Bresser, M. Drury, P. Fokker, M. Gazzani, S. Hangx, A. Niemeijer und C. Spiers. Leiden: CRC Press/Balkema, Juli 2022. ISBN: 9781032282206. DOI: [10.1201/9781003295808](https://doi.org/10.1201/9781003295808).
- [45] I. Kock, R. Eickemeier, G. Frieling, S. Heusermann, M. Knauth, W. Minkley, M. Navarro, H.-K. Nipp und P. Vogel. *Integritätsanalyse der geologischen Barriere*. 2012, S. 312. ISBN: 978-3-939355-62-5. URL: http://www.grs.de/sites/default/files/pdf/GRS-286_cor2_web.pdf.
- [46] P. Bérest, H. Gharbi, B. Brouard, G. Hofer, D. B. S. Stimmisher, K. DeVries und G. Hévin. *Very Slow Creep Tests as a Basis for Cavern Stability Analysis*. Techn. Ber. SMRI Research Report RR2017-1. Solution Mining Research Institute, 2017.
- [47] P. Bérest, H. Gharbi, B. Brouard, G. Hofer, D. B. S. Stimmisher, K. DeVries, G. Hévin, J. Urai, C. Spiers und C. Peach. *Very Slow Creep Tests as a Basis for Cavern Stability Analysis – Phase 2*. Techn. Ber. SMRI Research Report RR2020-1. Solution Mining Research Institute, 2020.

- [48] H. Gharbi, P. Bérest, L. Blanco-Martín und B. Brouard. „Determining upper and lower bounds for steady state strain rate during a creep test on a salt sample“. In: *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 134 (2020), S. 104452. ISSN: 1365-1609. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2020.104452>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160920308212>.
- [49] C. Lüdeling, R.-M. Günther, A. Hampel, J. Sun-Kurczinski, R. Wolters, U. Düsterloh, K.-H. Lux, S. Yildirim, D. Zapf, S. Wacker, I. Epkenhans, J. Stahlmann und B. Reedlunn. „WEIMOS: Creep of rock salt at low deviatoric stresses“. In: *Mechanical Behavior of Salt X*. Hrsg. von J. de Bresser, M. Drury, P. Fokker, M. Gazzani, S. Hangx, A. Niemeijer und C. Spiers. Leiden: CRC Press/Balkema, Juli 2022. ISBN: 9781032282206. DOI: 10.1201/9781003295808.
- [50] B. van Oosterhout, S. Hangx und C. Spiers. „A threshold stress for pressure solution creep in rock salt: Model predictions vs. observations“. In: *Mechanical Behavior of Salt X*. Hrsg. von J. de Bresser, M. Drury, P. Fokker, M. Gazzani, S. Hangx, A. Niemeijer und C. Spiers. Leiden: CRC Press/Balkema, Juli 2022. ISBN: 9781032282206. DOI: 10.1201/9781003295808.
- [51] U. Hunsche und O. Schulze. „Humidity induced creep and its relation to the dilatancy boundary“. In: *Basic and Applied Salt Mechanics*. Hrsg. von N. Cristescu, J. H.R. Hardy und R. Simionescu. A.A Balkema, 2002. ISBN: 90 5809 383 2.
- [52] B. Amadei und O. Stephansson. *Rock Stress and Its Measurement*. Springer Dordrecht, 1997. ISBN: 978-0-412-44700-6. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-94-011-5346-1>.
- [53] L. Eriksson und A. Michalski. „Hydrostatic Conditions In Salt Domes - a Reality Or a Modeling Simplification“. In: *International Symposium on Rock Stress and Rock Stress Measurement, August 31–September 3, 1986, Stockholm, Sweden*. Bd. All Days. ISRM, 1986. URL: <https://onepetro.org/%7BISRMIS%7D/proceedings-pdf/%7BIS%7D86/A11-%7BIS%7D86/%7BISRM%7D-%7BIS%7D-1986-012/2030585/isrm-is-1986-012.pdf>.
- [54] N. Carter, S. Horseman, J. Russell und J. Handin. „Rheology of rock salt“. In: *J. Struct. Geol.* 15 (1993), S. 1257–1271.
- [55] T. Kneucker, M. Mertineit, M. Schramm, J. Hammer, G. Zulauf und N. Thiemeyer. „Microfabrics and composition of Staßfurt and Leine rock salt (Upper Permian) of the Morsleben site (Germany): Constraints on deformation mechanisms and palaeodifferential stress“. In: *The Mechanical Behavior of Salt IX*. Hrsg. von S. Fahland, J. Hammer, F. Hansen, S. Heusermann, K.-H. Lux und W. Minkley. Hannover: Federal Institute for Geosciences und Natural Resources (BGR), Sep. 2018. ISBN: 978-3-9814108-6-0.

- [56] M. Zirngast. *Die Entwicklungsgeschichte des Salzstocks Gorleben*. Geologisches Jahrbuch Reihe A Band A 132. Stuttgart, Germany: Schweizerbart Science Publishers, Jan. 1992. ISBN: 9783510963645. URL: http://www.schweizerbart.de//publications/detail/isbn/9783510963645/Geologisches%5C_Jahrbuch%5C_Reihe%5C_A%5C_Hef.
- [57] A. Köthe, N. Hoffmann und P. Krull, Hrsg. *Standortbeschreibung Gorleben Teil 2: Die Geologie des Deck- und Nebengebirges des Salzstocks Gorleben*. Geologisches Jahrbuch Reihe C Band C 72. Stuttgart, Germany: Schweizerbart Science Publishers, Juni 2007. ISBN: 9783510959631. URL: http://www.schweizerbart.de//publications/detail/isbn/9783510959631/Geologisches%5C_Jahrbuch%5C_Reihe%5C_C%5C_Heft%5C_C72%5C_S.
- [58] K. Gessler. „Vergleich der einaxialen Zugfestigkeit mit der Drei-Punkt-Biegezugfestigkeit und unterschiedlichen Spaltzugfestigkeiten“. In: *Kali u. Steinsalz* 8.12 (1983), S. 416–423.
- [59] D. Munson, R. Jones, J. Ball, R. Clancy, D. Hoag und S. Petney. *Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (Room B): In Situ Data Report (May 1984 - February 1988)*. Techn. Ber. SAND89-2671. Albuquerque, NM, USA: Sandia National Laboratories, 1990.

Anhang

Anhang 1: Kriechversuche

- 1-1: Probendaten
- 1-2: Kriechraten
- 1-3: TCC21
- 1-4: TCC22
- 1-5: TCC23
- 1-6: TCC24
- 1-7: TCC27
- 1-8: TCC28
- 1-9: TCC29
- 1-10: TCC30
- 1-11: TCC31
- 1-12: TCC32

Anhang 2: Zugversuche

- 2-1: Zugversuchsmatrix
- 2-2: TC30
- 2-3: HZV31
- 2-4: HZV31
- 2-5: TC21
- 2-6: HZV31

Anhang 3: Modellierung von Zugspannungen

- 3-1: Modell des Biegezugversuchs
- 3-2: Modell des Spaltzugversuchs
- 3-3: Spaltzugversuch: Vernetzungseinfluss
- 3-4: Spaltzugversuch: Zeitschritteinfluss
- 3-5: Spaltzugversuch im Minkley–Modell
- 3-6: Spaltzugversuch im GS-Modell, stochastischverteilte Zugfestigkeit

Anhang 4: virtuelle Demonstratoren

- 4-1: WIPP Site, Grubenriss
- 4-2: VD I, GS-Modell: Spannungen bei $t = 30$ a
- 4-3: VD I, GS-Modell: Spannungen bei $t = 100$ a
- 4-4: VD I, GS-Modell: Verschiebungen bei $t = 30$ a und $t = 100$ a
- 4-5: VD I, GS-Modell: Plastische Volumenverformung bei $t = 30$ a und $t = 100$ a
- 4-6: VD I, Minkley-Modell: Spannungen bei $t = 30$ a

- 4-7: VD I, Minkley-Modell: Spannungen bei $t = 100$ a
- 4-8: VD I, Minkley-Modell: Verschiebungen bei $t = 30$ a und $t = 100$ a
- 4-9: VD I, Minkley-Modell: Plastische Scherverformung bei $t = 100$ a
- 4-10: VD II, GS-Modell: Spannungen bei $t = 1$ a
- 4-11: VD II, GS-Modell, $t=1$ a: Spannungen bei $t = 10$ a
- 4-12: VD II, GS-Modell: Spannungen bei $t = 20$ a
- 4-13: VD II, GS-Modell: Spannungen bei $t = 30$ a
- 4-14: VD II, GS-Modell: Dilatanz
- 4-15: VD II, Minkley-Modell, 30 a: Verschiebung und Dilatanz
- 4-16: VD II, Minkley-Modell, 30 a: Scher- und Zugschädigung
- 4-17: VD II, Minkley-Modell, alte Zugmodellierung 30 a: Scher- und Zugschädigung
- 4-18: VD II, Minkley-Modell, experimentelle Kopplung Scher- und Zugschädigung: Firstfall

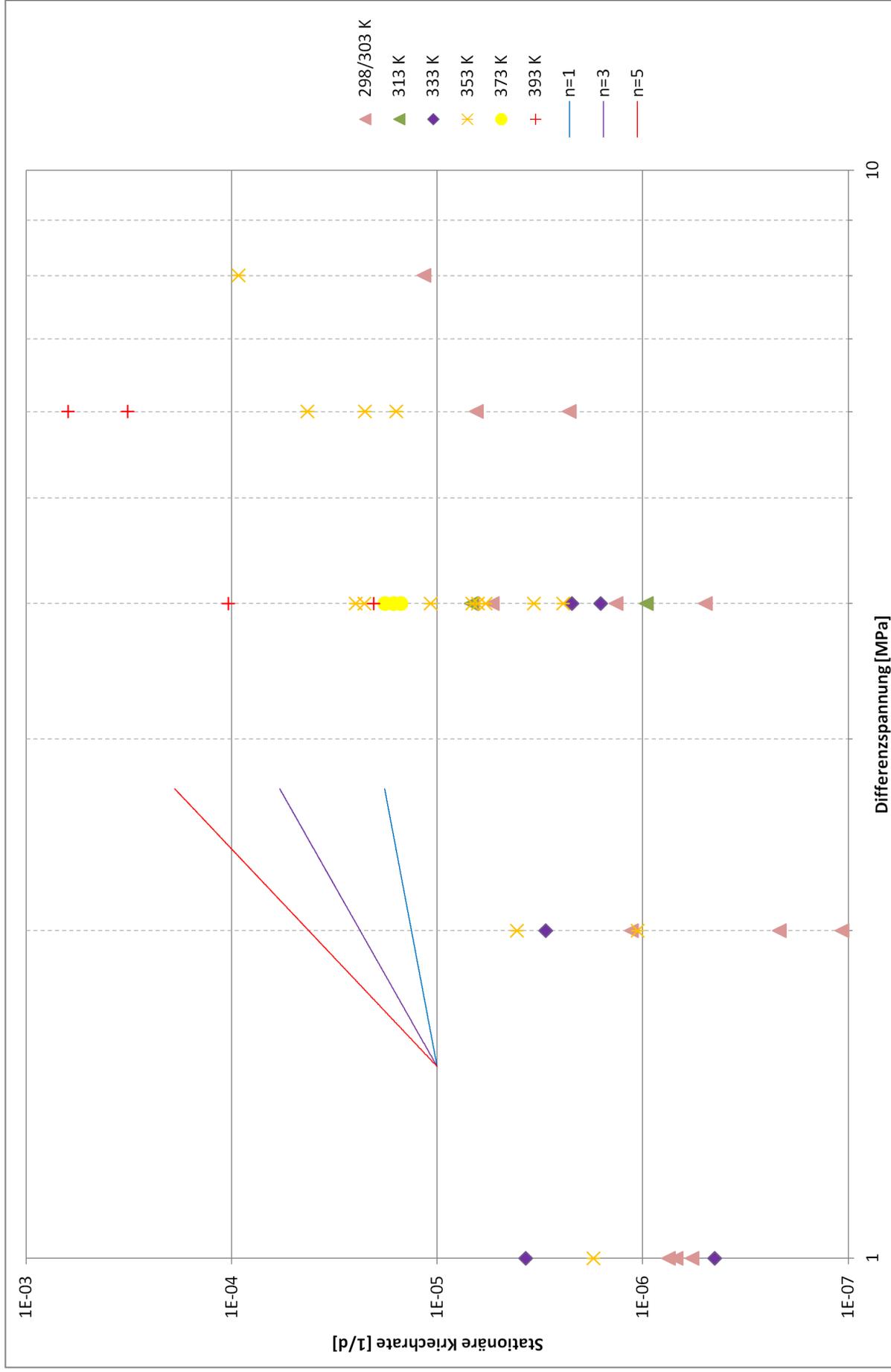
IFG - Labor.-Nr.	527/102-5/TCC 21	527/102-5/TCC 22	527/102-5/TCC 23	527/102-5/TCC 24	527/104-4/TCC 27	527/104-4/TCC 28	527/104-4/TCC 29	527/104-4/TCC 30	527/108-4/TCC 31	527/108-4/TCC 32
Material:	Steinsalz									
Höhe h (mm) =	80.330	80.370	80.288	80.255	80.375	80.263	80.228	80.018	80.190	80.203
Durchmesser d (mm) =	40.393	40.358	40.377	40.360	40.427	40.392	40.435	40.428	40.345	40.353
Verhältnis h_0/d_0 =	1.989	1.991	1.988	1.988	1.988	1.987	1.984	1.979	1.988	1.988
Masse M (g) =	223.257	221.853	221.377	222.797	221.260	224.457	220.457	222.263	219.247	219.503
Fläche A (cm ²) =	12.815	12.793	12.804	12.794	12.836	12.814	12.841	12.837	12.784	12.789
Volumen V (cm ³) =	102.941	102.814	102.801	102.675	103.168	102.846	103.022	102.718	102.516	102.574
Dichte ρ (g/cm ³) =	2.169	2.158	2.153	2.170	2.145	2.182	2.140	2.164	2.139	2.140
Teufe (m) =										
US L (h) - p	18.43	18.88	19.08	18.87	19.61	18.66	19.89	20.87	19.66	19.77
US Q1 (a/c) - p	8.50	8.77	8.67	8.57	8.78	8.69	8.70	8.84	8.75	8.78
US Q2 (b/d) - p	8.35	8.55	8.81	8.43	8.81	8.75	8.68	8.73	9.09	8.81
US L (h) - s	#	27.39	32.78	33.94	32.69	34.66	35.53	33.71	32.49	34.02
$V_{p-axial}$ (km/s) =	4.36	4.26	4.21	4.25	4.10	4.30	4.03	3.83	4.08	4.06
$V_{p-radial, a-c}$ (km/s) =	4.75	4.60	4.66	4.71	4.60	4.65	4.65	4.57	4.61	4.60
$V_{p-radial, b-d}$ (km/s) =	4.84	4.72	4.58	4.79	4.59	4.62	4.66	4.63	4.44	4.58
MW $V_{p-axial}$ (km/s) =	4.79	4.66	4.62	4.75	4.60	4.63	4.65	4.60	4.52	4.59
$V_{s-axial}$ (km/s) =	#WERT!	2.93	2.45	2.36	2.46	2.32	2.26	2.37	2.47	2.36
Anisotropie $V_{p(radial)}/V_{p(axial)}$ =	0.91	0.91	0.91	0.90	0.89	0.93	0.87	0.83	0.90	0.88
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -										
E_d =	#WERT!	38.92	32.14	30.97	31.61	30.33	27.75	29.00	31.56	29.62
K_d =	#WERT!	14.33	20.91	23.07	18.74	24.77	20.27	15.55	18.21	19.36
G_d =	#WERT!	18.58	12.92	12.13	12.96	11.70	10.91	12.19	13.03	11.89
ν_d =	#WERT!	0.05	0.24	0.28	0.22	0.30	0.27	0.19	0.21	0.25

