

BMW-Verbundprojekt

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

Einzelbericht zum Teilvorhaben 4

Leibniz Universität Hannover

Institut für Geotechnik

Abteilung für Unterirdisches Bauen

Stoffmodell: LUBBY-MDCF

Autoren: Dipl.-Ing. Savaş Yıldırım
Prof. Dr.-Ing. habil. Reinhard B. Rokahr
Dipl.-Ing. Kurt Staudtmeister

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)

Projektträger: PT Karlsruhe, Bereich Wassertechnologie und Entsorgung

Förderkennzeichen: 02E10850

Projektlaufzeit: 01.01.2010 – 31.03.2016

Hannover 2016

Gefördert durch



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Betreut vom



PTKA
Projektträger Karlsruhe
Karlsruher Institut für Technologie

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Vorhaben wurden mit Mitteln des Bundesministeriums Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02E10850 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt bei den Autoren.

Herausgeber

Leibnizu Universität Hannover
Insitut für Geotechnik, Abt. IUB
Welfengarten 1
30167 Hannover
Tel. +49 511.762 - 2532
Tax +49 511.762 - 5367

www.igth.uni-hannover.de

Kurzfassung

Das globale Ziel des Verbundvorhabens ist es, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Endlagerung wärmeentwickelnder, hochradioaktiver Abfälle in tiefen Steinsalzformationen zu dokumentieren, zu überprüfen, zu vergleichen und zu verbessern. Die hier untersuchten Instrumentarien bestehen aus Stoffmodellen sowie Vorgehensweisen zur salztypspezifischen Parameterbestimmung, zur Erzeugung von gebirgsmechanischen Modellen und zur Durchführung von numerischen Simulationsberechnungen.

In den vergangenen Jahrzehnten wurde von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreicher, experimenteller und theoretischer Wissensstand zur Salzmechanik erarbeitet. Auf dieser Grundlage wurden mehrere komplexe Stoffmodelle entwickelt, die auf physikalischen und mathematischen Annahmen und unterschiedlichen experimentellen Daten beruhen.

Im vorliegenden Verbundvorhaben wurde die Leistungsfähigkeit der beteiligten Stoffmodelle mit besonderem Augenmerk hinsichtlich

- I. des Temperatureinflusses auf das Verformungsverhalten von Steinsalz und
- II. der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung und des Verheilungsverhaltens von Steinsalz

näher überprüft und die dazugehörigen Stoffmodellansätze weiter entwickelt.

Hierfür erfolgten Nachberechnungen von projektspezifischen Versuchen zur stoffmodell-spezifischen Parameterbestimmung und numerische Simulationen von typischen in situ Situationen als Demonstration der Anwendbarkeit der Instrumentarien.

Das Institut für Geotechnik (IGtH), Abteilung für Unterirdisches Bauen (IUB) der Leibniz Universität Hannover (LUH), beteiligt sich innerhalb des Teilprojektes 4 mit dem dort entwickelten Stoffmodell LUBBY-MDCF an der Bearbeitung des Verbundvorhabens.

In diesem Einzelbericht sind das von der LUH angewendete Stoffmodell LUBBY-MDCF, die dazugehörige Parameterbestimmung und die zur Kennwertermittlung herangezogenen Laborversuche und die durchgeführten Simulationsberechnungen näher beschrieben.

Abstract

The general purpose of the Joint Project is to document, check, compare and improve modeling tools for the evaluation and proof of the safe disposal of all types of radioactive waste including heat-generating high-level/high active waste (HLW, HAW) in deep geological salt formations. These tools comprise constitutive models as well as procedures for the determination of characteristic, salt type-specific parameter values, the generation of rock mechanical models and the performance of numerical calculations.

For several decades different institutions have gained a broad understanding and knowledge of the thermo-mechanical behavior of rock salt with many experimental investigations in the laboratory and in the underground. On this basis several constitutive models for the physical description of this behavior and its dependences on relevant boundary conditions were developed and continuously improved.

In the current Joint Project III the abilities of the involved models are checked and developed further to describe correctly

- I. the temperature influence on the deformation of rock salt, and
- II. the damage and dilatancy reduction and healing of rock salt.

Therefore series of specific laboratory tests were back-calculated by each partner in order to check and verify the correct modeling of the considered phenomena and simulations of typical in situ situations for the demonstration of the applicability of the tools.

The Institute for Geotechnical Engineering (IGtH), Department for Underground Construction (IUB) Leibniz University Hanover, participated within the component project 4 with their developed constitutive law LUBBY-MDCF on the processing of the Joint Project III.

In this report are specified the applied constitutive law LUBBY-MDCF, the corresponding determination of the parameter values and that for used laboratory tests and the performed numerical simulations by LUH.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Das Stoffmodell LUBBY-MDCF	3
2.1	EINFÜHRUNG	3
2.2	MODELLANSATZ	5
2.3	KRIECHDEHNUNG AUS VERSETZUNGSMECHANISMEN	6
2.4	SCHÄDIGUNGSINDUZIERTER KRIECHDEHNUNG	8
2.5	KRIECHDEHNUNG INFOLGE SCHÄDIGUNGSRÜCKBILDUNG (VERHEILUNG)	11
2.6	FESTIGKEITS- UND DILATANZVERHALTEN	13
2.6.1	<i>Bruchgrenze β</i>	13
2.6.2	<i>Dilatanzgrenze βD</i>	15
2.6.3	<i>Verheilungsgrenze βH</i>	15
2.7	VOLUMENDEHNUNG	16
2.8	ENTWICKLUNGSFUNKTION DER SCHÄDIGUNG	16
2.9	DEFINITION DES KRIECHBRUCHKRITERIUMS	17
3	Laborversuche und Kennwertbestimmung	19
3.1	ALLGEMEINES	19
3.2	ASSE SPEISESALZ	21
3.2.1	<i>Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion</i>	21
3.2.2	<i>Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen</i>	24
3.2.3	<i>Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen</i>	28
3.2.4	<i>Bestimmung der Materialparameter der Verheilung</i>	29
3.2.5	<i>Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung</i>	31
3.2.6	<i>Zusammenstellung der Parameter</i>	32
3.3	WIPP SALT	33
3.3.1	<i>Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion</i>	33
3.3.2	<i>Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen</i>	38
3.3.3	<i>Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen</i>	49
3.3.4	<i>Bestimmung der Materialparameter der Verheilung</i>	50
3.3.5	<i>Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung</i>	50
3.3.6	<i>Zusammenstellung der Parameter</i>	51

4	Simulationsberechnungen zu den in situ Versuchen IFC und HFCP	53
4.1	BESCHREIBUNG DER EXPERIMENTE.....	53
4.1.1	<i>Isothermal Free Convergence (IFC)</i>	55
4.1.2	<i>Heated Free Convergence Probe (HFCP)</i>	56
4.2	IFC BENCHMARK-BERECHNUNG	60
4.3	HFCP BENCHMARK-BERECHNUNG	64
5	Simulationsberechnungen zum Dammjoch-Versuch	75
5.1	BESCHREIBUNG DES EXPERIMENTS	75
5.2	BENCHMARK-BERECHNUNG.....	78
6	Simulationsberechnungen zu den Versuchen in Room D und Room B aus der WIPP	91
6.1	BESCHREIBUNG DER EXPERIMENTE.....	92
6.2	RANDBEDINGUNGEN UND MODELLBILDUNG.....	94
6.3	BENCHMARK-BERECHNUNGEN NICHTERHITZTER RAUM (WIPP ROOM D)	98
6.4	BENCHMARK-BERECHNUNGEN ERHITZTER RAUM (WIPP ROOM B)	106
7	Zusammenfassung	121
8	Literaturverzeichnis.....	123
9	Bezeichnungen	127

1 Einleitung

Für die sichere und dauerhafte Entsorgung wärmeentwickelnder, hochradioaktiver Abfälle ist in Deutschland unter anderem die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen vorgesehen. Zweck der Tiefenlagerung ist es, die gefährlichen Abfälle durch eine geologische Barriere dauerhaft von der Biosphäre zu isolieren, um somit schädliche Auswirkungen auf Mensch und Umwelt auszuschließen. Als Wirtsgestein kommt hierbei unter anderem Steinsalz in Frage. Zur Planung, Dimensionierung, Bau, Betrieb und zur Langzeitsicherheitsanalyse sind geomechanische Berechnungen erforderlich. Die Eignung des Wirtsgesteins ist anhand von Prognoseberechnungen nachzuweisen.

Ziel dieses Verbundvorhabens, an welcher sechs von der BMWi geförderten deutschen Projektpartner sowie die Sandia National Laboratories aus den USA als assoziierte Partner beteiligt sind, ist es, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Endlagerung wärmeentwickelnder, hochradioaktiver Abfälle im Steinsalz zu überprüfen und zu verbessern. Die hier untersuchten Instrumentarien bestehen aus Stoffmodellen der Partner, die zur Durchführung von Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz-, Schädigungs-, Verheilungs- und Permeabilitätsentwicklung in der Umgebung eines untertägigen Endlagers benötigt werden. Schwerpunkt des bereits III. Verbundprojektes bildet dabei die Untersuchung des Temperatureinflusses zum Materialverhalten und die Beschreibung der Schädigungsrückbildung (Verheilung) von Steinsalz durch die jeweiligen Stoffmodelle und der Vergleich untereinander.

Das Institut für Geotechnik, Abteilung für Unterirdisches Bauen, Leibniz Universität Hannover beteiligt sich im Rahmen des Teilvorhabens 4 mit dem dort entwickelten Stoffmodell LUBBY-MDCF, welches eine Weiterentwicklung der Stoffmodelle LUBBY2 und IUB-MDCF darstellt, an der Bearbeitung des Verbundvorhabens. Im vorliegenden Teilbericht ist LUBBY-MDCF ausführlich beschrieben.

Die Eigenschaften der verschiedenen Steinsalztypen werden in den Stoffmodellen durch spezifische Materialparameter berücksichtigt. Für die Bestimmung der Kennwerte wurden umfangreiche Laborversuche durchgeführt und ausgewertet. Die zur Parameterbestimmung herangezogenen Laborversuche und die Ergebnisse der Auswertung in Hinblick auf das Stoffmodell LUBBY-MDCF sind in diesem Teilbericht präsentiert.

Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Aussagen von Laboruntersuchungen auf reale Systeme und zur Überprüfung der Fähigkeiten der Stoffmodelle zur korrekten Beschreibung der relevanten Deformationsmechanismen im Steinsalz unter verschiedenen Einflussgrößen wurden ausgewählte Simulationsberechnungen an in situ Versuchen durchgeführt. Dazu gehören die Erhitzerversuche am Bohrloch IFC und HFCP im Asse II Bergwerk, der Versuch Dammjoch zur Schädigungsrückbildung, ebenfalls aus dem Asse II Bergwerk, sowie der in der WIPP Site durchgeführten in situ Versuche zu Room D und Room B. Neben der Versuchsbeschreibung sind detaillierte Rechenergebnisse aus den Simulationsberechnungen vorgestellt.

Für die Simulationsberechnungen wurde das 3D Finite Differenzen Programm FLAC3D der Firma Itasca herangezogen [22].

2 Das Stoffmodell LUBBY-MDCF

2.1 Einführung

Das Stoffmodell LUBBY-MDCF ist eine Zusammensetzung aus den beiden Stoffmodellen LUBBY2 und IUB-MDCF. LUBBY2 wurde 1982 am Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen (damals: Lehrgebiet für Unterirdisches Bauen) entwickelt [19]. Es basiert prinzipiell auf dem rheologischen Modell nach *Burgers* (Bild 1) und beschreibt das zeitabhängige Kriechverhalten von Gebirgen wie z.B. Steinsalz in seiner transienten und stationären Phase.

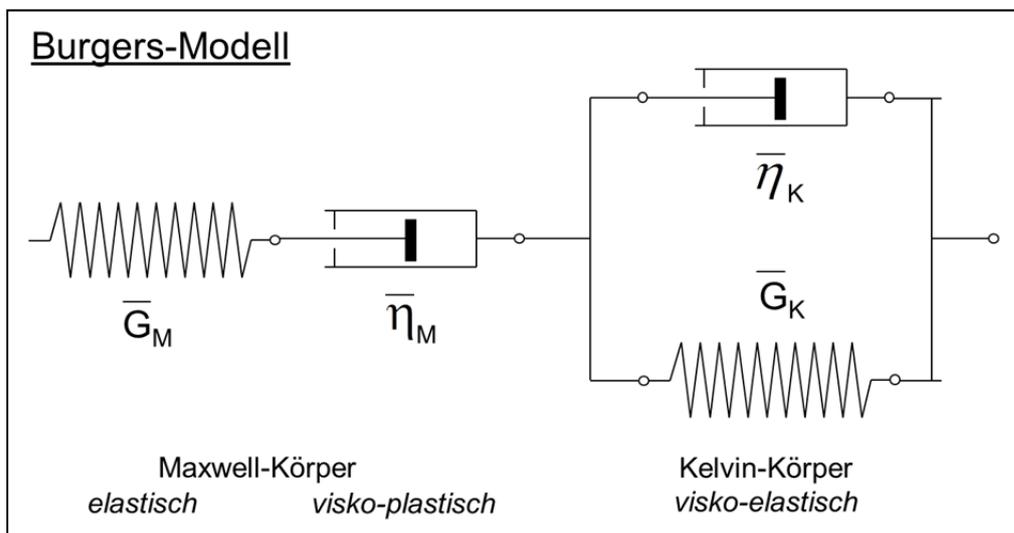


Bild 1: Modellkörper nach Burgers zur Beschreibung des rheologischen Verhaltens von Festkörpern.

Um den Prozess der Schädigung und Verheilung (Schädigungsrückbildung) zu berücksichtigen, wurde diese Formulierung mit den Termen zur Beschreibung von schädigungs- und heilungsinduzierten Dehnungen aus dem Stoffmodell IUB-MDCF (Multimechanism Deformation Coupled Fracture, modifiziert am IUB [18]), ergänzt. Das Stoffmodell IUB-MDCF ist eine weiterentwickelte Version des Stoffmodelles MDCF, welche wiederum eine Erweiterung des Stoffmodelles MD (Multimechanism Deformation) ist [27]. MDCF wurde ab 1992 in gemeinschaftlicher Forschungsarbeit einer Gruppe von Wissenschaftlern entwickelt [5]. Die Formulierung der grundlegenden Gleichungen geht auf die Auswertung der Deformations- und Rissbildungsmechanismen im Mikrobereich zurück.

Grundlage zur Identifizierung der maßgebenden Riss- bzw. Bruchmechanismen bildet die Bruchmechanismenkarte nach Ashby [1] [2].

Die wichtigsten Annahmen für die Formulierung der konstitutiven Gleichungen zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung bis zum Kriechbruch sind wie folgt aufgeführt [28]:

- Die Schädigung wird als isotrop angenommen und durch eine skalare Größe, die Kachanov Variable [21], dargestellt.
- Kriechbruch im Salz entsteht durch die Entwicklung von Mikrorissen im Korngerüst oder an den Korngrenzen.
- Die schädigungsinduzierten Dehnungen treten parallel zu den volumenkonstanten Dehnungen infolge von Versetzungsmechanismen auf und können als unabhängiger Summand betrachtet werden.
- Unter dem Einfluss von Schubspannungen kann es zur Öffnung von Mikrorissen kommen und damit zu nicht volumenkonstanten Dehnungen (Dilatanz).
- Die Dehnungsrate ist an die Schädigungsentwicklung gekoppelt, da die Reduzierung der lastabtragenden Fläche durch Mikrorisse zu einer Erhöhung der effektiven Spannung führt, die wiederum die Kriechrate beeinflusst.
- Hohe isotrope Spannungen können die Mikrorissentwicklung und damit die Schädigungsentwicklung unterdrücken. In diesem Fall sind große Verzerrungen ohne das Auftreten von Brucherscheinungen möglich.
- Zugspannungen verursachen Mikrorisse, die ab einer kritischen Länge in einen Spalt-riss münden.
- Verunreinigungen in Form von Tonpartikeln im Steinsalz können das Eintreten eines Kriechbruches beschleunigen, da sie den lokalen Spannungszustand beeinflussen.
- Mikrorisse können bei bestimmten Spannungszuständen verheilen. Ihre Verheilung bedeutet einen Rückgang der durch Schädigung erzeugten Verformungen.

Seit Beginn des Vorhabens 2010 erfolgten weitere Modifikationen und Erweiterungen der Stoffmodellgleichungen. Die aktuellste Version wurde unter dem Namen Lubby-CF im März 2016 von Yıldırım vorgestellt [38].

Im diesem Kapitel werden die Grundlagen des innerhalb des Teilprojekts 4 verwendeten Stoffmodelles LUBBY-MDCF näher erläutert und auf die theoretischen Grundlagen sowie auf die einzelnen Stoffmodellterme eingegangen.

2.2 Modellansatz

Die Materialeigenschaften (Kriechen aus Verzerrungsmechanismen, Schädigungskriechen infolge Schub- sowie Zugbeanspruchung und Verheilungskriechen), welche zur nichtelastischen Dehnungsrate beitragen, werden im Stoffmodell LUBBY-MDCF in einzelnen, voneinander unabhängigen Termen beschrieben und zu einer Gesamtverzerrungsrate additiv überlagert. Die einzelnen Anteile setzen sich hierbei aus den kinetischen Gleichungen für die nichtelastischen Dehnungsraten und den Fließpotentialen in Form der Ableitung der jeweiligen Vergleichsspannungen nach dem Spannungstensor zusammen. Daraus ergibt sich die Formulierung der nichtelastischen Dehnungsrate wie nachfolgend aufgeführt:

$$\dot{\varepsilon}^{inel.} = \frac{\partial \sigma_{eq}^{cr}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^{cr} + \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega sh|f}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega sh} + \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega te}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega te} + \frac{\partial \sigma_{eq}^{h|f}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^h \quad \text{Gleichung (2.1)}$$

Dabei sind:

- $\dot{\varepsilon}^{inel.}$ Nichtelastische Dehnungsrate
- $\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}$ Dehnungsrate aus Versetzungsmechanismen
- σ_{eq}^{cr} Vergleichsspannung der Dehnung aus Versetzungsmechanismen
- $\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega sh}$ Dehnungsrate aus Schädigung durch Schubspannungen
- $\sigma_{eq}^{\omega sh|f}$ Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung in Folge von Schubspannung
- $\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega te}$ Dehnungsrate aus Schädigung durch Zugspannungen
- $\sigma_{eq}^{\omega te}$ Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung in Folge von Zugspannung
- $\dot{\varepsilon}_{eq}^h$ Dehnungsrate aus Verheilung/Schädigungsrückbildung/Rissschließung
- $\sigma_{eq}^{h|f}$ Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung
- $\underline{\sigma}$ Spannungstensor

Wobei der Index für *äquivalent* (*eq* - *equivalent*) und die Exponenten für Kriechen (*cr* - *creep*), Schädigung (ω), Schub (*sh* - *shear*), Zug (*te* - *tensile*) und Verheilung (*h* - *healing*) stehen.

2.3 Kriechdehnung aus Versetzungsmechanismen

Die Beschreibung der schädigungsfreien Kriechdehnungen aus Versetzungsmechanismen basiert auf dem LUBBY2 Stoffmodell und berücksichtigt transientes und stationäres Kriechverhalten. Zwei verschiedene Ansätze sind hierbei formuliert: ein zeitabhängiger Verfestigungsansatz und ein Dehnungsverfestigungsansatz. Die kinetische Gleichung für die Effektive Kriechrate aus Versetzungsmechanismen $\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}$ ist wie folgt definiert:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr} = \left(\frac{1}{\bar{\eta}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu} + \frac{1}{\bar{\eta}_M(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)} \right) \quad \text{Gleichung (2.2)}$$

mit:

$$\dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu} = \dot{\varepsilon}_{tr_zv}^{\mu} = \exp\left(-\frac{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)}{\bar{\eta}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot t\right) \quad \text{Gleichung (2.3)}$$

im Zeitverfestigungsansatz,

und

$$\dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu} = \dot{\varepsilon}_{tr_dv}^{\mu} = 1 - \frac{\varepsilon_{tr}^{cr}}{\varepsilon_{tr,max}^{cr}} \quad \text{Gleichung (2.4)}$$

mit:

$$\varepsilon_{tr,max}^{cr} = \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)} \right) \quad \text{Gleichung (2.5)}$$

im Dehnungsverfestigungsansatz.

Der erste Term der Gleichung (2.2) beschreibt transientes bzw. primäres Kriechen mit den spannungs- und temperaturabhängig formulierten Parametern des Kelvin-Schubmoduls \bar{G}_K und dem Kelvin-Viskositätsmodul $\bar{\eta}_K$. Die transiente Kriechrate kann je nach Problemstellung über einen Zeitverfestigungsansatz (Gleichung (2.3)) sowie über einen Dehnungsverfestigungsansatz (Gleichung (2.4)) angegeben gesteuert werden. Der zweite Term beschreibt stationäres bzw. sekundäres Kriechen basierend auf dem spannungs- und temperaturabhängig formulierten Maxwell-Viskositätsparameter $\bar{\eta}_M$.

Der Einfluss der Schädigung wird durch die Erhöhung der Vergleichsspannung σ_{eq}^{cr} mit dem Faktor $\frac{1}{(1-\omega)}$ berücksichtigt.

Für die Viskositätsfunktionen werden folgende Formulierungen angesetzt:

$$\bar{G}_K = \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \cdot (l_3 \cdot T) \quad \text{Gleichung (2.6)}$$

$$\bar{\eta}_K = \bar{\eta}_K^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \cdot (l_2 \cdot T) \quad \text{Gleichung (2.7)}$$

$$\bar{\eta}_M = \bar{\eta}_M^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \cdot (l_1 \cdot T) \quad \text{Gleichung (2.8)}$$

$\bar{\eta}_M^*$, m , l_1 , $\bar{\eta}_K^*$, k_1 , l_2 , \bar{G}_K^* , k_2 und l_3 sind Materialparameter, welche anhand von Laborversuchen ermittelt werden.

Die Temperaturabhängigkeit des transienten Kriechverhaltens im Steinsalz wurde im ursprünglichen LUBBY2 Stoffmodell nicht berücksichtigt. Die Untersuchung in Abschnitt 3 zeigen jedoch einen Einfluss der Temperatur auch im transienten Verhalten von Steinsalz.

Hou (1997) hat gezeigt, dass im Dehnungsverfestigungsansatz verschiedene Primärkriechvorgänge auftreten können und zwar in Abhängigkeit, ob das transienten Endkriechmaß von unten angenähert wird, also eine Verfestigung stattfindet, oder von oben, also eine Entfestigung stattfindet. Somit gilt im Dehnungsverfestigungsansatz folgendes:

$$\bar{G}_K = \begin{cases} \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \cdot (l_3 \cdot T) \\ \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_{2E} \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \cdot (l_{3E} \cdot T) \end{cases}, \begin{cases} \varepsilon_{tr}^{cr} < \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \\ \varepsilon_{tr}^{cr} > \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)}\right) \end{cases} \quad \text{Gleichung (2.9)}$$

Die Parameter k_{2E} und l_{3E} dienen zur Beschreibung des Kriechverhaltens bei Entfestigung und sind ebenfalls im Labor zu bestimmen.

Die Vergleichsspannung σ_{eq}^{cr} entspricht der von *Mises* Formulierung.

$$\sigma_{eq}^{cr} = \sqrt{3 \cdot J_2^D} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad \text{Gleichung (2.10)}$$

Diese beinhaltet die 2. Invariante des Deviators des Spannungstensors.

$$J_2^D = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]$$

Gleichung (2.11)

σ_1 , σ_2 und σ_3 stellen die drei Komponenten des Hauptspannungstensors dar.

2.4 Schädigungsinduzierte Kriechdehnung

Die kinetischen Gleichungen der schädigungsinduzierten Dehnungsraten basieren auf den Termen zur Beschreibung schädigungsinduzierter Dehnungen aus dem Stoffmodell MDCF mit weiteren Modifikationen. Dieser Anteil beruht auf der Hypothese, dass Schädigung im Druckbereich durch das Gleiten oder Abscheren von Mikrorissen infolge Scherspannungen hervorgerufen wird und einige Schubrisse Flügelspitzen entwickeln, deren Öffnung zu Dilatanz (Gefügeflockerung infolge von Schädigung) führt. Zur Beurteilung der mechanischen Schädigung bzw. Dilatanz von Steinsalz durch deviatorische Beanspruchung ist das Konzept der Dilatanzgrenze zugrunde gelegt. Erst wenn die Beanspruchung ein gewisses Maß (Dilatanzgrenze) überschreitet, kann es zu einer Volumenzunahme durch die Ausbildung von Mikrorissen und der damit verbundenen, erhöhten Kriechdehnung kommen, was bei induziertem Risswachstum und Vernetzung interkristalliner Risse zum Kriechbruch bzw. Materialversagen führen kann. Somit entspricht die Dilatanzgrenze, welche im Abschnitt 2.6.2 ausführlich erläutert ist, der Dauerfestigkeit des Materials.

Schädigungsinduzierte Kriechdehnung infolge von Zugbeanspruchung ist im Stoffmodell ebenfalls berücksichtigt und beruht auf der Annahme von Mikrorissbildung, welche normal ausgerichtet ist zur größten auftretenden Zugspannung. Das Kriechverhalten von Steinsalz infolge Zugschädigung ist wesentlich ausgeprägter als infolge Schubschädigung und ist daher als separater Term behandelt. Prinzipiell kann das Materialverhalten von Steinsalz unter Zugbedingungen als duktil bezeichnet werden. Der Bruch tritt ein durch Spaltrisse. Dieser ratenunabhängige Prozess tritt auf, sobald die kritische Größe eines Mikrorisses überschritten wird.

Die kinetischen Gleichungen der schädigungsinduzierten Dehnungsraten infolge von Schubspannungen (sh) und Zugspannung (te) sind identisch in der Formulierung und werden daher folgend zusammen behandelt. Der Index i repräsentiert hierbei sh und te .

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega_i} = F^{\omega_i} \cdot \dot{\varepsilon}_{st}^{\omega_i}$$

Gleichung (2.12)

Das transiente Verhalten der schädigungsinduzierten Kriechrate wird durch die Funktion F^{ω_i} erfasst. In diese Funktion geht die Funktion F (Gleichung (2.15)) des transienten Kriechens durch Versetzungsmechanismen multiplikativ ein und berücksichtigt damit die Abhängigkeit der schädigungsinduzierten Kriechrate von der Dehnungsrate aus den Versetzungsmechanismen. Die Terme sind wie folgt formuliert:

$$F^{\omega_{sh}} = F \cdot \exp\left(\frac{c_4 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{(1-\omega)} - c_5\right)}{\sigma_0 \cdot (1-\rho)}\right) \quad \text{Gleichung (2.13)}$$

$$F^{\omega_{te}} = F \cdot \exp\left(\frac{c_4 \cdot (\sigma_{eq}^{\omega_{te}} - c_5)}{\sigma_0 \cdot (1-\rho)}\right) \quad \text{Gleichung (2.14)}$$

mit:

$$F = \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}}{\dot{\varepsilon}_{st}^{cr}} \quad \text{Gleichung (2.15)}$$

Der stationäre Term der schädigungsinduzierten Dehnungsrate entspricht der folgenden Formulierung:

$$\dot{\varepsilon}_{st}^{\omega_i} = c_0 \cdot \left(B_1 \cdot e^{\frac{-Q_1}{R \cdot T}} + B_2 \cdot e^{\frac{-Q_2}{R \cdot T}} \right) \cdot \omega_0 \cdot e^{c_3 \cdot \omega} \cdot \left[\sinh\left(\frac{c_2 \cdot \sigma_{eq}^{\omega_i} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_i})}{G \cdot (1-\omega) \cdot (1-\rho)}\right) \right]^{n_3} \quad \text{Gleichung (2.16)}$$

Die Bezeichnungen $c_0, c_2, c_3, c_4, c_5, n_3$ und σ_0 stehen für Materialkonstanten. B_i und Q_i sind Materialparameter zur Beschreibung der Dehnungen aus schädigungsinduzierten Versetzungsmechanismen. Der Wert ω_0 beschreibt die Anfangsschädigung. G ist der Schubmodul. σ_0 stellt den Schwellenwert für das Einsetzen des Versetzungsgleitens dar. Der Parameter R ist die universelle Gaskonstante. Der Materialparameter ρ beschreibt den Volumenanteil von Ton im Steinsalz und berücksichtigt den Einfluss der Verunreinigungen auf die Dehnungsrate [7]. Über die Heaviside-Schrittfunktion $H()$ wird geregelt, dass erst bei einer Vergleichsspannung $\sigma_{eq}^{\omega_i}$ größer Null schädigungsinduzierte Dehnungen auftreten.

Durch die Berücksichtigung des Einflusses der akkumulierten Schädigung über eine Exponentialfunktion wird erreicht, dass bei kleinen Werten der Schädigung ω der stationäre

re Anteil der schädigungsinduzierten Dehnungsrate klein bleibt und die tertiäre Kriechphase nicht zu früh aktiviert wird.

Die dilatanz erzeugende Beanspruchung $\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$ wird aus der Differenz zwischen der Schubbeanspruchung bzw. deviatorischen Beanspruchung σ_{eq}^{cr} und der Dauerfestigkeit β^D für den vorhandenen Spannungszustand des Materials bestimmt [18].

$$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}} = \sigma_{eq}^{cr} - \beta^D \quad \text{Gleichung (2.17)}$$

Die maximal mögliche Beanspruchung ist abhängig vom isotropen Spannungszustand. Dies bedeutet die Annahme einer zunehmenden Festigkeit bei zunehmenden isotropen Spannungsanteilen. In Bild 2 ist die schädigungserzeugende Schubspannung unter Berücksichtigung der Dilatanzkurve graphisch dargestellt. Die Vergleichsspannung für die Ermittlung der schädigungsinduzierten Dehnungsrate entspricht dabei dem lotrechten Abstand zwischen der deviatorischen Belastung und der Kurve der Dauerfestigkeit an der Stelle J_{1_neu} (Gleichung (2.26)), welche eine Transformation der ersten Spannungsinvarianten darstellt.

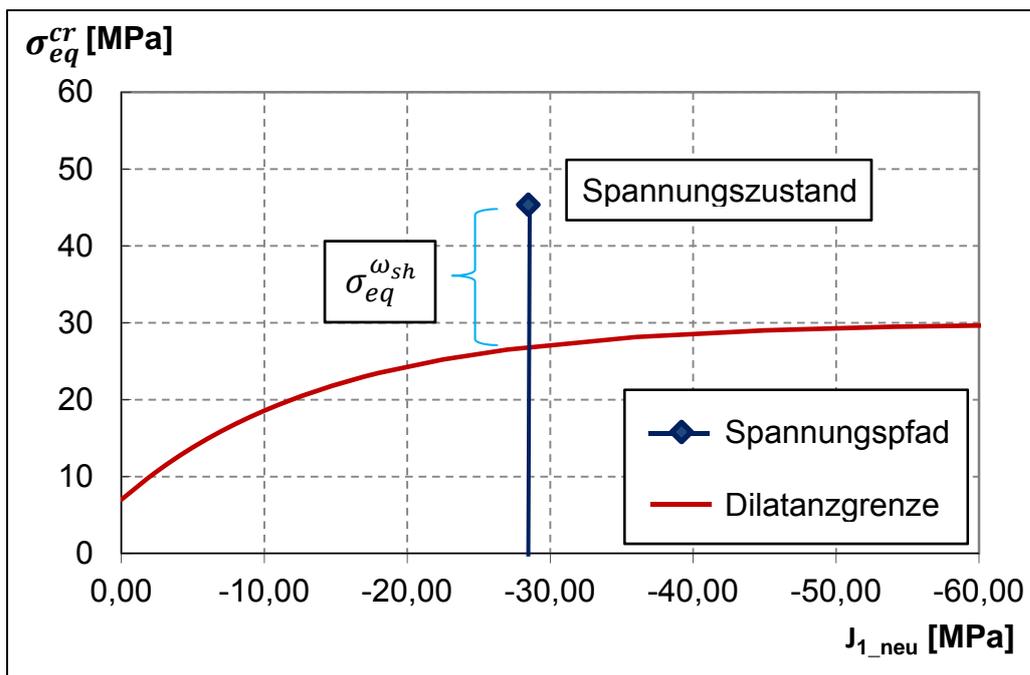


Bild 2: Bestimmung der Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung in Folge von Schubspannung

Um die Nichtassoziativität der schädigungsinduzierten Dehnungsrate infolge Schubbeanspruchung zu berücksichtigen wird in die Potenzialformulierung $\sigma_{eq}^{\omega_{sh}|f}$ der Faktor χ_2

eingeführt. Mit diesem Wert wird berücksichtigt, dass nicht alle Mikrorisse Flügelspitzen entwickeln bzw. sich öffnen.

$$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}lf} = \chi_2 \cdot (\sigma_{eq}^{cr} - \beta^D) \quad \text{Gleichung (2.18)}$$

In die Vergleichsspannung infolge von Zugbeanspruchung geht die größte auftretende Zugspannung mit dem Vorfaktor χ_1 als Materialparameter linear ein.

$$\sigma_{eq}^{\omega_{te}} = \chi_1 \cdot \sigma_3 \cdot H(\sigma_3) \quad \text{Gleichung (2.19)}$$

Über die Heaviside-Schrittfunktion wird gesteuert, dass bei Fehlen einer Zugspannung die Vergleichsspannung $\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$ null wird.

2.5 Kriechdehnung infolge Schädigungsrückbildung (Verheilung)

Im Rahmen des Stoffmodelles LUBBY-MDCF wird Verheilung als Mechanismus betrachtet, der ebenso wie die Schädigung direkt zur nichtelastischen Dehnungsrate beiträgt und hierbei den schädigungsinduzierten Dehnungen gegenwirkt. Die Dehnungsrate aus Verheilung ist wie folgt gegeben:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^h = \varepsilon_{Vol} \cdot H(\varepsilon_{Vol}) \cdot \frac{\sigma_{eq}^h \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G \cdot \tau} \quad \text{Gleichung (2.20)}$$

ε_{Vol} ist die Volumendehnung (Absatz 2.7).

Mit dem Begriff Verheilung wird neben der tatsächlichen Rissverheilung auch der Prozess der Riss-schließung und der somit verbundenen Dilatanzrückbildung beschrieben [10]. Die charakteristische Zeitkonstante τ dient hierbei zur Beschreibung dieser zwei Phasen aus Mikroriss-schließung und der tatsächlichen Gefügeumwandlung.

$$\tau = \tau_0 \cdot \exp(a_1 \cdot \varepsilon_{Vol}) + \tau_1 \quad \text{Gleichung (2.21)}$$

a_1, τ_0 und τ_1 sind Materialparameter die im Labor ermittelt werden.

Erst wenn die Verheilungsgrenze unterschritten wird, ist eine Verheilung des Materials und somit eine Verringerung der Kriechdehnung möglich. Dieses Kriterium wird über die Heavisite-Schrittfunktion $H(\sigma_{eq}^h)$ geregelt.

Die Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung σ_{eq}^h wird ermittelt aus der Differenz der Verheilungsgrenze β^H und der deviatorischen Beanspruchung σ_{eq}^{cr} .

$$\sigma_{eq}^h = \beta^H - \sigma_{eq}^{cr} \quad \text{Gleichung (2.22)}$$

Für das Fließpotential wird die Vergleichsspannung der Verheilung $\sigma_{eq}^{h|f}$ über eine vereinfachte isotrope Formulierung beschrieben:

$$\sigma_{eq}^{h|f} = \sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad \text{Gleichung (2.23)}$$

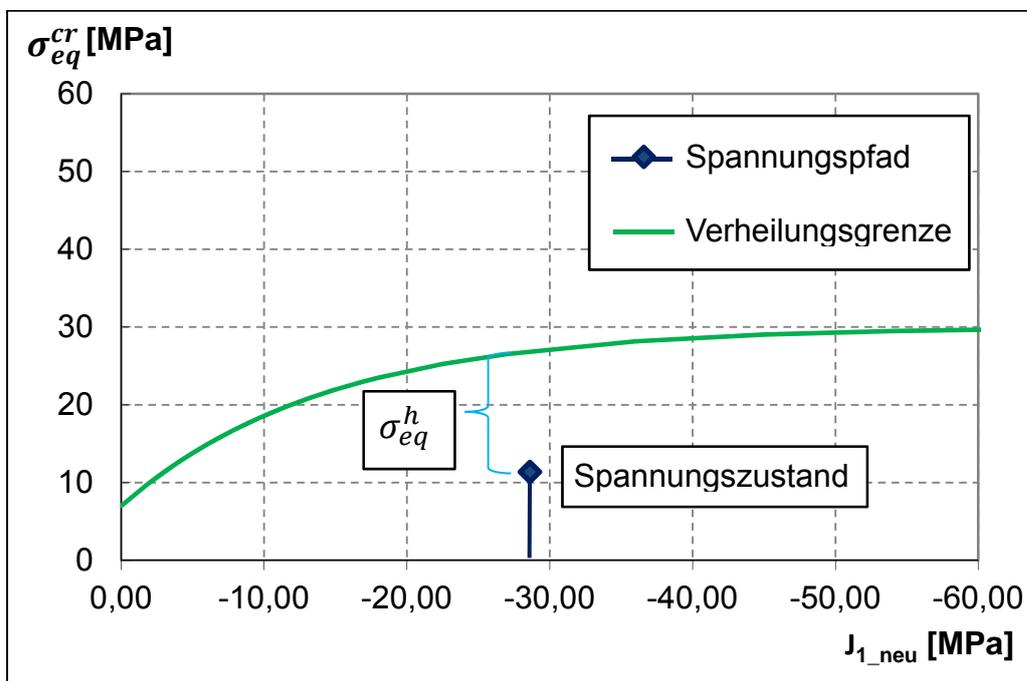


Bild 3: Bestimmung der Vergleichsspannung der Dehnungsrate aus Verheilung

Die obige Abbildung verdeutlicht auch, dass bei $\sigma_{eq}^{cr} = 0$ die Vergleichsspannung mit $\sigma_{eq}^h = \beta^H$ und somit auch die Verheilungsrate den maximal möglichen Wert erreicht. Dies gilt auch bei Fehlen von jeglicher Spannungswirkung. Da die Rückbildung von Kriechschädigung im Steinsalz jedoch entsprechend hohe Drücke erfordert, ist die Beurteilung der Verheilung ausschließlich über die deviatorische Beanspruchung nicht möglich. Erst die Mitberücksichtigung des isotropen Spannungszustands durch $\sigma_{eq}^{h|f}$ ermöglicht eine realitätsnahe Bewertung der Beanspruchung, welche zur Verheilung des Materials führen kann.

