



Technische
Universität
Braunschweig

Institut für Grundbau und Bodenmechanik
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Joachim Stahlmann

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

(Verbundprojekt: Teilvorhaben 6)

Endbericht des Teilvorhabens

Institut für Grundbau und Bodenmechanik
Technische Universität Braunschweig

Dipl.-Ing. Christian Missal

Dipl.-Ing. Andreas Gährken

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Joachim Stahlmann

Förderkennzeichen 02E10860

01.10.2010 bis 30.04.2016

Braunschweig, April 2016

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Betreut von:



Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02E10860 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stoffmodell TUBSSalt für Steinsalz	2
2.1	Beschreibung	2
2.1.1	Vergleich zum Stoffmodell Döring	4
2.1.2	Elastisches Verhalten	5
2.1.3	Primäres Kriechen und Erholungskriechen	6
2.1.4	Sekundäres Kriechen	6
2.1.5	Tertiäres Kriechen	7
2.1.6	Kriech- und Schubbruch	8
2.1.7	Verheilung	9
2.1.8	Zugbruch	10
2.1.9	Temperatur	10
2.2	Implementierung	11
2.2.1	Excel und MATLAB	12
2.2.2	Itasca FLAC3D Version 5.01	12
2.2.3	ANSYS Version 15.0	12
2.2.4	Vergleichende Betrachtung	13
2.3	Parameterbestimmung	13
2.4	Grenzen der Anwendbarkeit	16
3	Modellierung von In-situ-Situationen in der Schachtanlage Asse II	17
3.1	Laborprogramm	17
3.2	Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche Asse	17
3.2.1	Kriechversuche	19
3.2.2	Festigkeitsversuche	20
3.2.3	Verheilungsversuche	21
3.3	IFC Versuch	22
3.4	HFCP Versuch	25
3.5	Dammjoch	33
4	Modellierung von In-situ-Situationen im Endlager WIPP	39
4.1	Laborprogramm	39
4.2	Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche WIPP	40
4.2.1	Kriechversuche	42
4.2.2	Festigkeitsversuche	43
4.3	Room D	44
4.4	Room B	50
5	Zusammenfassung und Ausblick	60
6	Summary	62
7	Literaturverzeichnis	63

8	Symbolverzeichnis	65
	Anhang A – Verwendete Parameter	68
A.1	Parametersatz Asse Speisesalz	69
A.2	Parametersatz WIPP Clean Salt	70
A.3	Parametersatz WIPP Argillaceous Salt	71
	Anhang B – Diagramme Versuchsergebnisse	72
B.1	Diagramme Versuchsergebnisse Asse Speisesalz	73
B.2	Diagramme Versuchsergebnisse WIPP Clean Salt	76
B.3	Diagramme Versuchsergebnisse WIPP Argillaceous Salt	80
	Anhang C – Veröffentlichungen	84
	Anhang D – Numerische Simulation eines generischen Kammer-Pfeiler-Baus	85

1 Einleitung

Im Zuge vergangener und aktueller Forschungsarbeiten wurde festgestellt, dass Steinsalz aufgrund seiner günstigen Eigenschaften wie z.B. einer hohen Wärmeleitfähigkeit, einer sehr geringen Durchlässigkeit sowie einem lithostatischen isotropen Primärspannungszustand aus technischer Sicht als potenzieller Standort für hochradioaktive und wärmeentwickelnde Abfälle geeignet ist [Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, 2007]. Dies ist keineswegs eine neue Entwicklung, da bereits zahlreiche Grubengebäude im Steinsalz für verschiedene Arten von Untertagedeponien, bspw. für radioaktive oder chemo-toxische Abfälle, genutzt werden.

Aus dem großen Bereich des Gewinnungsbergbaus oder der Gas-/Ölspeicherung in Kavernen gibt es umfangreiche Erfahrungen zum Verformungsverhalten von Steinsalz. Diese sind allerdings für den Bereich der Endlagerung radioaktiver Abfälle nur bedingt übertragbar, da im Gewinnungsbergbau die Stand- und Arbeitssicherheit nur über kurze Zeiträume gewährleistet werden muss und die Anforderungen an die Langzeitsicherheit nicht vergleichbar sind. Dafür ist bei der Endlagerung von Abfallstoffen eine Prognose der Integrität der Barriere über lange Zeiträume erforderlich. Ebenso sind ggf. die Auswirkungen einer Wärmeentwicklung auf das mechanische Verhalten des Wirtsgesteins zu berücksichtigen.

Für die Stilllegung von als Endlagern genutzten Bergwerken bzw. für die Planung neuer Endlager sind daher Prognosen zum gebirgsmechanischen Verhalten notwendig, welche nur mit Hilfe numerischer Berechnungen erstellt werden können. Neben den etablierten Stoffmodellen (BGRa, BGRb, WIPP, Günther-Salzer, CDM, Lux-Wolters) gibt es seit 1998 ein Modell von Döring, das die wesentlichen mechanischen und thermischen Mechanismen von Steinsalz abbilden kann (vgl. Döring und Kiehl, 1996 und Kiehl et al., 1998).

Das Ziel des Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ ist die Verbesserung der Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen im Steinsalz. Durch den Vergleich der Berechnungsergebnisse sollen die Modelle der Verbundpartner überprüft werden. Dadurch ist es möglich, die Prognosezuverlässigkeit der Stoffmodelle weiter zu erhöhen. In diesem Zusammenhang wurde das Stoffmodell TUBSSalt auf Grundlage des Modells von Döring et al. entwickelt. Durch Anpassungen und konsequente Weiterentwicklung dieses Modells ist es möglich, sowohl Kurzzeitfestigkeitsversuche, Langzeitkriechversuche, Relaxationsversuche sowie zyklische Belastungsversuche als auch In-situ-Messungen realitätsnah abzubilden und zu berechnen.

2 Stoffmodell TUBSsalt für Steinsalz

2.1 Beschreibung

Döring et al. entwickelten Ende der 1990er Jahre ein Stoffmodell für Steinsalz, welches neben dem primären, sekundären und tertiären Kriechen auch die Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie das Nachbruchverhalten abbilden kann (vgl. Döring und Kiehl, 1996 und Kiehl et al., 1998). Die Grundlagen für das mechanische und thermische Verhalten von Steinsalz werden in [Langer, 1984] und [Langer, 1985] beschrieben. In Abbildung 1 ist das zugrunde gelegte rheologische Modell dargestellt, welches sich aus Federn, viskosen Dämpfern und Reibungselementen zusammensetzt. Mit diesem Modell ist es möglich, das Dehnungs-Zeitverhalten und Spannungs-Dehnungsverhalten von Steinsalz phänomenologisch zu beschreiben.

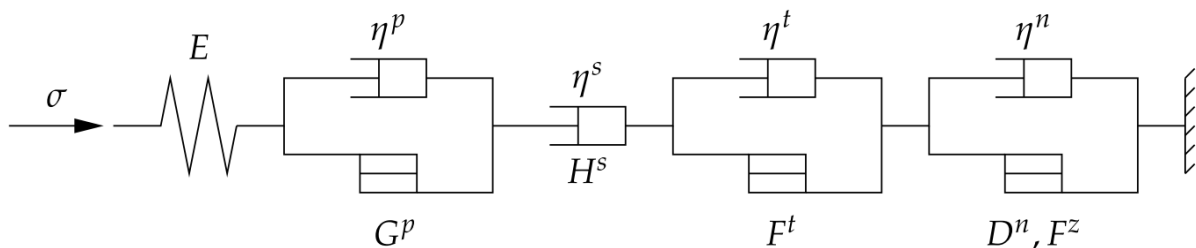


Abbildung 1: Rheologisches Modell für Steinsalz [Kiehl et al., 1998]

Es werden fünf Verformungsanteile unterschieden, deren Summe die Gesamtverformung ergibt. Die Überlagerung der Kriechanteile und des elastischen Verhaltens wird in Abbildung 2 (links) verdeutlicht. Abbildung 2 (rechts) zeigt einen Festigkeitsversuch mit den charakteristischen Werten für Dilatanzgrenze σ_S , Bruchfestigkeit σ_B , Restfestigkeit σ_R sowie der Volumendehnung bei Eintritt des Bruchs $\varepsilon_v^{s,b}$.

Der elastische Verformungsanteil ε^{el} wird durch eine Feder (Hooke-Körper) beschrieben. Das primäre oder transiente Kriechen ist charakterisiert durch eine Verfestigung des Materials. Der entsprechende Verformungsanteil des primären Kriechens ε^p erfolgt durch ein verfestigendes Reibungselement, welches mit einem viskosen Dämpfer parallel geschaltet wird. Das sekundäre oder stationäre Kriechen bedingt eine konstante Verformungsrate bei gleich bleibender Belastung, was in ε^s durch ein viskoses Dämpferelement berücksichtigt wird. Der viskoplastische Verformungsanteil des tertiären Kriechens ε^t wird durch ein entfestigendes Reibungselement und einem parallel geschalteten viskosen Dämpfer simuliert, um das beschleunigende Kriechen zu berücksichtigen, welches oberhalb der Dilatanzgrenze zu erwarten ist. Ebenso erfolgt die Bestimmung des Verformungsanteils ε^n des Nachbruchverhaltens durch einen viskosen Dämpfer parallel geschaltet mit einem entfestigenden Reibungselement, welches zur Beschreibung des Schubbruches (Kriechbruch) oder eines Zugbruches herangezogen wird. Die mathematischen Formulierungen dieses Modells können [Kiehl et al., 1998] entnommen werden.

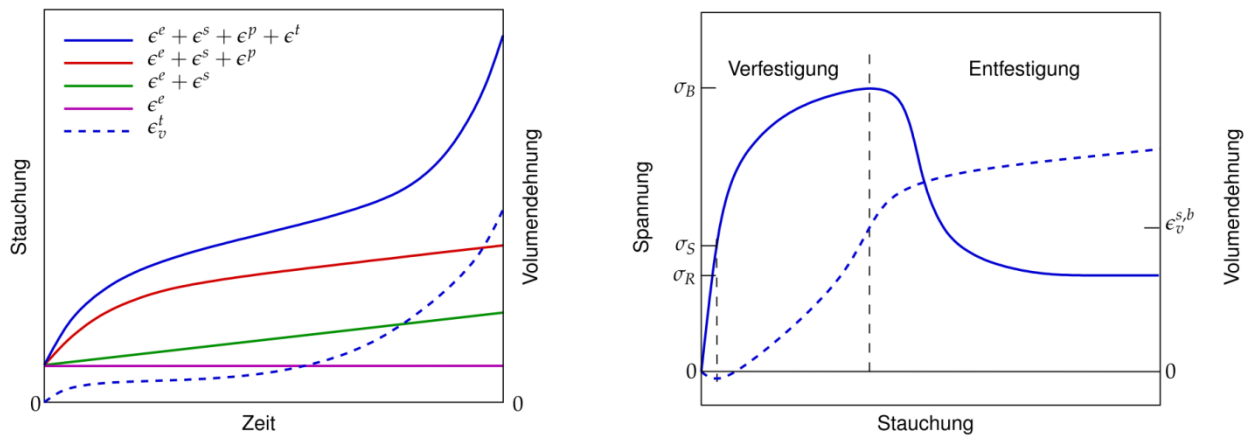


Abbildung 2: Qualitative Überlagerung der Verzerrungen aus den unterschiedlichen Kriechphasen eines Kriechversuches (links), qualitative Darstellung eines Festigkeitsversuches (rechts)

Das Stoffgesetz beschreibt ein homogenes isotropes Material. Aufgrund der Symmetrie der Tensoren zweiter Stufe für Spannung und Dehnung mit neun Komponenten können diese zu Tensoren erster Stufe mit sechs Komponenten vereinfacht werden. Um die Formulierung möglichst unabhängig von einem Koordinatensystem vornehmen zu können, werden Invarianten des Spannungstensors verwendet. I_1 (1) ist die erste und I_3 (3) die dritte Invariante des Spannungstensors. J_2 (2) ist die zweite Invariante des Spannungsdeviators. Die Darstellung erfolgt hier für den kartesischen Spannungstensor und für den Hauptspannungstensor.

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \\ &= \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} J_2 &= \frac{1}{6} \left((\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 \right) + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2 \\ &= \frac{1}{6} \left((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right) \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} I_3 &= \sigma_{xx} \cdot \sigma_{yy} \cdot \sigma_{zz} + 2 \cdot \sigma_{xy} \cdot \sigma_{yz} \cdot \sigma_{zx} - \sigma_{xx} \cdot \sigma_{yz}^2 - \sigma_{yy} \cdot \sigma_{zx}^2 - \sigma_{zz} \cdot \sigma_{xy}^2 \\ &= \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \end{aligned} \quad (3)$$

Aus diesen Invarianten lassen sich Äquivalenzspannungen ableiten. Die Äquivalenzspannungen dienen im Folgenden dazu, die unterschiedlichen Fließgrenzen für primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen zu beschreiben. Im Stoffmodell TUBSsalt werden die von-Mises-Äquivalenzspannung σ_{eq} (4), die Oktaedernormalspannung σ_o (5) und die Oktaederschubspannung τ_o (6) verwendet. Diese beschreiben die Spannungen senkrecht bzw. parallel zu den Flächen eines über die Hauptachsen aufgespannten Oktaeders. Sowohl σ_{eq} als auch τ_o wurden von Döring et al. eingeführt und werden weiter verwendet, obwohl sie sich nur durch einen konstanten Faktor unterscheiden.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3 \cdot J_2} \quad (4)$$

$$\sigma_o = \frac{1}{3} \cdot I_1 \quad (5)$$

$$\tau_o = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot J_2} \quad (6)$$

Analog dazu lässt sich eine Vergleichsdehnung ε_{eq} (7) ermitteln, mit der unabhängig vom Koordinatensystem die Dehnungsverfestigung beschrieben werden kann.

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{27} \cdot \left((\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2 + 6 \cdot (\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2) \right)} \quad (7)$$

Der Spannungszustand zwischen einaxialer und isotroper Belastung wird über θ (8) abgebildet. θ ist als Lastgeometriefaktor angelehnt an den Lode-Parameter und nimmt für einaxiale Belastungszustände den Wert 0 und für isotrope Belastungszustände den Wert 1 an.

$$\theta = \left| \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot I_3}{(\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + \sigma_{zz}^2 + 2(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2))^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (8)$$

Tabelle 1 zeigt die im Stoffmodell TUBSsalt verwendeten Konstanten. Diese sind, im Gegensatz zu den Materialparametern, keine Eingabegrößen im Programm. Zudem ist eine Herleitung dieser Werte aus Versuchsdaten nicht erforderlich.

Tabelle 1: Im Stoffmodell TUBSsalt verwendete Konstanten

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	p_0	Dimensionskonstante	1	MPa
2	η_0	Referenzviskosität	86400	MPa·d
3	$\dot{\varepsilon}_0$	Referenzrate	1,0E-5	1/s
4	$\varepsilon_{eq,min}^p$	Mindestverfestigung des primären Kriechens	0,0001	-
5	R	Gaskonstante	8,314	J/(K·mol)
6	T_0	Referenztemperatur	300	K
7	T_m	Schmelztemperatur von Steinsalz	1070	K
8	FA	Faktor für Temperaturabhängigkeit	-0,73	-

2.1.1 Vergleich zum Stoffmodell Döring

Die zahlreichen vor und während des Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ durchgeführten Laborversuche zeigen Phänomene des Steinsalzes, welche bisher in diesem Umfang noch nicht systematisch untersucht wurden. Zur Berücksichtigung dieser Phänomene war es notwendig, das von Döring et al. vorgestellte Stoffmodell weiter zu entwickeln. Abbildung 3 zeigt das rheologische Modell mit den in TUBSsalt verwendeten Bezeichnungen.

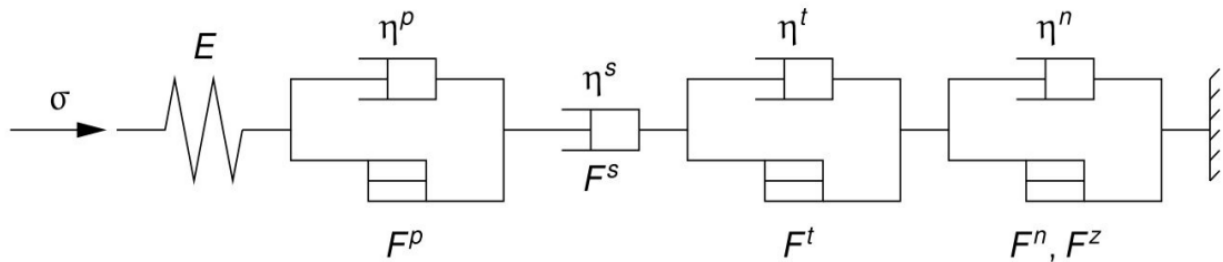


Abbildung 3: Rheologisches Modell TUBSsalt

Drei Aspekte, die durch das systematische Versuchsprogramm deutlich wurden, sind die Abhängigkeit der Verformungseigenschaften von der Temperatur, ein höherer Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit sowie die Spannungsabhängigkeit der Spannungsexponenten im transienten und stationären Kriechen. Außerdem zeigten die vorliegenden Kurzzeitfestigkeitsversuche, dass beim Einsetzen des Schubbruchs eine instantane Korrektur der Spannung auf die Restfestigkeit das Materialverhalten ungenügend beschreibt. Diese Aspekte konnten in der ursprünglichen Formulierung nur unzureichend abgebildet werden. Daher wurde das Stoffmodell TUBSsalt entsprechend erweitert, um die Einflüsse aus Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit zu erfassen und passend abzubilden. Darüber hinaus kann das Stoffmodell für Steinsalz nach Döring et al. weder das Erholungskriechen noch die Verheilung von geschädigtem Steinsalz abbilden. Aufgrund einer weitergehenden Auswertung von Festigkeitsversuchen bezüglich Dilatanz-, Bruch- und Nachbruchfestigkeit war es notwendig, das von Döring et al. vorgeschlagene Bruchkriterium nach Drucker-Prager, welches im Hauptspannungsraum einem Kegel entspricht, anzupassen.

Eine zu beachtende Änderung gegenüber der ursprünglichen Formulierung ist die umgekehrte Vorzeichendefinition. In [Kiehl et al., 1998] wird die in der Bodenmechanik übliche Definition verwendet (Zug negativ, Druck positiv), im Folgenden hingegen die mechanische Formulierung (Zug positiv, Druck negativ), da dies den Vorgaben der numerischen Programmsysteme entspricht und die Implementierung vereinfacht.

2.1.2 Elastisches Verhalten

Das elastische Verhalten des Stoffmodells wird über die beiden Parameter Kompressionsmodul K (9) und Schubmodul G (10) gesteuert. Aufgrund der Entfestigung von Steinsalz infolge Schädigung werden Kompressions- und Schubmodul in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung abgemindert. Der Grad der Schädigung wird als Verhältnis der aktuellen Schädigungsvolumendehnung zur Bruchvolumendehnung ausgedrückt.

$$K = q^{el} \cdot \left(\frac{K_0 - K_r}{\left(1 + \left(\frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right)^{\frac{1}{p^{el}}} \right)^{p^{el}}} + K_r \right) \quad (9)$$

$$G = q^{el} \cdot \left(\frac{G_0 - G_r}{\left(1 + \left(\frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right)^{\frac{1}{p^{el}}} \right)^{p^{el}}} + G_r \right) \quad (10)$$

2.1.3 Primäres Kriechen und Erholungskriechen

In der ursprünglichen Formulierung des Stoffmodells führt das Einsetzen des primären Kriechens bei Erstbelastung zu Unstetigkeiten im Verlauf der Kriechraten. Um dies zu vermeiden, wurde die Viskosität des primären Kriechens in Abhängigkeit von der Verfestigung formuliert. Die eingetretenen primären Verzerrungen ε_{eq}^p (7) führen bis zum Erreichen der maximal zu erwartenden Verzerrungen aus primärem Kriechen $\varepsilon_{eq,max}^p$ (12) dazu, dass die Viskosität η_*^p (15) bei zunehmender Verfestigung größer wird. Zusätzlich wurde für den Exponenten n^p (13) eine Abhängigkeit von der Äquivalenzspannung σ_{eq} eingeführt, welche n^p im Bereich $1 \leq n^p \leq 4$ beschreibt.

$$\{\varepsilon^p\} = \frac{F^p}{\eta_*^p} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \{\sigma\}} \quad (11)$$

$$\varepsilon_{eq,max}^p = \left(\frac{\sigma_{eq}}{E^p} \cdot q^p \right)^{n^p} + \varepsilon_{eq,min}^p \cdot q^p \quad (12)$$

$$n^p = 1 + \frac{5-1}{1 + \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eq,0}^p} \right)^{p^p}} \quad (13)$$

$$F^p = p_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{p_0} \cdot q^p \right)^{n^p} \cdot (\varepsilon_{eq,max}^p - \varepsilon_{eq}^p) \quad (14)$$

$$\eta_*^p = \eta_0 + (\eta^p - \eta_0) \cdot \left(\frac{\varepsilon_{eq}^p}{\varepsilon_{eq,max}^p} \right)^{\left(\frac{1000 \cdot k}{n^p} \right)^{0,125}} \quad (15)$$

Der Wechsel in eine niedrigere Belastungsstufe bewirkt, dass eine größere primäre Verfestigung vorhanden ist, als nach Gleichung (12) berechnet. Daher wird zum Zeitpunkt des Lastwechsels die primäre Viskosität η_{rec}^p (16) bestimmt. Dies führt dazu, dass sämtliche Verformungen des sekundären Kriechens zunächst durch inverse primäre Verformungen kompensiert werden, bis die für dieses Spannungsniveau überschüssigen primären Verformungen abgebaut sind. Durch diese Erweiterung wird das Erholungskriechen im Modell TUBSsalt abgebildet.

$$\eta_{rec}^p = - \frac{F^p \cdot \eta^s}{F^s \cdot q^s} \quad (16)$$

2.1.4 Sekundäres Kriechen

Der Spannungsexponent n^s (19) für das sekundäre Kriechen ist maßgeblich von der wirksamen Äquivalenzspannung abhängig, da je nach Spannungsniveau unterschiedliche Verformungs-

mechanismen wirken [Günther, 2009]. Analog zur Anpassung des Spannungsexponenten für primäres Kriechen (13) wird n^s (19) mit einer Funktion dargestellt, die abhängig von der Äquivalenzspannung σ_{eq} im Bereich $1 \leq n^s \leq 5$ verläuft. Mit diesem Wertebereich für n^s lassen sich gute Übereinstimmungen der stationären Kriechraten aus Versuchen und Berechnung erzielen.

$$\{\dot{\varepsilon}^s\} = \frac{F^s}{\eta^s} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \{\sigma\}} \cdot q^s \quad (17)$$

$$F^s = p_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{p_0} \right)^{(n^s \cdot q_*^s)} \quad (18)$$

$$n^s = 5 + \frac{1-5}{1 + \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eq,0}^s} \right)^{p^s}} \quad (19)$$

2.1.5 Tertiäres Kriechen

Die Verformungen des tertiären Kriechens treten auf, sobald die Dilatanzbedingung F^t (21) einen positiven Wert annimmt. Diese wird maßgeblich über die Oktaedernormal- und Oktaederschubspannung bestimmt. Der Faktor θ (8) beschreibt den Belastungszustand im Hauptspannungsraum und berücksichtigt damit die Spannungsgeometrie. Der Einfluss der Entfestigung wird in der tertiären Viskosität η_*^t (22) berücksichtigt, welche bei einer Zunahme der Schädigungs-Volumendehnung $\varepsilon_{v,d}$ bis auf ein Minimum sinkt. Dies wird im Bruchzustand erreicht.

Da das tertiäre Kriechen sich nicht volumentreu verhält, wird die Volumenzunahme in Abhängigkeit vom Dilatanzwinkel ψ_*^t (26) als Anteil in den Richtungsableitungen des Spannungstensors berücksichtigt. Im Parameter k (24) fließt die Belastungsgeschwindigkeit ein.

$$\{\dot{\varepsilon}^t\} = \frac{F^t \cdot k^t}{\eta_*^t \cdot q^t} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \quad (20)$$

$$F^t = \theta^{0,125} \cdot \left(\frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(\theta_0)} + \frac{1}{t_1} \cdot |\sigma_o|} - \sigma^z \right) + \tau_o \quad (21)$$

$$\eta_*^t = \eta^t + (\eta_0 - \eta^t) \cdot \tanh \left(m_*^t \cdot \theta_* \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (22)$$

$$\theta_* = e^{\frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_o + \sqrt{2} \cdot \tau_o}{2 \cdot p_0}} \quad (23)$$

$$k = \frac{\sqrt{\frac{4}{3} J_2(\dot{\varepsilon})}}{1E-5} \quad (24)$$

$$\psi_{max}^t = \frac{\psi_{max}}{q^t} \quad (25)$$

$$\psi_*^t = \psi + (\psi_{max}^t - \psi) \cdot \tanh \left(m_*^t \cdot \theta_* \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (26)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{2 \cdot \sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_{yy} - \sigma_{zz} - \sigma_{xx}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_{zz} - \sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \end{array} \right\} \quad (27)$$

$$\varepsilon_{v,d} = \varepsilon_x^t + \varepsilon_y^t + \varepsilon_z^t \quad (28)$$

$$\varepsilon_{v,d,b,*} = \frac{\varepsilon_{v,d,b}}{q^n} \quad (29)$$

$$m_*^t = \frac{m^t}{q^t} \quad (30)$$

2.1.6 Kriech- und Schubbruch

Das Eintreten von Kriech- bzw. Schubbruch wird über eine maximal aufnehmbare Bruchvolumendehnung ermittelt. Sobald die schädigungsbedingte Dilatanz einen vom Salztyp abhängigen Wert der Bruchvolumendehnung überschritten hat ($\varepsilon_{v,d} > \varepsilon_{v,d,b,*}$) treten zusätzlich zu den Verformungen aus primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen noch Bruchverformungen auf. Die Größe der Bruchdehnung berechnet sich über die Fließfunktion der Restfestigkeit F^n (32) und einer von der Bruchentfestigung abhängigen Viskosität η_*^n (33).

$$\{\varepsilon^n\} = \frac{F^n \cdot k}{\eta_*^n \cdot q^n} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} \quad (31)$$

$$F^n = \theta^{0,125} \cdot \left(\frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(n_o)} + \frac{1}{n_1} |\sigma_o|} - \sigma^z \right) + \tau_o \quad (32)$$

$$\eta_*^n = \eta^n + (\eta_0 - \eta^n) \cdot \tanh \left(m_*^n \cdot \frac{\varepsilon_{v,d} - \varepsilon_{v,d,b,*}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (33)$$

$$\psi_*^n = \psi + (0 - \psi) \cdot \tanh \left(m_*^n \cdot \frac{\varepsilon_{v,d} - \varepsilon_{v,d,b,*}}{\varepsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (34)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi^n)}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_{yy} - \sigma_{zz} - \sigma_{xx}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi^n)}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_{zz} - \sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi^n)}{3} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \end{pmatrix} \quad (35)$$

$$m_*^n = \frac{m^n}{q^n} \quad (36)$$

2.1.7 Verheilung

Die Verheilung wird im Stoffmodell TUBSsalt additiv zu den weiteren viskosen und plastischen Verzerrungsanteilen berücksichtigt, sobald der Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze liegt bzw. $F^t < \sigma^z$ (21) erfüllt ist und Schädigung aufgetreten ist. σ^z (47) ist in diesem Fall die aktuelle Zugfestigkeit. Aus diesen Forderungen ergibt sich, dass Verheilung im Stoffmodell TUBSsalt bei ausreichend negativer Oktaedernormalspannung wirksam wird und die Einspannung für die Verheilung hinreichend groß gegenüber einer möglichen Schubbeanspruchung sein muss. Die einzelnen Komponenten des Tensors $\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}}$ (41) werden betrachtet, um die Anisotropie der Schädigung zu berücksichtigen.

$$\{\varepsilon^t\} = \frac{F^t \cdot q^v}{\eta_*^v} \cdot \frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} \quad (37)$$

$$\eta_*^v = \eta^v + (\eta_0 - \eta^v) \cdot \tanh\left(m_*^v \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}}\right) \quad (38)$$

$$\psi_*^v = \psi + (\psi_{max}^t - \psi) \cdot \tanh\left(m_*^v \cdot \frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}}\right) \quad (39)$$

$$\varepsilon_{d,*} = \sqrt{(\varepsilon_{d,1})^2 + (\varepsilon_{d,2})^2 + (\varepsilon_{d,3})^2} \quad (40)$$

$$\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1 - \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2 - \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2 - \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3 - \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{d,3}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_3 - \left(\frac{\varepsilon_{d,1}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_1 - \left(\frac{\varepsilon_{d,2}}{\varepsilon_{d,*}} \cdot \sigma_2\right)\right)\right)}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \end{pmatrix} \quad (41)$$

$$m_*^v = m^v \cdot q^v \quad (42)$$

2.1.8 Zugbruch

Zugbruch tritt auf, sobald die größte Hauptspannung σ_3 größer als die Zugfestigkeit σ^Z ist und damit $F^Z > 0$ (44) erfüllt ist. Die Größe der Zugverformungen wird durch die Zugfestigkeit σ^Z (47) bestimmt. Die Zugfestigkeit wird in Abhängigkeit von der dilatanten Schädigung bestimmt. Sobald Zugbruch auftritt, werden keine anderen Verformungsanteile bestimmt. Bei Zugbruch werden rein plastische Dehnungsinkremente berechnet.

$$\{\varepsilon^Z\} = \frac{F^Z}{K + \frac{4}{3} \cdot G} \cdot \frac{\partial Z}{\partial \{\sigma\}} \quad (43)$$

$$F^Z = \sigma_3 - \sigma^Z \quad (44)$$

$$\frac{\partial Z}{\partial \sigma_1} = \frac{\partial Z}{\partial \sigma_2} = 0 \quad (45)$$

$$\frac{\partial Z}{\partial \sigma_3} = 1 \quad (46)$$

$$\sigma^Z = \frac{\sigma_0^Z}{\left(1 + \left(\frac{\varepsilon_{v,d}}{\varepsilon_{v,d,b,*}}\right)^{\frac{1}{p^{el}}}\right)^{p^{el}}} \quad (47)$$

2.1.9 Temperatur

Der Einfluss der Temperatur wird an verschiedenen Stellen im Stoffmodell durch den Parameter q (48)-(52) dargestellt, der je nach Wirkungsbereich unterschiedlich formuliert ist. Für den elastischen Anteil q^{el} (48) wird der Ansatz nach [Frost und Ashby, 1982] gewählt, für das sekundäre Kriechen q^s (50) ein an die Versuchsergebnisse angepasster Ansatz nach [Glabisch, 1997]. Mit beiden Ansätzen konnte keine ausreichend gute Übereinstimmung von Labordaten und Berechnungsergebnissen erzielt werden, weshalb die übrigen Parameter q als Quotient aus aktueller Temperatur und Referenztemperatur anhand empirisch ermittelter Exponenten gewichtet werden. Die Referenztemperatur T_0 beträgt 300 K, bei dieser Temperatur ist kein Einfluss der Parameter q vorhanden.

$$q^{el} = 1 + \left(\frac{T-T_0}{T_m} \cdot \frac{T_m}{G_0} \cdot \frac{\partial G}{\partial T}\right) = 1 + \left(\frac{T-T_0}{T_m} \cdot (-0,73)\right) \quad (48)$$

$$q^p = \left(\frac{T}{T_0}\right)^2 \quad (49)$$

$$q^s = \left(\frac{T}{T_0}\right) \cdot \frac{e^{\frac{-Q}{R \cdot T}}}{e^{\frac{-Q}{R \cdot T_0}}} \quad (50)$$

$$q_*^s = q^t = q^n = \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{3}{2}} \quad (51)$$

$$q^v = \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{2}{3}} \quad (52)$$

2.2 Implementierung

Der von Döring et al. formulierte Ansatz des Stoffmodells beruht auf der Ermittlung einer Dehnungsrate, welche als Summe der Raten der einzelnen Phänomene gebildet wird. Die Gesamt-Dehnungsrate wird über die Zeit integriert zu einem Dehnungsinkrement. Das numerische Programmsystem berechnet über den Dehnungsinkremententensor einen neuen Spannungstensor, mit dem die Raten des nächsten Zeitschritts bestimmt werden können. Der Ablauf innerhalb eines Zeitschritts ist in Abbildung 4 aus [Missal et al., 2016] dargestellt.

Die Laborversuche sowie In-Situ-Situationen der Asse wurden mit einem früheren Stand des Stoffmodells gerechnet, dessen Formulierung von dem in diesem Bericht vorgestellten Stand abweicht und im Wesentlichen [Missal et al., 2016] entspricht. Die aus den Ergebnissen gewonnenen Erkenntnisse führten zu einer Optimierung einzelner Terme und wurden anhand der Berechnungen der WIPP Laborversuche validiert.

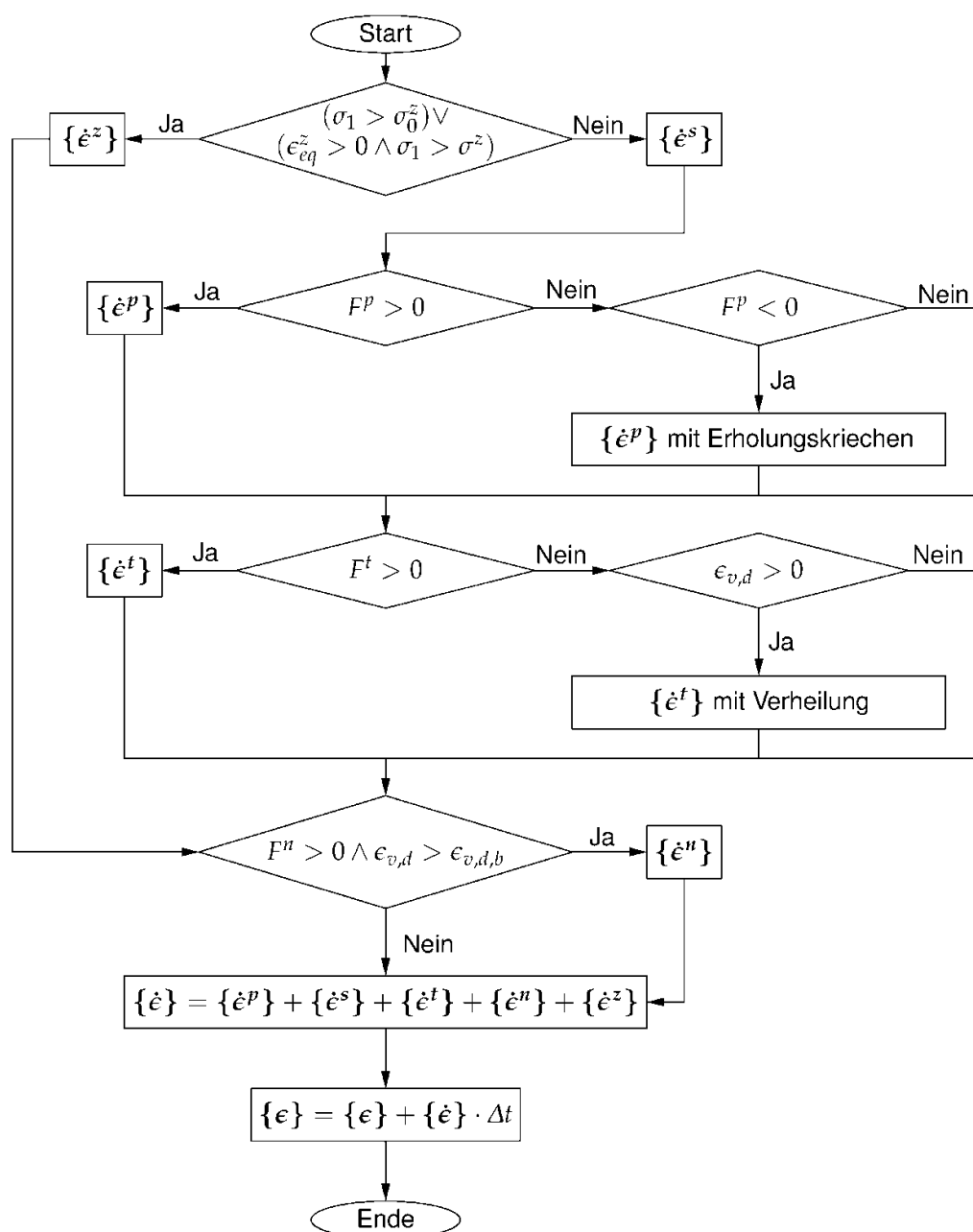


Abbildung 4: Berechnungsablauf innerhalb eines Zeitschritts

2.2.1 Excel und MATLAB

Zur Bestimmung der Parameter wurde das Stoffmodell zunächst in Microsoft Excel 2010, später in MathWorks MATLAB R2014a implementiert. Beide Programme arbeiten semi-analytisch, die Berechnungen werden daher an einem Einheitswürfel durchgeführt. Aus diesem Grund können lediglich die verschiedenen Arten von Laborversuchen berechnet werden, komplexe Geometrien sind nicht möglich. Die hohe Berechnungsgeschwindigkeit erlaubt es, die Parameterbestimmung an den vorliegenden Versuchsdaten in sehr kurzer Zeit zu überprüfen.

2.2.2 Itasca FLAC3D Version 5.01

Die Implementierung des Stoffmodells TUBSsalt erfolgt in FLAC3D der Firma Itasca Consulting Group, Inc. in Version 5.01, das nach der Methode der finiten Differenzen (FDM) arbeitet, über eine Schnittstelle für Benutzerstoffmodelle [Itasca Consulting Group Inc., 2012a]. Die Programmierung erfolgt in C++ mit der Entwicklungsumgebung Microsoft Visual Studio 2010 und dem integrierten Compiler. Die Einbindung in FLAC3D erfolgt als Dynamic Link Library (DLL). Hierdurch wird sichergestellt, dass Vorteile und Rechengeschwindigkeit des expliziten Berechnungsverfahrens von FLAC3D genutzt werden.

Innerhalb der C++ Routine wird aus dem alten Spannungstensor, dem Dehnungsinkrementtensor und dem Zeitinkrement sowie der aktuellen Temperatur der neue Spannungstensor ermittelt. Dazu wird unterstellt, dass nur elastische Dehnungsinkremente spannungswirksam sind. Sämtliche Dehnungsanteile aus viskosem und plastischem Materialverhalten werden berechnet und vom Gesamtdehnungsinkrement subtrahiert. Zu berücksichtigen ist hierbei, dass FLAC3D die einzelnen zu berechnenden Zonen noch in Subzonen unterteilt. Die endgültigen Ergebnisse für einen Zeitschritt ergeben sich daher aus dem räumlich gewichteten Mittel der Subzonen.

Zurzeit ist in FLAC3D keine direkte Interaktion mit den thermischen Stoffmodellen vorgesehen. Daher werden die temperaturabhängigen Parameter Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität mit Hilfe einer FISH Routine berechnet und an das thermische Modell übergeben [Itasca Consulting Group Inc., 2012b]. FISH ist eine FLAC3D interne Skriptsprache.

2.2.3 ANSYS Version 15.0

Da die Partner des Verbundprojektes, bis auf das Institut für Nukleare Entsorgung (KIT-INE), FLAC3D als numerisches Programm einsetzen, hat sich das IGB-TUBS zur Aufgabe gemacht, das eigene Stoffmodell in zwei unterschiedlichen Programmsystemen zu implementieren. Hierzu wird das Programm ANSYS der Firma ANSYS, Inc. genutzt, das nach der Methode der finiten Elemente (FEM) arbeitet und in der Version 15.0 vorliegt.

Die Implementierung läuft hier über die allgemeine Material-Schnittstelle *usermat*, in der das Materialverhalten vollständig definiert werden muss. Die beiden speziellen Schnittstellen für Kriechverhalten können nicht benutzt werden, da hier die elastischen Eigenschaften nicht beeinflusst werden können, was für die Nachrechnung von Festigkeitsversuchen erforderlich ist. Die Programmierung erfolgt in FORTRAN mit dem Intel Compiler Version 12.1 und wird ebenfalls als DLL eingebunden.

Bei den Berechnungen der In-situ-Situationen ergab sich die Schwierigkeit, dass eine Verbindung von eigenem Stoffmodell und automatischer Zeitschrittsteuerung in ANSYS nicht vorgesehen ist. Deshalb musste eine eigene Zeitschrittsteuerung programmiert werden. Diese definiert jeden Zeitschritt als neuen Lastschritt, dessen Länge in Abhängigkeit von der Anzahl der vorherigen Iterationen und dem plastischen Inkrement ermittelt wird. Diese Abhängigkeiten haben allerdings nicht zu einer vollständigen Automatisierung geführt und es waren daher sehr zeitaufwändige Berechnungsdurchläufe nötig, um die sensiblen Parameter der Zeitschrittsteuerung möglichst optimal anzupassen. Eine vergleichsweise performante Rechenleistung konnte trotzdem nicht erreicht werden.

Die Berechnung des IFC und HFCP Versuches konnte bedingt durch die Zeitschrittproblematik nicht in akzeptabler Zeit vollständig durchgeführt werden und die übrigen In-situ-Situationen wurden aufgrund noch komplexerer Modelle nicht in ANSYS umgesetzt. Deshalb beschränken sich die Ergebnisse aus ANSYS in diesem Bericht lediglich auf Versuchsergebnisse.

2.2.4 Vergleichende Betrachtung

Im Rahmen des Teilvorhabens 6 erfolgte ein Vergleich der Berechnungsergebnisse von ANSYS und FLAC3D für die Laborversuche amASSE Speisesalz. Für diese Vergleichsberechnungen wurde die in [Missal et al., 2016] vorgestellte Revision des Stoffmodells in beiden Programmsystemen implementiert und ein einheitlicher Parametersatz verwendet. Hierbei konnte eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Berechnungsergebnissen der unterschiedlichen Programmsysteme nachgewiesen werden. Lediglich im Bereich der transienten Erholung sind kleinere Abweichungen zwischen dem FDM- und FEM-Programm erkennbar. Die Ergebnisse dieser Berechnungen werden in Abschnitt 3.2 ausführlich vorgestellt.

Daraus lässt sich schließen, dass es innerhalb der Programmsysteme keinen systematischen Fehler gibt. Auch haben die unterschiedlichen Berechnungsmethoden keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis. Daher kann eine weitergehende Betrachtung allein mit dem Programm FLAC3D als ausreichend angesehen werden.

2.3 Parameterbestimmung

Die Genauigkeit der numerischen Berechnung hängt sehr stark von den gewählten Parametern ab. Bei höherwertigen Stoffmodellen ergibt sich zur Beschreibung des Materialverhaltens eine große Anzahl von Parametern. Bei dem Stoffmodell TUBSsalt werden zur Beschreibung des elastischen Verhaltens drei Parameter benötigt. Das primäre Kriechen wird mit vier Parametern, das sekundäre Kriechen mit drei Parametern und das tertiäre Kriechen mit sechs Parametern beschrieben. Für die Abbildung der Verheilung werden zwei Kennwerte zusätzlich benötigt. Zur Beschreibung von Nachbruchverhalten und Zugbruch sind sechs Parameter erforderlich. Die Temperaturabhängigkeit erfordert einen weiteren Kennwert. Damit ergibt sich eine Gesamtzahl von 25 Materialparametern zuzüglich der Dichte, die in Tabelle 2 zusammengefasst sind.

Die Einheiten der Parameter sind so gewählt, dass diese untereinander konsistent sind. Die Einheit der Länge ist [m] und die Einheit der Zeit ist [s]. Kräfte werden in [MN] und Spannungen in [MPa] angegeben (vgl. [Itasca Consulting Group Inc., 2012c]).

Tabelle 2: Übersicht der für das Stoffmodell TUBSSalt verwendeten Parameter

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Bezeichnung (englisch)	Einheit
1	K_0	Kompressionsmodul	Bulk modulus	MPa
2	G_0	Schubmodul	Shear modulus	MPa
3	p^{el}	Schädigungsexponent	Damage exponent	-
4	η^p	Viskosität des primären Kriechens	Viscosity of primary creep	MPa·d
5	E^p	Verfestigungsmodul	Hardening modulus	MPa
6	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	Start of the slope change	MPa
7	p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	Curvature parameter for the stress dependence of n^p	-
8	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	Viscosity of secondary creep	MPa·d
9	$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	Start of the slope change	MPa
10	p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	Curvature parameter for the stress dependence of n^s	-
11	η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	Viscosity of tertiary creep	MPa·d
12	t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	Initial Slope of the damage boundary	°
13	t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	Maximum yield stress of the damage boundary	MPa
14	m^t	Schädigungsbeiwert	Damage coefficient	-
15	ψ	Dilatanzwinkel	Angle of dilatancy	°
16	$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	Volumetric strain at failure	-
17	η^v	Viskosität der Verheilung	Viscosity of healing	MPa·d
18	m^v	Verheilungsbeiwert	Healing coefficient	-
19	η^n	Viskosität im Nachbruch	Viscosity after failure	MPa·d
20	n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	Initial slope	°
21	n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	Maximum yield stress	MPa
22	m^n	Nachbruchbeiwert	Post failure coefficient	-
23	σ_0^z	Zugfestigkeit	Tensile strength	MPa
24	Q	Aktivierungsenergie	Activation energy	J/mol
25	ρ	Dichte	Density	Gg/m ³

Zur Bestimmung dieser Werte dient ein Versuchsprogramm mit systematischen Variationen der Versuchsbedingungen, wie Manteldruck und Temperatur. Manche Parameter lassen sich durch eine Auswertung der Versuchsdaten direkt ablesen, während andere durch Parameterstudien an die graphischen Versuchsauswertungen angepasst werden müssen. Dabei ist zu beachten, dass das Ziel nicht eine möglichst genaue Anpassung des Stoffmodells an einzelne Versuche ist, sondern ein gemeinsamer Parametersatz zur Nachrechnung des vollständigen Versuchsprogramms. Dies wird dadurch erschwert, dass Versuchsdaten einer gewissen Streuung unterliegen und so nicht immer der Modellvorstellung entsprechen. Tabelle 3 bis Tabelle 5 ist zu entnehmen, auf welche Art die entsprechenden Parameter bestimmt werden können.

Tabelle 3: Aus Versuchsdaten direkt zu bestimmende Parameter

Symbol	Bezeichnung	Zugehörige Versuchsart
K_0	Kompressionsmodul	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
G_0	Schubmodul	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
ψ	Dilatanzwinkel	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
σ_0^z	Zugfestigkeit	Direkter Zugversuch / ggf. Braziliantest
ρ	Dichte	Dichtebestimmung

Tabelle 4: Aus Versuchsdaten indirekt zu bestimmende Parameter

Symbol	Bezeichnung	Zugehörige Versuchsart
η^p	Viskosität des primären Kriechens	(Dreiaxialer) Kriechversuch / In-situ-Messung
p^{el}	Schädigungsexponent	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
E^p	Verfestigungsmodul	(Dreiaxialer) Kriechversuch
$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	(Dreiaxialer) Kriechversuch
p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	(Dreiaxialer) Kriechversuch
η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	(Dreiaxialer) Kriechversuch / In-situ-Messung
$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	(Dreiaxialer) Kriechversuch
p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	(Dreiaxialer) Kriechversuch
t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
Q	Aktivierungsenergie	(Dreiaxiale) Kriechversuche bei unterschiedlichen Temperaturen

Tabelle 5: An Versuchsdaten bzw. In-situ-Messungen empirisch anzupassende Parameter

Symbol	Bezeichnung	Zugehörige Versuchsart
η^p	Viskosität des primären Kriechens	(Dreiaxialer) Kriechversuch / In-situ-Messung
η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	(Dreiaxialer) Kriechversuch / In-situ-Messung
η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
m^t	Schädigungsbeiwert	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
ψ	Dilatanzwinkel	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
η^v	Viskosität der Verheilung	(Dreiaxialer) Verheilungsversuch
m^v	Verheilungsbeiwert	(Dreiaxialer) Verheilungsversuch
η^n	Viskosität im Nachbruch	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch
m^n	Nachbruchbeiwert	(Dreiaxialer) Kurzzeitfestigkeitsversuch

2.4 Grenzen der Anwendbarkeit

Im Rahmen weitergehender außerhalb des Projektes durchgeführter Berechnungen zeigte sich, dass die Simulation von Laborversuchen mit sehr hohen Belastungsgeschwindigkeiten sowie sehr geringen Manteldrücken zu numerischen Problemen in der Berechnung führen kann. Außerdem sind die Formulierung des Zugbruchs sowie die Abminderung der Zugfestigkeit bei Schädigung bisher nicht ausreichend durch Versuchsdaten belegt. Hier sind weitergehende Untersuchungen sowohl numerischer als auch versuchstechnischer Art erforderlich.