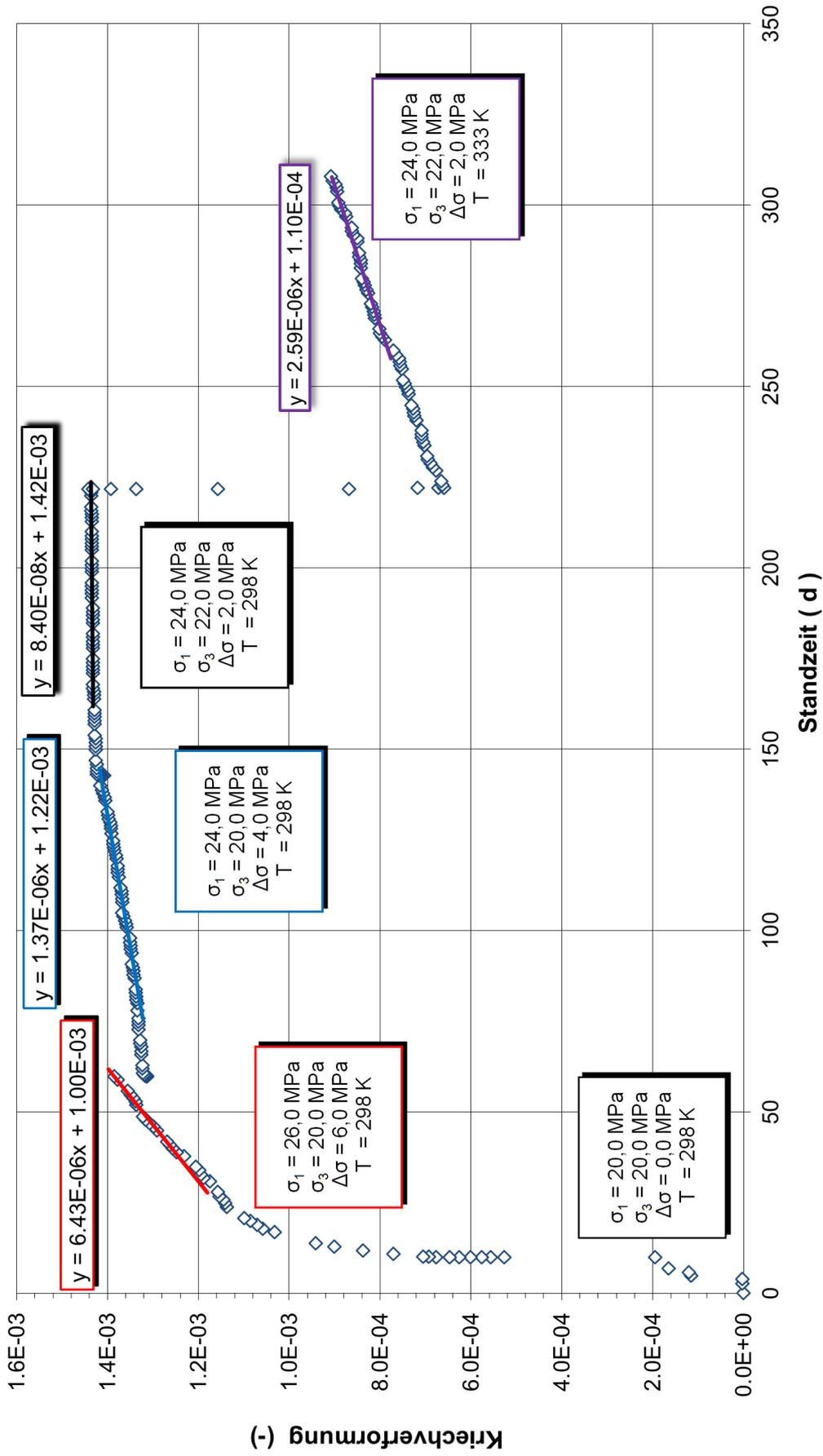


Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

Probendaten der Kriechversuche TCC21 bis TCC32

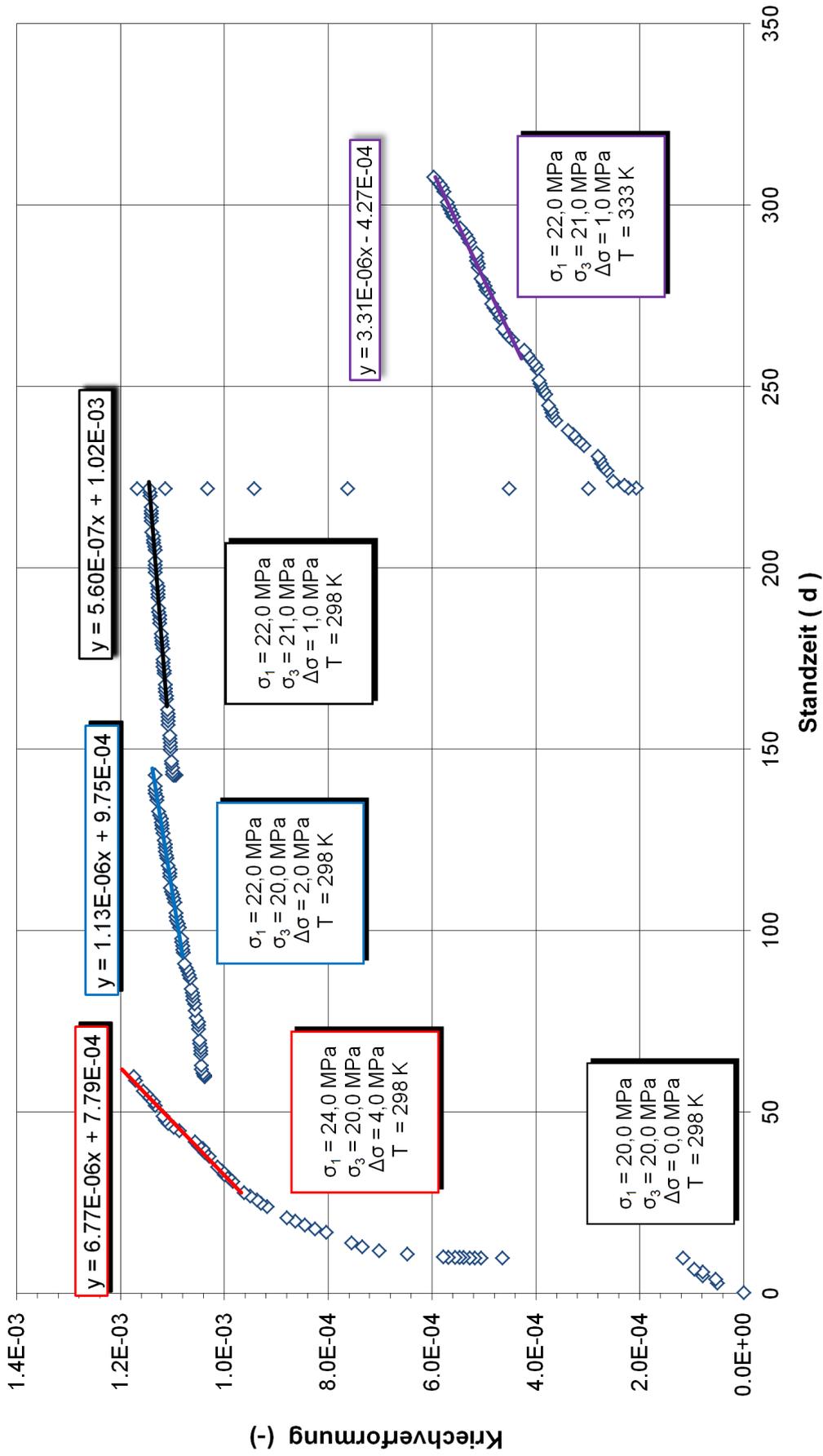
Anhang 1-1





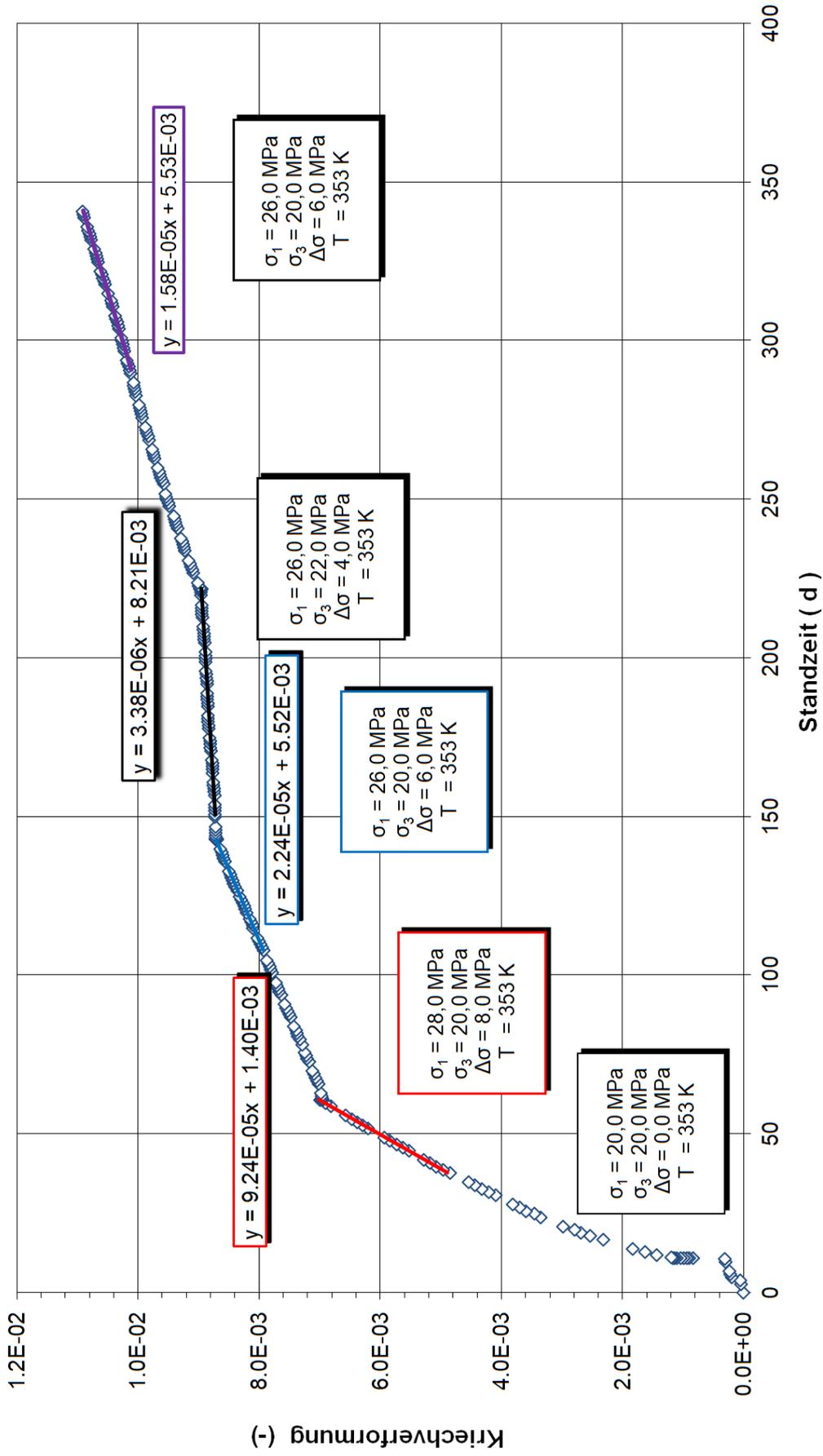
Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/102-5/TCC21 Steinsalz



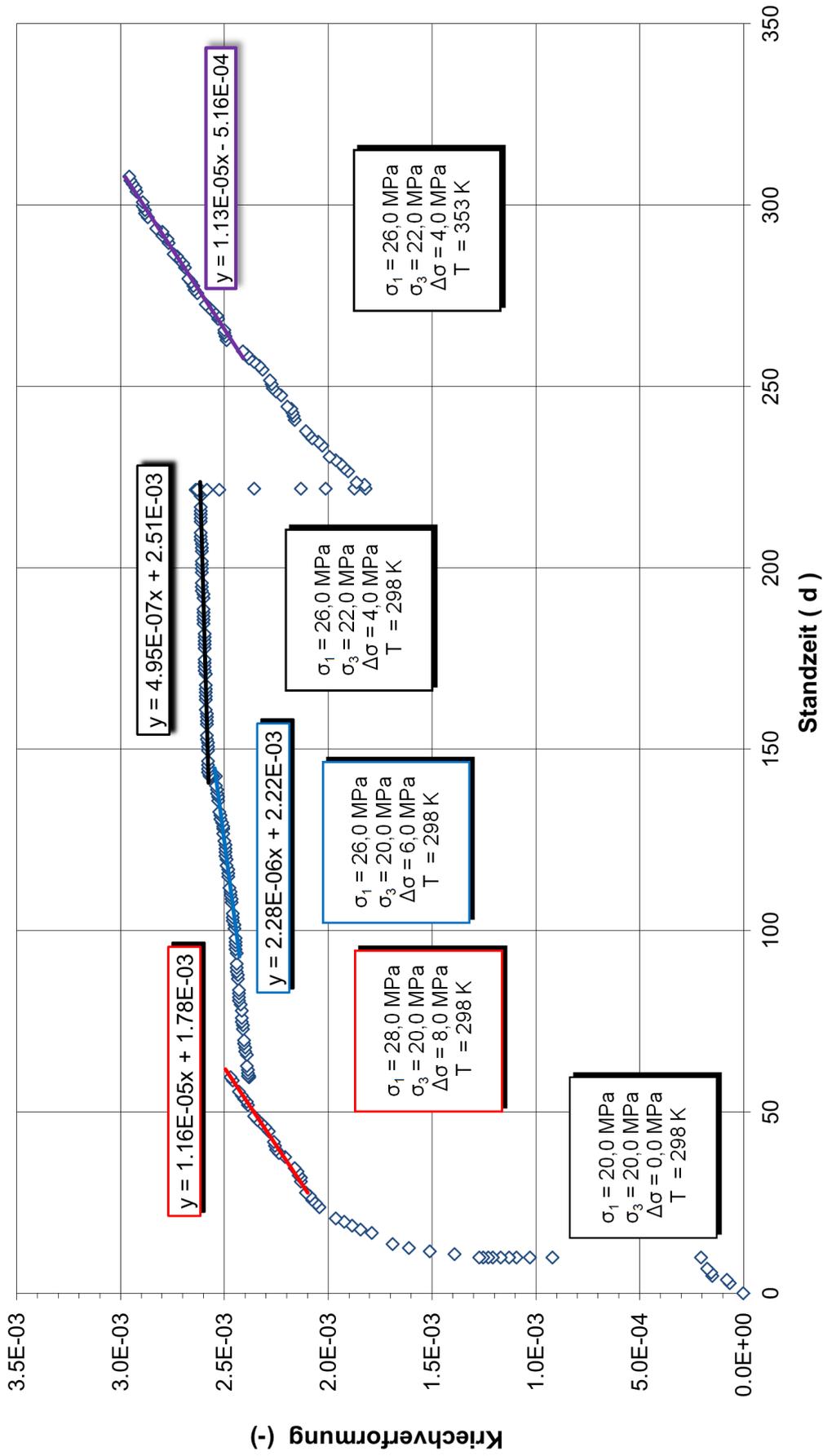


Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/102-5/TCC22 Steinsalz

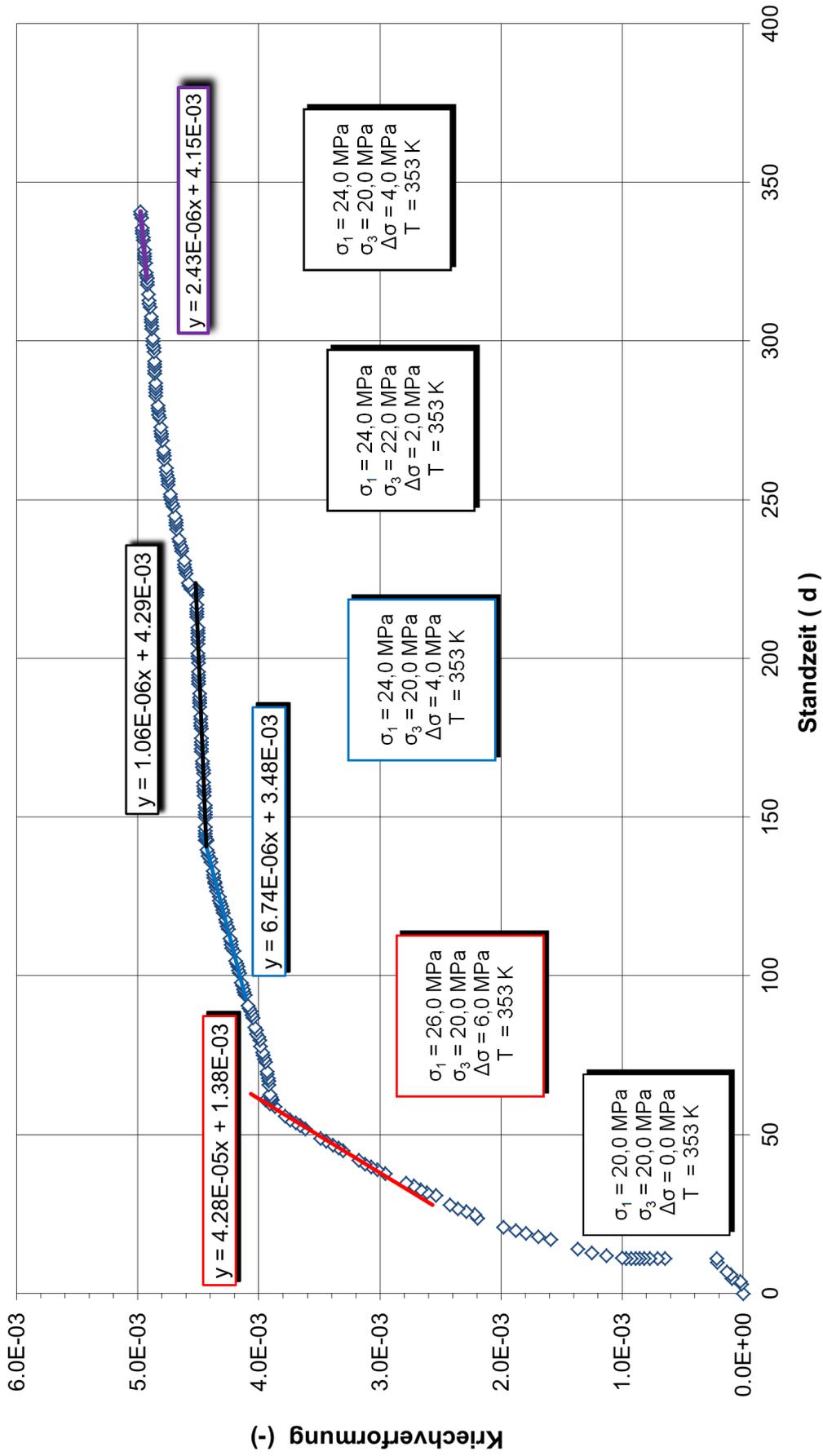




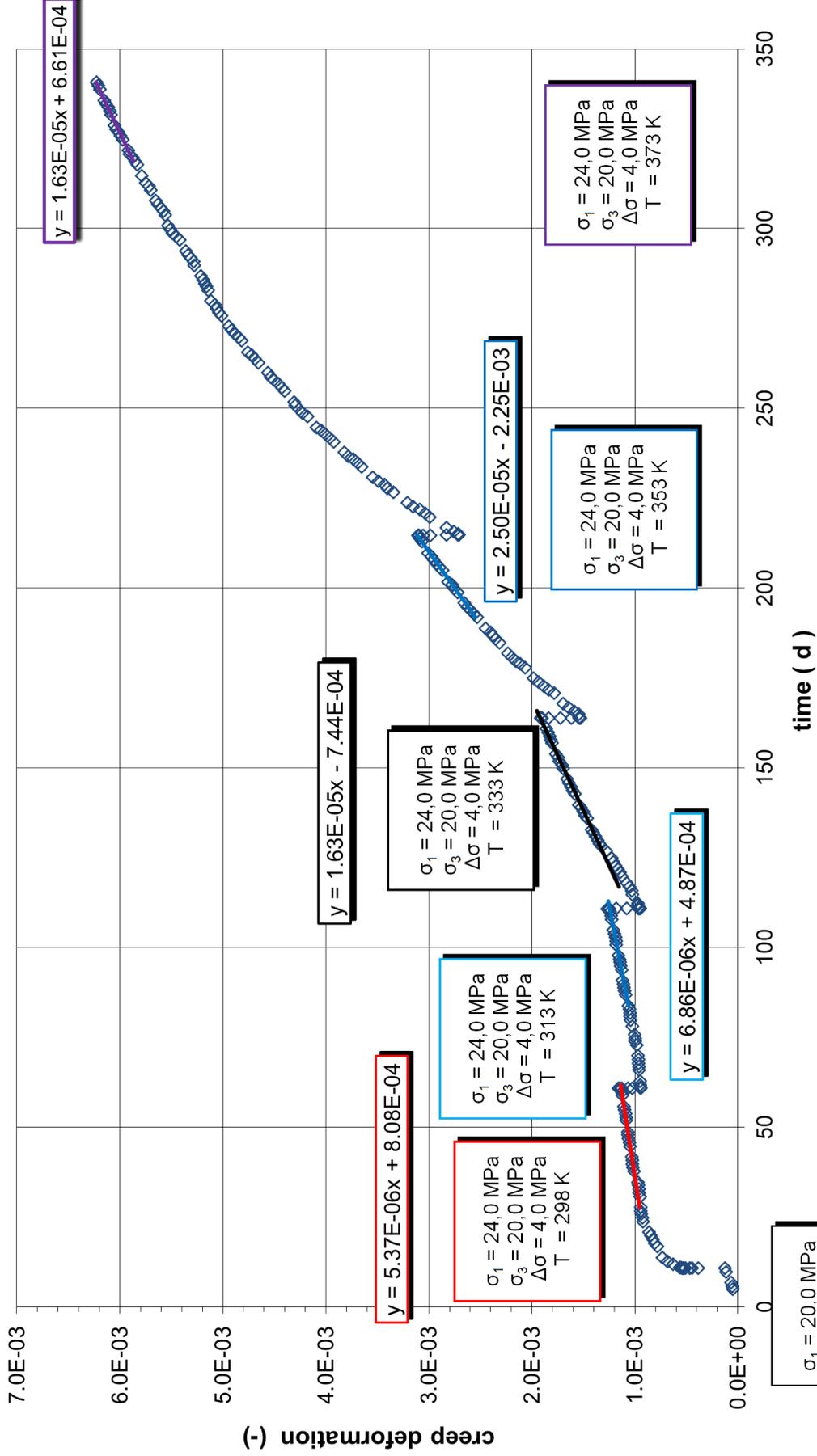
Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/102-5/TCC23 Steinsalz