2.6 Festigkeits- und Dilatanzverhalten

Zur Beurteilung des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens von Steinsalz werden verschiedene Festigkeitsfunktionen angewendet. Die mechanische Bruchgrenze wird über die Kurzzeitfestigkeit β beschrieben, die Langzeit- bzw. Dauerfestigkeit über die Dilatanzgrenze β^D und die Verfestigung durch Verheilung über die Verheilungsgrenze β^H .

Der Einfluss der Beanspruchungsart auf die Festigkeit wird im Stoffmodell LUBBY-MDCF über eine Lastwinkelfunktion gesteuert. Berücksichtigt wird, dass bei gleichem isotropem Spannungszustand die Festigkeit von Steinsalz unter triaxialen Extensionsbedingungen (TE) niedriger ist als unter triaxialen Kompressionsbedingungen (TC). Für hohe mittlere Spannungen klingt der Unterschied in der Festigkeit ab. In Bild 4 wird die Lage der TC- und TE-Ebene im dreidimensionalen Hauptspannungsraum dargestellt. Zwischen der TC- und TE- Beanspruchung wird in der Deviatorebene ein linearer Verlauf angenommen.

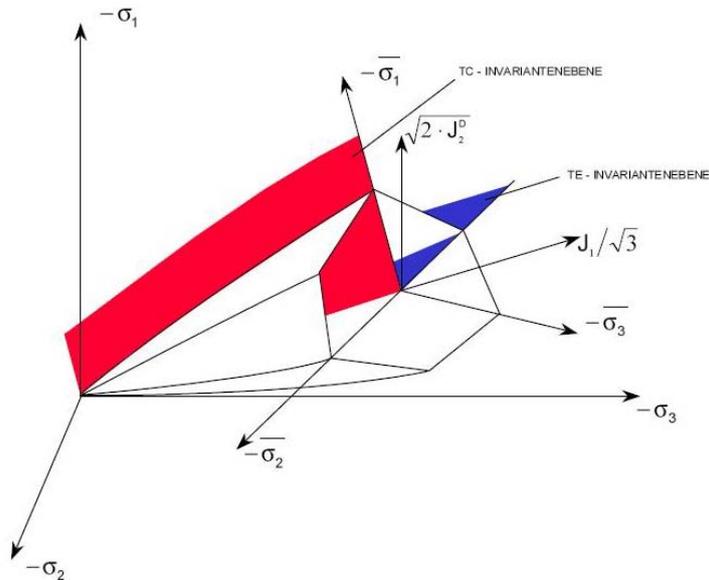


Bild 4: Darstellung des dreidimensionalen Spannungsräume mit TE- und TC- Ebene.

2.6.1 Bruchgrenze β

Die mechanische Bruchgrenze wird über die Kurzzeitfestigkeit β beschrieben. Grundlage für die Bestimmung des Verhaltens der Kurzzeitfestigkeit β im Hauptspannungsraum sind Bruchhüllkurven, die aus Kurzzeitversuchen unter triaxialen Druck- und Extensionsbedingungen ermittelt werden.

$$\beta = \left(\chi_6 \cdot y_t - \chi_7 \cdot y_t \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1_neu}) \right) \cdot k^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1_neu})} \quad \text{Gleichung (2.24)}$$

Die χ 's sind Materialparameter.

Die Differenz der Parameter χ_6 und χ_7 entspricht hierbei der einaxialen Festigkeit.

Der Parameter y_t beschreibt die Temperaturabhängigkeit der Festigkeit.

$$y_t = \left(\frac{T_0}{T}\right)^{n_1} \quad \text{Gleichung (2.25)}$$

T = Temperatur, T_0 = Referenztemperatur, n_1 = Materialkonstante.

Der Wert J_{1_neu} stellt eine Transformation der ersten Spannungsinvarianten dar.

$$J_{1_neu} = J_1 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{\tan \alpha} \quad \text{Gleichung (2.26)}$$

J_1 bezeichnet die erste Invariante des Spannungstensors.

Der Winkel α des Spannungspfads ist eine Funktion des Lastwinkels θ . Entsprechen der Darstellung in Bild 2 und Bild 3 gilt für den Lastwinkel $\theta = \pi/6$ (TC) $\tan \alpha = 1$, für den Lastwinkel $\theta = -\pi/6$ (TE) $\tan \alpha = 0,5$. Der Verlauf von $\tan \alpha$ im Deviatorraum wird linear angenommen. Dieser lineare Verlauf im Deviatorraum kann nach Hou [21] folgendermaßen beschrieben werden:

$$\tan \alpha = \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + 1,73 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right)} \quad \text{Gleichung (2.27)}$$

Die Funktion k dient zur Beschreibung des linearen Verlaufs von β im Deviatorraum.

$$k = \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + \chi_9 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right)} \quad \text{Gleichung (2.28)}$$

Die Bezeichnung χ_9 ist ein Materialparameter und beschreibt den Unterschied in der Festigkeit unter TE- und TC- Bedingungen. Für den Lastwinkel $\theta = \pi/6$ (TC) nimmt die Funktion k einen Wert von $k = 1$ an, für den Lastwinkel $\theta = -\pi/6$ (TE) einen Wert kleiner $k = 1$. Liegt der Fall vor, dass sich die Festigkeiten unter TE- und TC- Bedingungen entsprechen, nimmt die Funktion k auch unter TE- Bedingungen einen Wert von $k = 1$ an.

Die Festigkeit wird hiermit in Abhängigkeit vom isotropen Spannungsanteil J_1 , der effektiven Spannung σ_{eq}^{cr} und dem Lastwinkel θ beschrieben.

2.6.2 Dilatanzgrenze β^D

Die Dilatanzgrenze β^D entspricht der Langzeitfestigkeit bzw. Dauerfestigkeit des Materials. Sie wird über extensive Laborversuche bestimmt. Falls keine Labordaten vorhanden sind, kann die Langzeitfestigkeit auch über die Kurzzeitfestigkeit abgeschätzt werden. Aus der Erfahrung liegt dieser Wert zwischen 25% und 30% der Kurzzeitfestigkeit bei kleinen, mit Zunahme bis auf 50 % der Kurzzeitfestigkeit bei zunehmenden isotropen Spannungsanteilen. Die Formulierung der Langzeitfestigkeit β^D entspricht im Aufbau der Formulierung der Kurzzeitfestigkeit und ist wie folgt gegeben:

$$\beta^D = \left(\chi_{6,d} \cdot y_{t,d} - \chi_{7,d} \cdot y_{t,d} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1_neu}) \right) \cdot k^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1_neu})} \quad \text{Gleichung (2.29)}$$

Da der Temperatureinfluss auf die Dilatanzgrenze noch nicht ausführlich untersucht und eindeutig bestimmt ist, gilt im Rahmen dieses Berichtes: $y_{t,d} = 1$.

Im einaxialen bzw. biaxialen Versuch ergibt sich der Wert der einaxialen Dauerfestigkeit

$$\beta^D = \chi_{6,d} - \chi_{7,d} \quad \text{Gleichung (2.30)}$$

bzw. der biaxialen Dauerfestigkeit:

$$\beta^D = k \cdot (\chi_{6,d} - \chi_{7,d}) \quad \text{Gleichung (2.31)}$$

Mit:

$$k = \frac{1}{0.5 + \chi_9 \cdot \sqrt{3}/2} \quad \text{Gleichung (2.32)}$$

2.6.3 Verheilungsgrenze β^H

Unter gewissen Umständen ist eine Verheilung des Materials möglich. Die Verheilungsgrenze dient hierbei zur Beurteilung des Verheilungsprozesses. Sie beschreibt einen Zustand, unterhalb derer prinzipiell eine Verheilung des Materials möglich ist.

$$\beta^H = \left(\chi_{6,h} \cdot y_{t,h} - \chi_{7,h} \cdot y_{t,h} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1_neu}) \right) \cdot k^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1_neu})} \quad \text{Gleichung (2.33)}$$

Die χ 's sind Materialparameter.

2.7 Volumendehnung

Das Dilatanzverhalten vom Material ist beschrieben über die Volumendehnungsrate $\dot{\varepsilon}_{Vol}$.

$$\dot{\varepsilon}_{Vol} = \dot{\varepsilon}_{Vol}^w - \dot{\varepsilon}_{Vol}^h \quad \text{Gleichung (2.34)}$$

Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz oberhalb der Dilatanzgrenze ist definiert als die Summe der drei schädigungsinduzierten Haupt- bzw. Koordinatenverzerrungsraten.

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^{\omega} = \dot{\varepsilon}_{11}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{22}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{33}^{\omega} = \dot{\varepsilon}_{xx}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{yy}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{zz}^{\omega} \quad \text{Gleichung (2.35)}$$

Die Volumendehnungsrate aus Verheilung entspricht der Dehnungsrate aus Verheilung entsprechend der Gleichung (2.20):

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^h = \dot{\varepsilon}_{eq}^h = \varepsilon_{Vol} \cdot H(\varepsilon_{Vol}) \cdot \frac{\sigma_{eq}^h \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G \cdot \tau} \quad \text{Gleichung (2.36)}$$

Und entspricht folglich der Summe der der verheilungsinduzierten Haupt- bzw. Koordinatenverzerrungsraten:

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^h = \dot{\varepsilon}_{11}^h + \dot{\varepsilon}_{22}^h + \dot{\varepsilon}_{33}^h = \dot{\varepsilon}_{xx}^h + \dot{\varepsilon}_{yy}^h + \dot{\varepsilon}_{zz}^h \quad \text{Gleichung (2.37)}$$

2.8 Entwicklungsfunktion der Schädigung

Die Schädigungsvariable ω wird über die Entwicklungsfunktion $\dot{\omega}$ ermittelt und liefert einen Wert für den Grad der Schädigung. Die Schädigungsrate $\dot{\omega}$ besteht aus drei Anteilen: einem schubspannungsinduziertem Anteil, einem zugspannungsinduzierten Anteil und einem Anteil infolge von Verheilungsmechanismen [28].

$$\dot{\omega} = \dot{\omega}_{sh} + \dot{\omega}_{te} - \dot{h} \quad \text{Gleichung (2.38)}$$

Die Anteile unter Einfluss von Schub- und Zugbeanspruchung sind wie folgt gegeben:

$$\dot{\omega}_{sh} = \left[\frac{\chi_4}{t_0} \cdot \omega \cdot \left[\ln \left(\frac{1}{\omega} \right) \right]^{\frac{\chi_4+1}{\chi_4}} \cdot \left\{ \left[\frac{\sigma_{eq}^{\omega_{sh}} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_{sh}})}{\chi_{sh}} \right]^{\chi_{3sh}} \right\} \right] \quad \text{Gleichung (2.39)}$$

$$\dot{\omega}_{te} = \left[\frac{\chi_4}{t_0} \cdot \omega \cdot \left[\ln \left(\frac{1}{\omega} \right) \right]^{\frac{\chi_4+1}{\chi_4}} \cdot \left\{ \left[\frac{\sigma_{eq}^{\omega_{te}} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_{te}})}{\chi_{te}} \right]^{\chi_{3te}} \right\} \right] \quad \text{Gleichung (2.40)}$$

Erst bei positiven Werten für $\sigma_{eq}^{\omega sh}$ oder $\sigma_{eq}^{\omega te}$ ergibt sich eine Schädigungsentwicklung. χ_4 , χ_{sh} , χ_{3sh} , χ_{te} , χ_{3te} und t_0 sind Materialparameter.

Der Verheilungsterm bzw. der Anteil aus Schädigungsrückbildung ist folgendermaßen gegeben:

$$\dot{h} = \omega \cdot H(\omega - \omega_0) \cdot \frac{\sigma_{eq}^h \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G \cdot \tau} \quad \text{Gleichung (2.41)}$$

ω_0 ist die Initialschädigung.

2.9 Definition des Kriechbruchkriteriums

Neben der mechanischen Bruchfestigkeit von Steinsalz ist die Definition eines Kriechbruchkriteriums zur Beurteilung von Zeiträumen bis zum Bruch von entscheidender Bedeutung.

Das zeitanhängige Bruchverhalten wird zum einen über die Langzeitfestigkeit β^D und die Schädigungsvariable ω beschrieben. Die Dilatanzgrenze beschreibt Spannungszustände, welche prinzipiell zum Kriechbruch führen können. Sie gibt allerdings keine Informationen über die Zeit bis zu Kriechbruch bzw. zur kritischen Kriechdehnung. Zur Beurteilung des zeitlichen Verlaufs der Schädigung bis zum Kriechbruch wird die Schädigungsvariable ω angewendet.

Chan und Bodner (1997) schlagen einen Maximalwert der Schädigung ω als Kriechbruchkriterium in Anlehnung an Ergebnisse der Metallmechanik vor [10].

Neben dem Zeitpunkt des Kriechbruchs ist der Eintritt in die tertiäre Kriechphase von Interesse. Chan et al. werteten den Verlauf von mit MDCF berechneten Kriechkurven im Hinblick auf den Beginn der tertiären Kriechphase und den Eintritt des Kriechbruchs und den dabei erreichten Wert der akkumulierten Schädigung aus [10] [14].

Die Bewertung der Kriechkurven ergab einen Wert für die Schädigung von $\omega = 0,015$ für den Eintritt in die tertiäre Kriechphase und von $\omega = 0,15$ für den Eintritt des Kriechbruchs.

Als weiteres Kriterium zur Bewertung der Standzeit bis zum Kriechbruch ist das Konzept des Ausnutzungsgrades in einer leicht umgewandelten Form zugrunde gelegt.

Der Ausnutzungsgrad $\eta_{\omega-sh}$ entspricht im LUBBBY-MDCF Stoffmodell dem Verhältnis der schädigungsinduzierenden Beanspruchung infolge Schub $\sigma_{eq}^{\omega-sh}$ zur Differenz der Kurzzeitfestigkeit β zu der Langzeitfestigkeit β^D .

$$\eta_{\omega-sh} = \frac{\sigma_{eq}^{\omega-sh}}{\beta - \beta^D} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega-sh})$$

Gleichung (2.42)

In seiner Grundform entspricht der Ausnutzungsgrad η_{IUB} dem Verhältnis der deviatorischen Beanspruchung $\sqrt{2J_2^D}$ zur Kurzzeitfestigkeit β [34]. Bei Werten um 30% wird die Dauerfestigkeit unterschritten. Diese Annahme kann im LUBBY-MDCF Stoffmodell in der Form nicht mehr getroffen werden, da die Langzeitfestigkeit unabhängig von der temperaturabhängigen Kurzzeitfestigkeit betrachtet wird. Der Ansatz nach Gleichung (2.42) unterscheidet sich jedoch nicht wesentlich von dem bisherigen Ansatz für die Bewertung der Standzeit. Die unterschiedliche Auswertung ist jedoch zu berücksichtigen. Nach Gleichung (2.42) ist bei $\eta_{\omega-sh} > 0,0$ % die Dauerfestigkeit überschritten. Dies entspricht einem Wert von etwa $\eta_{IUB} > 30,0$ %. In Bild 5 ist eine prinzipielle Auswertung für η_{IUB} , $\eta_{\omega-sh}$, $\omega = 0,15$ und $\omega = 0,015$ dargestellt. Die Kriechbruchgrenze entspricht einem maximalen Wert der Schädigung ω , der in Abhängigkeit der Beanspruchung $\eta_{\omega-sh}$ eine bestimmte Standzeit bedeutet.

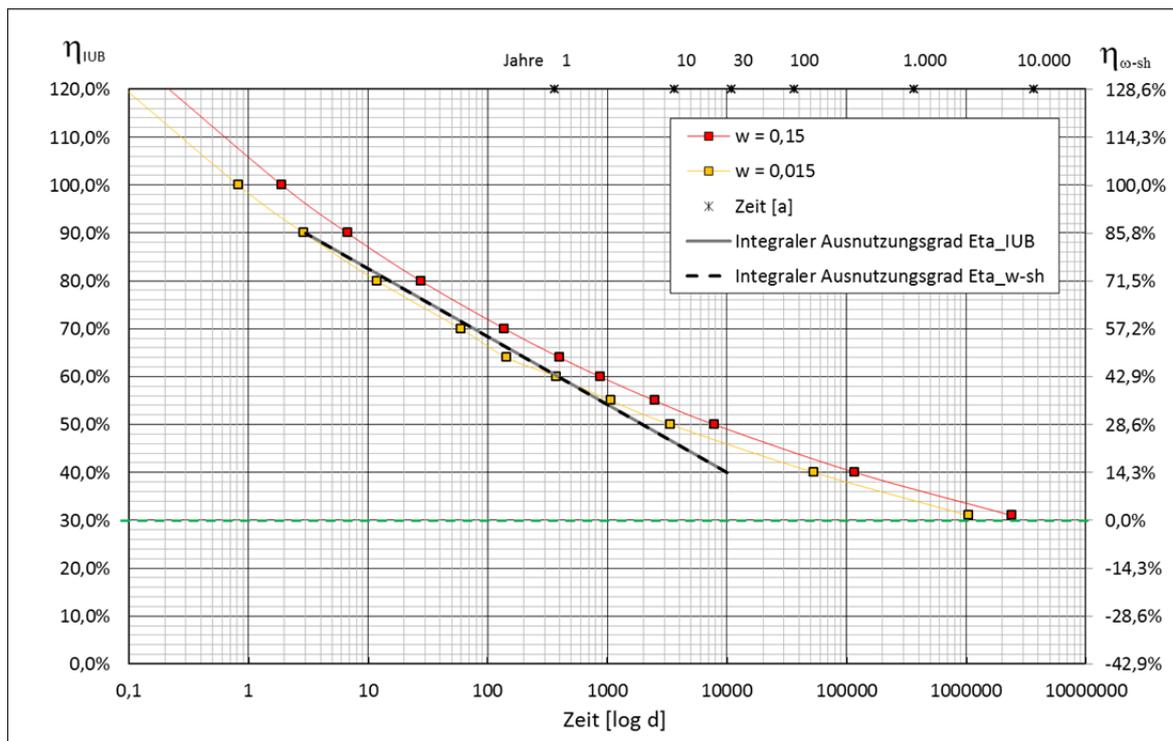


Bild 5: Grenzkurve für Kriechbruch, Prinzipielle Darstellung.

3 Laborversuche und Kennwertbestimmung

3.1 Allgemeines

Grundlage für die Bestimmung der Stoffmodellparameter sind die im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Laborversuche. Drei verschiedene Salztypen aus zwei verschiedenen Lokationen wurden hierbei untersucht. Diese sind zum einen das Speisesalz aus der Salzstruktur Asse und die beiden Salztypen clean salt und argillaceous salt aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA. Durchgeführt wurden Festigkeits- und Mehrlaststufenkriechversuche bei unterschiedlichen Temperaturverhältnissen. Mit dem Asse Speisesalz wurden zusätzlich Verheilungsversuche durchgeführt.

Die Nachrechnung der Laborversuche erfolgt zum einen auf der Grundlage analytischer Beziehungen im Programm Excel und zum anderen über numerische Berechnungen am Mehr-Element-Modell mit dem dreidimensionalen Finite-Differenzen-Programm FLAC3D. In den Ergebnisdiagrammen des vorliegenden Berichts sind für die Kriechversuche jeweils die angepassten Kriechdehnungen aus den numerischen Berechnungen im Vergleich zu den experimentellen Daten dargestellt. Die Ergebnisse der Festigkeitsversuche sind im $\sigma_{\text{eq}}^{\text{cr}} - J_{1,\text{neu}}$ -Diagramm ausgewertet. Ein Auftragen der Ergebnisse über die Gesamtdehnung wurde nicht durchgeführt, da dies keine weiteren Erkenntnisse für das angewendete Stoffmodell liefert.

Bei den Modellberechnungen aus der Salzstruktur Asse wurde der Zeitverfestigungsansatz angewendet, für die Modellberechnungen aus der WIPP-Site der Dehnungsverfestigungsansatz. Dementsprechend wurden auch nur die ansatzrelevanten Parameter ermittelt.

Für eine detaillierte Parameterbestimmung eines realen Projektes werden für das Stoffmodell LUBBY-MDCF mehr als die vorhandenen und durchgeführten Laborversuche benötigt. Insbesondere für die Einschätzung der Schädigungsentwicklung lagen im Rahmen des Forschungsvorhabens nicht genügend Versuche vor, hierzu gehören z.B. Kriechversuche, welche oberhalb der Dilatanzgrenze gefahren werden, Kriechbruchversuche sowie direkte bzw. indirekte Zugversuche. So mussten für diesen Stoffmodellteil einige Parameter aus der Literatur, aus anderen Versuchen, aus anderen Lokationen bzw. aus der Erfahrung anderer Berechnungen übernommen werden. Insgesamt sind für das Stoffmodell LUBBY-MDCF 58 Kennwerte zu belegen.

Bei der Ermittlung der Stoffmodellparameter ist zusätzlich anzumerken, dass ein repräsentativer Parametersatz entwickelt wurde, mit dem die nachzurechnenden Versuche in der Gesamtheit möglichst gut erfasst werden können. Aufgrund dessen kann es zu einer Abweichung in einigen Auswertungen bei einzelnen Versuchen kommen, während andere Versuchskurven wiederum in der Nachrechnung eine gute Übereinstimmung aufweisen.

Voraussetzungen

Die Verunreinigung des Salzes wird bei den Modellberechnungen nicht durch den Verunreinigungsparameters ρ berücksichtigt. Somit entfällt die Bestimmung von ρ .

Für die Nachberechnung der Laborversuche ist Schädigung nur durch Überschreitung der zulässigen deviatorischen Beanspruchung und nicht durch Auftreten von Zugspannungen zu erwarten. Hiermit entfällt die Bestimmung der Parameter χ_1 , χ_{3te} und χ_{te} .

Der Anfangswert für die Schädigung wird zu $\omega_0 = 10^{-4}$ und für die Verheilung zu $h_0 = 10^{-6}$ gewählt. Diese Werte sind in der Höhe vernachlässigbar klein.

Grundsätzliche Vorgehensweise zur Parameterbestimmung

Für die Bestimmung der Materialparameter des Stoffmodells LUBBY-MDCF ist es erforderlich, die Versuche hinsichtlich ihres Beanspruchungszustandes zu bewerten. Hierfür müssen zunächst die Materialparameter der Festigkeitsfunktion β^D ermittelt werden.

Die Kriechversuche lassen sich prinzipiell in zwei Gruppen einteilen. Bei einem Beanspruchungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze ist von einem Auftreten von schädigungsinduzierten Dehnungen auszugehen. Ein Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze bedeutet das Fehlen derselben. Anhand der Versuche unterhalb der Dilatanzgrenze können dann die Materialparameter für die Gleichungen der Versetzungsmechanismen isoliert von denen der schädigungsinduzierten Dehnungen bestimmt werden.

Wie im vorherigen Abschnitt bereits erwähnt, wurde die Verheilungsgrenze noch nicht ausreichend erforscht. Mit dem vorhandenen Wissensstand kann die Verheilungsgrenze vereinfacht gleich der Dilatanzgrenze gesetzt werden. Somit entfällt die laborative Bestimmung der Materialparameter $\chi_{6,h}$, $\chi_{7,h}$ und $y_{t,h}$.

Mit der Ermittlung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen müssen die Parameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung bestimmt werden, da diese die schädigungsinduzierte Dehnungsrate beeinflussen.

Die Parameterbestimmung erfolgt über eine Kurvenanpassung. Eine Zusammenstellung der Werte für die Materialparametersätze ist jeweils am Ende der Teilabschnitte zu finden.

3.2 Asse Speisesalz

3.2.1 Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion

Für die Bestimmung der in den Funktionen β und β^D enthaltenen Parameter wurden insgesamt 27 Festigkeitsversuche ausgewertet, welche vom Institut für Gebirgsmechanik (IfG) durchgeführt wurden. Diese sind jeweils 9 Triaxialversuche bei 300 K, bei 333 K und bei 373 K. Tabelle 1 zeigt eine Übersicht der Versuchsreihe. Aufgetragen sind neben der Kennzeichnung der Versuchsnummer die Temperatur, die Versuchsbedingung, der Manteldruck, die Axiallast bei Bruch, die Bruchspannung, die Dilatanzspannung, die Vergleichsspannung und J_{1_neu} . Die Diagramme in Bild 6 und Bild 7 zeigen die graphische Anpassung von β und β^D an die Versuchsergebnisse. Aufgetragen ist jeweils die Vergleichsspannung σ_{eq}^{cr} über die transformierte Form der ersten Invariante des Spannungstensors J_{1_neu} .

Aufgrund nicht vorhandener TE- Versuche musste χ_9 aus der Erfahrung mit Laborversuchen an Kernen aus anderen Projekten gewählt werden. Alle weiteren Parameter ergeben sich durch die Kurvenanpassung.

Die Versuchsergebnisse geben keine eindeutige Aussage über die Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze. Somit gilt weiterhin die Annahme: $y_{t,d} = 1$.

Versuchsreihe	Temperatur [K]	Versuchsbedingung	Manteldruck $\sigma_{2,3}$ [MPa]	Bruchspannung σ_{Fail} [MPa]	Axiallast bei Bruch $\sigma_{1_{Fail}}$ [MPa]	Dilatanzspannung σ_{Dil} [MPa]	Vergleichs- spannung σ^{cr}_{eq} [MPa]	J1_neu [MPa]
IfG - Labor.-Nr.								
457/Asse/K/Na2S/TC23	300	TC	-0,2	-31,8	-32,0	12,9	31,8	-0,6
457/Asse/K/Na2S/TC24	300	TC	-0,5	-35,7	-36,2	12,8	35,7	-1,5
457/Asse/K/Na2S/TC25	300	TC	-1,0	-37,7	-38,7	15,6	37,7	-3,0
457/Asse/K/Na2S/TC26	300	TC	-2,0	-41,9	-43,9	19,9	41,9	-6,0
457/Asse/K/Na2S/TC27	300	TC	-3,0	-46,7	-49,7	23,6	46,7	-9,0
457/Asse/K/Na2S/TC28	300	TC	-5,0	-53,1	-58,1	21,6	53,1	-15,0
457/Asse/K/Na2S/TC29	300	TC	-20,0	-60,9	-80,9	36,1	60,9	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TCR21	300	TCR	-20,0	-63,4	-83,4		63,4	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC45	300	TCS	-20,0	-62,8	-82,8	32,6	62,8	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC30	333	TC	-0,2	-25,8	-26,0	10,0	25,8	-0,6
457/Asse/K/Na2S/TC31	333	TC	-20,0	-44,9	-64,9	27,5	44,9	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC32	333	TC	-0,5	-29,8	-30,3	16,5	29,8	-1,5
457/Asse/K/Na2S/TC33	333	TC	-1,0	-31,8	-32,8	17,6	31,8	-3,0
457/Asse/K/Na2S/TC34	333	TC	-2,0	-35,0	-37,0	15,3	35,0	-6,0
457/Asse/K/Na2S/TC35	333	TC	-3,0	-37,7	-40,7	18,5	37,7	-9,0
457/Asse/K/Na2S/TC36	333	TC	-5,0	-40,4	-45,4	21,3	40,4	-15,0
457/Asse/K/Na2S/TCR22	333	TCR	-20,0	-46,8	-66,8		46,8	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC46	333	TCS	-20,0	-45,7	-65,7		45,7	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC37	373	TC	-0,2	-21,7	-21,9	7,2	21,7	-0,6
457/Asse/K/Na2S/TC39	373	TC	-0,5	-22,6	-23,1	8,8	22,6	-1,5
457/Asse/K/Na2S/TC40	373	TC	-1,0	-27,9	-28,9	13,1	27,9	-3,0
457/Asse/K/Na2S/TC41	373	TC	-2,0	-30,6	-32,6	12,3	30,6	-6,0
457/Asse/K/Na2S/TC42	373	TC	-3,0	-30,8	-33,8	17,4	30,8	-9,0
457/Asse/K/Na2S/TC43	373	TC	-5,0	-32,5	-37,5		32,5	-15,0
457/Asse/K/Na2S/TC44	373	TC	-20,0	-33,9	-53,9		33,9	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TCR38	373	TCR	-20,0	-31,0	-51,0		31,0	-60,0
457/Asse/K/Na2S/TC47	373	TCS	-20,0	0,0	-20,0		0,0	-60,0

Tabelle 1: Festigkeitsversuche an Asse Speisesalz.

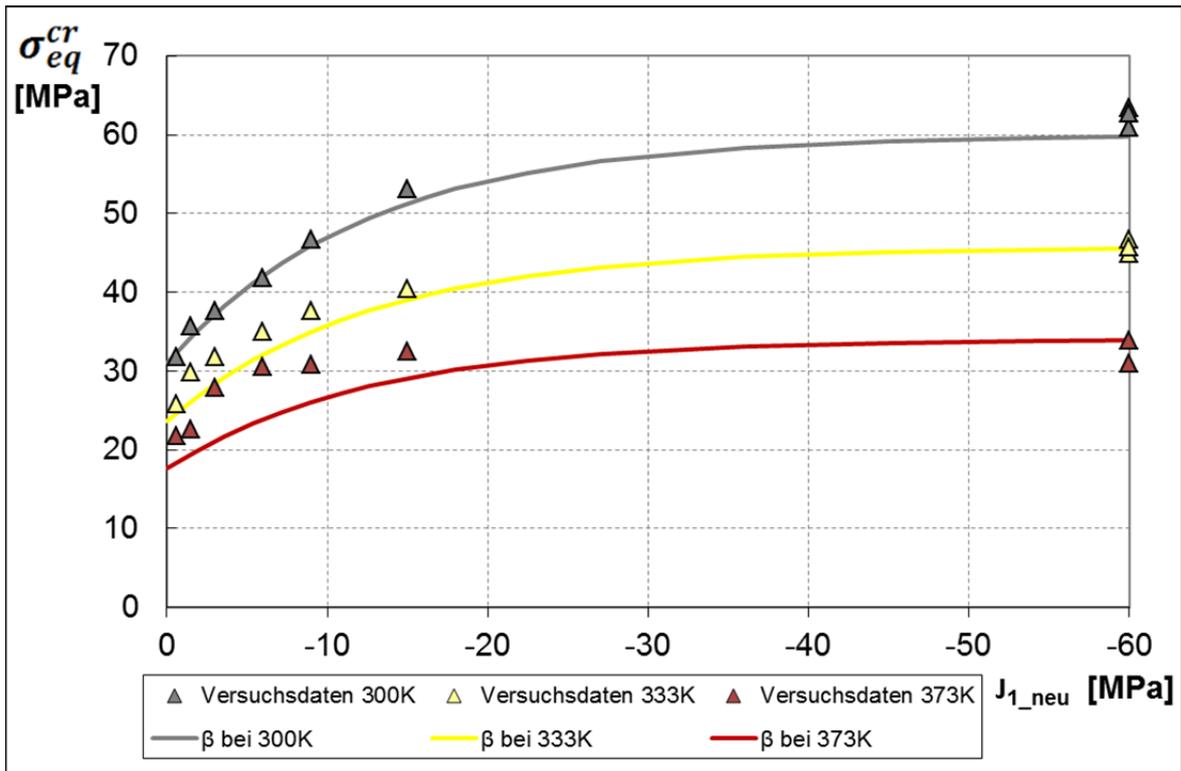


Bild 6: Versuchsdaten und Kurzzeitfestigkeit β , Lokation Asse

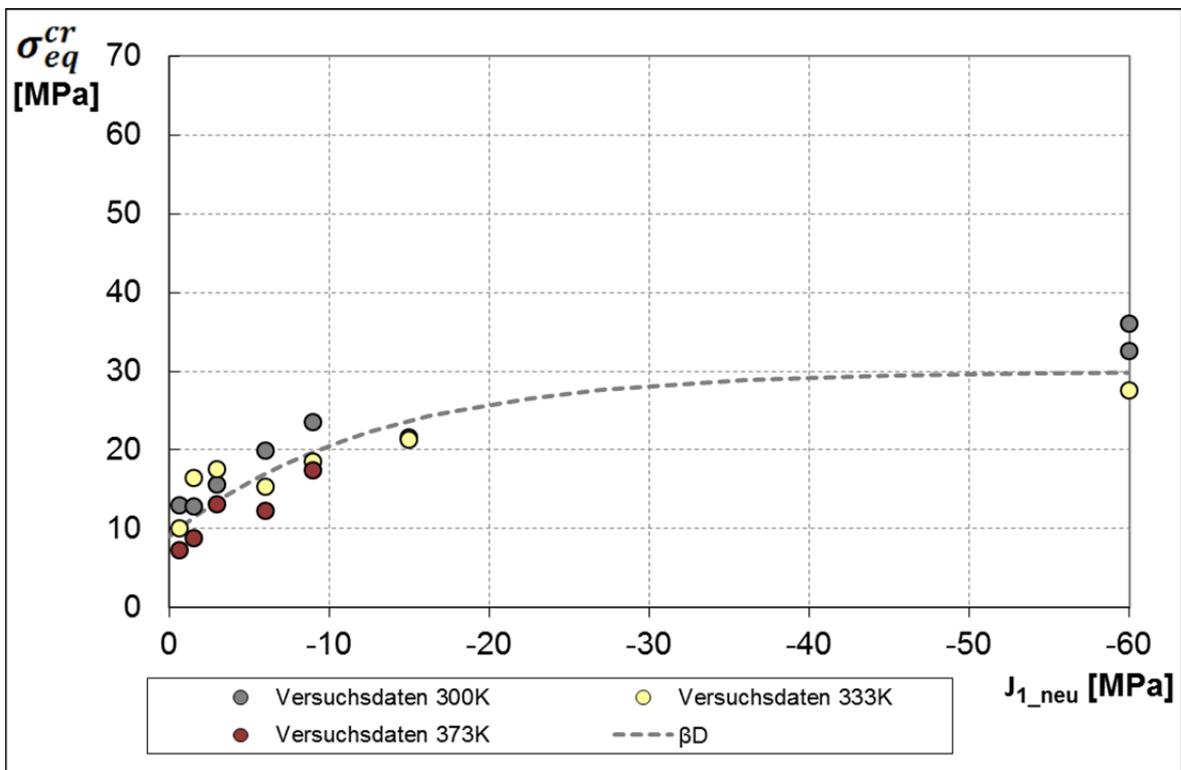


Bild 7: Versuchsdaten und Dilatanzgrenze β^D , Lokation Asse

3.2.2 Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen

Zur Bestimmung der Kriechparameter wurden 10 Zweilaststufenversuche ausgewertet, welche über einen längeren Zeitraum bei konstanten Spannungsbedingungen im schädigungsfreien Bereich gefahren wurden. Temperaturbedingungen um 300 K, 333 K und 364 K wurden bei diesen Versuchen berücksichtigt. Eine Übersicht der ausgewerteten Versuche ist in der folgenden Tabelle gegeben.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchsbedingung	Manteldruck	Axiallast Stufe1/Stufe2	Differenzspannung Stufe1/Stufe2
lfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_{diff} [MPa]
457/Asse/K01	299	TCC	-20,0	-42/-40	22/20
457/Asse/K02	299	TCC	-20,0	-40/-38	20/18
457/Asse/K03	333	TCC	-20,0	-42/-40	22/20
457/Asse/K04	333	TCC	-20,0	-40/-38	20/18
457/Asse/K07	333	TCC	-20,0	-38/-36	18/16
457/Asse/K08	333	TCC	-20,0	-36/-34	16/14
457/Asse/K09	333	TCC	-20,0	-34/-32	14/12
457/Asse/K10	333	TCC	-20,0	-32/-30	12/10
457/Asse/K05	360	TCC	-20,0	-42/-40	22/20
457/Asse/K06	364	TCC	-20,0	-40/-38	20/18

Tabelle 2: Zweistufige Kriechversuche an Asse Speisesalz.

Die Ermittlung der stationären und transienten Kriechparameter für Asse Speisesalz erfolgt über eine Kurvenanpassung über die Versuchskurven. Eine vorhergehende Regressionsrechnung fand nicht statt. Die Kriechparameter wurden solange angepasst, bis ein einheitlicher Parametersatz gefunden wurde, mit der die aus den oben genannten Versuchen ermittelten Messkurven bestmöglich angenähert werden konnten.

Die Versuche enthalten eine anfängliche Konsolidierungsphase von ca. 6-7 Tagen. Die Prüfkörper wurden in diesem Zeitraum bei ca. 20 MPa Axial- und Manteldruck belastet, um eventuelle Vorschädigungen im Material zu reduzieren. In den Nachberechnungen hat das zur Folge, dass das Primärkriechen im Zeitverfestigungsansatz eine etwas geringere Ausprägung aufweist als die Versuchsmesswerte.