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

3.1 Laborprogramm

Im Rahmen dieses Verbundprojektes wurde ein systematisches Versuchsprogramm aufgestellt und durch das IfG und die TU Clausthal umgesetzt. Dies besteht aus 21 Festigkeitsversuchen mit sieben unterschiedlichen Manteldrücken bei jeweils drei Temperaturen und konstanter Belastungsgeschwindigkeit (Tabelle 6 links) sowie zehn zweistufigen Kriechversuchen bei ebenfalls drei Temperaturen mit einem Schwerpunkt auf 333 K (Tabelle 6 rechts). Außerdem wurden zwei Verheilungsversuche durchgeführt. Die Daten dieser Versuche stehen allen Partnern zur Verfügung und stellen die gemeinsame Basis für die Parameterermittlung und die Berechnungen dar. Darüber hinaus stehen die Ergebnisse aus früheren Kriechversuchen zur Verfügung, die als ein- oder dreiaxiale Versuche von der BGR durchgeführt wurden. Hierbei zeigte sich bei der Bestimmung der stationären Kriechrate eine gewisse Differenz zwischen den neueren im Projekt durchgeführten Versuchen und den älteren Ergebnissen der BGR. Möglicherweise lässt sich dies auf unterschiedliche Lokationen für die Probengewinnung zurückführen.

Tabelle 6: Asse Speisesalz Versuchsprogramm Festigkeitsversuche (links) und Kriechversuche (rechts)

Festigkeitsversuche, Asse				Kriechversuche, Asse			
Nr.	σ_3	Temp.	$\dot{\epsilon}$	Nr.	Diff.-Spg.		Temp.
	[MPa]	[K]	[1/s]		[MPa]		[K]
457-23	0.2	300	1.E-5	457-K01	22	20	300
457-24	0.5	300	1.E-5	457-K02	20	18	300
457-25	1	300	1.E-5	457-K03	22	20	333
457-26	2	300	1.E-5	457-K04	20	18	333
457-27	3	300	1.E-5	457-K07	18	16	333
457-28	5	300	1.E-5	457-K08	16	14	333
457-29	20	300	1.E-5	457-K09	14	12	333
457-30	0.2	333	1.E-5	457-K10	12	10	333
457-32	0.5	333	1.E-5	457-K05	22	20	364
457-33	1	333	1.E-5	457-K06	20	18	360
457-34	2	333	1.E-5				
457-35	3	333	1.E-5				
457-36	5	333	1.E-5				
457-31	20	333	1.E-5				
457-37	0.2	373	1.E-5				
457-39	0.5	373	1.E-5				
457-40	1	373	1.E-5				
457-41	2	373	1.E-5				
457-42	3	373	1.E-5				
457-43	5	373	1.E-5				
457-44	20	373	1.E-5				

3.2 Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche Asse

Zur Bestimmung der vom Stoffmodell benötigten Parameter ist die Auswertung von Laborversuchen notwendig. Dies sind hauptsächlich mehrphasige Kriechversuche, dreiaxiale Festigkeitsversuche und Verheilungsversuche, aus denen ein gemeinsamer Parametersatz bestimmt wird. In Tabelle 3 bis Tabelle 5 in Abschnitt 2.3 ist aufgelistet, welche Versuche zur Ermittlung der entsprechenden Parameter benötigt werden. Abbildung 5 zeigt die Anpassung der stationären Kriechrate für Asse Speisesalz sowie die zugrunde liegenden Laborversuche für die drei

Temperaturstufen, bei denen Kriechversuche durchgeführt wurden. Abbildung 6 zeigt die auf Grundlage der Versuchsdaten ermittelte Dilatanzgrenze für Asse Speisesalz, aufgetragen in der Oktaederspannungsebene.

Das numerische Modell in FLAC3D besteht aus 640 Zonen, die einen Zylinder mit einer Höhe von 0,2 m und einem Durchmesser von 0,1 m repräsentieren. Die Vernetzung erfolgt mit Brick- und Wedge-Zonen. Der untere Rand des Zylinders wird in z-Richtung gehalten. Auf die Mantelfläche und die Oberseite werden Normalspannungen als Spannungsrandbedingungen aufgebracht. Die Nachrechnungen der Laborversuche wurden dabei mit einem einheitlichen Parametersatz für Asse Speisesalz durchgeführt.

Wie in Abschnitt 2.2 erläutert, wurden die Berechnungen am Asse Speisesalz mit einer früheren Version von TUBSsalt durchgeführt, dessen Formulierung in [Missal et al., 2016] zu finden ist.

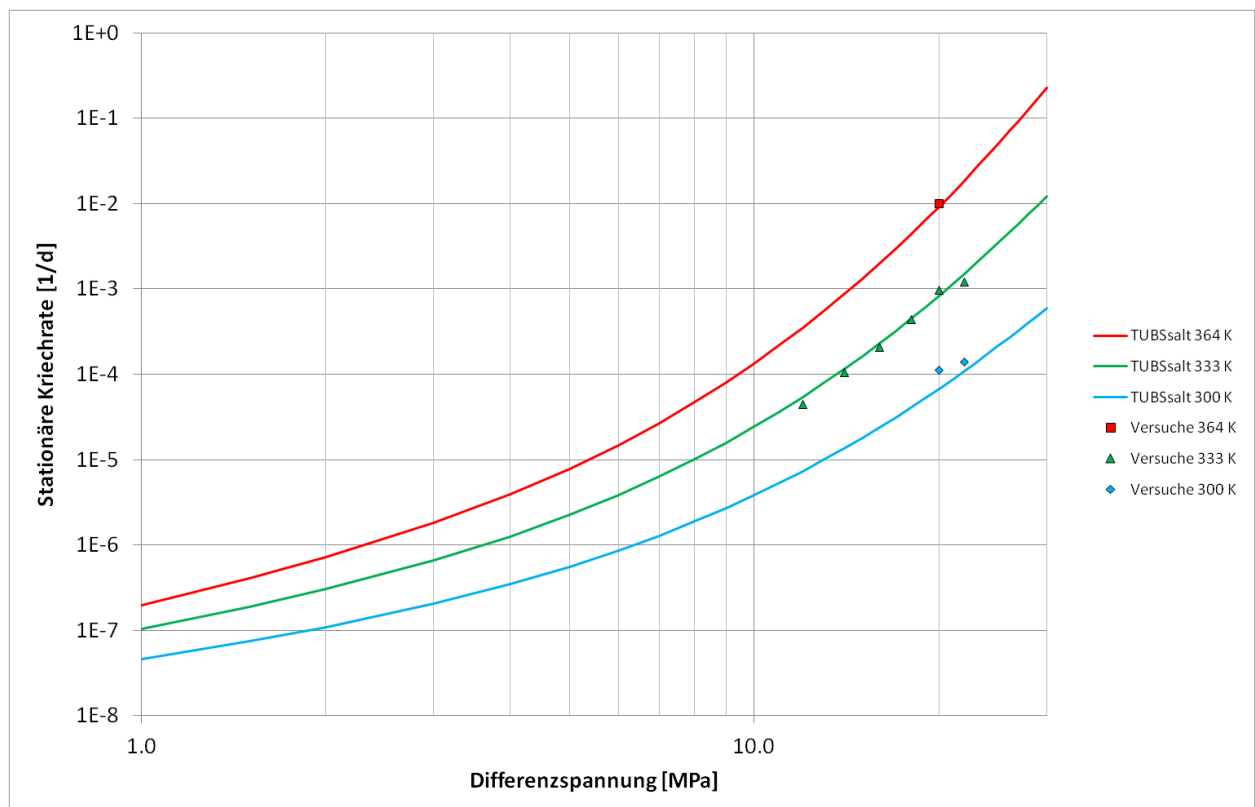


Abbildung 5: Asse Speisesalz stationäre Kriechrate

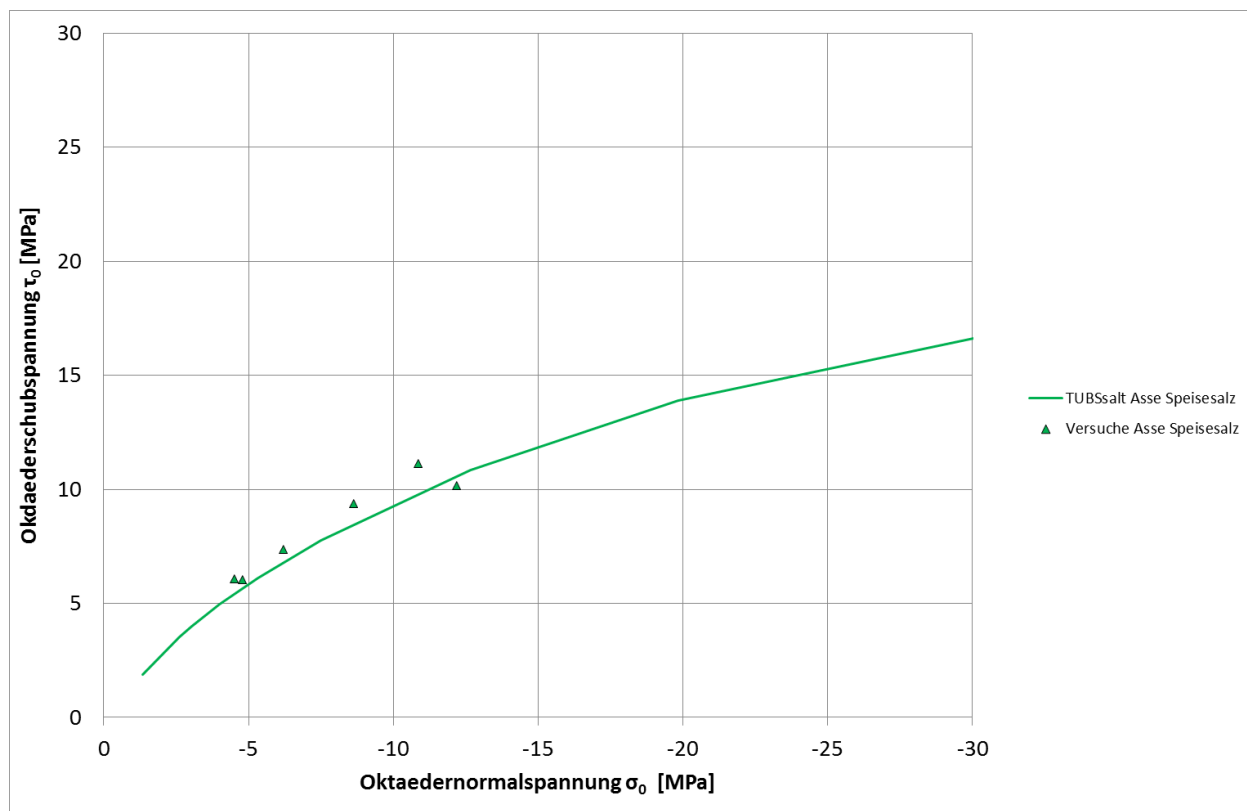


Abbildung 6: Asse Speisesalz Dilatanzgrenze

3.2.1 Kriechversuche

Die Abbildungen zu den Kriechversuchen zeigen jeweils ein Verzerrungs-Zeit-Diagramm sowie ein Verzerrungsraten-Zeit-Diagramm. Dabei wird durch die Linienart ausgedrückt, ob es sich um die Versuchsdaten oder die Berechnung mit FLAC3D bzw. ANSYS handelt. Die Farben stehen für die unterschiedlichen Differenzspannungen mit einheitlichem Manteldruck von 20 MPa, wobei jeweils die zweite Laststufe eine um 2 MPa niedrigere Axialspannung aufweist.

Abbildung 7 zeigt exemplarisch die Kriechversuche bei 333 K. Die weiteren Kriechversuche am Asse Speisesalz sind in Anhang B.1 zu finden. Es hat sich gezeigt, dass FLAC3D und ANSYS bei der Berechnung der Laborversuche nahezu deckungsgleiche Ergebnisse liefern, lediglich im Bereich der Erholung sind bei den Raten des transienten Erholungskriechens kleinere Abweichungen in den Verzerrungsraten zu erkennen. Es wird über die gesamte Bandbreite der Versuche eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messwerten erreicht.

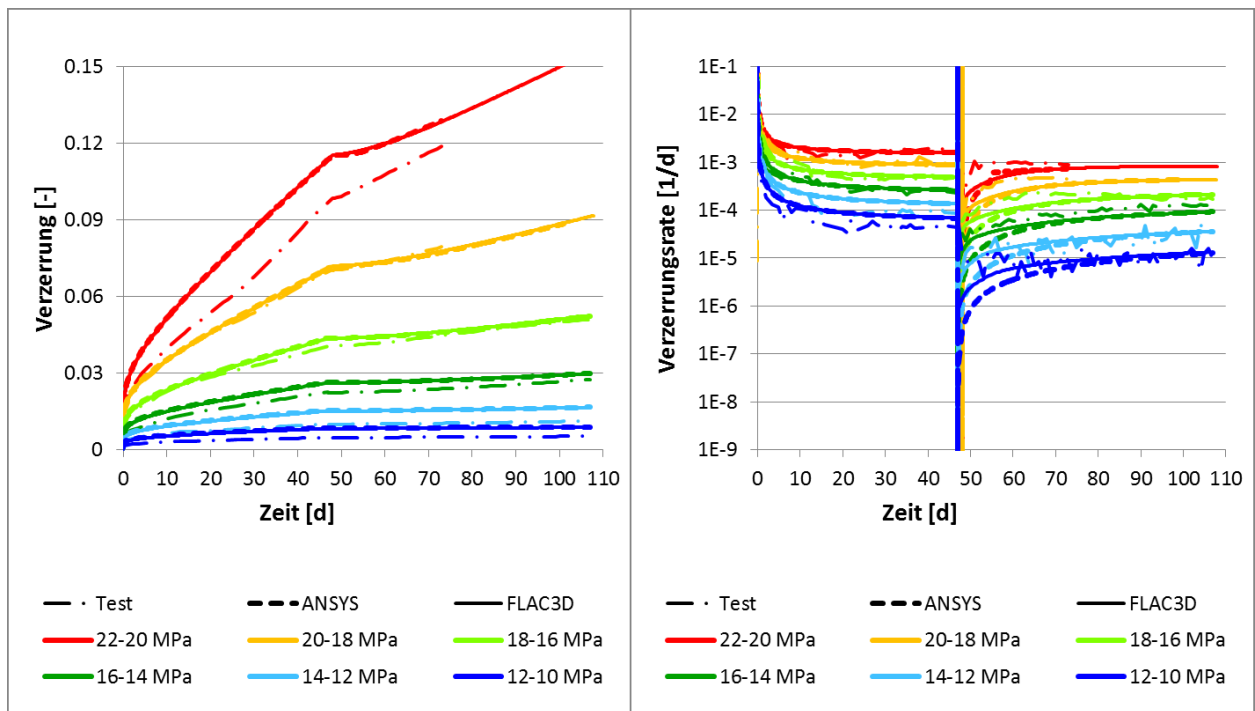


Abbildung 7: Asse Speisesalz Kriechversuche bei 333 K

3.2.2 Festigkeitsversuche

Die Festigkeitsversuche werden mit jeweils zwei Diagrammen pro Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit dargestellt. Das linke Diagramm zeigt die Äquivalenzspannung aufgetragen über der axialen Verzerrung, das rechte den Verlauf der Dilatanz. Die Datenquelle wird analog zu den Kriechversuchen durch die Linienart festgelegt, wohingegen die Farben bei den Festigkeitsversuchen die unterschiedlichen Manteldrücke von 0,2 MPa bis 20 MPa kennzeichnen.

In Abbildung 8 sind beispielhaft die Festigkeitsversuche bei einer Temperatur von 333 K und einer Belastungsgeschwindigkeit von $1E-5$ 1/s dargestellt. Die Diagramme der weiteren Festigkeitsversuche am Asse Speisesalz sind in Anhang B.1 zu finden. Auch hier zeigt sich, dass die Berechnungen mit FLAC3D und ANSYS nahezu identische Ergebnisse liefern. Die tendenzielle Entwicklung der Festigkeitsversuche mit steigendem Manteldruck wird gut erfasst, allerdings sind hier noch Probleme im Hinblick auf eine Abhängigkeit der Restfestigkeit vom Manteldruck sowie im Verlauf der Dilatanz zu erkennen.

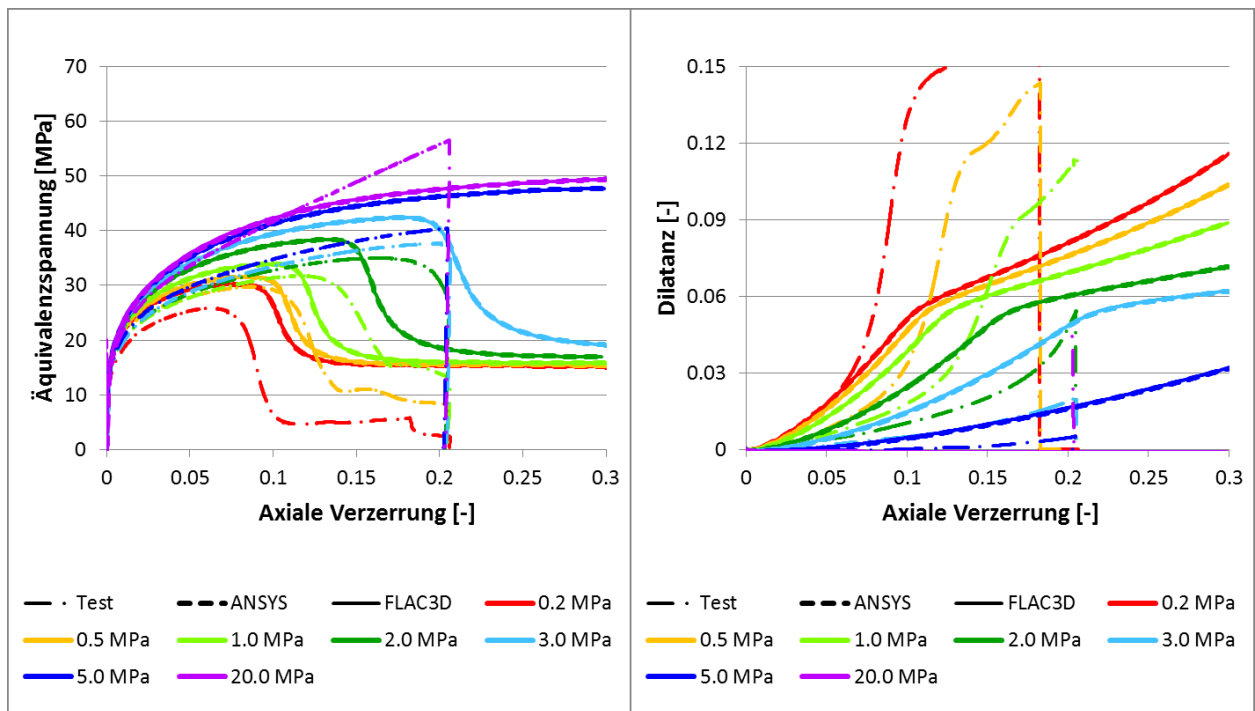


Abbildung 8: Asse Speisesalz Festigkeitsversuche bei 333 K und 1E-5 1/s

3.2.3 Verheilungsversuche

Bei den durch die TUC durchgeführten Verheilungsversuchen wird durch eine axiale Belastung bei sehr niedrigem Manteldruck eine Schädigung mit Volumendehnung hervorgerufen. Der Manteldruck wird anschließend gesteigert, bis fast ein isotroper Belastungszustand herrscht. Dies führt zu einer Rückbildung der Schädigung und damit Verheilung der Salzprobe.

Zwei ausgewählte Verheilungsversuche werden in Abbildung 9 mit jeweils einem Diagramm dargestellt, welches die Entwicklung der Dilatanz sowie die aufgebrachte Äquivalenzspannung über die Zeit zeigt. Je nach Versuchsbedingungen wird die Dilatanz unterschiedlich gut durch die Berechnung mit FLAC3D beschrieben. Da bisher allerdings erst wenige Verheilungsversuche durchgeführt wurden, die zuverlässige Daten geliefert haben, war keine systematische Erfassung der Verheilungseffekte im Stoffgesetz möglich.

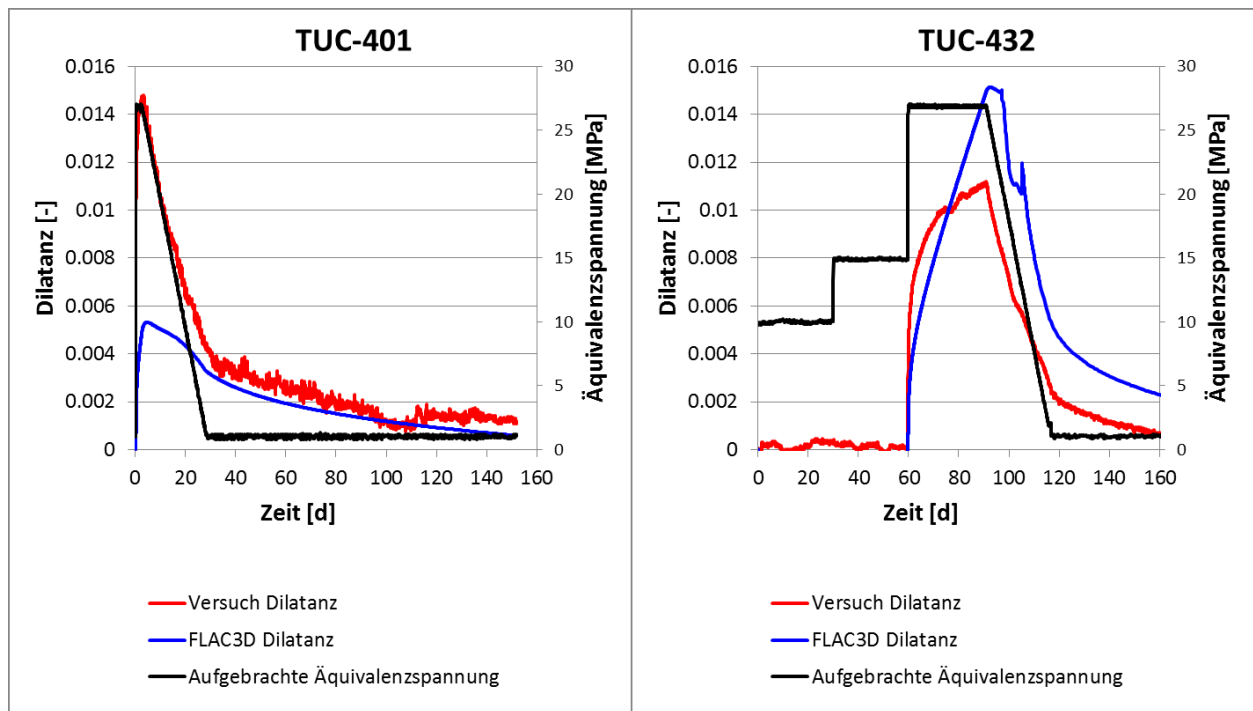


Abbildung 9: Asse Speisesalz Verheilungsversuche

3.3 IFC Versuch

Für den *Isothermal Free Convergence* (IFC) Versuch wurde in der Schachanlage Asse II von der 750 m Sohle ein 300 m tiefes Bohrloch abgeteuft (vgl. Abbildung 10). Über einen Zeitraum von 834 Tagen wurde in einer Teufe von 292 m die Konvergenz des Bohrlochs gemessen. Das numerische Modell für den IFC Versuch besteht aus einem Kreisabschnitt mit 3460 Zonen (Abbildung 11) mit den Abmessungen von 1 m in der Höhe und 20 m in der Länge. Für die Simulation wird eine Rotationssymmetrische Modell genutzt. Der Berechnungsablauf folgte dem Schema:

- Einprägung des Initialspannungszustands mit 24 MPa und einer Initialtemperatur von 315,15 K
- Ausbruch der Bohrung
- Kriechberechnung für 1200 Tage

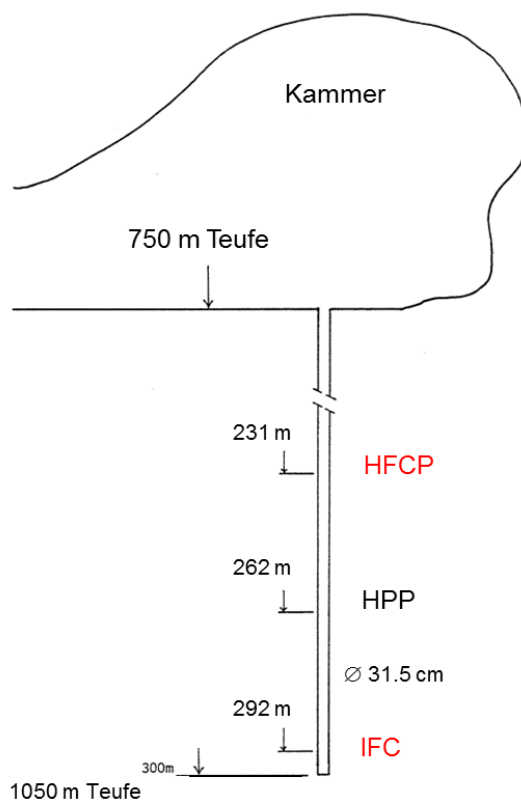


Abbildung 10: IFC Versuch Skizze [Lowe und Knowles, 1989]

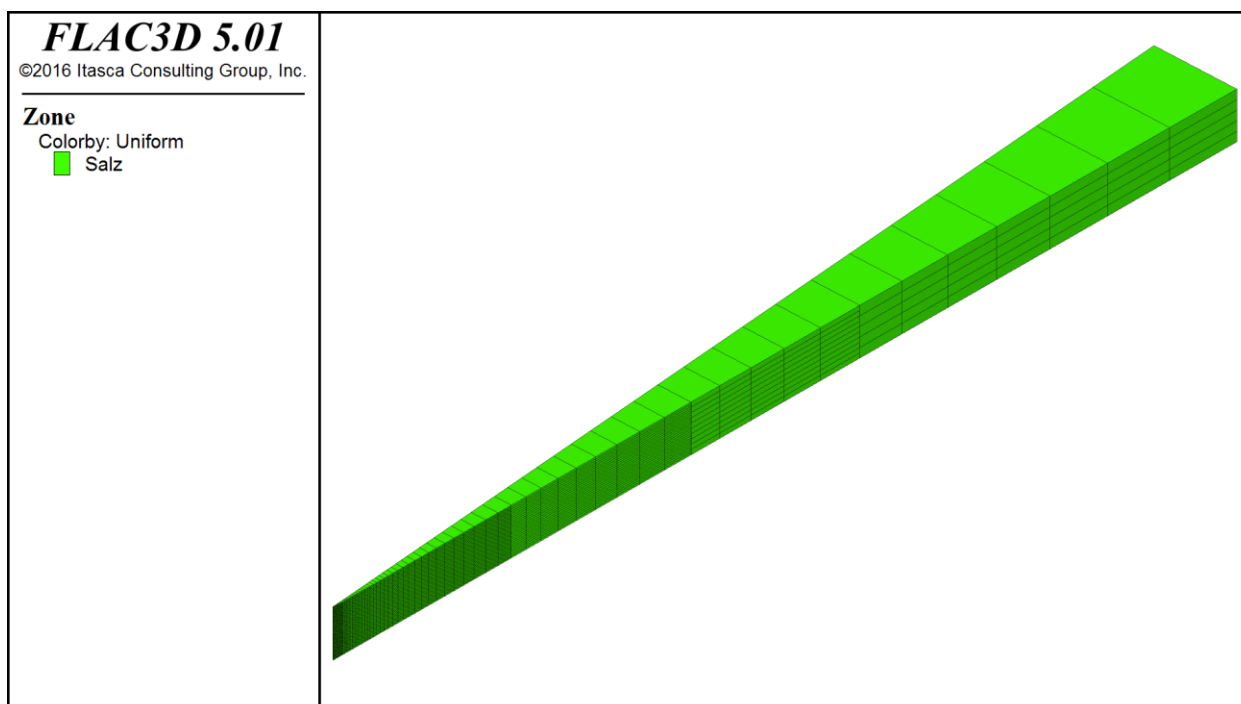


Abbildung 11: IFC Versuch Modell

Der Parametersatz für den IFC Versuch wurde zunächst anhand der Asse-Laborversuche ermittelt. In Hinblick auf die Berechnung des HFCP Versuchs wurde der Parametersatz durch Anpassung an die Messergebnisse nachkalibriert. Das Ziel ist hier nicht die möglichst gute Anpassung an den IFC Versuch an sich, sondern die Bereitstellung eines guten mechanischen Parametersatzes, um im HFCP Versuch den Fokus auf den Einfluss der Temperatur legen zu

können. Dafür wurden zwei Parameter des primären und sekundären Kriechens angepasst (Tabelle 7).

Abbildung 12 zeigt den Vergleich der gemessenen Konvergenz aus [Lowe und Knowles, 1989] und der Berechnungsergebnisse mit ursprünglichem und angepasstem Parametersatz als zeitlichen Verlauf der Konvergenz.

Tabelle 7: IFC Versuch Parameteranpassung

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	18	MPa
2	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	1,5E+7	MPa·d

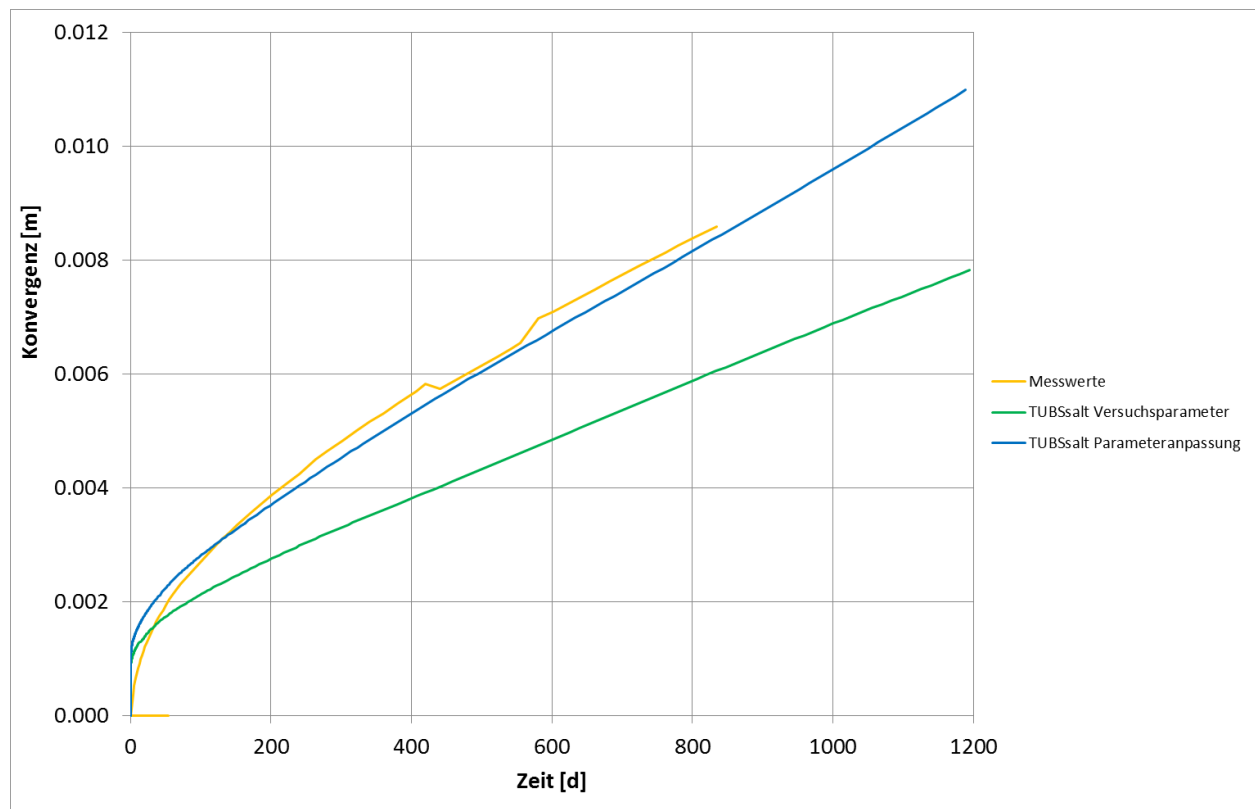


Abbildung 12: IFC Versuch Konvergenz Messwerte und Berechnungsergebnisse

In Abbildung 13 ist die Äquivalenzspannung als horizontale Spur vom Bohrloch ins Gebirge nach 1200 Tagen dargestellt. Der Einfluss der angepassten Parameter ist hier nur minimal zu erkennen.

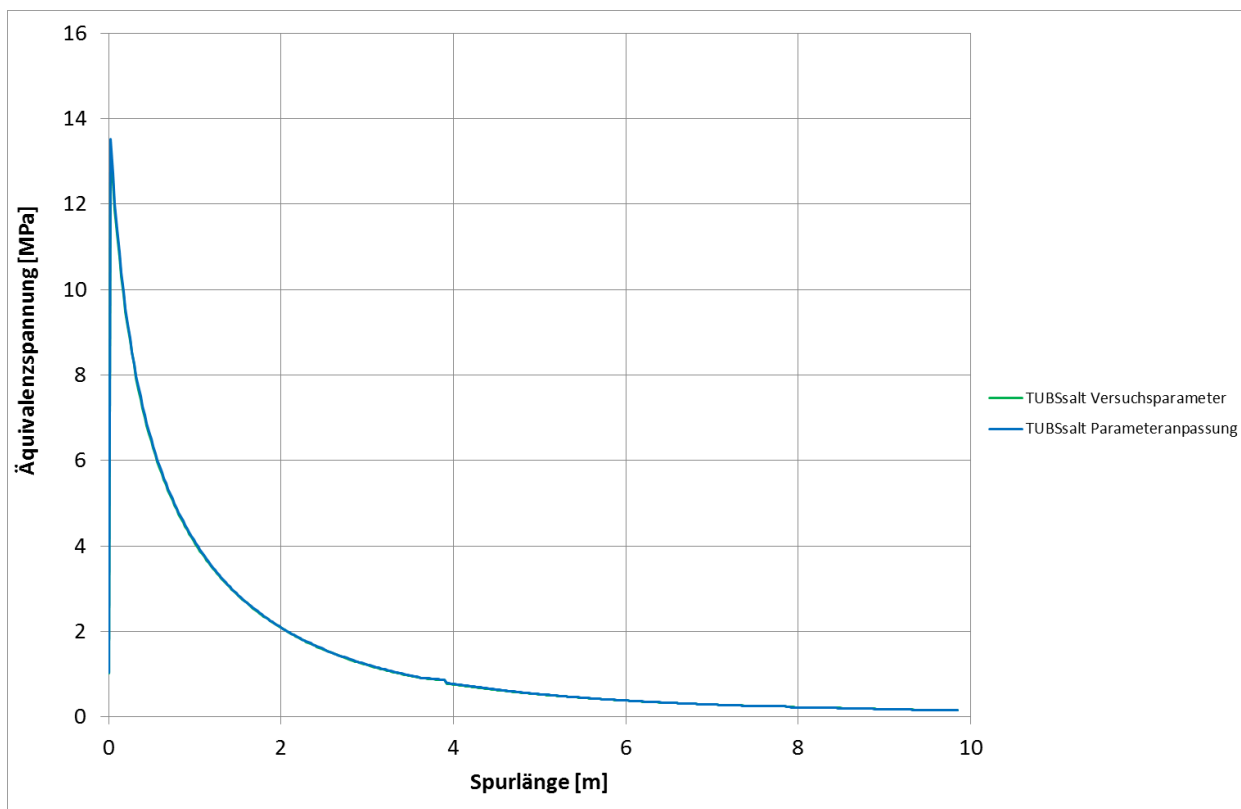


Abbildung 13: IFC Versuch Spur Äquivalenzspannung nach 1200 Tagen

Die Berechnung ergab einen geschädigten Gebirgsbereich nur in der unmittelbaren Nähe zum Bohrloch (Abbildung 14 rechts). Dies ist aufgrund der Spannungs- und Temperaturverhältnisse sowie des geringen Bohrdurchmessers von etwa 31 cm plausibel.

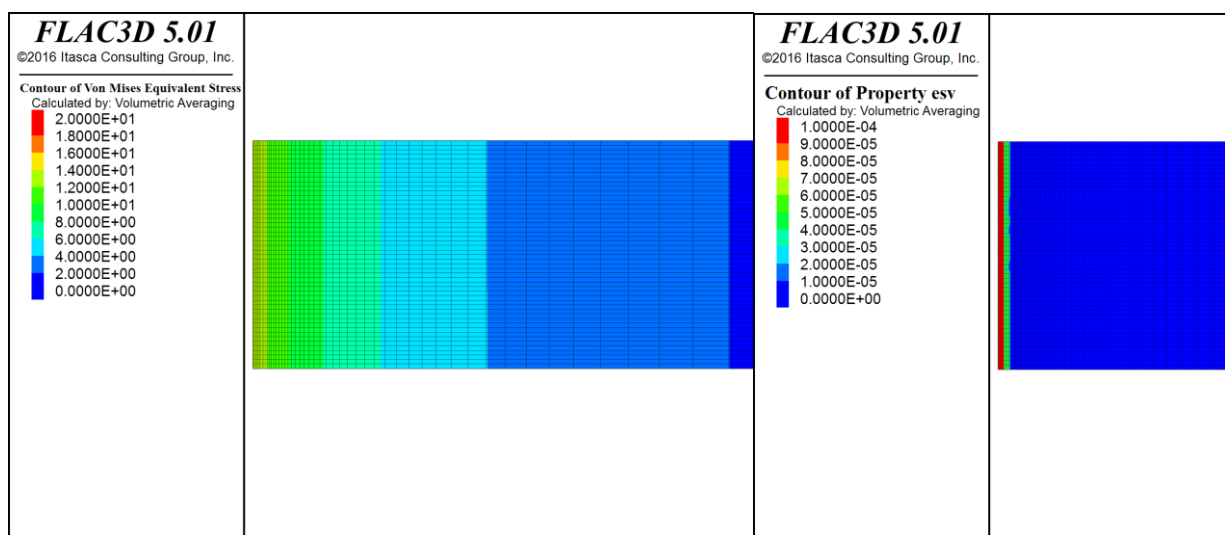


Abbildung 14: IFC Versuch Konturplot Äquivalenzspannung (links) und Schädigung (rechts)

3.4 HFCP Versuch

Beim *Heated Free Convergence Probe* (HFCP) Versuch wurde ein Erhitzer in das für den IFC Versuch hergestellte Bohrloch auf eine Teufe von 231 m herabgelassen, wo dieser mit einer Leistung von 6.000 W das umgebende Gebirge erhitze (vgl. Abbildung 15). Zwischen dem Erhitzer und dem Gebirge war ein umlaufender Spalt von 4 cm. Der Versuch wurde nach 19 Tagen beendet, da sich der Spalt geschlossen hatte. Während dieser Zeit und drei zusätzli-

chen Tagen als Abkühlphase wurde die Konvergenz des Bohrlochs gemessen. Der Einfluss des Erhitzers wurde über eine Temperaturvorgabe an der Bohrlochwand berücksichtigt, welche auf Basis von Messwerten ermittelt wurde.

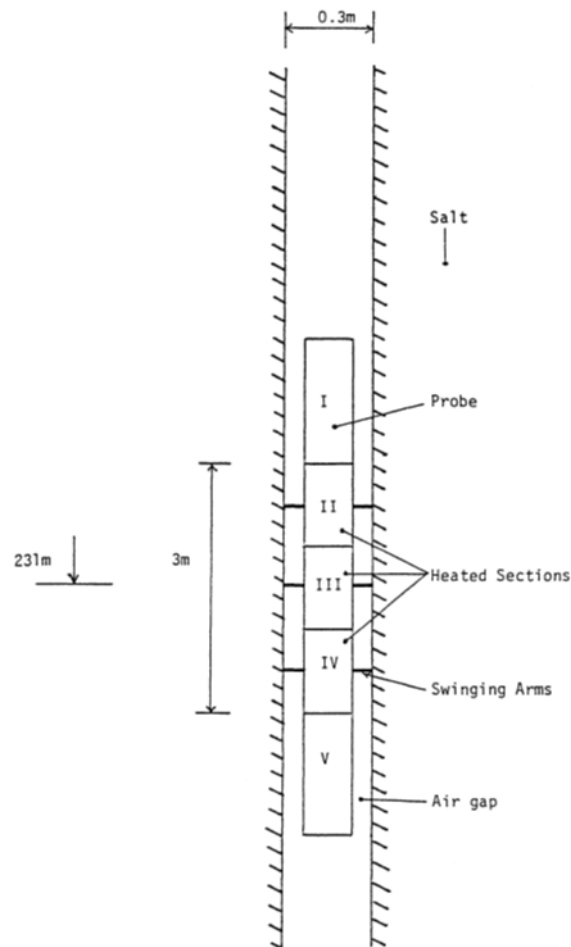


Abbildung 15: HFCEP Versuch Skizze [Lowe und Knowles, 1989]

Auch das HFCEP Modell besteht aus einem Kreisabschnitt, welches allerdings deutlich höher ist, um die Reaktion des Salzgesteins über die Länge des Bohrlochs darstellen zu können. Es besteht aus 36338 Zonen mit einer Höhe von 20 m und einer Länge von 20 m (Abbildung 16). Für die Simulation wird ein rotationssymmetrisches Modell genutzt. Der konturnahe und der erhitzte Bereich wurden besonders fein diskretisiert. Wie in Abschnitt 3.3 erläutert wurde für die Berechnung des HFCEP Versuches der Parametersatz für Asse Speisesalz anhand des Vergleichs der Messwerte und der Berechnungsergebnisse des IFC Versuches nachkalibriert. Der Berechnungsablauf folgte dem Schema:

- Einprägung des Initialspannungszustands mit 23 MPa und der Initialtemperatur von 313,95 K
- Ausbruch der Bohrung
- Kriechberechnung für 1309 Tage
- Aufbringen der zeitabhängigen Temperaturrandbedingung im Bereich der Erhitzer für 19 Tage
- Entfernen der Temperaturrandbedingung im Bereich des Erhitzer für 3 Tage

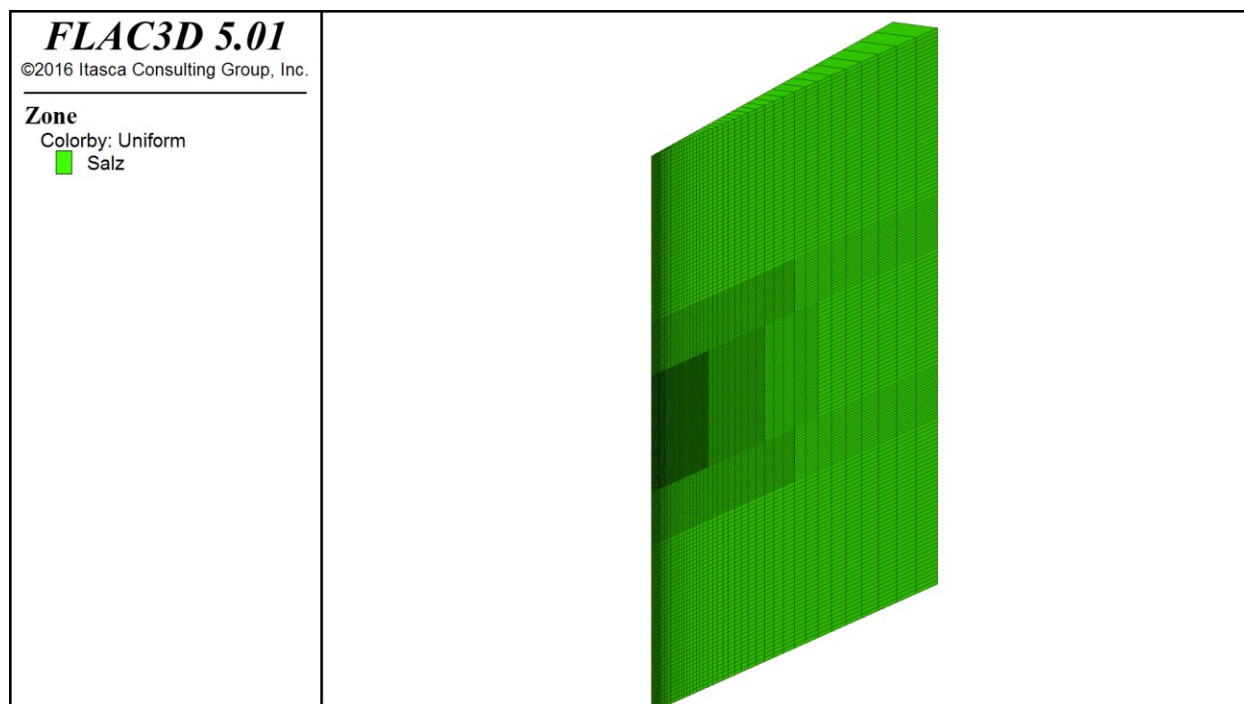


Abbildung 16: HFCEP Versuch Modell

Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit (53) und die spezifische Wärmekapazität (54) für Steinsalz werden in [Lowe und Knowles, 1989] beschrieben. Die Koeffizienten für Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und Temperatursausdehnung sind in Tabelle 8 dargestellt. Die berechneten Werte sind Eingangsgrößen für das gewählte thermische Modell.

$$\lambda = a_0 + a_1 \cdot T + a_2 \cdot T^2 + a_3 \cdot T^3 \quad (53)$$

$$c_p = b_0 + b_1 \cdot T \quad (54)$$

Tabelle 8: HFCEP Versuch Thermische Parameter

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	α	Temperatursausdehnungskoeffizient	4,2E-5	1/K
2	a_0	Koeffizient für Wärmeleitfähigkeit	13,196	W/(°C·m)
3	a_1	Koeffizient für Wärmeleitfähigkeit	-0,037	W/(°C ² ·m)
4	a_2	Koeffizient für Wärmeleitfähigkeit	4,097E-5	W/(°C ³ ·m)
5	a_3	Koeffizient für Wärmeleitfähigkeit	-1,510E-8	W/(°C ⁴ ·m)
6	b_0	Koeffizient für spez. Wärmekapazität	1,7646E6	J/(°C·m ³)
7	b_1	Koeffizient für spez. Wärmekapazität	3,8772E2	J/(°C ² ·m ³)

Abbildung 17 zeigt den Vergleich von gemessener und auf Höhe des Erhitzers ins Modell eingepprägter Temperatur. In Abbildung 18 ist die zeitliche Entwicklung der Temperatur in der Erhitzer- und Abkühlphase entlang der Bohrlochkontur dargestellt. Beim Ein- bzw. Ausschalten des Erhitzers sind hier sehr schnell große Temperaturänderungen zu sehen.