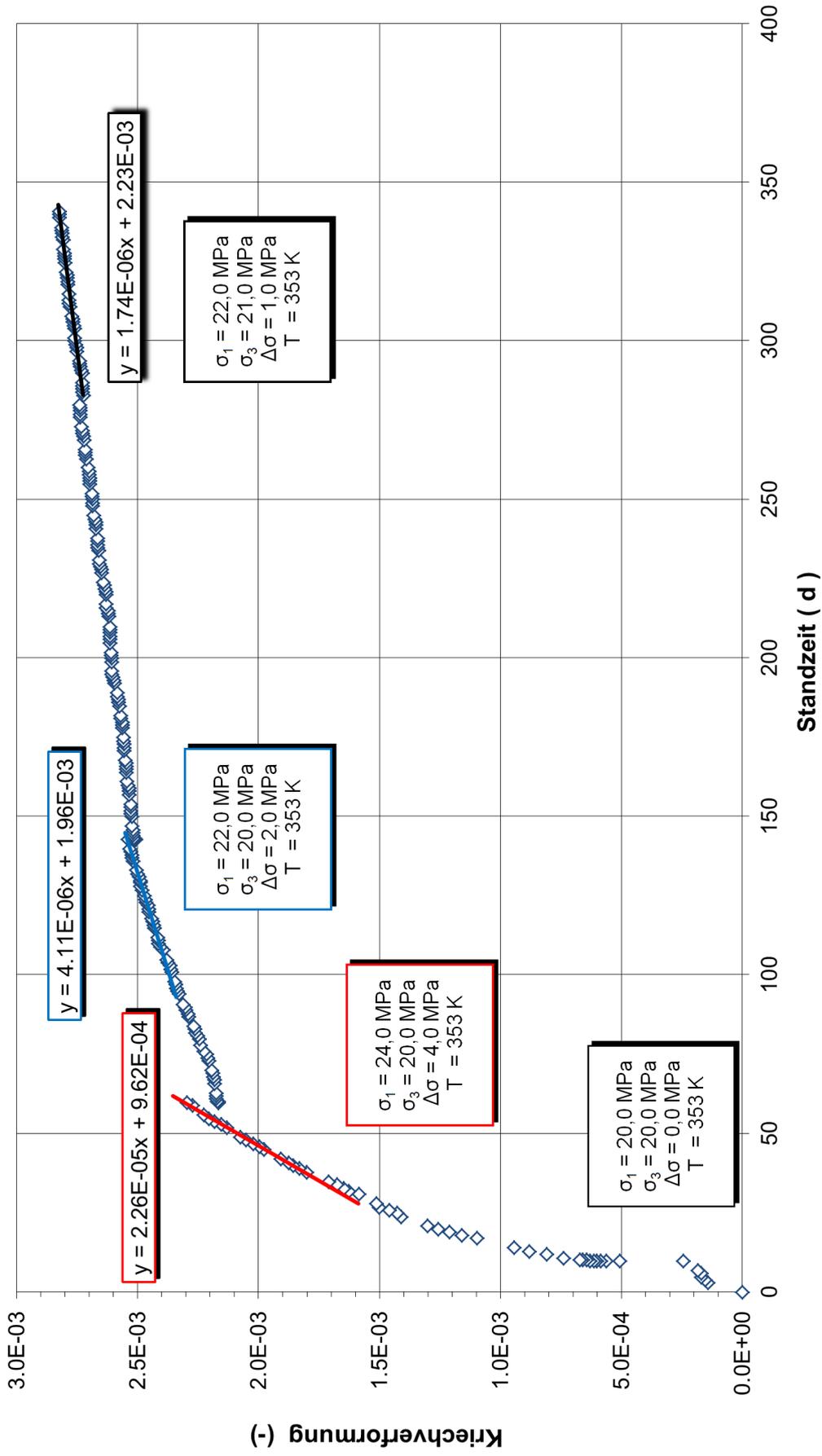


Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/102-5/TCC24 Steinsalz

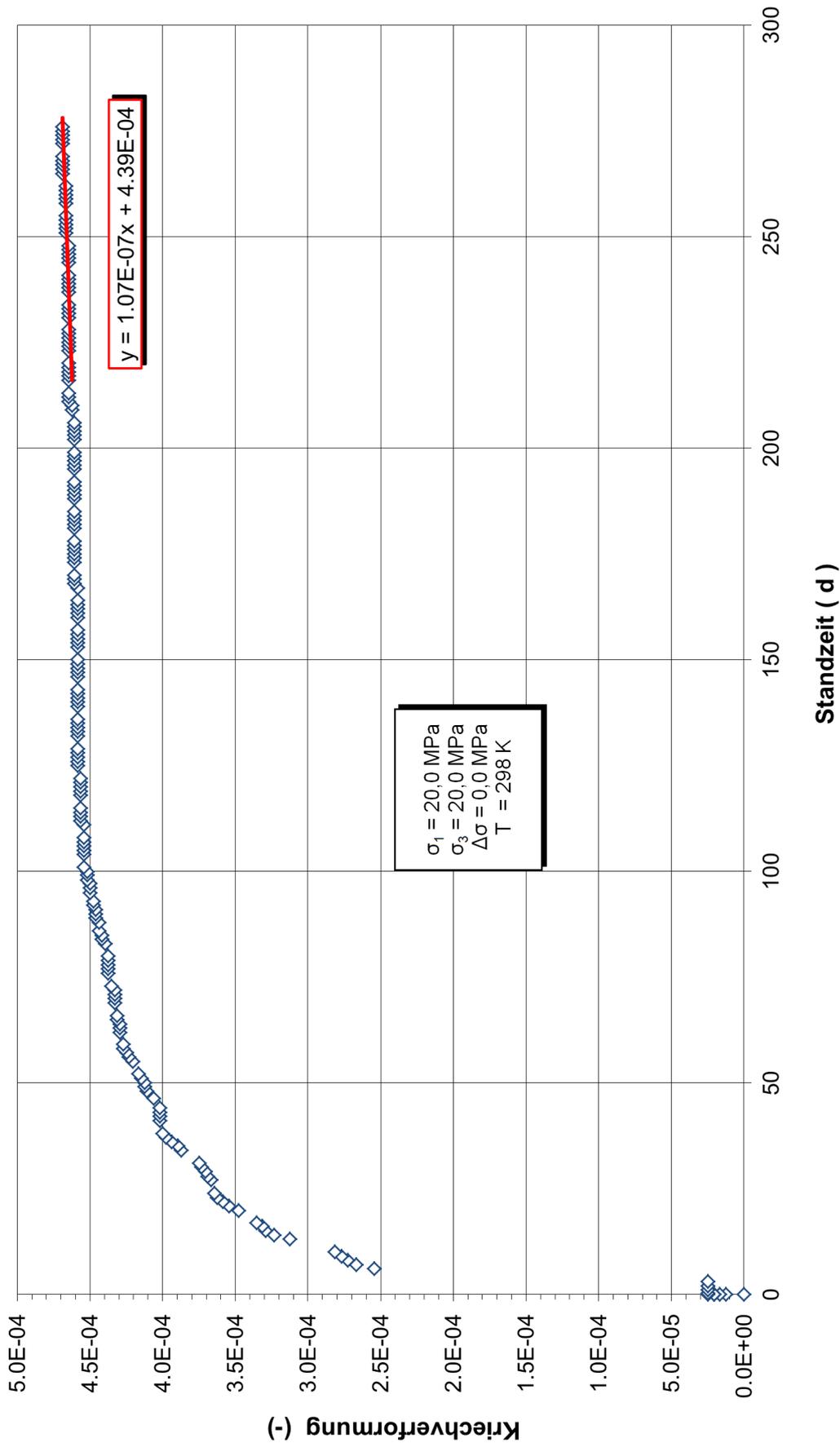


Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/104-4/TCC27 Steinsalz

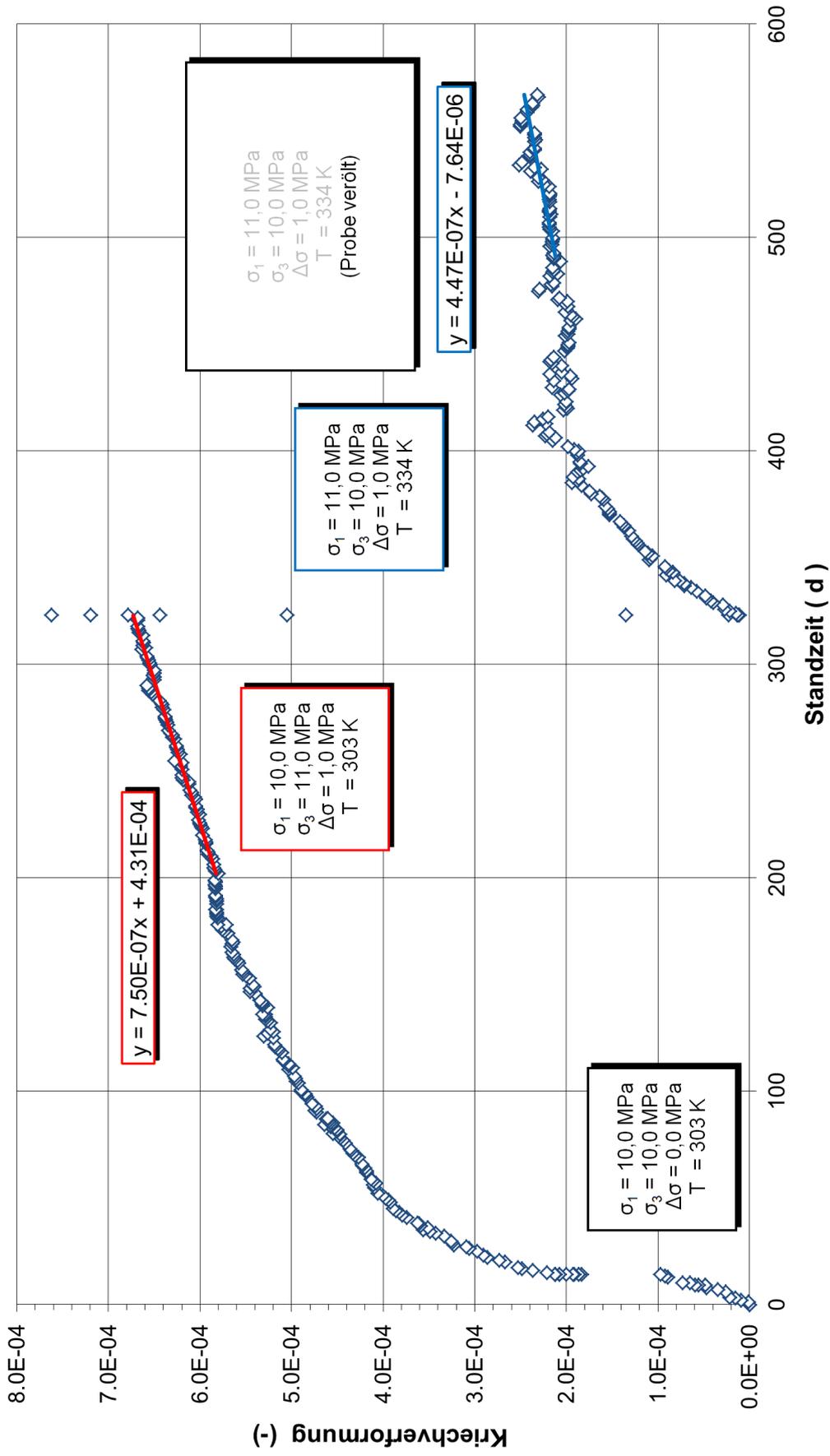




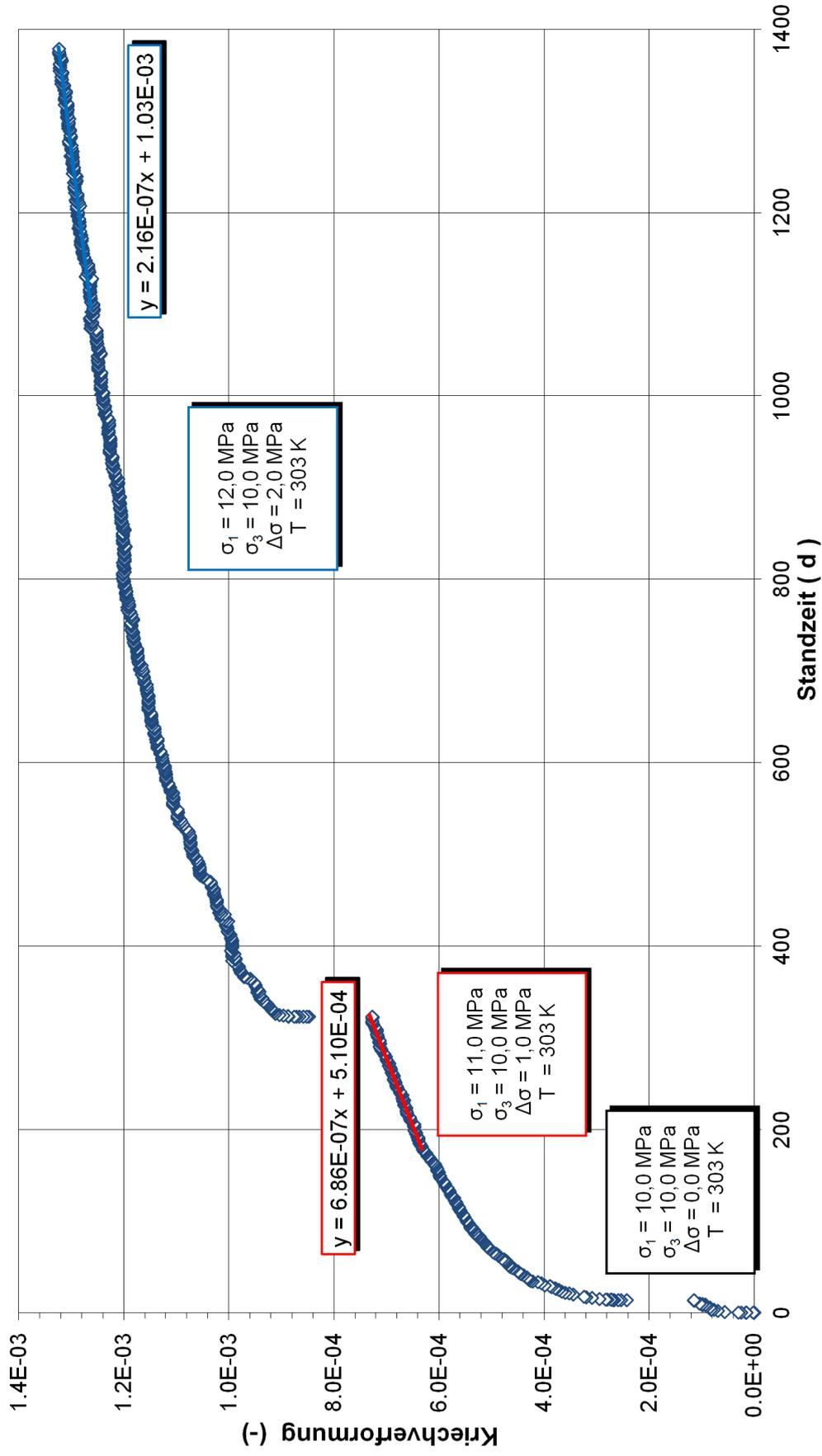
Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/104-4/TCC29 Steinsalz



Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/104-4/TCC30 Steinsalz



Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/108-4/TCC 31 Steinsalz



Projekt: xx/xxxx WIPP-Site clean salt - Probe: 527/108-4/TCC 32 Steinsalz



Zugversuchsmatrix. Die dritte und vierte Spalte geben Manteldruck und erzeugte Dilatanz während der Vorschädigung an.

Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



Vorschädigung			Zugversuch			Anmerkung	
Versuchsnr.	Manteldruck	ε_{vol} (total)	Versuchsnr.	Zugfestigkeit	axiale Bruchverformung		
	MPa	%		MPa	mm	%	
ohne Vorschädigung			HZV1	1.10	0.231	0.128	(unkonsolidiert)
			HZV2	0.89	0.205	0.114	(unkonsolidiert)
			HZV3	1.03	0.231	0.128	(unkonsolidiert)
			HZV11	0.73	0.384	0.213	(konsolidiert)
TC6	0.2	0.11	HZV8	0.47	0.135	0.075	TC-Versuch im Nachbruchbereich
TC11	0.2	2.30	HZV13	0.26	0.198	0.110	
TC12	0.2	0.07	HZV10	0.29	0.167	0.093	
TC13	0.2	7.11	HZV14	0.12	0.100	0.056	
TC23	0.2	1.05	HZV26	0.55	0.289	0.161	
TC1	0.5	0.41	HZV4	0.57	0.446	0.248	TC-Versuch im Nachbruchbereich
TC14	0.5	3.34	HZV15	0.37	0.138	0.077	
TC2	0.5	1.23	HZV5	0.60	0.507	0.282	
TC8	1	0.22	HZV9	0.06			Bei Einbau gebrochen
TC15	1	1.70	HZV16	0.50	0.199	0.111	TC-Versuch im Nachbruchbereich
TC18	1	0.63	HZV19	0.76	0.596	0.331	
TC20	1	1.73	HZV22	0.74	0.562	0.312	
TC22	1	6.41	HZV27	0.41	0.354	0.197	
TC24	1	8.41	HZV25	0.38	0.189	0.105	
TC25	1	0.91	HZV23	0.36	0.157	0.087	
TC26	1	1.55	HZV24	0.41	0.107	0.059	
TC27	1	2.12	HZV29	0.63	0.593	0.329	
TC28	1	3.12	HZV28	0.46	0.313	0.174	
TC3	3	0.81	HZV6	0.67	0.489	0.272	
TC16	3	1.68	HZV17	0.75	0.246	0.137	
TC4	3	2.48	HZV7	1.10	0.291	0.162	
TC21	3	7.70	HZV20	0.16	0.468	0.260	
TC30	3	2.15	HZV31	0.91	0.600	0.333	
TC31	3	3.23	HZV32	0.54	0.568	0.316	
TC32	3	0.61	HZV33	0.47	0.390	0.217	
TC10	5	0.38	HZV12	0.44	0.486	0.270	TC-Versuch im Nachbruchbereich
TC17	5	1.40	HZV18	0.82	0.278	0.154	
TC19	5	2.45	HZV21	0.73	0.673	0.374	
TC29	5	3.14	HZV30	0.59	0.420	0.233	



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



Triaxialversuch TC30, Manteldruck 3 MPa: Prüfkörper vorher
(links) und nachher (rechts, Dilatanz 2,15 %)

Anhang 2-2

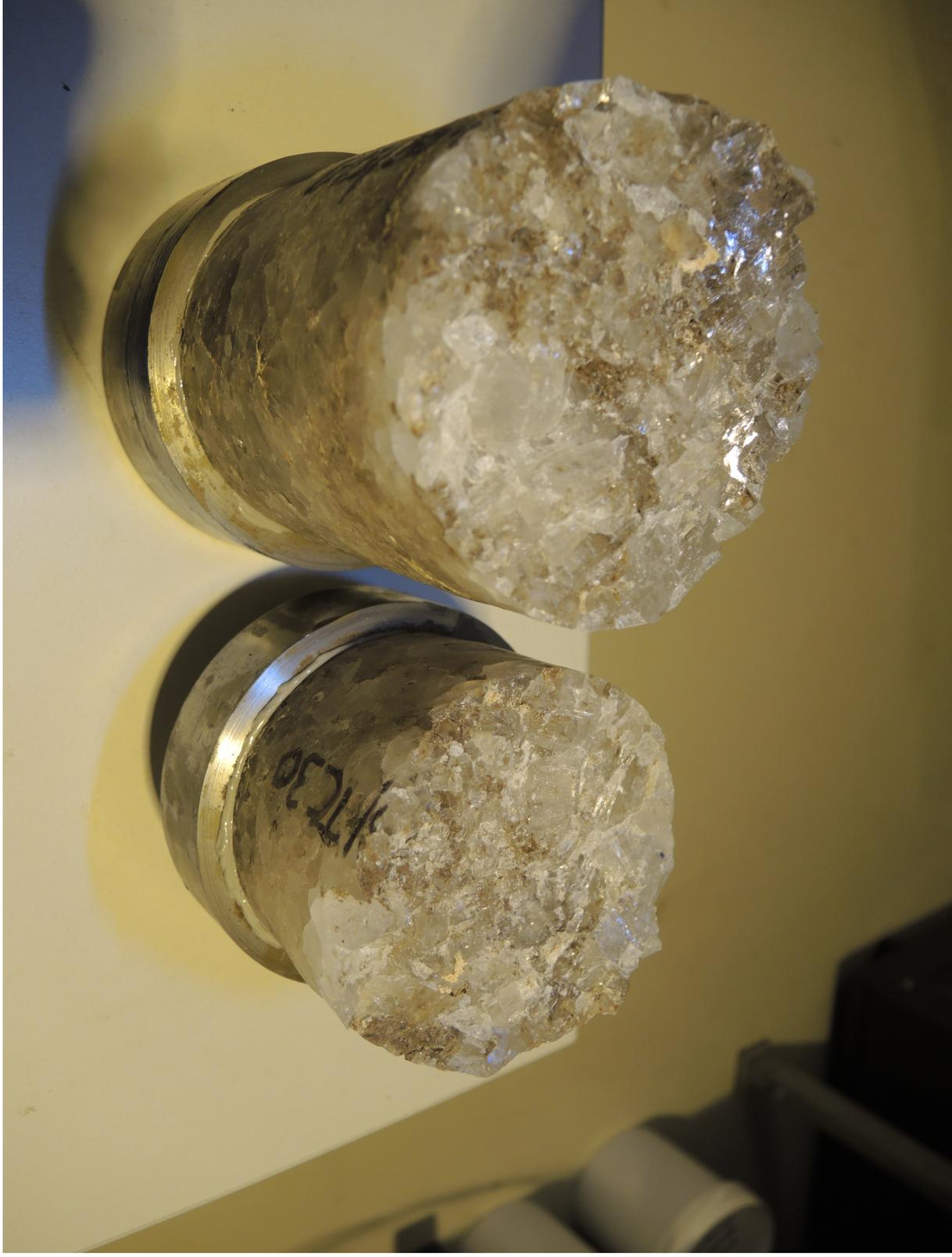


Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



Haftzugversuch HZV31 an vorgeschädigtem Prüfkörper
(TC30) vor und nach Zugbruch

Anhang 2-3

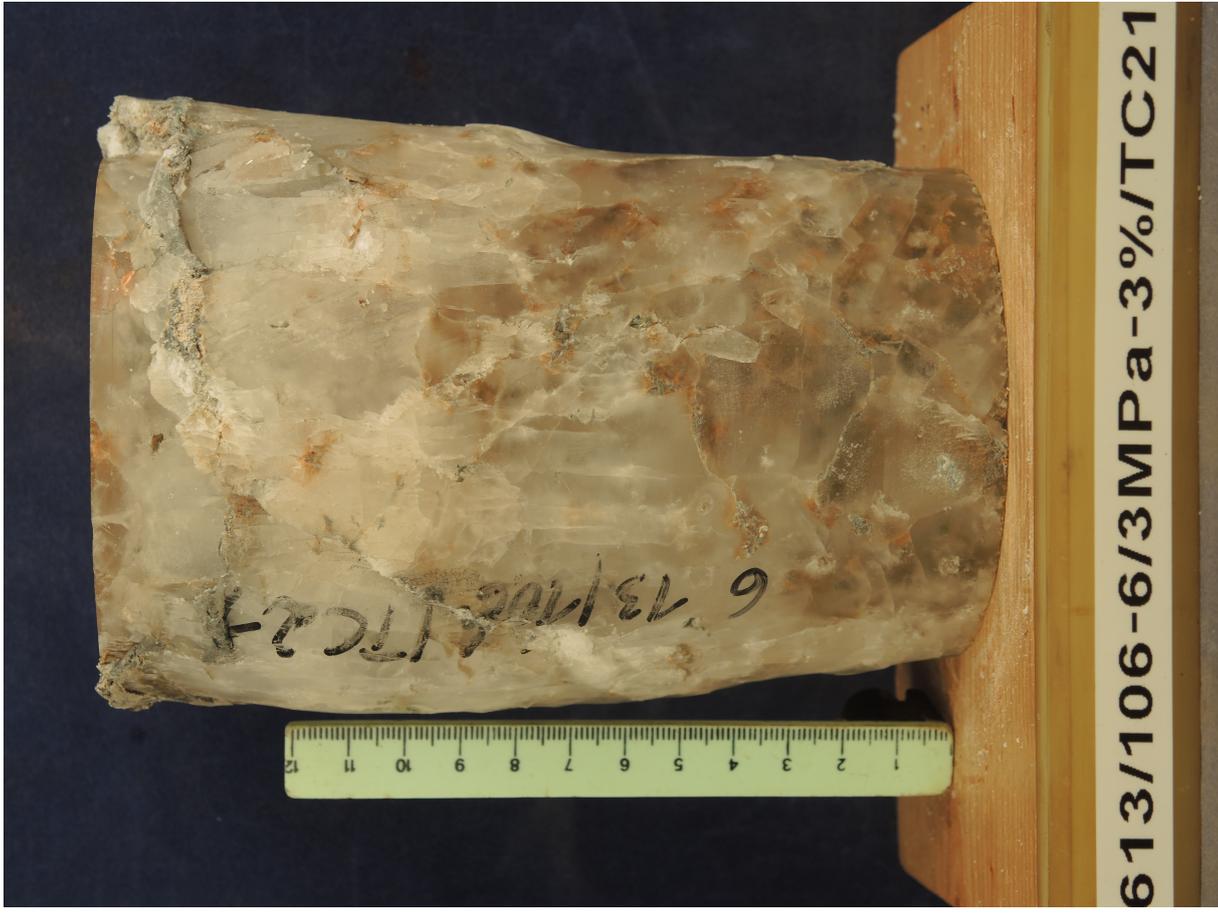
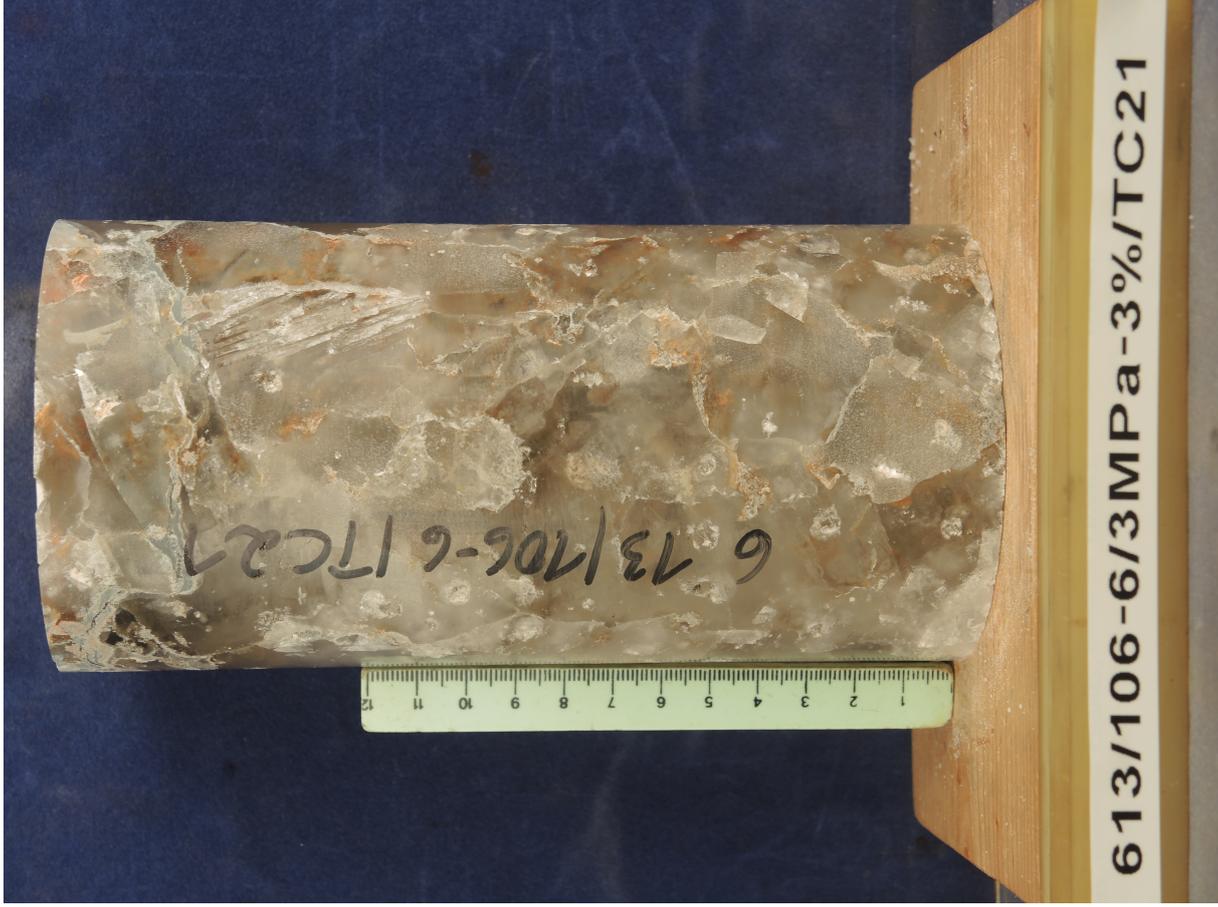


Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



**Haftzugversuch HZV31 an vorgeschädigtem Prüfkörper
(TC30) nach Zugbruch: Bruchflächen.**

Anhang 2-4



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



Triaxialversuch TC21, Manteldruck 3 MPa: Prüfkörper vorher
(links) und nachher (rechts, Dilatanz 7,7 %).