Bild 8 zeigt die stationäre Kriechrate in Abhängigkeit der Effektivspannung im σ_v - $\dot{\epsilon}$ -Diagramm. In Bild 9 bis Bild 18 sind die Versuchsdaten und die Nachberechnung der Versuche mit LUBBY-MDCF dargestellt.

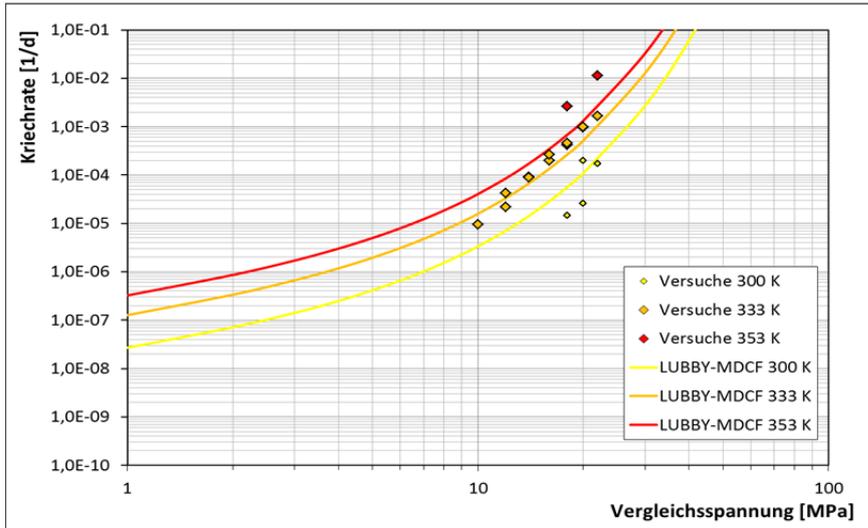


Bild 8: Stationäre Kriechrate – Dehnungsrate über Effektivspannung, Asse Speisesalz

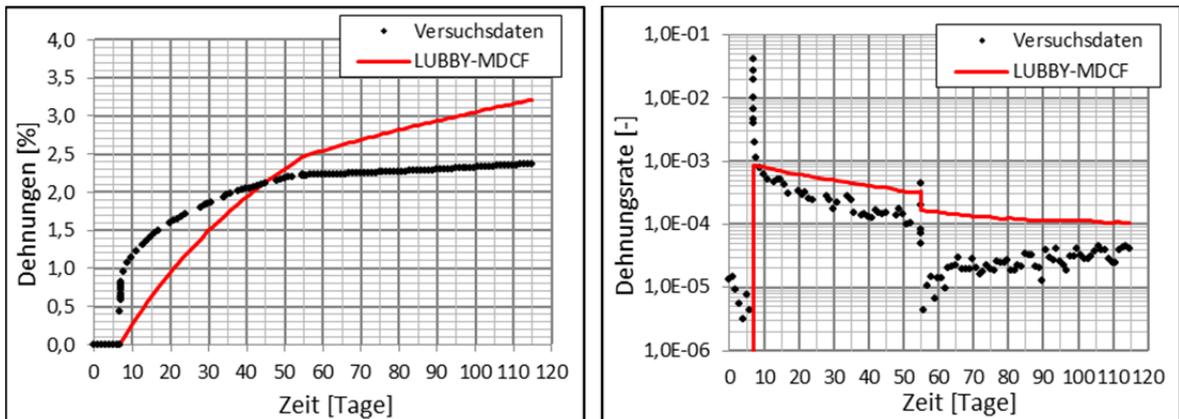


Bild 9: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K01, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

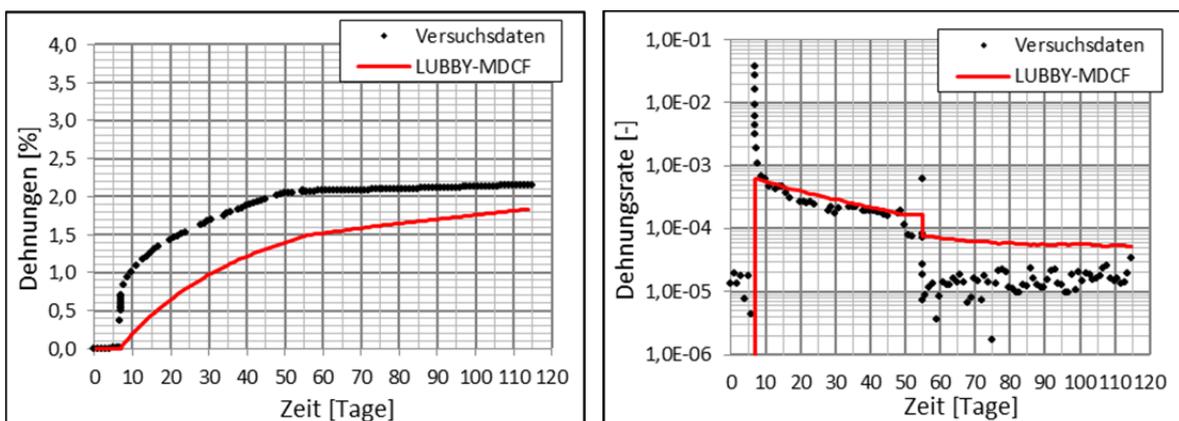


Bild 10: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K02, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

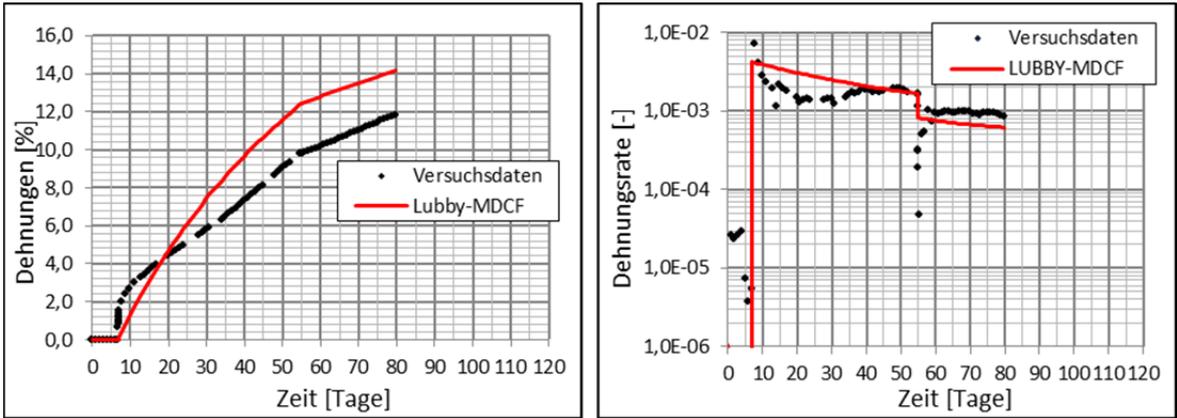


Bild 11: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K03, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

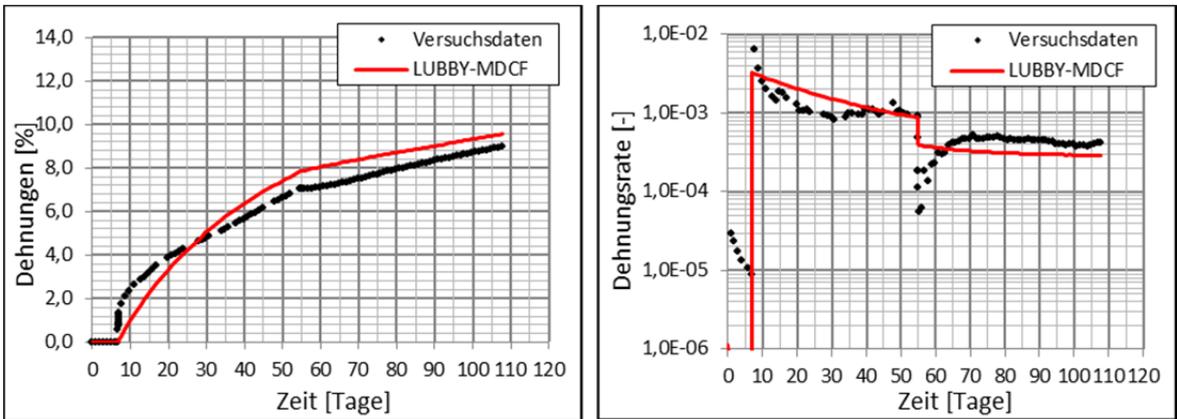


Bild 12: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K04, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

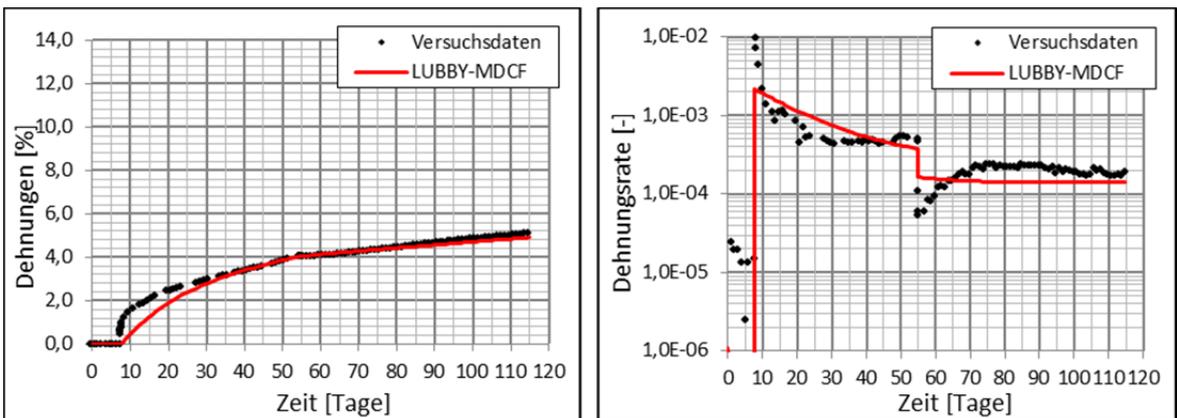


Bild 13: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K07, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

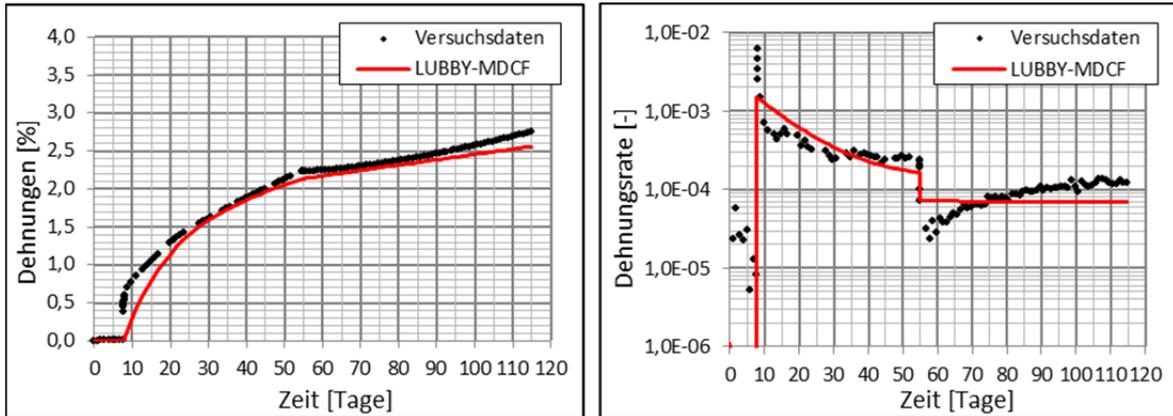


Bild 14: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K08, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

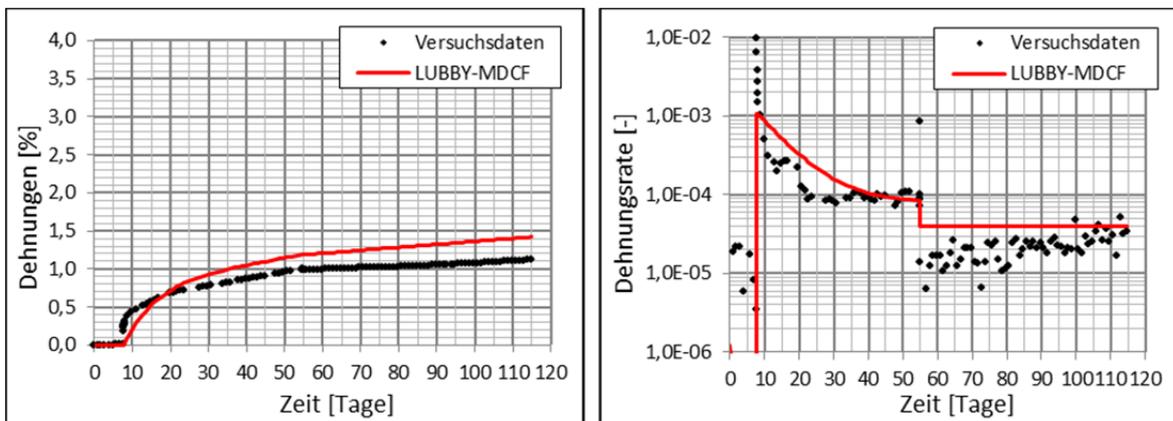


Bild 15: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K09, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

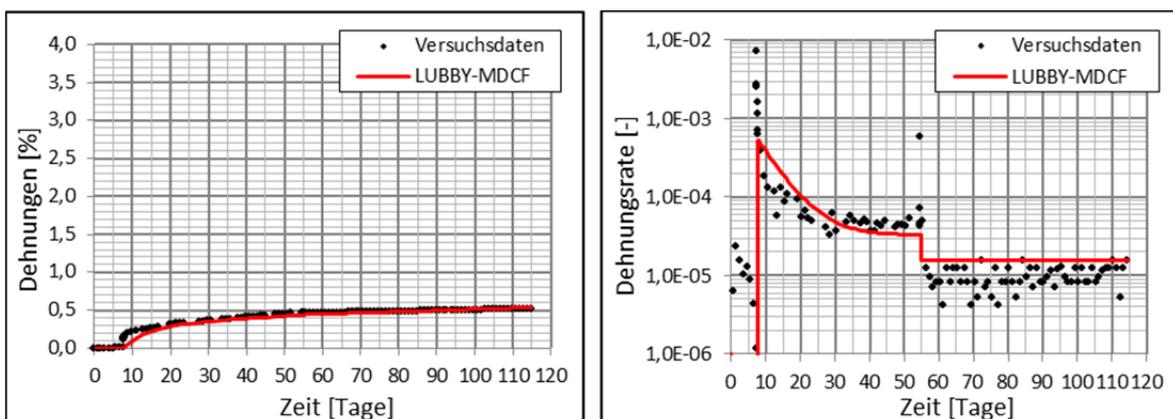


Bild 16: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K10, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

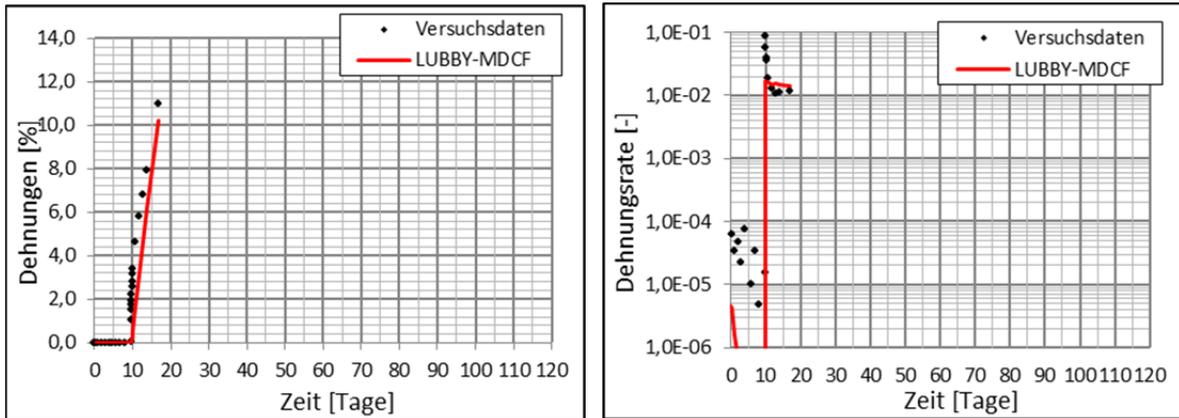


Bild 17: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K05, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

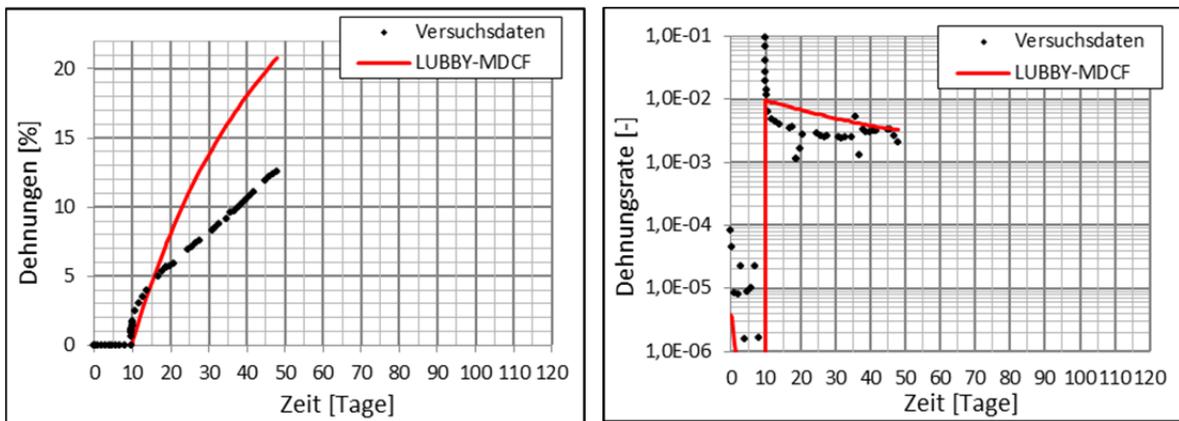


Bild 18: Nachrechnung Kriechversuch – Asse Speisesalz – 457/Asse/K06, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

3.2.3 Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen

Die Dehnungsanteile infolge Schädigung unterscheiden sich durch Schub- bzw. Zugspannungsinduzierte Dehnungen und müssen daher gesondert für Schub- bzw. Zugbeanspruchungen ermittelt werden. Der Zuganteil im Stoffmodell wurde für die Berechnungen in der Lokation Asse nicht berücksichtigt, daher entfällt die Parameterbestimmung für Asse Speisesalz. Mit der Ermittlung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen müssen die Parameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung (3.2.5) bestimmt werden, da diese die schädigungsinduzierte Dehnungsrate beeinflussen.

Wie jedoch bereits erwähnt worden, lagen im Rahmen des Forschungsvorhabens nicht genügend Versuche vor, um die Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen und der Entwicklungsfunktion der Schädigung lokationsspezifisch genau zu ermitteln. Auf Grund dessen wurden zur Kennwertbestimmung der Schädigungsparameter für Asse Speisesalz auf den Parametersatz zurückgegriffen, welcher im Rahmen des Stoffgesetzvergleichs I ermittelt wurde. Die Parameter B1 und Q1 wurden aus der Literatur entnommen. Zusätzlich hierzu wurden zur Nachvalidierung der Parameter Verheilungsversuche herangezogen, welche im Rahmen des aktuellen Vorhabens zur Kennwertbestimmung der Verheilung durchgeführten wurden (siehe Abschnitt 3.2.4). Diese eignen sich zur Bestimmung von Schädigungsparametern insofern, dass sie eine zur Verheilungsphase vorhergehende Schädigungsphase beinhalten. Anhand der gemessenen Schädigungs- und Volumendehnungskurve kann der Einfluss aus Schädigung bewertet werden. Der Parameter c_0 wurde hieraus ermittelt und hat je nach Belastungsgeschwindigkeit (Spannungsrate $\dot{\sigma}_{eq}^{cr} \geq$ bzw. < 2 MPa/Tag) 2 unterschiedliche Werte.

3.2.4 Bestimmung der Materialparameter der Verheilung

Für die Ermittlung der Kennwerte der schädigungsrückbildenden Dehnung (Verheilung) werden Volumendehnungskurven herangezogen, welche durch sogenannte Verheilungsversuche ermittelt werden.

Die Durchführung von Verheilungsversuchen bzw. die Messung von verheilungsrelevanten Ergebnissen sind mit vielen laborativen und technischen Schwierigkeiten verbunden. Erst die Erfahrung der letzten Jahre führte zu Versuchen mit brauchbaren Ergebnissen. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden durch die Technische Universität Clausthal (TUC) zahlreiche Verheilungsversuche durchgeführt. Für die Kennwertbestimmung von Asse Speisesalz konnten letztendlich nur zwei Versuche herangezogen werden. In Bild 19 und Bild 20 sind die Versuche dargestellt. Links im Bild sind jeweils die Spannungsbedingungen und rechts die gemessenen und berechneten Volumendehnungen aufgetragen.

Beim Versuch TUC 401 ist der Axialdruck konstant bei 30 MPa über die ganze Versuchsdauer. Der Manteldruck wurde zunächst mit 1 MPa/h von 29 MPa auf 3 MPa abgesenkt und für 3 Tage gehalten. In dieser Phase wird die Probe geschädigt, sodass eine Verheilung überhaupt möglich wird. Danach wird der Manteldruck mit 1 MPa/Tag auf 29 MPa erhöht. Nach kurzer Zeit schon unterschreitet die deviatorische Beanspruchung

die Verheilungsgrenze und eine Dilatanzrückbildung stellt sich ein. Der Versuch TUC 432 wird mit einem Axialdruck von zunächst 20 MPa und einem Manteldruck von 10 MPa gestartet. Nach 30 Tagen wird der Axialdruck auf 25 MPa erhöht und für weitere 30 Tage gehalten. Die deviatorische Beanspruchung liegt mit $\sigma_{eq}^{cr} = 15$ MPa unterhalb der Dilatanzgrenze mit ca. $\beta^D = 28,1$ MPa. Wie in Bild 20 – rechts zu erkennen ist, stellt sich in dieser Phase auch keine Dilatanz im Material ein. Erst mit Erhöhung der Axiallast auf 30 MPa und der Absenkung des Manteldrucks auf 3 MPa kommt es zu einer Volumendehnung infolge von Schädigung. Diese Phase dauert knapp 30 Tage. Danach wird der Manteldruck wieder mit 1 MPa/Tag bis auf 29 MPa erhöht. Es stellt sich wieder eine Volumenrückbildung (Verheilung) im Material ein. Der Vergleich der gemessenen Werte mit berechneten Werten zeigt, dass LUBBY-MDCF die Volumendehnung in seiner Schädigungs- und Verheilungsphase gut beschreiben kann.

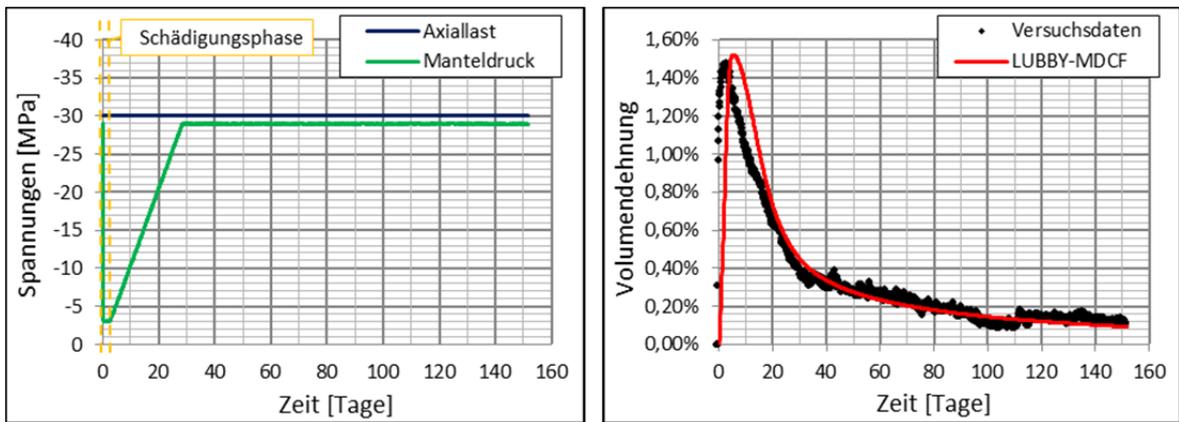


Bild 19: Nachrechnung Verheilungsversuch –ASSE Speisesalz – TUC 401, links Spannungen, rechts Volumendehnung über Zeit

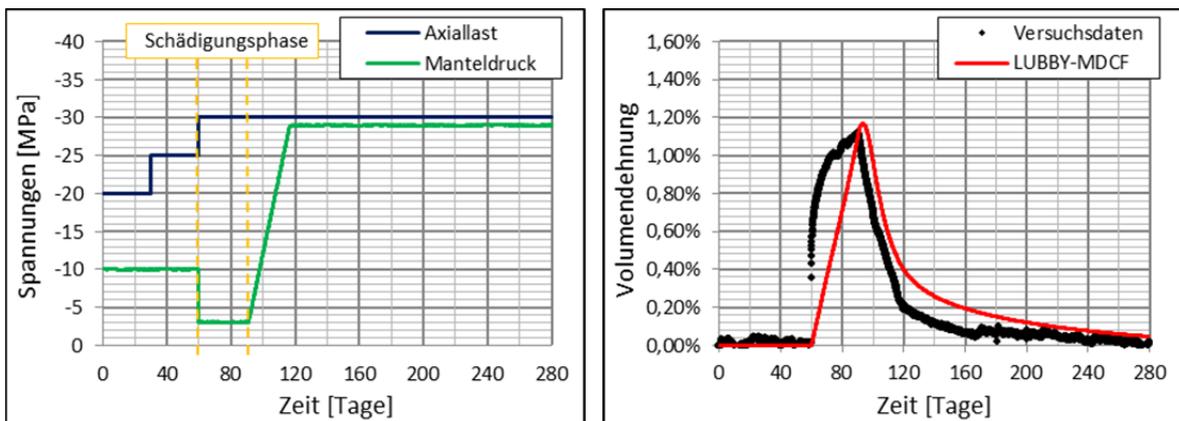


Bild 20: Nachrechnung Verheilungsversuch –ASSE Speisesalz – TUC 432, links Spannungen rechts Volumendehnung über Zeit

3.2.5 Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung

Die Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung infolge von Schubbeanspruchung erfolgt auf der Grundlage eines Diagramms, in dem die Standzeiten der Hohlprüfkörperversuche in Abhängigkeit von ihrem integralen Ausnutzungsgrad aufgetragen sind (Siehe Bild 5). Hierfür werden Kriechbruchversuche benötigt. Im Bearbeitungszeitraum des Forschungsvorhabens lagen jedoch keine derartigen Versuche vor.

Die Materialkonstanten χ_4 und t_0 sind aus dem Stoffgesetzvergleich I übernommen. Für die Bestimmung der Materialparameter χ_{sh} und χ_{3sh} wurden die oben genannten Verheilungsversuche herangezogen, welche wie beschrieben eine Schädigungsphase beinhalten. χ_{sh} ist wie c_0 abhängig von der Belastungsrate. In Bild 21 ist die berechnete Schädigungsentwicklung der gemessenen Schädigung gegenübergestellt. Die Technische Universität Clausthal bestimmt die gemessene Schädigung aus der Beziehung zwischen der gemessenen Volumendehnung (Dilatanz) und der Schallwellengeschwindigkeit wie folgt [21]:

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_z}{v_{z0}} \right)^2 \quad \text{Gleichung (3.1)}$$

Mit:

$v_{p0/s0}$: Maximale Schallwellengeschwindigkeit der p/s-Wellen (ungeschädigt).

$v_{p/s}$: Aktuelle Schallwellengeschwindigkeit der p/s-Wellen (geschädigt).

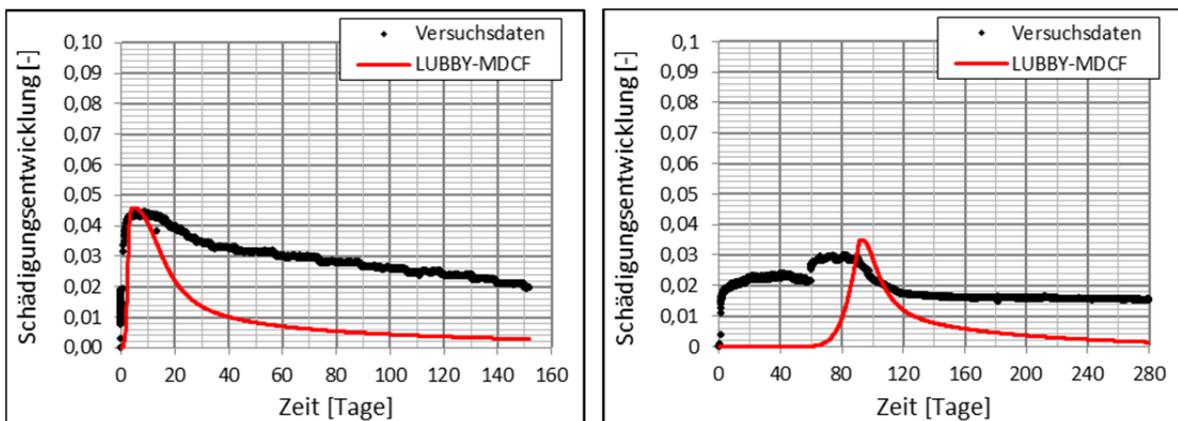


Bild 21: Nachrechnung Verheilungsversuch –ASSE Speisesalz – Schädigungsentwicklung über Zeit, links TUC 401 rechts TUC 432

3.2.6 Zusammenstellung der Parameter

LUBBY-MDCF	
Materialparametersatz	
Asse Speisesalz	
Elastische Kennwerte	
G	9.449 MPa
E	24.000 MPa
μ	0,27
Temperatur	
T	323 K
T ₀	323 K
n _t	2,6
Sekundärkriechparameter	
$\bar{\eta}_M^*$	6,50E+13 d*MPa
m	-0,28
l ₃	-0,047
Primärkriechparameter	
Zeitverfestigung	
\bar{G}_K^*	6,00E+10 MPa
k ₁	-0,18
l ₁	-0,047
$\bar{\eta}_K^*$	6,00E+10 d*MPa
k ₂	-0,025
l ₂	-0,047
Dehnungsverfestigung	
\bar{G}_{KV}^*	MPa
k _{1V}	-
l _{1V}	-
reverse creep	
\bar{G}_{KE}^*	MPa
k _{1E}	-
l _{1E}	-
Festigkeitsparameter	
Bruchhüllkurve	
$\chi_{6,0}$	60 MPa
$\chi_{7,0}$	29 MPa
χ_8	0,08 1/MPa
χ_9	0,7 MPa
χ_{10}	-0,001
Dilatanzgrenze	
$\chi_{6,d}$	30 MPa
$\chi_{7,d}$	21 MPa
Verteilungsgrenze	
$\chi_{6,h}$	30 MPa
$\chi_{7,h}$	21 MPa
Schädigungsparameter	
Stationärer Anteil	2000
B ₁	7000
Q ₁	2621
B ₂	7000
Q ₂	1,986
R	80
c _{0,1}	500
c _{0,2}	850
c ₂	10
c ₃	1,5
n ₃	0
p	
Transienter Anteil	
c ₄	6
c ₅	30
σ ₀	50,57
n ₂	0,2
Zug	
χ ₁	0
Schädigungsentwicklung	
ω _b	1,00E-04
ω _{max}	0,15
χ _{3te}	40
χ _{3sh}	5,5
χ ₄	3
χ _{sh,1}	140 MPa $\phi_{cc}^* < 2 \text{ MPa/d}$
χ _{sh,2}	80 MPa $\phi_{cc}^* \geq 2 \text{ MPa/d}$
χ _{te}	15,15 MPa
t ₀	1,16E-05 d
Verheilungsparameter	
h ₀	1,00E-06
τ ₀	0,6 d
τ ₁	0,02 d
a ₁	-500

Tabelle 3: Einheitlicher Kennwertsatz für Asse Speisesalz

3.3 WIPP Salt

3.3.1 Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion

Für die Bestimmung der Kennwerte zur Beschreibung der Kurzzeitfestigkeit β und der Dilatanzgrenze β^D wurden insgesamt 60 Festigkeitsversuche ausgewertet. Hierzu zählen 36 Versuche an clean salt und 21 Versuche an argillaceous salt, welche im Rahmen des Forschungsvorhabens von der Technischen Universität Clausthal (TUC) durchgeführt wurden, sowie weitere 3 ältere Versuche an argillaceous salt, welche durch die Sandia Laboratories in den 80er Jahren durchgeführt wurden. Die Abbildungen Bild 22 bis Bild 25 zeigen die graphische Anpassung von β und β^D an die Versuchsergebnisse im $\sigma_{eq}^{cr} - J_{1_neu}$ - Diagramm.

Aufgrund nicht vorhandener TE- Versuche musste χ_9 aus der Erfahrung mit Laborversuchen an Kernen aus anderen Projekten gewählt werden. Alle weiteren Parameter ergeben sich durch die Kurvenanpassung.