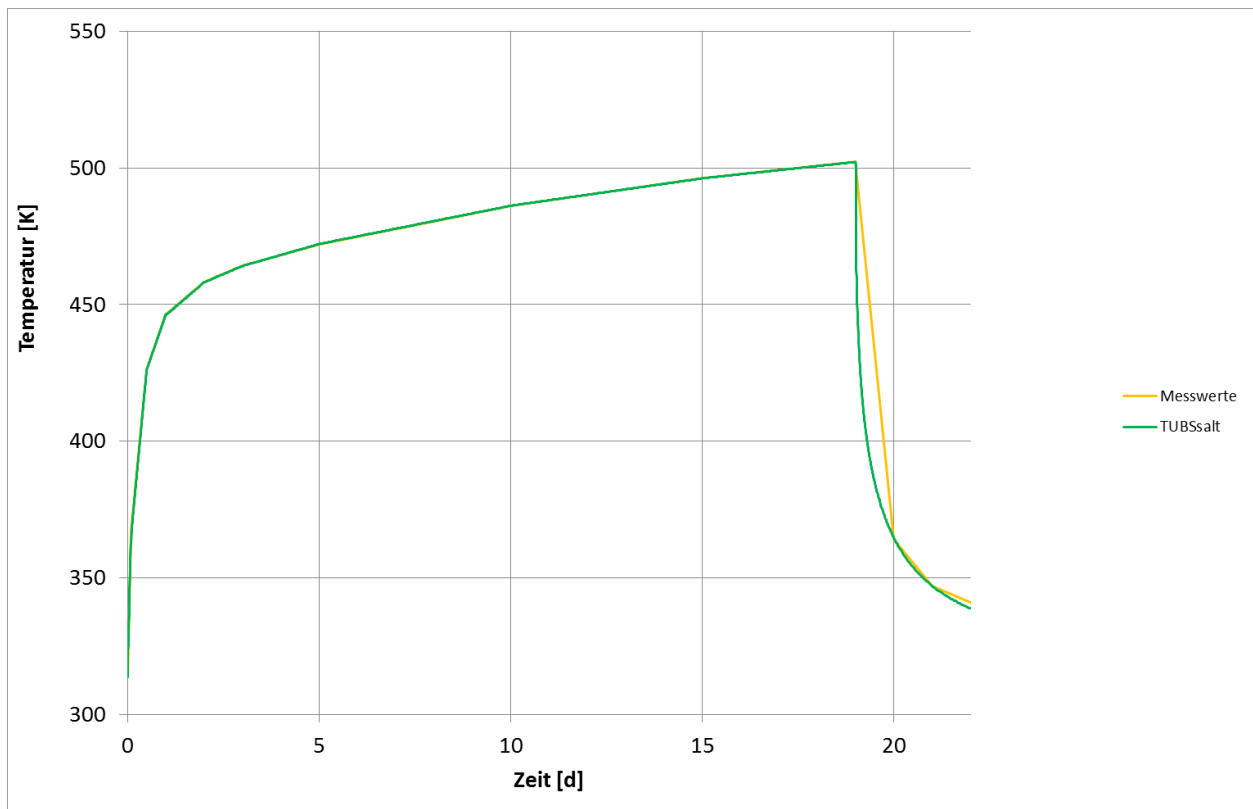


Abbildung 17: HFCP Versuch Temperaturverlauf

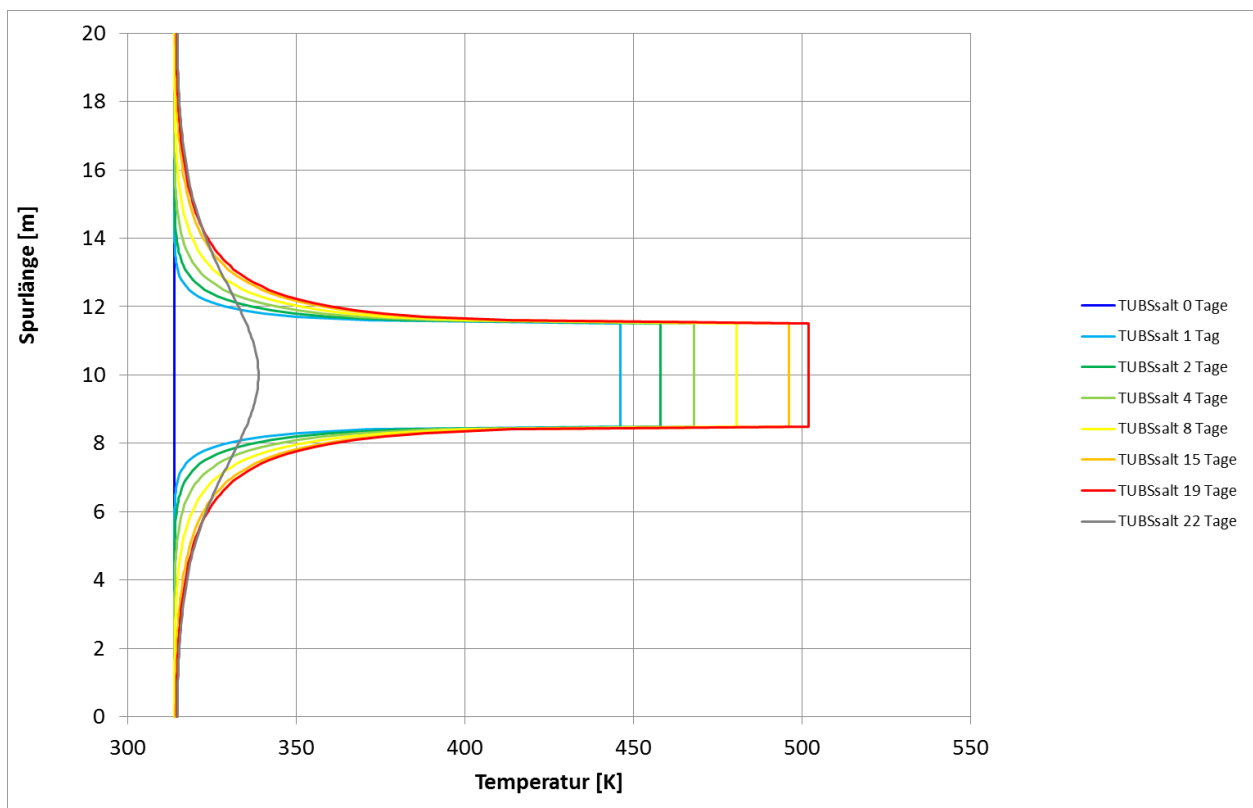


Abbildung 18: HFCP Versuch zeitliche Entwicklung der Temperatur

Im zeitlichen Verlauf der Konvergenz auf mittlerer Höhe des Erhitzers ist in Abbildung 19 ein starker Zuwachs der Konvergenz im Bereich der größten Temperatursteigerung zu sehen, gefolgt von einem nahezu stationären Anstieg im Bereich der geringen Temperaturänderung.

Während der Abkühlphase ist in diesem kurzen Zeitraum keine weitere Verformung erkennbar. Die entsprechenden Konturplots der Verformungen zu verschiedenen Zeiten sind in Abbildung 20 bis Abbildung 22 dargestellt. Hieraus geht die räumliche Verteilung der Verformungen hervor. Sowohl an der Spur als auch in den Konturplots ist zu erkennen, dass die erhöhte Temperatur zu einem verstärkten Kriechverhalten des Salzes im Bereich des Erhitzers führt. Abbildung 23 zeigt den zeitlichen Verlauf der Konvergenz entlang der Bohrlochkontur.

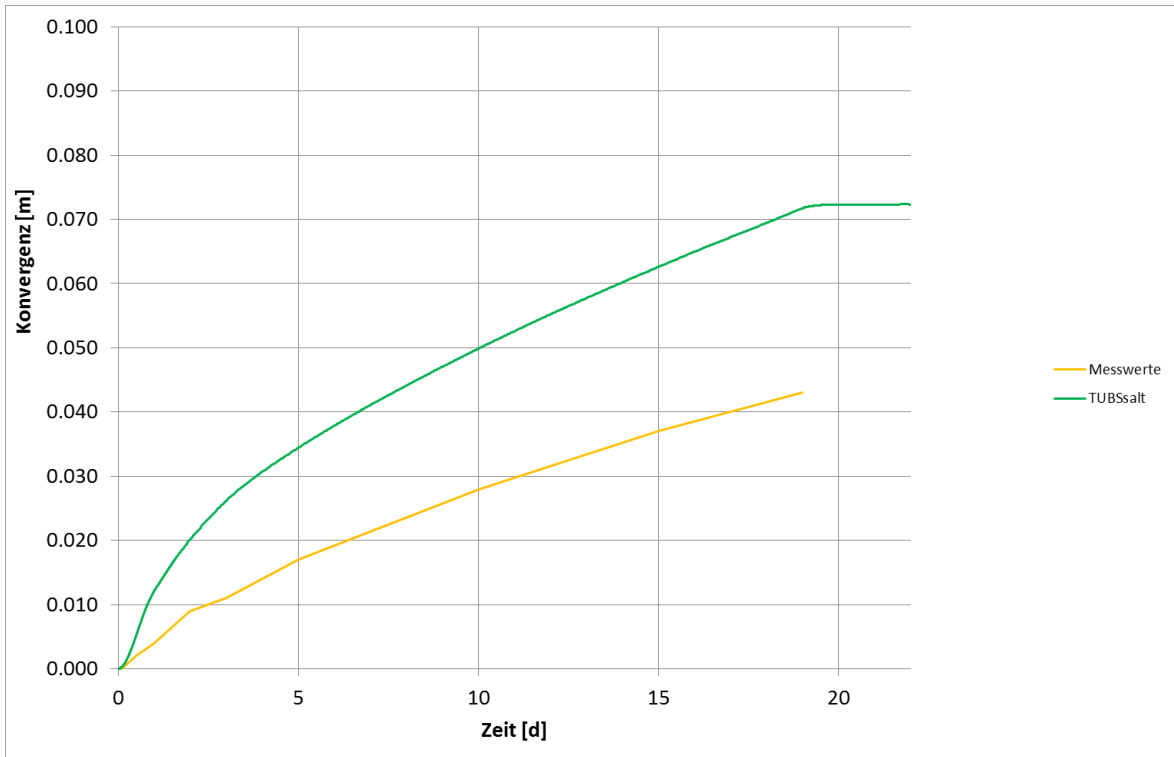


Abbildung 19: HFCP Versuch Konvergenzverlauf

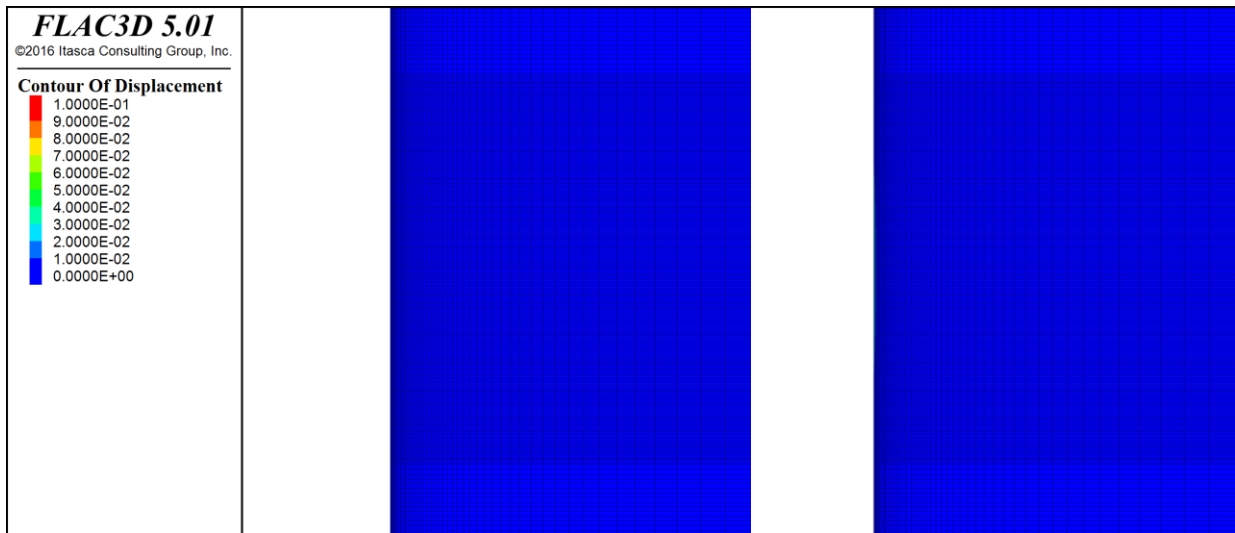


Abbildung 20: HFCP Versuch Konturplots Verformungen nach 0 (links) und 1 (rechts) Tagen

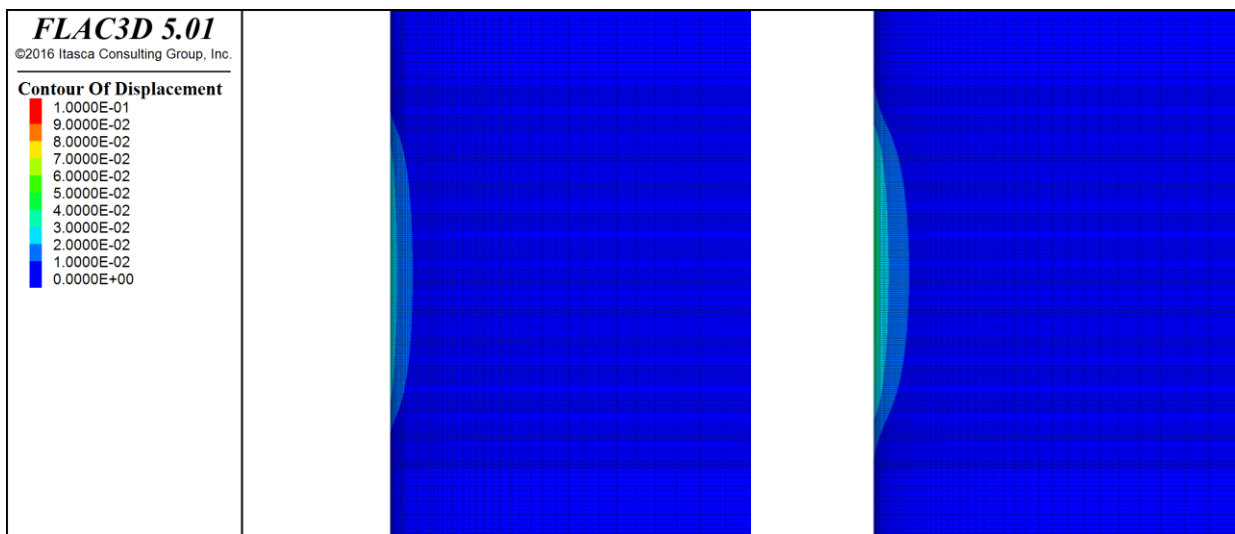


Abbildung 21: HFCP Versuch Konturplots Verformungen nach 4 (links) und 8 (rechts) Tagen

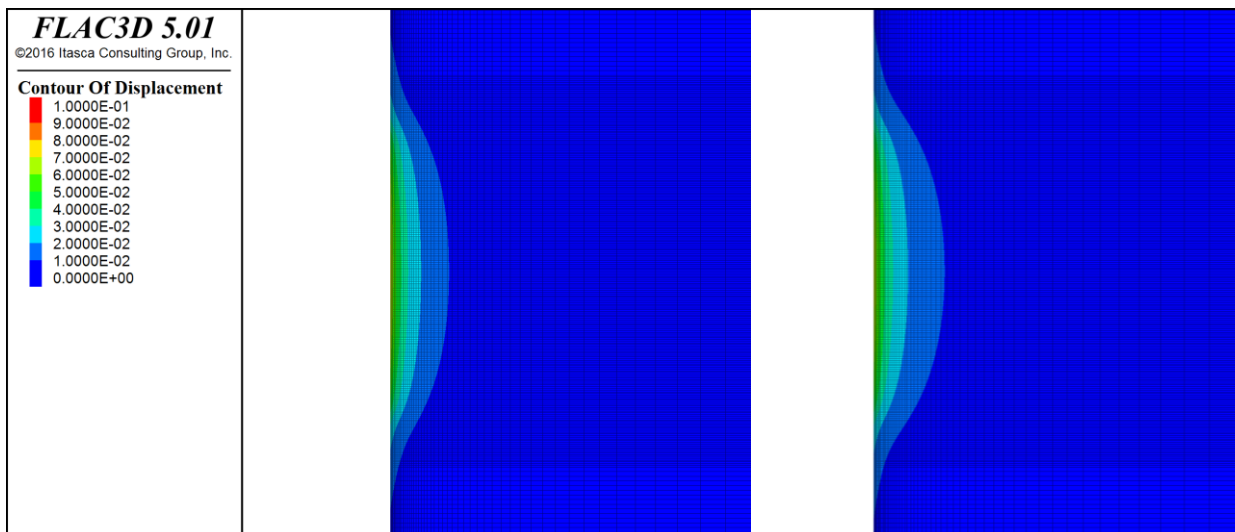


Abbildung 22: HFCP Versuch Konturplots Verformungen nach 19 (links) und 22 (rechts) Tagen

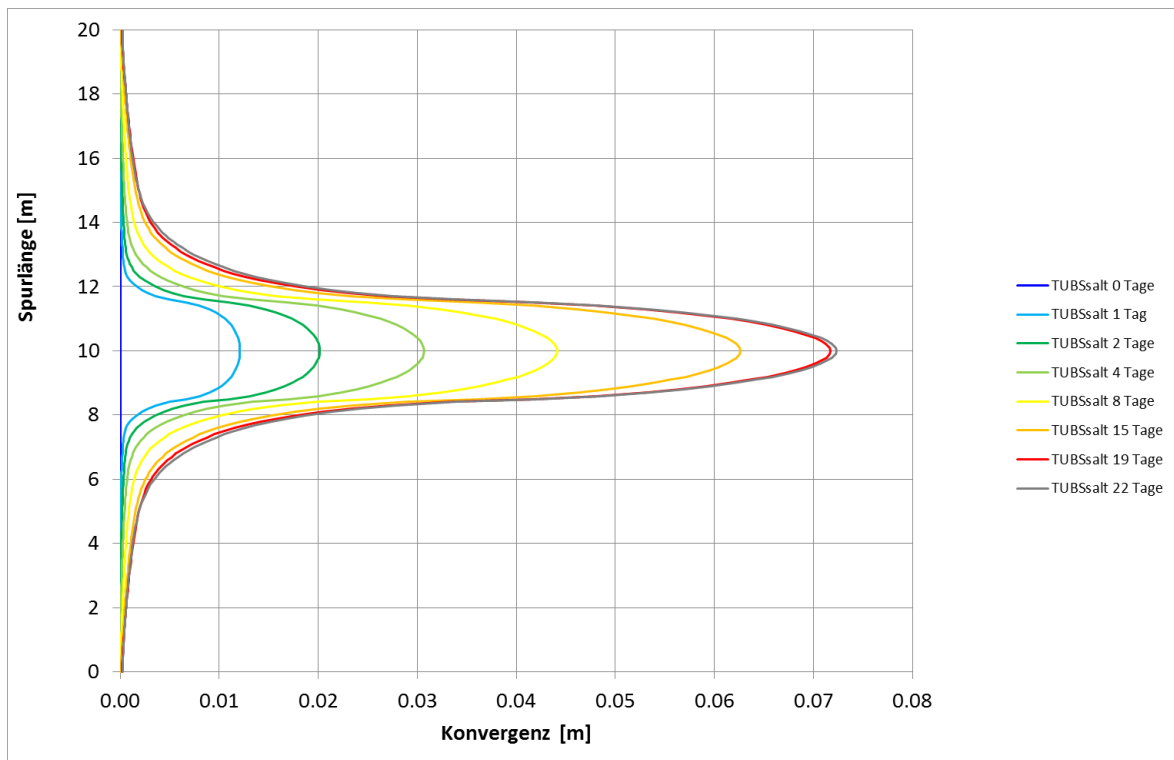


Abbildung 23: HFCCP Versuch zeitliche Entwicklung der Konvergenz

Abbildung 24 bis Abbildung 26 zeigen Konturplots der Äquivalenzspannung zu unterschiedlichen Zeitpunkten der Erhitzen und Abkühlphase. Im Einflussbereich des Erhitzers ist bedingt durch die hohen Verformungen eine Entspannung des Gebirges zu beobachten. Der deutlich erkennbare Bereich geringerer Äquivalenzspannung im Gebirge folgt dem Verlauf der Temperaturfront. Abbildung 26 (rechts) zeigt die durch die Abkühlung hervorgerufene Entlastung der Bohrlochkontur aufgrund von Zugversagen. Abbildung 27 zeigt den Verlauf auf mittlerer Höhe des Erhitzers in das Gebirge hinein zu verschiedenen Zeitpunkten.

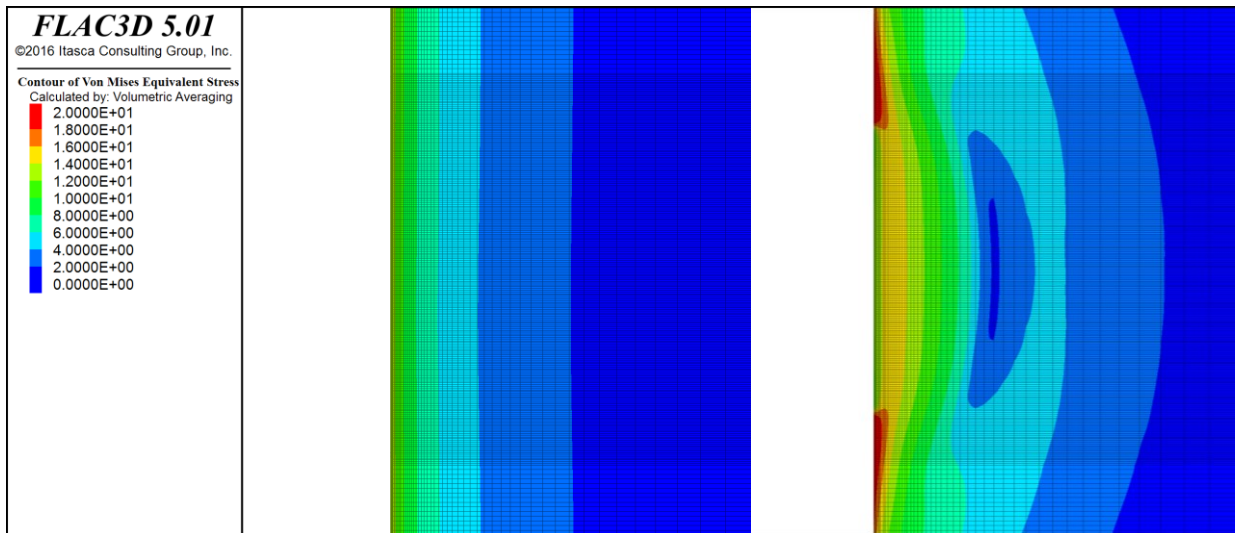


Abbildung 24: HFCP Versuch Konturplots Äquivalenzspannung nach 0 (links) und 1 (rechts) Tagen

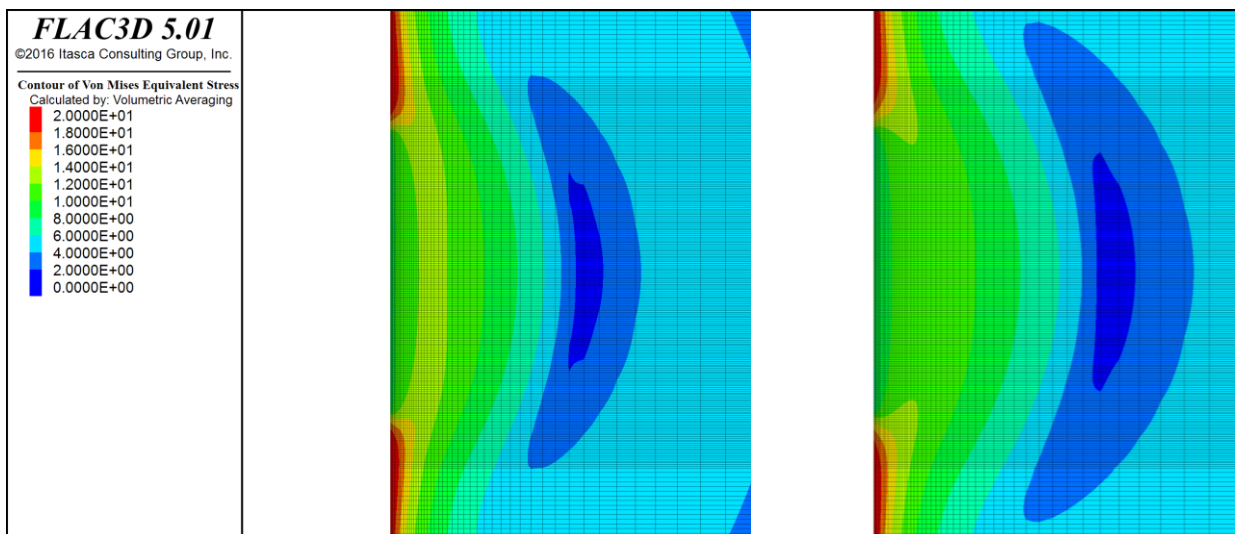


Abbildung 25: HFCP Versuch Konturplots Äquivalenzspannung nach 4 (links) und 8 (rechts) Tagen

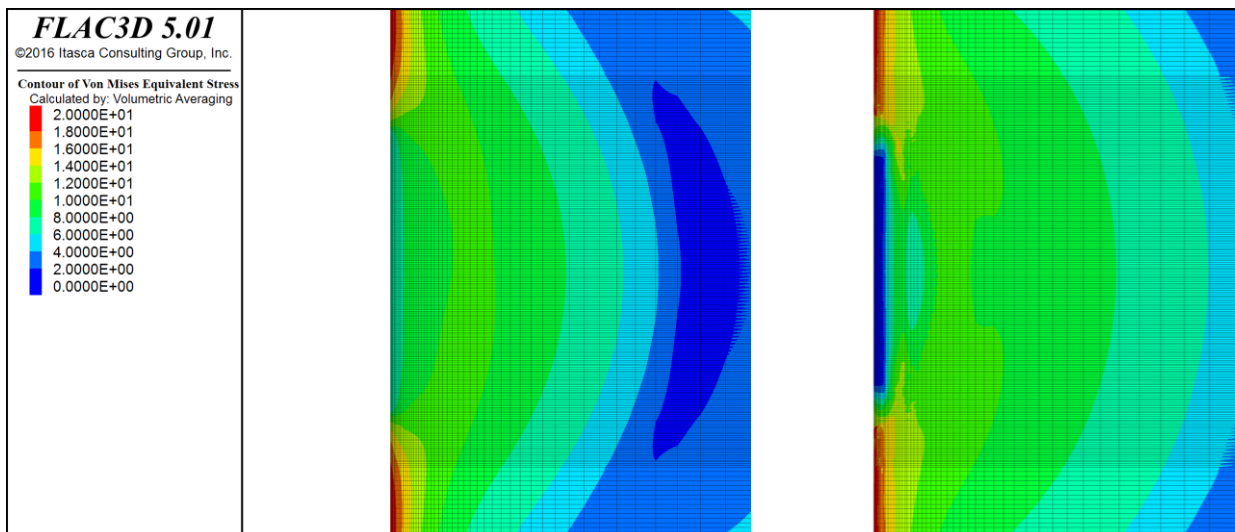


Abbildung 26: HFCP Versuch Konturplots Äquivalenzspannung nach 19 (links) und 22 (rechts) Tagen

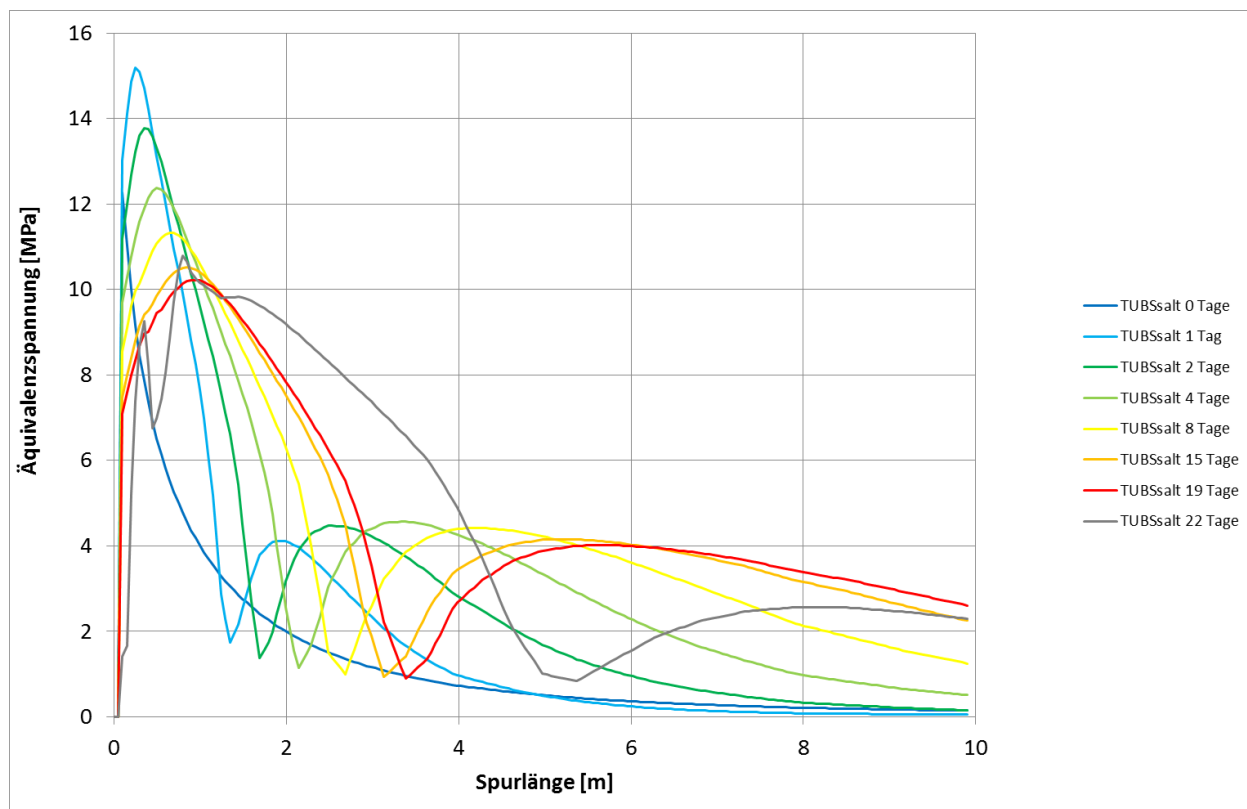


Abbildung 27: HFCEP Versuch Spur Äquivalenzspannung

3.5 Dammjoch

Als weiteres In-situ-Bauwerk wurde im Verbundprojekt das Dammjoch betrachtet. Dieses ist eine im Jahr 1914 auf 25 m Länge mit Gusseisentübbingausbau versehene Strecke auf der 700 m Sohle in der Schachanlage Asse II [Eberth, 2008]. Vor der Sicherungsmaßnahme betrug die offene Standzeit der Strecke 3 Jahre. Der Streckenquerschnitt hat eine maximale Höhe von 2,75 m und eine maximale Breite von 3,8 m. Der Tübbingausbau hat einen Innendurchmesser von 2,3 m bei einer Dicke von 0,1 m. Der Raum zwischen Ausbau und anstehendem Salz wurde ausbetoniert. Die Tübbinge und der Beton wurden mit den Parametern aus Tabelle 9 linear elastisch modelliert.

Tabelle 9: Dammjoch Elastische Kennwerte

Nr.	Bezeichnung	Tübbinge	Beton	Einheit
1	Kompressionsmodul	83300	8510	MPa
2	Schubmodul	38500	4240	MPa
3	Dichte	8000E-6	2400E-6	Gg/m ³

Für das Dammjoch wurde ein Modell bestehend aus 6525 Zonen mit 100 m Höhe, 50 m Breite und 0,05 m Tiefe verwendet (Abbildung 28). Die Berechnung erfolgte im ebenen Verzerrungszustand. Es wurden zunächst die 3 Jahre Offenhaltung berechnet, gefolgt von weiteren 85 Jahren in zwei Varianten:

- a) Weitere Offenhaltung
- b) Einbau des Dammjochs und damit Verheilung des anstehenden Salzes

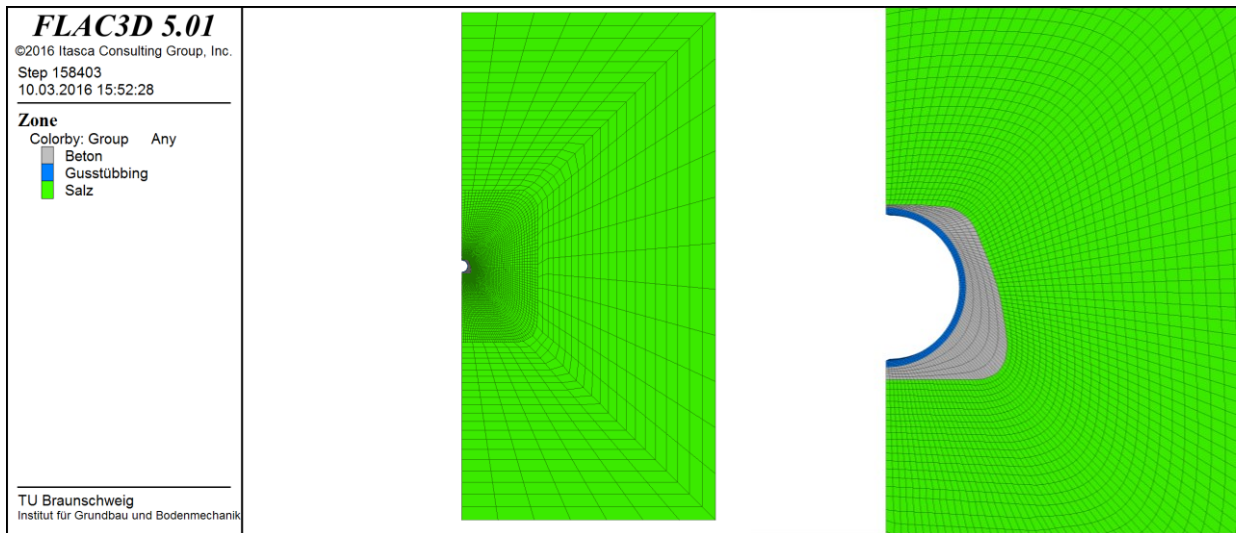


Abbildung 28: Dammjoch Modell gesamt (links) und Detail (rechts)

Die Darstellung der Rechenergebnisse erfolgt in Abbildung 29 und Abbildung 30 anhand einer Spur der Äquivalenzspannung bzw. Volumendehnung horizontal in den Stoß nach 3, 10 und 88 Jahren für die offene Strecke und das Dammjoch. Die Äquivalenzspannung für die Berechnung mit Dammjoch nimmt im Laufe der Zeit deutlich ab, da die Spannungen sich auf den steiferen Ausbau umlagern.

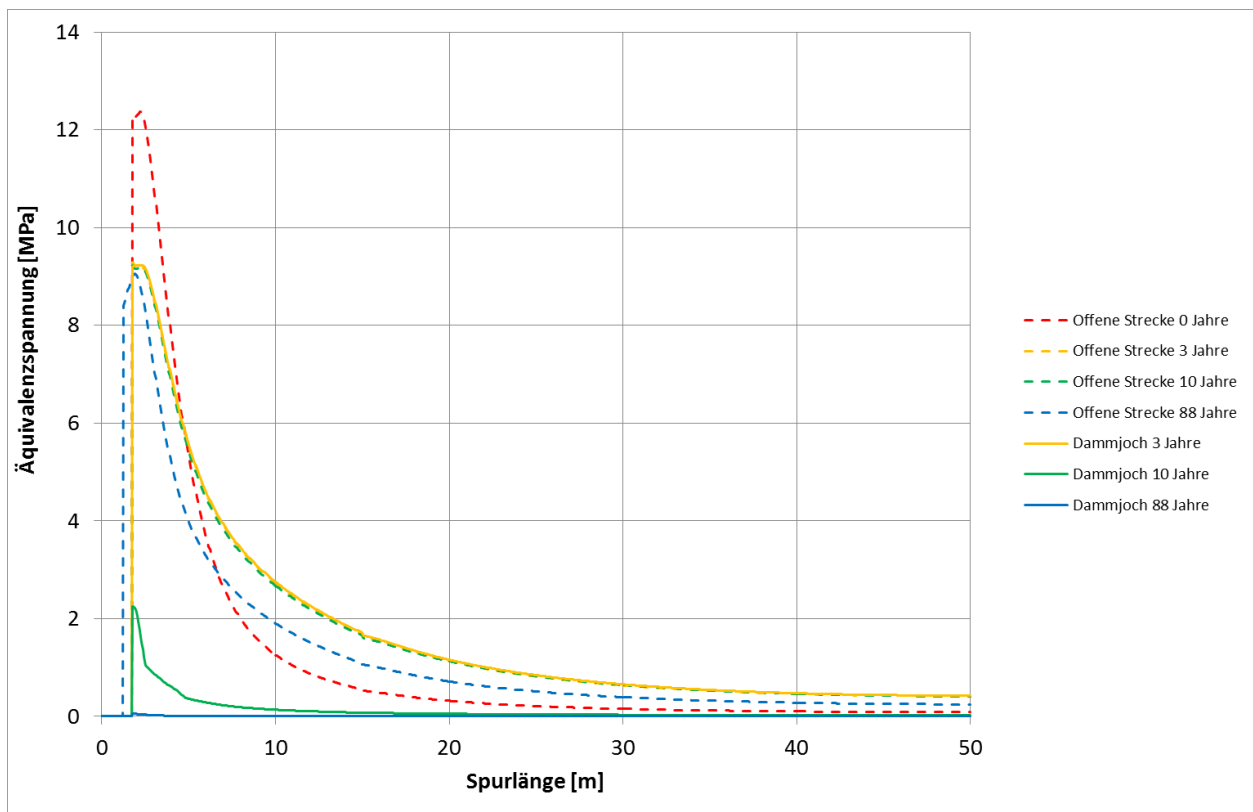


Abbildung 29: Dammjoch Spur Äquivalenzspannung

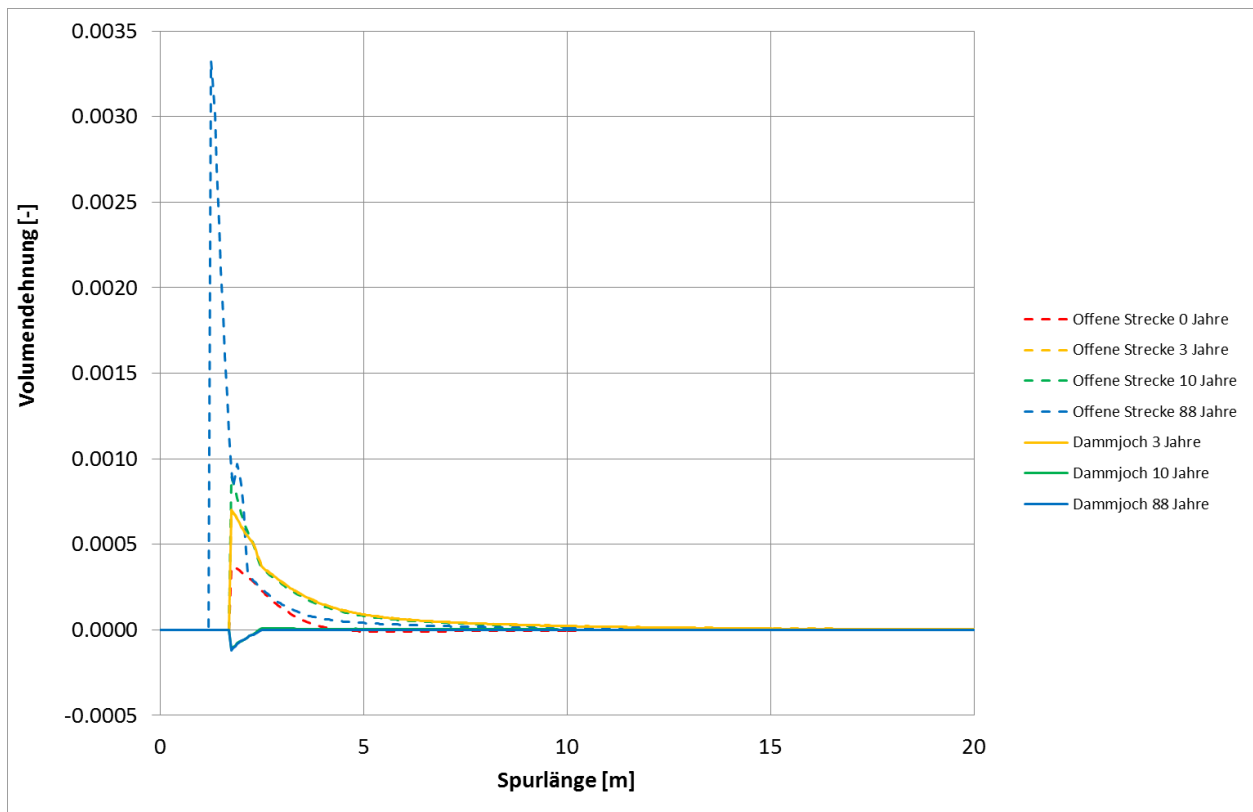


Abbildung 30: Dammjoch Spur Volumendehnung

In Abbildung 31 bis Abbildung 34 sind die Ergebnisse der Dammjoch-Berechnungen als Konturplots der Äquivalenzspannung dargestellt, in Abbildung 35 bis Abbildung 38 die entsprechende totale Volumendehnung. Dabei zeigt die jeweils linke Abbildung die Berechnung mit offener Strecke, die jeweils rechte Abbildung die Berechnung mit eingebautem Dammjoch. Beide Ergebnisse sind nach 0, 3, 10 und 88 Jahren dargestellt.