Anhang 2-5

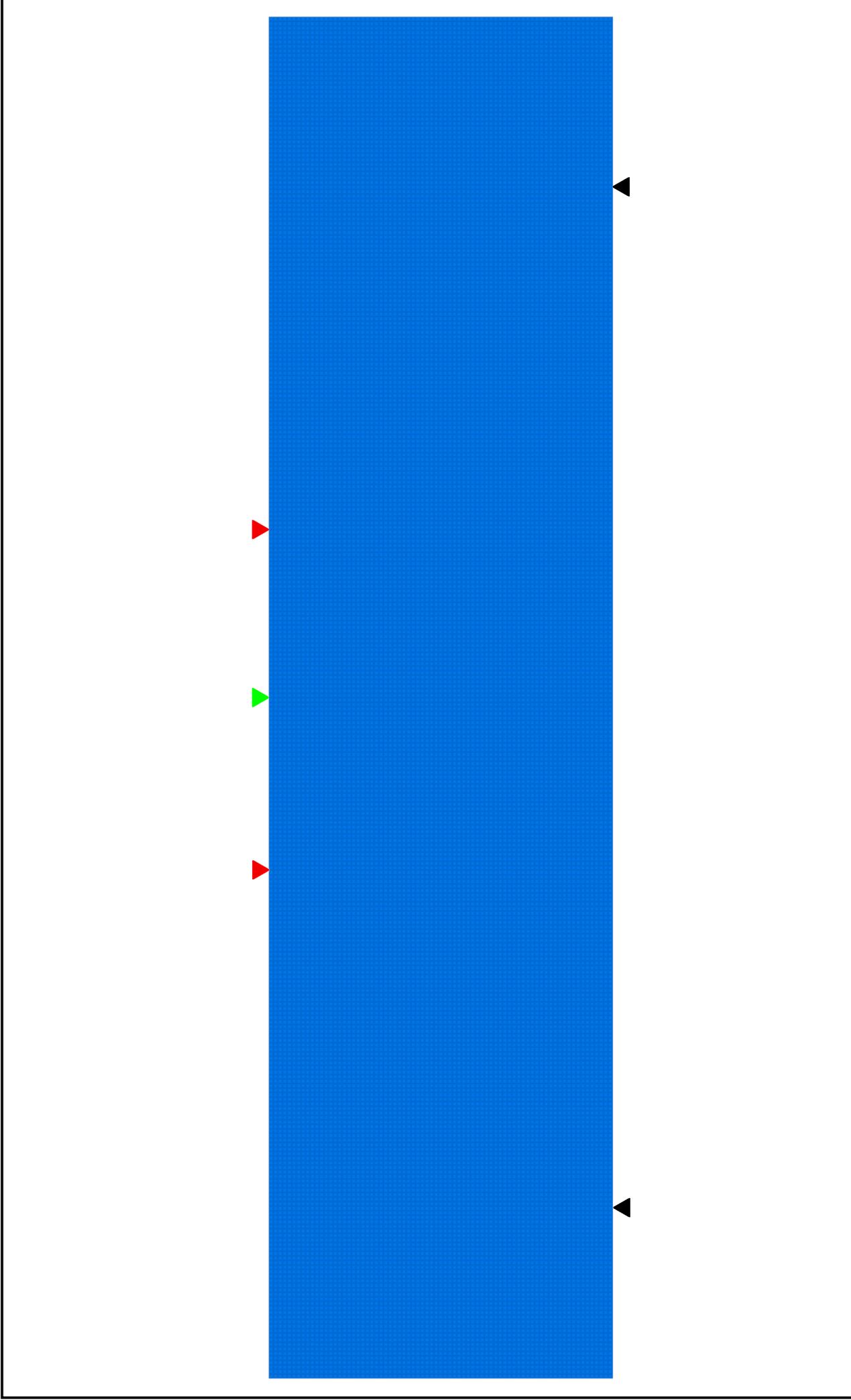


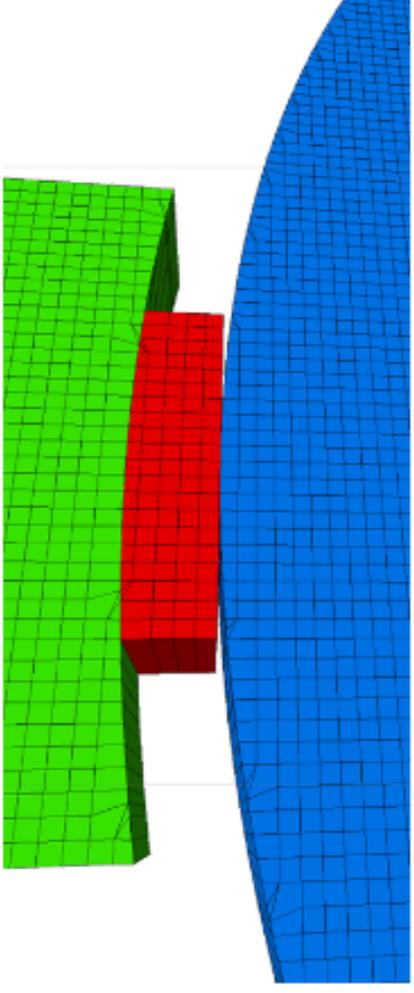
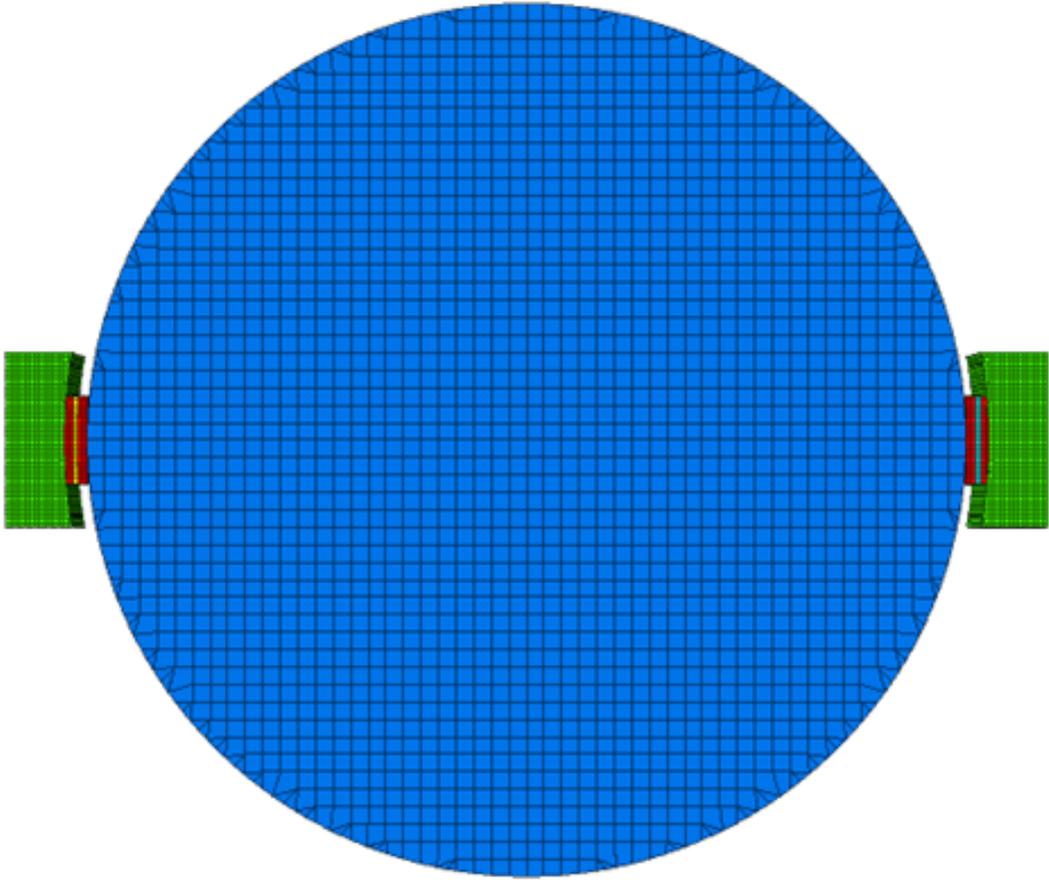
Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



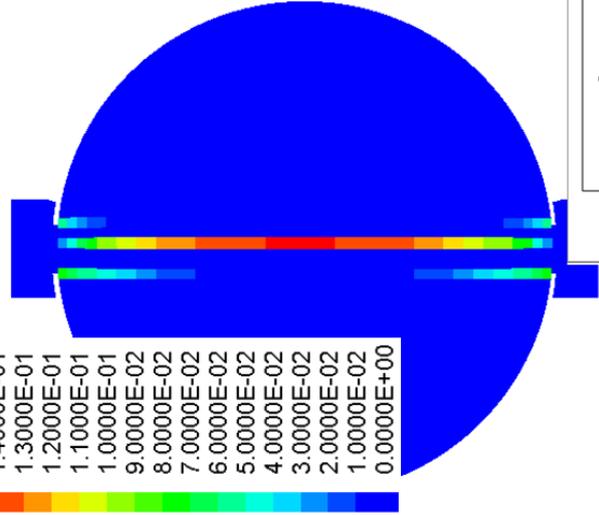
Haftzugversuch HZV20 an vorgeschädigtem Prüfkörper
(TC21) vor und nach Zugbruch. Der Riss verlief im
Wesentlichen entlang einer Tonlage.

Anhang 2-6

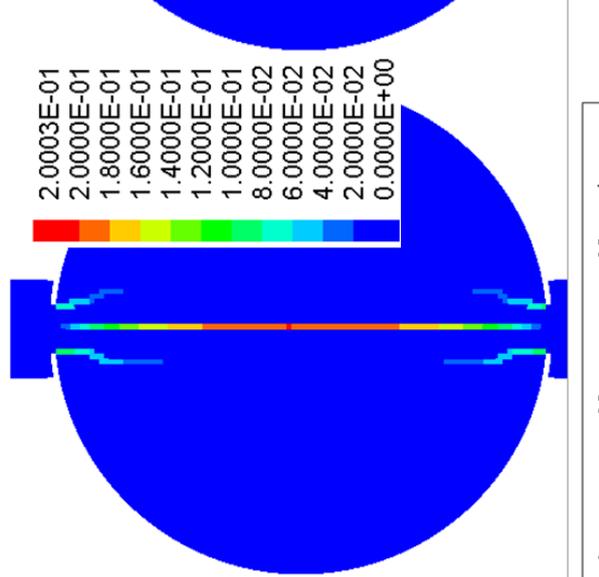




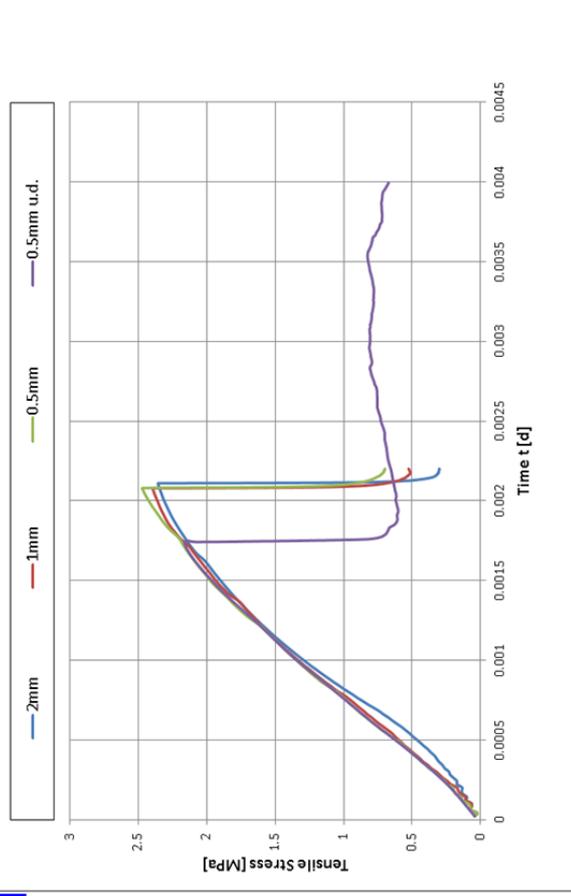
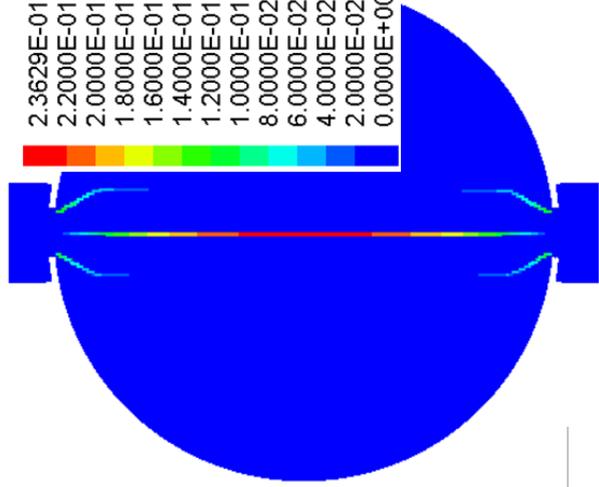
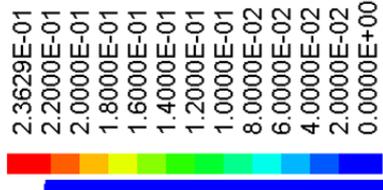
2mm x 2mm

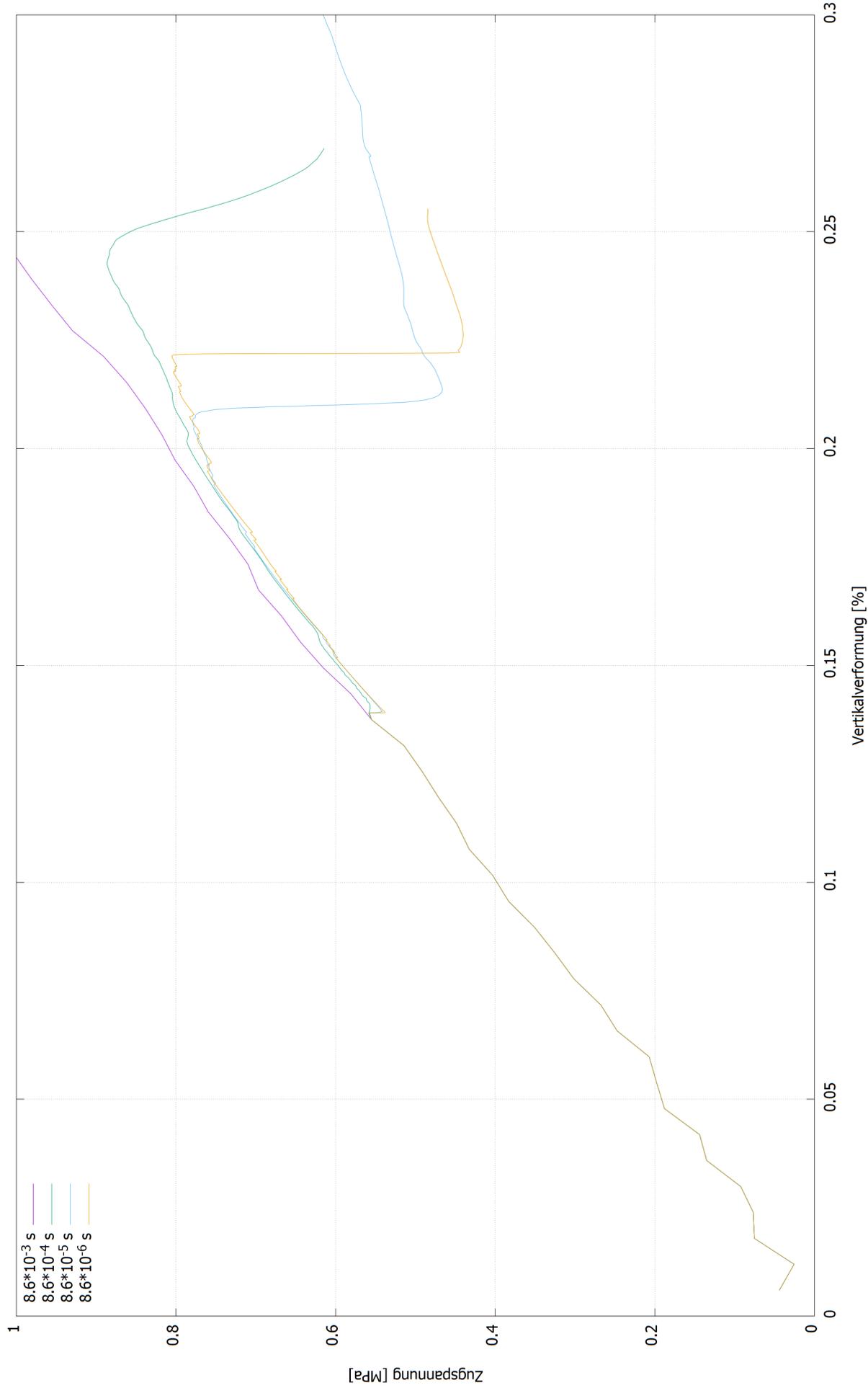


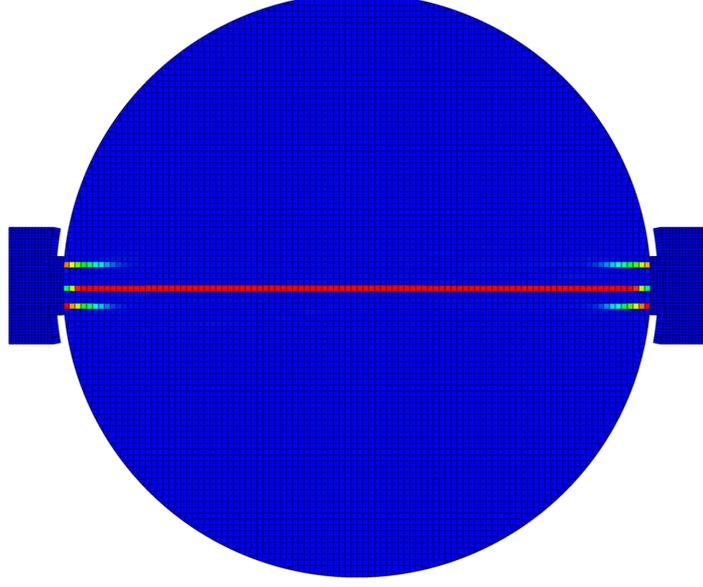
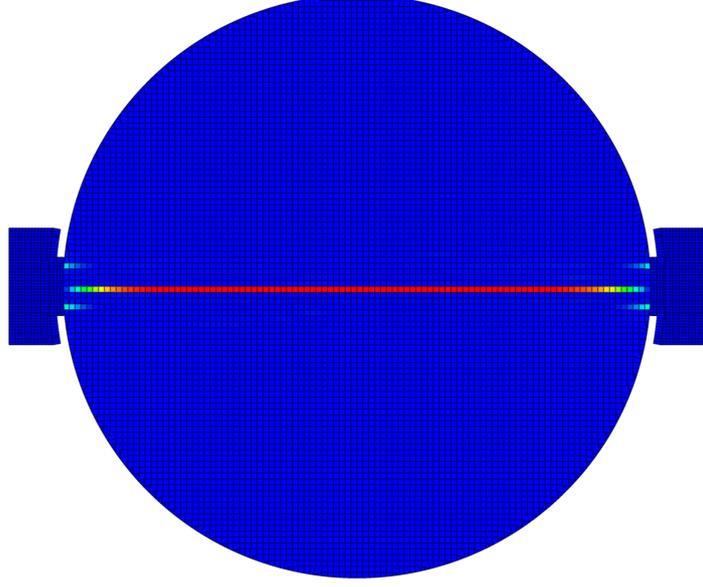
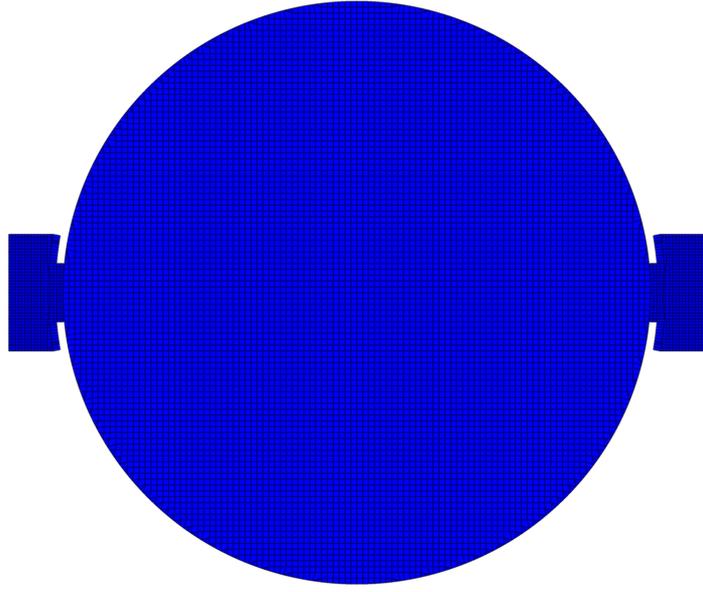
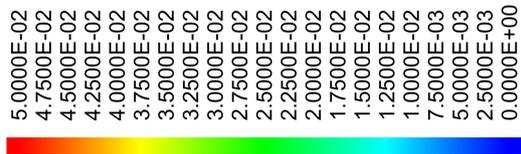
1mm x 1mm