Die Versuchsergebnisse geben auch für die Salztypen clean salt und argillaceous salt keine eindeutige Aussage über die Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze. Somit gilt die Annahme: $y_{t,d} = 1$ auch für diese beiden Salztypen.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchsbedingung	Manteldruck	Bruchspannung	Axiallast bei Bruch	Dilatanzspannung	Vergleichs- spannung	J1_neu [MPa]
IFG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_{Fail} [MPa]	σ^1_{Fail} [MPa]	σ_{Dil} [MPa]	σ^{cr}_{eq} [MPa]	
527/SNLCH103-6/TC27	298	TC	-0,2	-28,0	-28,2	15,7	28,0	-0,6
527/SNLCH104-8/TC28	298	TC	-1,0	-32,2	-33,2	13,8	32,2	-3,0
527/SNLCH104-8/TC29	298	TC	-2,0	-37,3	-39,3	17,7	37,3	-6,0
527/SNLCH103-7/TC30	298	TC	-5,0	-50,3	-55,3	27,2	50,3	-15,0
527/SNLCH105-6/TC32	298	TC	-20,0	-62,1	-82,1	56,4	62,1	-60,0
527/SNLCH103-8/1TC	298	TC	-0,2	-28,3	-28,5	10,6	28,3	-0,6
527/SNLCH103-8/2TC	298	TC	-0,5	-29,4	-29,9	16,7	29,4	-1,5
527/SNLCH108-4/3TC	298	TC	-1,0	-33,6	-34,6	20,6	33,6	-3,0
527/SNLCH108-4/TC4	298	TC	-2,0	-38,3	-40,3	20,9	38,3	-6,0
527/SNLCH105-8/5TC	298	TC	-3,0	-41,2	-44,2	22,1	41,2	-9,0
527/SNLCH105-8/6TC	298	TC	-5,0	-46,8	-51,8	22,2	46,8	-15,0
527/SNLCH104-5/7TC	298	TC	-20,0	-55,9	-75,9	35,3	55,9	-60,0
527/SNLCH105-5/13TC	298	TC	-20,0	-44,3	-64,3	37,4	44,3	-60,0
527/SNLCH102-4/17TC	298	TC	-0,2	-25,0	-25,2	11,8	25,0	-0,6
527/SNLCH105-6/TC33	298	TC	-0,5	-21,7	-22,2	12,5	21,7	-1,5
527/SNLCH104-7/TC34	298	TC	-2,0	-32,8	-34,8	14,7	32,8	-6,0
527/SNLCH103-7/TC31	298	TC	-5,0	-41,6	-46,6	22,2	41,6	-15,0
527/SNLCH103-6/TC26	298	TC	-0,2	-24,4	-24,6	13,8	24,4	-0,6
527/SNLCH104-7/TC35	298	TC	-1,0	-28,3	-29,3	12,2	28,3	-3,0
527/SNLCH104-4/TC42	298	TC	-3,0	-37,1	-40,1	19,5	37,1	-9,0
527/SNLCH104-5/8TC	333	TC	-0,2	-24,1	-24,3	14,2	24,1	-0,6
527/SNLCH102-7/10TC	333	TC	-0,5	-25,1	-25,6	11,0	25,1	-1,5
527/SNLCH103-9/11TC	333	TC	-1,0	-29,0	-30,0	11,0	29,0	-3,0
527/SNLCH103-9/12TC	333	TC	-2,0	-31,3	-33,3	13,5	31,3	-6,0
527/SNLCH105-5/14TC	333	TC	-3,0	-30,9	-33,9	19,7	30,9	-9,0
527/SNLCH103-5/15TC	333	TC	-5,0	-36,2	-41,2	25,4	36,2	-15,0
527/SNLCH103-5/16TC	333	TC	-20,0	-39,5	-59,5	39,4	39,5	-60,0
527/SNLCH102-6/25TC	333	TC	-20,0	-41,2	-61,2	41,2	41,2	-60,0
527/SNLCH102-4/18TC	373	TC	-0,2	-19,8	-20,0	13,8	19,8	-0,6
527/SNLCH103-4/19TC	373	TC	-0,5	-19,8	-20,3	12,3	19,8	-1,5
527/SNLCH103-4/TC20	373	TC	-1,0	-21,3	-22,3	13,9	21,3	-3,0
527/SNLCH103-4/TC21	373	TC	-2,0	-24,4	-26,4	16,5	24,4	-6,0
527/SNLCH102-5/TC22	373	TC	-3,0	-26,3	-29,3	24,1	26,3	-9,0
527/SNLCH102-5/TC23	373	TC	-5,0	-28,6	-33,6	28,5	28,6	-15,0
527/SNLCH102-6/24TC	373	TC	-20,0	-30,7	-50,7	30,7	30,7	-60,0

Tabelle 4: Festigkeitsversuche an WIPP clean salt

Versuchsreihe	Temperatur [K]	Versuchsbedingung	Mantelndruck $\sigma_{2,3}$ [MPa]	Bruchspannung σ_{Fail} [MPa]	Axiallast bei Bruch $\sigma_{1_{Fail}}$ [MPa]	Dilatanzspannung σ_{Dil} [MPa]	Vergleichs- spannung σ^{cr}_{eq} [MPa]	J1_neu [MPa]
ifG - Labor.-Nr.								
SNLCH/TC27-01	300	TC	-1,0	-20,9	-21,9	13,5	20,9	-3,0
SNLCH/TC27-02	300	TC	-2,0	-30,0	-32,0	16,0	30,0	-6,0
SNLCH/TC27-05	300	TC	-5,0	-50,9	-55,9	24,7	50,9	-15,0
SNLCH/TC27-07	300	TC	-7,0	-41,7	-48,7	13,2	41,7	-21,0
SNLCH/TC27-10	300	TC	-10,0	-51,0	-61,0	41,1	51,0	-30,0
SNLCH/TC60-01-1	333	TC	-1,0	-26,9	-27,9	11,2	26,9	-3,0
SNLCH/TC60-01-2	333	TC	-1,0	-28,8	-29,8	14,9	28,8	-3,0
SNLCH/TC60-01-3	333	TC	-1,0	-60,7	-61,7	12,6	60,7	-3,0
SNLCH/TC60-02-1	333	TC	-2,0	-30,5	-32,5	21,4	30,5	-6,0
SNLCH/TC60-02-2	333	TC	-2,0	-29,5	-31,5	15,7	29,5	-6,0
SNLCH/TC60-02-3	333	TC	-2,0	-26,2	-28,2	16,1	26,2	-6,0
SNLCH/TC60-02-4	333	TC	-2,0	-29,9	-31,9	19,3	29,9	-6,0
SNLCH/TC60-03-1	333	TC	-3,0	-33,1	-36,1	21,4	33,1	-9,0
SNLCH/TC60-03-2	333	TC	-3,0	-35,1	-38,1	22,2	35,1	-9,0
SNLCH/TC60-03-3	333	TC	-3,0	-37,0	-40,0	21,4	37,0	-9,0
SNLCH/TC60-05-1	333	TC	-5,0	-38,0	-43,0	29,6	38,0	-15,0
SNLCH/TC60-05-2	333	TC	-5,0	-40,0	-45,0	31,6	40,0	-15,0
SNLCH/TC60-05-3	333	TC	-5,0	-36,7	-41,7	29,3	36,7	-15,0
SNLCH/TC100-02-1	373	TC	-2,0	-26,1	-28,1	17,0	26,1	-6,0
SNLCH/TC100-02-2	373	TC	-2,0	-25,4	-27,4	10,3	25,4	-6,0
SNLCH/TC100-03-1	373	TC	-3,0	-28,0	-31,0	17,1	28,0	-9,0
SNLCH/TC100-03-2	373	TC	-3,0	-26,3	-29,3	17,6	26,3	-9,0
SNLCH/TC100-05-1	373	TC	-5,0	-28,3	-33,3	19,9	28,3	-15,0
SNLCH/TC100-05-2	373	TC	-5,0	-30,5	-35,5	21,6	30,5	-15,0
SNLCH/TC100-10	373	TC	-10,0	-32,2	-42,2	30,5	32,2	-30,0
SNLCH/TC100-20	373	TC	-20,0	-31,7	-51,7	31,0	31,7	-60,0

Tabelle 5: Festigkeitsversuche an WIPP argillaceous salt

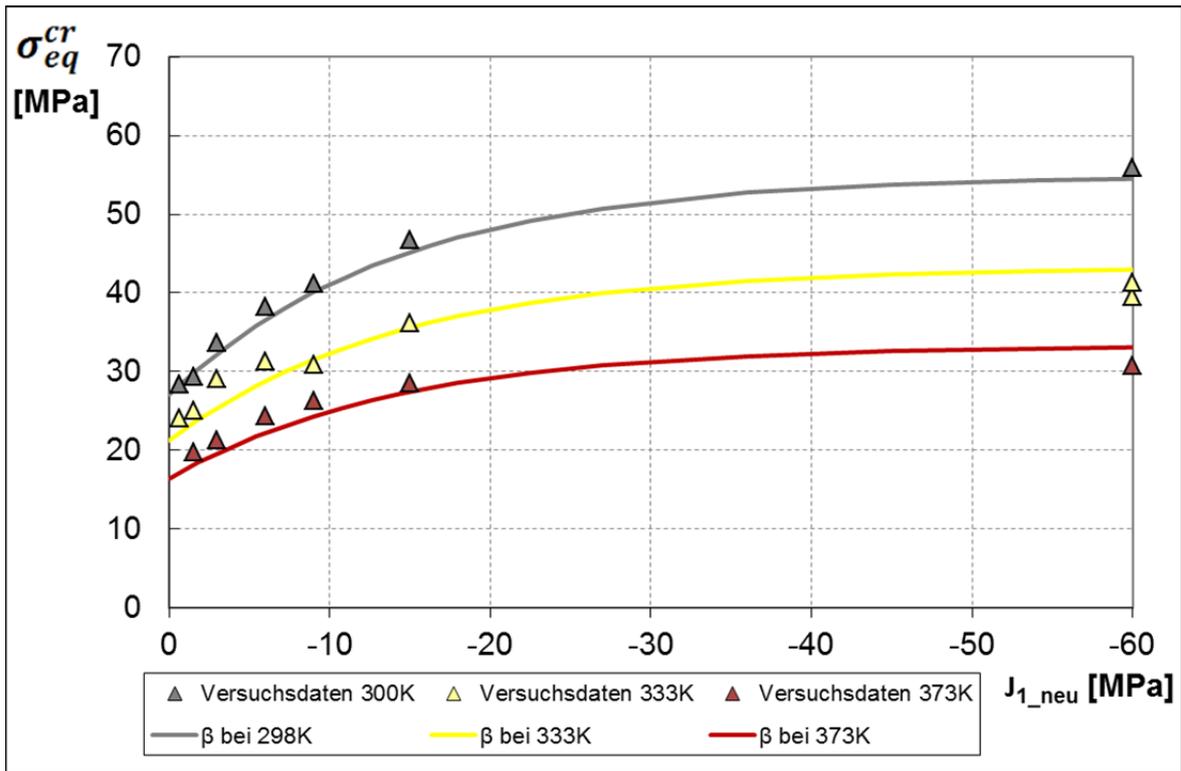


Bild 22: Versuchsdaten und Kurzzeitfestigkeit β , WIPP clean salt

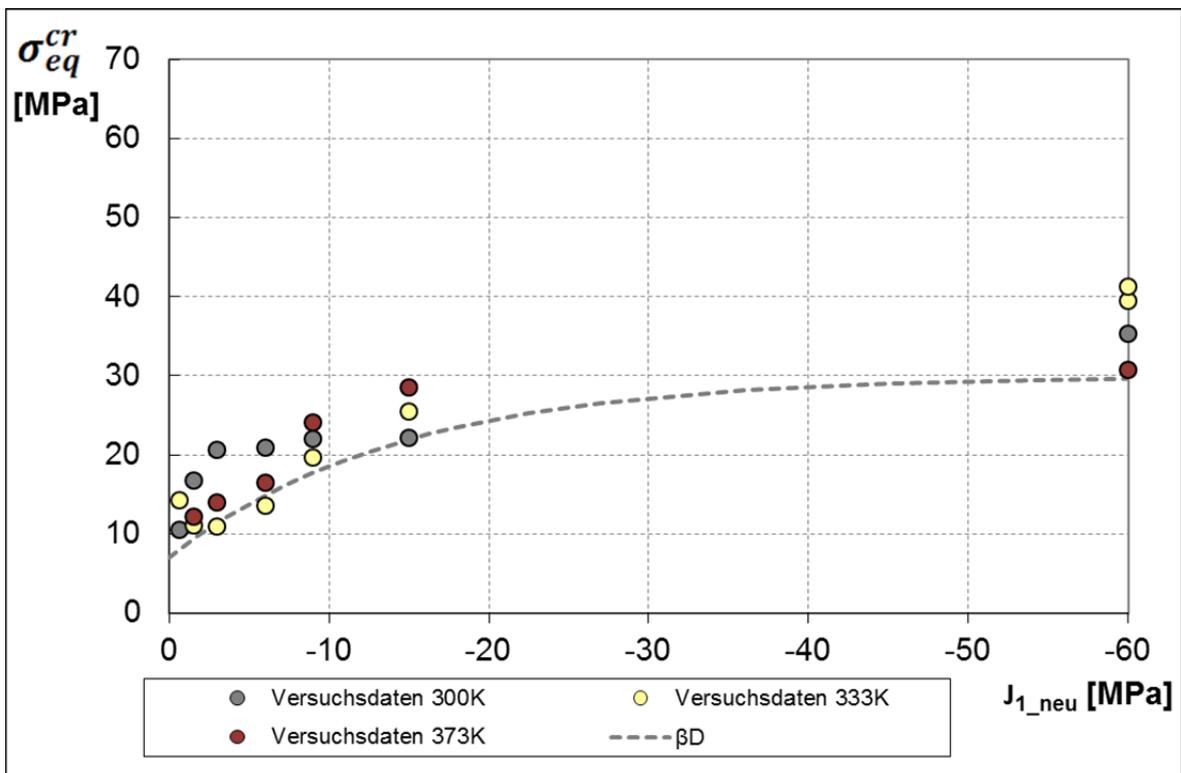


Bild 23: Versuchsdaten und Dilatanzgrenze β^D , WIPP clean salt

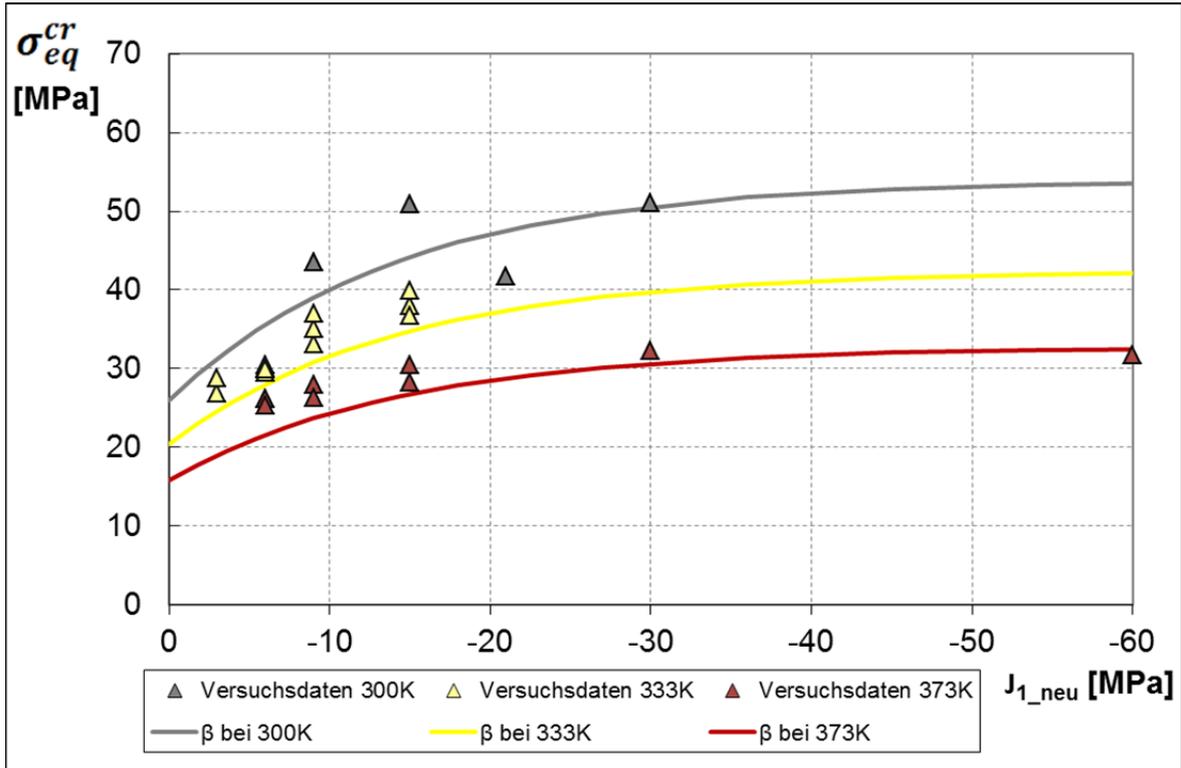


Bild 24: Versuchsdaten und Kurzzeitfestigkeit β , WIPP argillaceous salt

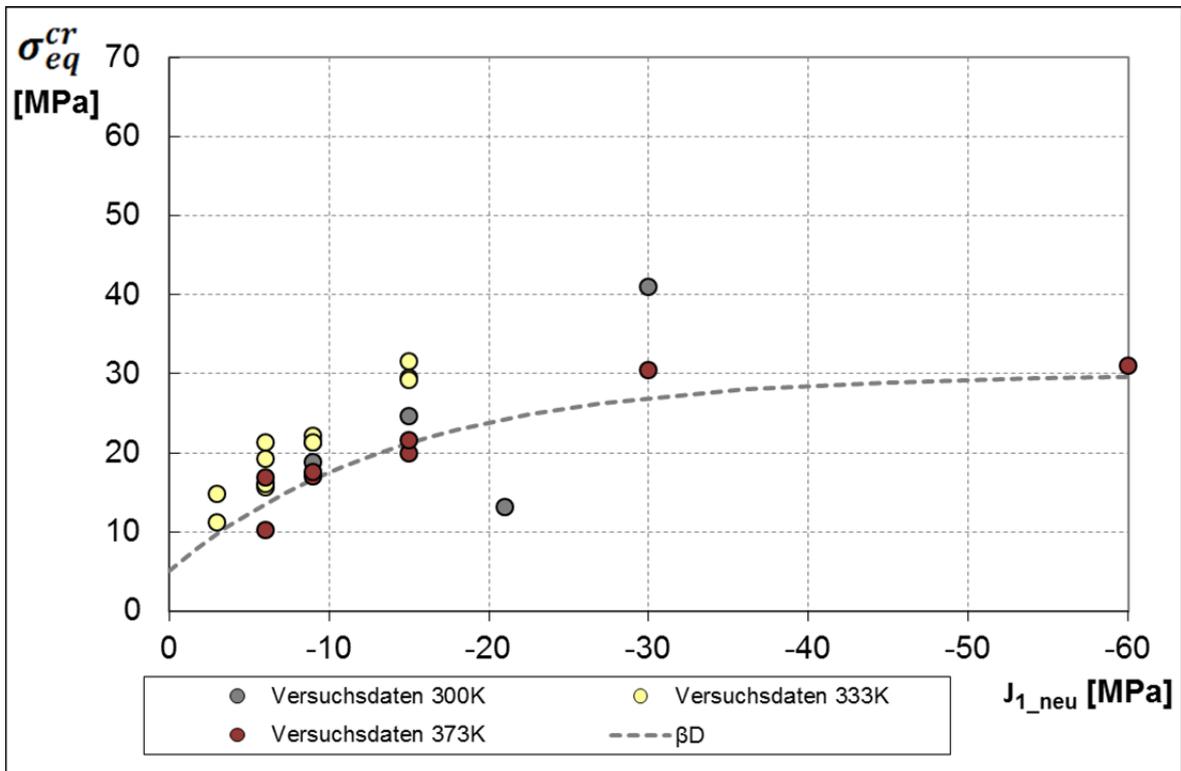


Bild 25: Versuchsdaten und Dilatanzgrenze β^D , WIPP argillaceous salt

3.3.2 Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen

Zur Bestimmung der Kriechparameter wurden für clean und argillaceous salt jeweils 12 Zweilaststufenversuche ausgewertet, welche bei konstanten Spannungsbedingungen im schädigungsfreien Bereich gefahren wurden. Temperaturbedingungen zwischen 298 - 364 K wurden berücksichtigt. Eine Übersicht der ausgewerteten Versuche sind in Tabelle 6 für *clean salt* und in Tabelle 7 für *argillaceous salt* gegeben.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchsbedingung	Manteldruck	Axiallast Stufe1/Stufe2	Differenzspannung Stufe1/Stufe2	Stat. Kriechrate Stufe1/Stufe2
IfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_{diff} [MPa]	[-]
527/105_8/TCC1	298	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	2,03E-5/1,65E-6
527/103_8/TCC5	298	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	3,24E-5/4,00E-6
527/105_8/TCC15	333	TCC	-20,0	-24/-22	04/02	3,24E-5/4,00E-6
527/105_8/TCC13	333	TCC	-20,0	-26/-24	06/04	2,04E-5/3,98E-6
527/103_8/TCC6	333	TCC	-20,0	-28/-26	08/06	1,93E-5/3,30E-6
527/104_5/TCC2	334	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	5,96E-5/1,15E-5
527/103_8/TCC7	333	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	1,13E-4/2,96E-5
527/103_8/TCC9	333	TCC	-20,0	-34/-32	14/12	2,81E-4/7,86E-5
527/103_8/TCC11	333	TCC	-20,0	-36/-34	16/14	5,00E-4/1,10E-4
527/103_8/TCC12	333	TCC	-20,0	-38/-36	18/16	1,16E-3/5,37E-4
527/105_8/TCC16	353	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	3,63E-4/1,30E-4
527/105_8/TCC19	353	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	5,69E-4/1,87E-4

Tabelle 6: Zweistufige Kriechversuche an WIPP clean salt

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchsbedingung	Manteldruck	Axiallast Stufe1/Stufe2	Differenzspannung Stufe1/Stufe2	Stat. Kriechrate Stufe1/Stufe2
IfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_{diff} [MPa]	[-]
535/206-6/TCC09	297	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	1,97E-5/3,80E-6
535/207-6/TCC10	297	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	2,87E-5/4,74E-6
535/201-7/TCC01	333	TCC	-20,0	-24/-22	04/02	7,42E-6/9,04E-7
535/201-9/TCC02	333	TCC	-20,0	-26/-24	06/04	7,55E-6/2,32E-6
535/202-7/TCC03	333	TCC	-20,0	-28/-26	08/06	2,62E-5/4,44E-6
535/203-6/TCC04	334	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	7,32E-5/2,18E-5
535/203-8/TCC05	333	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	2,10E-4/4,02E-5
535/204-5/TCC06	333	TCC	-20,0	-34/-32	14/12	5,61E-4/1,59E-4
535/203-7/TCC13	333	TCC	-20,0	-36/-34	16/14	9,25E-4/5,89E-4
535/206-7/TCC14	333	TCC	-20,0	-38/-36	18/16	1,36E-3/9,00E-4
535/208-3/TCC11	353	TCC	-20,0	-30/-28	10/08	2,86E-4/1,08E-4
535/208-6/TCC12	353	TCC	-20,0	-32/-30	12/10	7,14E-4/1,79E-4

Tabelle 7: Zweistufige Kriechversuche an WIPP argillaceous salt

Die Ermittlung der stationären Kriechparameter erfolgt über eine Regressionsrechnung. In Bild 26 und Bild 27 sind die Versuchsdaten der jeweiligen Salztypen und die dazugehörigen Regressionsgeraden bei entsprechenden Temperaturen dargestellt. In Bild 28 und Bild 29 ist die stationäre Kriechrate in Abhängigkeit der Effektivspannung dargestellt.

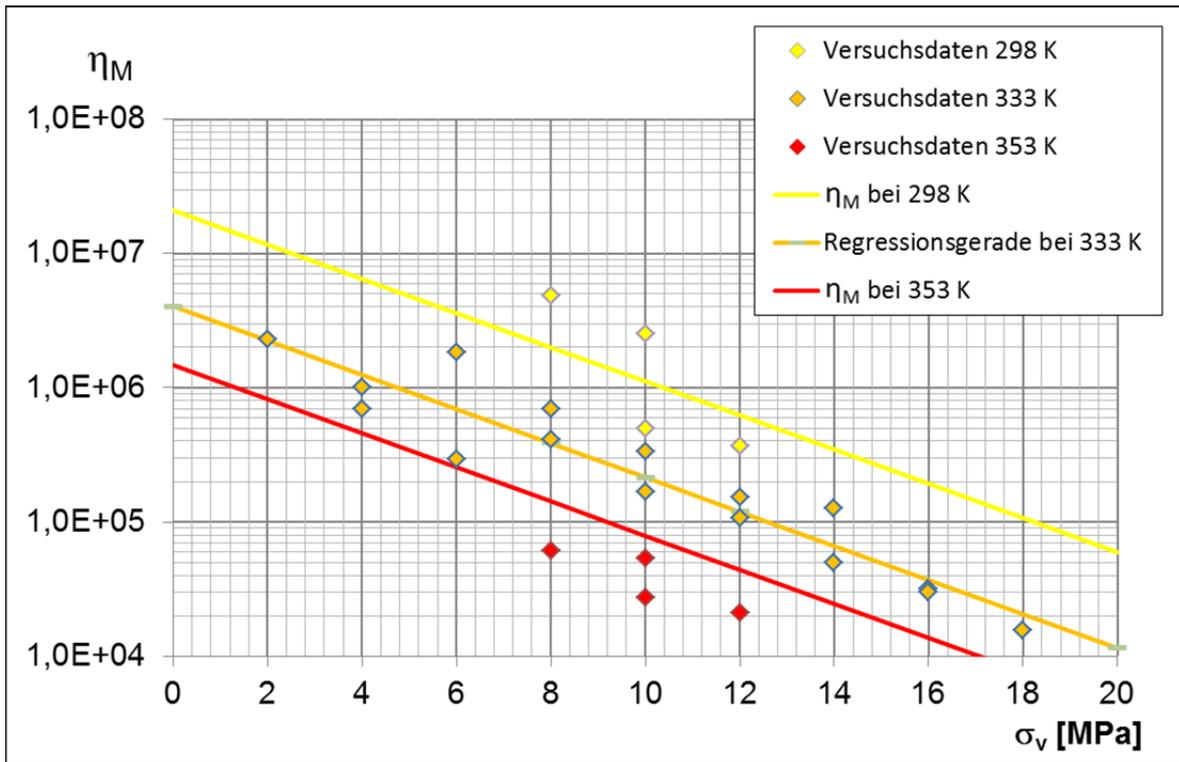


Bild 26: Ermittlung der stationären Kriechparameter η_m und m , WIPP clean salt

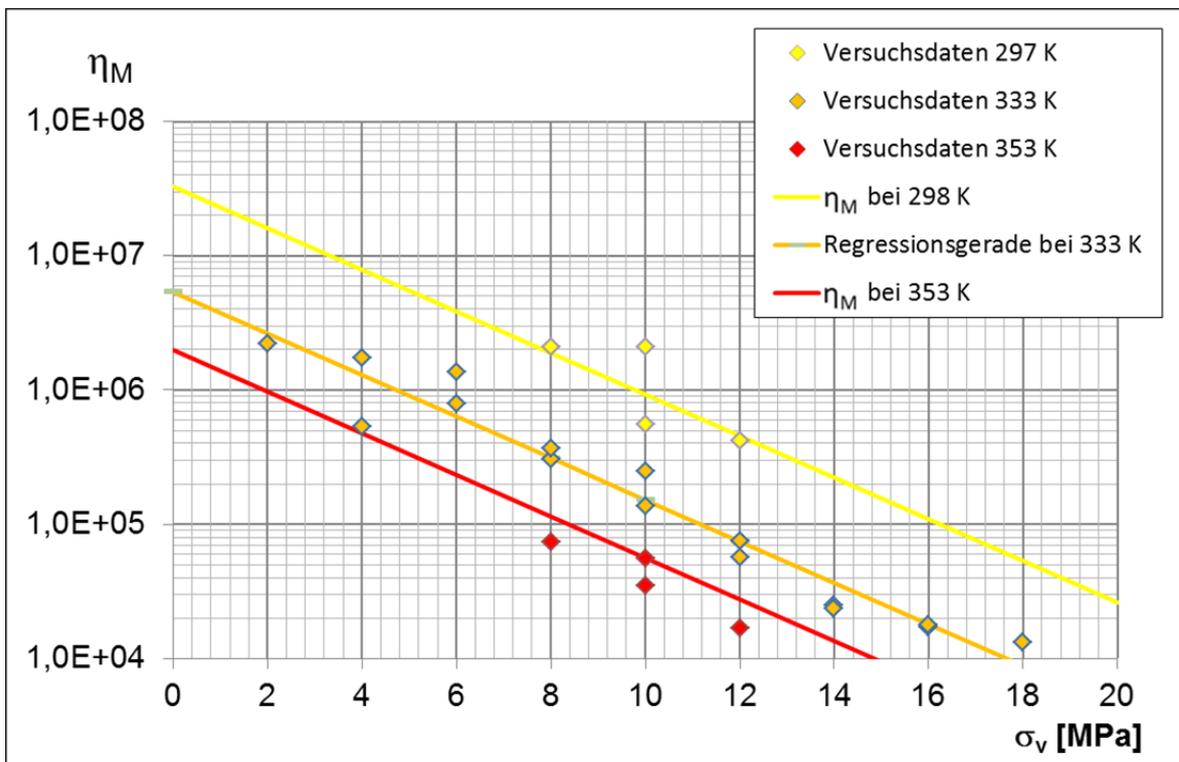


Bild 27: Ermittlung der stationären Kriechparameter η_m und m , WIPP argillaceous salt

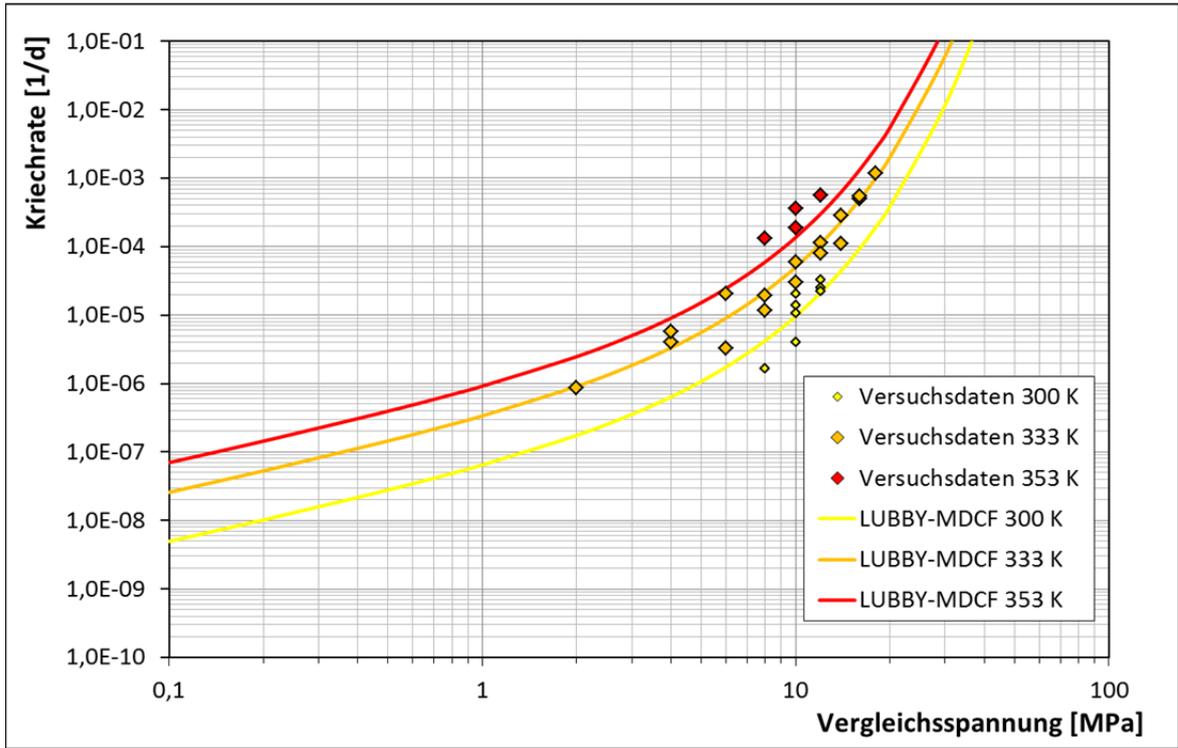


Bild 28: Stationäre Kriechrate – Dehnungsrate über Effektivspannung, WIPP clean salt

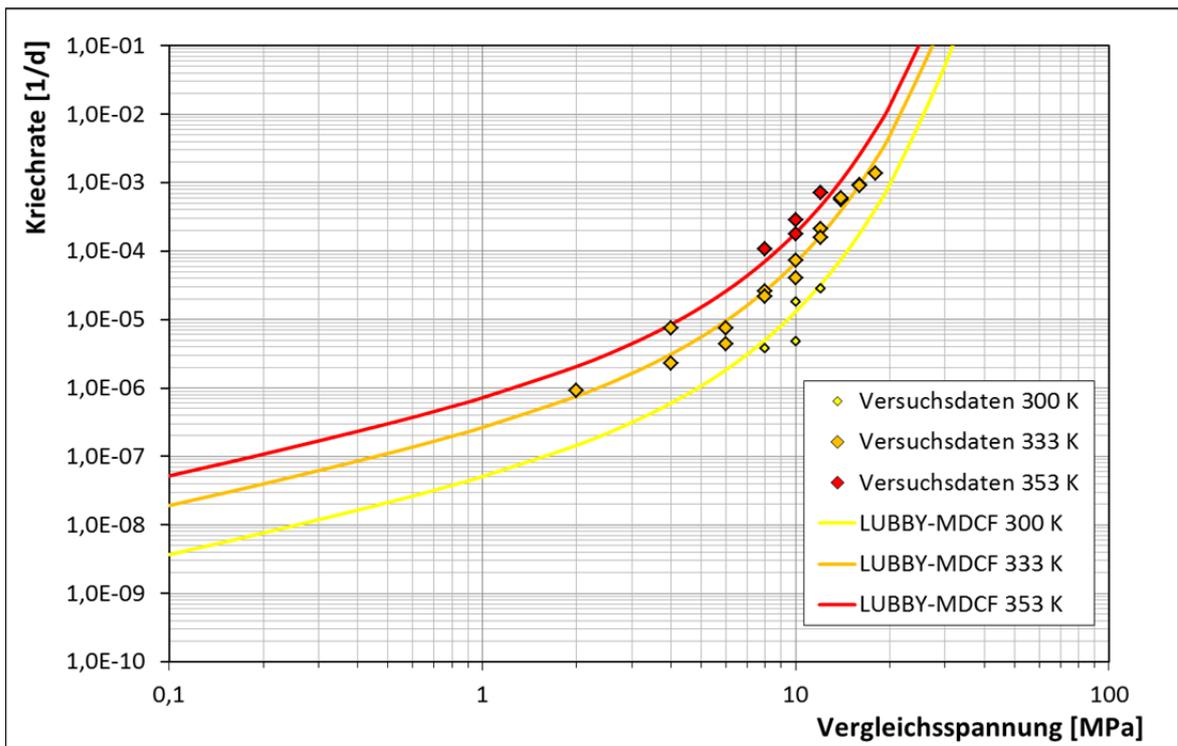


Bild 29: Stationäre Kriechrate – Dehnungsrate über Effektivspannung, WIPP argillaceous salt

Folgend zu den ermittelten stationären Kriechparametern wurden dann die transienten Kriechparameter über eine Kurvenanpassung ermittelt.

In Bild 30 bis Bild 53 sind die Nachberechnungen den Versuchskurven gegenübergestellt.

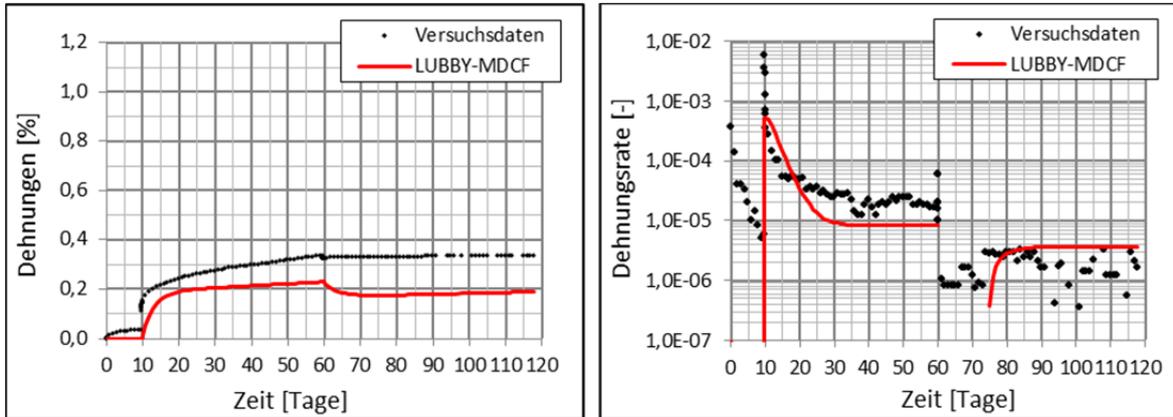


Bild 30: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/105_8/TCC1, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

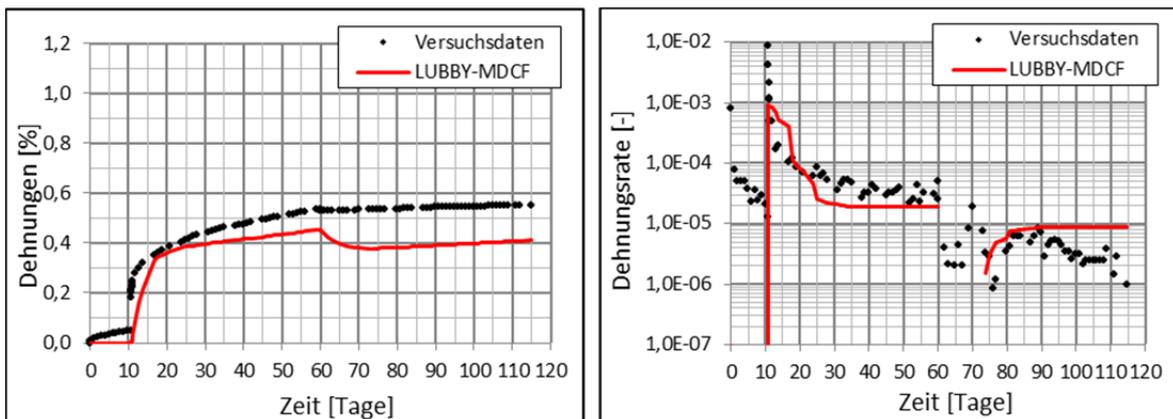


Bild 31: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC5, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

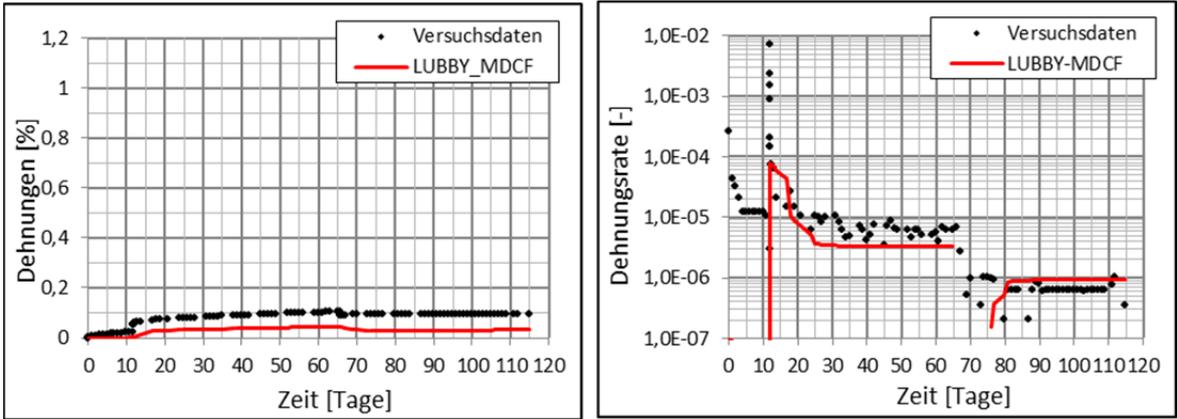


Bild 32: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/105_8/TCC15, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

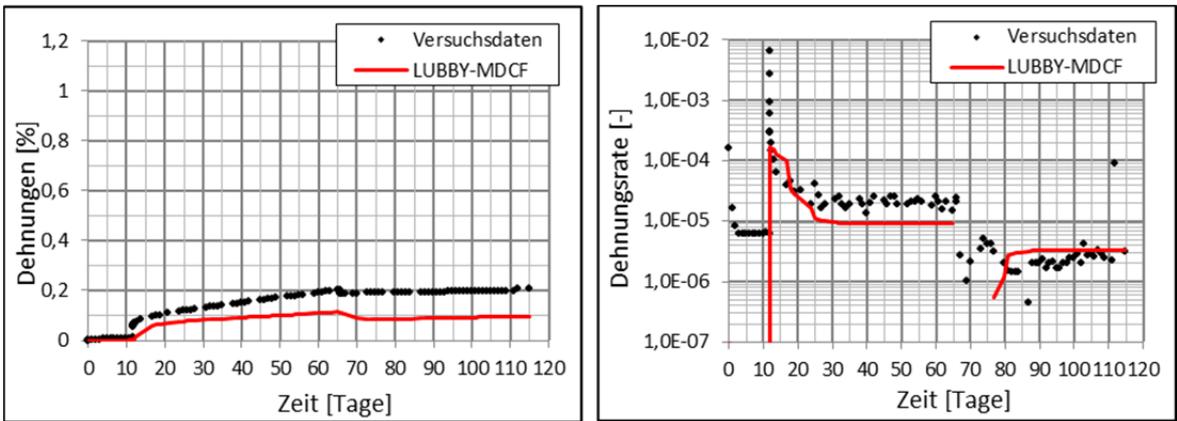


Bild 33: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/105_8/TCC13, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