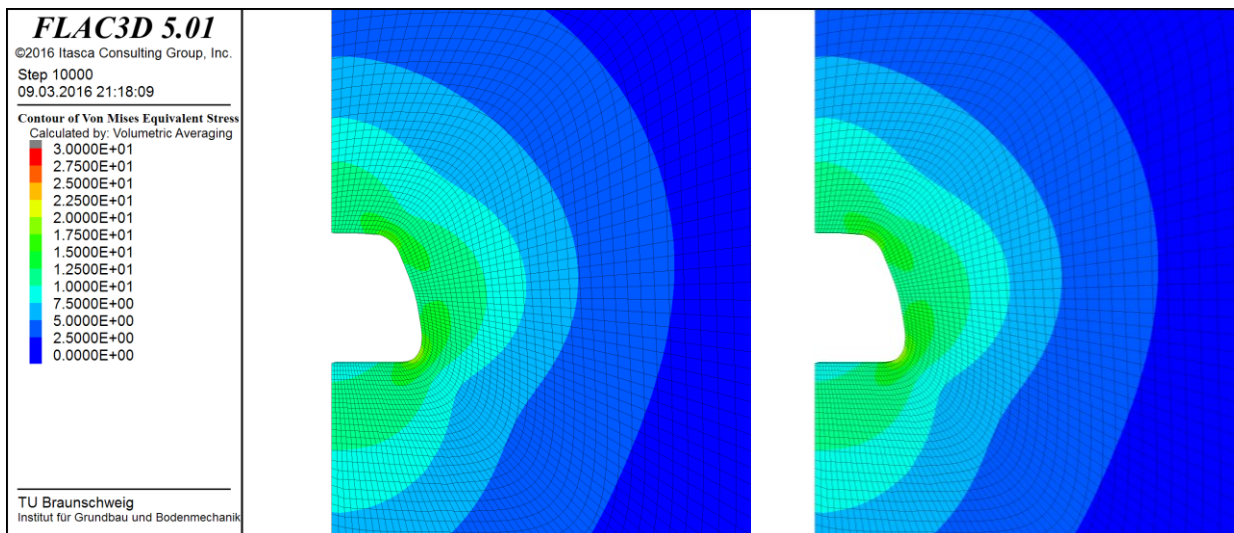


Abbildung 31: Dammjoch Äquivalenzspannung nach 0 Jahren

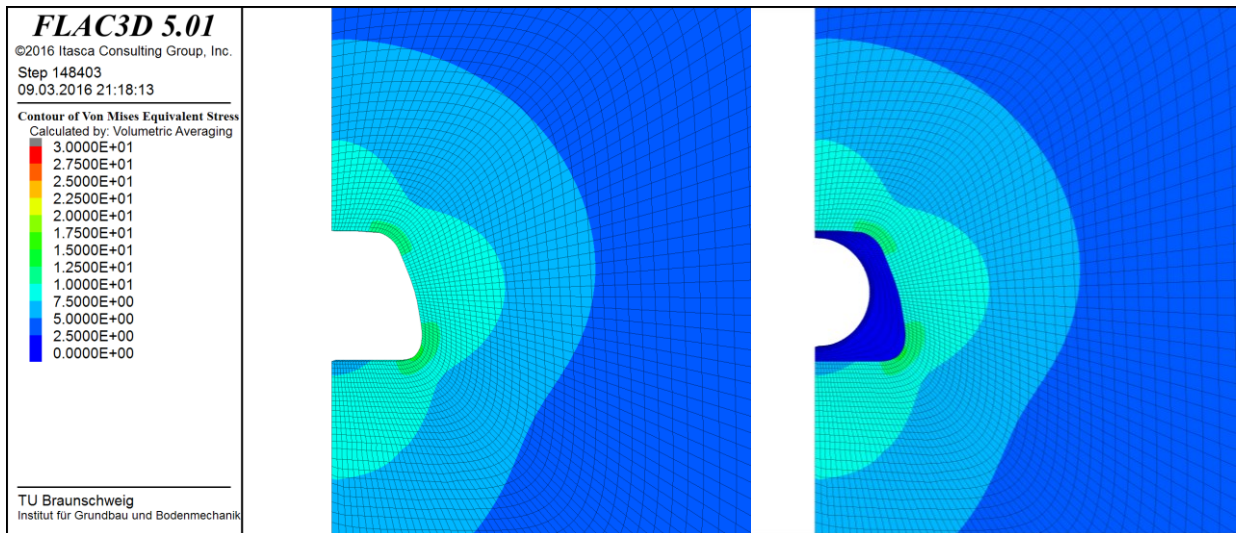


Abbildung 32: Dammjoch Äquivalenzspannung nach 3 Jahren

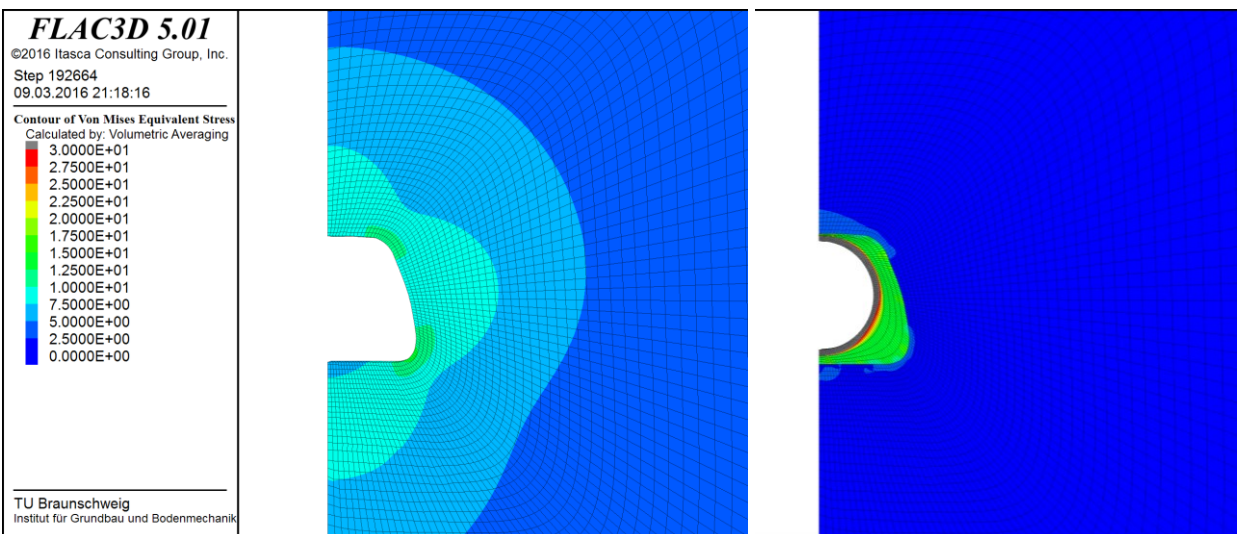


Abbildung 33: Dammjoch Äquivalenzspannung nach 10 Jahren

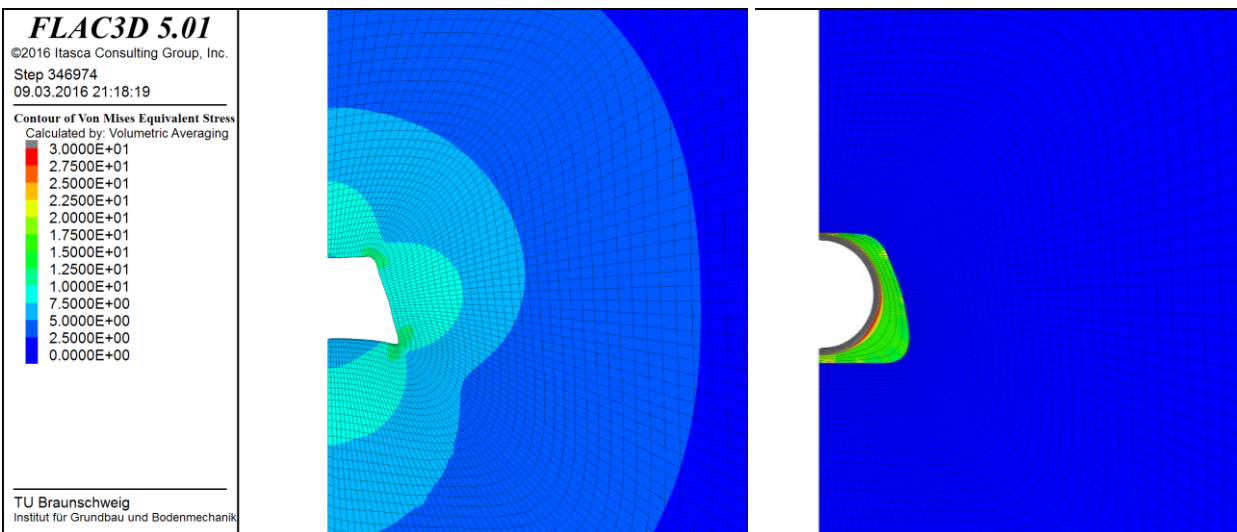


Abbildung 34: Dammjoch Äquivalenzspannung nach 88 Jahren

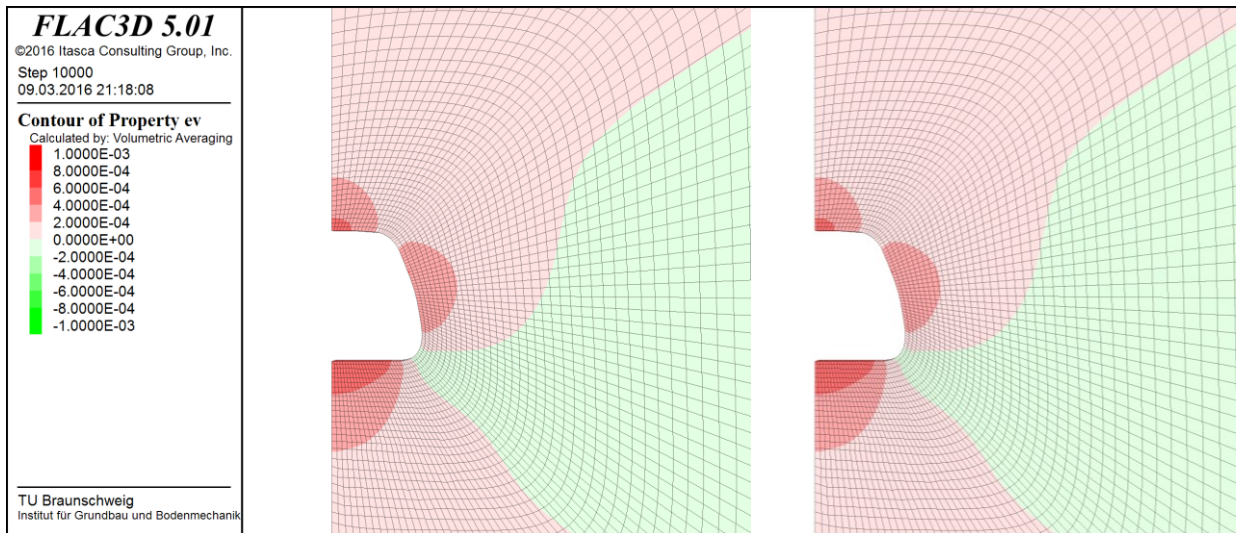


Abbildung 35: Dammjoch Volumendehnung nach 0 Jahren

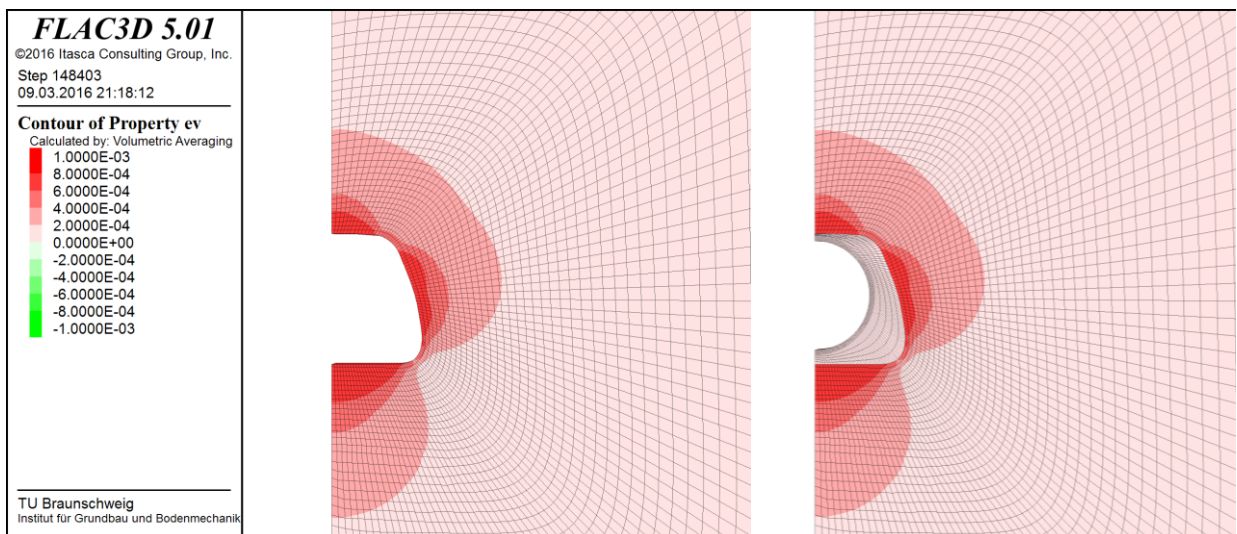


Abbildung 36: Dammjoch Volumendehnung nach 3 Jahren

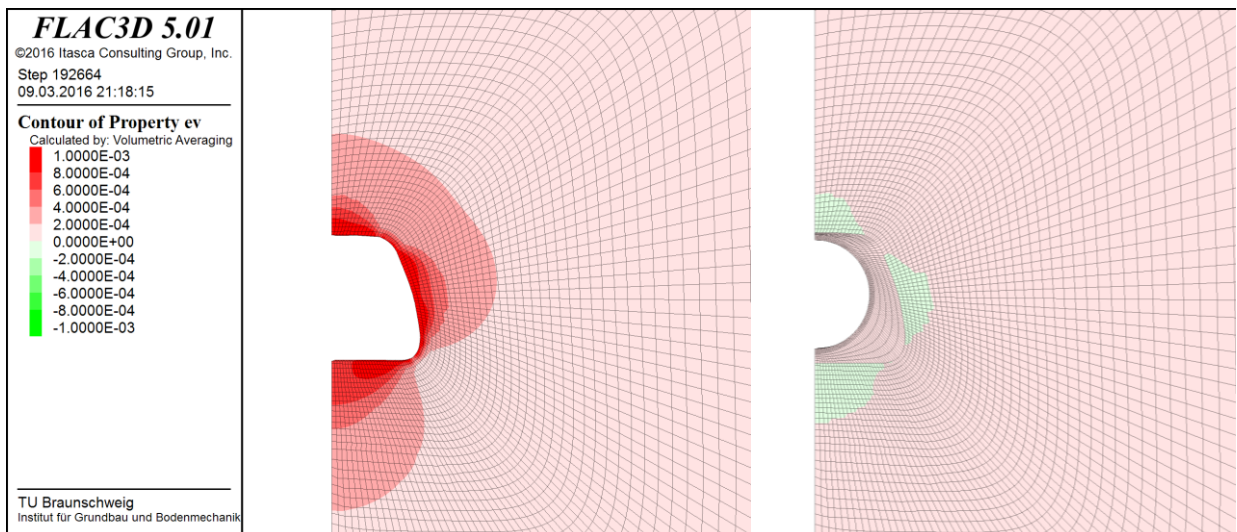


Abbildung 37: Dammjoch Volumendehnung nach 10 Jahren

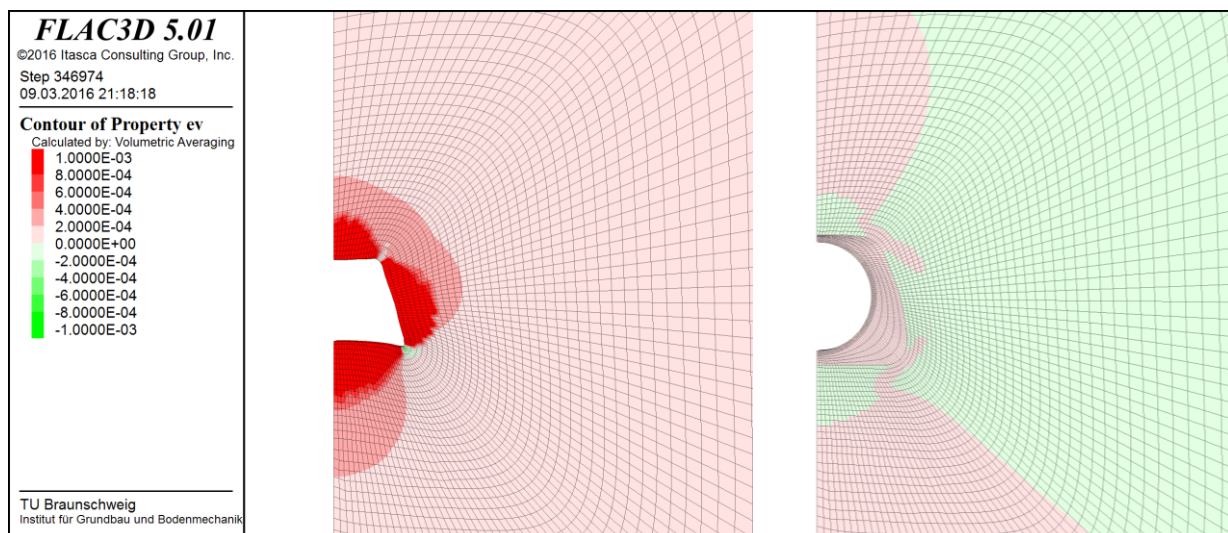


Abbildung 38: Dammjoch Volumendehnung nach 88 Jahren

4 Modellierung von In-situ-Situationen im Endlager WIPP

4.1 Laborprogramm

Bereits in den Jahren 1979 bis 1992 wurde von Sandia National Laboratories (Albuquerque, NM, USA) ein umfangreiches Versuchsprogramm an Clean Salt aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) durchgeführt. Bei der Sichtung der durch Sandia zur Verfügung gestellten Daten hat sich allerdings herausgestellt, dass diese nur bedingt für die Bedürfnisse des Stoffgesetzvergleichs geeignet sind, da eine systematische Variation verschiedener Versuchsparameter nicht durchgeführt wurde und die Versuchs- und Messtechnik heutzutage deutlich genauer arbeitet. Daher wurden in den Jahren 2013 und 2014 Kriechversuche durch das IfG sowie Festigkeitsversuche durch die TU Clausthal an durch Sandia zur Verfügung gestellten Bohrkernen durchgeführt.

Zusätzlich zu den Bohrkernen aus Clean Salt wurden auch Bohrkern aus Argillaceous Salt zur Verfügung gestellt, um das unterschiedliche Verhalten beider Facies untersuchen zu können. Wie bei Clean Salt wurden auch hier die Kriechversuche durch das IfG und die Festigkeitsversuche durch die TU Clausthal durchgeführt.

Das Versuchsprogramm aus Festigkeits- und Kriechversuchen an WIPP Clean und Argillaceous Salt ist in Tabelle 10 und Tabelle 11 dargestellt.

Tabelle 10: WIPP Clean und Argillaceous Salt Versuchsprogramm Kriechversuche

Kriechv., WIPP, clean salt				Kriechv., WIPP, arg. salt			
Nr.	Diff.-Spg.		Temp.	Nr.	Diff.-Spg.		Temp.
	[MPa]		[K]		[MPa]		[K]
527-K05	12	10	298	535-K10	12	10	296
527-K01	10	8	298	535-K09	10	8	296
527-K12	18	16	333	535-K14	18	16	333
527-K11	16	14	333	535-K13	16	14	333
527-K09	14	12	333	535-K06	14	12	333
527-K07	12	10	333	535-K05	12	10	333
527-K02	10	8	333	535-K04	10	8	333
527-K06	8	6	333	535-K03	8	6	333
527-K13	6	4	333	535-K02	6	4	333
527-K15	4	2	333	535-K01	4	2	333
527-K19	12	10	353	535-K12	12	10	353
527-K16	10	8	353	535-K11	10	8	353

Tabelle 11: WIPP Clean und Argillaceous Salt Versuchsprogramm Festigkeitsversuche

Festigkeitsv., WIPP, clean salt				Festigkeitsv., WIPP, arg. salt			
Nr.	σ_3	Temp.	$\dot{\epsilon}$	Nr.	σ_3	Temp.	$\dot{\epsilon}$
	[MPa]	[K]	[1/s]		[MPa]	[K]	[1/s]
527-01	0.2	298	1.E-5	F44/F45	0.2	300	1.E-5
527-02	0.5	298	1.E-5	F46/F47	0.5	300	1.E-5
527-03	1	298	1.E-5	F51	2	300	1.E-5
527-04	2	298	1.E-5	F50	10	300	1.E-5
527-05	3	298	1.E-5	F52/F53	0.2	333	1.E-5
527-06	5	298	1.E-5	F54/F55	0.5	333	1.E-5
527-07	20	298	1.E-5	F33/F56/F57	1	333	1.E-5
527-08	0.2	333	1.E-5	F48/F49/F58/F59	2	333	1.E-5
527-10	0.5	333	1.E-5	F34/F60/F61	3	333	1.E-5
527-11	1	333	1.E-5	F35/F62/F63	5	333	1.E-5
527-12	2	333	1.E-5	F64	10	333	1.E-5
527-14	3	333	1.E-5	F65	20	333	1.E-5
527-15	5	333	1.E-5	F66	0.2	373	1.E-5
527-16	20	333	1.E-5	F68	0.5	373	1.E-5
527-25	20	333	1.E-5	F72/F73	2	373	1.E-5
527-18	0.2	373	1.E-5	F74/F75	3	373	1.E-5
527-19	0.5	373	1.E-5	F76/F77	5	373	1.E-5
527-20	1	373	1.E-5	F78	10	373	1.E-5
527-21	2	373	1.E-5	F79	20	373	1.E-5
527-22	3	373	1.E-5	F99	0.2	300	1.E-4
527-23	5	373	1.E-5	F95	1	300	1.E-4
527-24	20	373	1.E-5	F96	2	300	1.E-4
527-27	0.2	298	1.E-4	F97	5	300	1.E-4
527-28	1	298	1.E-4	F98	20	300	1.E-4
527-29	2	298	1.E-4	F82/F83	0.5	300	1.E-6
527-30	5	298	1.E-4	F84/F85	1	300	1.E-6
527-32	20	298	1.E-4	F86/F87	2	300	1.E-6
527-17	0.2	298	1.E-6	F88/F89	3	300	1.E-6
527-33	0.5	298	1.E-6	F90/F91	5	300	1.E-6
527-35	1	298	1.E-6	F92	10	300	1.E-6
527-34	2	298	1.E-6	F93	20	300	1.E-6
527-42	3	298	1.E-6				
527-31	5	298	1.E-6				
527-13	20	298	1.E-6				

4.2 Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche WIPP

Die Ermittlung der Parameter wird in Abschnitt 2.3 genauer beschrieben. Abbildung 39 und Abbildung 40 zeigen die Anpassung der stationären Kriechrate für WIPP Clean bzw. Argillaceous Salt sowie die zugrunde liegenden Laborversuche für die drei Temperaturstufen, bei denen Kriechversuche durchgeführt wurden. In Abbildung 41 sind die Anpassungen der Dilatanzgrenze für beide Salztypen der WIPP sowie die zu Grunde gelegten Versuchsdaten in der Oktaederspannungsebene dargestellt.

Die in diesem Bericht dargestellten Berechnungsergebnisse an WIPP Clean und Argillaceous Salt wurden mit der zum Zeitpunkt der Berichterstellung aktuellen Version von TUBSSalt erstellt.

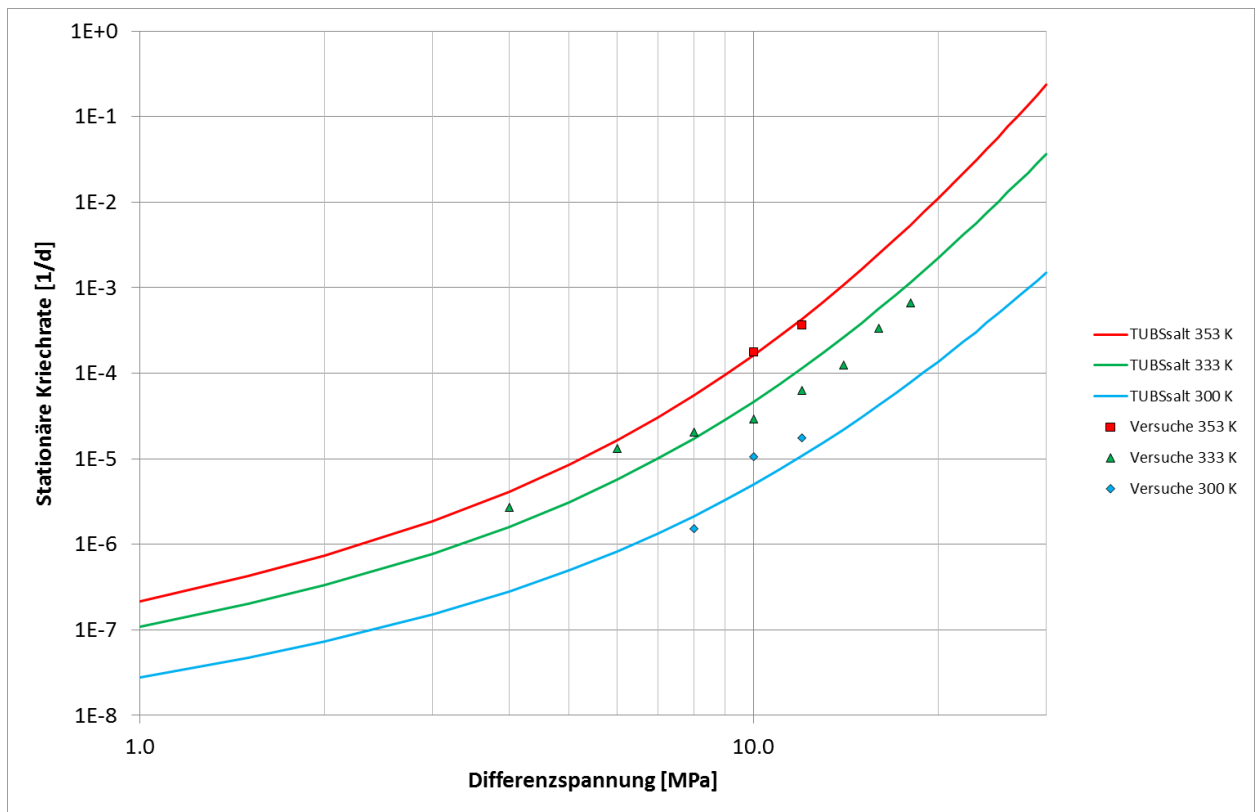


Abbildung 39: WIPP Clean Salt Vergleich stationäre Kriechrate

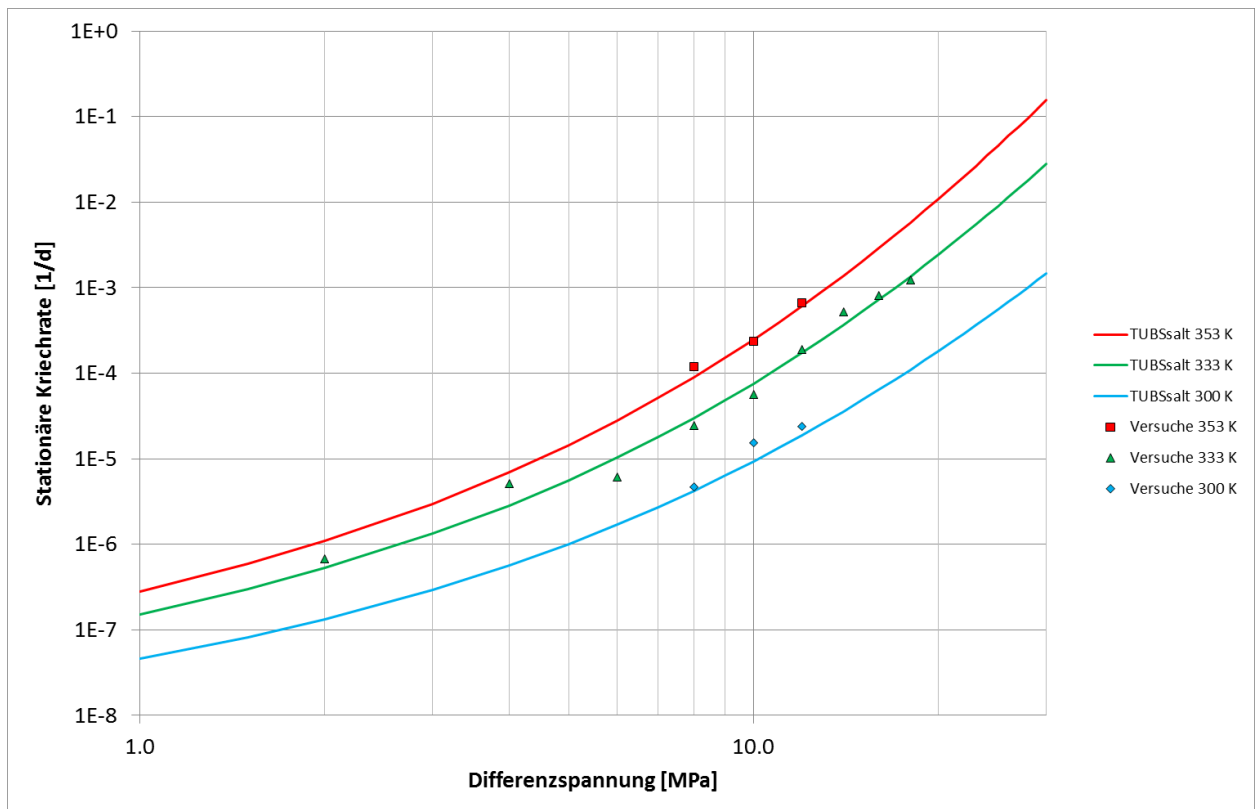


Abbildung 40: WIPP Argillaceous Salt Vergleich stationäre Kriechrate

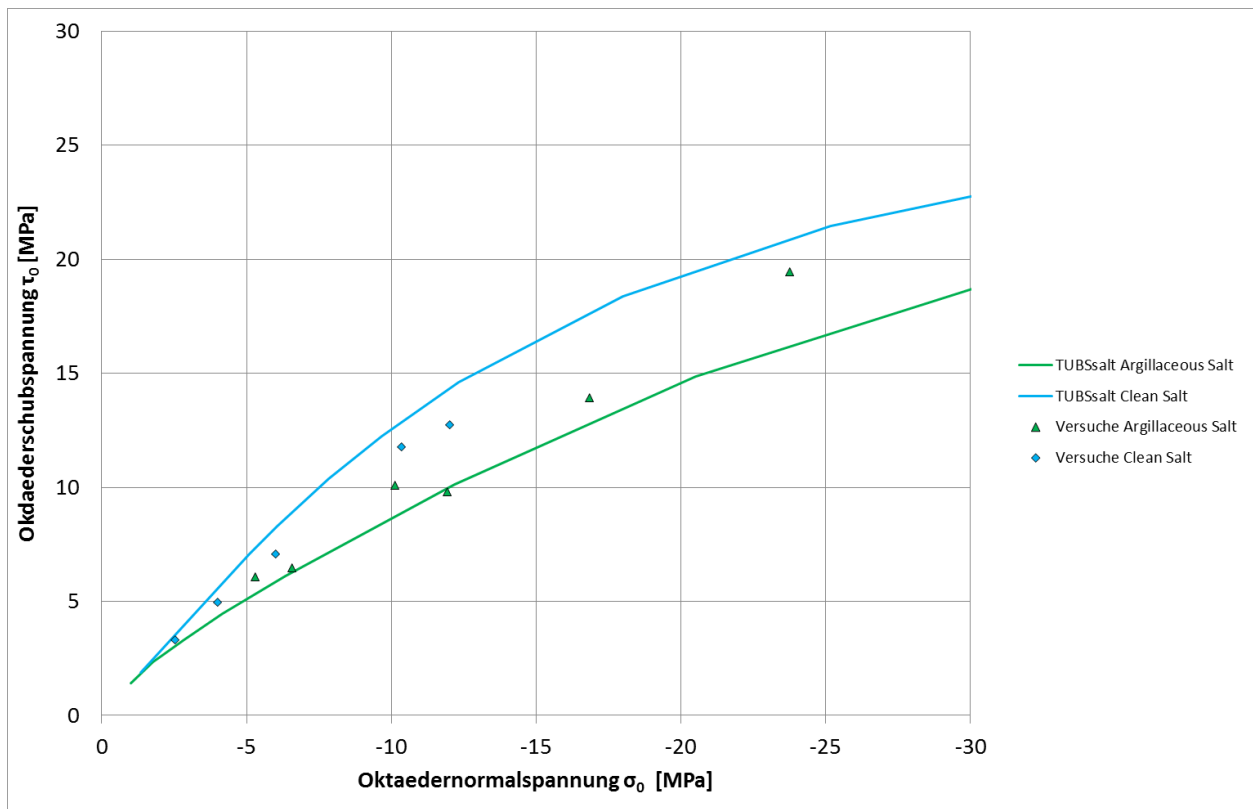


Abbildung 41: WIPP Clean und Argillaceous Salt Dilatanzgrenze

4.2.1 Kriechversuche

Die Darstellung der Kriechversuche an WIPP Clean (Abbildung 42 bzw. Anhang B.2) und Argillaceous Salt (Abbildung 43 bzw. Anhang B.3) erfolgt analog zu den Kriechversuchen an Probematerial des Asse Speisesalzes nach Unterabschnitt 3.2.1. Es gibt lediglich Unterschiede in den etwas niedrigeren untersuchten Differenzspannungen sowie eine niedrigere maximale Temperaturstufe von etwa 353 K. Auch die Kriechversuche für beide Salztypen der WIPP können mit TUBSsalt mit guter Übereinstimmung nachgerechnet werden. Vor allem bei der höchsten Temperatur ist im Vergleich zum Asse Speisesalz eine Verbesserung der Formulierung erkennbar.

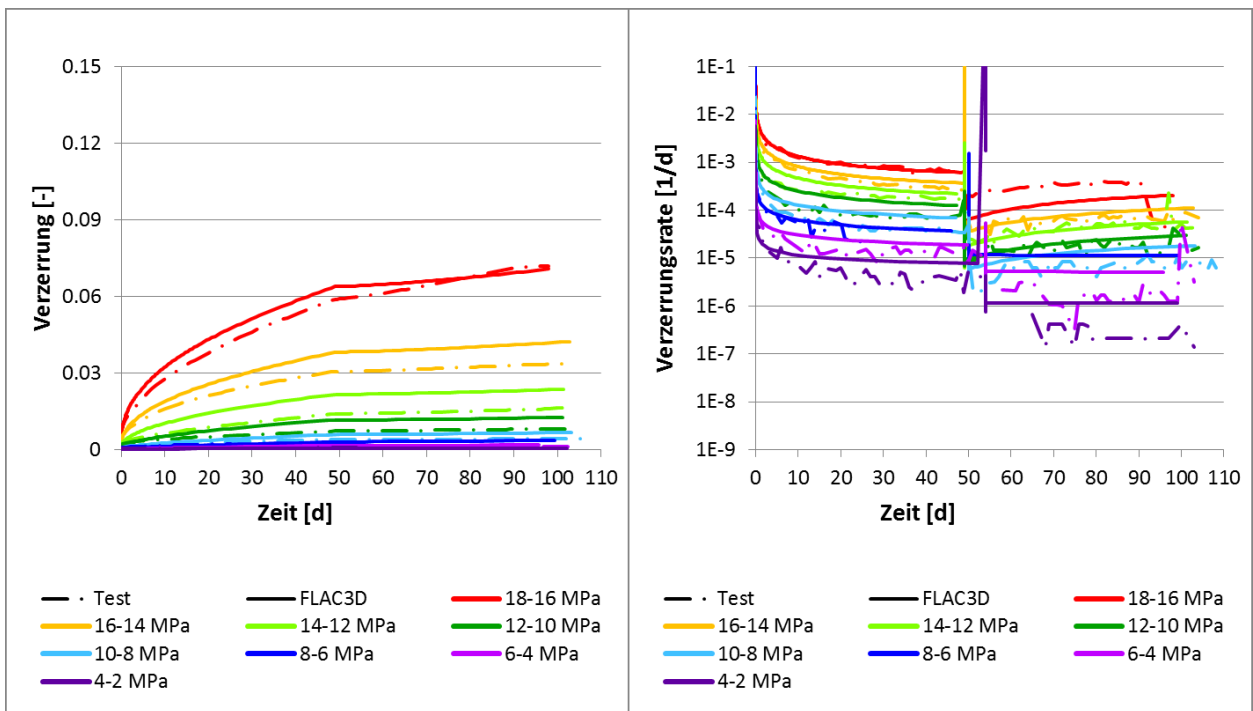


Abbildung 42: WIPP Clean Salt Kriechversuche bei 333 K

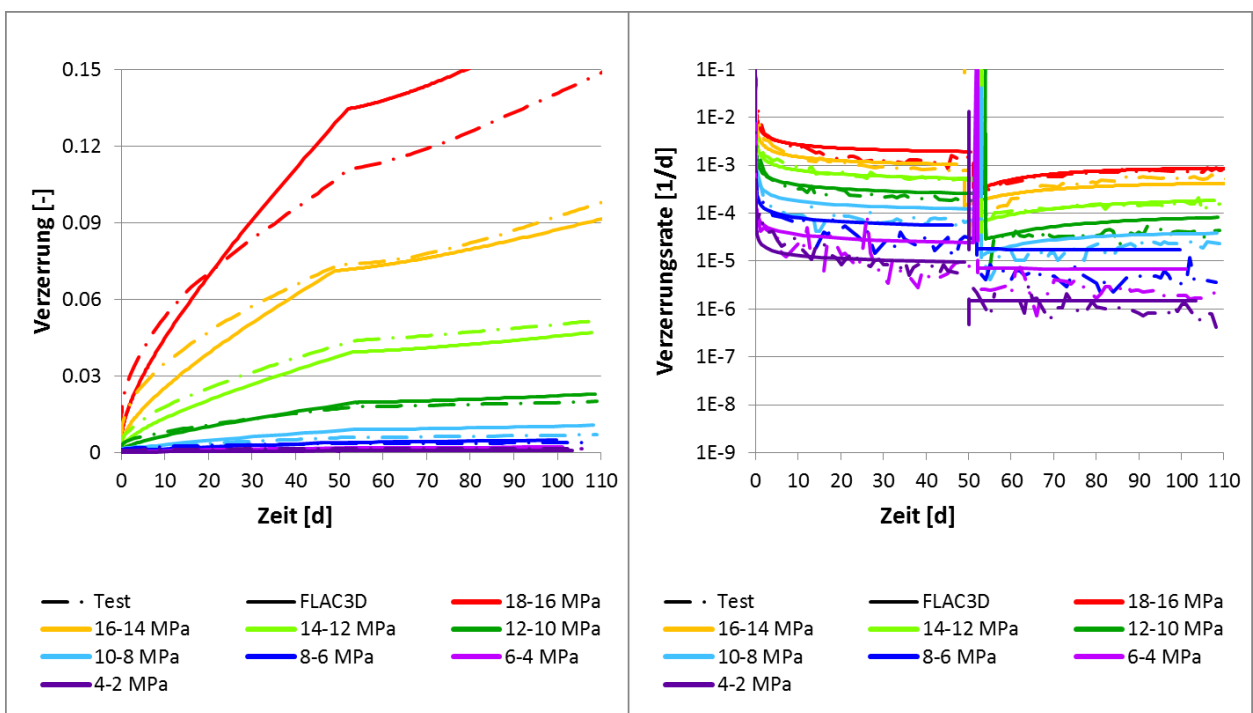


Abbildung 43: WIPP Argillaceous Salt Kriechversuche bei 333 K

4.2.2 Festigkeitsversuche

Auch die Festigkeitsversuche der WIPP entsprechen den Asse-Versuchen nach Unterabschnitt 3.2.2. Zusätzlich wurden hier allerdings für 300 K noch eine (Argillaceous Salt) bzw. zwei (Clean Salt) weitere Belastungsgeschwindigkeiten ins Versuchsprogramm aufgenommen. Die Versuche am Clean Salt sind in Abbildung 44 bzw. Anhang B.2 zu finden, die Versuche am Argillaceous Salt in Abbildung 45 bzw. Anhang B.3. Bei diesen Versuchen ist die veränderte Charakteristik im Verlauf der Dilatanz bei steigendem Manteldruck gut zu erkennen. Die im Vergleich zum Asse Speisesalz bessere Berücksichtigung der Restfestigkeit vom Manteldruck

ist nur im WIPP Clean Salt zu sehen, da die Versuche am WIPP Argillaceous Salt bei höheren Manteldrücken bereits kurz nach Erreichen des Bruchzustandes beendet wurden, ohne das Niveau der Restfestigkeit zu erreichen.

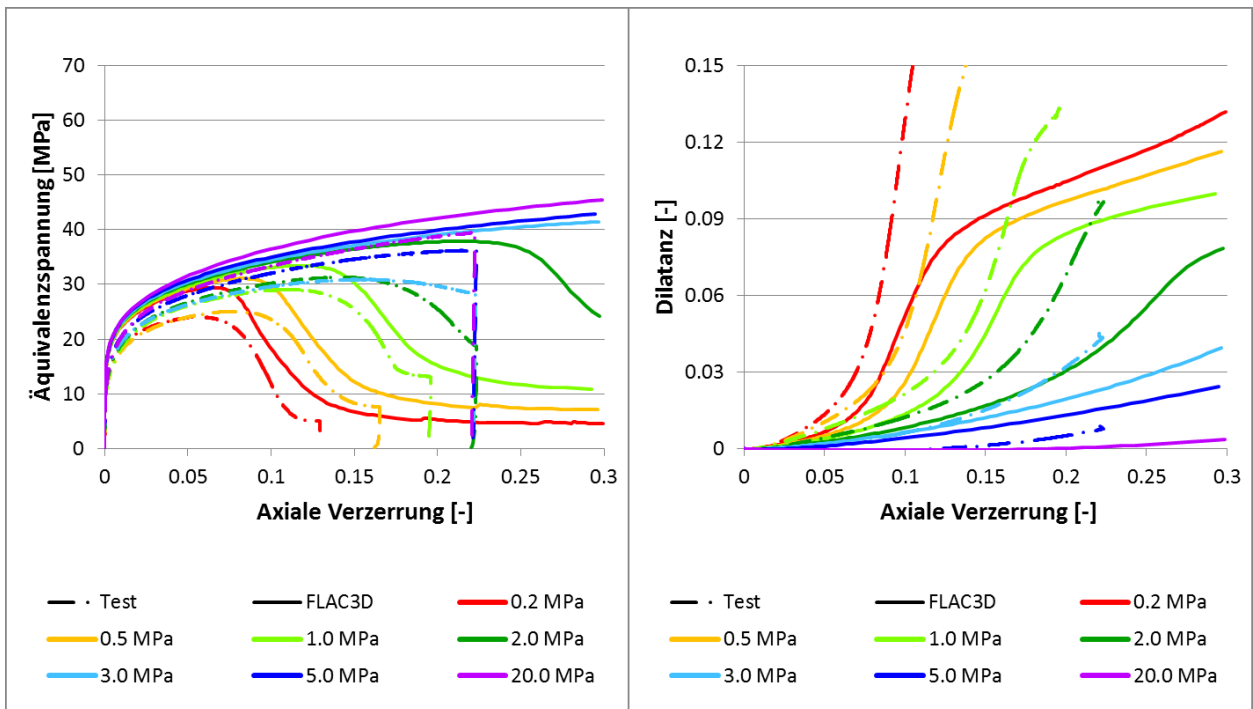


Abbildung 44: WIPP Clean Salt Festigkeitsversuche bei 333 K und 1E-5 1/s

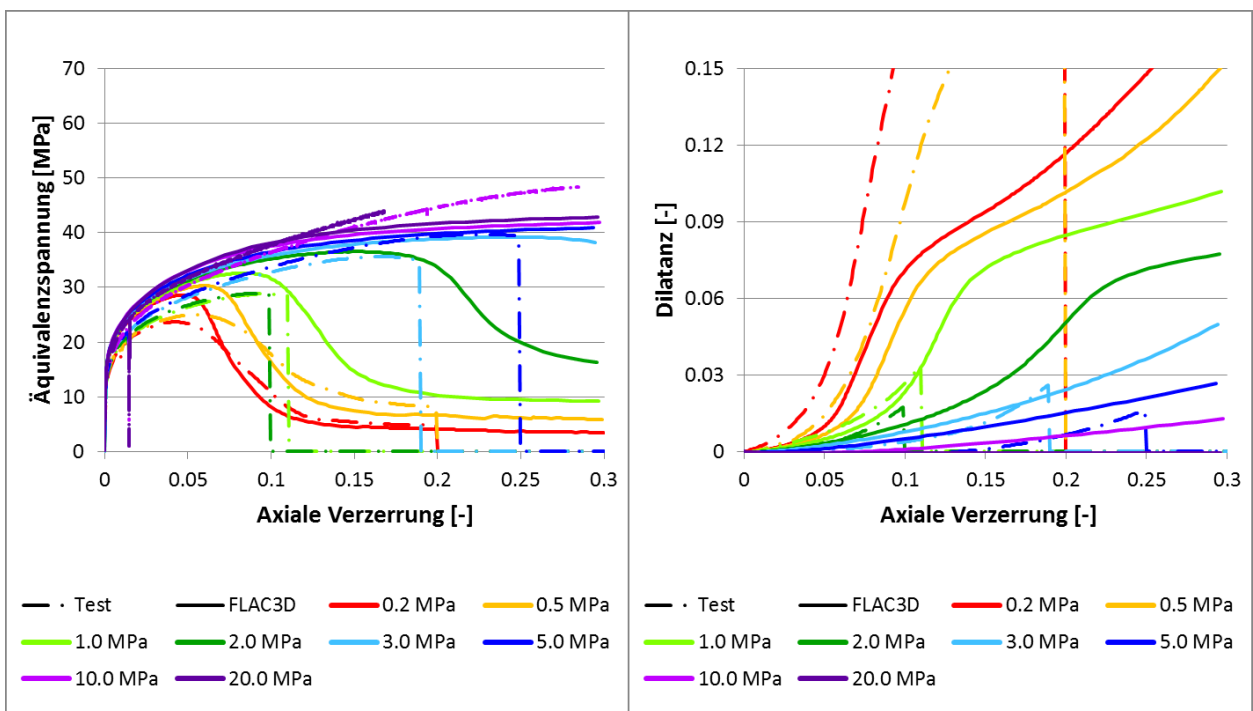


Abbildung 45: WIPP Argillaceous Salt Festigkeitsversuche bei 333 K und 1E-5 1/s

4.3 Room D

Im Jahr 1984 wurde in der WIPP eine Versuchsstrecke unter dem Namen Room D aufgeföhrt. Nach [Rath und Argüello, 2012] hat die Strecke eine Länge von 93,3 m bei einem quadratischen Querschnitt mit 5,5 m Breite und 5,5 m Höhe (Abbildung 46). Die mittleren 74,4 m

Streckenlänge wurden zu Testzwecken genutzt. Room D befindet sich in 646 m Teufenlage in flach gelagerten Schichten aus Clean und Argillaceous Salt, welches von Ton-, Anhydrit- und Polyhalitschichten durchzogen ist. Die entsprechende Stratigraphie ist in Abbildung 47 dargestellt.

Im Zuge der Modellierung wurden verschiedene unterschiedliche Annahmen bzgl. der Berücksichtigung der Schichten und der Geometrie des Hohlraumes getroffen. Diese Annahmen führten zu den folgenden Berechnungsvarianten:

- D-01: alle Schichten modelliert als Clean Salt
- D-02: Berücksichtigung von Clean Salt, Argillaceous Salt, Anhydrit und Polyhalit
- D-03: Überarbeitung der Modellgeometrie
- D-04: Modellierung von Anhydrit und Polyhalit wie das benachbarte Steinsalz

Im Verbundprojekt wurde ein gemeinsames Berechnungsmodell entwickelt, welches von allen Partnern verwendet werden sollte, um eine möglichst gute Vergleichbarkeit der Stoffmodelle sicherzustellen. Dieses Modell hat eine Breite von 50 m, eine Höhe von 107 m sowie eine Tiefe von 0,2 m und berücksichtigt die Symmetrie. Das Modell besteht aus insgesamt 30911 Zonen. Die Berechnung erfolgt im ebenen Verzerrungszustand. Dabei wurden die Anhydritschichten für die Varianten D-02 und D-03 mit einem linear elastischen idealplastischen Stoffmodell mit einer Bruchbedingung nach Mohr-Coulomb und die Polyhalitschichten mit einem visko-elastischen Potenzansatz modelliert, die Tonschichten wurden nicht berücksichtigt. Die entsprechenden Parameter sind in Tabelle 12 aufgeführt. Das verwendete Modell ist in Abbildung 48 als Gesamtansicht (links) und Detail des streckennahen Bereiches (rechts) dargestellt. Der Berechnungsablauf folgt grundsätzlich dem Schema:

- Einprägung des Initialspannungszustands
- Ausbruch von Room D
- Kriechberechnung über 1400 Tage

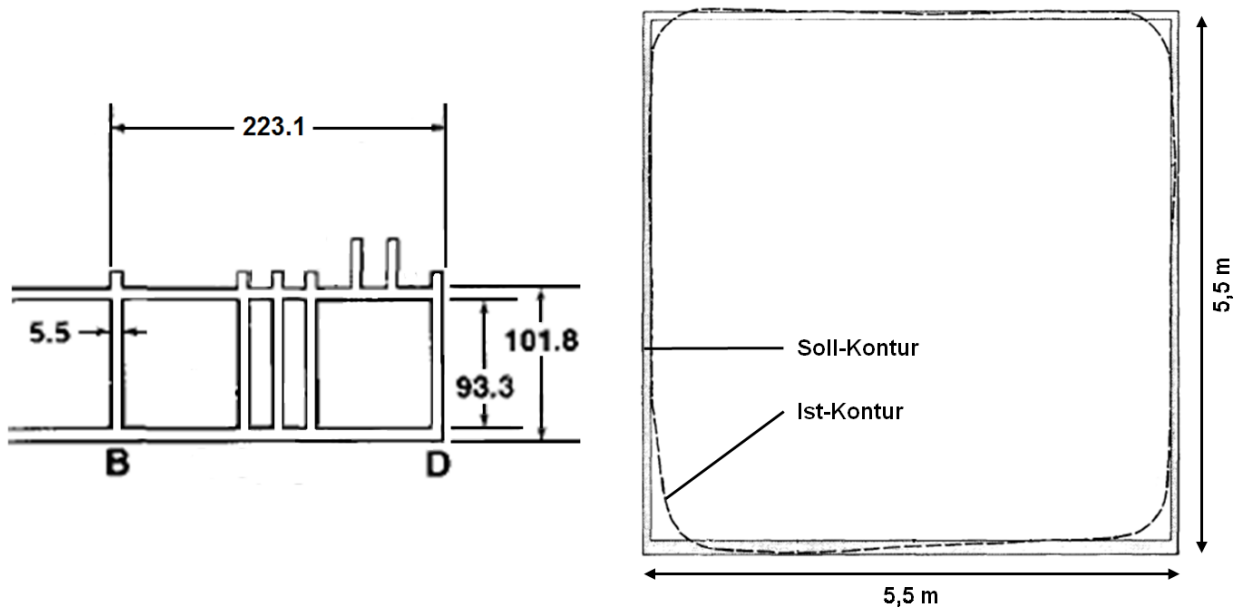


Abbildung 46: Ausschnitt aus dem Grubenriss mit den Abmessungen von Room D und B (links) und Querschnitt von Room D und B (rechts) [Munson et al., 1988]

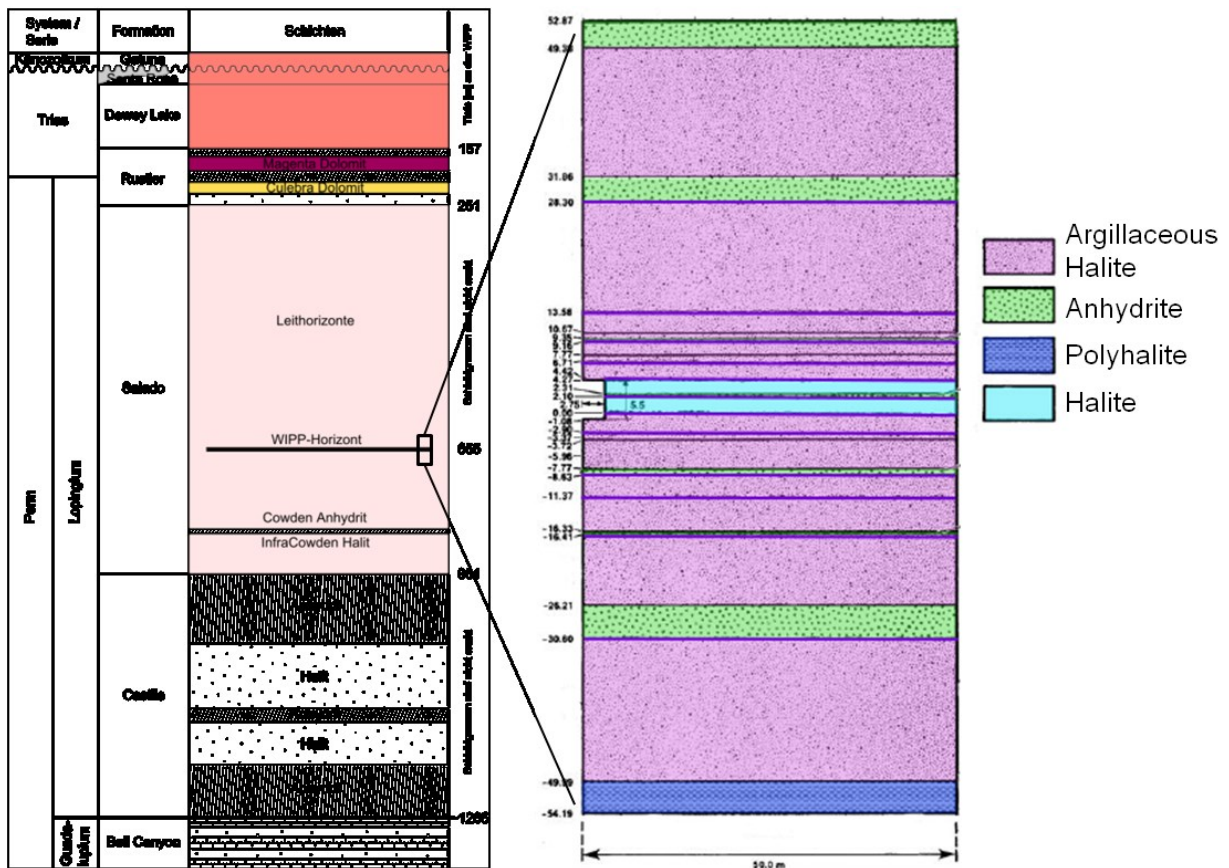


Abbildung 47: Geologie WIPP (links) [Brasser und Droste, 2008] und Stratigraphie von Room D und B (rechts) [Munson et al., 1989]

Tabelle 12: Kennwerte Anhydrit und Polyhalit

Nr.	Bezeichnung	Anhydrit	Polyhalit	Einheit
1	Kompressionsmodul	40000	19000	MPa
2	Schubmodul	24000	12000	MPa

3	Dichte	2300E-6	2300E-6	Gg/m ³
4	Kohäsion	2	---	MPa
5	Reibungswinkel	30	---	°
6	Strukturfaktor	---	4,5E-11	1/s
7	Spannungsexponent	---	4	-

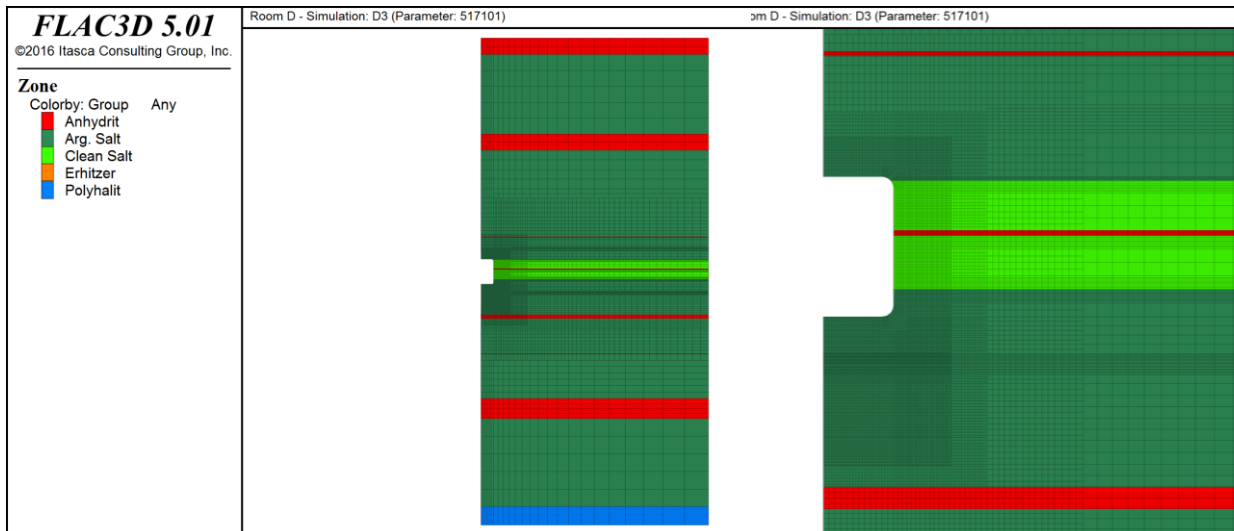


Abbildung 48: Room D Modell Gesamtansicht (links) und Detail (rechts)

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Varianten D-03 und D-04 exemplarisch vorgestellt. Dazu werden die relevanten Ergebnisse der Berechnungen anhand von Spuren ins Gebirge hinein (T1 bis T4) sowie der zeitlichen Entwicklung einzelner Punkte (H1 bis H3) dargestellt:

- T1: von der Mitte der Firste 20 m senkrecht nach oben
- T2: von der Mitte des Stoßes 20 m waagrecht zur Seite
- T3: von der Mitte der Sohle 20 m senkrecht nach unten
- H1: mittig in der Firste
- H2: mittig im Stoß
- H3: mittig in der Sohle

Die Lage der Spuren und Punkte ist Abbildung 49 zu entnehmen.