0,5mm x 0,5mm



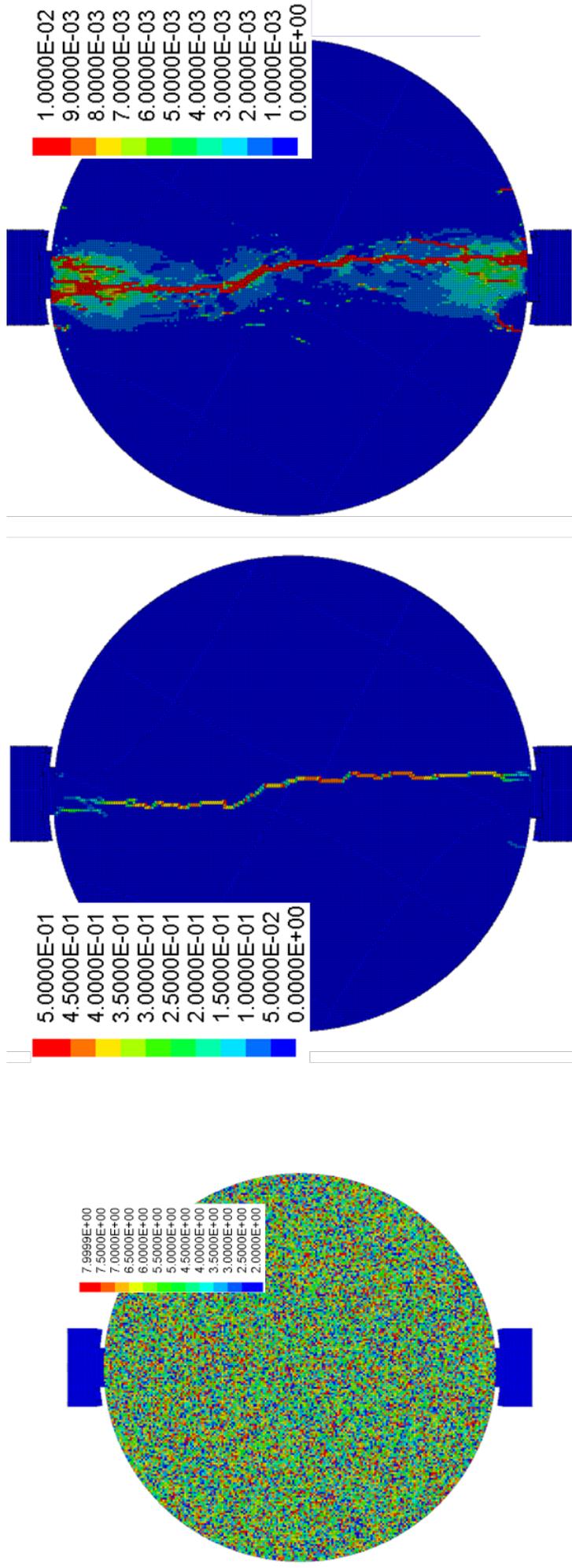




Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

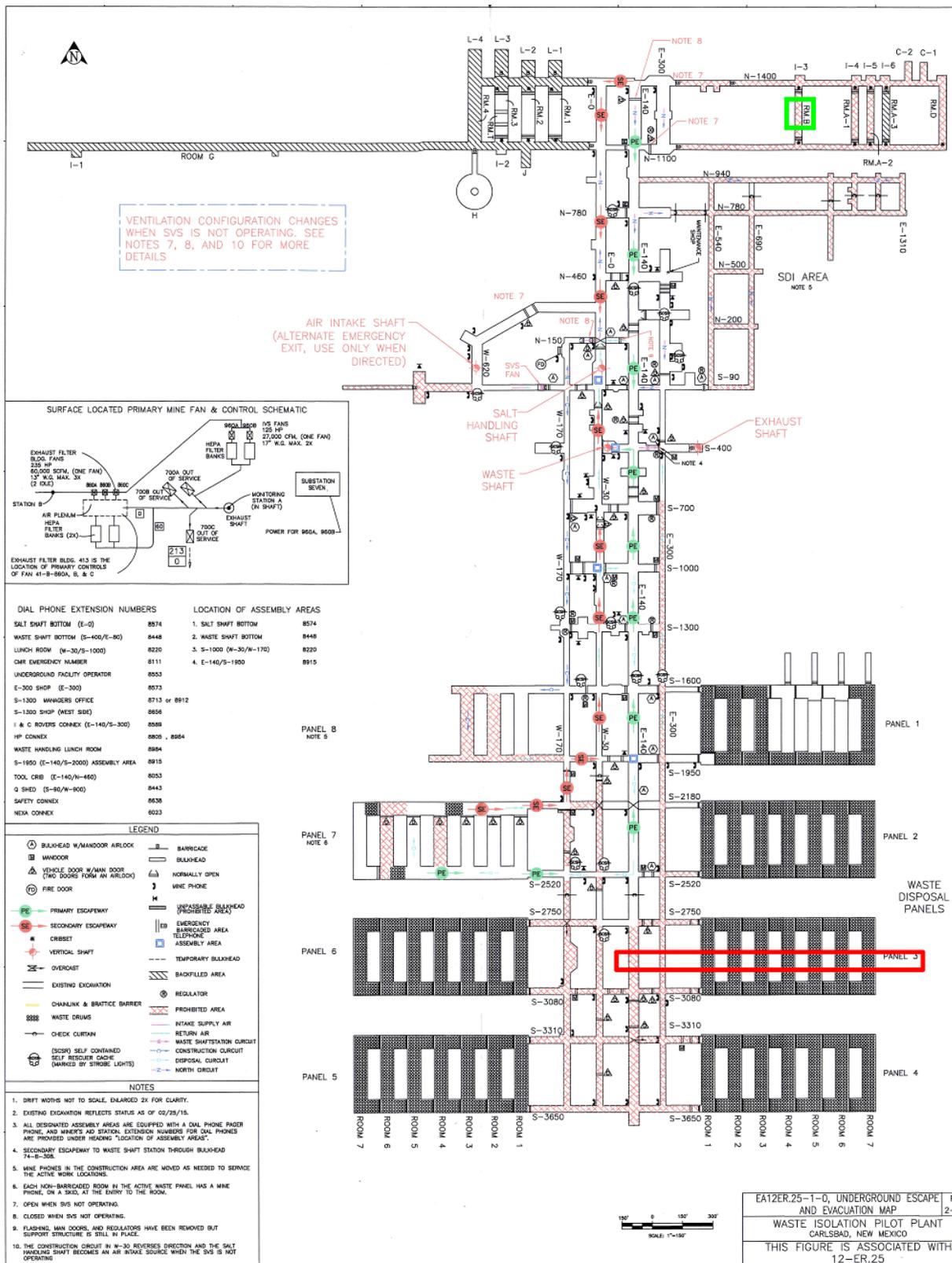
**Simulation des Spaltzugversuchs im Minkley-Modell:
 Plastische Zugverformung vor und nach dem Bruch.**

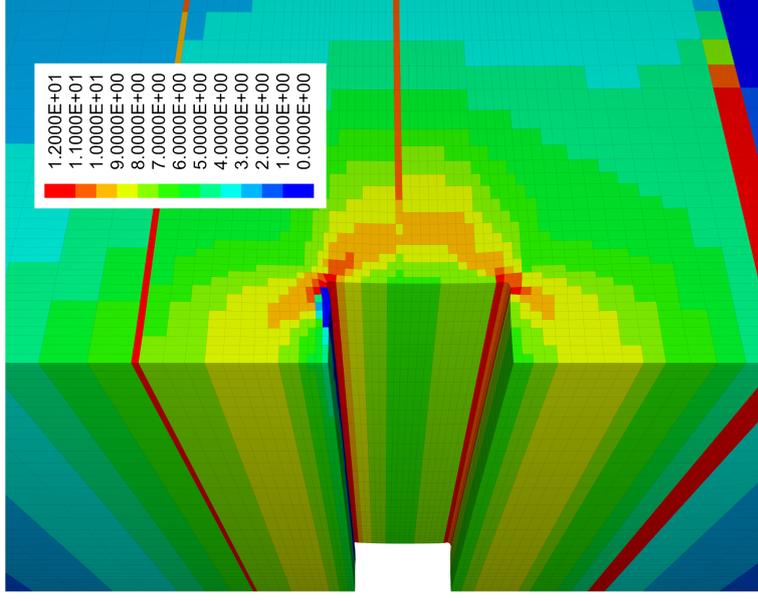
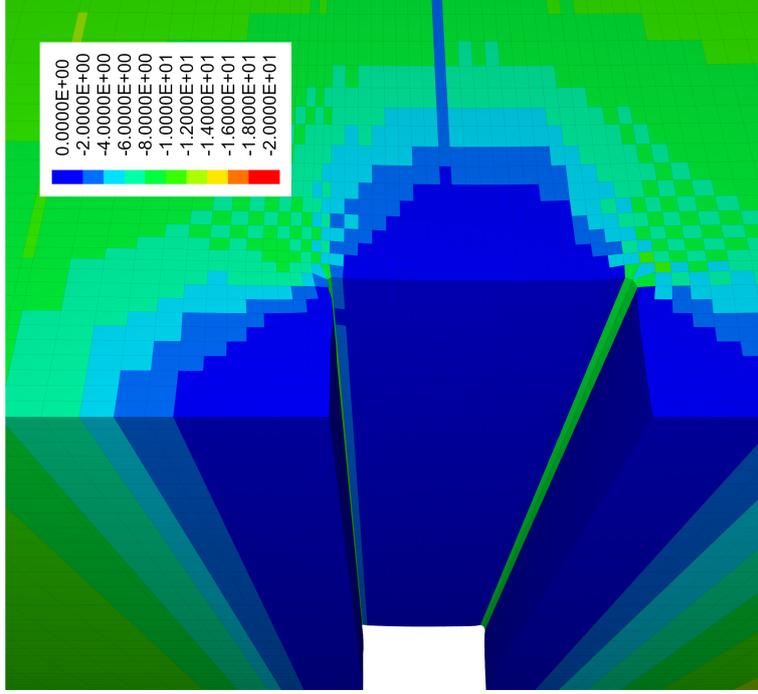
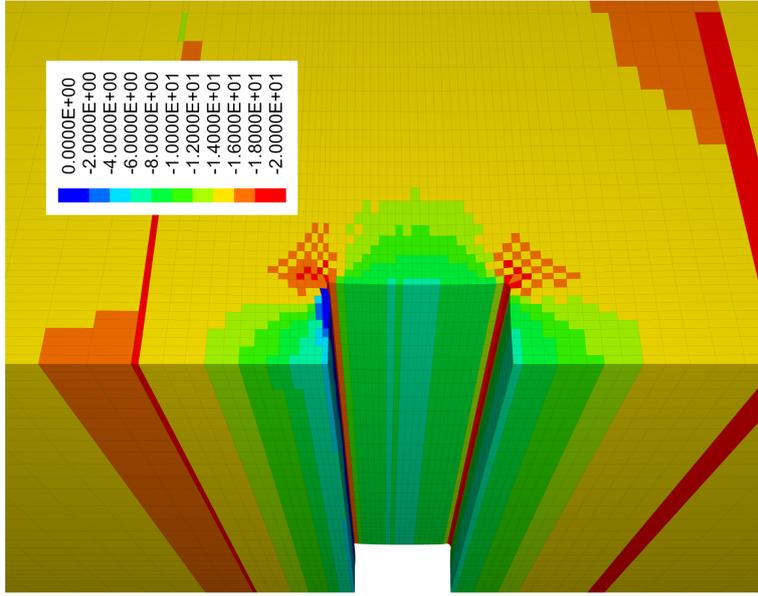
Anhang 3-5



Grubenriss der WIPP Site. Angezeigt in grün Room B (als Vorbild für den VD I) und in rot ein Einlagerungsbereich mit Hauptstrecken (VD II)

Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

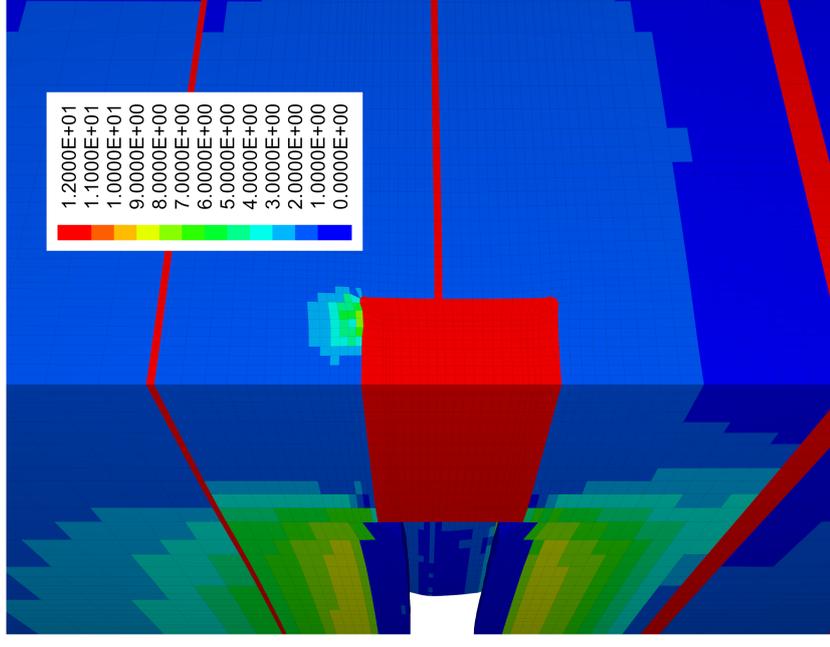
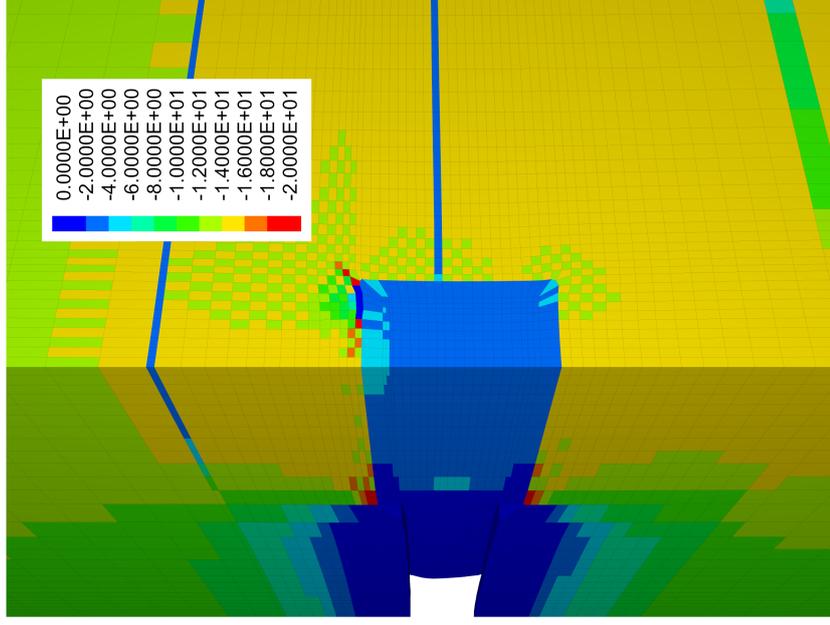
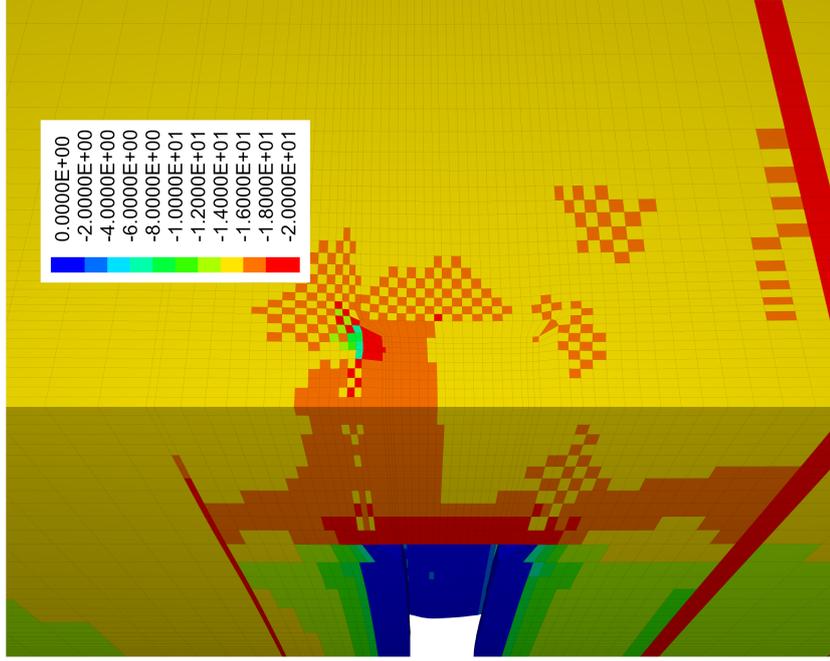




Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator, GS-Modell, $t=30$ a: Maximale Hauptspannung, minimale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts, in MPa)

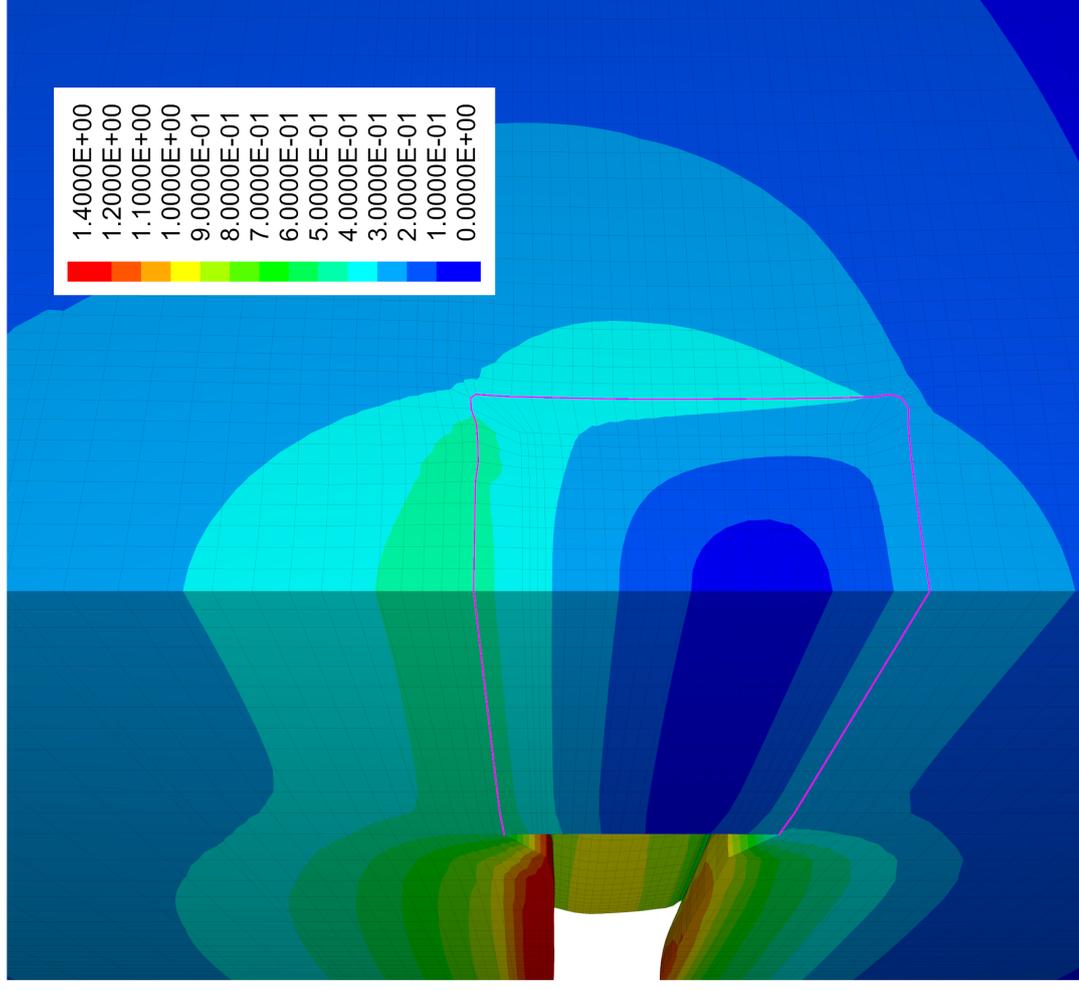
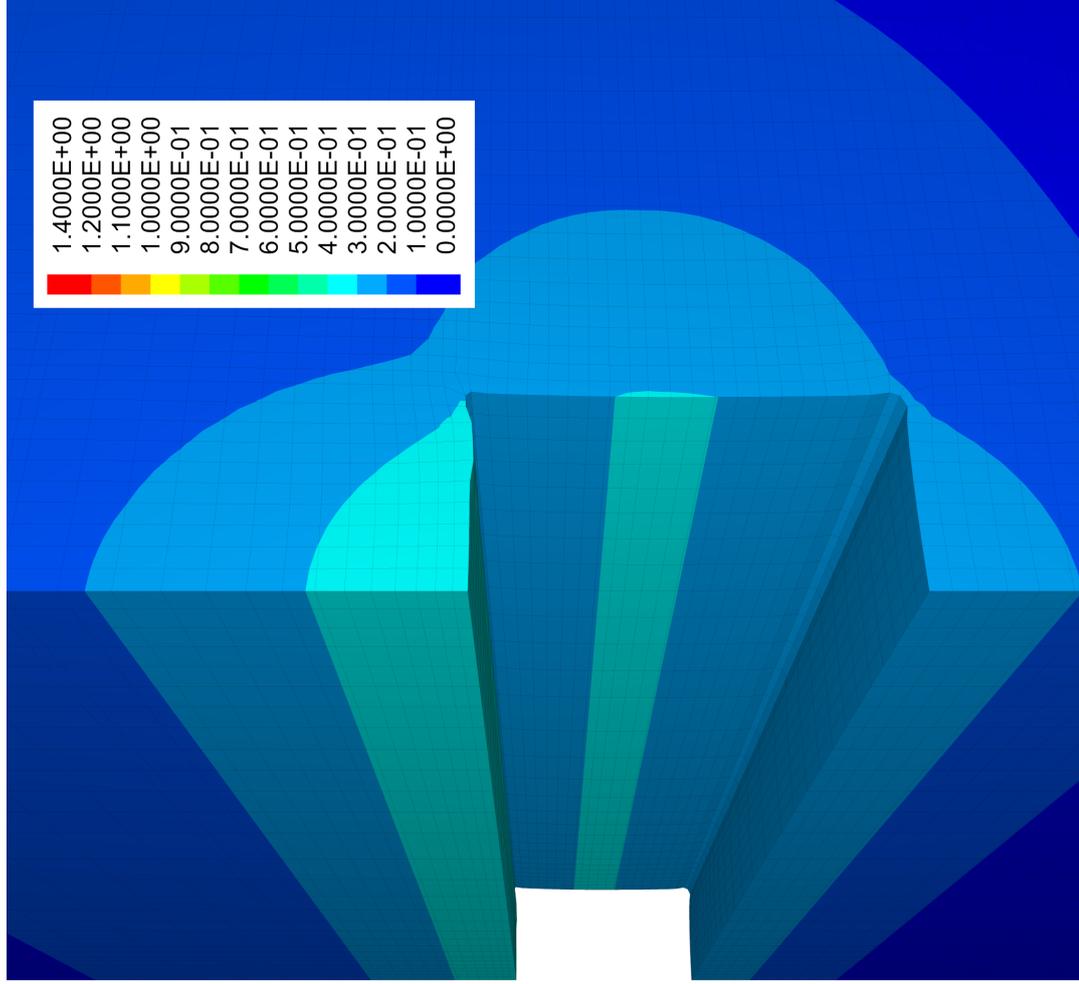
Anhang 4-2