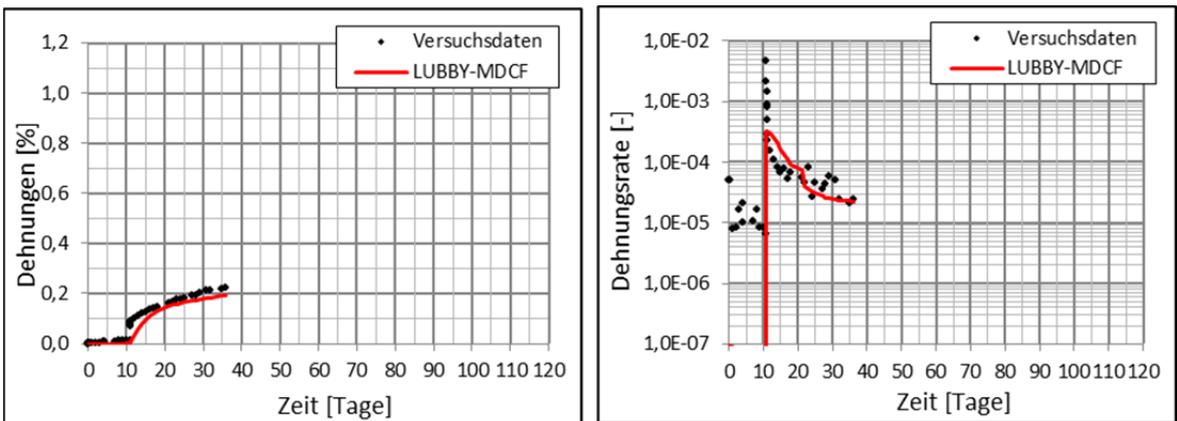


Bild 34: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC6, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

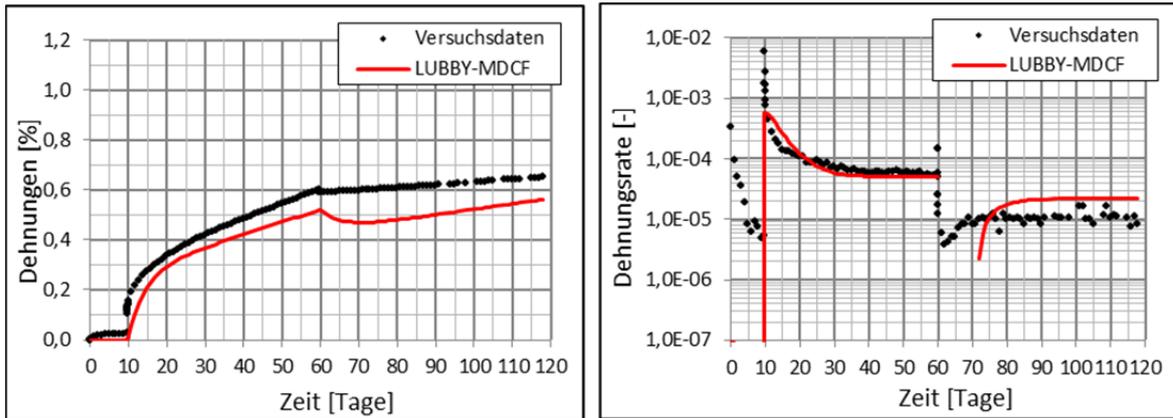


Bild 35: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/104_5/TCC2, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

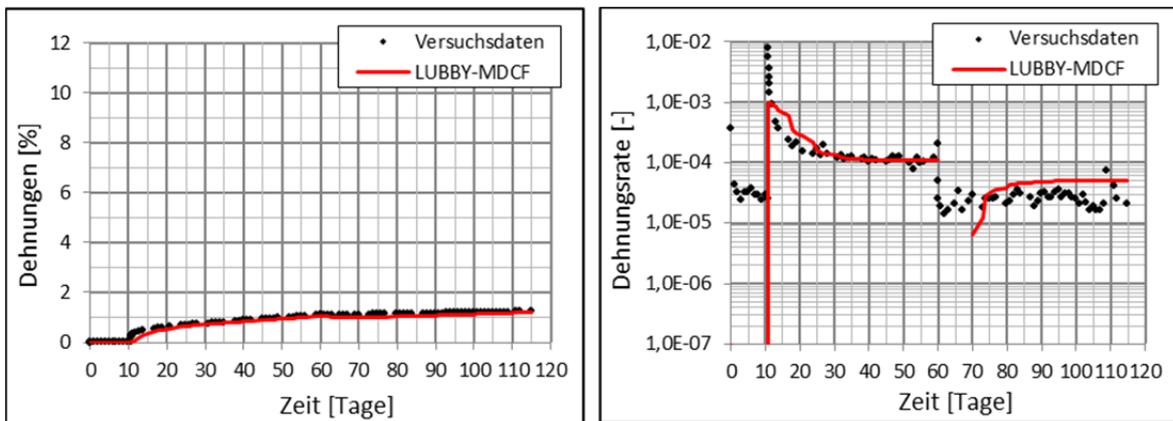


Bild 36: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC7, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

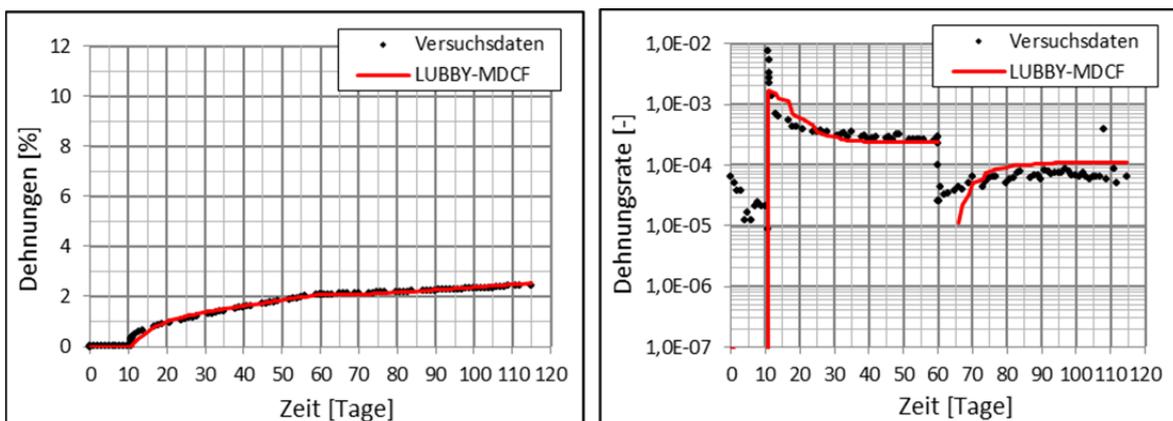


Bild 37: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC9, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

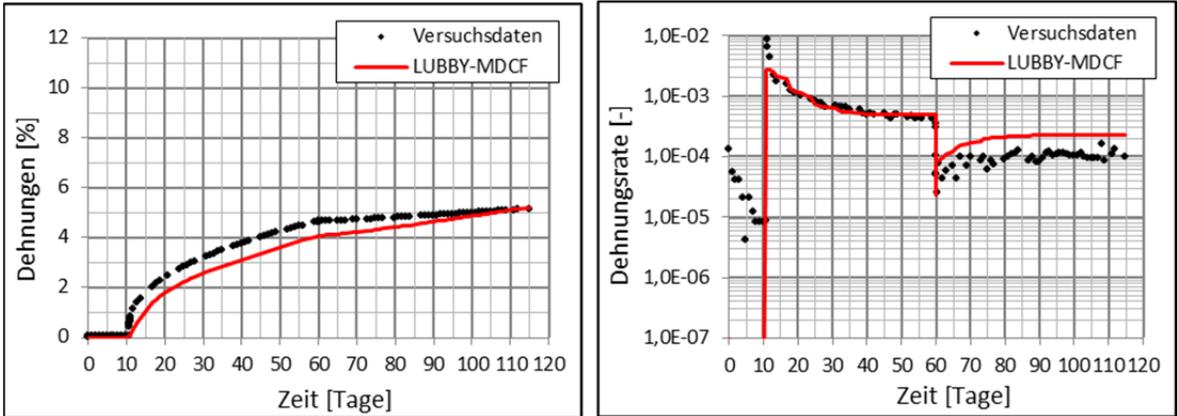


Bild 38: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC11, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

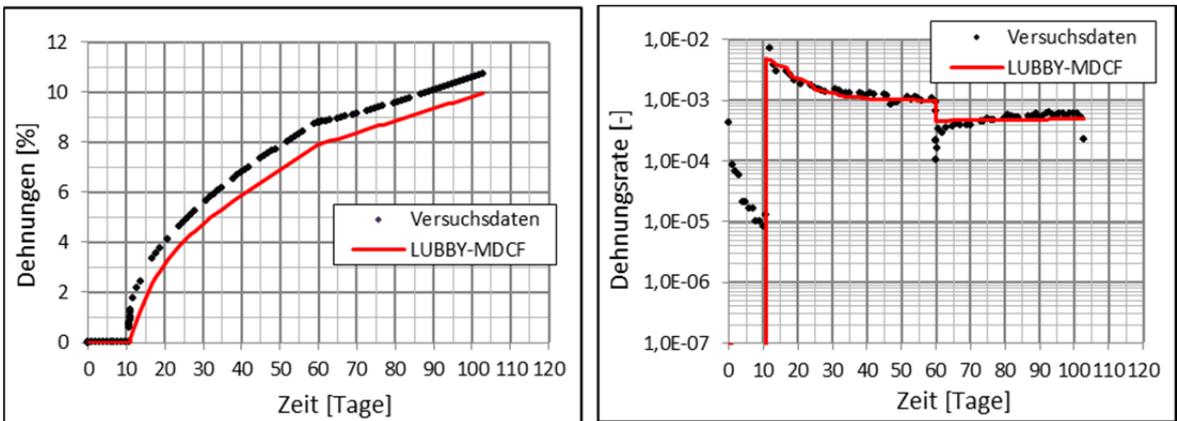


Bild 39: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/103_8/TCC12, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

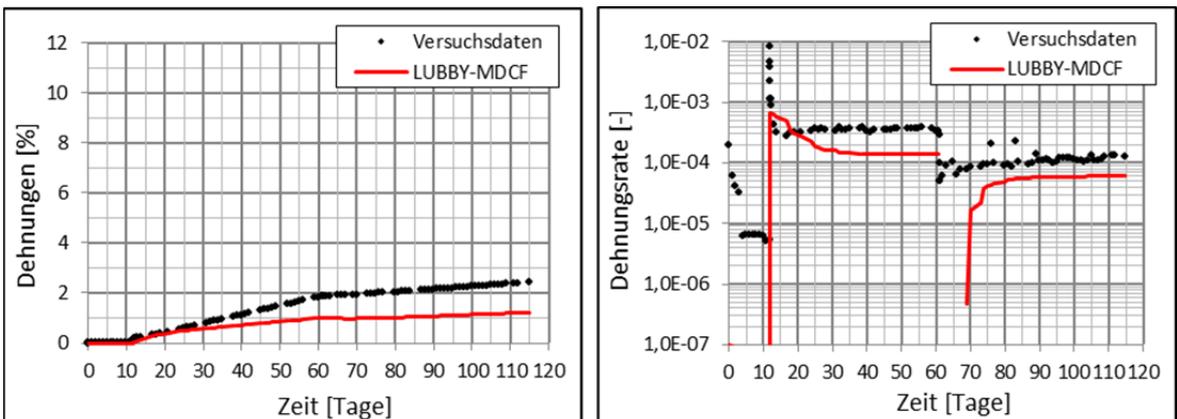


Bild 40: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/105_8/TCC16, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

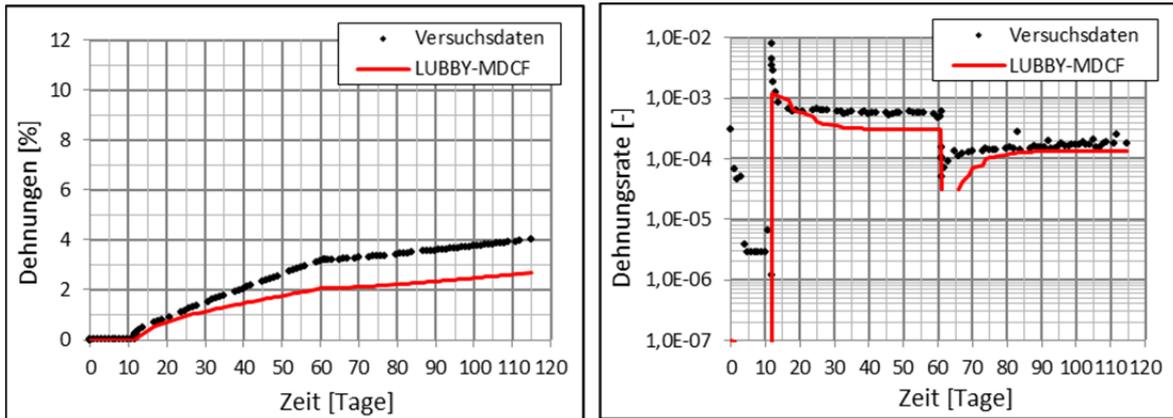


Bild 41: Nachrechnung Kriechversuch – clean salt - 527/105_8/TCC19, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

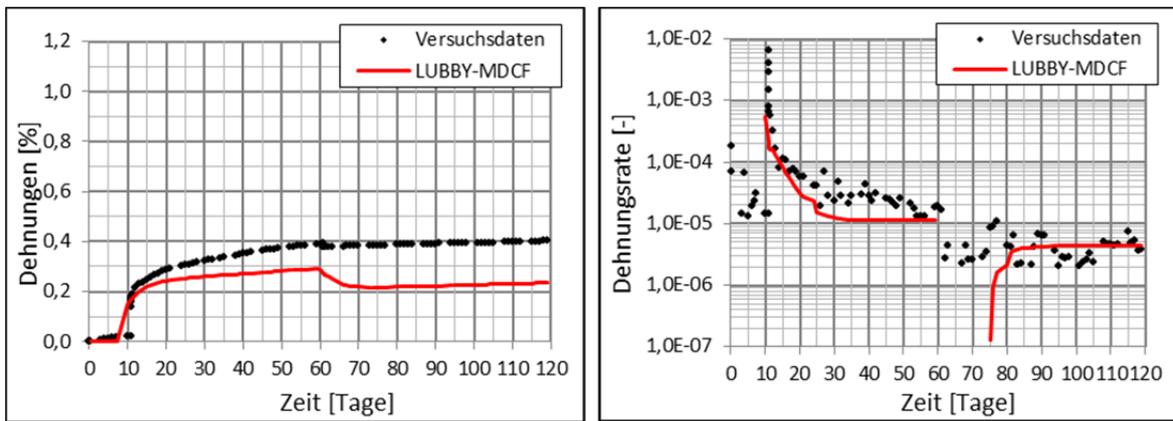


Bild 42: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/206-6/TCC09, links Dehnung rechts Kriechrate über Zeit

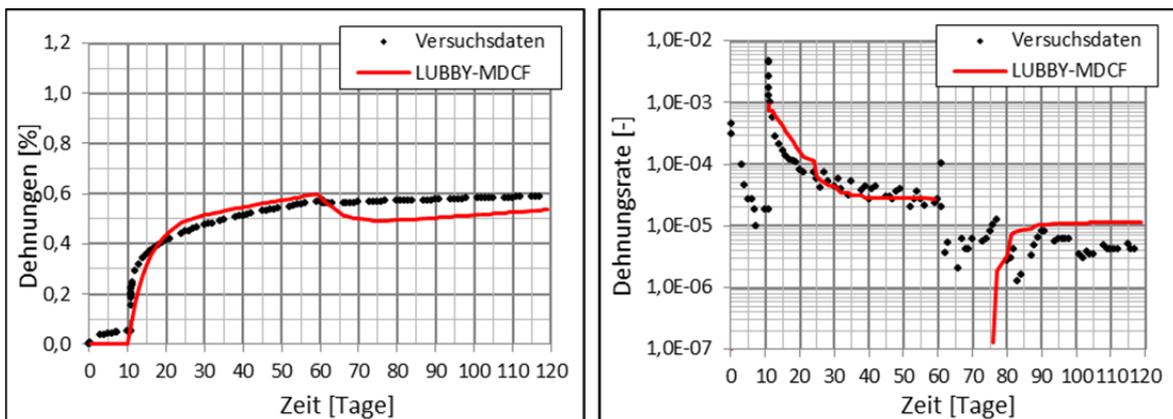


Bild 43: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/207-6/TCC10, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

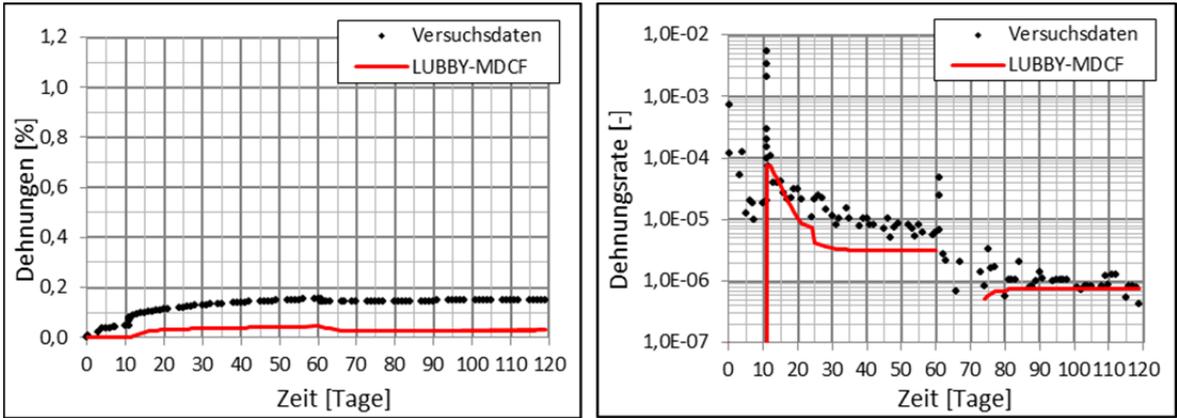


Bild 44: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/201-7/TCC01, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

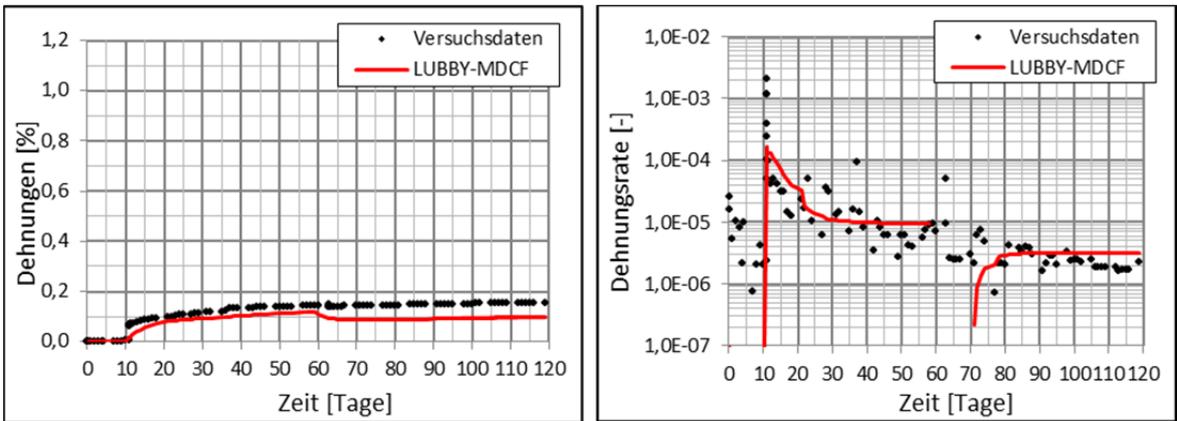


Bild 45: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/201-9/TCC02, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

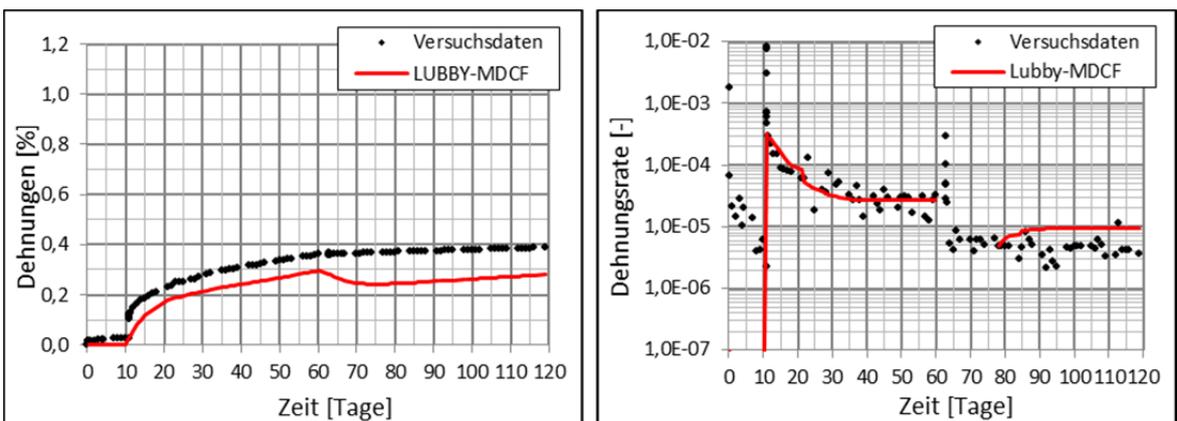


Bild 46: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/202-7/TCC03, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

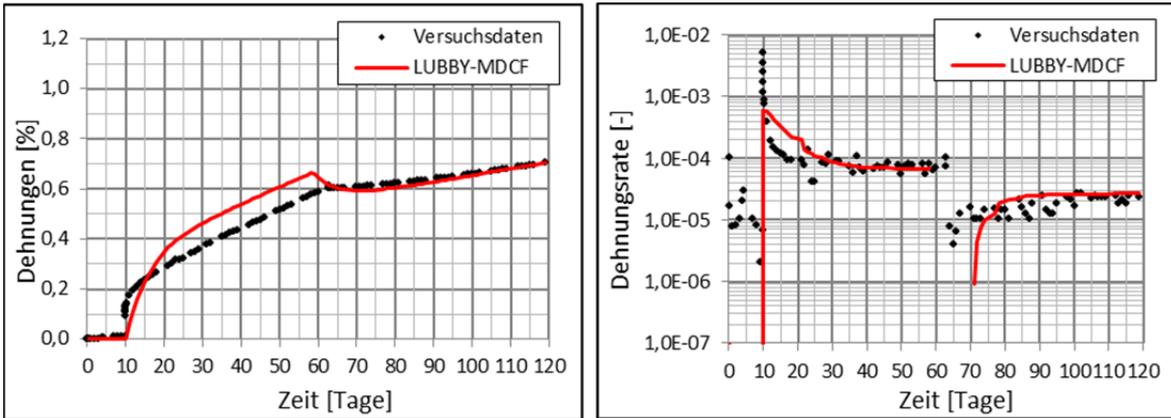


Bild 47: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/203-6/TCC04, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

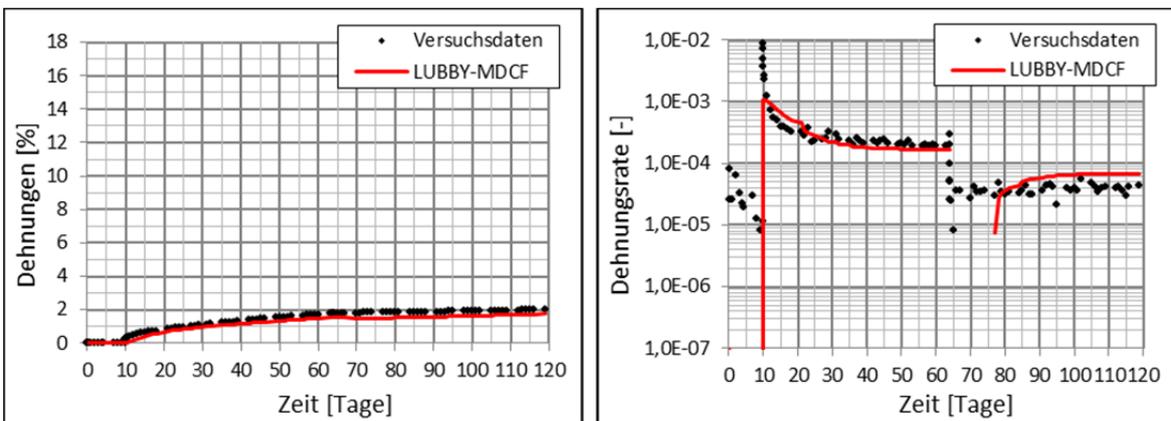


Bild 48: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/203-8/TCC05, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

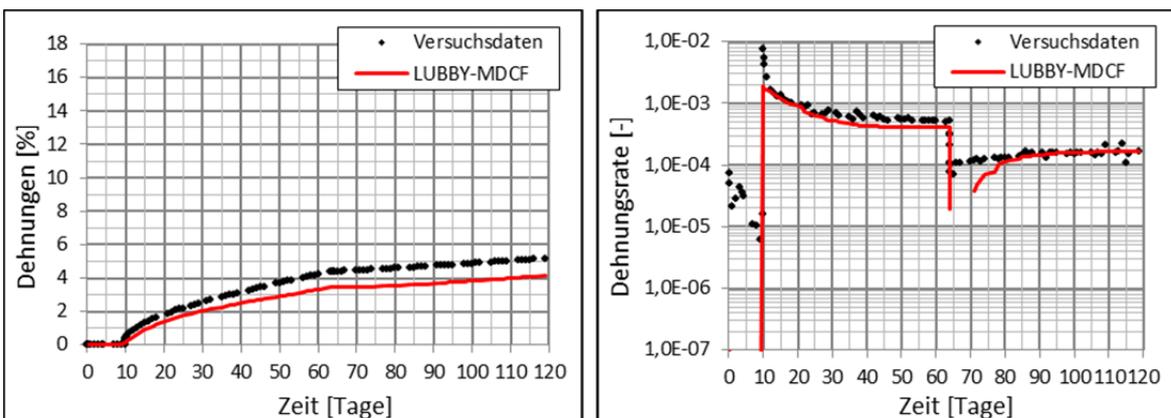


Bild 49: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/204-5/TCC06, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

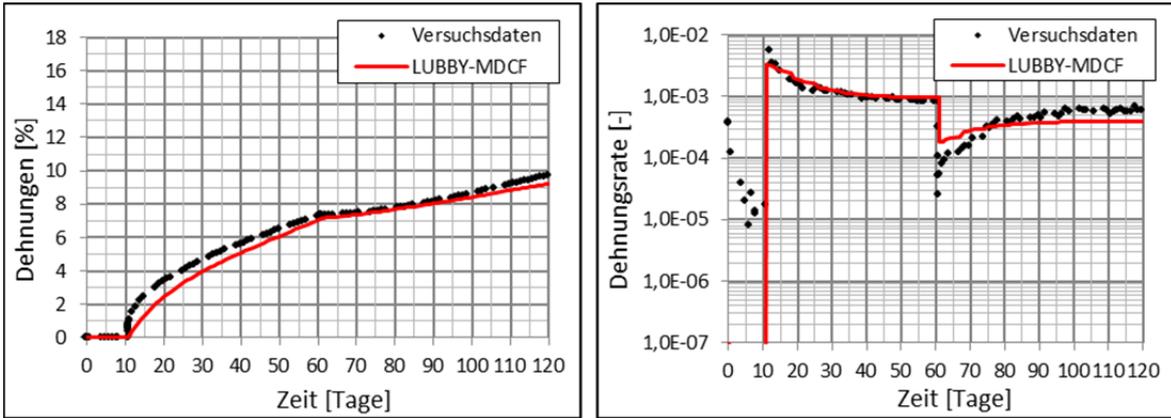


Bild 50: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/203-7/TCC13, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

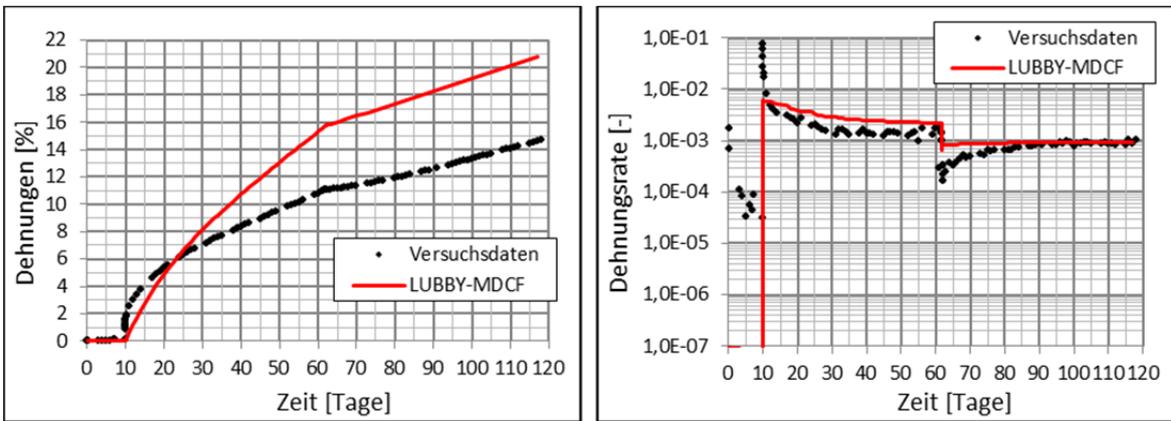


Bild 51: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/206-7/TCC14, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

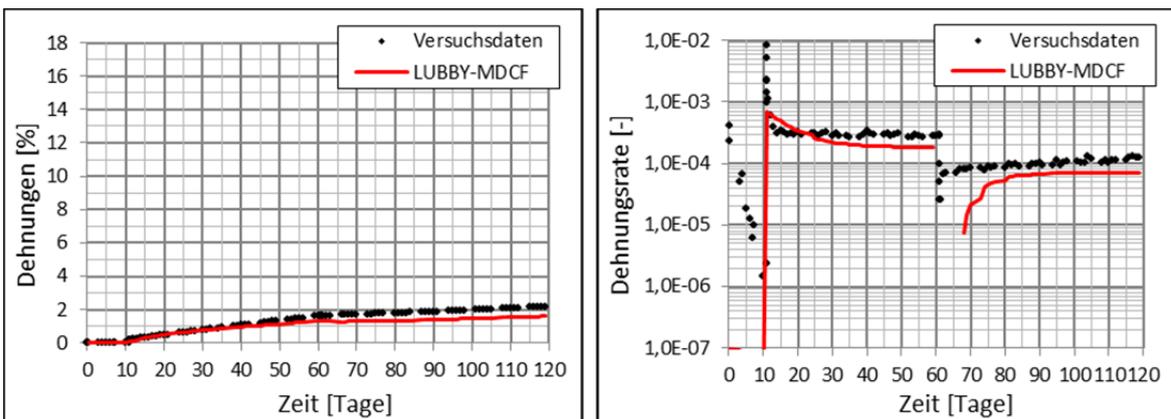


Bild 52: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/208-3/TCC11, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

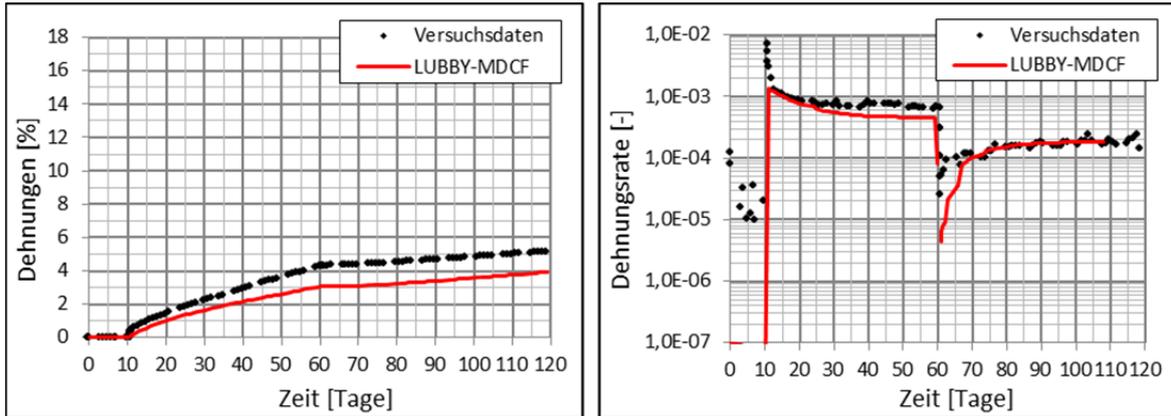


Bild 53: Nachrechnung Kriechversuch – argillaceous salt - 535/208-6/TCC12, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit

3.3.3 Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen

Auch für die beiden Salztypen aus der WIPP Site lagen im Rahmen des Forschungsvorhabens keine neuen Versuche vor, um die Materialparameter der schädigungsinduzierten Dehnungen zu ermitteln. Da jedoch der Schädigungsteil im LUBBY-MDCF Stoffmodell auf dem MDCF Modell basiert, welches speziell für die WIPP Site entwickelt wurde, kann auf Parameter aus der Literatur zurückgegriffen werden, welche speziell für die von uns betrachtete Lokation bereits bestimmt wurden [11] [12] [31]. Die Nachberechnungen der in Tabelle 8 aufgeführten Vierlaststufen-Kriechversuche zeigt eine gute Übereinstimmung des berechneten Kriechverhaltens auch mit den in den schädigungsinduzierten Kriechstufen gemessenen Dehnungen (Bild 54 und Bild 55).

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchsbedingung	Manteldruck	Axiallast Stufe1/Stufe2	Differenzspannung Stufe1/Stufe2
IfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_{diff} [MPa]
TUC-TCC12	300	TCC	-20/-20/-2/-2	-30/-32/-20/-24	10/12/18/20
TUC-TCC19	300	TCC	-20/-20/-1/-1	-30/-32/-18/-20	10/12/17/20

Tabelle 8: Vierstufige Kriechversuche an WIPP clean salt

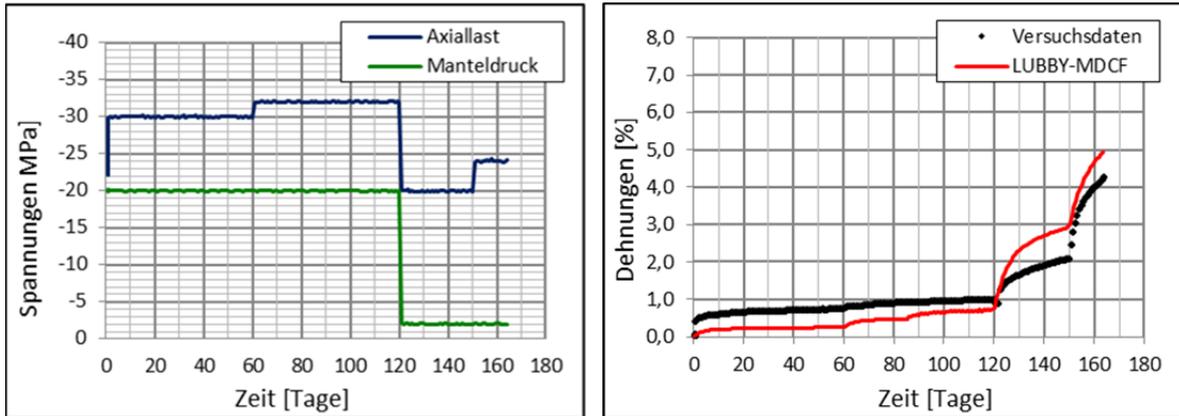


Bild 54: Nachrechnung Vierlaststufen-Kriechversuch – clean salt - TUC-TCC12, links Spannungen, rechts Dehnung über Zeit

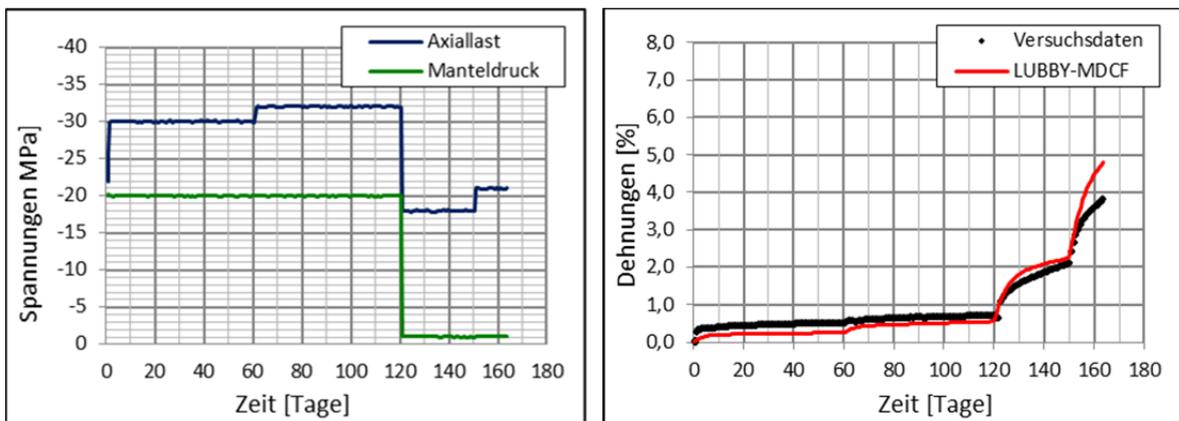


Bild 55: Nachrechnung Vierlaststufen-Kriechversuch – clean salt - TUC-TCC19, links Spannungen, rechts Dehnung über Zeit

3.3.4 Bestimmung der Materialparameter der Verheilung

Die Materialparameter für Verheilung von clean salt und argillaceous salt sind aus der Literatur entnommen [11] [12]. Da in der Literatur für die Parameter des Verheilungsterms verschiedene Werte bei verschiedenen Temperaturbedingungen angegeben sind, der Einfluss der Temperatur jedoch im Verheilungsterm in LUBBY-MDCF nicht berücksichtigt ist, wurden die Werte aus der Literatur auf einen Wert bei $T = 300 \text{ K}$ linear gemittelt.