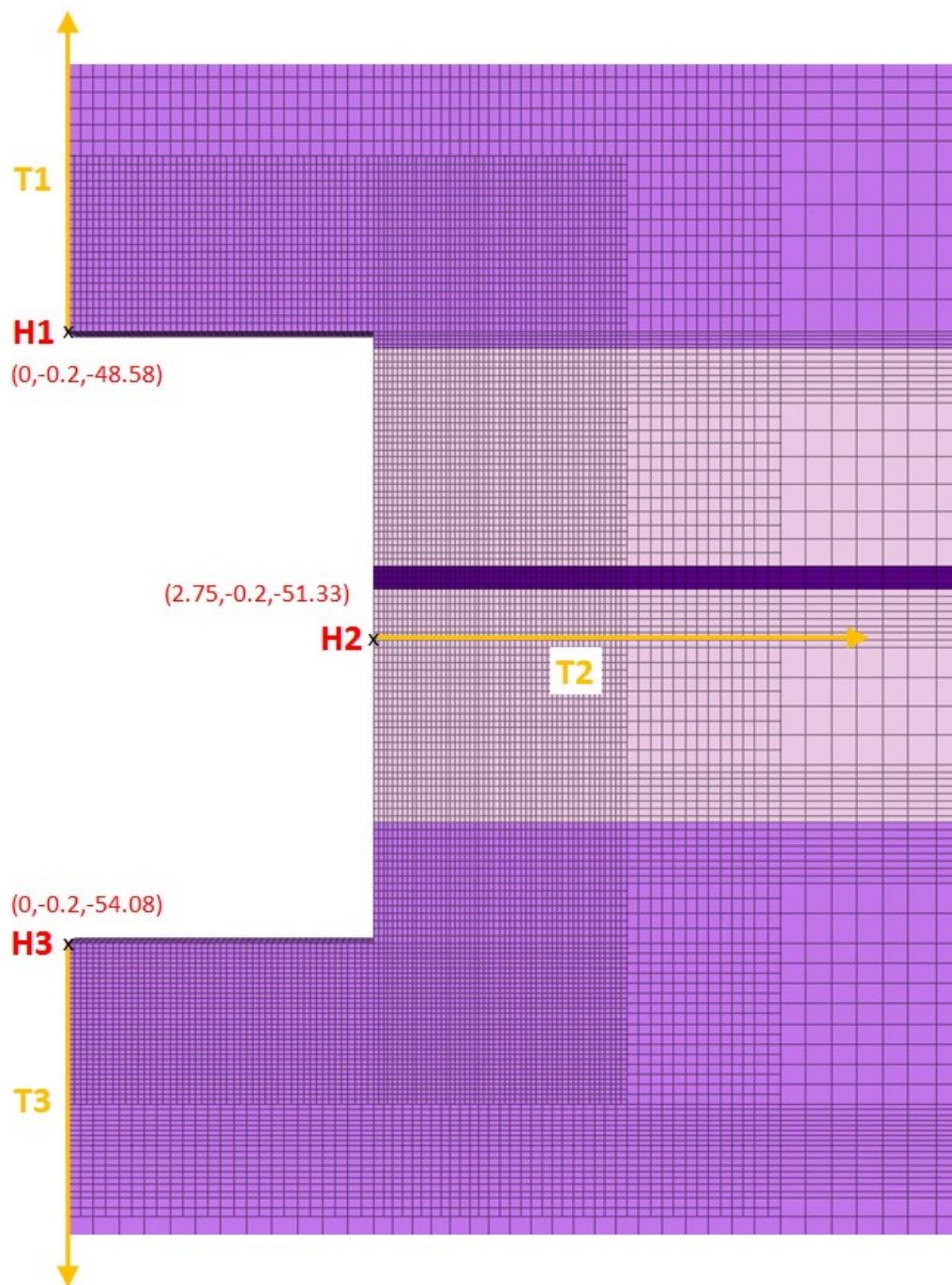


Abbildung 49: Room D und B Lage der Auswertungsspuren und -punkte

Abbildung 50 und Abbildung 51 zeigen die horizontale und vertikale Konvergenz von Room D für die Varianten D-03 und D-04 sowie die entsprechenden Messwerte. Die gemessene hohe Verformung im transienten Bereich ist für Salzgestein eher unüblich und beruht auf Problemen in der Durchführung der Messung. Durch einen Vortrieb in Teilquerschnitten konnte die Konvergenz des Gesamtquerschnitts offensichtlich nicht kontinuierlich erfasst werden, sodass vermutlich manuelle und automatische Messreihen mit unterschiedlichen Bezugspunkten gekoppelt wurden. Die Konvergenzraten liegen für Berechnung und Messung in einer ähnlichen Größenordnung, sobald das transiente Kriechen abgeklungen ist.

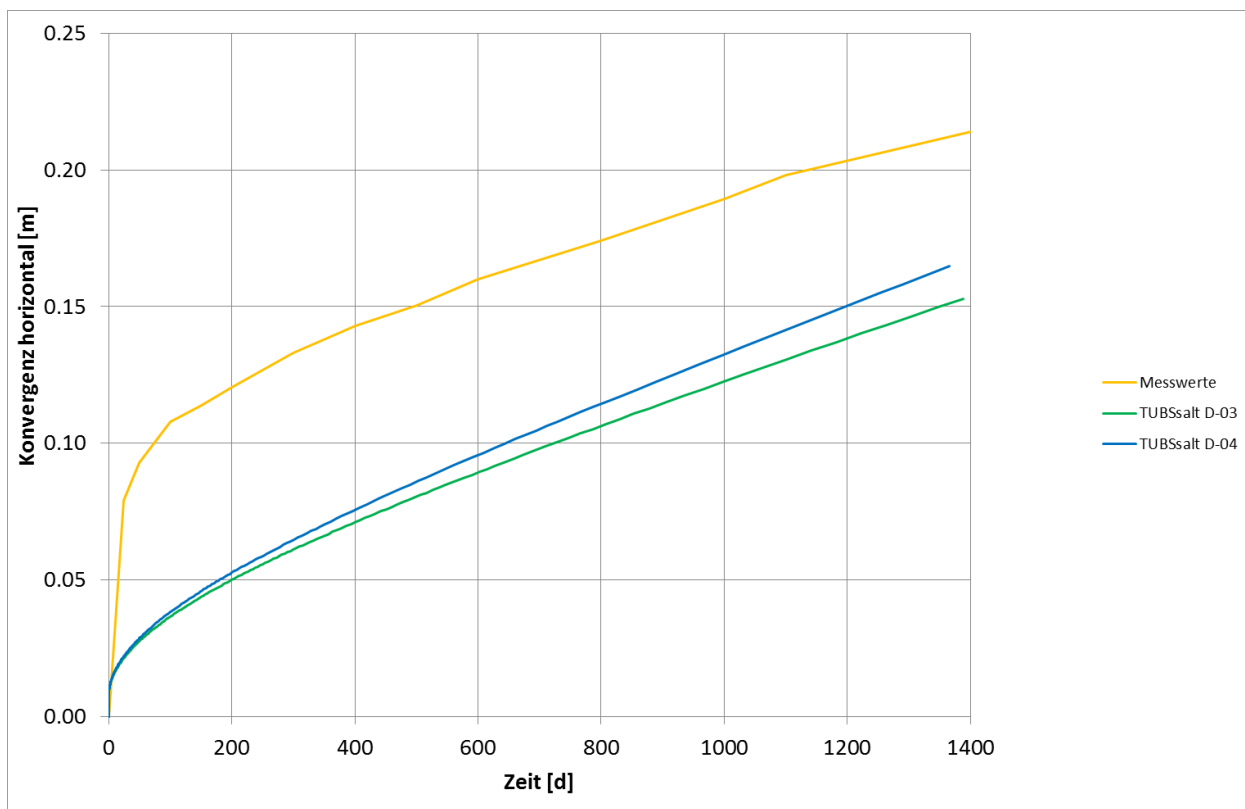


Abbildung 50: Room D horizontale Konvergenzen D-03/D-04

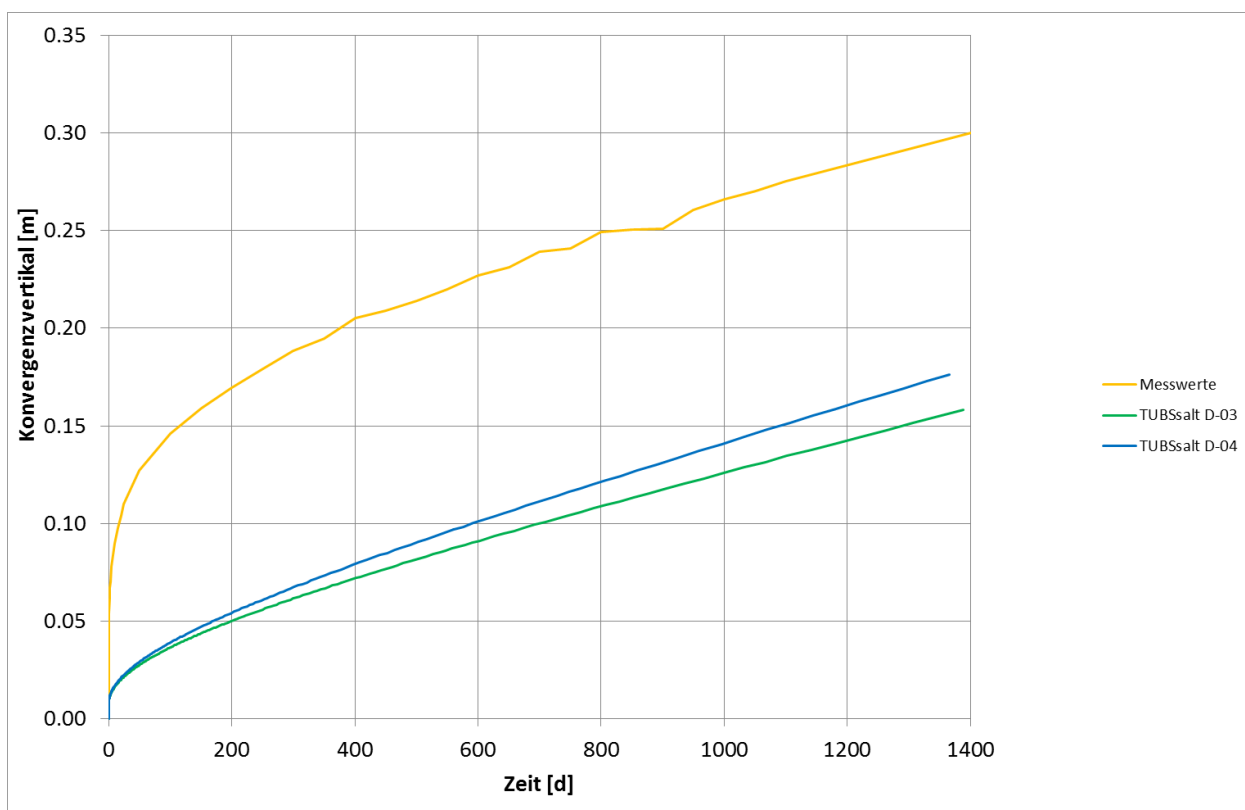


Abbildung 51: Room D vertikale Konvergenzen D-03/D-04

In Abbildung 52 ist die Schädigung als Konturplot nach 1400 Tagen für die Varianten D-03 und D-04 dargestellt, Abbildung 53 zeigt für die gleiche Situation die Äquivalenzspannung als horizontale Spur in den Stoß. In diesen Abbildungen ist zu sehen, dass die Berücksichtigung

der Anhydrit- und Polyhalitschichten einen Einfluss hat, dieser allerdings für den streckennahen Bereich relativ gering ausfällt.

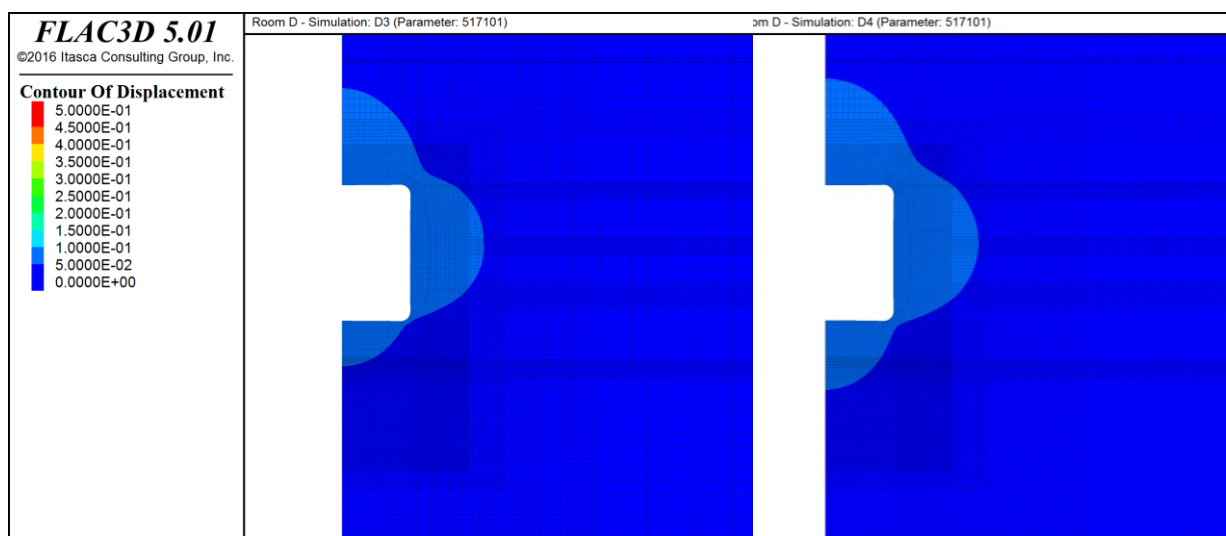


Abbildung 52: Room D Konturplot Schädigung D-03 (links) und D-04 (rechts)

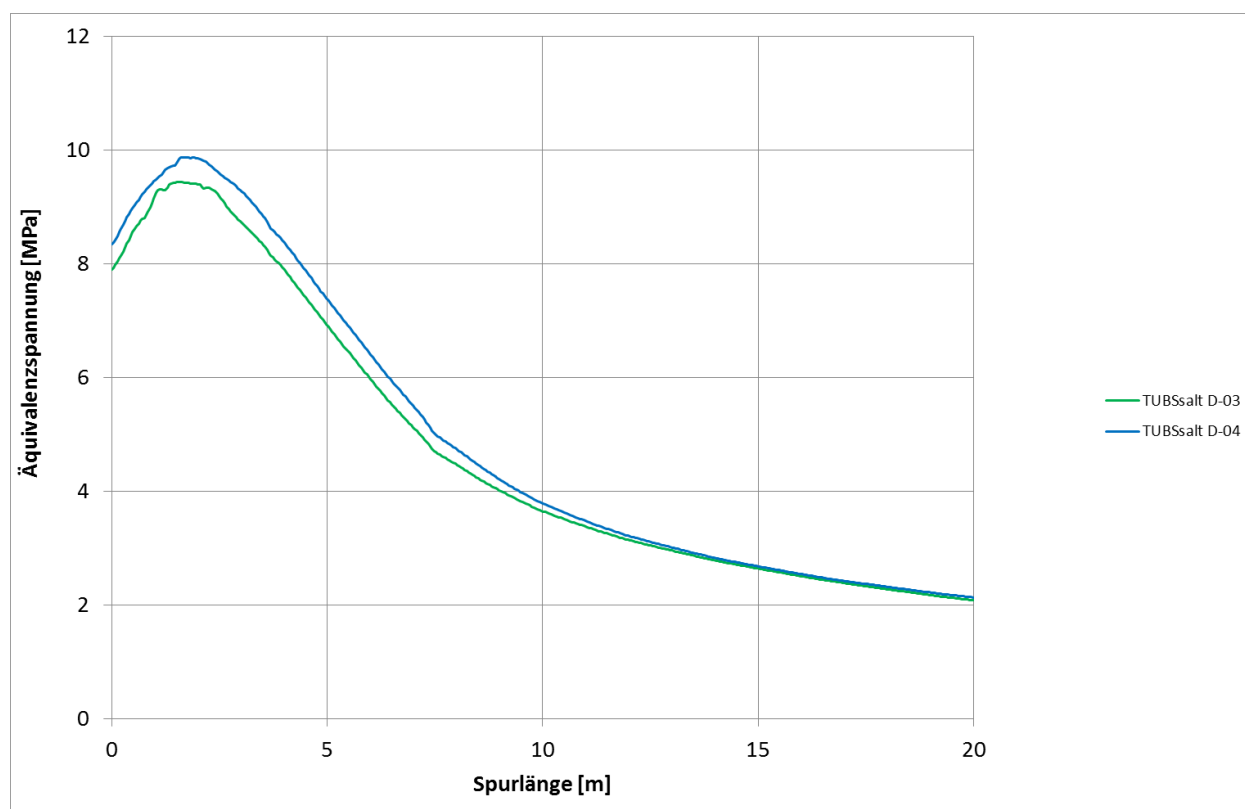


Abbildung 53: Room D Äquivalenzspannung horizontale Spur D-03/D-04

4.4 Room B

Die Versuchsstrecke Room B hat im Querschnitt die gleichen Abmessungen und die gleiche Teufenlage wie Room D, weshalb von der gleichen Schichtenfolge ausgegangen und dasselbe numerische Modell als Grundlage verwendet werden kann. Im zentralen Bereich der Strecke von 24,4 m Länge wurden allerdings im Gegensatz zu Room D Erhitzer in die Sohle eingebaut (vgl. Abbildung 55), um den Einfluss Wärme entwickelnder Abfälle zu simulieren. Eine genaue Beschreibung der Versuchsbedingungen kann [Munson et al., 1989] und [Rath und Argüello,

2012] entnommen werden. Das mechanische Modell sowie die Spuren und Punkte der Auswertung sind analog zu Room D gewählt (vgl. Abbildung 54).

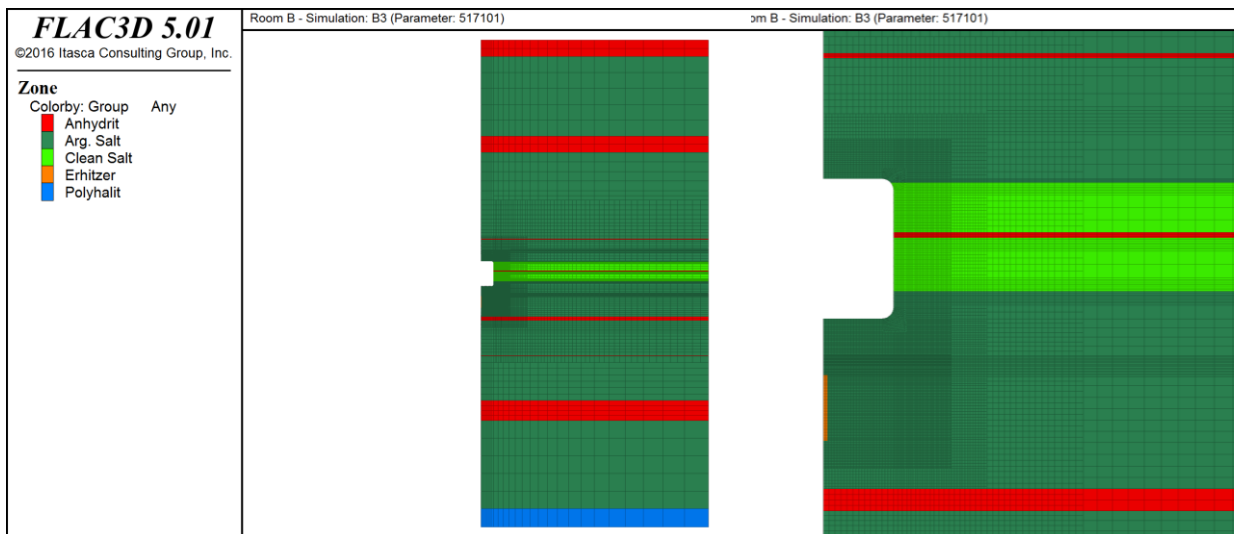


Abbildung 54: Room B Modell Gesamtansicht (links) und Detail (rechts)

Der Erhitzer wurde analog zum HFCEP Versuch über eine Temperaturrandbedingung aufgebracht. Als Orientierung diente hierfür die Temperaturmesskurve in 4,9 m Tiefe unter der Sohle, also etwa 0,1 m unterhalb des Erhitzers. Dieser Temperaturverlauf wurde zunächst mit einer Funktion angepasst. Diese Funktion wurde anhand mehrerer thermischer Berechnungen so optimiert, dass die Temperaturmessungen in unterschiedlichen Teufen an Sohle, Stoß und Firste mit guter Übereinstimmung nachgerechnet werden konnten (vgl. Abbildung 56 bis Abbildung 58).

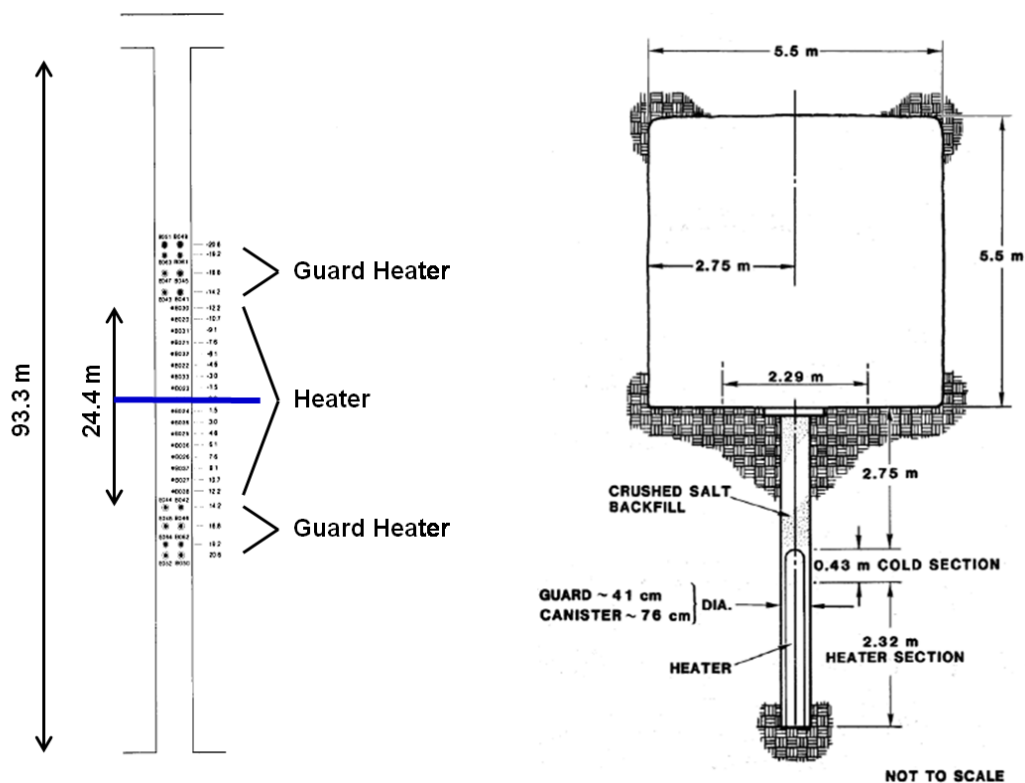


Abbildung 55: Lage des Berechnungsquerschnitts von Room B (links) und Regelquerschnitt von Room B mit Erhitzer (rechts) [Munson et al., 1989]

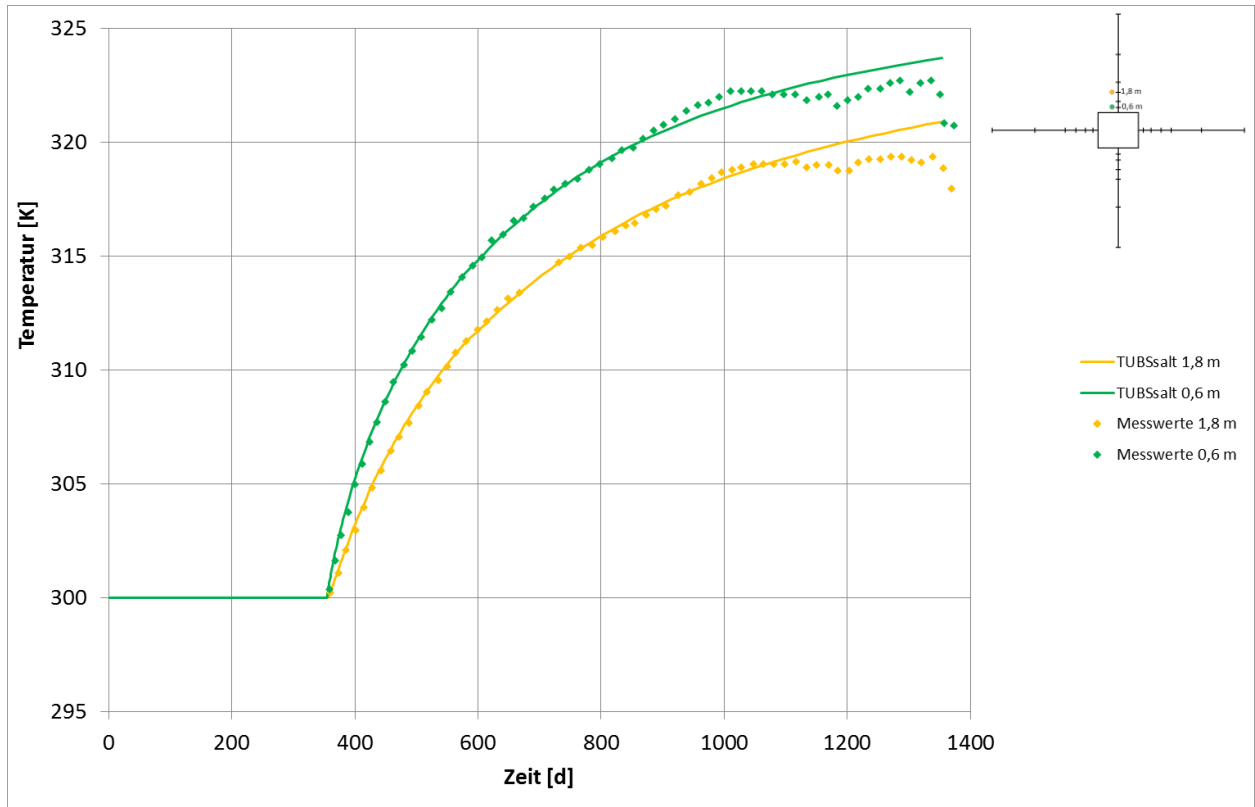


Abbildung 56: Room B Temperaturverlauf Firste

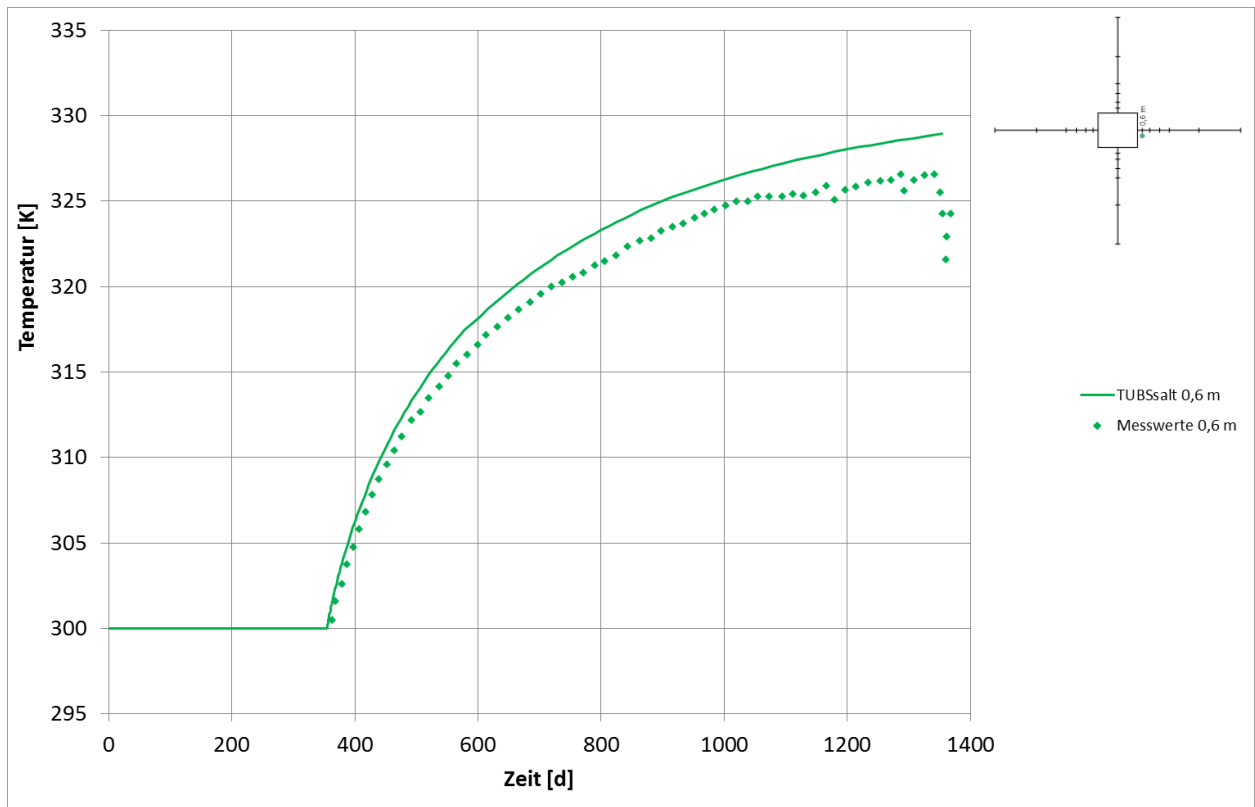


Abbildung 57: Room B Temperaturverlauf Stoß

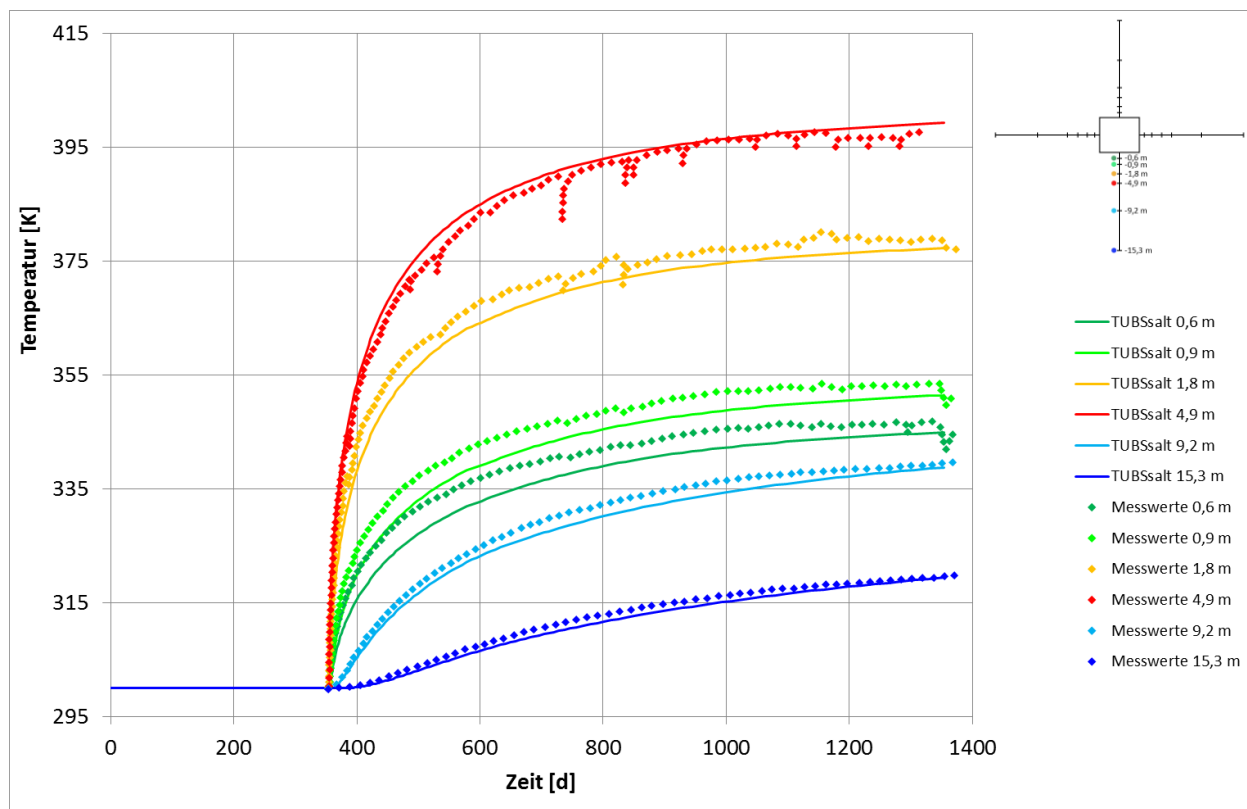


Abbildung 58: Room B Temperaturverlauf Sohle

Auch für Room B wurden verschiedene Berechnungsvarianten untersucht. Diese sind:

- B-01: Berücksichtigung von Clean Salt, Argillaceous Salt, Anhydrit und Polyhalit; Temperaturvorgabe nur am Erhitzer
- B-02: Berücksichtigung von Clean Salt, Argillaceous Salt, Anhydrit und Polyhalit; Temperaturvorgabe am Erhitzer und der Salzkontur
- B-03: Überarbeitung der Modellgeometrie und geänderte Temperaturvorgabe
- B-04: Modellierung von Anhydrit und Polyhalit wie das benachbarte Steinsalz

Die folgenden Abbildungen beziehen sich lediglich auf die Variante B-03, da dieses Modell der In-situ-Situation am besten entspricht. Der Berechnungsablauf folgt grundsätzlich dem Schema:

- Einprägung des Initialspannungszustands
- Ausbruch von Room B
- Kriechberechnung über 354 Tage
- Aufbringen der zeitabhängigen Temperaturrandbedingung im Bereich der Erhitzers und der Raumkontur für 1000 Tage

In Abbildung 59 und Abbildung 60 ist die horizontale bzw. vertikale Konvergenz für die Berechnung B-03 sowie die entsprechenden Messwerte abgebildet. Die Konvergenzen für Room D und Room B sollten aufgrund der räumlichen Nähe beider Versuchslokationen sowie gleicher Randbedingungen vor Beginn der Erhitzerphase annähernd gleich sein. Für Room B liegen die Verformungen des transienten Kriechens allerdings in einer plausibleren Größenordnung als es für Room D beobachtet wurde (vgl. Abschnitt 4.3).

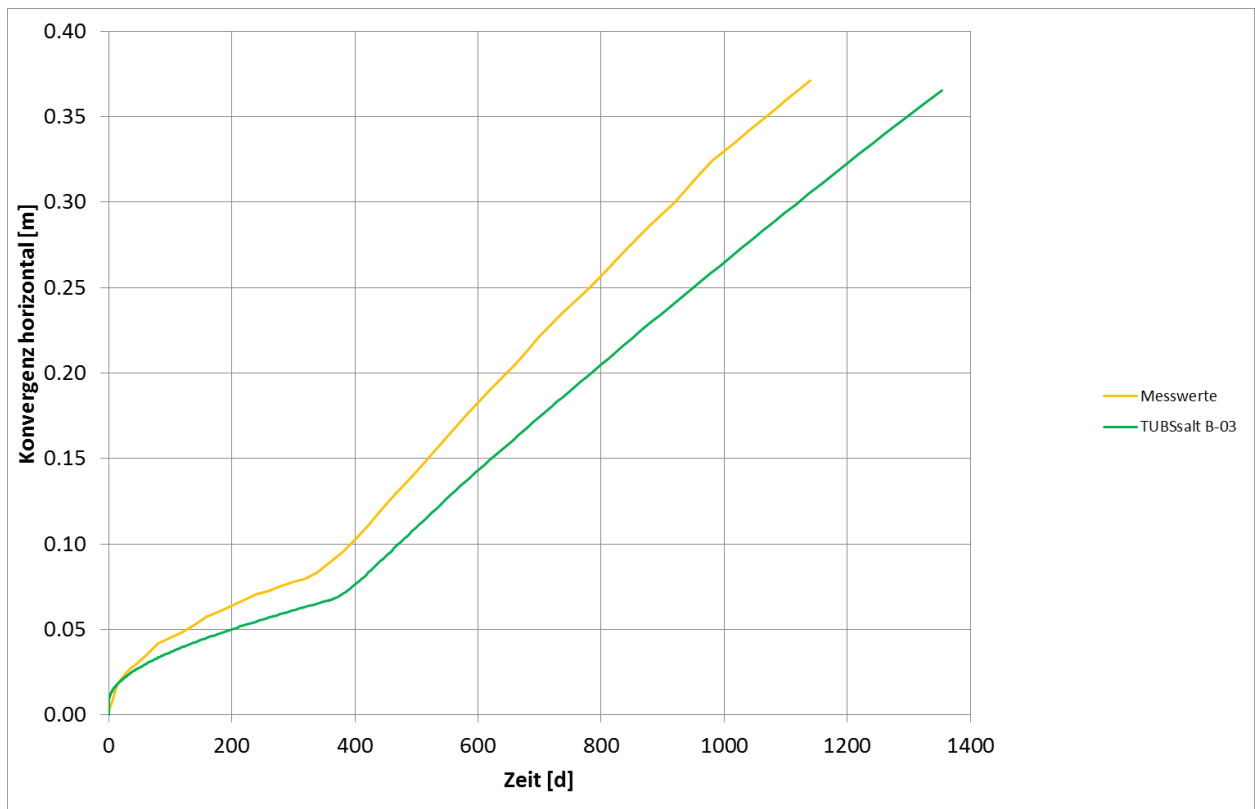


Abbildung 59: Room B horizontale Konvergenzen

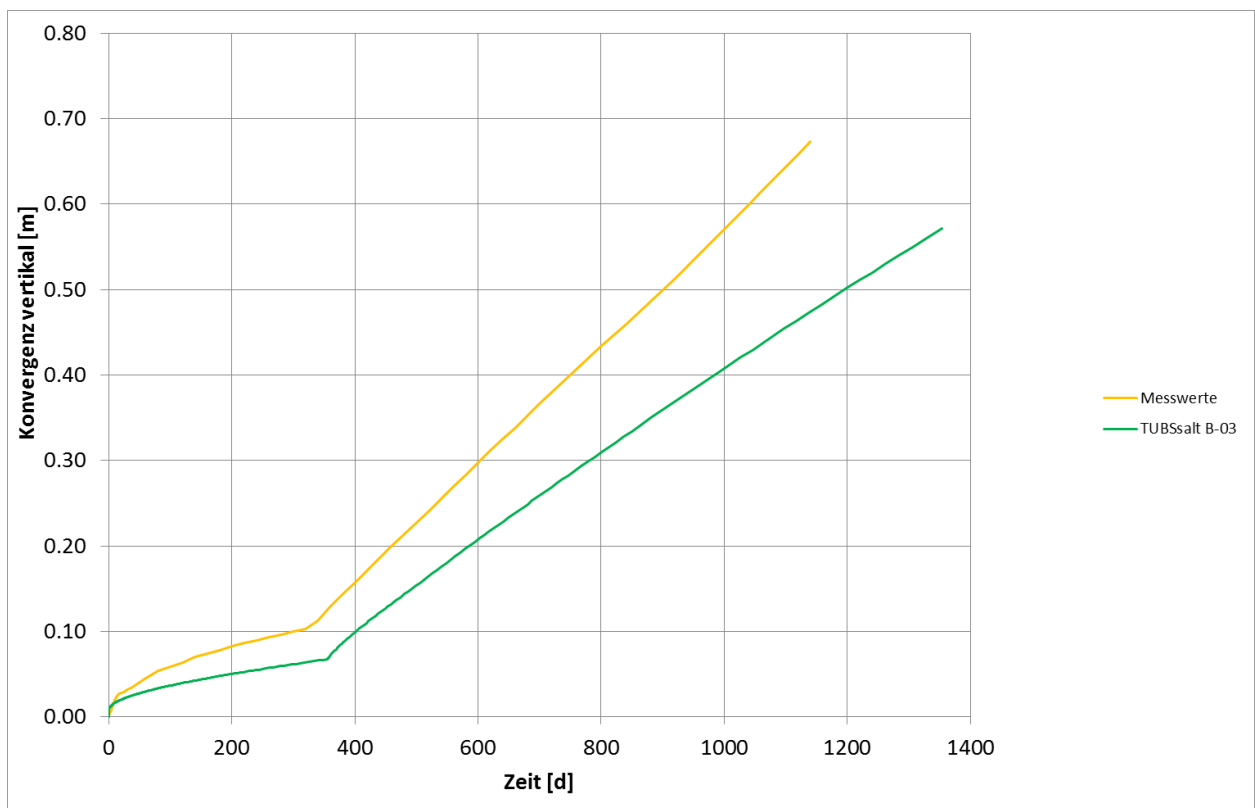


Abbildung 60: Room B vertikale Konvergenzen

Abbildung 61 bis Abbildung 66 zeigen Konturplots für die Äquivalenzspannung, die Verformung und die Dilatanz nach jeweils 354 und 1400 Tagen als Vergleich zwischen Room D (links) und Room B (rechts).

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Anhydritschichten aufgrund ihrer höheren Steifigkeit deutlich mehr Spannung aufnehmen. Bedingt durch den Temperatureinflusses stellen sich größere Verformungen ein, die nach 1400 Tagen eine deutlich erkennbare Entlastung der Sohle zur Folge haben.