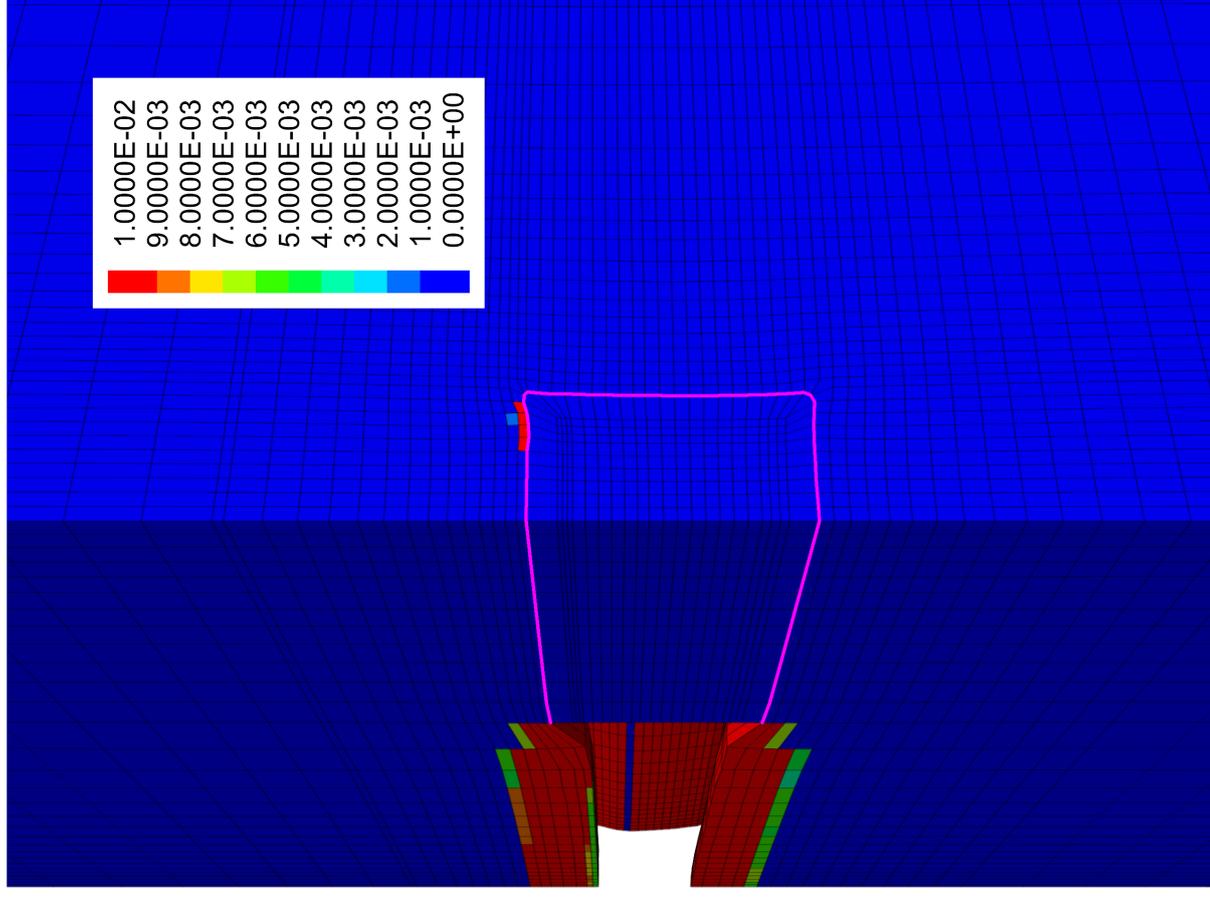
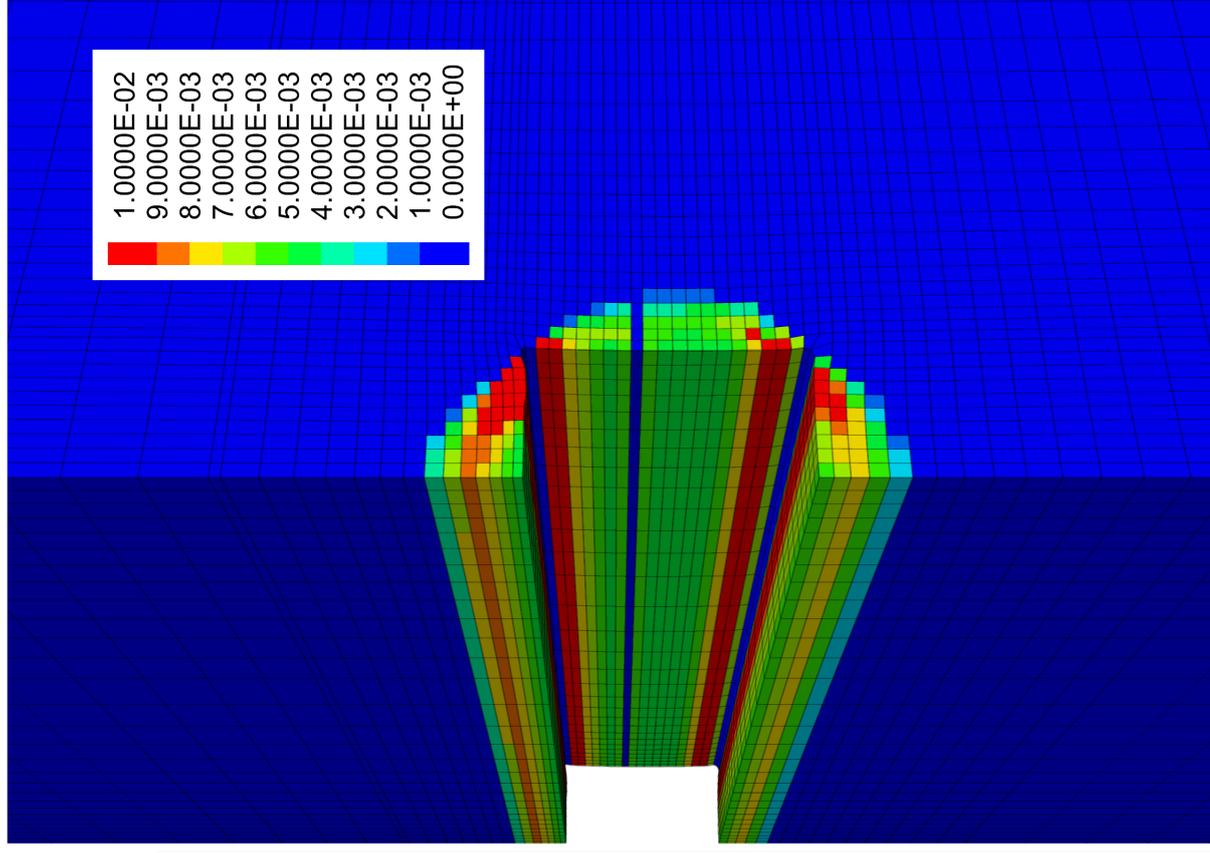


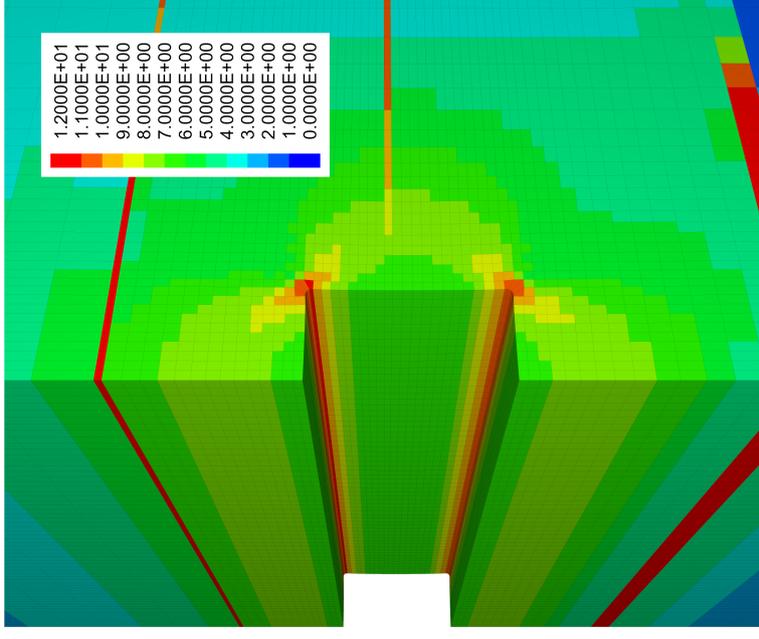
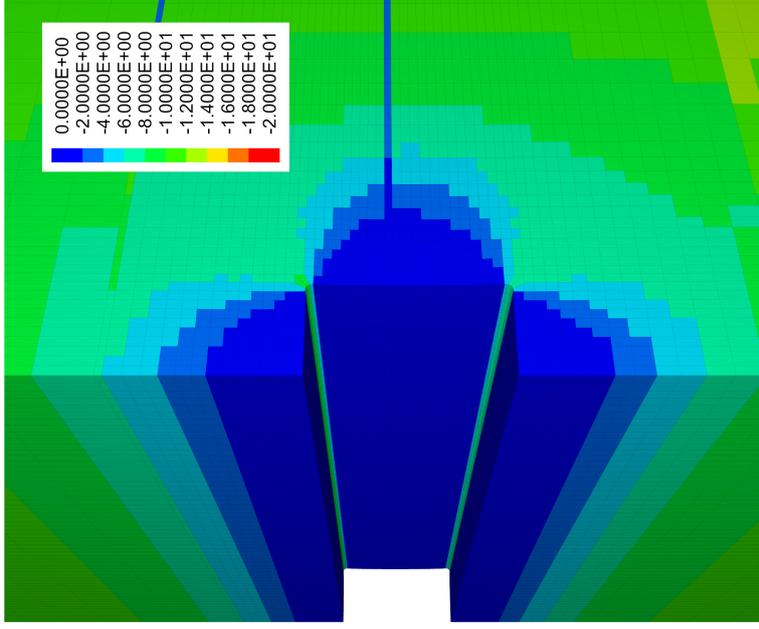
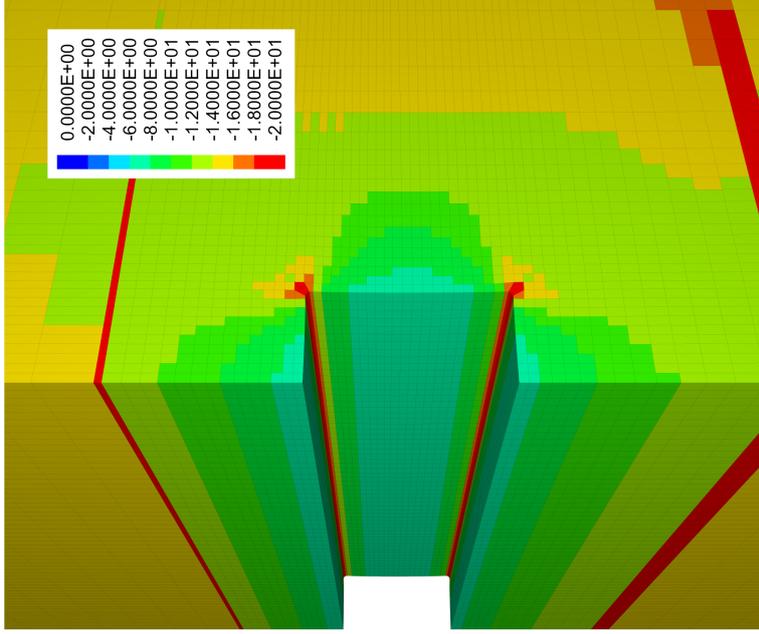
Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator, GS-Modell, $t = 100$ a: Maximale Hauptspannung, minimale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts, in MPa)

Anhang 4-3



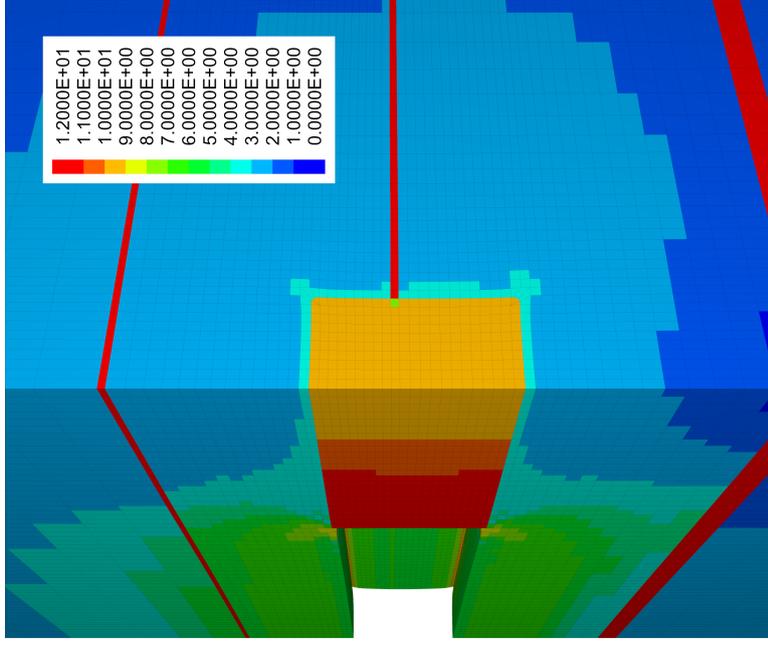
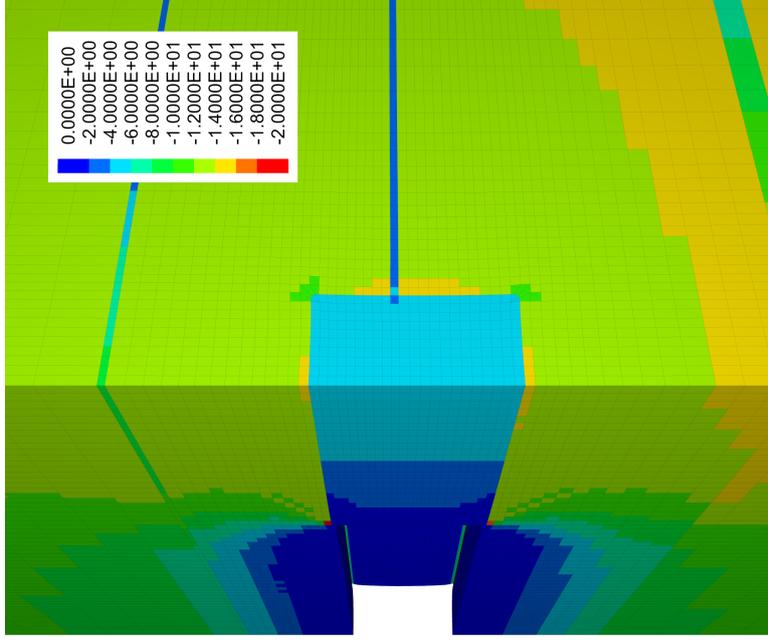
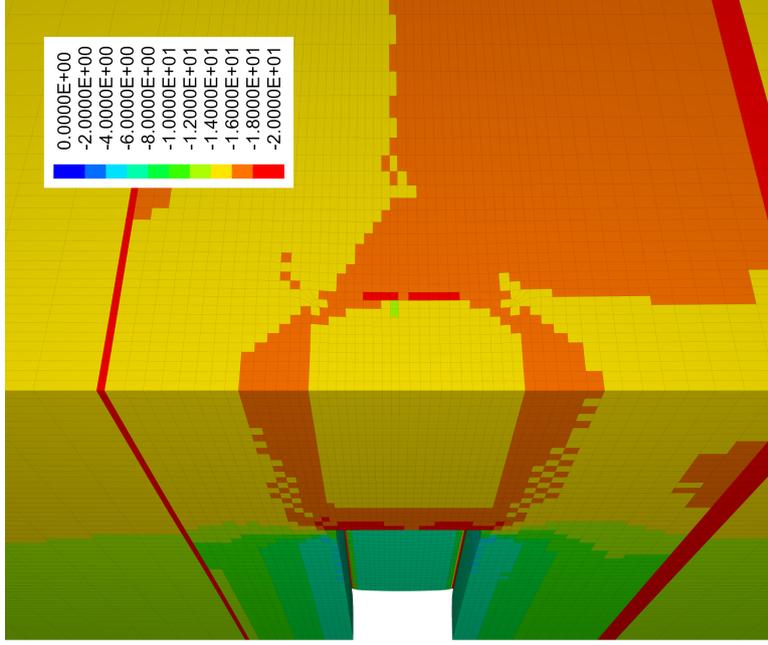




Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

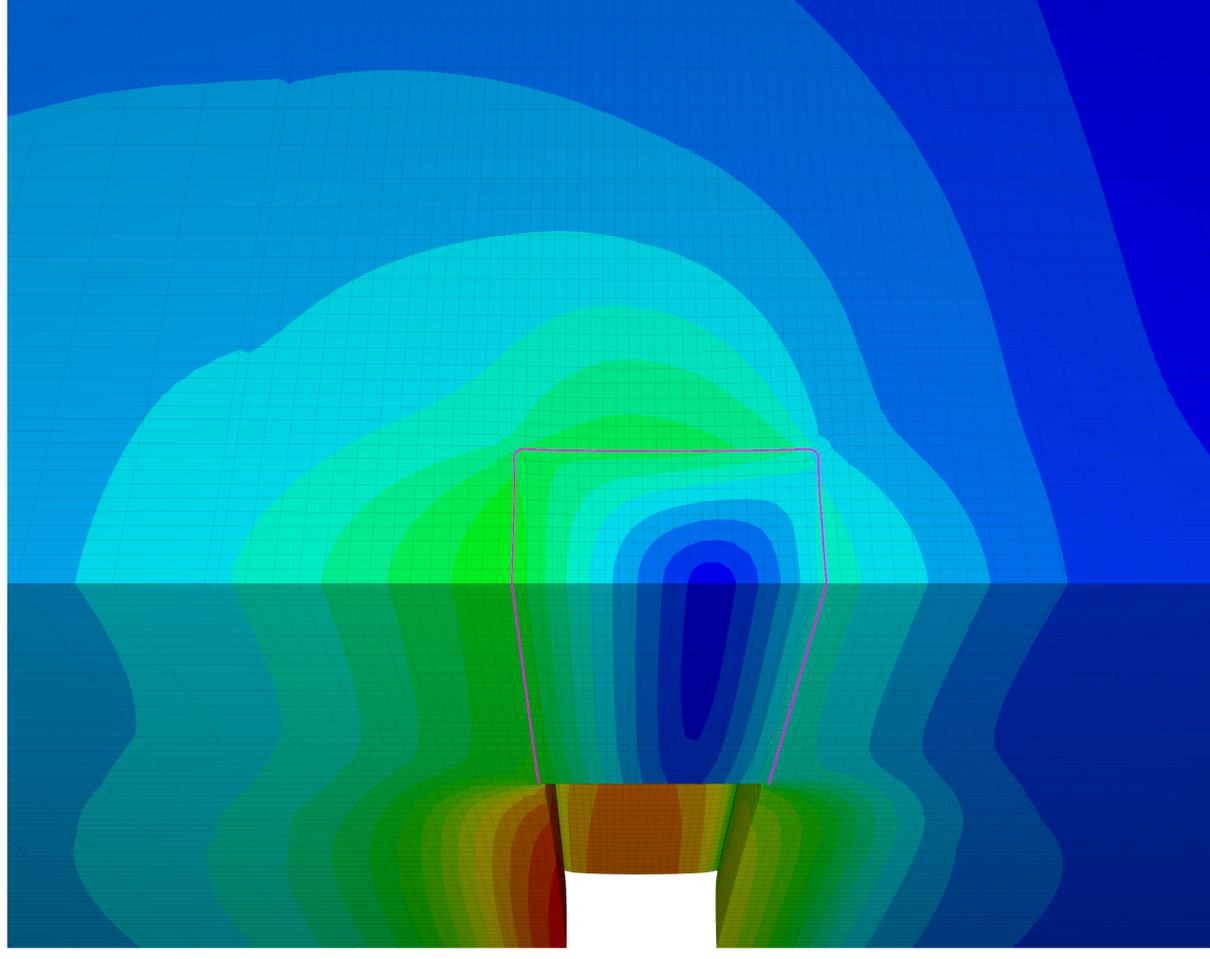
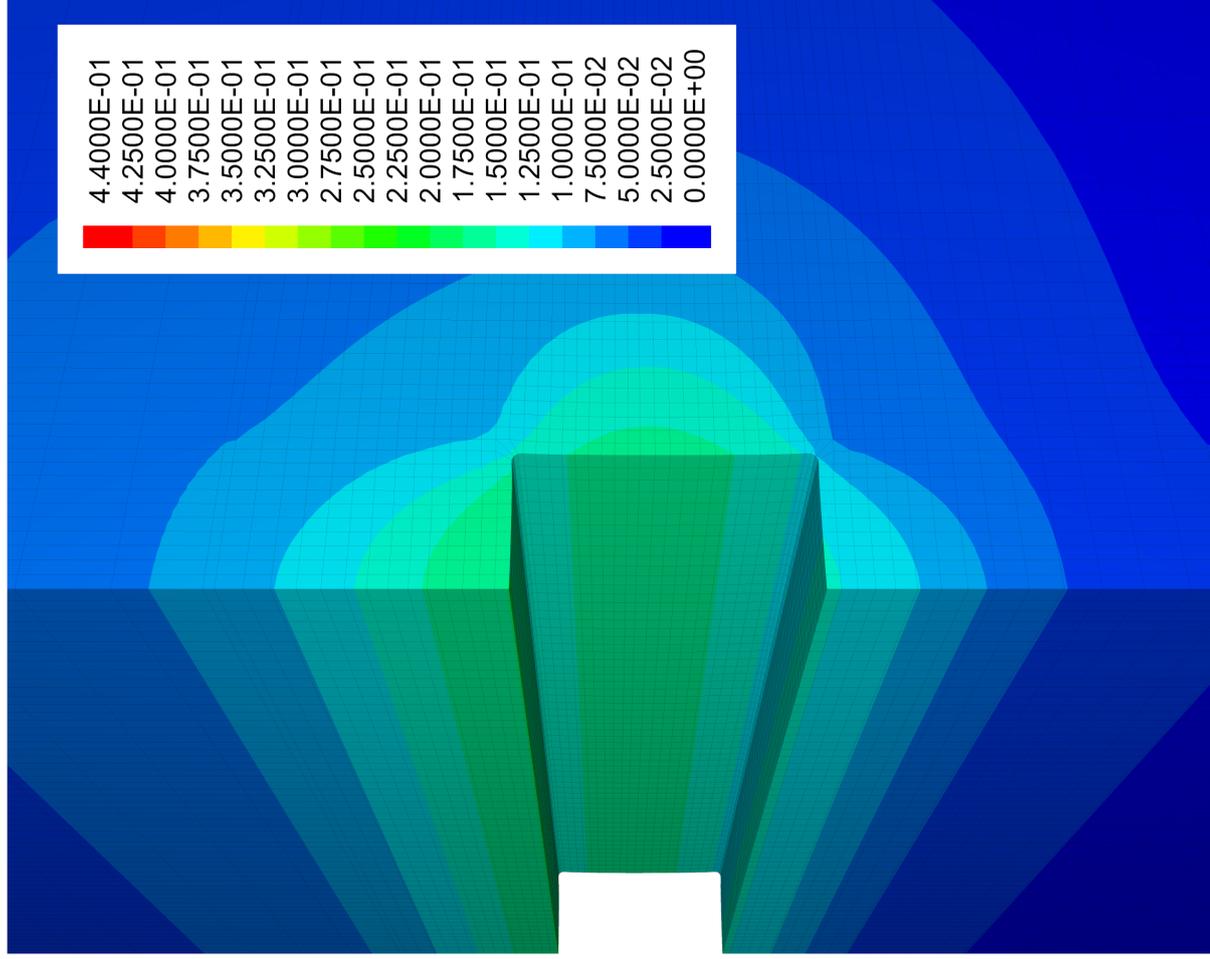
Virtueller Demonstrator, Minkley-Modell, $t = 30$ a: Maximale Hauptspannung, minimale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts, in MPa)