3.3.5 Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung

Die Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung für clean salt und argillaceous salt sind aus der Literatur entnommen [11] [12].

3.3.6 Zusammenstellung der Parameter

LUBBY-MDCF	
Materialparametersatz	
WIPP clean salt	
Elastische Kennwerte	
G	12.400 MPa
E	31.000 MPa
μ	0,25
Temperatur	
T	300 K
T ₀	300 K
n _t	1
Sekundärkriechparameter	
$\bar{\eta}_M^*$	6,81E+13 d*MPa
m	-0,3
l ₃	-0,05
Primärkriechparameter	
Zeitverfestigung	
\bar{G}_K^*	1,02E+06 MPa
k ₁	-0,228
l ₁	-0,01
$\bar{\eta}_K^*$	1,07E+05 d*MPa
k ₂	-0,1731
l ₂	0
Dehnungsverfestigung	
\bar{G}_{KV}^*	1,02E+06 MPa
k _{1V}	-2,28E-01
l _{1V}	-1,00E-02
Inkl. reverse creep	
\bar{G}_{KE}^*	1,02E+06 MPa
k _{1E}	-2,63E-01
l _{1E}	-1,00E-02
Festigkeitsparameter	
Bruchhüllkurve	
$\chi_{6,0}$	55 MPa
$\chi_{7,0}$	28 MPa
χ_8	0,07 1/MPa
χ_9	0,7 MPa
χ_{10}	-0,001
Dilatanzgrenze	
$\chi_{6,d}$	30 MPa
$\chi_{7,d}$	23 MPa
Verteilungsgrenze	
$\chi_{6,h}$	30 MPa
$\chi_{7,h}$	23 MPa
Schädigungsparameter	
Stationärer Anteil	
B ₁	5,26E+11
Q ₁	25000 cal/mol
B ₂	2621,4
Q ₂	10000 cal/mol
R	1,986 cal/mol*K
c _{0,1}	50000
c _{0,2}	50000
c ₂	500
c ₃	10
n ₃	3
p	0
Transienter Anteil	
c ₄	6
c ₅	25
σ ₀	20,57
n ₂	0,4
Zug	
χ ₁	0
Schädigungsentwicklung	
ω ₀	1,00E-04
ω _{max}	0,15
χ _{3te}	40
χ _{3sh}	5,5
χ ₄	3
χ _{sh,1}	231
χ _{sh,2}	351,1
χ _{te}	15,15
t ₀	1,16E-05
Verheilungsparameter	
h ₀	1,00E-06
τ ₀	2,2
τ ₁	0,135
a ₁	-4810

Tabelle 9: Einheitlicher Kennwertsatz für WIPP clean salt

LUBBY-MDCF

Materialparametersatz

WIPP argillaceous salt (grau: wie clean salt)

Elastische Kennwerte		Sekundärkriechparameter		Schädigungsparameter		Schädigungsentwicklung	
G	12.400 MPa	$\bar{\eta}_M^*$	9,20E+13 d*MPa	Stationärer Anteil		ω_0	1,00E-04
E	31.000 MPa	m	-0,36 1/MPa	B ₁	5,26E+11 1/d	ω_{max}	0,15
μ	0,25	l_3	-0,05 1/K	Q ₁	25000 cal/mol	χ_{3te}	40
Temperatur		Primärkriechparameter		B ₂	2621,4 1/d	χ_{3sh}	5,5
T	300 K			Q ₂	10000 cal/mol	χ_4	3
T ₀	300 K	Zeitverfestigung		R	1,986 cal/mol*K	$\chi_{sh,1}$	231 MPa $\dot{\sigma}_{eq} < 2$ MPa/d
ρ_c	1	G _K [*]	1,02E+06 MPa	c _{0,1}	50000 - $\dot{\sigma}_{eq} < 2$ MPa/d	$\chi_{sh,2}$	351,1 MPa $\dot{\sigma}_{eq} \geq 2$ MPa/d
Festigkeitsparameter		k ₁	-0,228 1/MPa	c _{0,2}	50000 - $\dot{\sigma}_{eq} \geq 2$ MPa/d	χ_{te}	15,15 MPa
Bruchhüllkurve		l ₁	-0,01 1/K	c ₂	500	t ₀	1,16E-05 d
$\chi_{6,0}$	53 MPa	$\bar{\eta}_K^*$	1,07E+05 d*MPa	c ₃	10	Verteilungsparameter	
$\chi_{7,0}$	27 MPa	k ₂	-0,1731 d*MPa	n ₃	3	h ₀	1,00E-06
χ_8	0,07 1/MPa	l ₂	0 1/K	ρ	0	ω	2,2 d
χ_9	0,7 MPa	Dehnungsverfestigung		Transienter Anteil		τ_1	0,135 d
χ_{10}	-0,001	G _{KV} [*]	1,02E+06 MPa	c ₄	6	a ₁	-4810
Dilatanzgrenze		k _{IV}	-0,25 1/MPa	c ₅	25 MPa		
$\chi_{6,d}$	30 MPa	l _{IV}	-0,01 1/K	σ_0	20,57 MPa		
$\chi_{7,d}$	22 MPa	Inkl. reverse creep		n ₂	0,4		
Verteilungsgrenze		G _{KE} [*]	1,02E+06 MPa	Zug			
$\chi_{6,h}$	30 MPa	k _{IE}	-0,285 1/MPa	χ_i	0		
$\chi_{7,h}$	22 MPa	l _{IE}	-0,01 1/K				

Tabelle 10: Einheitlicher Kennwertsatz für WIPP argillaceous salt

4 Simulationsberechnungen zu den in situ Versuchen IFC und HFCP

Für die Überprüfung der Stoffmodelle hinsichtlich ihrer Fähigkeiten zur Beschreibung des Temperatureinflusses auf die Verformung des Steinsalzes und der Anwendbarkeit in numerischen Modellberechnungen wurden unter anderem zwei in situ Bohrlochtests untersucht, welche durch das ECN (Energy research Centre of the Netherlands) im Deutschland gelegenen Asse II Bergwerk durchgeführt wurden. Es handelt sich hierbei um die sogenannten Isothermal Free Convergence (IFC) und Heated Free Convergence Probe (HFCP) Versuche. Wobei der IFC Versuch unter atmosphärischem Druck ohne äußere Temperatureinflüsse durchgeführt wurde. Beim HFCP Versuch wurde infolge Temperaturerhöhung durch eine externe Quelle im Bohrloch eine thermische Belastung auf das umgebende Gebirge aufgebracht. Durch die Simulation eines erhitzten Bohrlochs sollen die Auswirkungen hoher Temperatureinwirkungen auf in situ Strukturen im Steinsalz untersucht werden.

Drei ECN Berichte zu den Versuchen dokumentieren und beschreiben detailliert die IFC [15] und HFCP [35] [37] Feldversuche. Ein weiterer Bericht über eine Reihe früherer Benchmark-Berechnungen, bekannt als COSA II [24], gibt weitere Informationen über die zwei genannten Versuche.

Gut dokumentierte Berichte sowie die physikalische Schlichtheit und die unkomplizierten geometrischen Bedingungen bilden zum einen eine gute Basis für das Erstellen eines realitätsnahen und einfachen Simulationsmodells und zum anderen eine gute Grundlage für den Vergleich von Simulationsergebnissen mit Messdaten.

Neben dem Vergleich der Ergebnisse aus den Simulationsberechnungen mit Messwerten des ECN wurde auch ein Vergleich der Berechnungsergebnisse untereinander durchgeführt und diskutiert. Dieser Vergleich ist Bestandteil des Syntheseberichts und wird in diesem Teilbericht nicht näher erläutert.

4.1 Beschreibung der Experimente

Wie bereits erwähnt wurden die ICF und HFCP Versuche in den späten Siebzigern bis zu den frühen Achtzigern im Asse II Bergwerk durchgeführt. Die Schachanlage Asse liegt in einem Salzstock in der Nähe von Wolfenbüttel in Niedersachsen und ist ein ehemaliges Kali- und Salzbergwerk, welches auch für Forschungs- und Entwicklungsarbeiten für Endlagerung von radioaktiven Abfällen genutzt wurde. Zu den durchgeführten Versuchen

im Bergwerk gehörte unter anderem auch eine Serie von Bohrlochtests, welche vom ECN durchgeführt wurden und zu welcher auch der IFC und HFCEP Versuch gehören.

Beide Versuche wurden im selben 300 m tiefen Bohrloch durchgeführt, welches mit einem Durchmesser von 31,5 cm aus einer offenen Kammer in der Teufe von 750 m hergestellt wurde. In Bild 56 ist eine graphische Darstellung der Schachtanlage zu sehen. Der schwarze Kreis markiert den Ort der Kammer an, von welcher das Bohrloch erstellt wurde. Bild 57 zeigt eine schematische Darstellung vom Bohrloch und der Teufenlage der Experimente.

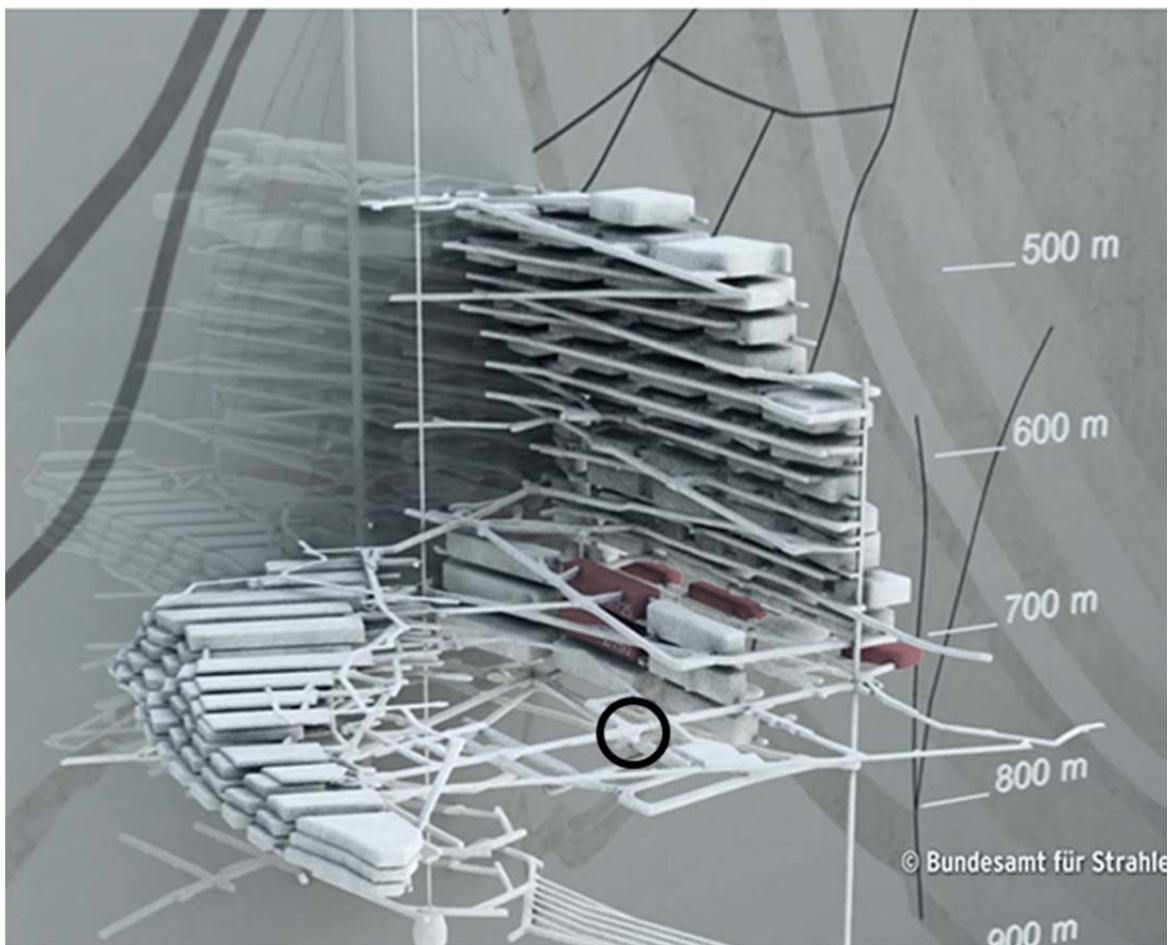


Bild 56: Graphische Darstellung I der Schachtanlage Asse II, Quelle: BfS, 2013

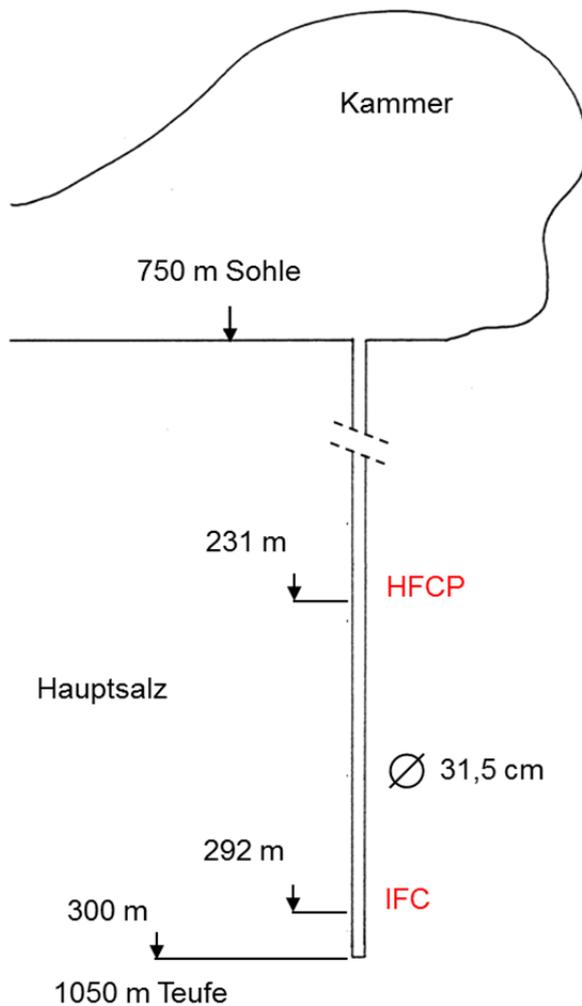


Bild 57: Schematische Darstellung der Versuchsteufen (Lowe & Knowles 1989)

Die Umgebende Salzstruktur besteht aus Hauptsalz. Da prüfbares Material zu Asse Speisesalz vorhanden war und diese sich gegenüber dem Asse Hauptsalz sehr ähnlich verhält, wurde im Labor Asse Speisesalz untersucht (Abschnitt 3.2) und zur Kennwertbestimmung herangezogen.

4.1.1 Isothermal Free Convergence (IFC)

Kurz nach Herstellung der Bohrung wurde eine freie Bohrlochkonvergenz ohne jegliche äußerliche Wirkung zugelassen, weder mechanisch noch thermisch („Isothermal free convergence“). Die entstandenen Verformungen wurden in einer Bohrlochtiefe von ca. 292 m (Gesamttiefe 1.042 m) über einen Zeitraum von 834 Tagen (21.12.1979 – 30.03.1982) durch Messungen festgehalten. Nach Doeven (1983) wurden die Messungen im Bohrloch mit Hilfe von Inspektionssonden durchgeführt und durch eine Videokamera

dokumentiert. In Tabelle 11 sind die von der ECN ausgewerteten Verschiebungsmessungen dargestellt, welche zur späteren Validierung der berechneten Kriechkurve herangezogen wurden. Angegeben sind die Radialverschiebungen in mm zum dazugehörigen Zeitpunkt der Messung in Tagen.

Time (days)	Radial Displacement (mm)	Time (days)	Radial Displacement (mm)
3.5	0.38	301.1	4.82
5.5	0.54	321.5	5.00
7.6	0.66	340.6	5.16
10.7	0.83	360.2	5.31
12.8	0.92	380.1	5.48
14.9	1.00	406.6	5.70
16.5	1.07	420.2	5.82
18.6	1.15	441.0	5.74
20.5	1.21	461.6	5.88
22.4	1.27	480.9	6.02
36.6	1.65	501.0	6.16
41.1	1.75	522.1	6.30
46.6	1.86	541.7	6.45
50.4	1.94	554.6	6.54
55.4	2.04	580.6	6.97
61.5	2.14	602.0	7.09
71.6	2.32	638.4	7.34
121.4	3.00	661.1	7.48
131.2	3.11	682.2	7.62
140.9	3.23	701.5	7.75
150.8	3.34	723.7	7.89
171.4	3.57	737.6	7.98
202.2	3.88	760.0	8.12
221.2	4.07	780.2	8.25
240.0	4.25	800.4	8.38
263.2	4.50	834.3	8.59
280.1	4.64		

Tabelle 11: ECN Verschiebungsmesswerte vom IFC Versuch, COSA II Bericht, S. 48 (Lowe & Knowles 1989)

4.1.2 Heated Free Convergence Probe (HFCP)

Folgend zum IFC Versuch, und zwar 1309 Tage nach Bohrlochherstellung, wurde bei einer Bohrlochtiefe von ca. 231 m (Gesamtteufe 981 m) der tatsächliche „Erhitzerversuch“ HFCP durchgeführt. Hierbei wurde ebenfalls eine freie Konvergenz zugelassen, welche jedoch unter Temperatureinfluss beschleunigt wurde. Ziel des Erhitzerversuchs war die Untersuchung des Kriechverhaltens von Steinsalz unter erhöhten Temperaturen. Der Versuch wurde zwischen Juli und August 1983 durchgeführt und lief über 19 Tage. Die Messungen liefen zusätzliche 3 Tage, sodass auch eine dreitägige Abkühlphase betrachtet werden konnte.

Die Wärme wurde durch eine sogenannte „Erhitzer-Sonde“ erzeugt, welche in fünf Abschnitte unterteilt ist. Die mittleren drei Abschnitte mit einer Gesamtlänge von 3 m beinhalten hierbei Drahtspulen, mit denen die Wärme erzeugt wurde. Die beiden Endabschnitte von jeweils 1,5 m dienten dazu, die Verformungen vom Gebirge über die Erhitzer hinaus und somit das Einklemmen oder die Beschädigung der Instrumente durch das Gebirge zu verhindern. Der Durchmesser der Erhitzer-Sonde beträgt ca. 18 cm (Lowe & Knowles 1989). Eine schematische Skizze vom Versuch ist in Bild 58 dargestellt.

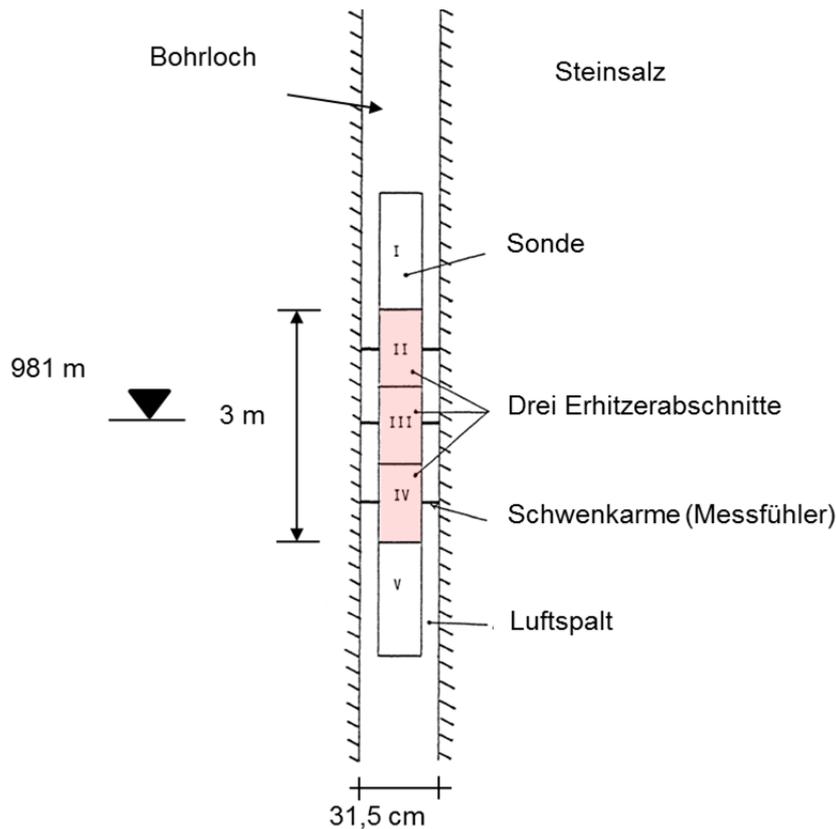


Bild 58: Schematische Darstellung des HFCP Versuchsaufbaus (Lowe & Knowles, 1989)

Für die Bohrlochkonvergenzmessung wurde die Sonde mit 30 Schwenkarmen bestückt. Etwa 50 Thermoelemente kamen für die Temperaturmessung zum Einsatz. Diese wurden an der Sonde und am Ende der „Schwenkarme“ angebracht, sodass die Temperatur an der Sonde sowie an der Salzkontur gemessen werden konnte. In Bild 59 sind die von der ECN für die mittlere Höhe der drei mittleren Erhitzerabschnitte ausgewerteten Verschiebungsmessungen über die Zeit aufgetragen. In Tabelle 12 sind die Temperaturmesswerte aufgelistet. Bild 60 zeigt ein von der ECN über die Teufe ausgewertetes Ergebnis der Verschiebungsmessungen.

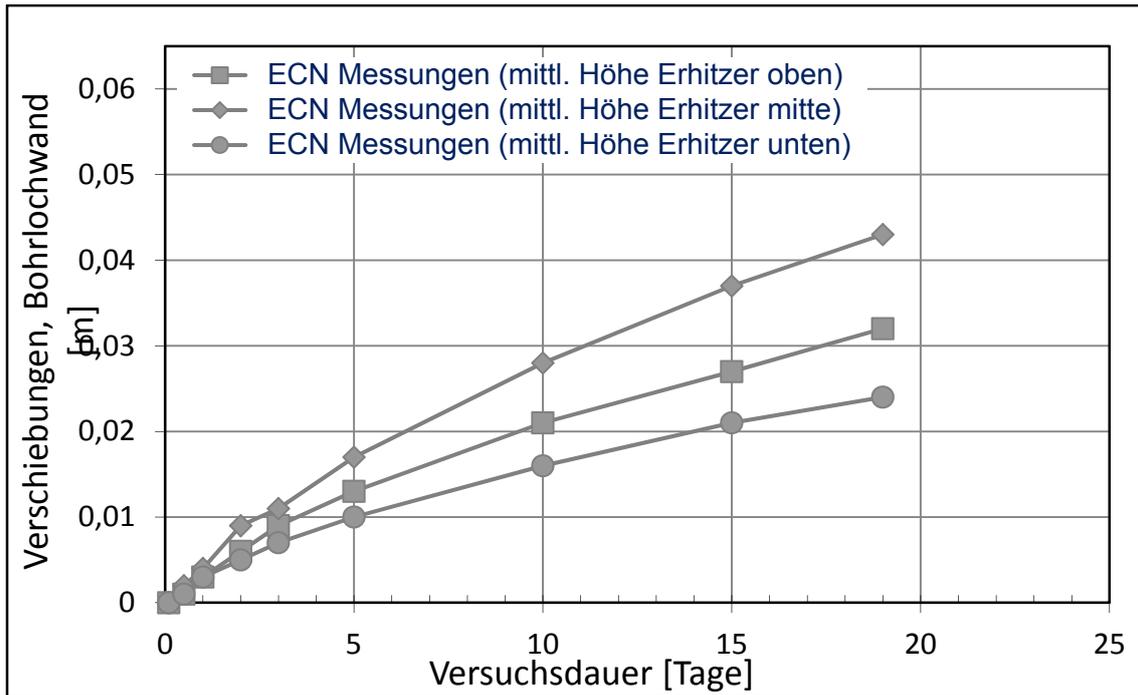


Bild 59: HFCP Versuch – ECN Verschiebungsmesswerte über Zeit (Lowe & Knowles, 1989)

Time (Days)	SWINGING ARM TEMPERATURES (°C)		
	Upper	Middle	Lower
0.1	113	99	94
0.5	168	163	153
1	179	179	163
2	185	202	189
3	191	210	196
5	199	219	205
10	213	251	220
15	223	262	224
19	229	281	233
20	81	91	79
21	68	74	66
22	63	68	61

Tabelle 12: HFCP Versuch – ECN Temperaturmesswerte (Lowe & Knowles, 1989)

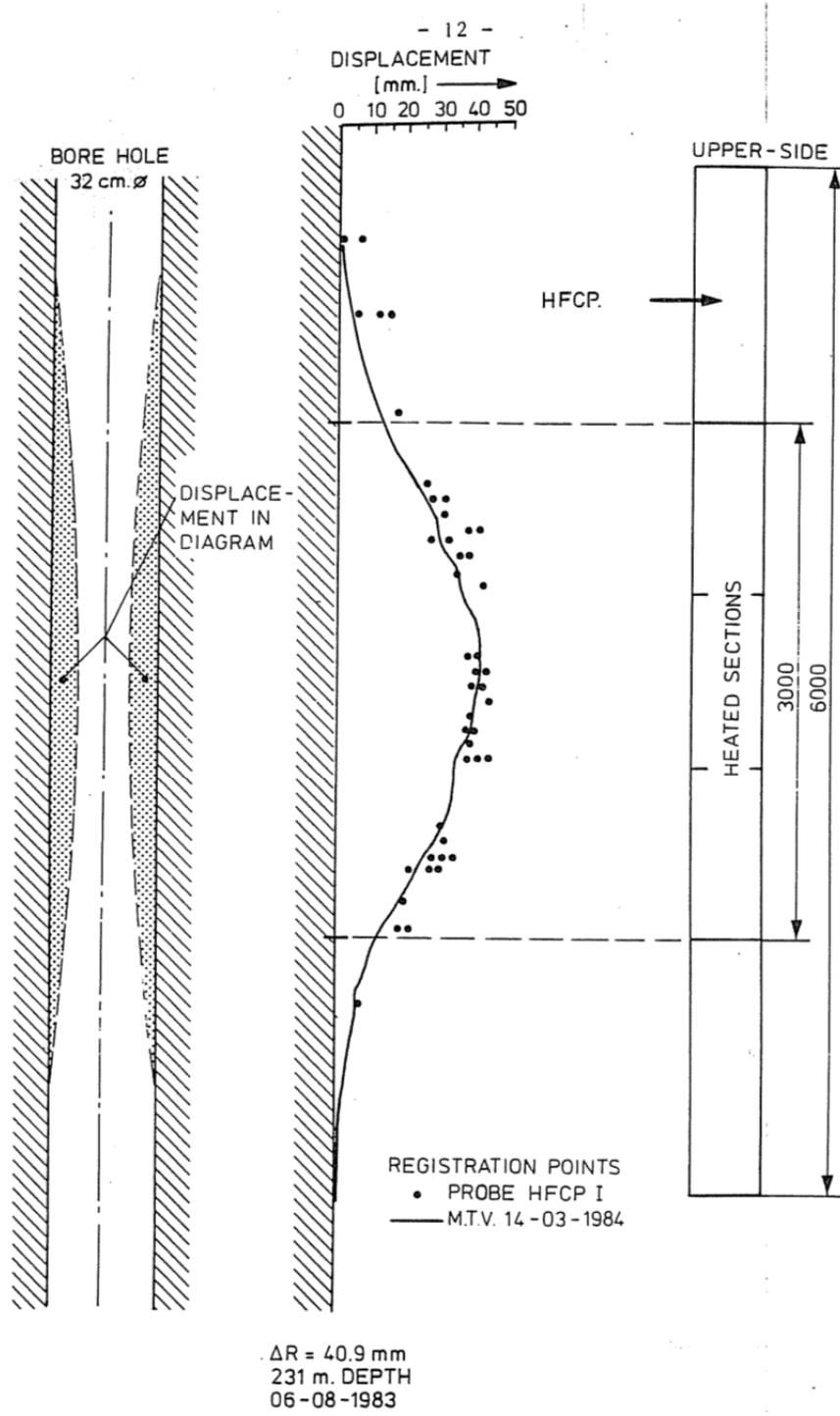


FIG.3d COMPARISON BETWEEN HFCP-VALUES VERSUS THE MEASURING TELEVISION VEHICLE MEASUREMENTS.

Bild 60: HFCP Versuch – ECN Verschiebungsmesswerte über die Tiefe (Vons, 1986)

4.2 IFC Benchmark-Berechnung

Der IFC Versuch wurde in erster Linie als erste Überprüfung der Stoffmodelle hinsichtlich Ihrer Fähigkeiten zur Beschreibung des Verformungsverhaltens des Steinsalzes und dessen Anwendbarkeit in Computersimulationsprogrammen und zur Feinjustierung der im Labor ermittelten Materialkennwerte herangezogen. Das prognostizierte Kriechverhalten sollte insoweit angepasst werden, dass die berechnete Verschiebungskurve den in der Tabelle 11 gegebenen, gemessenen Verschiebungen bestmöglich angleicht. Dies unter der Vorgabe, dass ein bzw. maximal zwei Kriechparameter verändert werden sollten. Somit sollte der im Labor ermittelte, einheitliche Kennwertsatz nicht entfremdet werden.

Für die Simulation wurde ein Viertel-Scheibenmodell gewählt. Dieses Modell hat sich in unserem Hause bereits bewährt und ist mit seinen Randbedingungen in FLAC3D einfach und schnell modelliert, sodass der zeitliche Verlust bei der Simulationsberechnung gegenüber Modellen mit geringerer Elementzahl (z.B. „wedge“-Modelle/„Tortenstück“) vernachlässigt werden kann.

Der primäre Gebirgsdruck wurde unter Berücksichtigung der Versuchsteufe von 1.042 m mit 24 MPa angenommen. Die Temperatur wurde über das gesamte Modell konstant mit $T = 42^{\circ}\text{C}$ angesetzt. Der E-Modul und die Querkontraktionszahl sind aus dem COSA II Bericht entnommen (siehe Tabelle 3, bzw. Bild 67).

Durch erste Benchmark-Untersuchungen wurde ein Modell generiert, welches ausreichend genaue Ergebnisse bei geringer Berechnungszeit lieferte. Insbesondere wurde der Einfluss der Elementbreite vom ersten Element am Bohrlochrand und die Aufweitung der Elementbreite Richtung Modellrand auf die Berechnungsergebnisse und –dauer näher untersucht. Da die Laboruntersuchungen noch andauerten, waren die Materialparameter für Asse Speisesalz zu diesem Zeitpunkt noch nicht bestimmt. Daher wurden für diese Berechnungen zum Teil Erfahrungswerte angenommen.

Bild 61 zeigt einen Vergleich einer Auswahl von berechneten Radialverschiebungen am Bohrlochrand aus der Benchmark-Untersuchung mit der Verschiebungsmesskurve nach Tabelle 11. Die Ergebnisse zeigen geringe Abweichungen bei den berechneten Verschiebungen. Da die Modellgröße überschaubar ist, sind die Simulationszeiten ebenfalls nur geringfügig unterschiedlich und für diese Fragestellung vernachlässigbar.

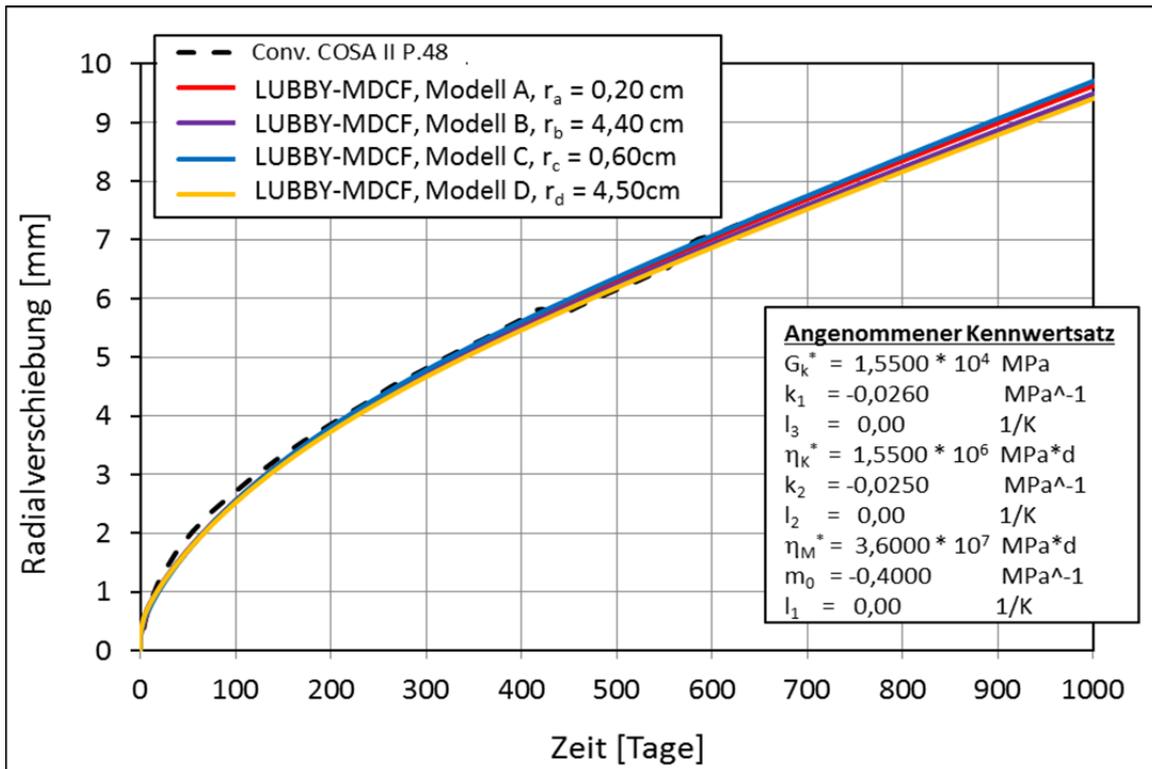


Bild 61: IFC Versuch - Benchmark-Untersuchung und Gegenüberstellung berechneter Verschiebungen untereinander und mit Messwerten.

Das letztendlich gewählte Modell für die Nachberechnung des Versuchs, bzw. für die Nachjustierung der Kriechparameter ist in Bild 62 dargestellt. Es hat eine Höhe von 1 m, ist 20 m breit und das erste Element am Bohrlochrand hat eine Breite von ca. 0,25 cm. Die Aufweitung in radialer Richtung (ratio) beträgt 1,14. Zusätzlich sind im Modellrand drei weitere Elementreihen angeordnet, um eine rechteckige Form zu erhalten.

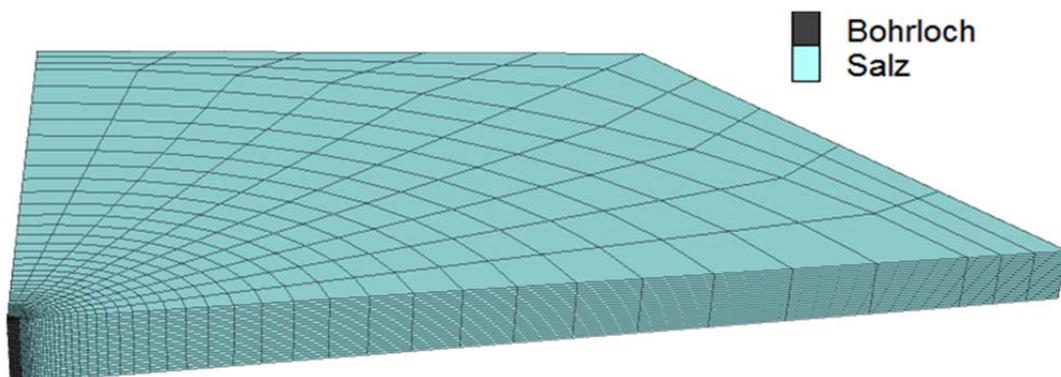


Bild 62: IFC Versuch - Berechnungsmodell, Gesamtansicht

Mit dem oben dargestellten Modell und den in Abschnitt 3.2.6 vorgestelltem Parametersatz fürASSE Speisesalz (Tabelle 3) wurde der IFC Versuch über einen Zeitraum von 1.200 Tagen simuliert. In Bild 63 sind die gemessenen und die berechneten Verschiebungen gegenübergestellt. Der Vergleich zeigt, dass die stationäre Kriechphase schon ziemlich gut übereinstimmt. Lediglich der transiente Kriechanteil ist zunächst etwas überschätzt und nimmt dann schnell ab, sodass die stationäre Kriechphase letztendlich schneller eintritt als in der Messkurve. Somit liegt die berechnete Kurve auch etwas unterhalb der gemessenen. Eine mögliche Erklärung für die Unterschiede im transienten Kriechverhalten wäre, dass die für die zur Ermittlung der Kennwerte herangezogenen Kriechversuche eine anfängliche, 6-7 tägige Konsolidierungsphase beinhalten und die deviatorische Belastung und somit auch das primäre Kriechverhalten nicht bei $t = 0$ d eintritt. Der bei der Kennwertermittlung angewendete Zeitverfestigungsansatz ist in diesem Fall weniger geeignet. Eine andere Erklärung wäre, dass die umgebende Salzstruktur in situ aus Hauptsalz besteht, im Labor jedoch Speisesalz untersucht wurde und dieser, wenn auch nur gering, Unterschiede im primären Kriechverhalten aufweisen könnte.