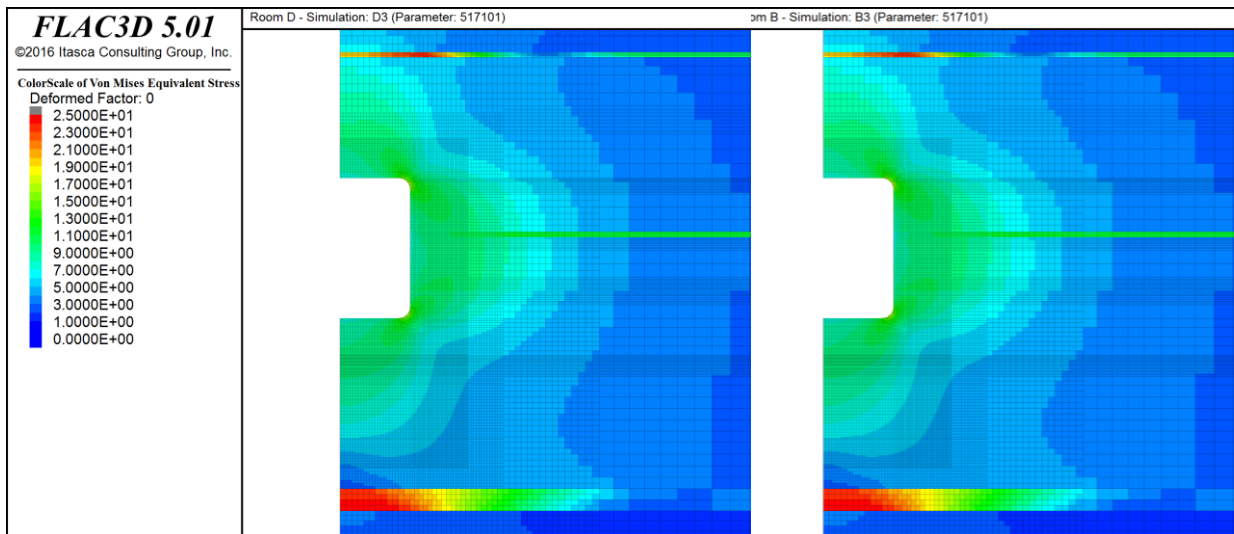


Abbildung 61: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Äquivalenzspannung nach 354 Tagen vor Beginn der Erhitzerphase in Room B

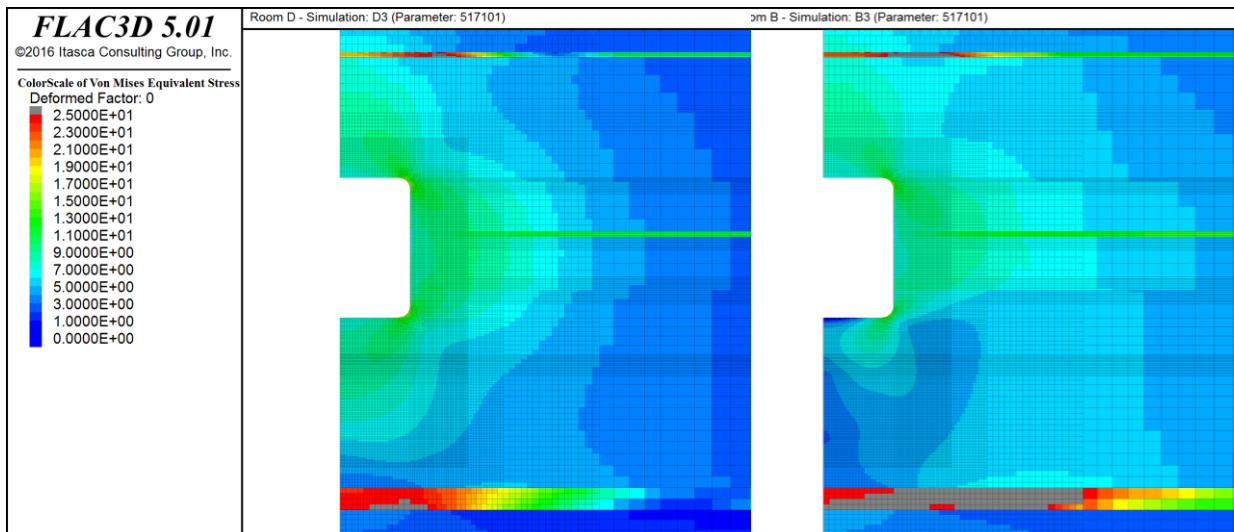


Abbildung 62: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Äquivalenzspannung nach 1400 Tagen zum Ende der Erhitzerphase in Room B

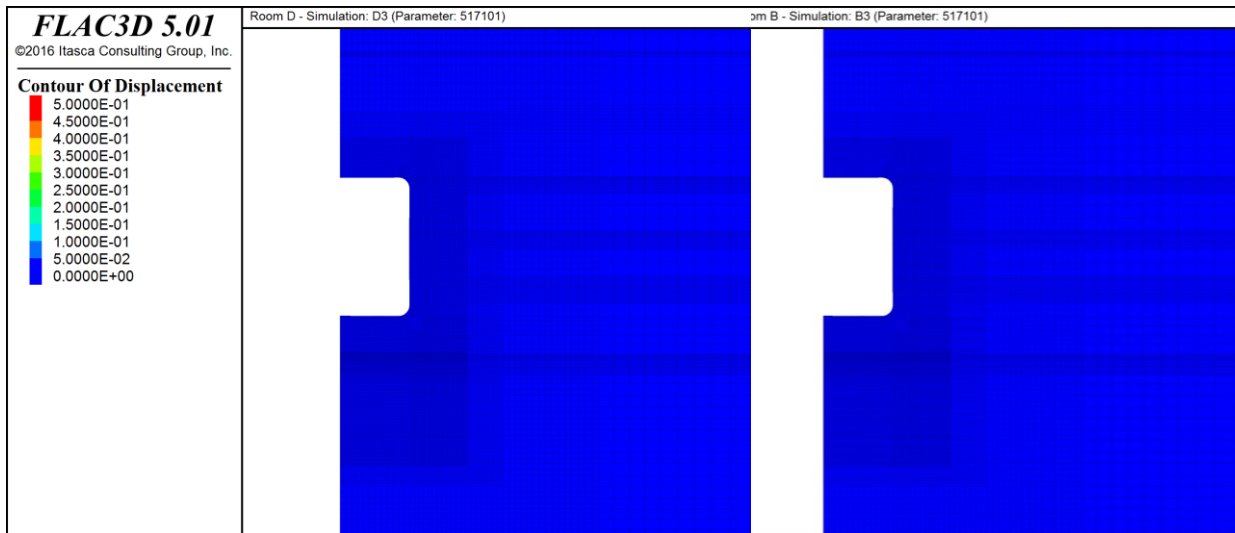


Abbildung 63: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Verformung 354 Tage

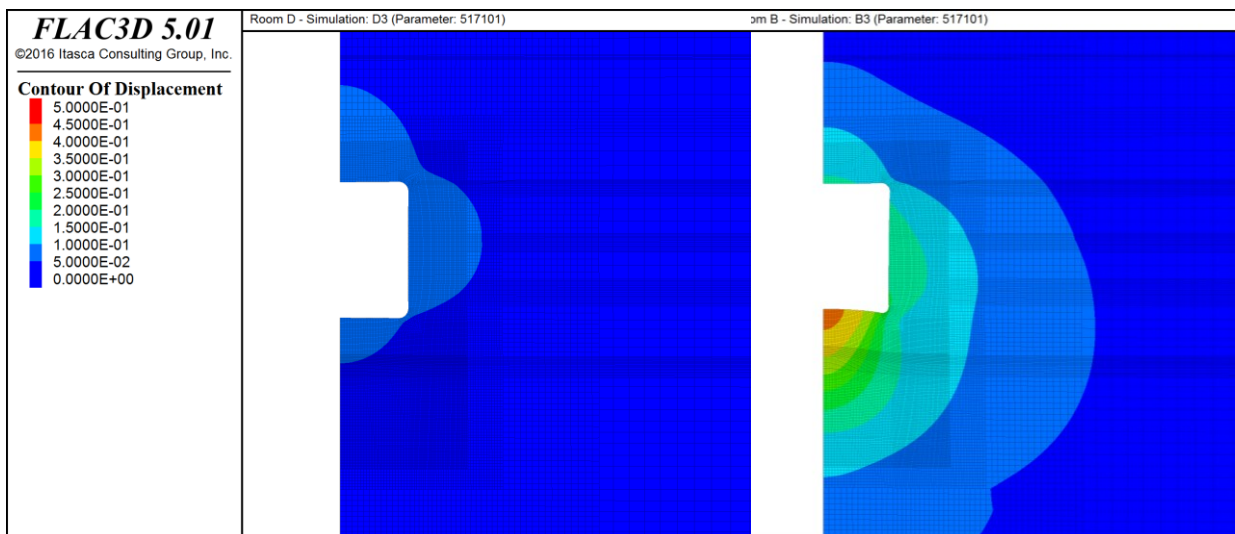


Abbildung 64: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Verformung 1400 Tage

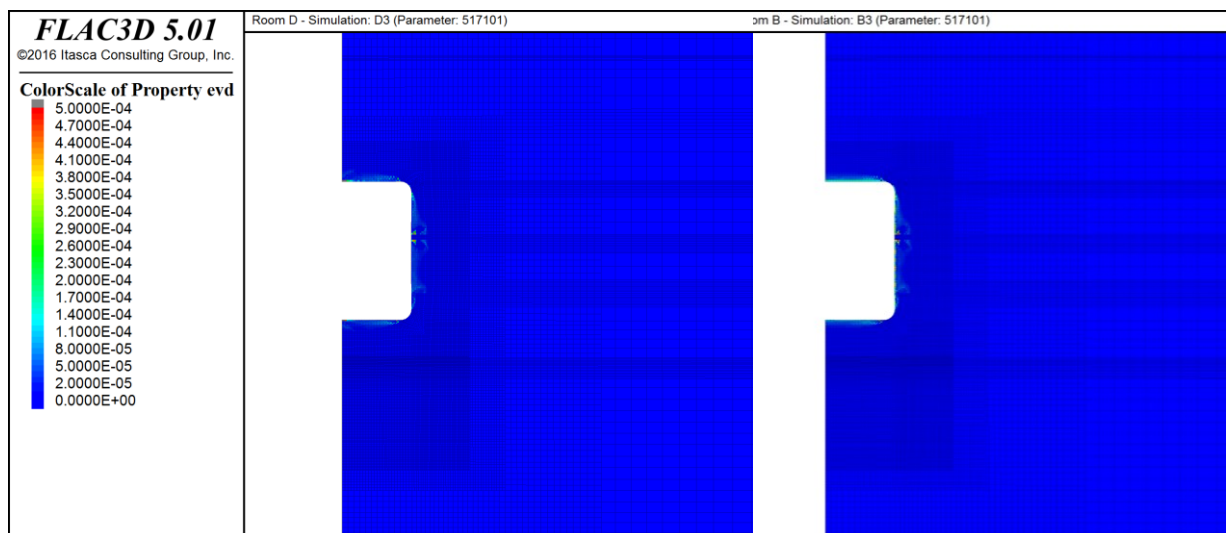


Abbildung 65: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Dilatanz 354 Tage

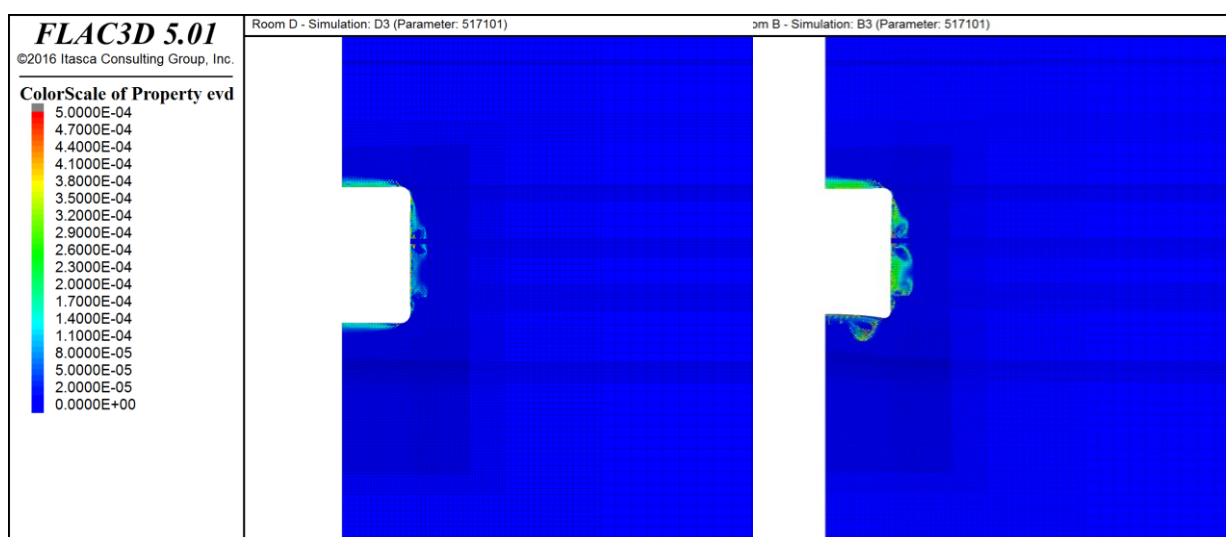


Abbildung 66: Room D (links) und B (rechts) Konturplot Dilatanz 1400 Tage

Abbildung 67 bis Abbildung 69 zeigen den Verlauf der Äquivalenzspannung entlang der drei Spuren von der Hohlraumkontur aus senkrecht in die Firste, waagrecht in den Stoß und senkrecht in die Sohle. Für die Abbildungen zur Firste und Sohle sind die Diagramme entsprechend der räumlichen Ausrichtung der Spur gedreht. Der Einfluss der Anhydritschichten ist hier deutlich erkennbar, ebenso wie die Entspannung des Gebirges zum Hohlraum hin.

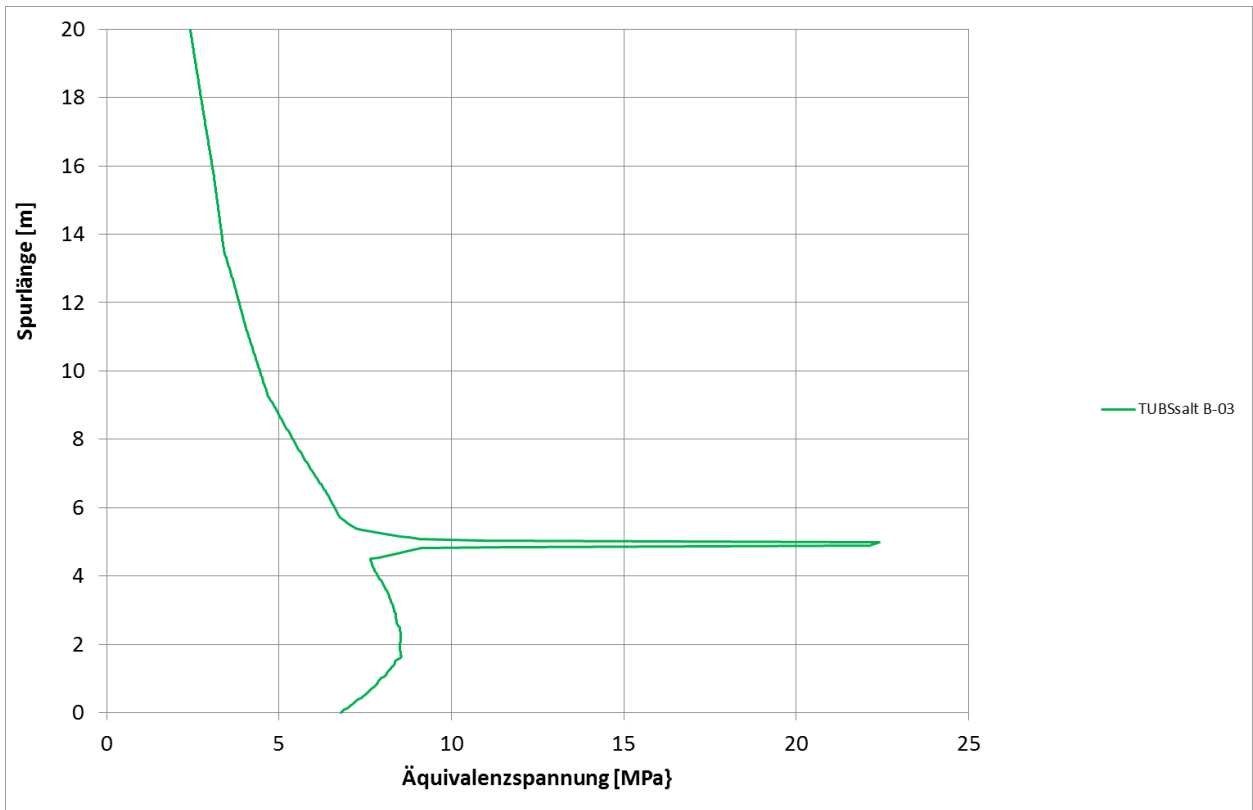


Abbildung 67: Room B Spur Äquivalenzspannung Firste

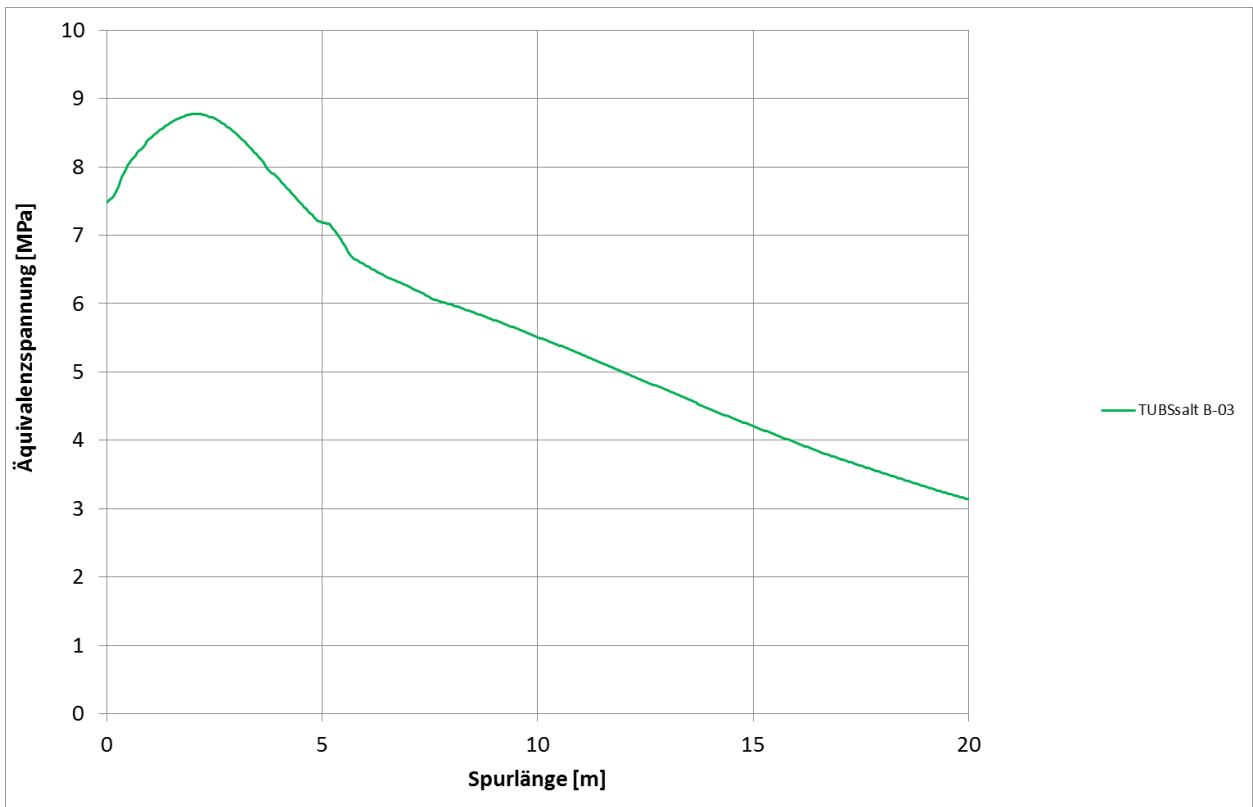


Abbildung 68: Room B Spur Äquivalenzspannung Stoß

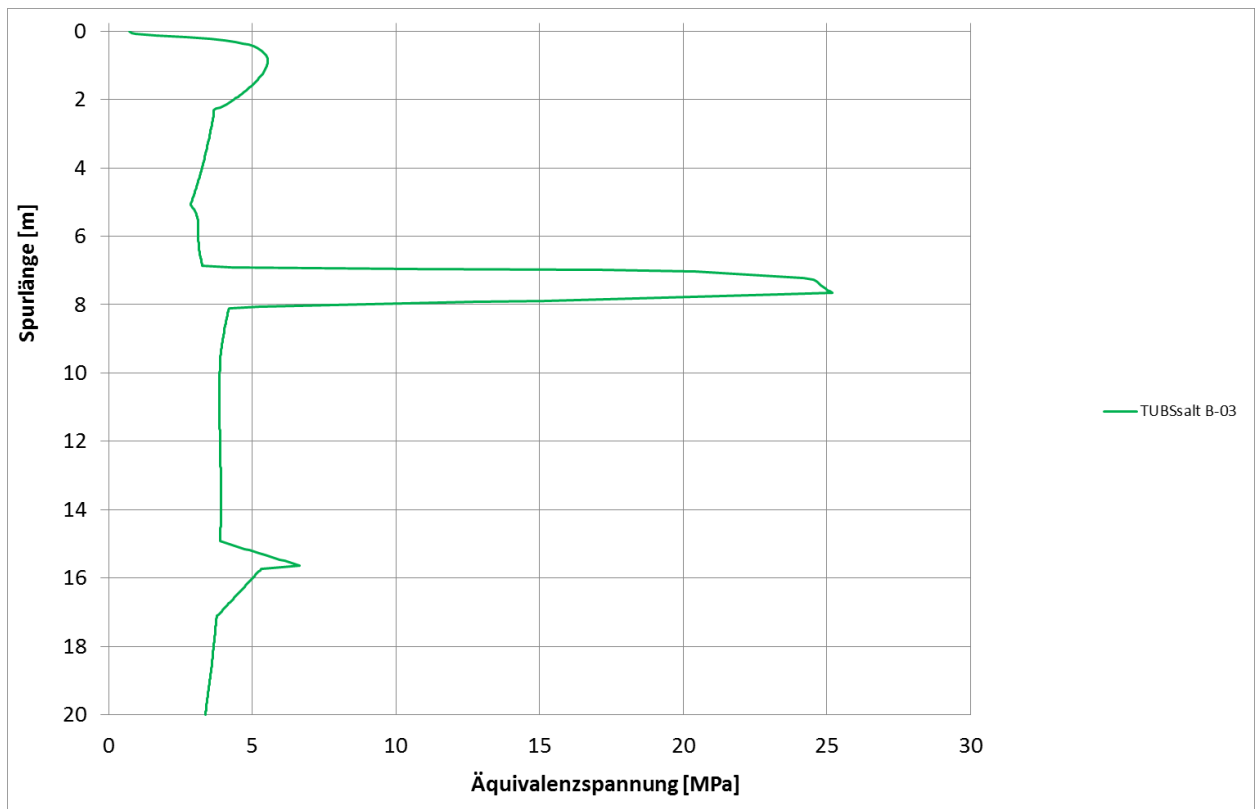


Abbildung 69: Room B Spur Äquivalenzspannung Sohle

5 Zusammenfassung und Ausblick

Das Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ hatte eine Verbesserung der Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen im Steinsalz zum Ziel. Dazu wurden durch den Vergleich der Berechnungsergebnisse die unterschiedlichen Stoffmodelle überprüft. Das Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig beteiligt sich mit dem Stoffmodell TUBSSalt im Teilvorhaben 6 an dem Verbundprojekt.

Innerhalb des Projektes wurden anhand von Laborversuchen die Parameter für die Salztypen Asse Speisesalz, WIPP Clean Salt und WIPP Argillaceous Salt für das Modell TUBSSalt bestimmt. Mit einem einheitlichen Parametersatz für den jeweiligen Salztyp konnten die Kriech- und Kurzzeitfestigkeitsversuche sowie ggf. vorhandene Verheilungsversuche gut nachvollzogen werden. Um einen einheitlichen Parametersatz zu ermitteln, ist ein umfassendes und systematisches Versuchsprogramm erforderlich, in dem die wesentlichen Einflussgrößen, wie z.B. Spannung, Temperatur, Belastungsrate und Zeit, abgebildet werden.

Auf diesen Ergebnissen aufbauend konnten verschiedene In-situ-Situationen als Vergleichsberechnung durchgeführt werden. Zur Überprüfung des thermischen Einflusses wurden der IFC und der HFCP Versuch in der Asse sowie Room D und B in der WIPP herangezogen. Das Modell TUBSSalt war auch bei größeren Modellen in der Lage, die thermisch-mechanische Interaktion abzubilden.

Für die Dammjoch Situation in der Asse liegen durch umfangreiche Messungen Kenntnisse zur Verheilung von Steinsalz in der Auflockerungszone vor, sodass diese als Grundlage für eine Vergleichsberechnung für die Beschreibung des In-situ-Verheilungsverhaltens von Steinsalz diene. Hierzu wurde sowohl die offene Strecke als auch die mit dem Dammjoch nach drei Jahren ausgebaute Strecke über einen Zeitraum von 88 Jahren simuliert. Das Modell TUBSSalt berechnet hierfür geschädigte Gebirgsbereiche an der Kontur der Strecke, die sich im Fall des Ausbaus auch wieder zurückbilden.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass TUBSSalt in der Lage ist, sowohl bei der Nachrechnung der Laborversuche als auch der In-situ-Situationen gute Ergebnisse zu liefern. Eine wesentliche Grundlage hierfür ist ein systematisches Laborprogramm mit dem ein einheitlicher Parametersatz für den Salztyp ermittelt werden kann.

Abschließend kann festgestellt werden, dass mit den aktuellen Stoffmodellen Instrumente zur Verfügung stehen, mit denen die untersuchten Einflüsse zuverlässig beschrieben werden können. Dazu ist allerdings die umfangreiche Kenntnis des zu modellierenden Salzgesteins erforderlich, die ein systematisches Versuchsprogramm erfordert.

Bei den durchgeführten Arbeiten konnten jedoch Mechanismen identifiziert werden, die zurzeit nur unzureichend beschrieben bzw. modelliert werden können. Dies betrifft z.B. den Einfluss von Trennflächen auf das Gesamtverformungsverhalten. Auch die bei großen Pfeilerstauchungen auftretende Zugspannung infolge Querdehnung lässt sich aktuell nur unzureichend beschreiben und bedarf einer versuchstechnischen Absicherung. Die Beschreibung der Verheilung von Steinsalz wäre durch weitere Versuche abzusichern und kann darauf aufbauend optimiert werden. Auch das stationäre Kriechverhalten bei kleinen Spannungsdeviatoren von

etwa 1 MPa ist weiter zu untersuchen, da bei langfristigen Prognosen, z.B. für Abdichtungsbauwerke, kleine Differenzspannungen für das Verformungsverhalten maßgeblich werden.

6 Summary

The joint project „Comparison of current constitutive models and modeling procedures on the basis of calculations of the thermo-mechanical behavior and healing of rock salt” was aimed at the improvement of instruments for the proof of safety for the storage of heat generating radioactive waste in rock salt. In order to achieve this, different constitutive models were compared. The Institute for Soil Mechanics and Foundation Engineering of the Technische Universität Braunschweig participates in the joint project with the constitutive model TUBSsalt.

The parameters required by TUBSsalt were determined by laboratory tests for the salt types Asse Speisesalz, WIPP Clean Salt and WIPP Argillaceous Salt. Creep tests, strength tests and, if available, healing tests were recalculated with a unique set of parameters for each type of salt. In order to get this set of parameters, an extensive and systematic laboratory program is necessary, in which the major characteristics, such as stress, temperature, loading rate and time, are considered.

Different in situ situations were calculated as comparison based on these results. The IFC test and the HFCP test in the Asse mine as well as Room D and Room B in the WIPP were used to verify the thermal influence on the material behavior. The constitutive model TUBSsalt was able to include the thermal-mechanical interaction even for large models.

The healing behavior in the excavation damaged zone (EDZ at the Bulkhead situation in the Asse mine) is well known through extensive measurements. This was the basis for a comparative calculation for the in situ healing behavior of rock salt, in which the open drift and the drift with the Bulkhead were simulated over a period of 88 years. The Bulkhead was installed 3 years after excavation. The model TUBSsalt calculates damaged areas of rock salt close to the drift, which degenerate when the lining is built.

The constitutive model TUBSsalt has proven its overall capability to achieve good results in the recalculation of the laboratory tests as well as the in situ situations. An essential requirement for these results is a systematic laboratory program in order to determine the unique set of parameters for this type of salt.

7 Literaturverzeichnis

- Brasser, T.; Droste, J.: Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in Deutschland – Anhang Endlagerstandorte – Nationale und ausgewählte internationale Standorte bzw. Standortkandidaten. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig/Darmstadt, 2008
- Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe: Endlagerung radioaktiver Abfälle in Deutschland - Untersuchung und Bewertung von Regionen mit potenziell geeigneten Wirtsgesteinsformationen. Hannover/Berlin, 2007
- Döring, T.; Kiehl, J. R.: Das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen von Steinsalz – ein dreidimensionales rheologisches Stoffgesetz. In: *geotechnik*. Bd. 19, Heft 3, S. 194-199. 1996
- Eberth, S.: Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihrer Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge. TU Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften, Dissertation. Clausthal, 2008
- Frost, H. J.; Ashby, M. F. (Hrsg.): Deformation-Mechanism Maps, The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics.
<http://engineering.dartmouth.edu/defmech/>
Stand: 1982. Zugriff: 2014.
- Glabisch, U.: Stoffmodell für Grenzzustände im Salzgestein zur Berechnung von Gebirgshohlräumen. TU Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation. Braunschweig, 1997
- Günther, R.-M.: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz - Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens. TU Bergakademie Freiberg, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Dissertation. Freiberg, 2009
- Hampel, A.: Skizze zur Kammer-Pfeiler-Situation. E-Mail 2010
- Hampel, A.; Schulze, O.; Heemann, U.; Zetsche, F.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Hou, Z.; Wolters, R.; Düsterloh, U.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Pudewills, A.: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen - Synthesebericht. Forschungsbericht. Bingen, 2007
- Itasca Consulting Group Inc.: FLAC3D 5.0 Constitutive Models. Minneapolis, MN, USA, 2012a
- Itasca Consulting Group Inc.: FLAC3D 5.0 FISH in FLAC3D. Minneapolis, MN, USA, 2012b
- Itasca Consulting Group Inc.: FLAC3D 5.0 User's Guide. Minneapolis, MN, USA, 2012c
- Kiehl, J. R.; Döring, T.; Erichsen, C.: Ein räumliches Stoffgesetz für Steinsalz unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten. In: *geotechnik*. Bd. 21, Heft 3, S. 254-258. 1998
- Langer, M.: Hohlraumbau im Salzgebirge, Überblick über den Stand der Wissenschaft und der Technik - Teil A: Geologische und mechanische Grundlagen. *Taschenbuch für den Tunnelbau 1985*, S. 237-300. Verlag Glückauf, Essen, 1984

- Langer, M.: Hohlraumbau im Salzgebirge, Überblick über den Stand der Wissenschaft und der Technik - Teil B: Planung und Bau von Salzkavernen. *Taschenbuch für den Tunnelbau 1985*, S. 125-200. Verlag Glückauf, Essen, 1985
- Lowe, M. J. S.; Knowles, N. C.: COSA II - Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt. Epsom, Surrey, UK, 1989
- Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Ein thermisch-mechanisches Stoffmodell für Steinsalz mit Berücksichtigung von Schädigung, Bruch und Verheilung. In: *Geotechnik*. 2016
- Munson, D. E.; Jones, R. L.; Ball, J. R.; Clancy, R. M.; Hoag, D. L. ; Petney, S. V.: Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (Room B): In Situ Data Report (May 1984 - February 1988) - Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Thermal/Structural Interactions Program. Sandia National Laboratories, Sandia Report SAND89-2671. Albuquerque, New Mexico, USA, 1989
- Munson, D. E.; Jones, R. L.; Hoag, D. L.; Ball, J. R.: Mining Development Test (Room D): In Situ Data Report (March 1984 – May 1988) – Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Thermal/Structural Interactions Program. Sandia, Forschungsbericht. Albuquerque/Carlsbad, NM, USA, 1988
- Rath, S. R.; Argüello, J. G.: Revisiting Historic Numerical Analyses of the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Room B and D in-situ Experiments Regarding Thermal and Structural Response. Sandia National Laboratories, Sandia Report SAND2012-7525. Albuquerque, New Mexico, USA, 2012
- Vittinghoff, T.: Analyse des Langzeitverhaltens einer Spundwandkonstruktion in einem überkonsolidierten Ton. TU Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation. Braunschweig, 2002
- Wittke, W.: Geotechnik in Forschung und Praxis; WBI-Print 4: Tunnelstatik Grundlagen. Verlag Glückauf GmbH, Essen, 1999

8 Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung	Einheit
E^p	Verfestigungsmodul	MPa
F^n	Wirksame Spannung im Nachbruch	MPa
F^p	Wirksame Spannung des primären Kriechens	MPa
F^s	Wirksame Spannung des sekundären Kriechens	MPa
F^t	Fließfunktion des tertiären Kriechens und der Verheilung	MPa
FA	Faktor für Temperaturabhängigkeit	-
G	Aktueller Schubmodul	MPa
G_0	Schubmodul	MPa
G_r	Rest-Schubmodul	MPa
I_1	Erste Invariante des Spannungstensors	MPa
I_3	Dritte Invariante des Spannungstensors	MPa
J_2	Zweite Invariante des Spannungsdeviators	MPa
k	Koeffizient für Belastungsrate und Spannungszustand	-
K_0	Kompressionsmodul	MPa
m^n	Nachbruchbeiwert	-
m_*^n	Nachbruchbeiwert mit Temperatureinfluss	-
m^t	Schädigungsbeiwert	-
m_*^t	Schädigungsbeiwert mit Temperatureinfluss	-
m^v	Verheilungsbeiwert	-
m_*^v	Verheilungsbeiwert mit Temperatureinfluss	-
n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	°
n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	MPa
n^p	Spannungsexponent des primären Kriechens	-
n^s	Spannungsexponent des sekundären Kriechens	-
p_0	Dimensionskonstante	MPa
p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	-
p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	-
Q	Aktivierungsenergie	J/mol
q^{el}	Temperaturkoeffizient für das elastische Verhalten	-
q^n	Temperaturkoeffizient des Nachbruchs	-
q^p	Temperaturkoeffizient des primären Kriechens	-
q^s	Temperaturkoeffizient des sekundären Kriechens	-
q_*^s	Temperaturkoeffizient des Spannungsexponenten	-
q^t	Temperaturkoeffizient des tertiären Kriechens	-
q^v	Temperaturkoeffizient der Verheilung	-
q^z	Temperaturkoeffizient des Zugbruchs	-
R	Gaskonstante	J/(K·mol)
t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	°
T_0	Referenztemperatur	K

Symbol	Bezeichnung	Einheit
t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	MPa
T_m	Schmelztemperatur von Steinsalz	K
η_0	Referenzviskosität	MPa·d
η^n	Viskosität im Nachbruch	MPa·d
η_*^n	Aktuelle Viskosität des Nachbruchs	MPa·s
η^p	Viskosität des primären Kriechens	MPa·d
η_*^p	Aktuelle Viskosität des primären Kriechens	MPa·s
η_{rec}^p	Viskosität des Erholungskriechens	MPa·s
η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	MPa·d
η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	MPa·d
η_*^t	Aktuelle Viskosität des tertiären Kriechens	MPa·s
η^v	Viskosität der Verheilung	MPa·d
η_*^v	Aktuelle Viskosität der Verheilung	MPa·s
$\dot{\epsilon}_0$	Referenzrate	1/s
$\epsilon_{d,*}$	Betrag der Schädigungskomponenten	-
$\epsilon_{v,d}$	Akkumulierte Dilatanz	-
$\epsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	-
$\epsilon_{v,d,b,*}$	Bruchvolumendehnung mit Temperatureinfluss	-
$\{\dot{\epsilon}^n\}$	Tensor der Nachbruchverzerrungsrate	1/s
$\{\dot{\epsilon}^p\}$	Tensor der primären Kriechrates	1/s
ϵ_{eq}	Vergleichsdehnung	-
ϵ_{eq}^p	Akkumulierte primäre Kriechverzerrungen	-
$\epsilon_{eq,max}^p$	Primäre Grenzverzerrung	-
$\epsilon_{eq,min}^p$	Mindestverfestigung des primären Kriechens	-
$\{\dot{\epsilon}^s\}$	Tensor der sekundären Kriechrates	1/s
$\{\dot{\epsilon}^t\}$	Tensor der tertiären Kriechrates und der Verheilungsrate	1/s
ϵ_*^t	Betrag des Dilatanzvektors	-
θ	Lastgeometriefaktor	-
θ_*	Beschreibung des Spannungszustandes	-
ρ	Dichte	Gg/m ³
σ_{eq}	Von-Mises-Äquivalenzspannung	MPa
σ_o	Oktaedernormalspannung	MPa
$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	MPa
$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	MPa
σ^z	Aktuelle Zugfestigkeit	MPa
σ_0^z	Zugfestigkeit	MPa
τ_o	Oktaederschubspannung	MPa
ψ	Dilatanzwinkel	°
ψ_*^n	Dilatanzwinkel im Nachbruch	°
ψ_*^t	Dilatanzwinkel im tertiären Kriechen	°

Symbol	Bezeichnung	Einheit
ψ_{\max}^t	Maximaler Dilatanzwinkel im tertiären Kriechen	°
ψ_*^v	Dilatanzwinkel der Verheilung	°
$\frac{\partial \sigma_{\text{eq}}}{\partial \{\sigma\}}$	Ableitung der Äquivalenzspannung nach den Komponenten des Spannungstensors	-
$\frac{\partial Q}{\partial \{\sigma\}}$	Ableitung der Potentialfunktion des tertiären Kriechens	-
$\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}}$	Ableitung der Potentialfunktion der Verheilung	-
$\frac{\partial Z}{\partial \{\sigma\}}$	Ableitung der Potentialfunktion des Zugbruchs	-
$\{\dot{\varepsilon}^z\}$	Tensor der Zugbruchverzerrungsrate	1/s

Anhang A – Verwendete Parameter

A.1 Parametersatz Asse Speisesalz

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	K_0	Kompressionsmodul	20000	MPa
2	G_0	Schubmodul	12000	MPa
3	p^{el}	Schädigungsexponent	20	-
4	η^p	Viskosität des primären Kriechens	100000	MPa·d
5	E^p	Verfestigungsmodul	100	MPa
6	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	38	MPa
7	p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	0,4	-
8	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	2,2E+7	MPa·d
9	$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	38	MPa
10	p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	0,9	-
11	η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	40	MPa·d
12	t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	55	°
13	t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	50	MPa
14	t_2	(Einaxiale) Dilatanzfestigkeit	2	MPa
15	m^t	Schädigungsbeiwert	0,3	-
16	ψ	Dilatanzwinkel	30	°
17	$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	0.03	-
18	η^v	Viskosität der Verheilung	1,8E+6	MPa·d
19	m^v	Verheilungsbeiwert	8	-
20	η^n	Viskosität im Nachbruch	800	MPa·d
21	n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	55	°
22	n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	50	MPa
23	n_2	(Einaxiale) Festfestigkeit	6	MPa
24	m^n	Nachbruchbeiwert	6	-
25	σ_0^z	Zugfestigkeit	2	MPa
26	Q	Aktivierungsenergie	18000	J/mol
27	ρ	Dichte	2170E-6	Gg/m ³

A.2 Parametersatz WIPP Clean Salt

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	K_0	Kompressionsmodul	23500	MPa
2	G_0	Schubmodul	13600	MPa
3	p^{el}	Schädigungsexponent	2,4	-
4	η^p	Viskosität des primären Kriechens	420000	MPa·d
5	E^p	Verfestigungsmodul	65	MPa
6	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	30	MPa
7	p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	0,8	-
8	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	9E+6	MPa·d
9	$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	54	MPa
10	p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	0,8	-
11	η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	35	MPa·d
12	t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	55	°
13	t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	32,5	MPa
14	m^t	Schädigungsbeiwert	0,4	-
15	ψ	Dilatanzwinkel	17,5	°
16	$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	0,022	-
17	η^v	Viskosität der Verheilung	5E+6	MPa·d
18	m^v	Verheilungsbeiwert	10	-
19	η^n	Viskosität im Nachbruch	2000	MPa·d
20	n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	60	°
21	n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	35	MPa
22	m^n	Nachbruchbeiwert	2	-
23	σ_0^z	Zugfestigkeit	1	MPa
24	Q	Aktivierungsenergie	28000	J/mol
25	ρ	Dichte	2170E-6	Gg/m ³

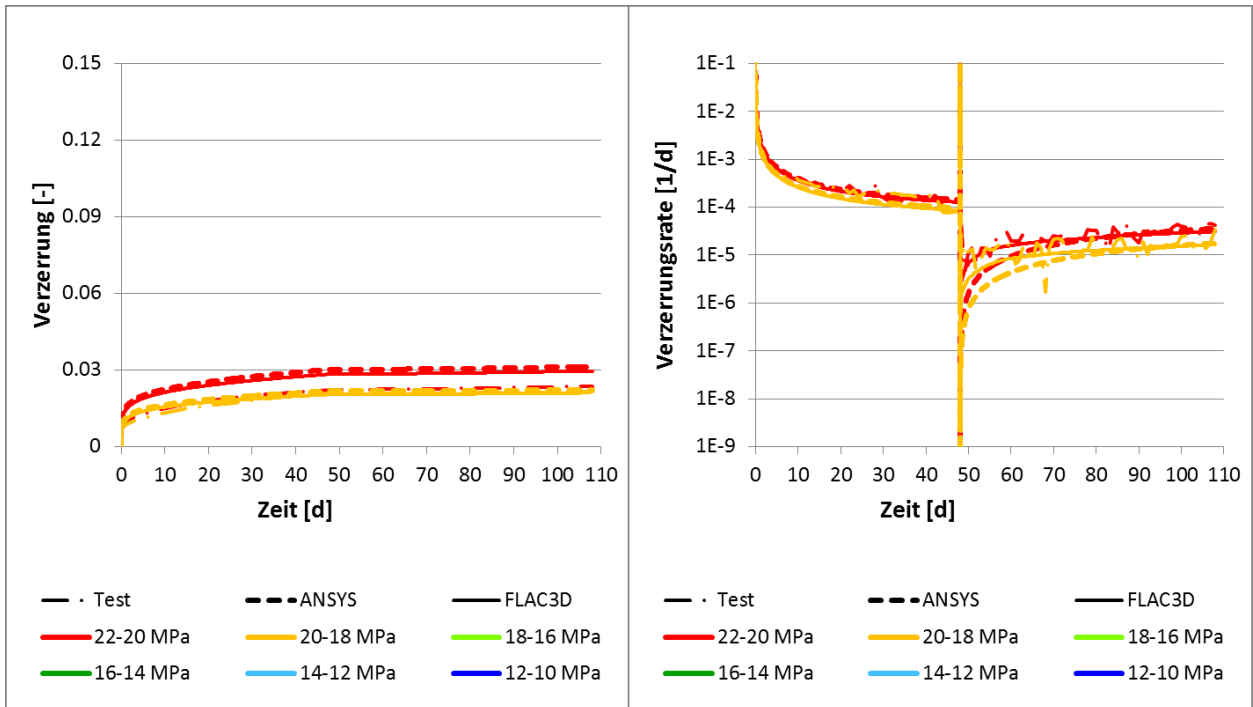
A.3 Parametersatz WIPP Argillaceous Salt

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	K_0	Kompressionsmodul	22500	MPa
2	G_0	Schubmodul	11400	MPa
3	p^{el}	Schädigungsexponent	2	-
4	η^p	Viskosität des primären Kriechens	420000	MPa·d
5	E^p	Verfestigungsmodul	65	MPa
6	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	20	MPa
7	p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	1	-
8	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	8,7E+6	MPa·d
9	$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	34	MPa
10	p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	0,9	-
11	η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	35	MPa·d
12	t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	55	°
13	t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	45	MPa
14	m^t	Schädigungsbeiwert	0,5	-
15	ψ	Dilatanzwinkel	20	°
16	$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	0,02	-
17	η^v	Viskosität der Verheilung	5E+6	MPa·d
18	m^v	Verheilungsbeiwert	10	-
19	η^n	Viskosität im Nachbruch	2000	MPa·d
20	n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	60	°
21	n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	25	MPa
22	m^n	Nachbruchbeiwert	2	-
23	σ_0^z	Zugfestigkeit	1,5	MPa
24	Q	Aktivierungsenergie	34000	J/mol
25	ρ	Dichte	2170E-6	Gg/m ³