Anhang 4-6



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator, Minkley-Modell, $t = 100$ a: Maximale Hauptspannung, minimale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts, in MPa)

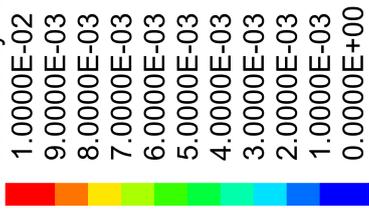


FLAC3D 7.00

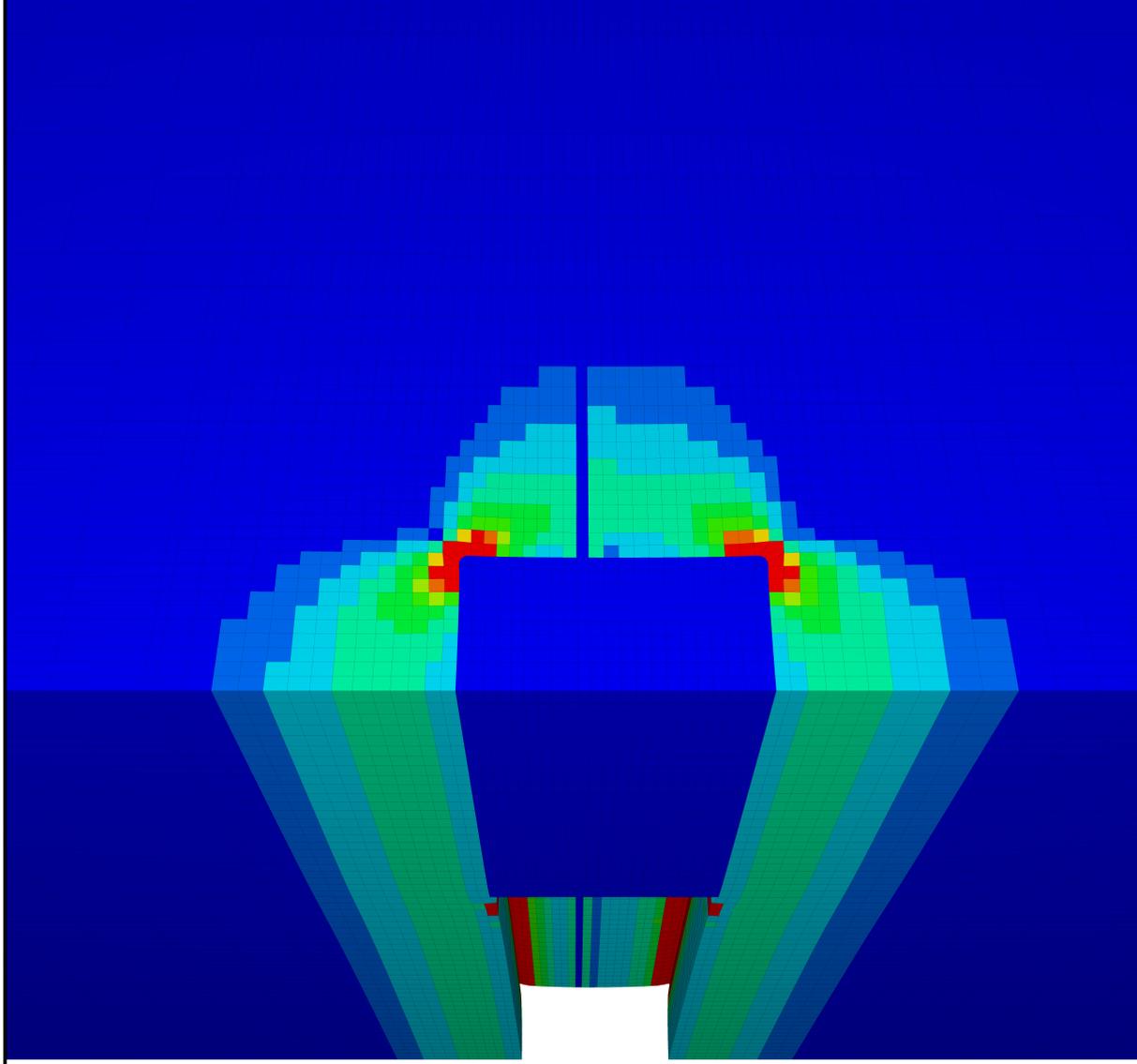
©2022 Itasca Consulting Group, Inc.

Zone Property epdev

Calculated by: Constant



IfG Institut für Gebirgs-
mechanik GmbH 2022

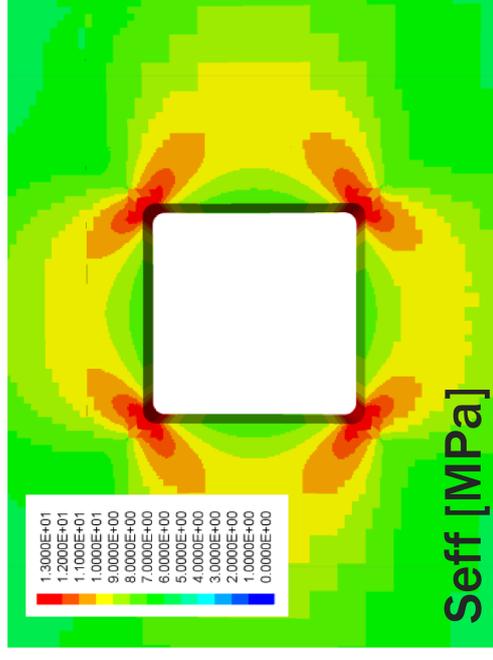
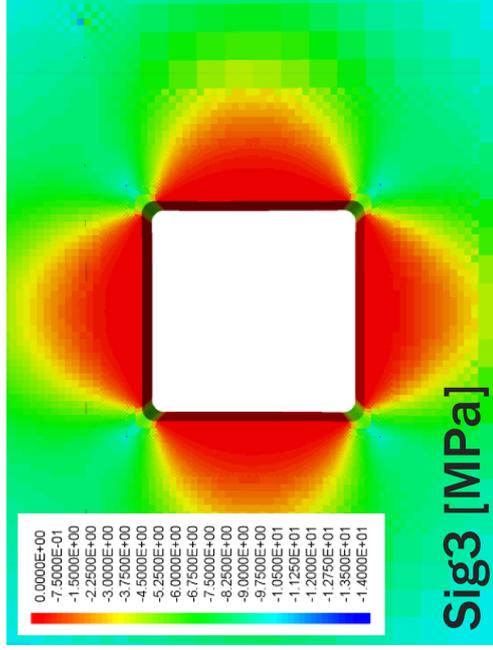
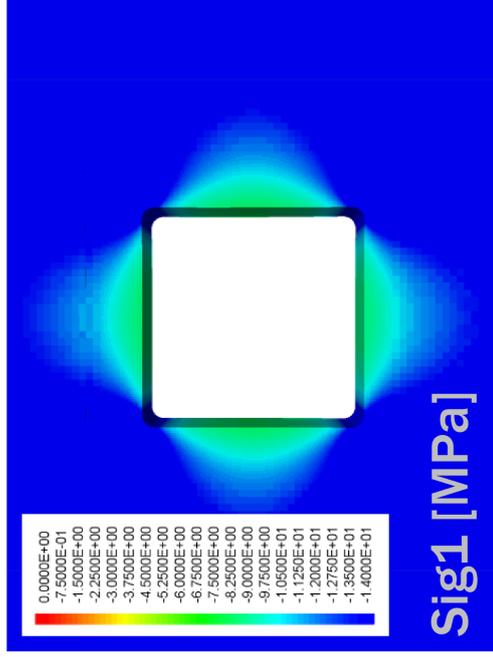


Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung



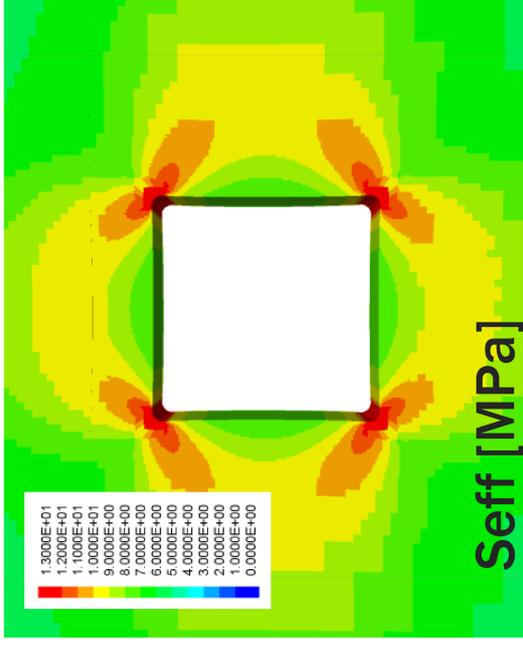
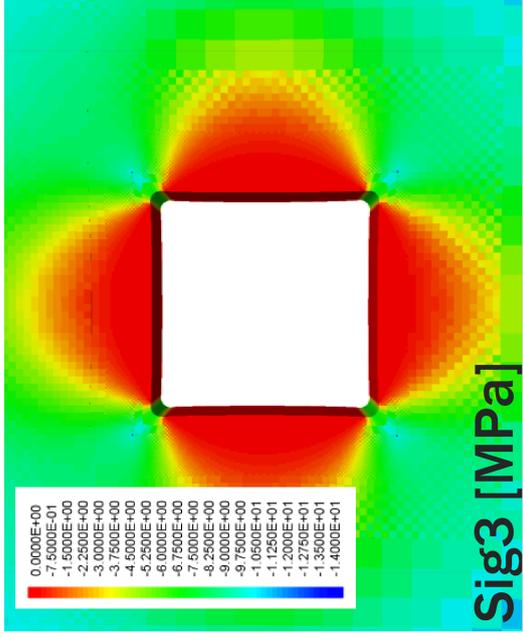
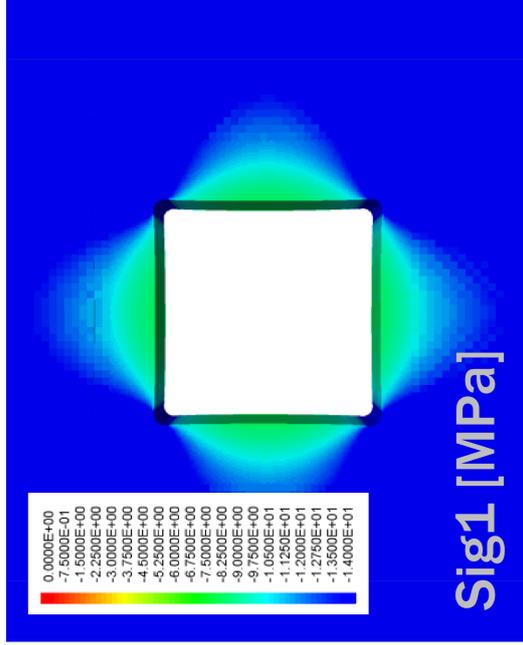
Virtueller Demonstrator, Minkley-Modell: Plastische
Scherverformung nach 100 a

Anhang 4-9



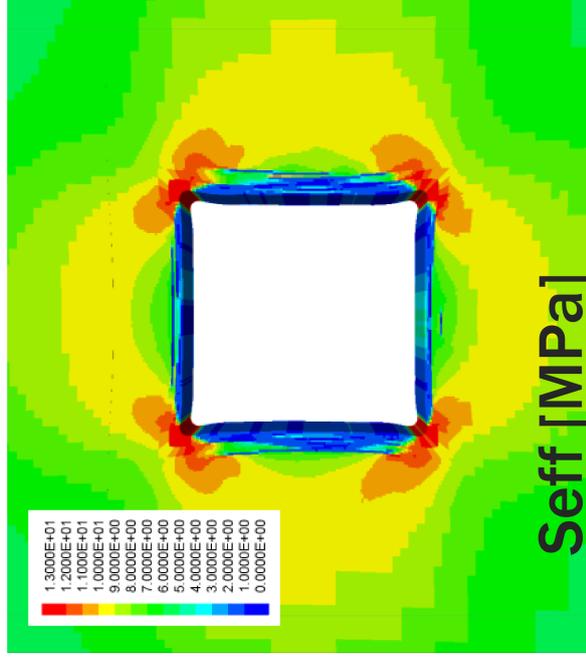
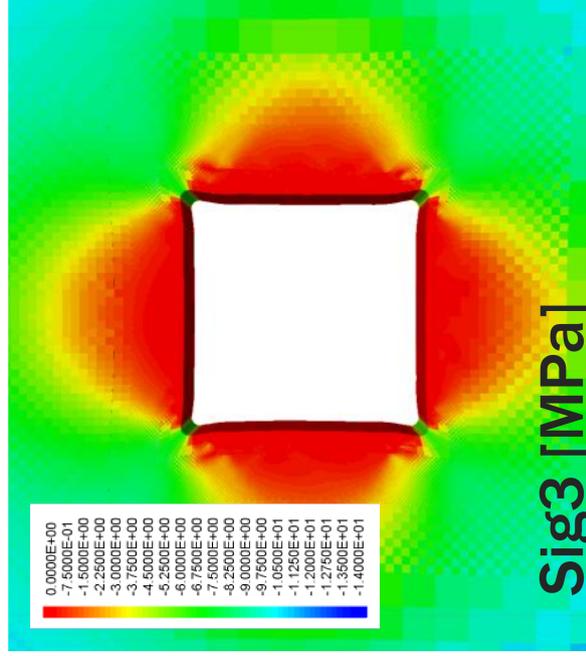
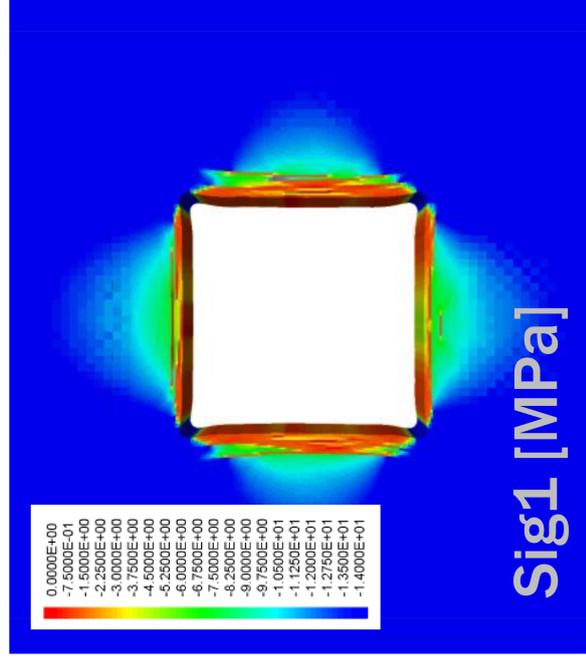
Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator II, GS-Modell: Minimale Hauptspannung, maximale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts)



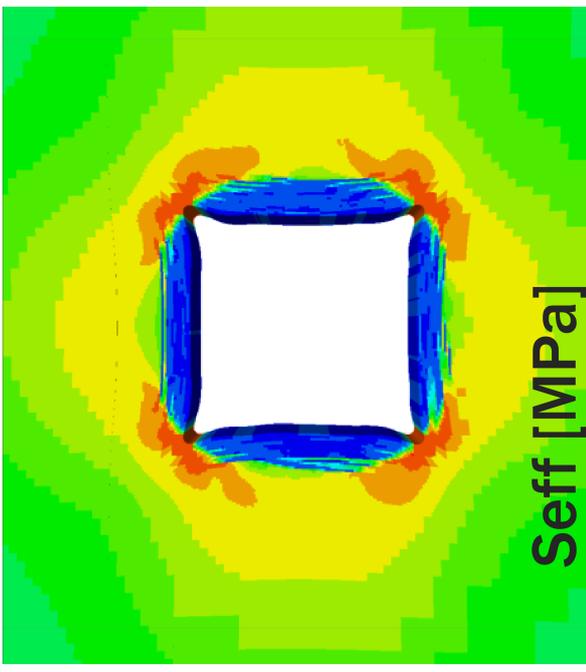
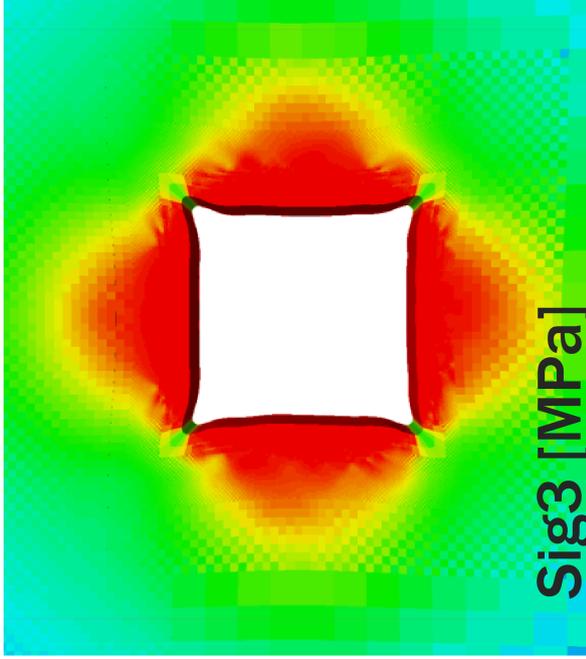
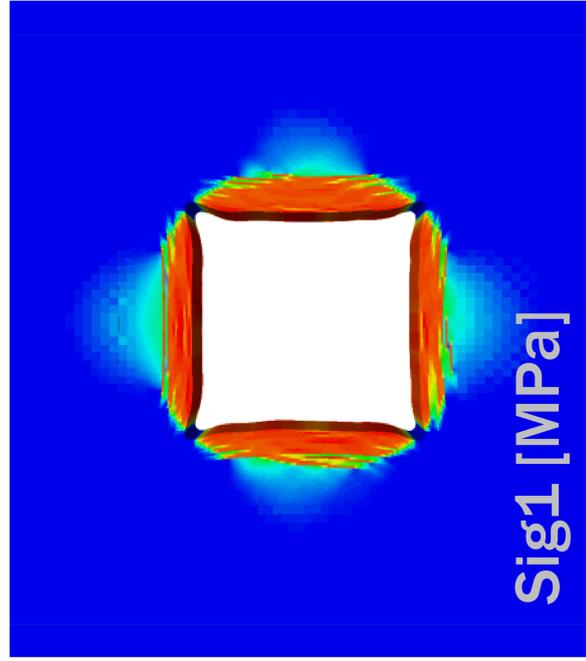
Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator II, GS-Modell, $t=10$ a: Minimale Hauptspannung, maximale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts)