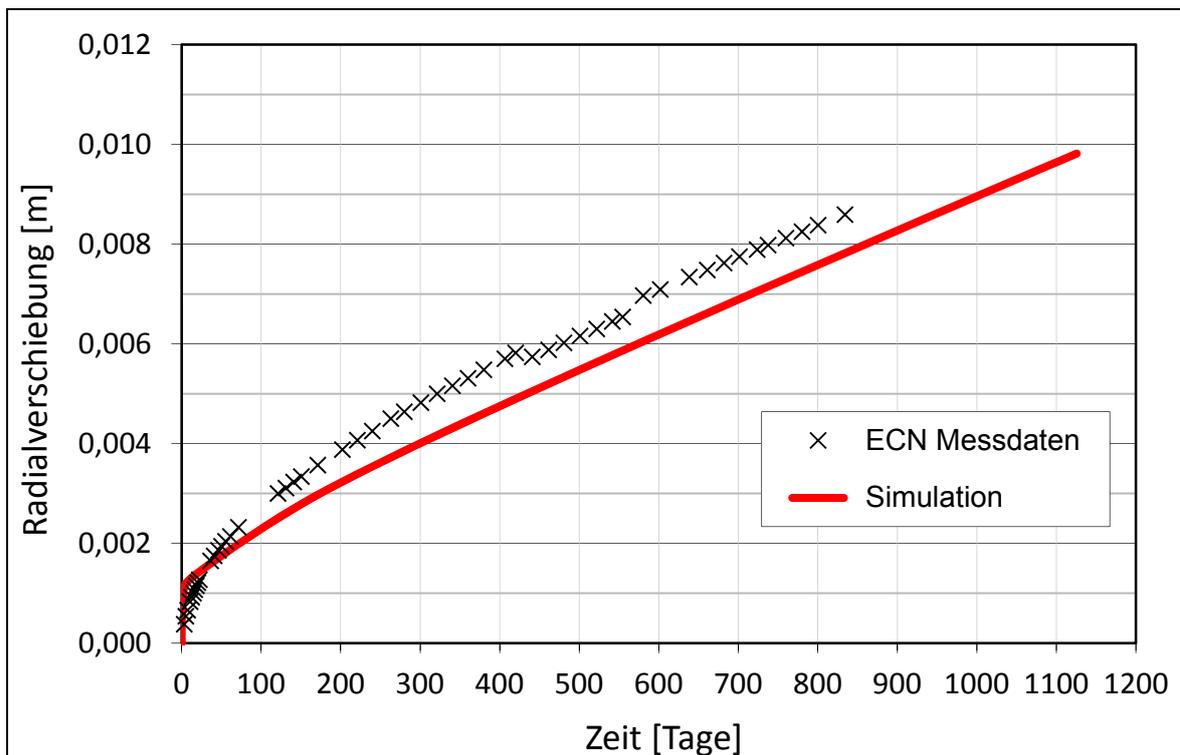


Bild 63: IFC Versuch - Simulation mit Kennwertsatz fürASSE Speisesalz aus Labor. Vergleich berechnete und gemessene Radialverschiebung über Zeit

Wie im Vorfeld bereits erwähnt wurde der IFC Versuch zur Feinjustierung der im Labor ermittelten Materialkennwerte herangezogen, um diese den speziellen, lokationsspezifischen Bedingungen anzupassen. Hierfür sollte die berechnete Radialverschiebung der zum Vergleich gegenübergestellten ECN Messkurve so gut wie möglich angenähert werden (curve fitting), jedoch unter der Prämisse, dass ein bzw. maximal zwei Kriechparameter verändert werden sollten. Wie oben bereits beschrieben stimmt das im Labor ermittelte, sekundäre Kriechverhalten bereits ziemlich gut mit dem in situ gemessenem Kriechverhalten überein. Die Anpassung der Kurve wurde daher ausschließlich über Parameter durchgeführt, welche das transiente Kriechverhalten beschreiben.

Folgende Kriechparameter wurden angepasst:

$$\begin{aligned} k_1 &= -0.026 \quad \text{MPa}^{-1} && (\text{Vorher: } k_1 = -0.18 \quad \text{MPa}^{-1}) \\ \bar{\eta}_k^* &= 3.000e11 \quad \text{MPa} \cdot \text{d} && (\text{Vorher: } \bar{\eta}_k^* = 6.000e10 \quad \text{MPa} \cdot \text{d}) \end{aligned}$$

Tabelle 13: IFC Versuch – Kriechparameter nach Anpassung.

In Bild 64 ist das Ergebnis aus der Simulation mit den nachjustierten Parametern dargestellt. Zu sehen ist eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten, zeitlichen Radialverschiebung mit der gemessenen.

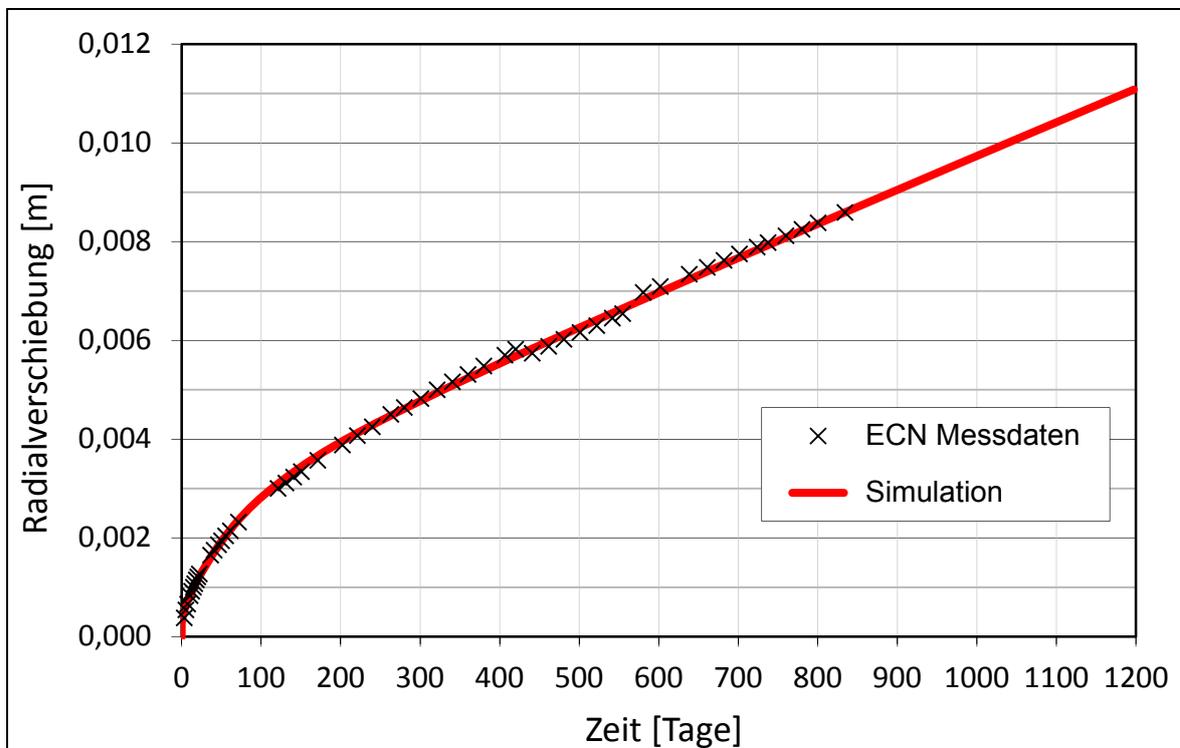


Bild 64: IFC Versuch - Simulation mit nachjustiertem Kennwertsatz für Asse Speisesalz, Vergleich berechnete und gemessene Radialverschiebung über Zeit

In Bild 65 ist die berechnete Radialverschiebung auch noch einmal als Horizontalspur in Modellmitte zum Zeitpunkt $t = 1.200 \text{ d}$ ausgewertet. Die Verschiebungen sind nach ca. 2 - 3 m weitestgehend abgeklungen.

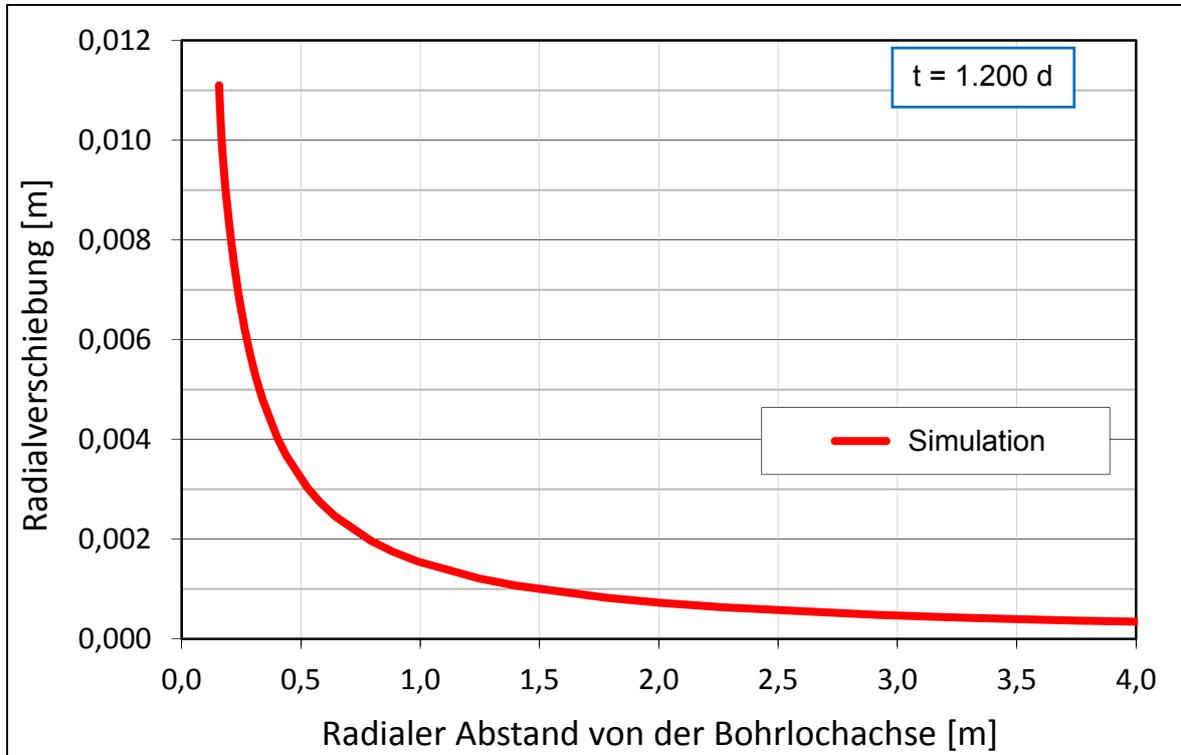


Bild 65: IFC Versuch - Simulation mit nachjustiertem Kennwertsatz für Asse Speisesalz, berechnete Radialverschiebung als Horizontalspur in Modellmitte

4.3 HFCP Benchmark-Berechnung

in Bild 66 ist eine Seitenansicht des für die HFCP Simulation generierten Modells dargestellt. Es ist ebenfalls ein Viertel-Scheibenmodell. Die Modellbreite beträgt genauso wie die Modellhöhe 20 m. Der Radius beträgt 15,75 cm. Die Modellmitte entspricht der Versuchsteufe. Der erhitzte Bereich von 3 m ist als ein Erhitzer simuliert über welche eine konstante Temperaturkurve auf die Salzkontur aufgetragen wird.

Unter Berücksichtigung der Versuchsteufe von 981 m ist der primäre Gebirgsdruck mit $P = 23 \text{ MPa}$ und die primäre Gebirgstemperatur mit $T = 40,8 \text{ °C}$ angenommen, welche konstant über die gesamte Modellhöhe angesetzt ist. Für LUBBY-MDCF wurden die Kennwerte aus Tabelle 3 unter Berücksichtigung der Nachjustierung aus der IFC Berechnung (Tabelle 13) angewendet. Die zum Teil temperaturabhängigen, thermischen Materialparameter sind wie die elastischen Parameter aus dem COSA II Bericht entnommen (Bild 67).

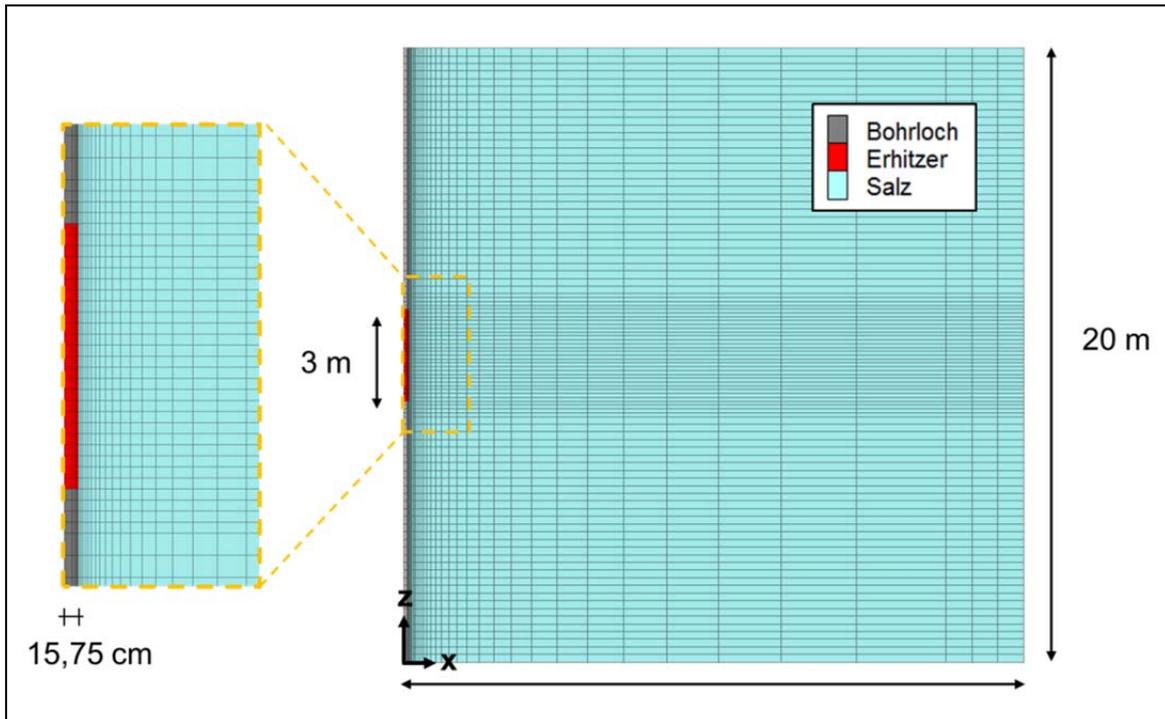


Bild 66: HFCP Versuch - Berechnungsmodell, Gesamtansicht und Ausschnitt

<u>Density</u>	
$\rho = 2187 \text{ Kg/m}^3$	
<u>Coefficient of thermal expansion</u>	
$\alpha = 4.2 \times 10^{-5} \text{ /}^\circ\text{C}$	
<u>Young's modulus</u>	<u>Specific Heat Capacity</u>
$E = 24 \text{ GPa}$	$C_p = b_0 + b_1 T \text{ J}/(^\circ\text{C m}^3)$
<u>Poisson's ratio</u>	$b_0 = 1.8705 \times 10^6$
$\nu = 0.27$	$b_1 = 3.8772 \times 10^2$
	$T = \text{Temperature in } ^\circ\text{C}$
<u>Coefficient of thermal conductivity</u>	
$\lambda = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 + a_3 T^3 \text{ W}/(^\circ\text{C m})$	
$a_0 = 5.734$	
$a_1 = -1.838 \times 10^{-2}$	
$a_2 = 2.86 \times 10^{-5}$	
$a_3 = -1.51 \times 10^{-8}$	
$T = \text{Temperature, } ^\circ\text{C}$	

Bild 67: HFCP Versuch – Thermische und elastische Parameter, COSA II

Nach Ermittlung des Primärspannungszustands wurde das simulierte Bohrloch vom Modell entfernt bzw. als Hohlraum ohne mechanische und thermische Eigenschaften definiert und der Sekundärspannungszustand bestimmt. Dann wurde eine Kriechphase von 1309 Tagen berechnet. Dies simuliert den Zeitraum bis zur Versuchsdurchführung, welche wie erwähnt 1309 Tage, nachdem das Bohrloch hergestellt wurde, begann. Anschließend wurde das Einschalten der Erhitzer simuliert und die Berechnung für weitere 19 Tage durchgeführt. Die als Randbedingung auf die Salzkontur aufgetragene Temperaturmesskurve ist in Bild 68 über die Zeit dargestellt. Null in der X-Achse gibt den Beginn vom Versuch an. Die 1309 Tage Kriechberechnung bei konstanter Temperatur sind in dieser Zeitachse nicht Berücksichtigt.

Da die Thermoelemente an den aus Metall bestehenden Schwenkarmen angebracht waren, sind die in Tabelle 12 angegebenen Messwerte durch die höhere Wärmeübertragung von Metall wahrscheinlich größer als die tatsächliche Gebirgstemperatur an der Salzkontur (Lowe & Knowles, 1989). Aus diesem Grund wurde im Verbund entschieden, für die Simulation des HFCP Versuchs die kleinsten gemessenen Werte aus Tabelle 12 zu nehmen und diese über die gesamte erhitzte Höhe von 3 m konstant anzusetzen. Die aufgetragene Temperatur soll sich hierdurch den realen Verhältnissen besser anpassen.

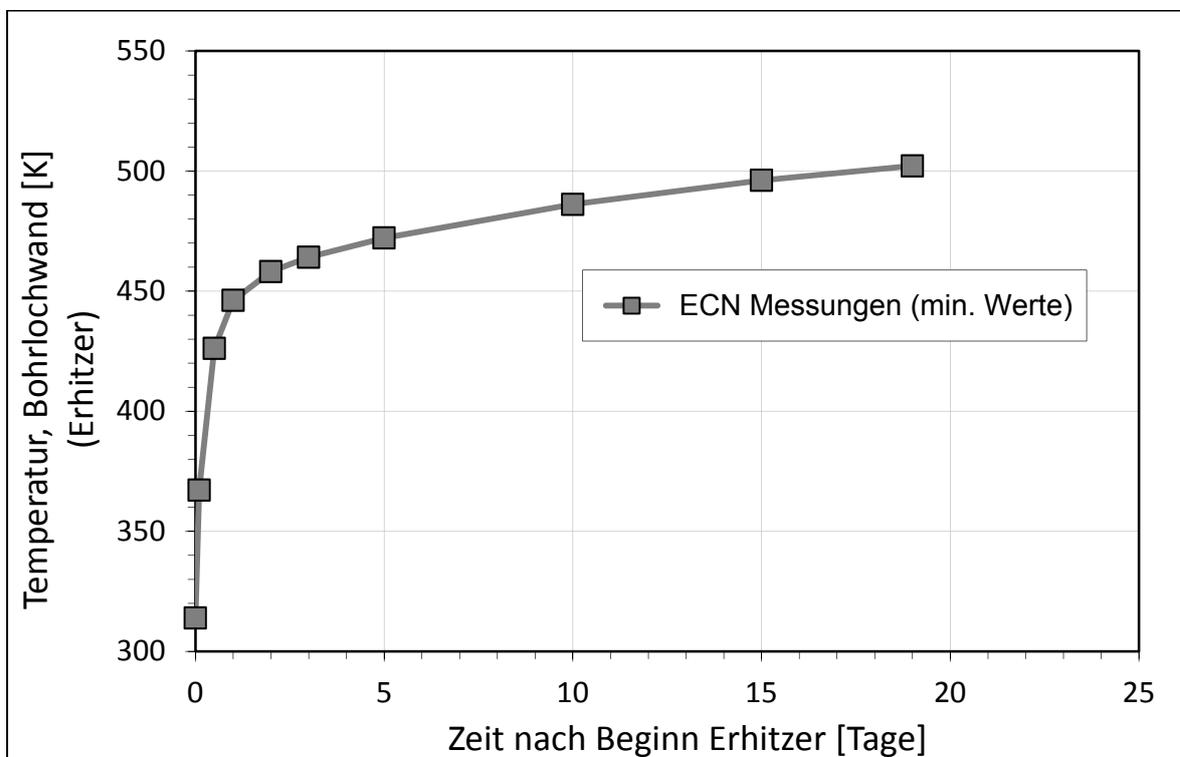


Bild 68: HFCP Versuch - Aufgetragene Temperaturmesskurve in Kelvin über Zeit

Nach den weiteren 19 Tagen Versuchssimulation wurde der Erhitzer ausgeschaltet und die Berechnung für weitere 3 Tage mit freier Temperaturentwicklung durchgeführt. Insgesamt wurden 1.331 Tage simuliert. Bild 69 zeigt die berechnete Temperaturkurve an der Salzkontur in Modellmitte. In den ersten 19 Tagen entspricht sie erwartungsgemäß der vorgegebenen Temperaturrandbedingung. In der Abkühlphase von drei Tagen ist die Kurve den am mittleren Erhitzer gemessenen Werten gegenübergestellt. Die berechnete Temperatur ist in diesem Abschnitt ca. 10°C höher als die gemessene.

In Bild 70 sind die berechneten Verschiebungen den von der ECN ausgewerteten Messkurven gegenübergestellt. Bild 71 zeigt für denselben History-Punkt die *von Mises* Vergleichsspannung.

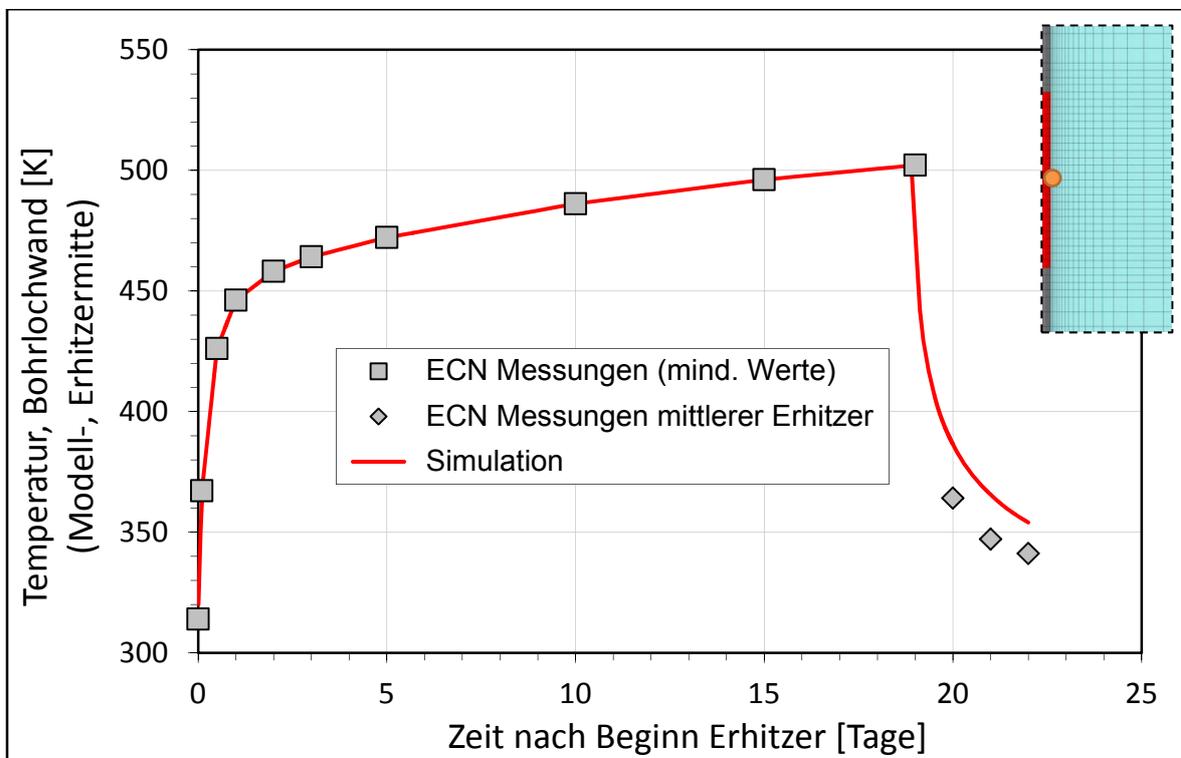


Bild 69: HFCP Versuch - Berechnete und gemessene Temperatur

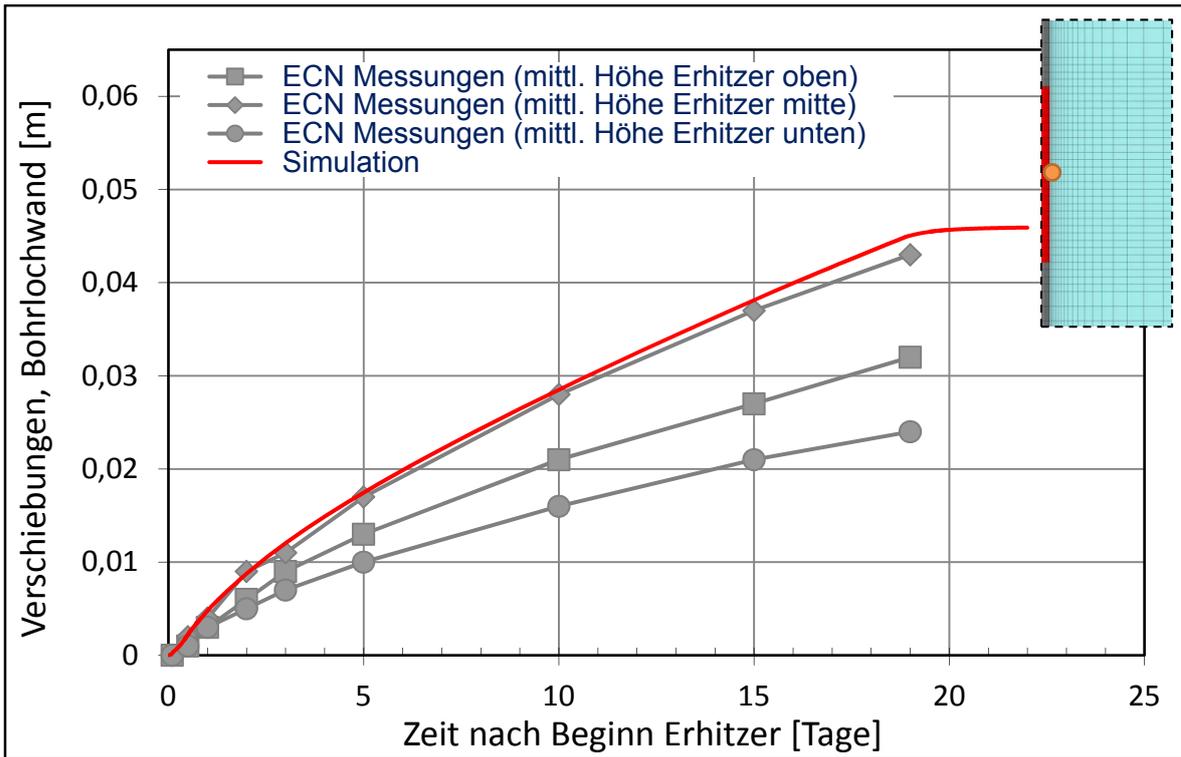


Bild 70: HFCP Versuch - Berechnete und gemessene Verschiebungen.

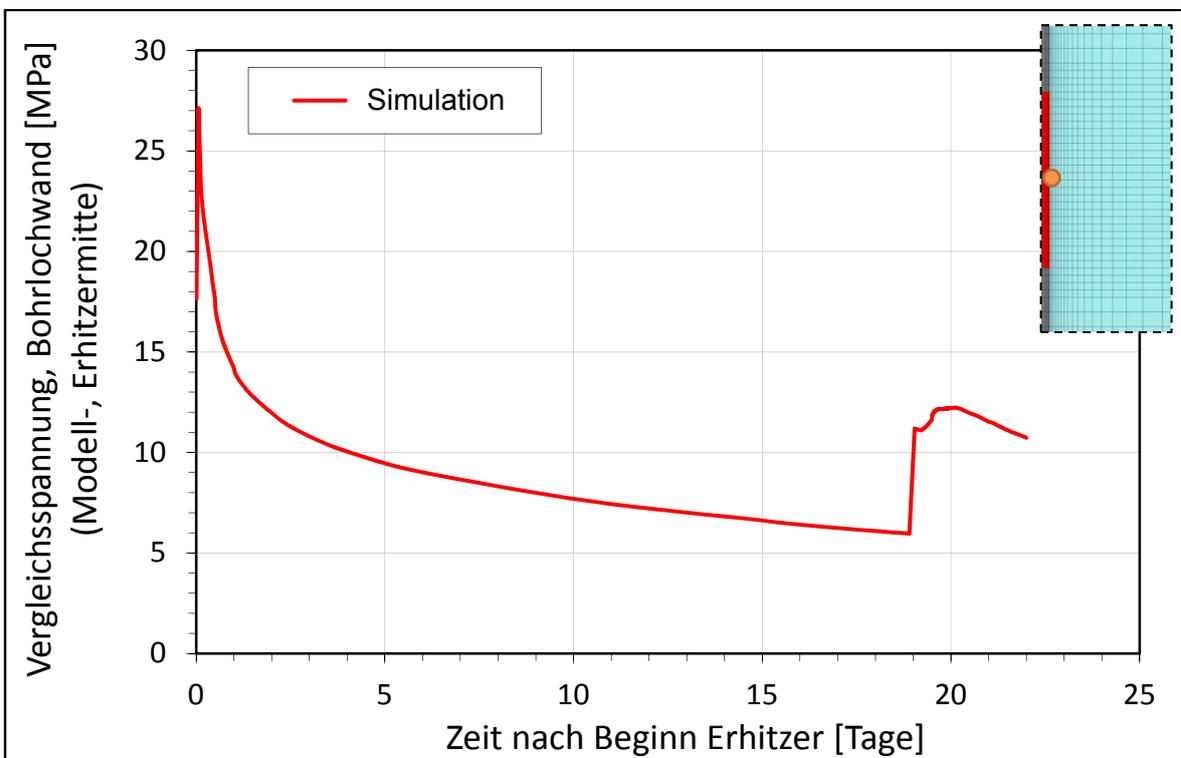


Bild 71: HFCP Versuch - Berechnete Vergleichsspannung nach von Mises

Nach Einschaltung der Erhitzer springt die Effektivspannung unverzüglich von 17,5 MPa auf ca. 27,1 MPa und nimmt in der Erhitzerphase ab bis auf ca. 6 MPa nach 19 Tagen (Bild 71). Nach Ausschaltung der Erhitzer kommt es zu einem erneuten Anstieg der Vergleichsspannung, welche mit der Zeit wieder abnimmt.

Der Vergleich in Bild 70 zeigt eine ziemlich gute Übereinstimmung der berechneten Verschiebungen in Modellmitte an der Salzkontur mit den an derselben Stelle gemessenen Verschiebungen. Die berechnete Kurve ist nur leicht höher (ca. 5%). In Bild 72 sind die berechneten Verschiebungen (am Ende der Simulation) als Vertikalspur entlang der Salzkontur den in Bild 60 bereits dargestellten Verschiebungsmesspunkten gegenüber gestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass die berechneten Verschiebungen auch über die Bohrlochkontur mit einer teilweise erhöhten Abweichung zwischen 2-10% die Messwerte relativ gut wiedergeben.

Prinzipiell kann resümiert werden, dass die berechneten Bohrlochkonvergenzen in der Größenordnung der gemessenen Werte liegen, wenn auch mit leicht erhöhten Werten. Die Berechnungen zeigen, dass das Stoffmodell LUBBY-MDCF die thermisch aktivierten Deformationsmechanismen gut beschreibt.

Eine mögliche Erklärung für die etwas erhöhten Verschiebungen aus den Berechnungen wäre, dass die angenommene Temperaturrandbedingung immer noch höher ist als sie tatsächlich in situ war. Eine andere Erklärung hierfür wäre die Extrapolation der Temperaturbedingungen aus dem Labor zu den relativ hohen Temperaturbedingungen in situ. Die für die Parameterbestimmung herangezogenen Laborversuche wurden in einem Temperaturbereich zwischen 30°C und 80°C durchgeführt. Die Temperaturbedingungen im Experiment lagen jedoch bei 200 bis 229°C.

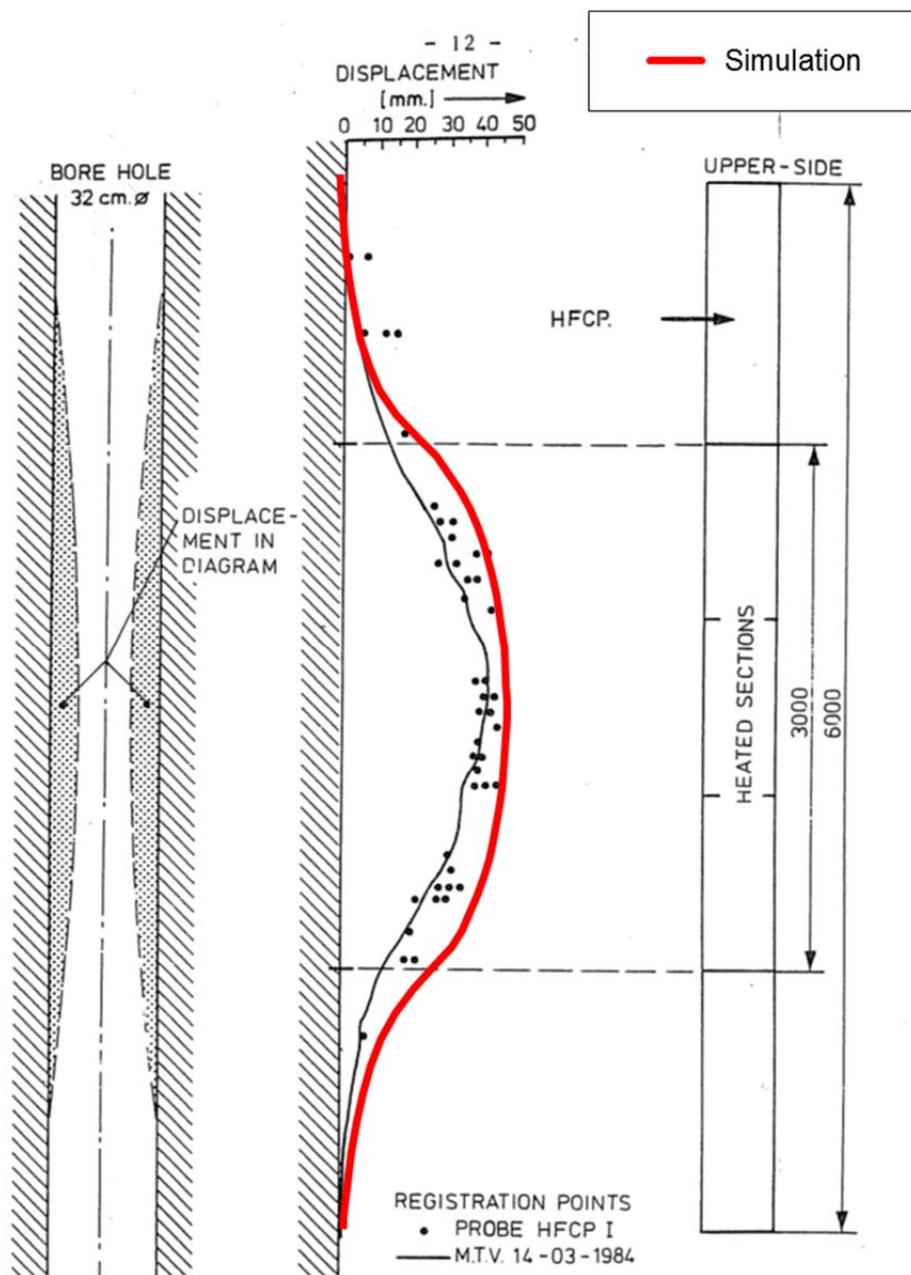


Bild 72: HFCP Versuch – Vergleich berechnete und gemessene Verschiebung über die Tiefe

Die Bilderreihe Bild 73 bis Bild 79 zeigt verschiedene Berechnungsergebnisse in der zeitlichen Entwicklung. Dargestellt ist die Temperatur im Konturplot sowie als Horizontalspur in Modellmitte, die Radialverschiebung entlang der Tiefe und die Effektivspannung ebenfalls als Vertikalspur in Modellmitte. Dargestellt sind die Auswertungen für die Zeiten $t_{\text{Erhitzer}} = 0 \text{ d}$ (Beginn Erhitzer) bis $t_{\text{Erhitzer}} = 19 \text{ d}$ (Ende Erhitzer).