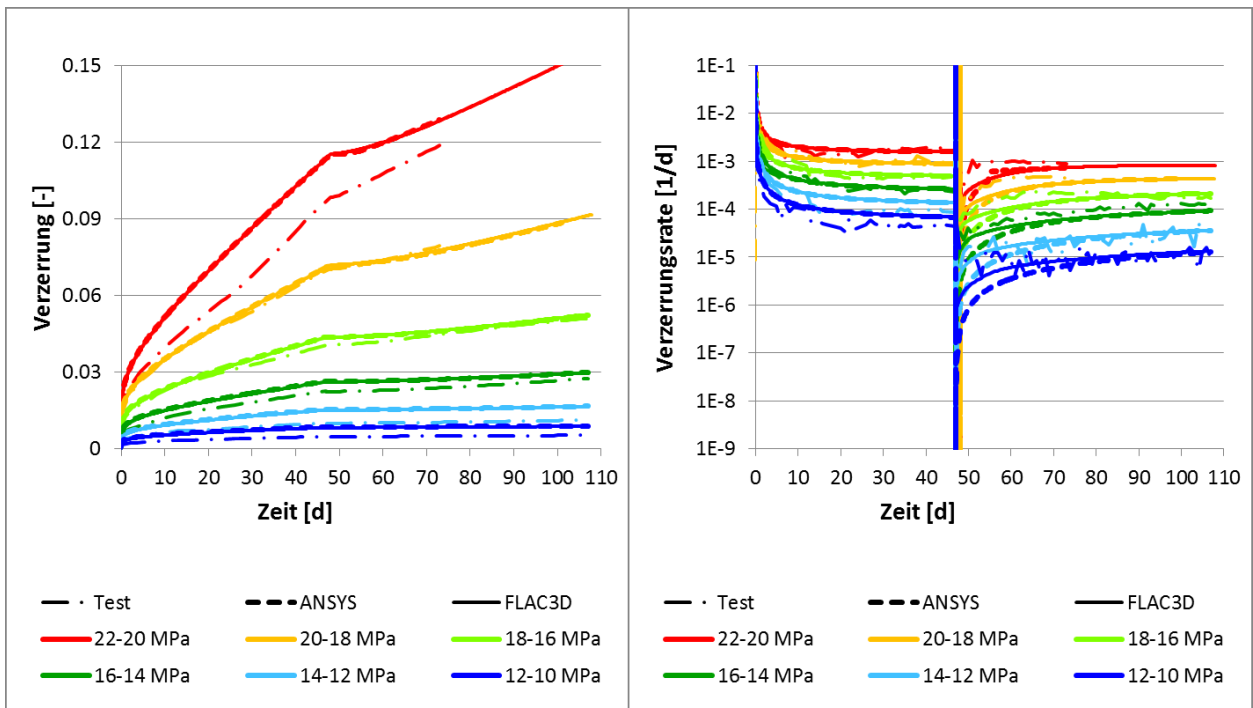
Anhang B – Diagramme Versuchsergebnisse

B.1 Diagramme Versuchsergebnisse Asse Speisesalz

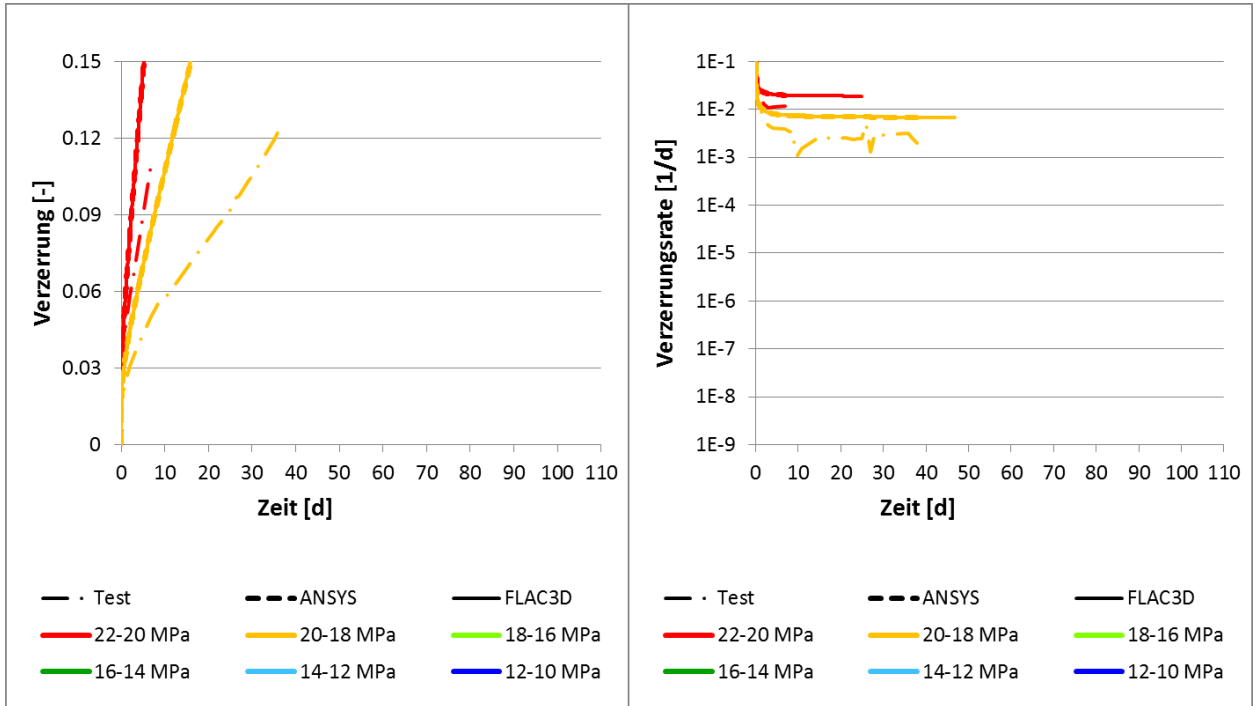
Kriechversuche bei 300 K



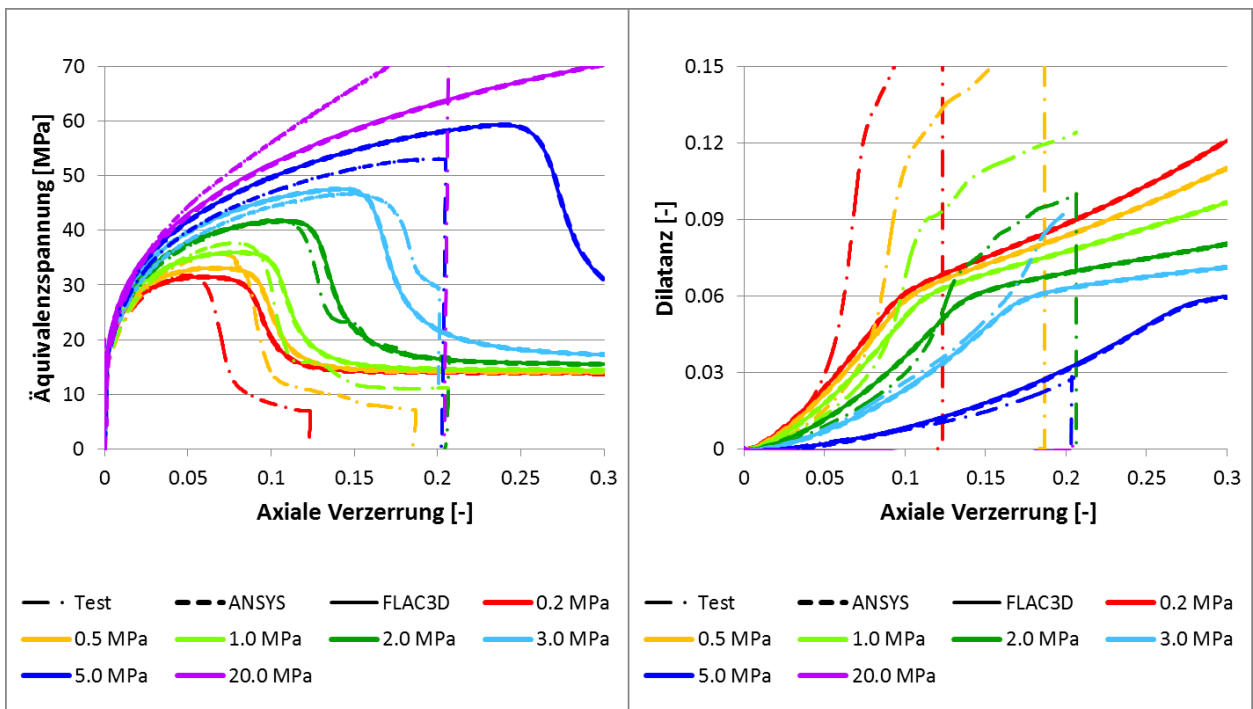
Kriechversuche bei 333 K



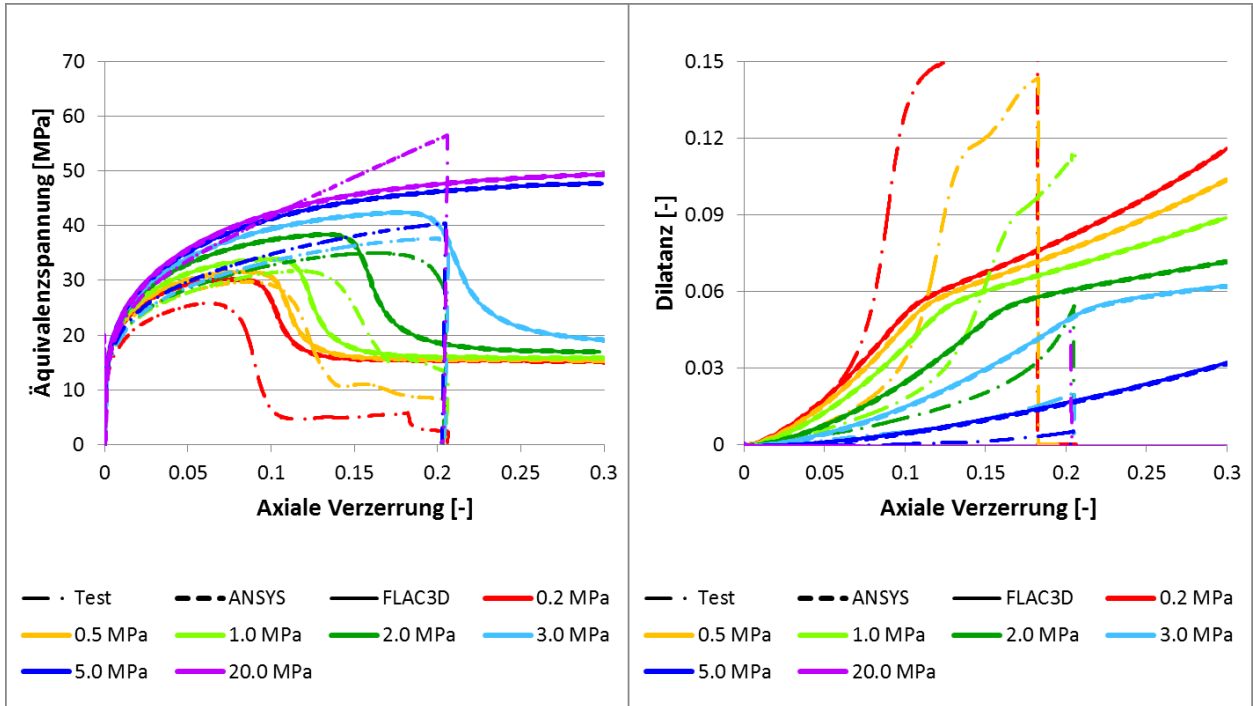
Kriechversuche bei 363 K



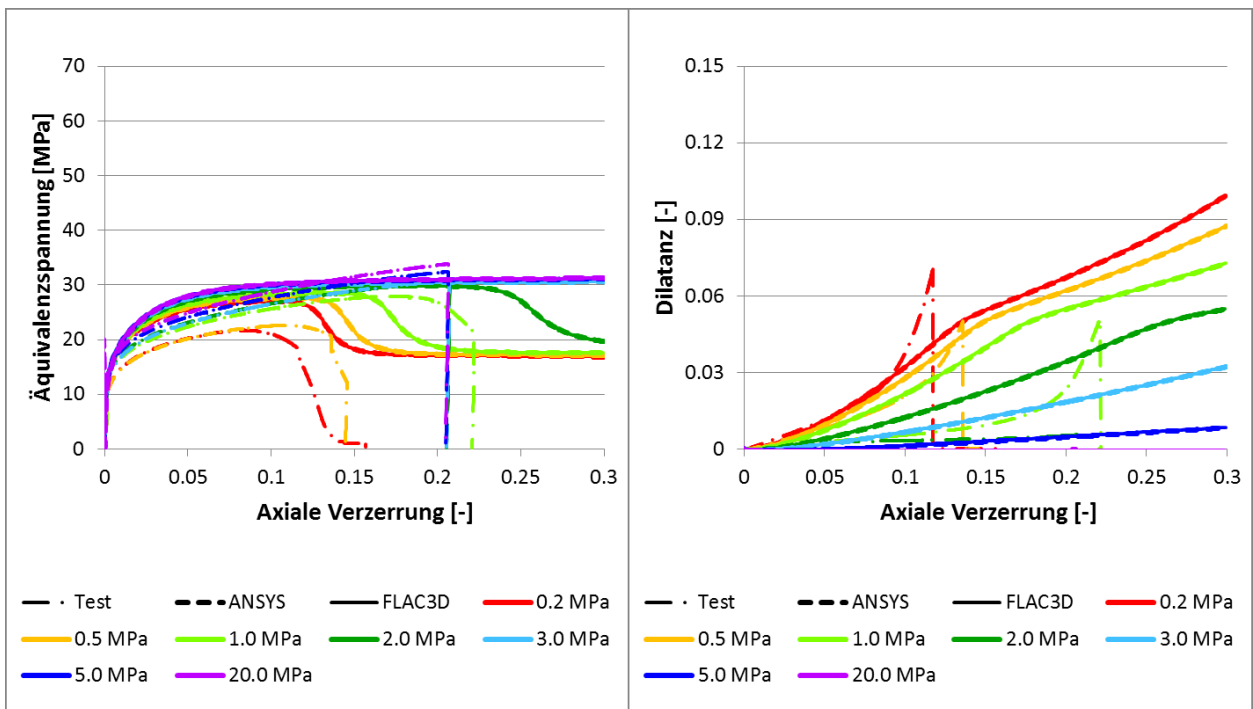
Festigkeitsversuche bei 300 K und 1E-5 1/s



Festigkeitsversuche bei 333 K und 1E-5 1/s

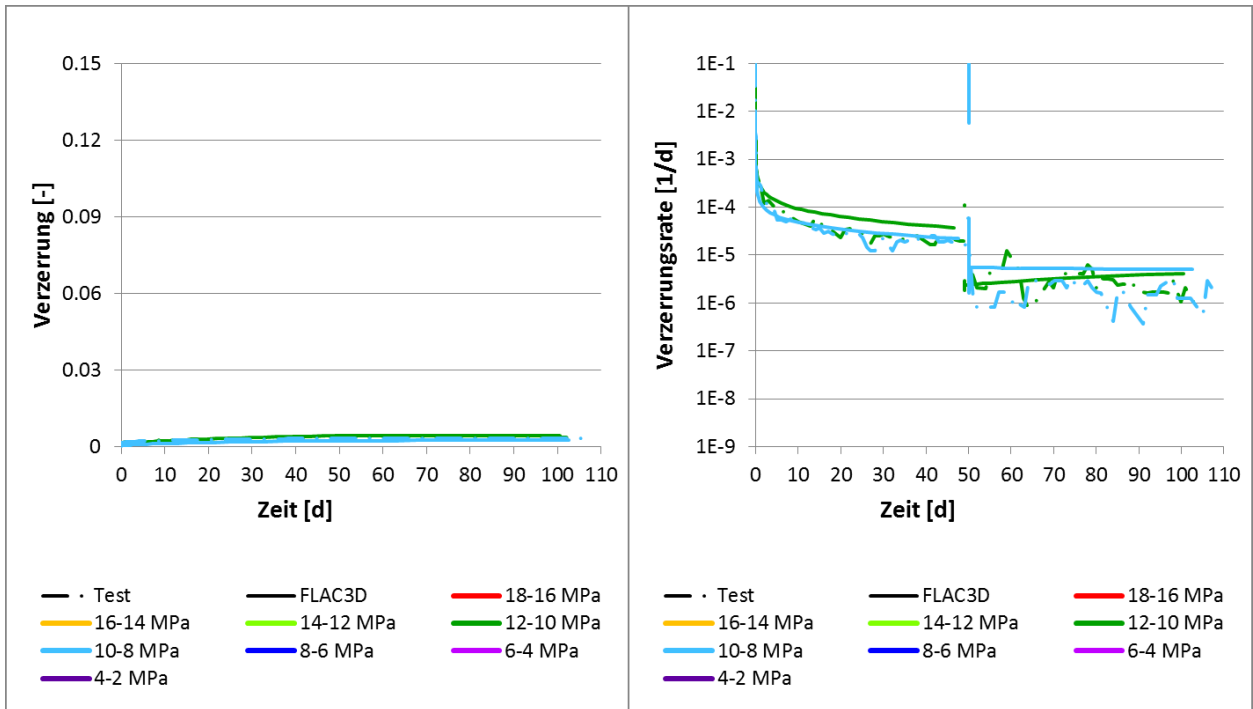


Festigkeitsversuche bei 373 K und 1E-5 1/s

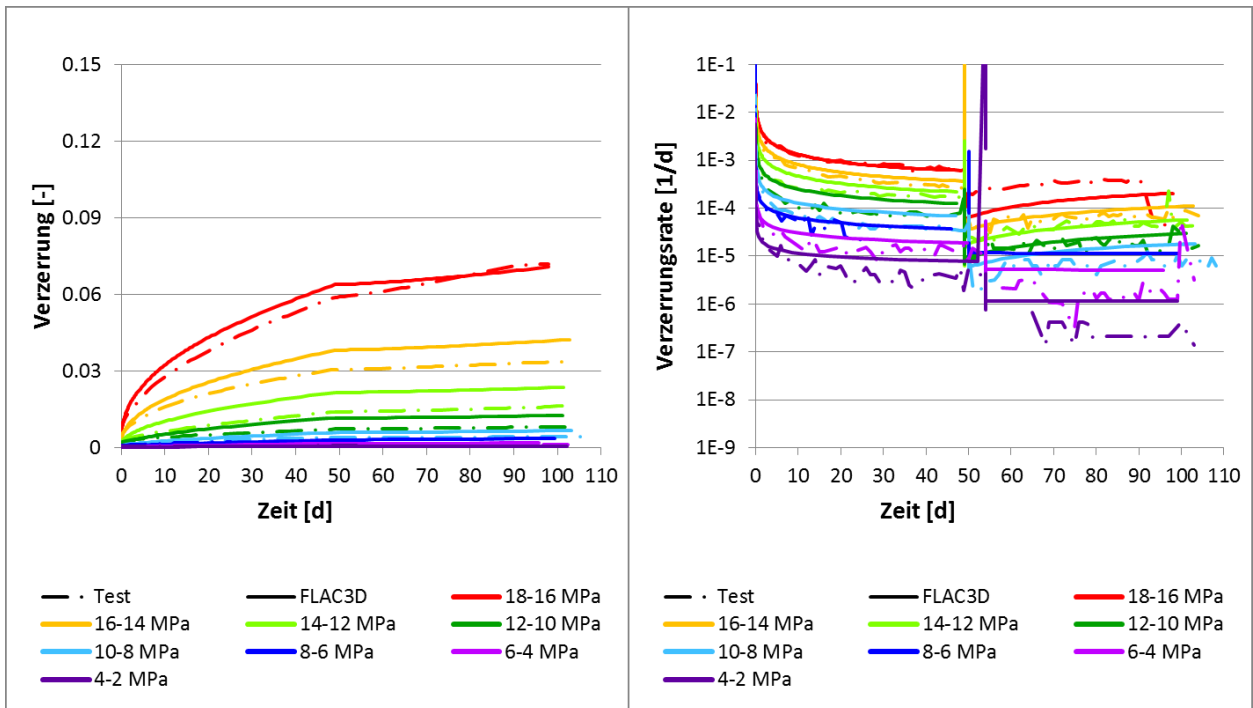


B.2 Diagramme Versuchsergebnisse WIPP Clean Salt

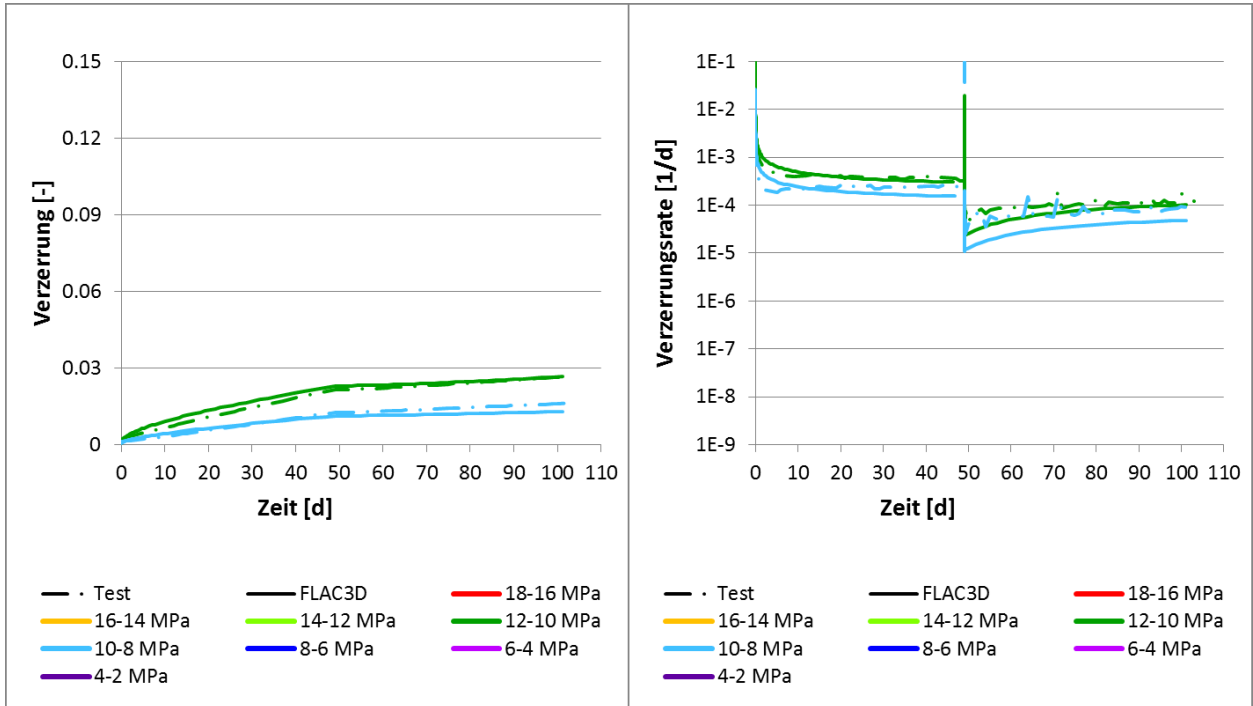
Kriechversuche bei 300 K



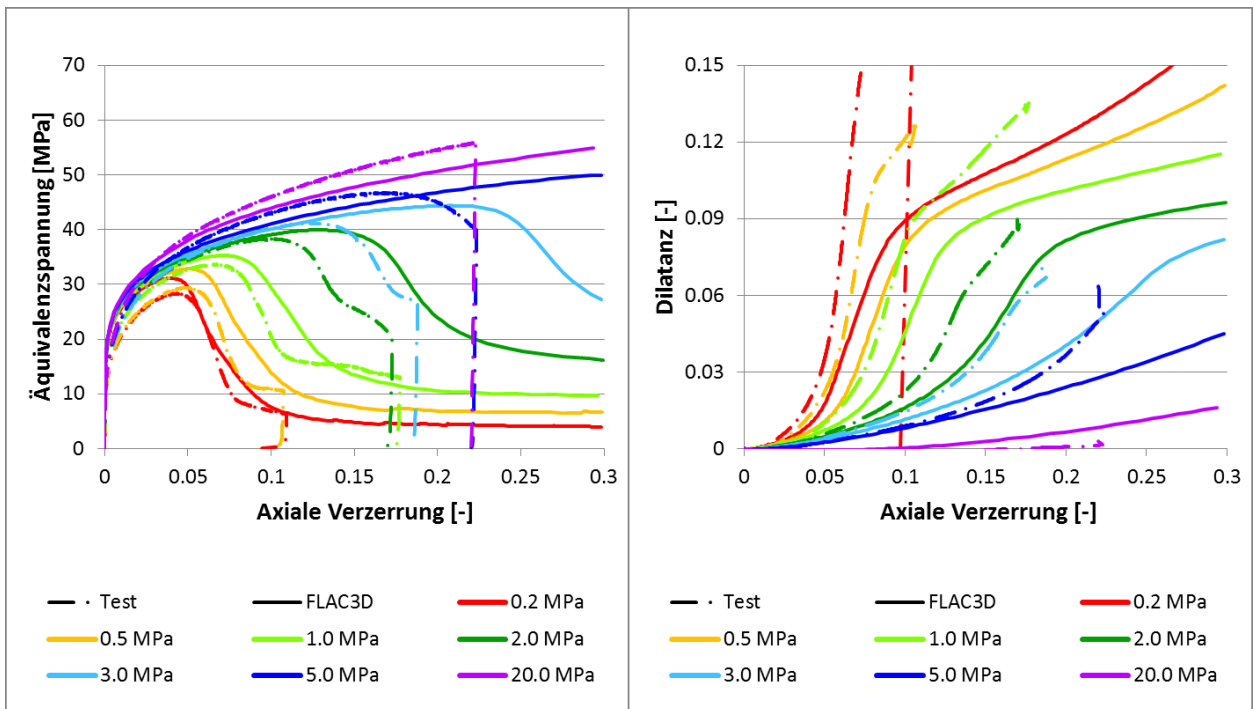
Kriechversuche bei 333 K



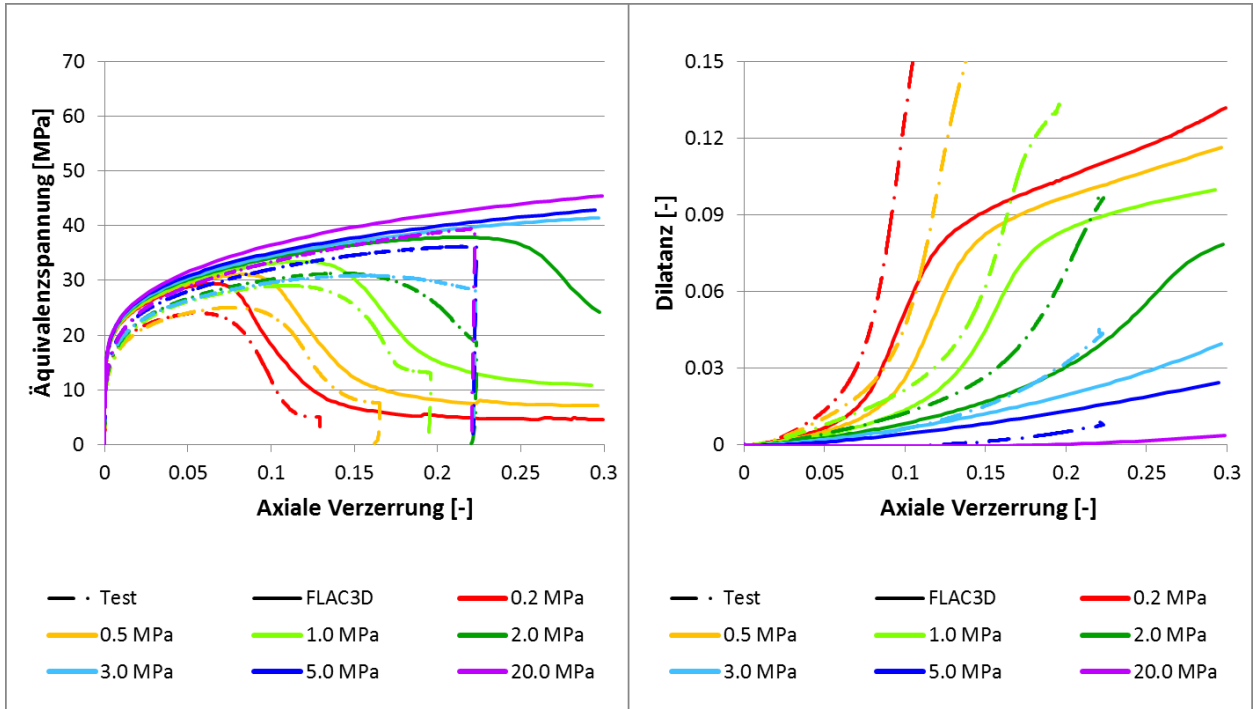
Kriechversuche bei 353 K



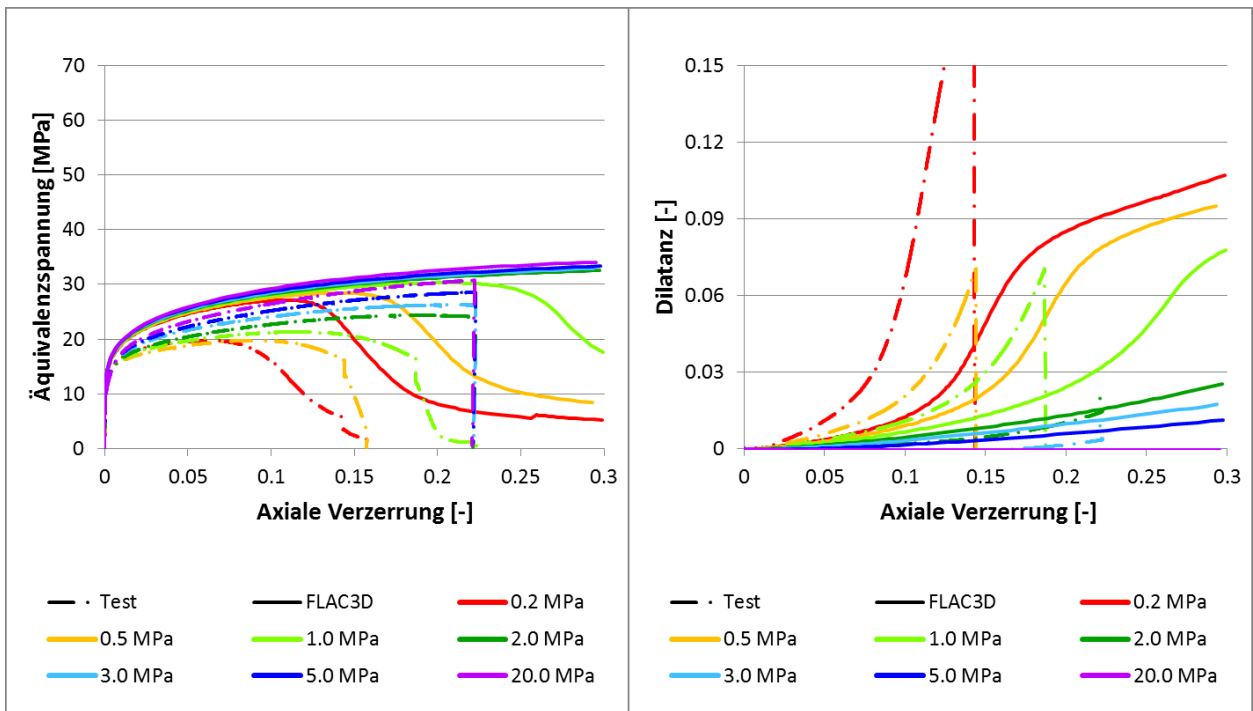
Festigkeitsversuche bei 300 K und 1E-5 1/s



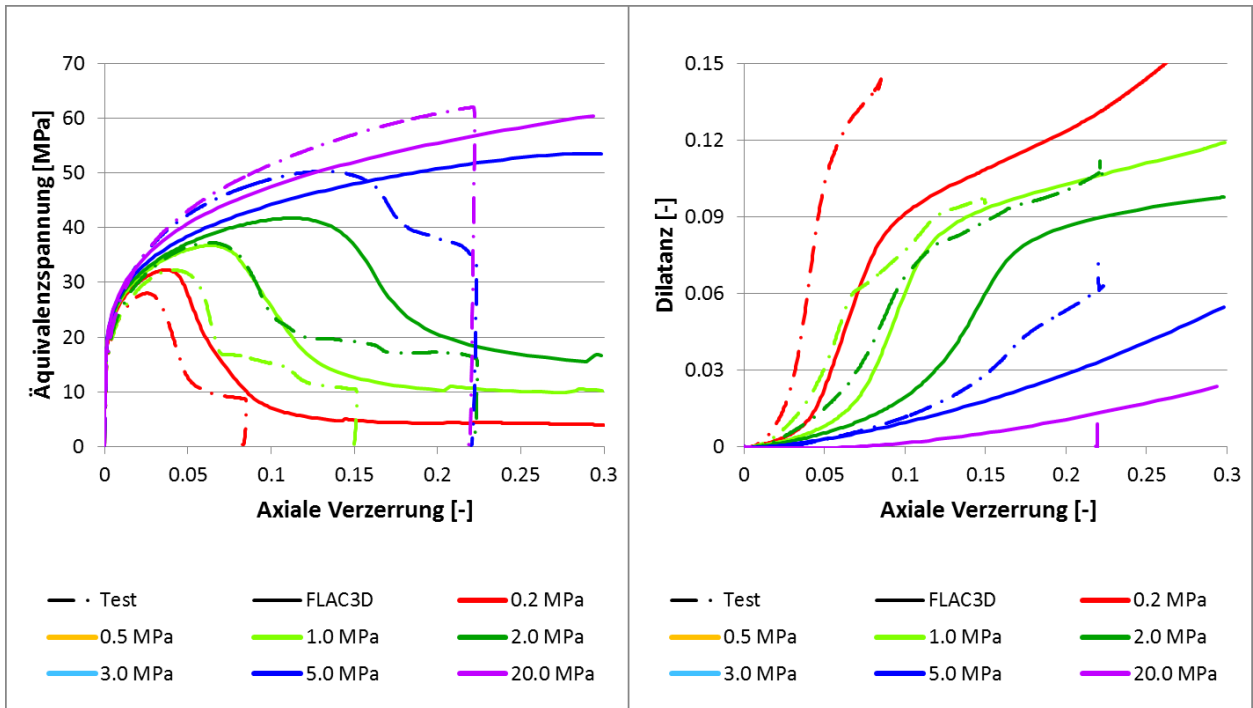
Festigkeitsversuche bei 333 K und $1E-5$ 1/s



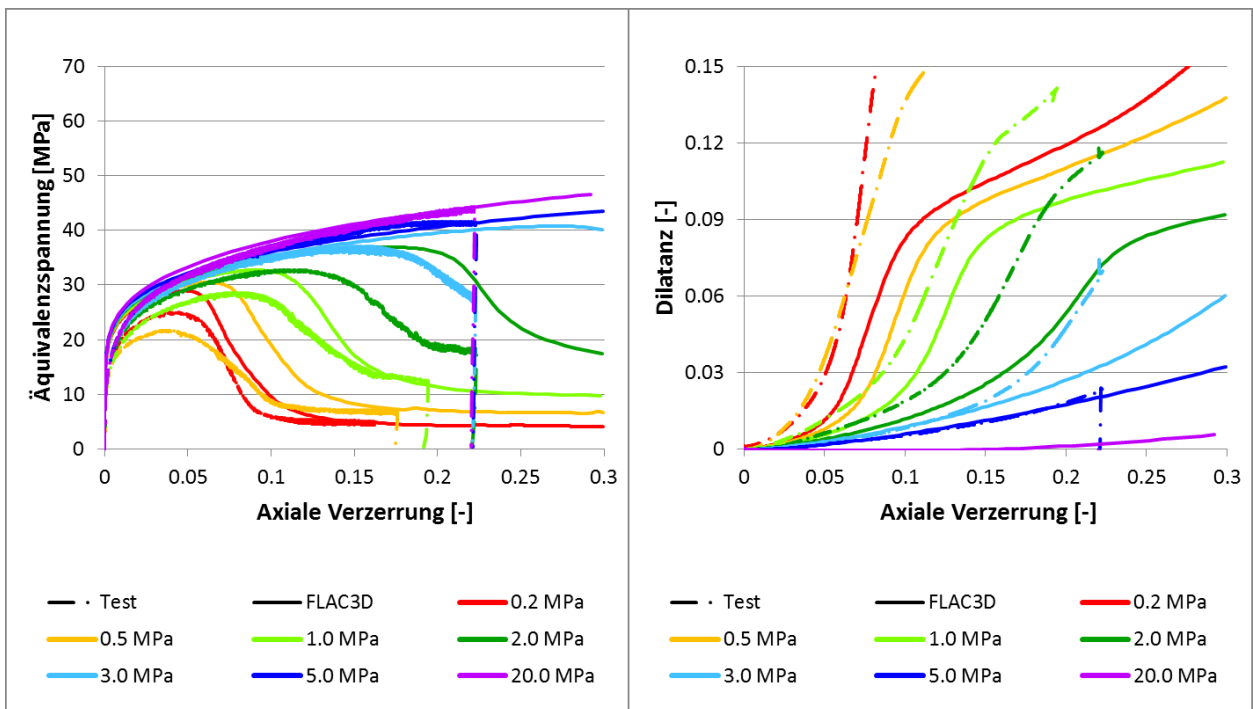
Festigkeitsversuche bei 373 K und $1E-5$ 1/s



Festigkeitsversuche bei 300 K und 1E-4 1/s

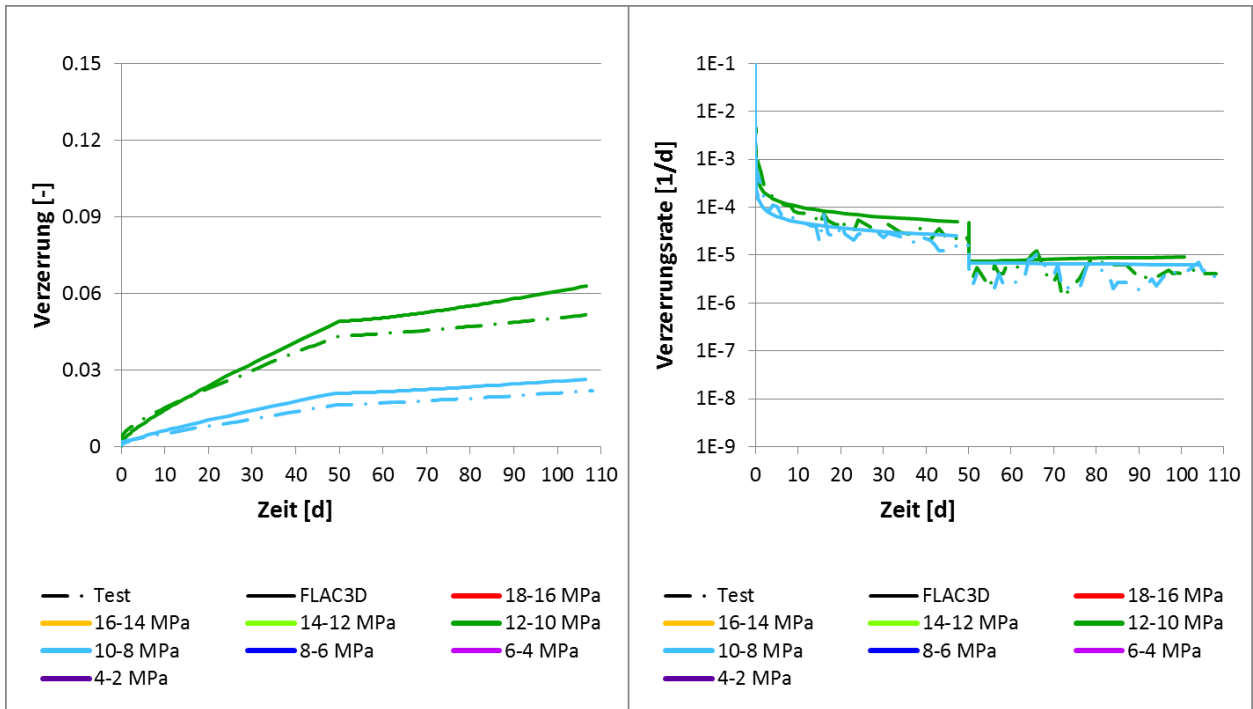


Festigkeitsversuche bei 300 K und 1E-6 1/s

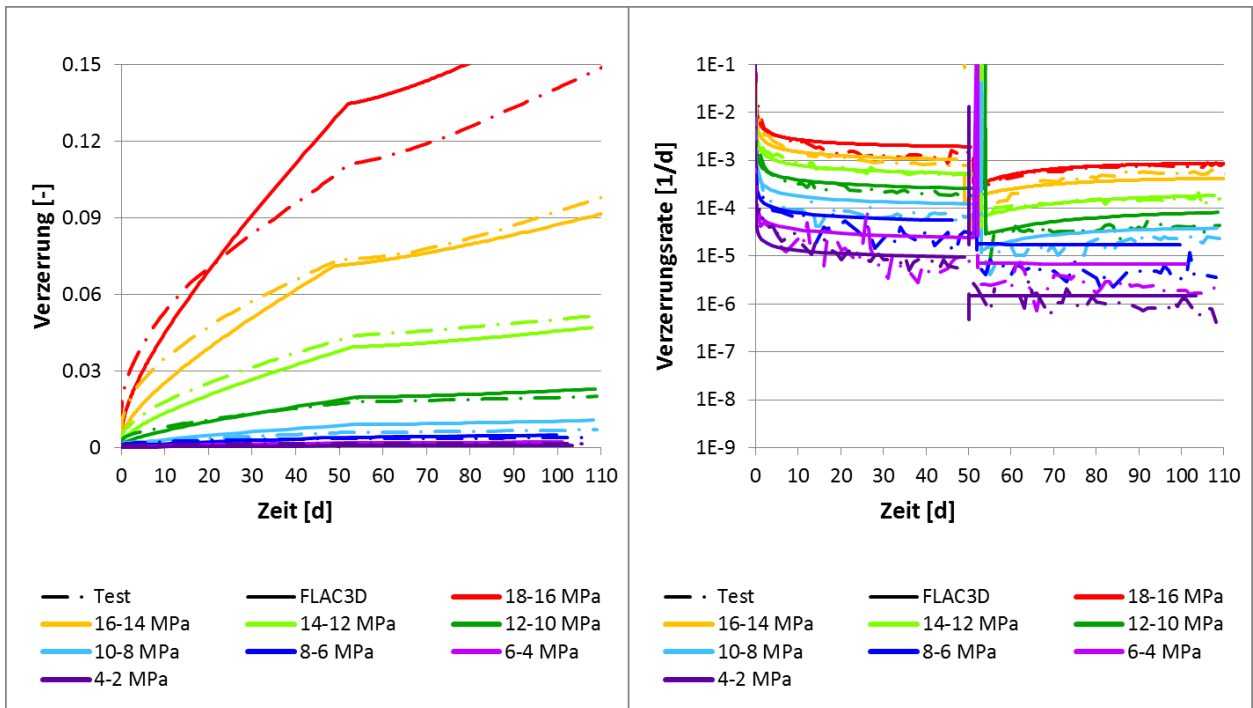


B.3 Diagramme Versuchsergebnisse WIPP Argillaceous Salt

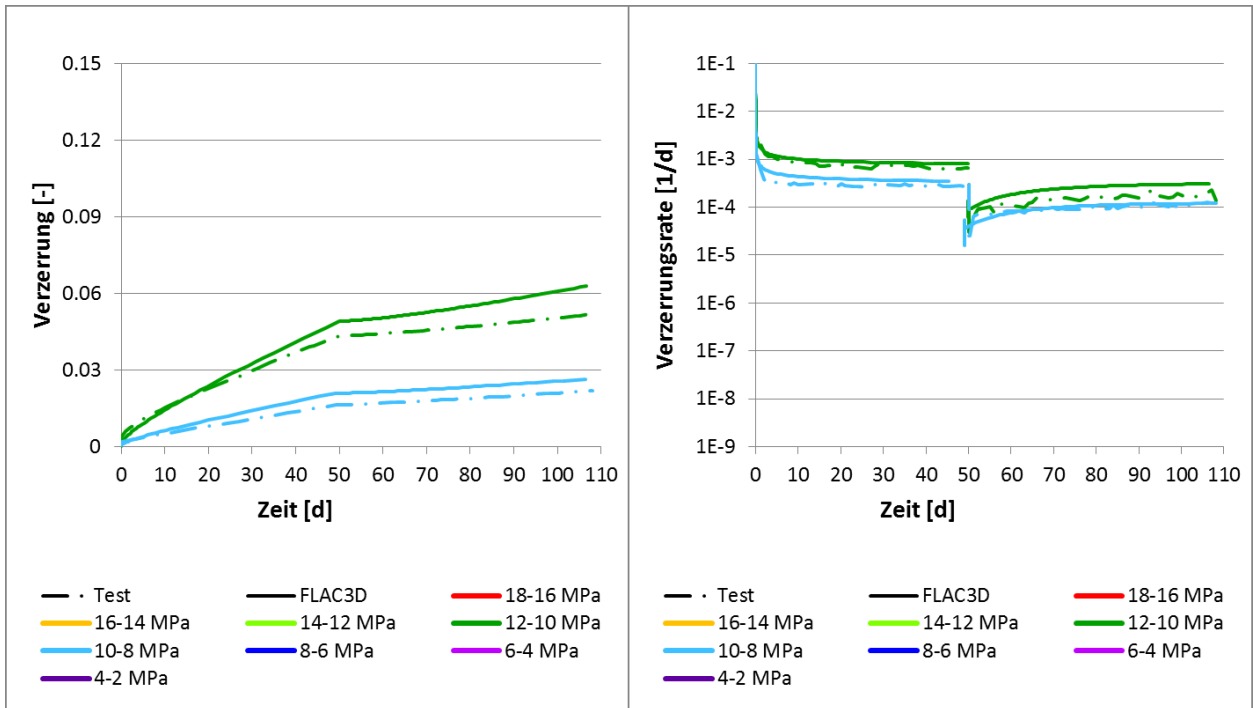
Kriechversuche bei 300 K



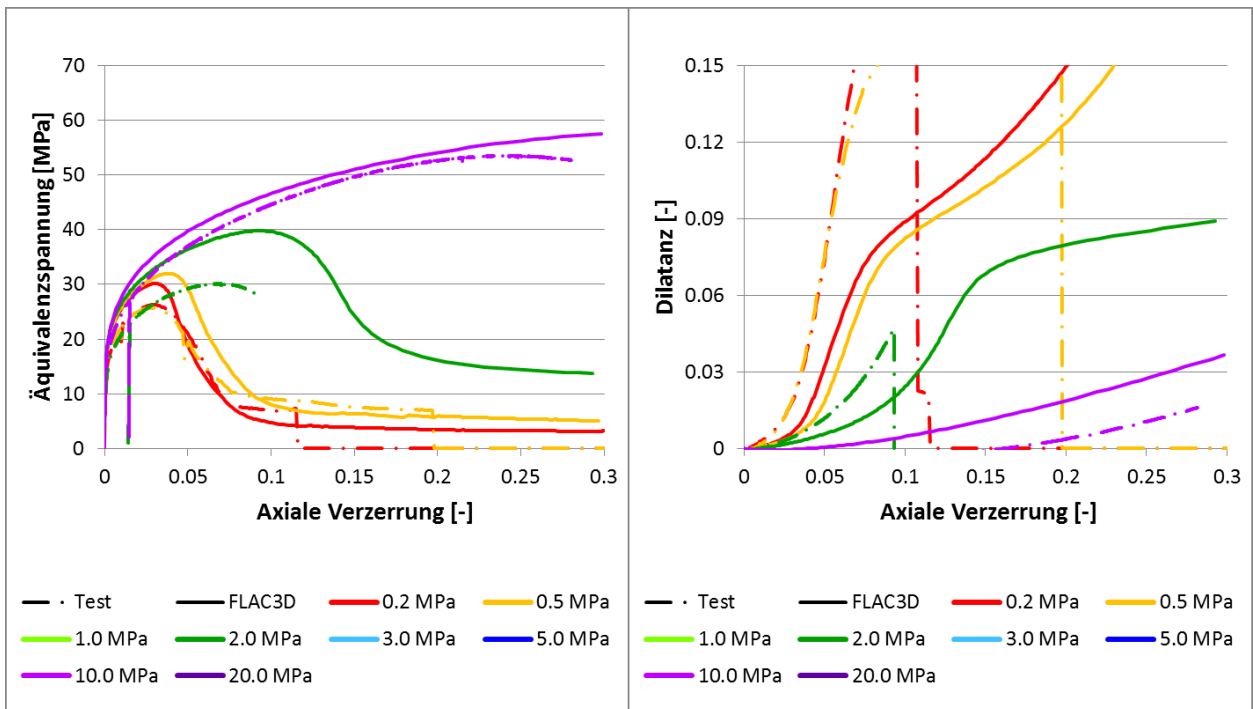
Kriechversuche bei 333 K



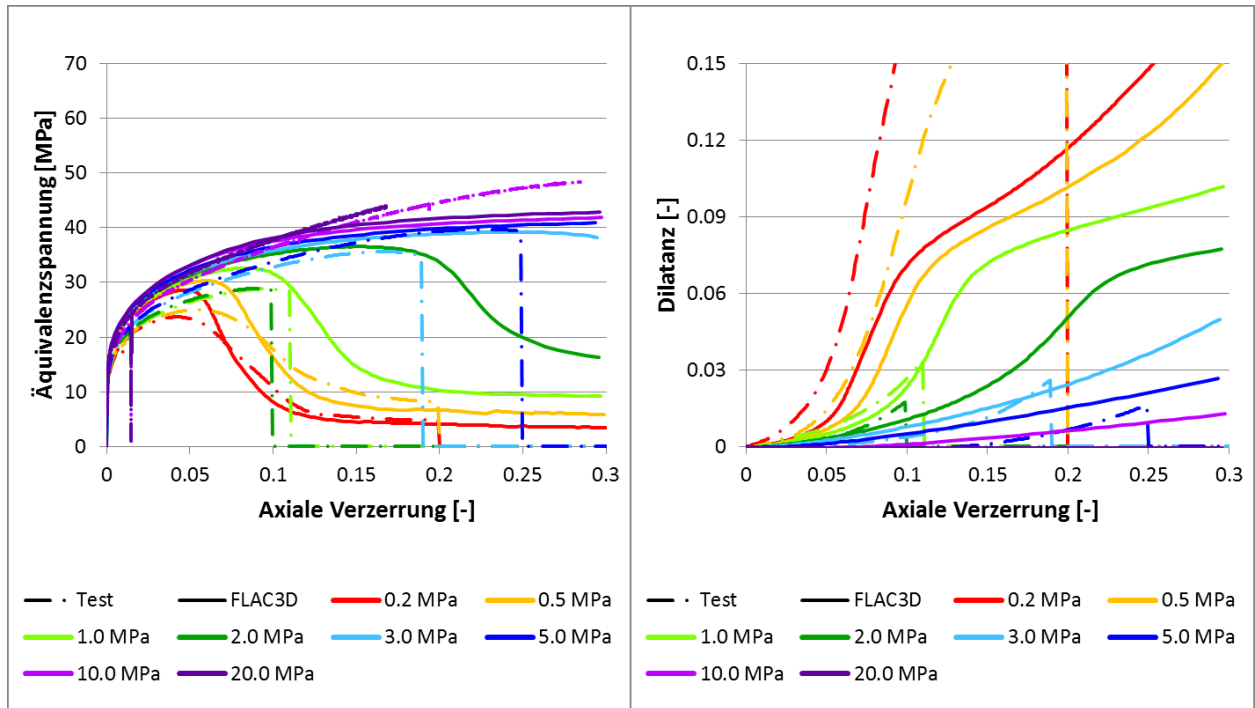
Kriechversuche bei 353 K



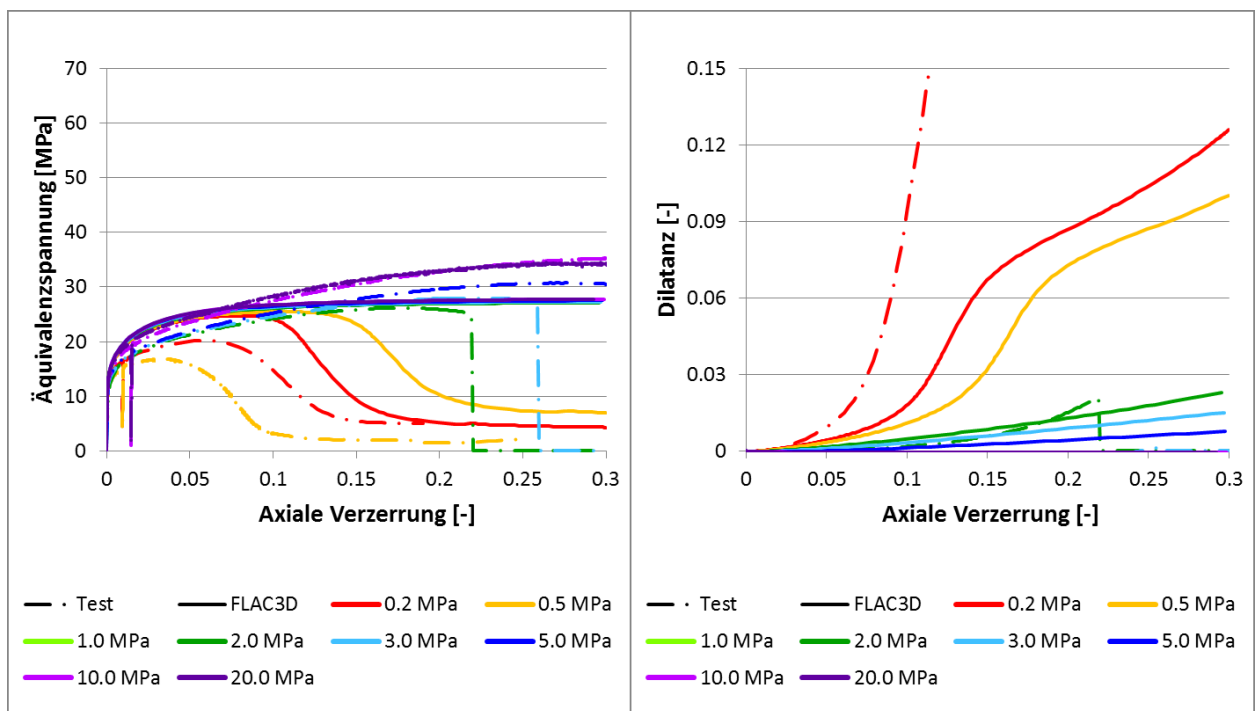
Festigkeitsversuche bei 300 K und 1E-5 1/s