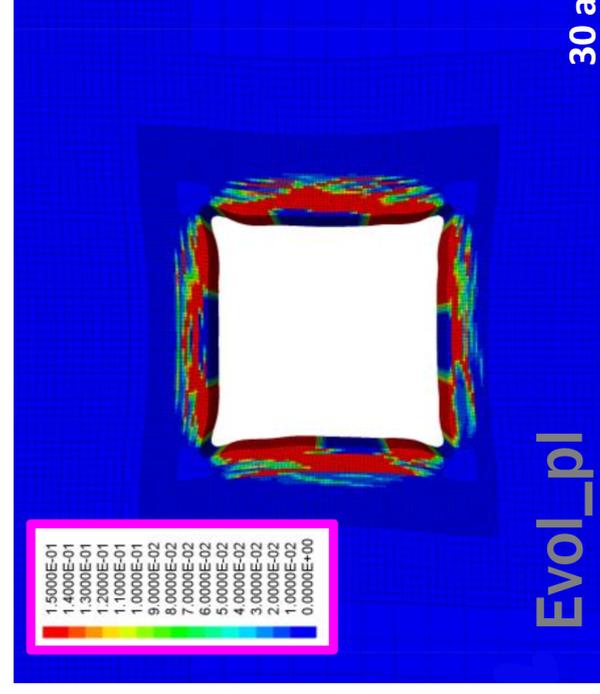
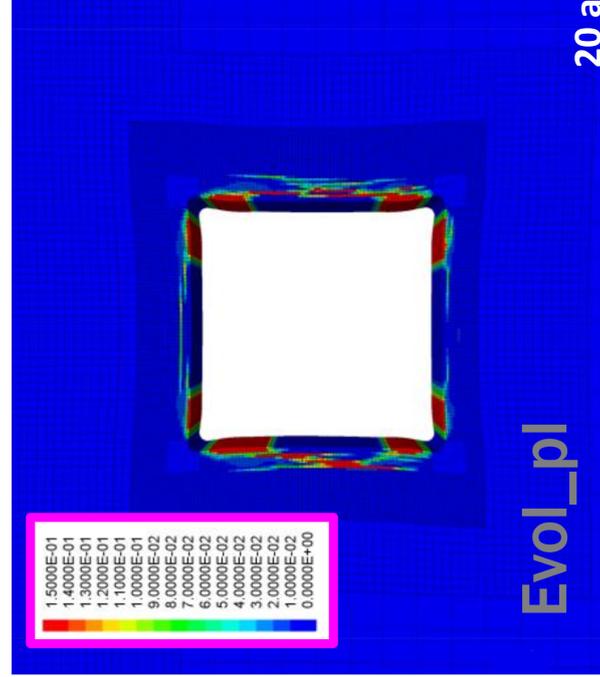
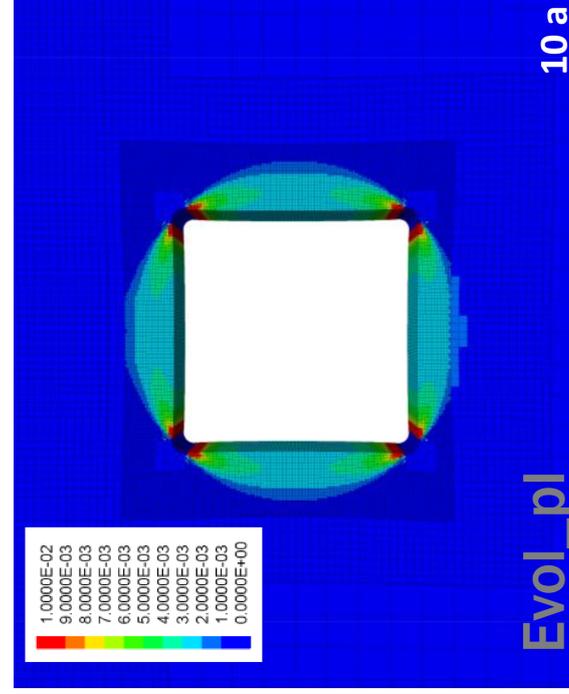
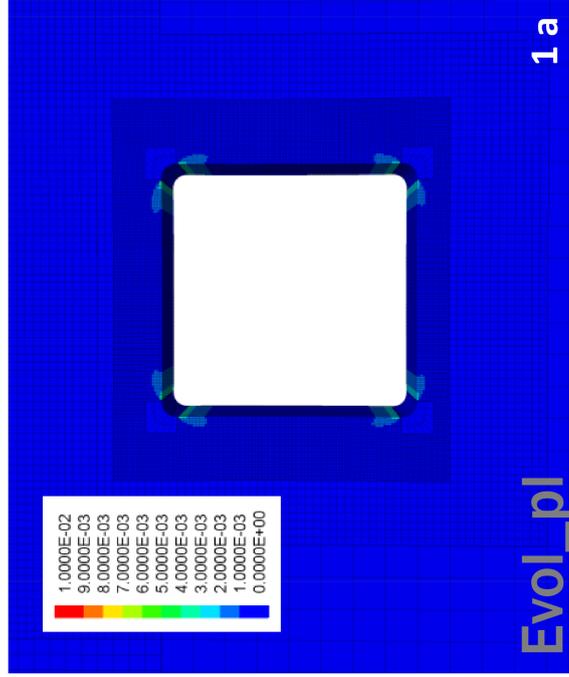
Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

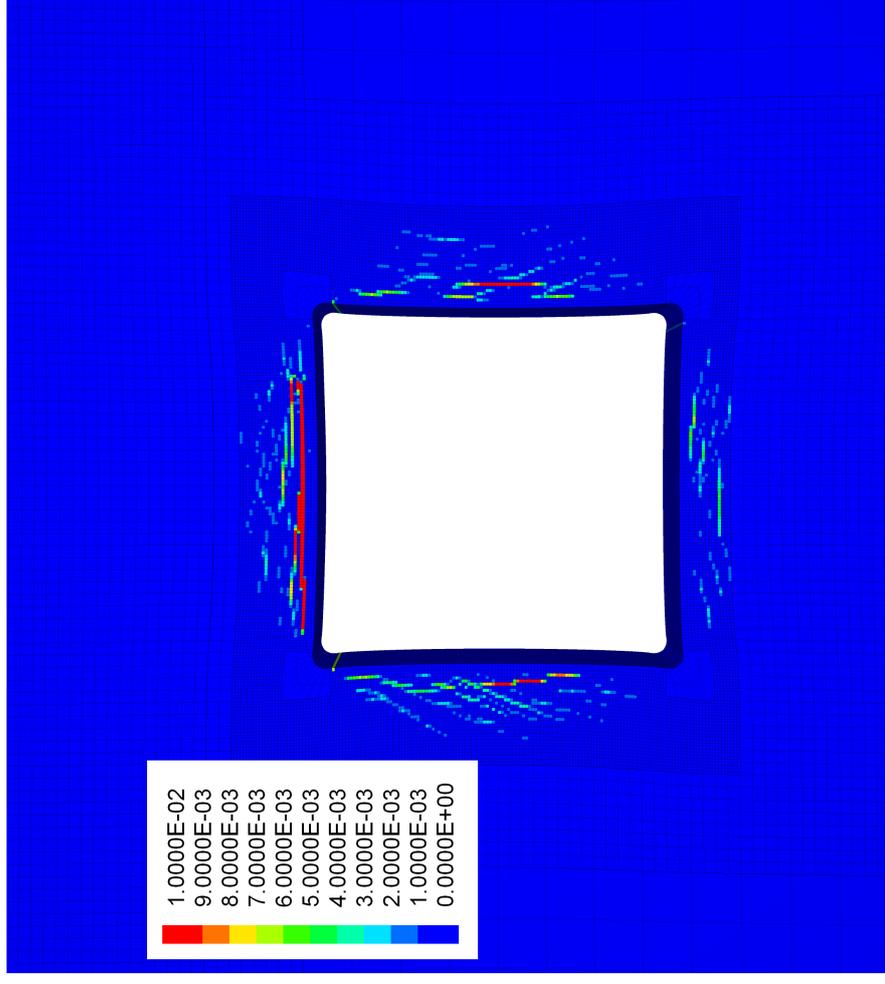
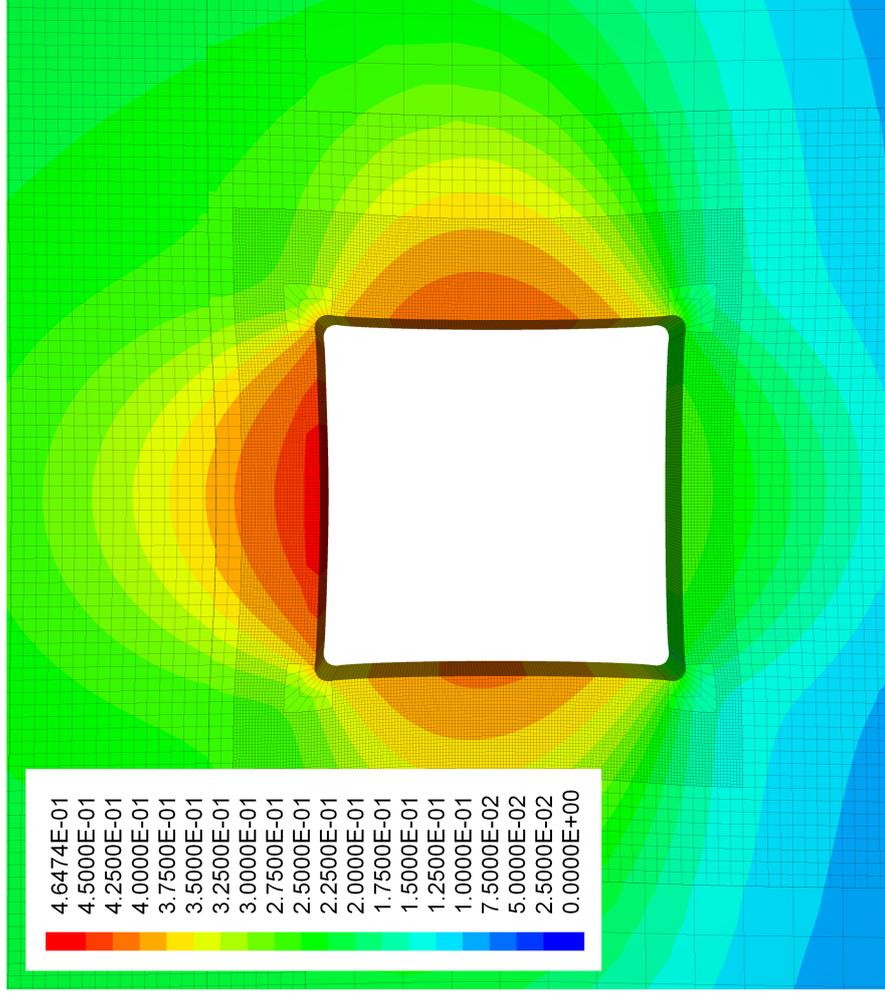
Virtueller Demonstrator II, GS-Modell, $t=20$ a: Minimale Hauptspannung, maximale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts)



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator II, GS-Modell, $t=30$ a: Minimale Hauptspannung, maximale Hauptspannung, von-Mises-Spannung (von links nach rechts)

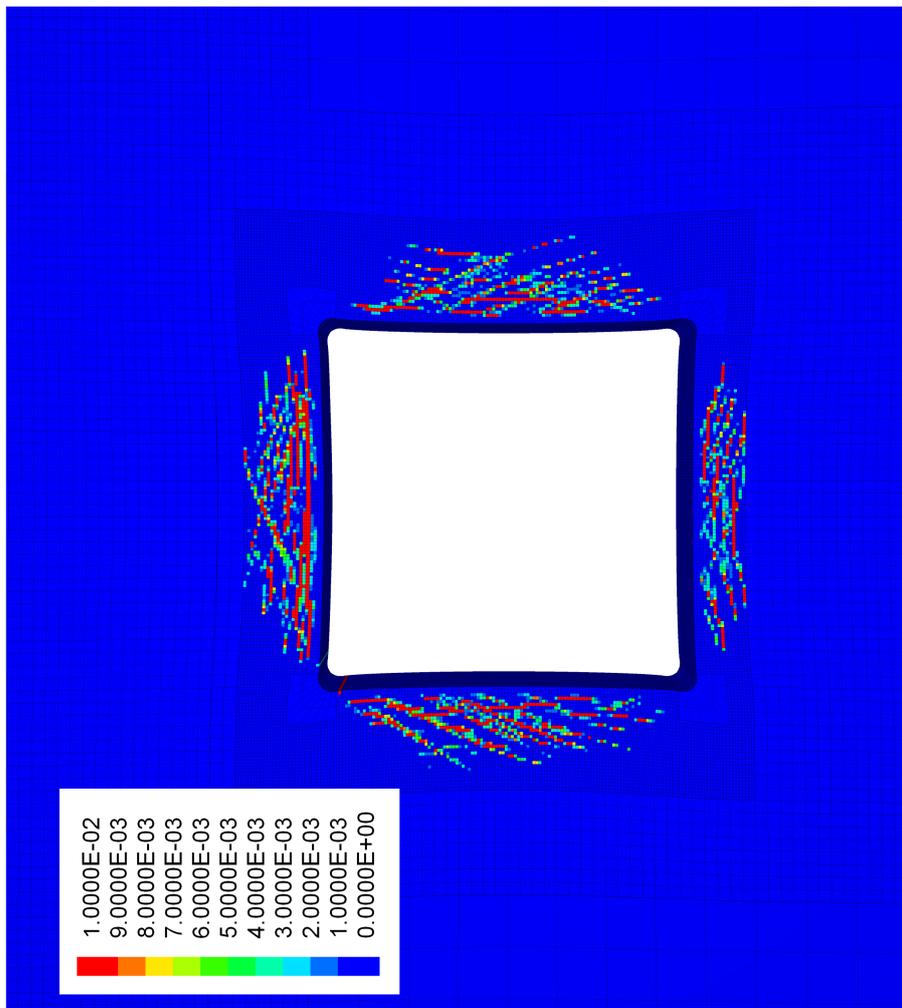
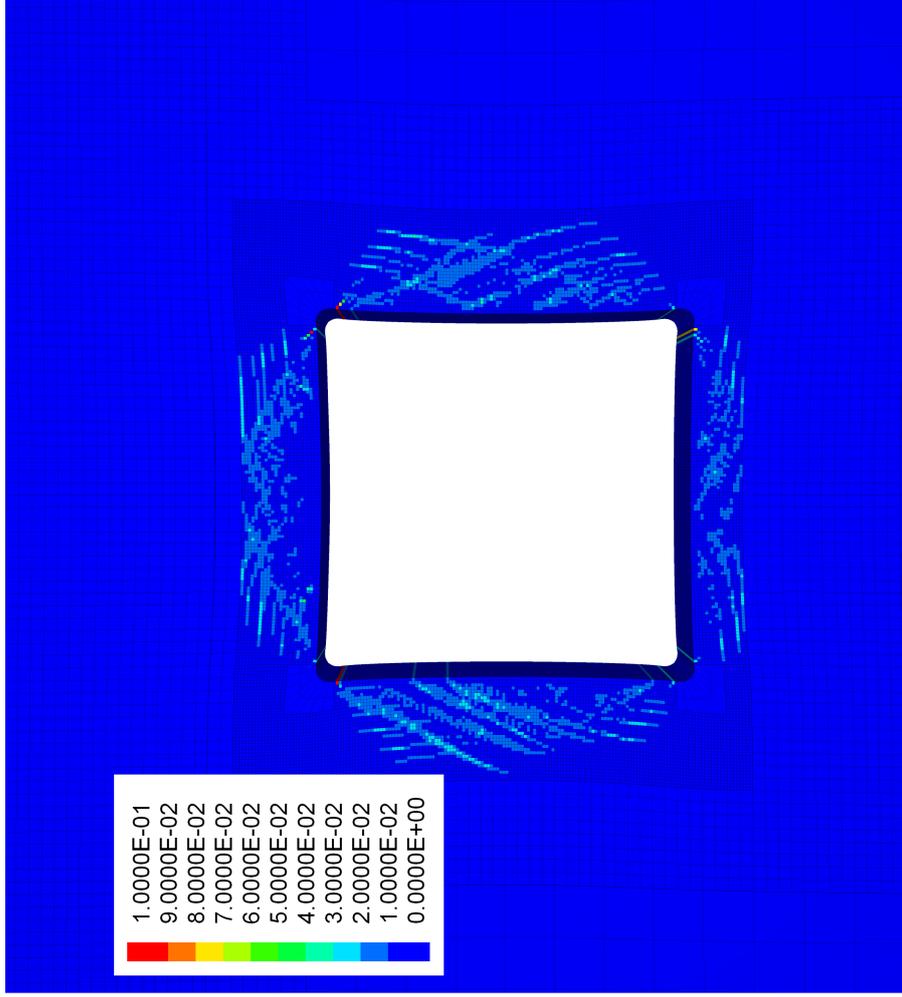




Institut für Gebirgsmechanik GmbH
Gebirgsmechanische Modellierung

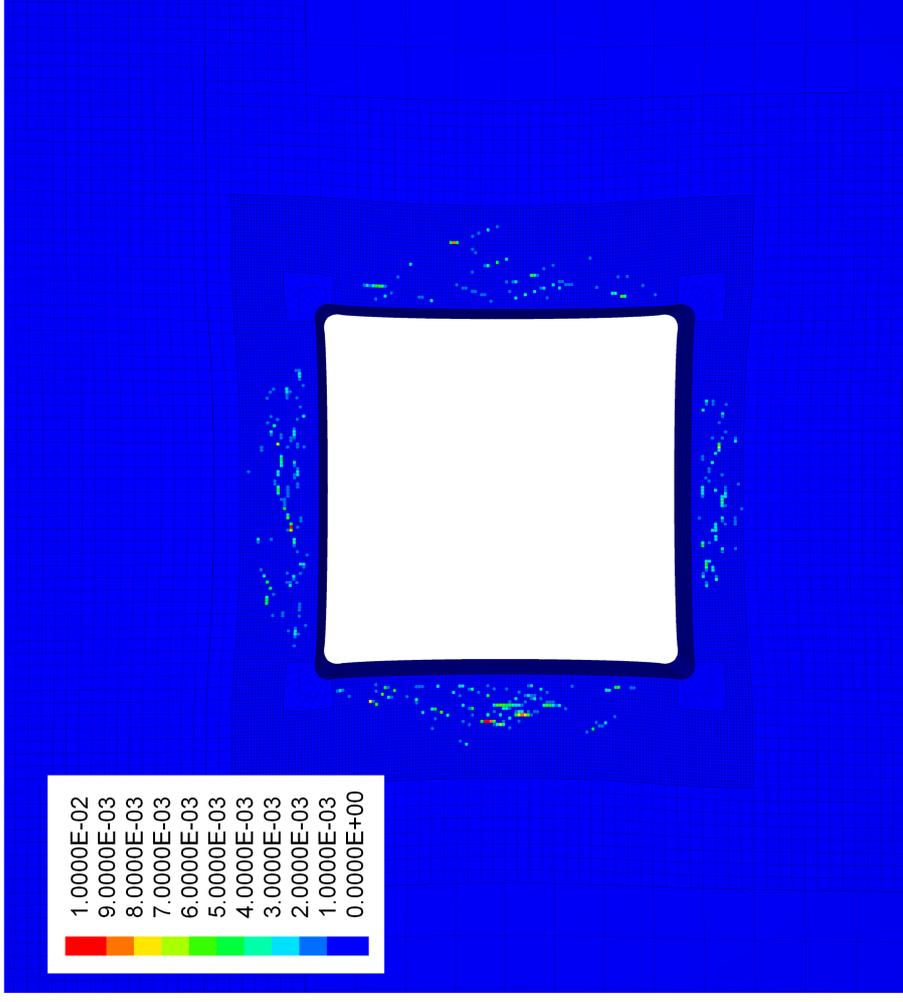
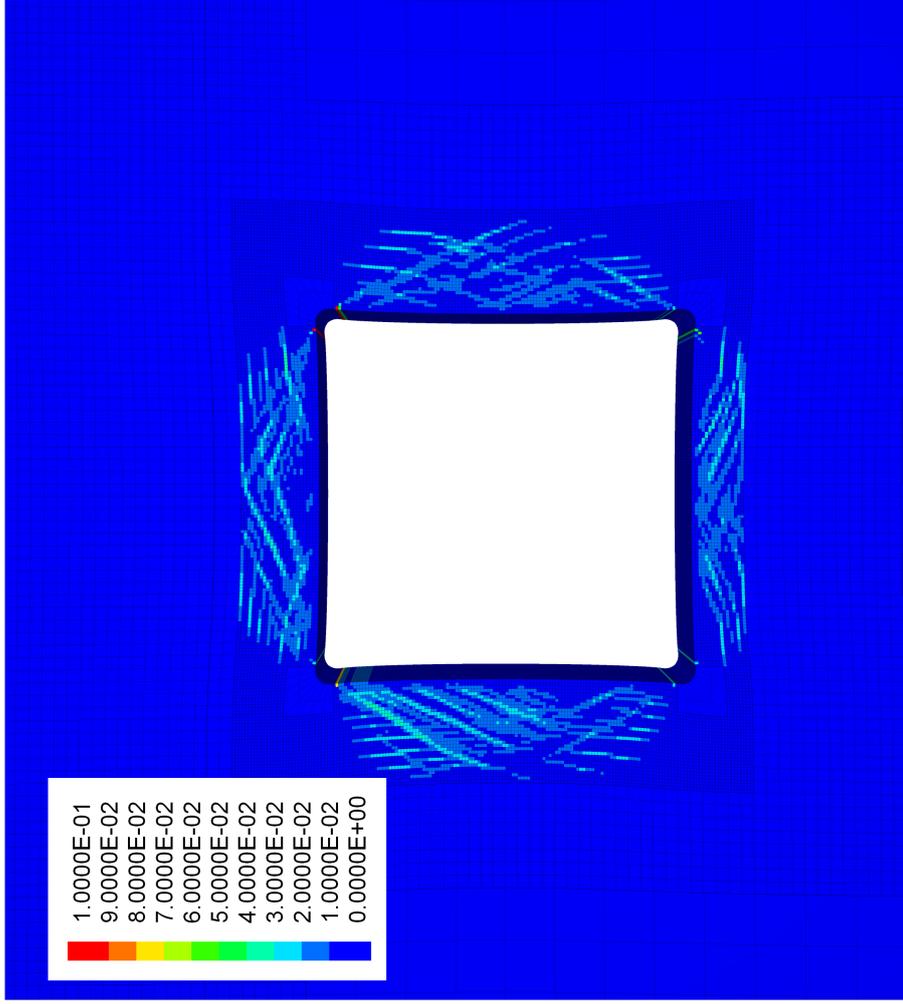
**Virtueller Demonstrator II, Minkley-Modell:
Gesamtverschiebung (links, in m) und Dilatanz (rechts)
nach 30 Jahren**

Anhang 4-15



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

Virtueller Demonstrator II, Minkley-Modell: Plastische Scherverformung (links, bis 10 %) und Zugverformung (rechts, bis 1 %)



Institut für Gebirgsmechanik GmbH
 Gebirgsmechanische Modellierung

**Virtueller Demonstrator II, Minkley-Modell mit alter
 Zugmodellierung: Plastische Scherverformung (links, bis
 10 %) und Zugverformung (rechts, bis 1 %)**