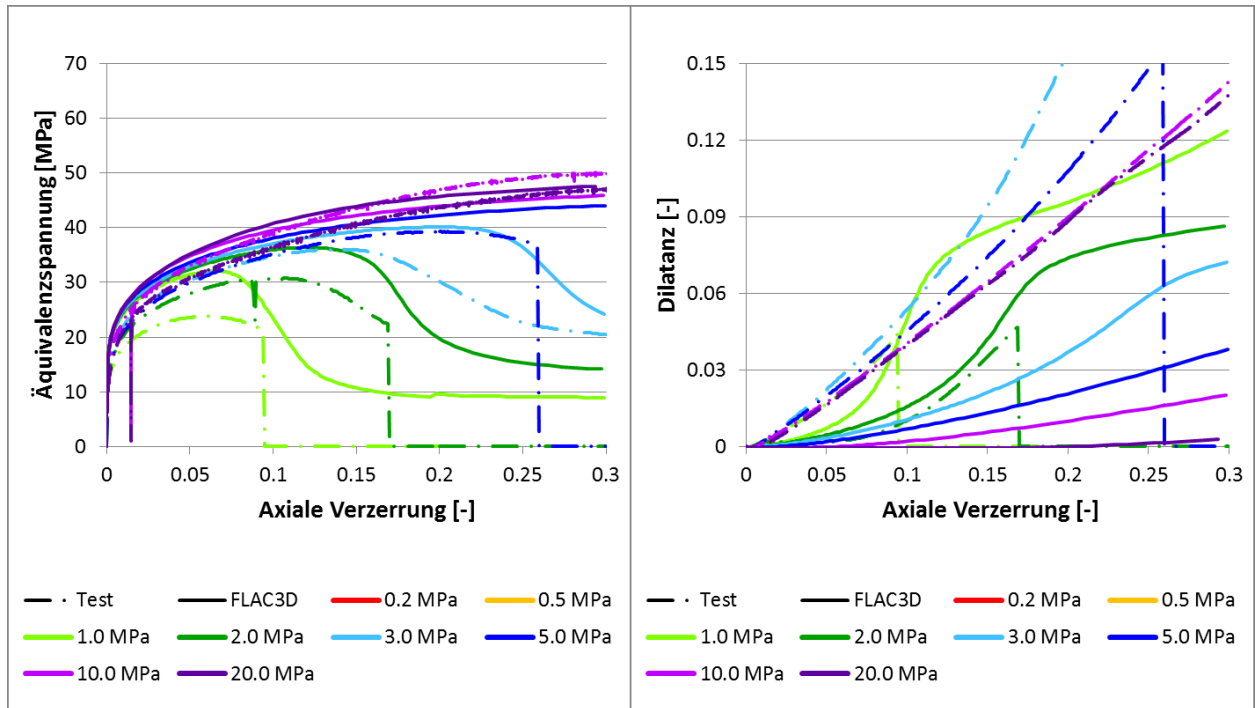
Festigkeitsversuche bei 333 K und $1E-5$ 1/s



Festigkeitsversuche bei 373 K und $1E-5$ 1/s



Festigkeitsversuche bei 300 K und $1E-6$ 1/s



Anhang C – Veröffentlichungen

Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Ein thermisch-mechanisches Stoffmodell für Steinsalz mit Berücksichtigung von Schädigung, Bruch und Verheilung. *geotechnik*, 39. Jahrgang, Heft 1, S. 2-17, Ernst & Sohn, Berlin, 2016

Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J.: A thermal-mechanical constitutive model to describe deformation, damage and healing of rock salt. *Proceedings of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, 26-28 May 2015, South Dakota School of Mines and Technology, Rapid City, SD, USA, 2015*

Hampel, A.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Pudewills, A.; Yildirim, S.; Rokahr, R.; Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J.; Herchen, K.; Lux, K.-H.: Joint Project III on the comparison of constitutive models for the thermomechanical behavior of rock salt I. Overview and results from model calculations of healing of rock salt. *Proceedings of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, 26-28 May 2015, South Dakota School of Mines and Technology, Rapid City, SD, USA, 2015*

Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Numerical investigations on the anisotropic damage of the EDZ of drifts in rock salt. *Proceedings of the Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech VIII, 26-28 May 2015, South Dakota School of Mines and Technology, Rapid City, SD, USA, 2015*

Missal, C.; Döring, I.; Stahlmann, J.: Comparison of Triaxial Strength Tests of Clean Halite and Argillaceous Halite from the WIPP. *48th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium held in Minneapolis, MN, USA, 1-4 June 2014, 2014*

Missal, C.; Döring, I.; Stahlmann, J.: Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Steinsalz aus der flachen und steilen Lagerung. *geotechnik*, 37. Jahrgang, Heft 3, S. 177-184, Ernst & Sohn, Berlin, 2014

Hampel, A.; Argüello, J.G.; Hansen, F.D.; Günther, R.M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Lux, K.-H.; Herchen, K.; Düsterloh, U.; Pudewills, A.; Yildirim, S.; Staudtmeister, K.; Rokahr, R.; Zapf, D.; Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J.: Benchmark Calculations of the Thermo-Mechanical Behavior of Rock Salt - Results from a US-German Joint Project. *47th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium held in San Francisco, CA, USA, 23-26 June 2013, 2013*

Anhang D – Numerische Simulation eines generischen Kammer-Pfeiler-Baus

Das Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität ist erst mit dem Übergang der Förderung vom BMBF an das BMWi zu dem Verbundvorhaben als neuer Partner hinzugekommen. Für die Berechnungen wird das Stoffmodell TUBSalt eingesetzt, das auf den Arbeiten von [Döring und Kiehl, 1996] und [Kiehl et al., 1998] beruht. Für dieses Modell sollte neben den Arbeiten im Verbundprojekt die prinzipielle Tauglichkeit zur Berechnung der Spannungs-Verformungs- und Zeit-Verformungsverhalten von Steinsalz gezeigt werden. Dies erfolgt auf Basis eines generischen Kammer-Pfeiler-Baus im Steinsalz, der bereits im BMBF-Verbundvorhaben „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ 2004 bis 2006 als Beispiel verwendet wurde.

In [Hampel et al., 2007] werden das Modell und die Randbedingungen beschrieben. Das Modell für die Simulation orientiert sich an den Angaben aus diesem Synthesebericht. Hierin werden eine Kammerbreite von 20 m und eine Kammerhöhe von 20 m angenommen. Die Pfeiler haben ebenfalls eine Breite von 20 m. Im numerischen Modell wird die Symmetrie berücksichtigt (Abbildung D 1). Als Belastung wird der Gebirgsdruck für unterschiedliche Teufenlagen angesetzt. In den folgenden Berechnungen werden die Lastfälle (A) mit einer Teufenlage von etwa 320 m und der Lastfall (C) mit einer Teufenlage von etwa 770 m betrachtet. Der Lastfall (A) entspricht dabei einer Auflast von 7 MPa und der Lastfall (C) einer Auflast von 17 MPa an der Modelloberkante. Der Berechnungszeitraum umfasst 100 Jahre oder den Zeitpunkt, an dem es zum Bruch kommt. Das numerische Modell besteht aus 16400 Zonen (Abbildung D 2). Die Modellabmessungen betragen 220 m in der Höhe, 20 m in der Breite und 1 m in der Tiefe. In den Berechnungen wird von einer Gebirgstemperatur von 300 K ausgegangen.

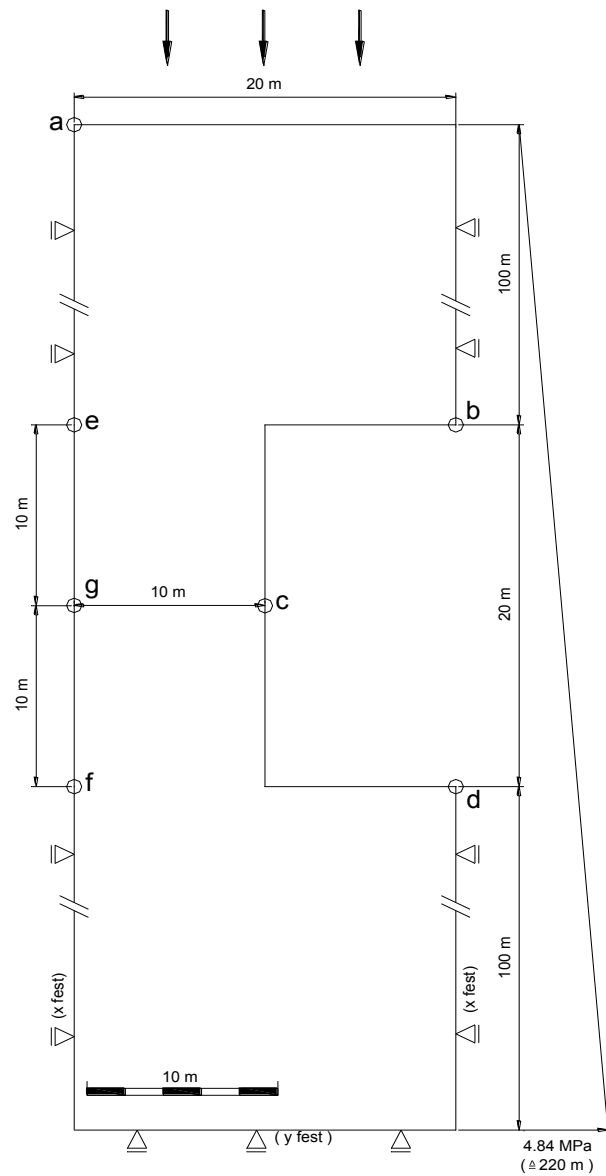


Abbildung D 1: Skizze der Kammer-Pfeiler-Situation mit Abmessungen und den Punkten b, c und d an denen die Verschiebungen aufgezeichnet werden [Hampel, 2010]

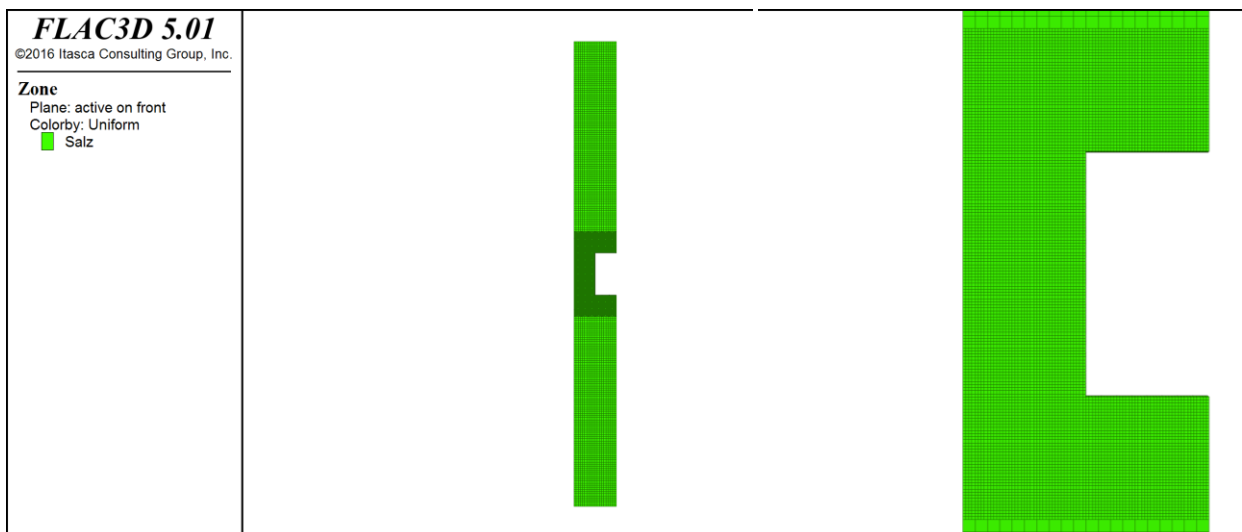


Abbildung D 2: Numerisches Gesamtmodell (links) und Detail (rechts) zur Berechnung der Kammer-Pfeiler-Situation

Für die Berechnungen wurde das Stoffmodell TUBSsalt mit einem Parametersatz für Asse-Speisesalz entsprechend Tabelle D 1 verwendet.

Tabelle D 1: Parametersatz für Asse Speisesalz zur Berechnung der Kammer-Pfeiler-Situation mit dem Stoffmodell TUBSsalt

Nr.	Symbol	Bezeichnung	Wert	Einheit
1	K_0	Kompressionsmodul	25200	MPa
2	G_0	Schubmodul	14100	MPa
3	p^{el}	Schädigungsexponent	2,0	-
4	η^p	Viskosität des primären Kriechens	600000	MPa·d
5	E^p	Verfestigungsmodul	70	MPa
6	$\sigma_{eq,0}^p$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p	40	MPa
7	p^p	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p	0,6	-
8	η^s	Viskosität des sekundären Kriechens	2.6E+8	MPa·d
9	$\sigma_{eq,0}^s$	Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s	20	MPa
10	p^s	Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s	0,5	-
11	η^t	Viskosität des tertiären Kriechens	40	MPa·d
12	t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze	57,5	°
13	t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze	25	MPa
14	m^t	Schädigungsbeiwert	0,5	-
15	ψ	Dilatanzwinkel	17,5	°
16	$\varepsilon_{v,d,b}$	Bruchvolumendehnung	0,023	-
17	η^v	Viskosität der Verheilung	9,8e+6	MPa·d
18	m^v	Verheilungsbeiwert	16	-
19	η^n	Viskosität im Nachbruch	1600	MPa·d
20	n_0	Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit	60	°
21	n_1	Maximale Nachbruchfestigkeit	30	MPa
22	m^n	Nachbruchbeiwert	2,4	-
23	σ_0^z	Zugfestigkeit	1,8	MPa
24	Q	Aktivierungsenergie	28000	J/mol
25	ρ	Dichte	2200E-6	Gg/m ³

Abbildung D 3 zeigt die vertikale Konvergenz zwischen den Punkten b und d für die zwei Rechenfälle. Während der Lastfall (A) mit einer Auflast von 7 MPa etwa 5 m vertikale Konvergenz aufweist, ist für den Lastfall (C) zu erkennen, dass etwa nach fünf Jahren ein Bruchereignis aufgetreten ist. Das Bruchereignis wird durch den senkrechten Anstieg der Konvergenzlinie kenntlich. Abbildung D 4 zeigt die korrespondierende horizontale Stoßschiebung von Punkt c. Der Bruch für den Lastfall (C) zeigt sich analog zur vertikalen Konvergenz durch den senkrechten Anstieg in der Stoßschiebung.

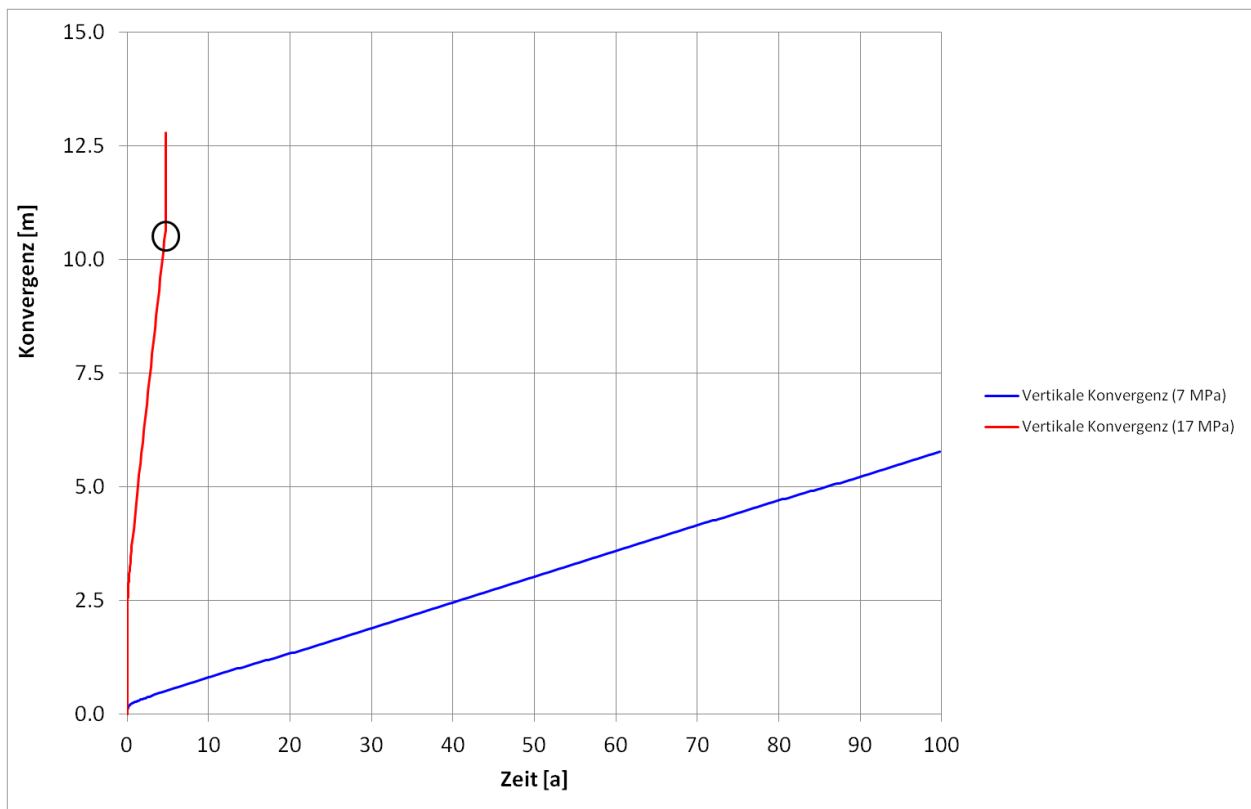


Abbildung D 3: Vertikale Konvergenz zwischen den Punkten b und d , Bruch nach ca. 5 Jahren bei 17 MPa Belastung

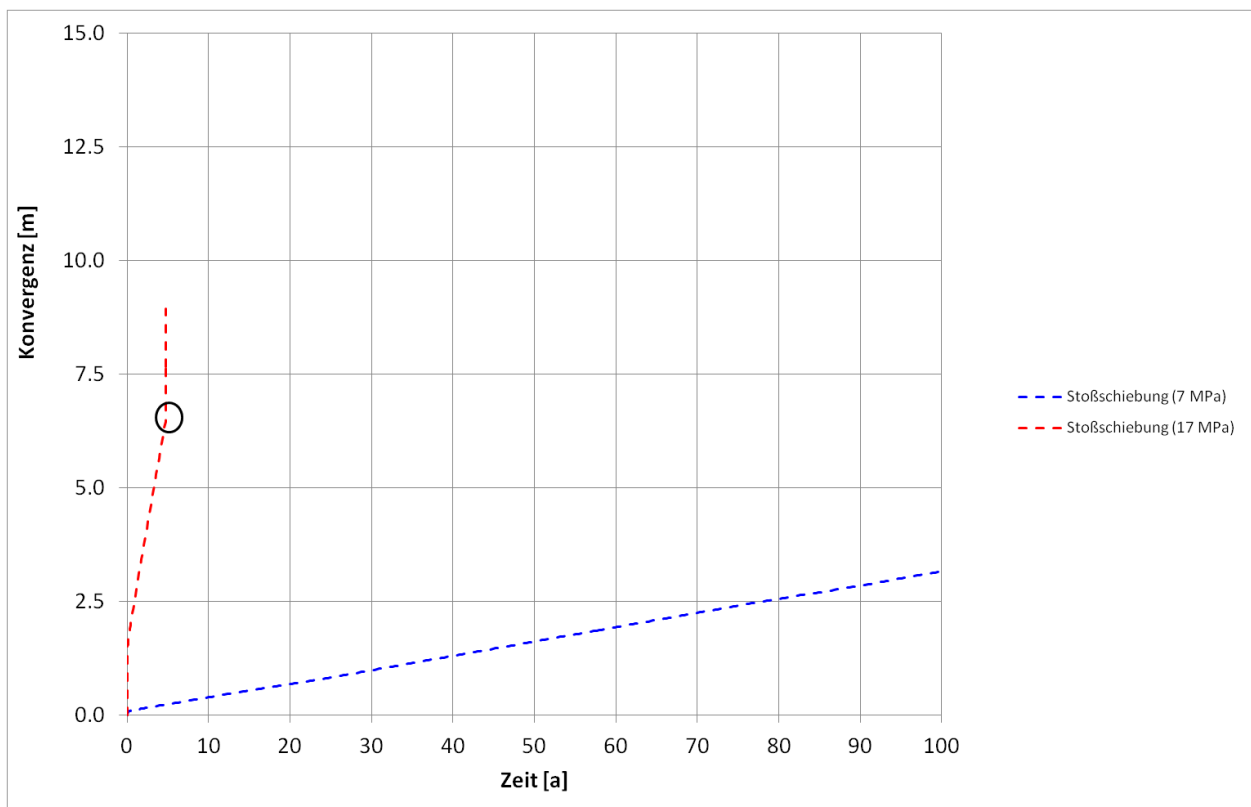


Abbildung D 4: Horizontale Stoßschiebung von Punkt c, Bruch nach ca. 5 Jahren bei 17 MPa Belastung

Abbildung D 5 bis Abbildung D 7 zeigen einen Vergleich der Äquivalenzspannungen für die Lastfälle (A) und (C) nach zehn Tagen, einem Jahr und zum jeweiligen Ende der Berechnung. Deutlich ist die wesentlich höhere Äquivalenzspannung im Lastfall (C) zu erkennen. Während

sich im Lastfall (A) ein Spannungszustand einstellt, der nur im konturnahen Bereich und in den Übergängen vom Stoß zur Firste bzw. Sohle oberhalb der Dilatanzgrenze liegt, ist im Lastfall (C) die Dilatanzgrenze bis zur Pfeilermite überschritten, sodass der gesamte Pfeiler geschädigt wird. Abbildung D 7 zeigt für den Lastfall (C) eine nahezu vollständige Entlastung des Stoßes. Die entlasteten Zonen weisen eine Äquivalenzspannung $\sigma_{eq} \cong 0$ MPa auf und liegen parallel zur Stoßkontur. Dieser Verlauf deutet auf Makrorisse und Abschalungen hin, die auch in situ bei hochausgelasteten Pfeilern beobachten werden können.

Abbildung D 8 bis Abbildung D 10 zeigen die maximale Hauptspannung für die Zeitpunkte zehn Tage und ein Jahr nach der Auffahrung der Kammer sowie zum Ende der Berechnung. Insbesondere bei Lastfall (C) gehen die maximalen Hauptspannungen in den Zugbereich über.

Die dilatante Volumendehnung ist ein Maßstab für die Schädigung des Pfeilers. Die Schädigung kann sowohl auf das tertiäre Kriechen und auf Zugversagen zurückgeführt werden. Abbildung D 11 bis Abbildung D 13 zeigen für die Zeitpunkte zehn Tage, ein Jahr und jeweils zum Ende der Berechnungen die dilatante Volumendehnung für die Lastfälle (A) und (C). Es wird deutlich dass nach zehn Tagen bereits Dilatanz im gesamten Pfeiler für den Lastfall (C) nachgewiesen werden kann. Nach einem Jahr ist auch im Lastfall (A) Dilatanz zu erkennen. Dies beschränkt sich zu dem Zeitpunkt jedoch nur auf die Übergänge vom Stoß zur Firste bzw. zur Sohle. Nach fünf Jahren ist der Pfeiler im Lastfall (C) in den Bruch übergegangen und bis zum Pfeilerkern vollständig plastifiziert. Im Lastfall (A) wird auch nach 100 Jahren nur eine konturnahe Schädigung berechnet.

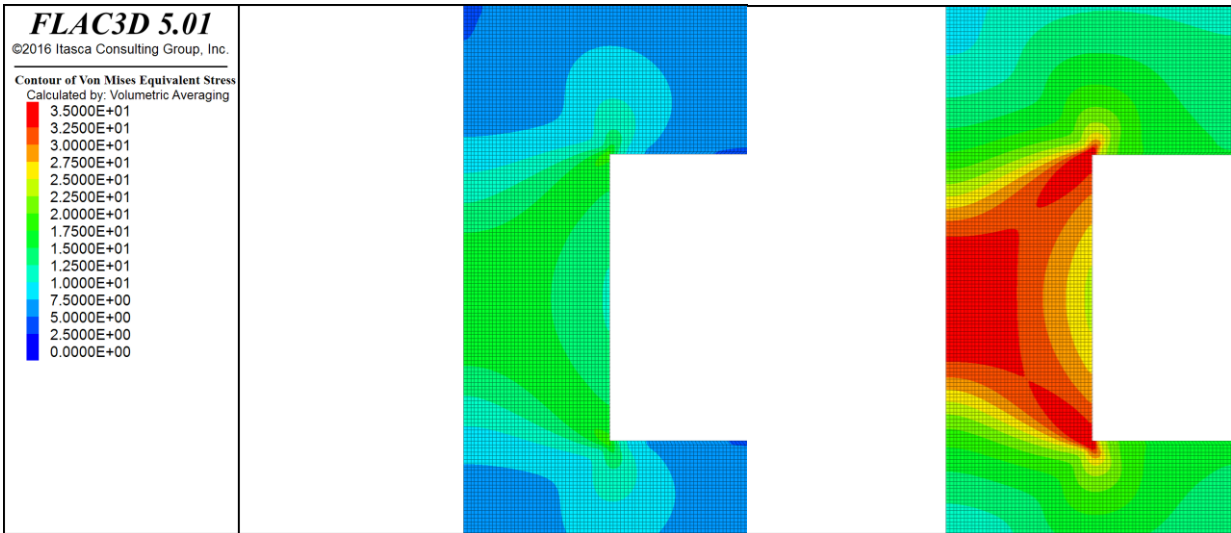


Abbildung D 5: Äquivalenzspannung nach 10 Tagen für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

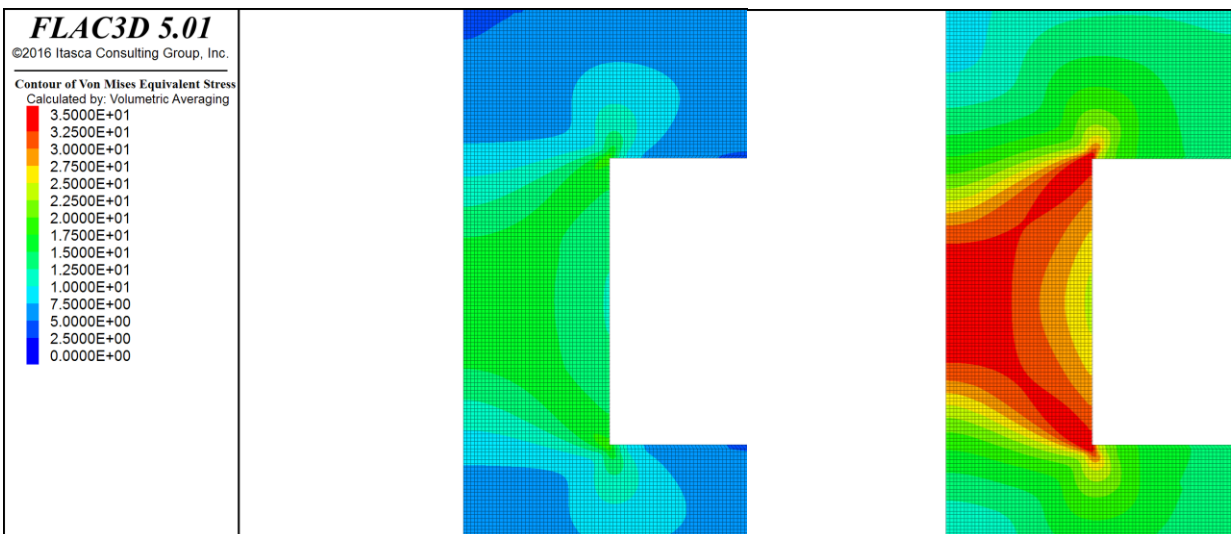


Abbildung D 6: Äquivalenzspannung nach 1 Jahr für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

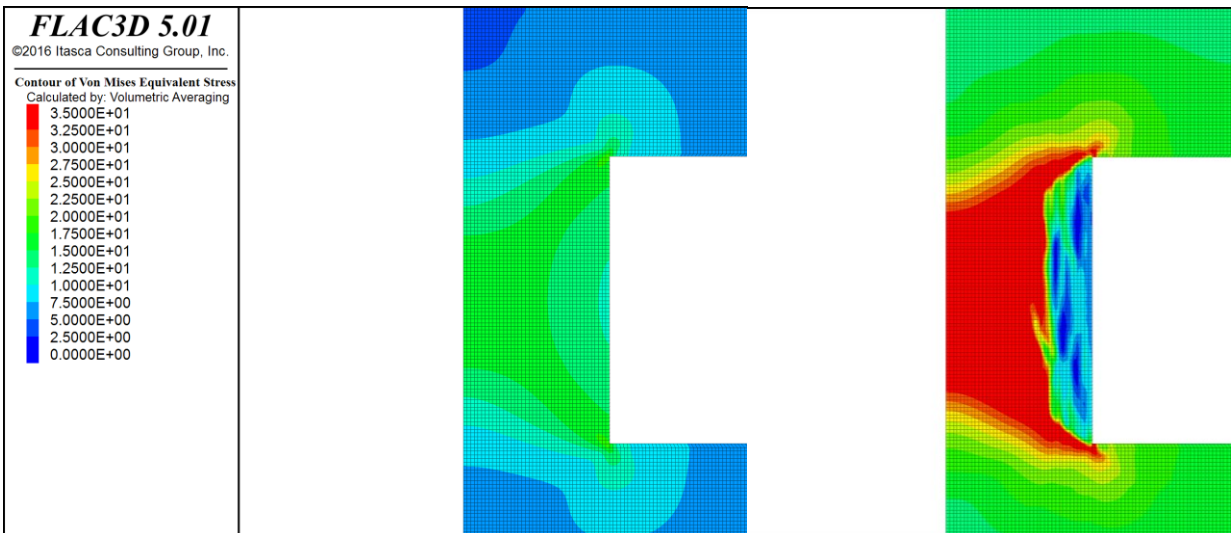


Abbildung D 7: Äquivalenzspannung nach 100 Jahren für Lastfall (A) (links) und nach ca. 5 Jahren für Lastfall (C) (rechts)

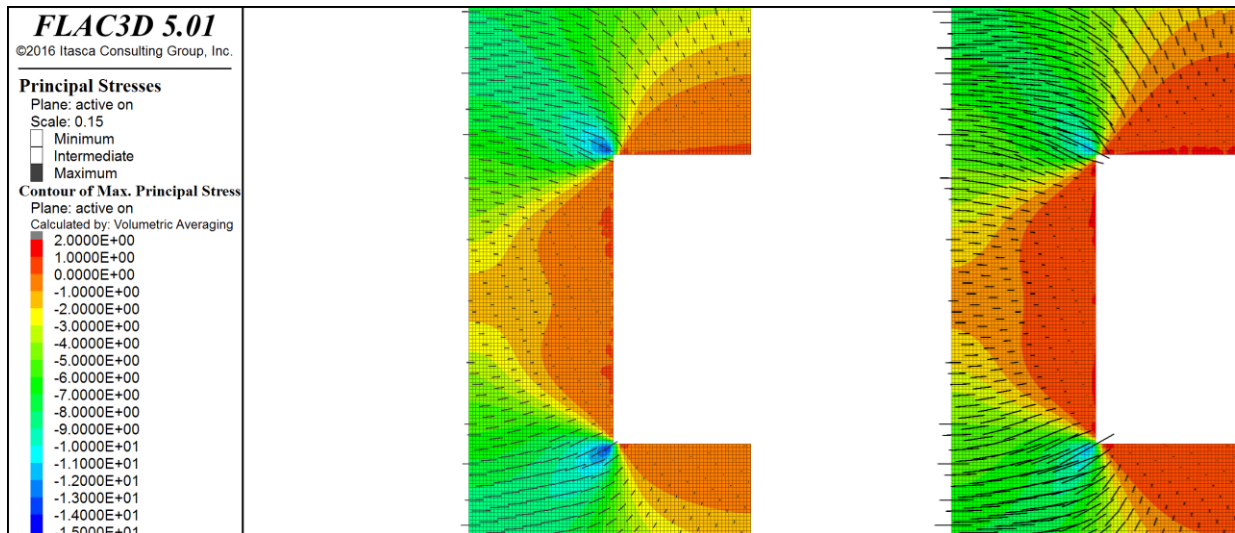


Abbildung D 8: Maximale Hauptspannung (positive Werte entsprechen Zugspannung) mit Hauptspannungsrichtung nach 10 Tagen für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

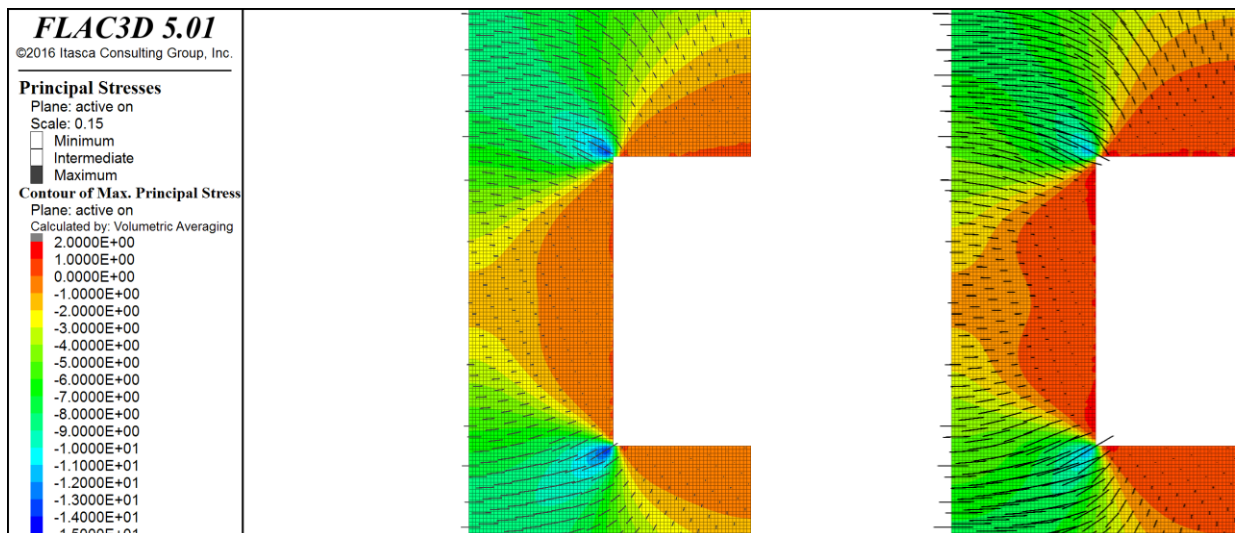


Abbildung D 9: Maximale Hauptspannung (positive Werte entsprechen Zugspannung) mit Hauptspannungsrichtung nach 1 Jahr für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

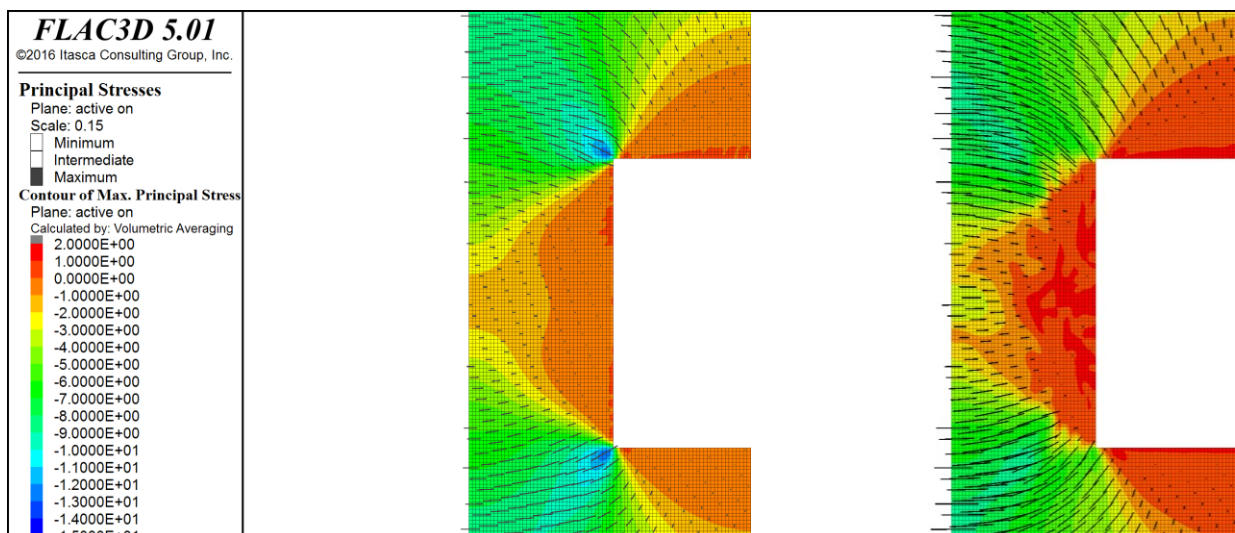


Abbildung D 10: Maximale Hauptspannung (positive Werte entsprechen Zugspannung) mit Hauptspannungsrichtung nach 100 Jahren für Lastfall (A) (links) und ca. 5 Jahren für Lastfall (C) (rechts)

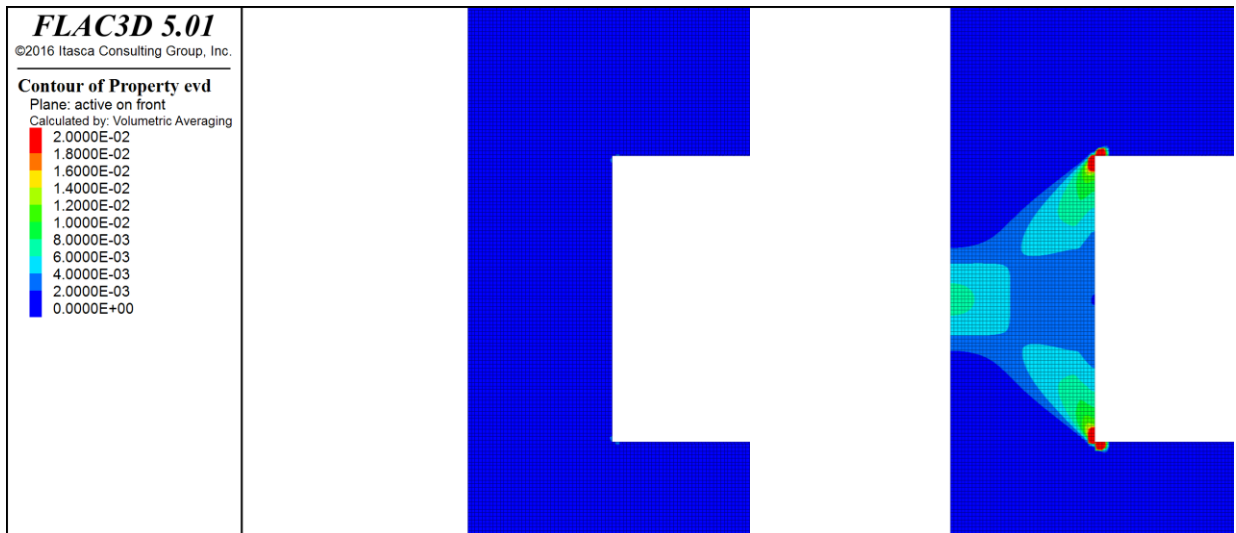


Abbildung D 11: Dilatante Volumendehnung nach 10 Tagen für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

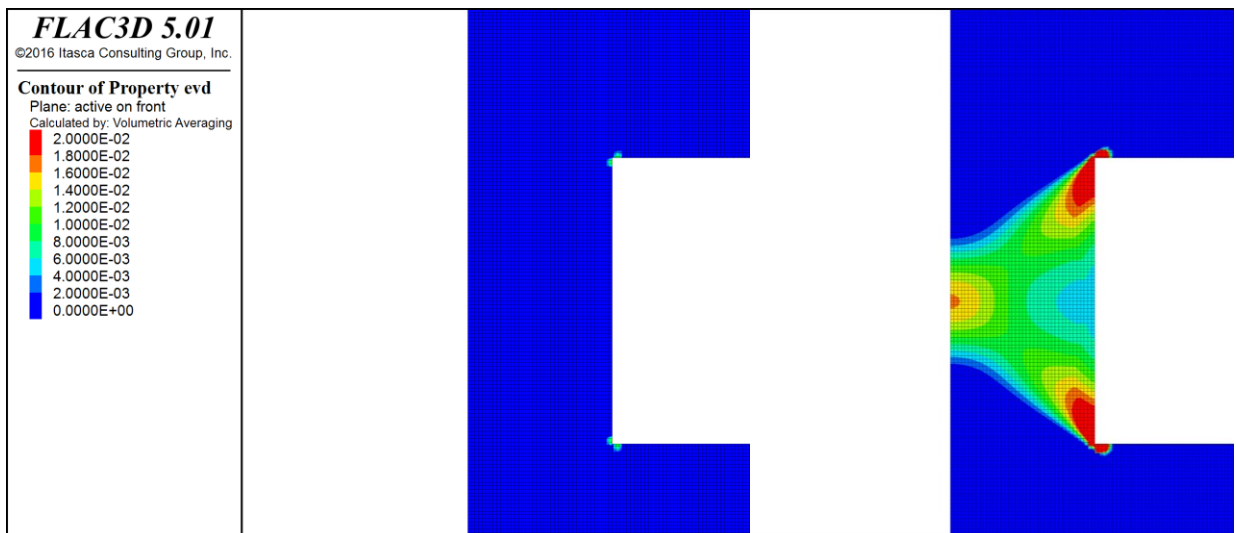


Abbildung D 12: Dilatante Volumendehnung nach 1 Jahr für Lastfall (A) (links) und Lastfall (C) (rechts)

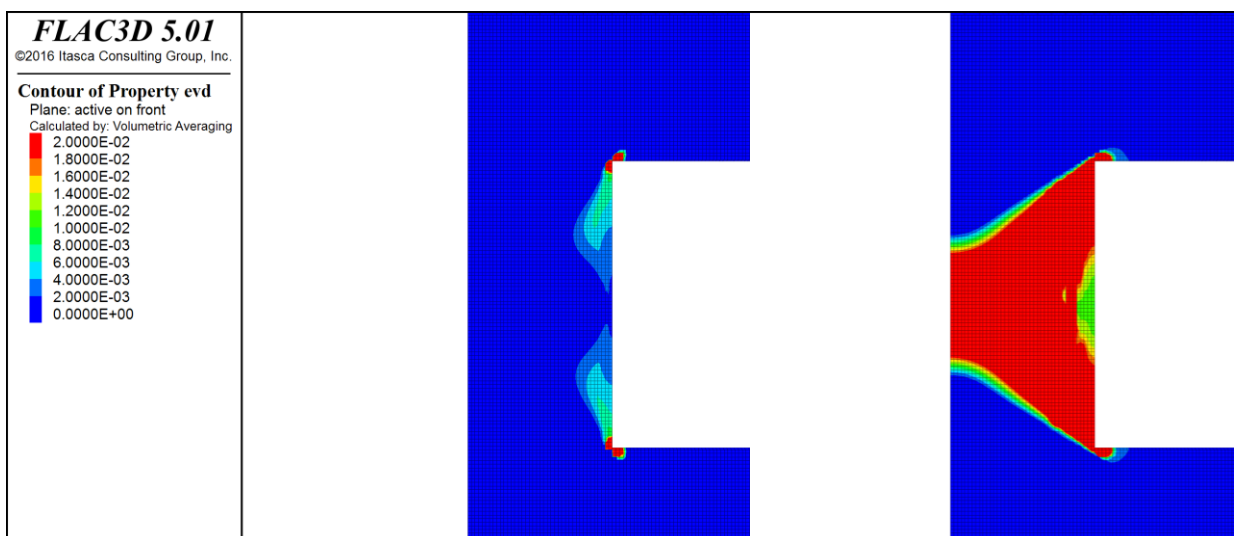


Abbildung D 13: Dilatante Volumendehnung nach 100 Jahren für Lastfall (A) (links) und ca. 5 Jahren für Lastfall (C) (rechts)

Grundsätzlich wird mit den durchgeführten Berechnungen gezeigt, dass das Modell TUBSsalt das Spannungs-Verformungs- und Zeit-Verformungsverhalten von Steinsalz auch von komplexeren in situ Strukturen über längere Zeiträume abbilden kann. Das Modell TUBSsalt, welches auf der Basis von [Kiehl et al., 1998] weiterentwickelt wurde, hat damit den Stand der Technik erreicht und steht als weiteres Instrument für Prognoseberechnungen im Salzgebirge zur Verfügung.