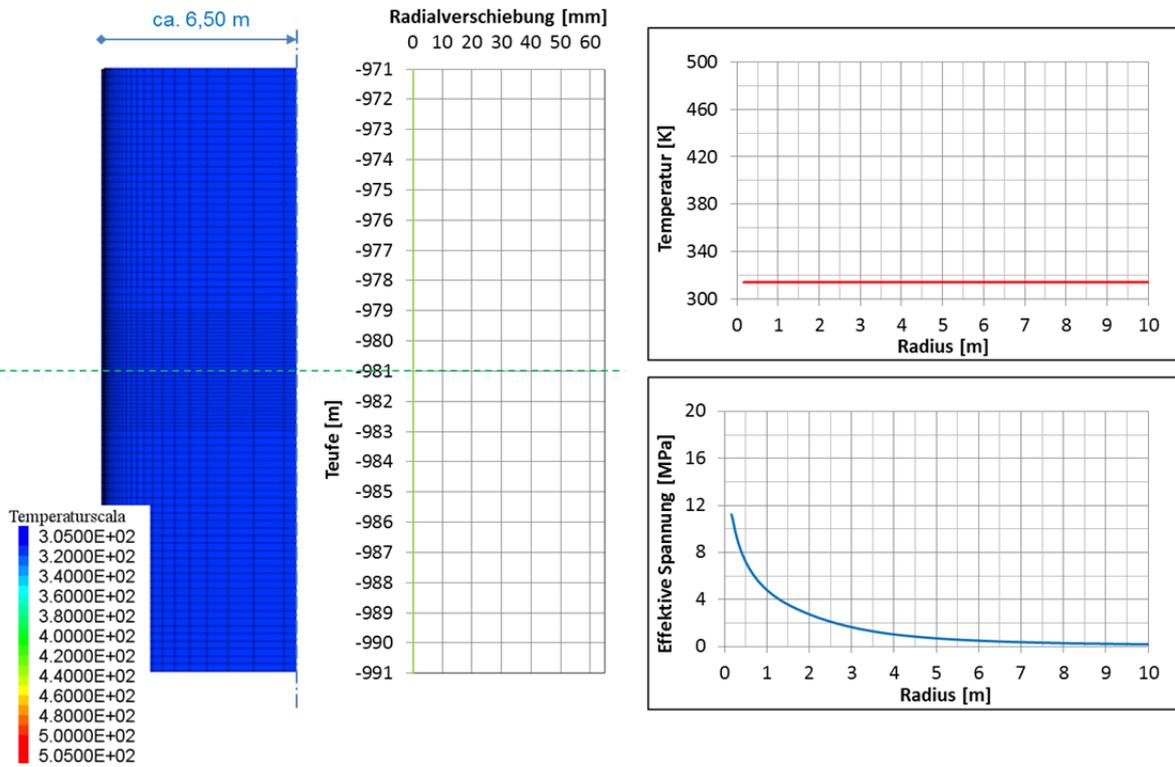


Bild 73: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 0 \text{ d}$

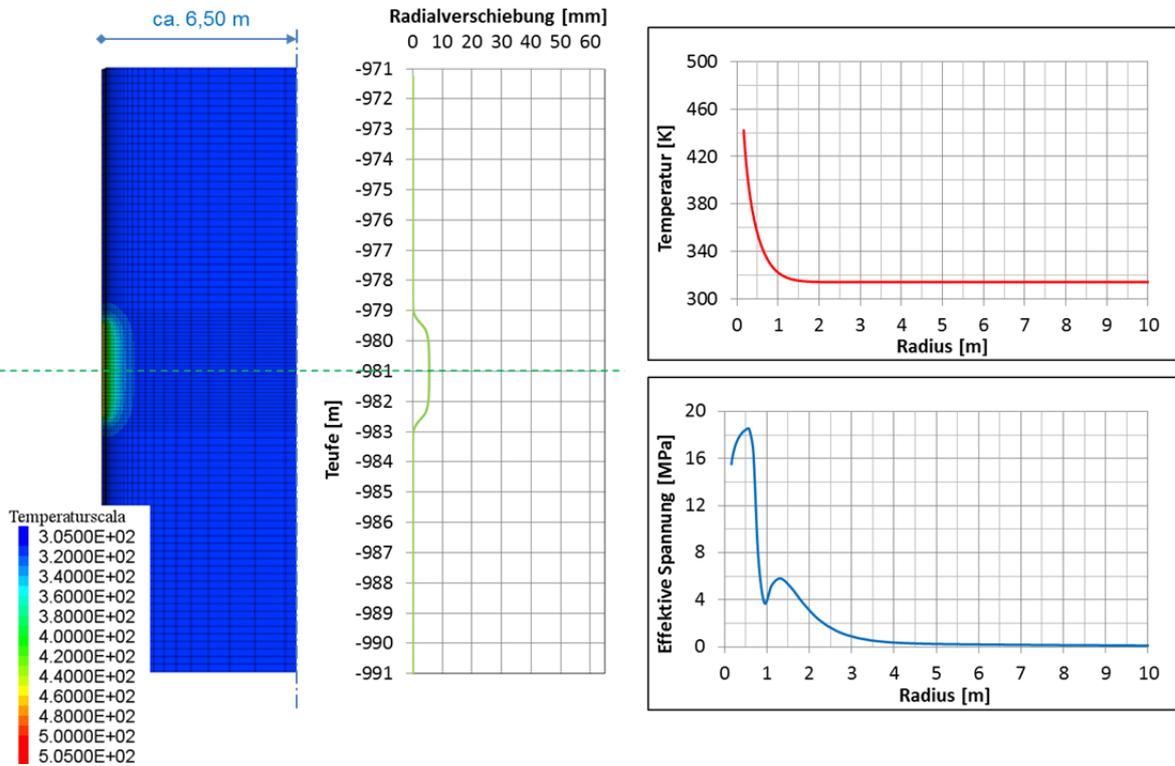


Bild 74: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 1 \text{ d}$

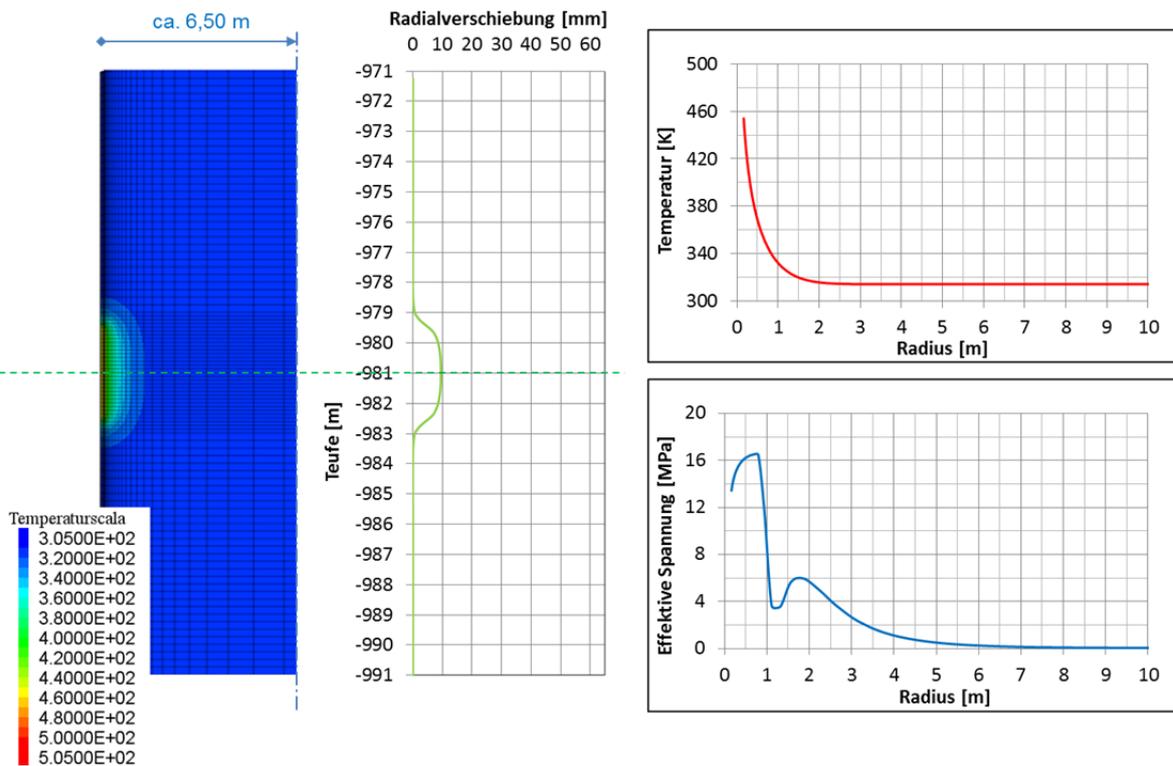


Bild 75: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 2 \text{ d}$

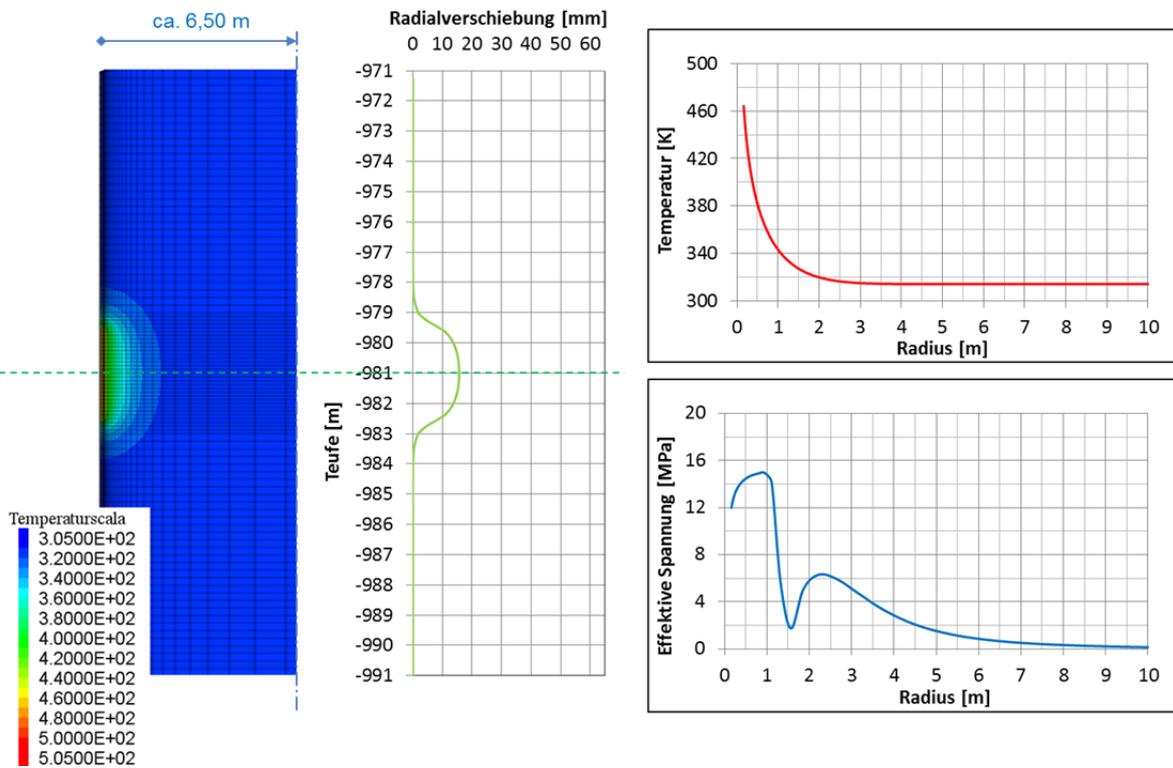


Bild 76: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 4 \text{ d}$

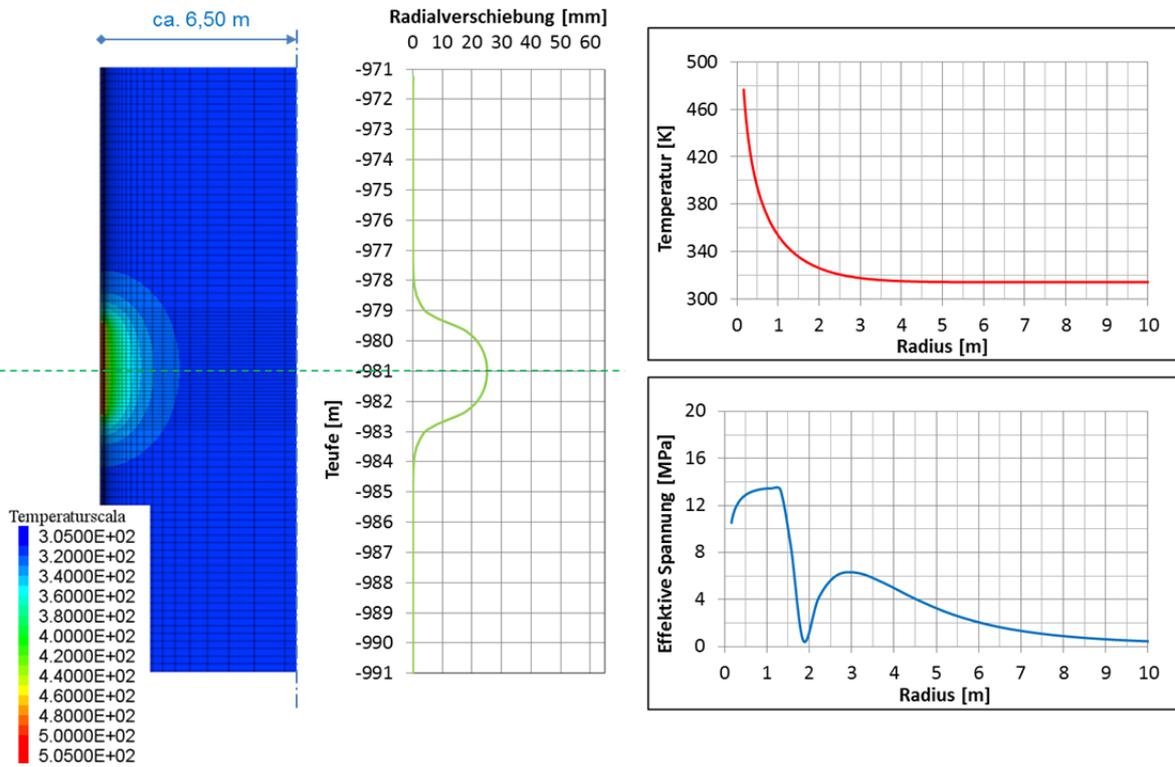


Bild 77: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 8 \text{ d}$

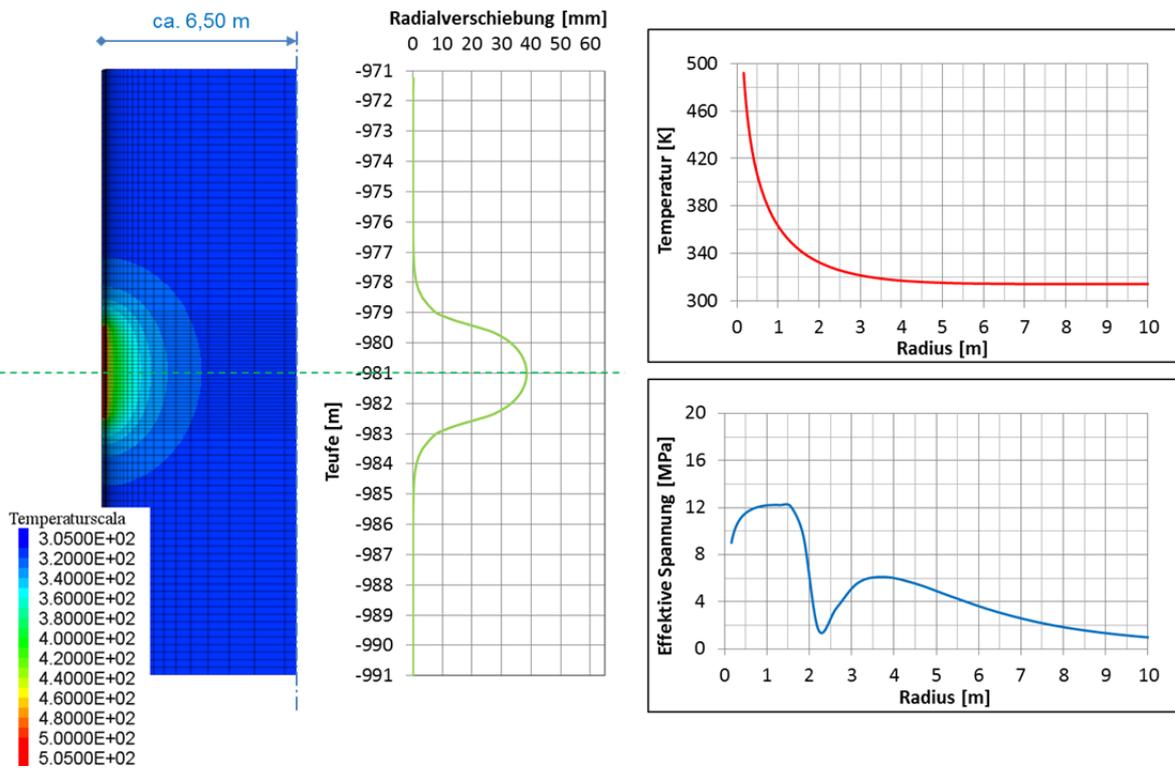


Bild 78: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{\text{Erhitzer}} = 15 \text{ d}$

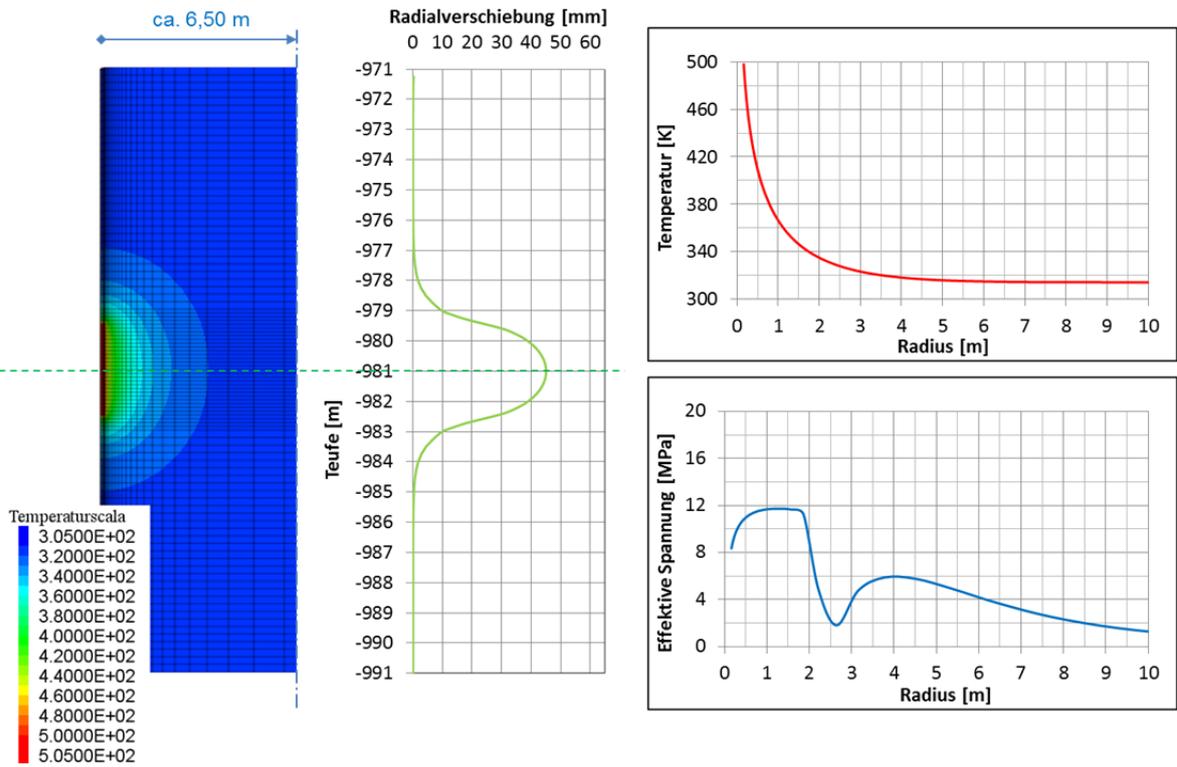


Bild 79: HFCP Versuch – Verschiedene Auswertungen, $t_{Erhitzer} = 19 d$

5 Simulationsberechnungen zum Dammjoch-Versuch

Beim „Dammjoch-Versuch“ handelt es sich um eine In situ-Untersuchung, welche im Asse Bergwerk liegenden Vahlberger Strecke zur Untersuchung der Selbstverheilung von Auflockerungszonen im Steinsalz durchgeführt wurde. Diese Strecke ist hierfür besonders geeignet, da hier bereits 1914 eine Teilstrecke mit einem Dammjoch aus Gussstahl-Tübbingausbau versehen wurde. Auf Grund der Annahme, dass durch die jahrzehntelange Standzeit des steifen Ausbaus eine Verheilung der Auflockerungszone im Steinsalz stattgefunden haben sollte, wurden von der GRS während des Forschungsvorhabens ALOHA2 Permeabilitätsmessungen durchgeführt [17]. Der Einbau eines stützenden Bauwerks schon vor vielen Jahren sollte die mögliche Verheilung der Auflockerungszone über eine längere Zeit begünstigen. Ebenfalls ist der Dammjoch-Versuch besonders interessant, da durch den Teilausbau der Strecke eine offene Strecke mit nahezu identischen geomechanischen Verhältnissen als Vergleich zum ausgebauten Teil zur Verfügung steht.

Dieses Beispiel zur In situ-Verheilung von Steinsalz wurde in unserem Verbundvorhaben für den Vergleich der Vorgehensweisen und Stoffmodellansätze zur Beschreibung von Schädigungsrückbildung anhand von Modellberechnungen herangezogen. Hierfür wurde eine Studie von numerischen Simulationen am Dammjoch sowie an der offenen Strecke durchgeführt und die Ergebnisse aus den Berechnungen gegenübergestellt und diskutiert.

5.1 Beschreibung des Experiments

Auf der 700-m-Sohle des Forschungsbergwerks Asse wurde eine 1911 aufgefahrne Strecke bereits 1914 auf einer Länge von 25 m mit einem Dammjoch (engl.: Bulkhead) aus Gussstahl-Tübbing versehen und der verbleibende Raum zwischen Tübbing und Strecke ausbetoniert [17]. In Bild 80 ist eine graphische Darstellung der Schachtanlage zu sehen, diesmal von der Nordflanke aus dargestellt (Bild 56: Südflanke). Der blaue Kreis deutet den Ort der Dammjochstrecke an. Die Dammjochumgebung ist in Bild 81 dargestellt. Bild 82 zeigt einen Blick in die Dammjochstrecke.

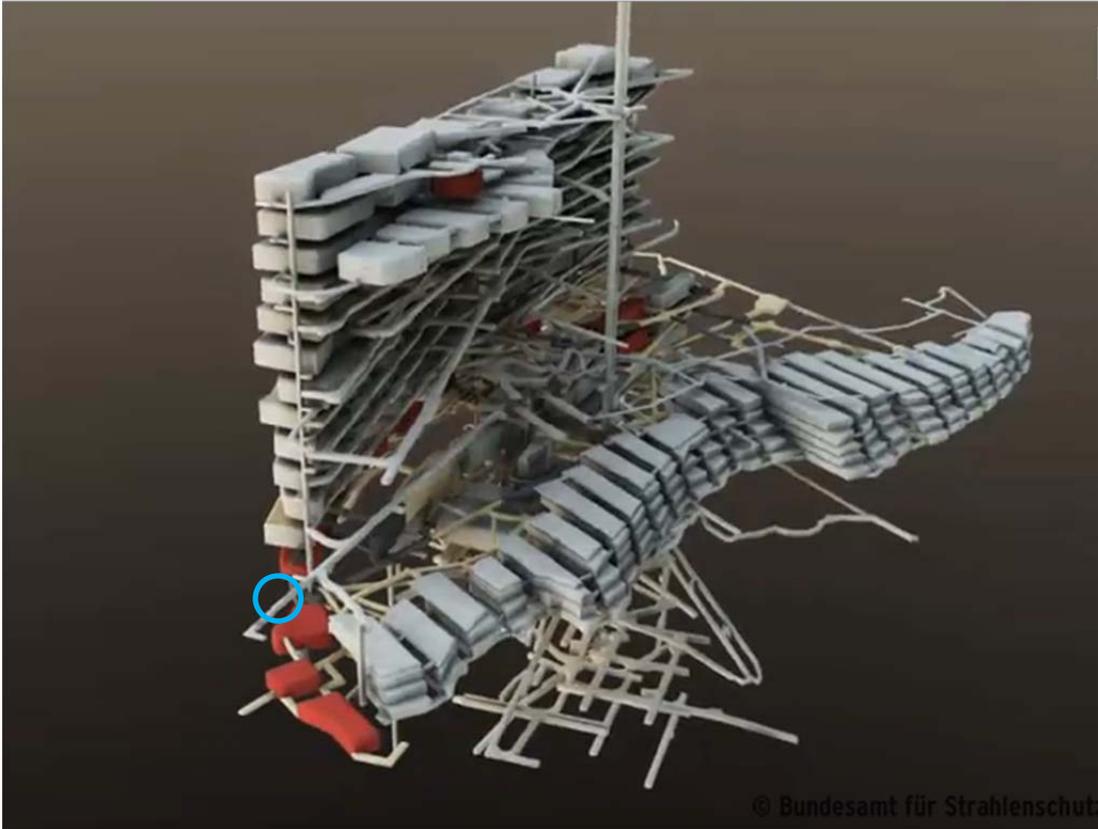


Bild 80: Graphische Darstellung II der Schachanlage Asse II, Quelle: BfS

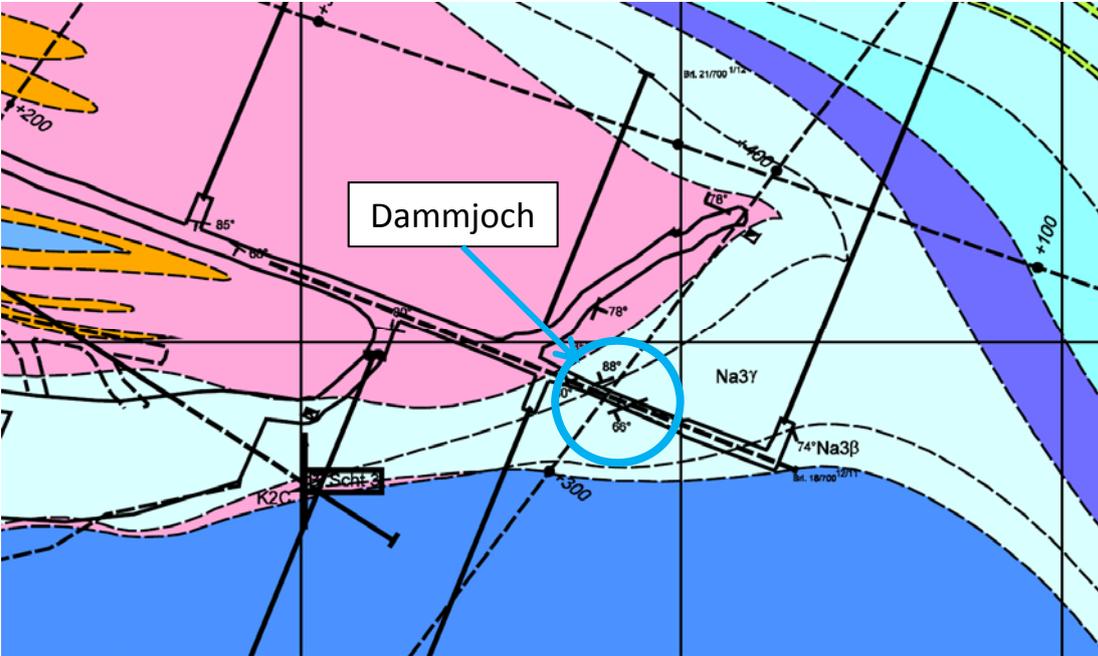


Bild 81: Lage der Dammjochstrecke und Umgebung, Quelle: BfS und ASSE GmbH, 2009



Foto: Janosch Gruschczyk

Bild 82: Blick in die Dammjochstrecke.ASSE Einblicke, Nr. 25, BfS [4]

Zur Permeabilitätsmessung wurden drei 7 m tiefe Bohrlöcher durch den Tübbingausbau ins Salz gestoßen, und zwar eins horizontal, eins vertikal nach unten und eins um 45° nach unten geneigt. Ein weiteres Bohrloch wurde für Vergleichsmessungen außerhalb des ausgebauten Bereiches in die Sohle gestoßen. Diese Messungen haben gezeigt, dass sich um der offenen Strecke eine typische Auflockerungszone befindet, um den ausgebauten Teil der Strecke dieser jedoch deutlich geringer ist [17].

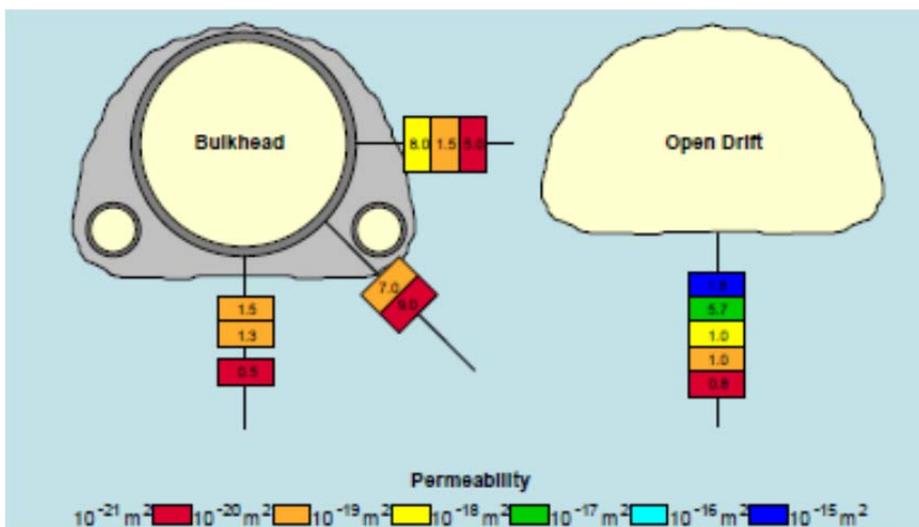


Bild 83: Dammjoch-Versuch – Schematische Skizze und gemessene Permeabilitätsmessungen, links: Dammjoch, rechts: Offene Strecke [17].

5.2 Benchmark-Berechnung

Zwei Berechnungen werden vorgestellt. Eine Berechnung mit offener Strecke und eine mit simuliertem Dammjoch.

Um im späteren Vergleich der Berechnungsergebnisse unter den beteiligten Partnern die Unterschiede auf die Stoffmodelle zu minimieren, wurde bei der Dammjoch-Simulation ein einheitliches Simulationsmodell verwendet. Erstellt wurde ein halbes Scheibenmodell mit der Dicke von $d = 0,20$ m und den Außenabmessungen von $b = 50$ m und $h = 100$ m. Bild 84 zeigt eine Seitenansicht vom modellierten Streckenabschnitt für die Dammjoch-Simulation. Ein innerer Bereich von ca. 15 m x 30 m um die Strecke herum wurde feiner diskretisiert. In Bild 85 ist eine größere Darstellung des Dammjochs und der offenen Strecke zu sehen, welches sich vom Dammjoch-Modell lediglich dadurch unterscheidet, dass der Tübbingausbau und die Betonhinterfüllung offen gelassen wurden.

Der Tübbing ist 10 cm dick und hat einen Durchmesser von $2,30$ m (lichte Höhe innen). Die Strecke hat eine anfängliche Höhe von $h = 2,75$ m und eine Breite von $b_{\text{Mitte}} = 3,50$ m in mittlerer Höhe und $b_{\text{max}} = 3,80$ m im Maximum. Die Betonhinterfüllung ist als ein eigener, homogener Bereich definiert und umschließt alle Zwischenräume zwischen Tübbingausbau und Salzgebirge.

Da das Augenmerk besonders auf dem Materialverhalten von Steinsalz fokussiert ist, wurde der Tübbingausbau und die Betonhinterfüllung vereinfacht als ein ideal elastisches Material nach Hooke modelliert. Die Kriecheigenschaften von Steinsalz wurden wie in Abschnitt 4.2 und 4.3 für LUBBY-MDCF eingesetzt. Die Dichte, der E-Modul und die Querkontraktionszahl wurden wie für Tübbing (Gusseisen) und Beton aus ALOHA2 übernommen. In Tabelle 14 sind diese Kennwerte zusammengefasst.

	Gusseisen	Beton	Salz
E-Modul [MPa]	100.000	10.000	25.000
Querkontraktionszahl ν [-]	0,30	0,18	0,27
Dichte ρ [t/m ³]	8,0	2,4	2,2

Tabelle 14: Dammjoch-Versuch – Materialkennwerte für Gusseisen, Beton und Steinsalz

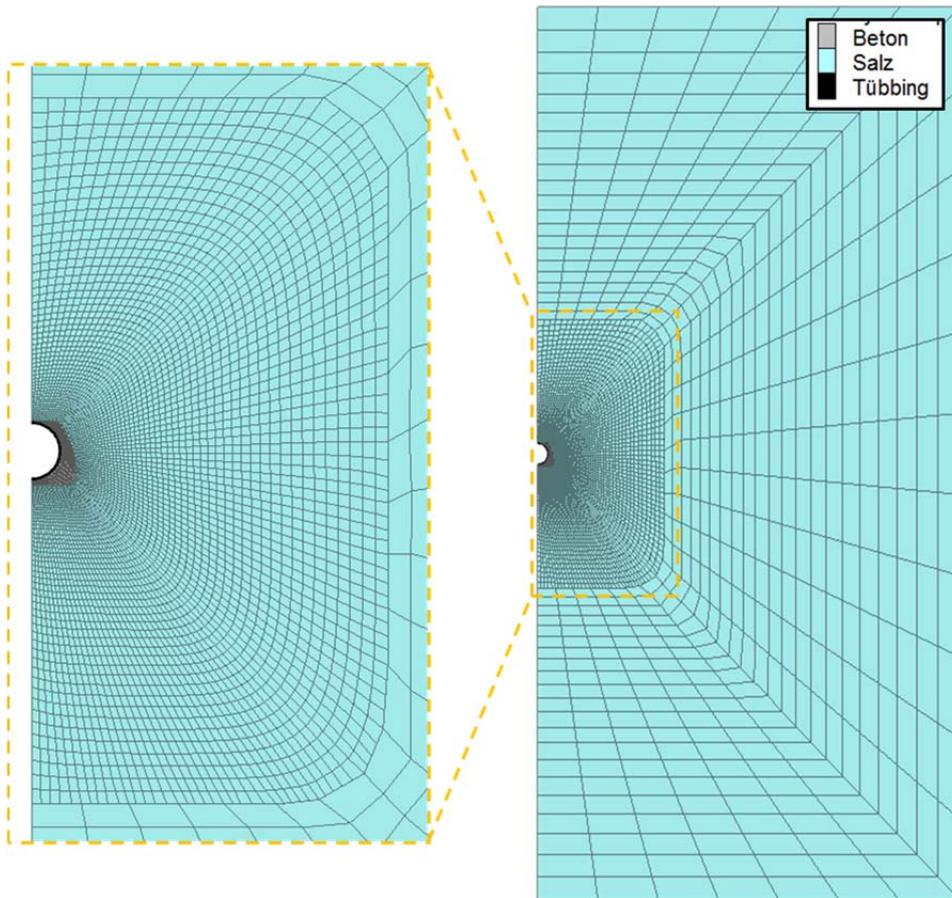


Bild 84: Dammjoch-Versuch – Berechnungsmodell Dammjoch, Gesamtansicht (rechts) und Ausschnitt (links)

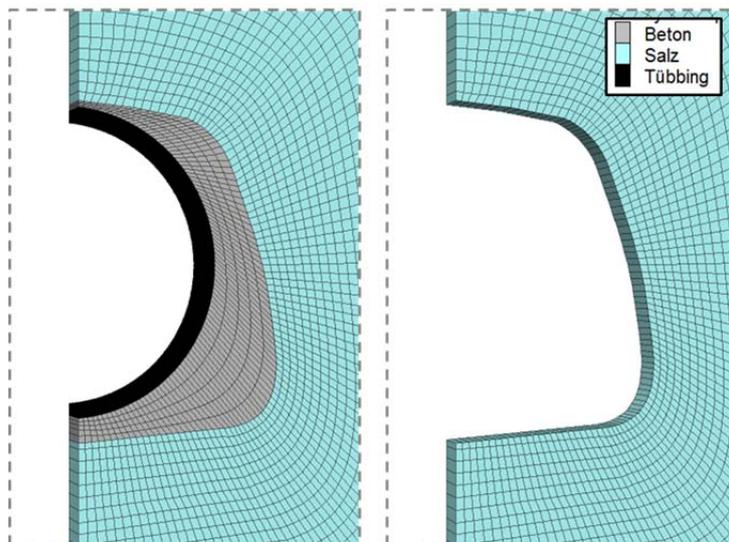


Bild 85: Dammjoch-Versuch - Berechnungsmodell, Ausschnitt, links: Strecke mit Dammjoch, rechts: Offene Strecke

Des Weiteren wurden der primäre Gebirgsdruck bezogen auf das Streckenniveau von 700 m mit $p = 15 \text{ MPa}$ angenommen (GRS, 2004). Da die Strecke weit weg vom Grubengebäude liegt, wurde keine Änderung der Beanspruchung berücksichtigt.

Die Simulation mit offener Strecke lief über 88 Jahren. Bei der ausgebauten Strecke wurde nach drei Jahren das Dammjoch eingesetzt, bevor die Rechnung für weitere 85 Jahre durchgeführt wurde, sodass in den ersten drei Jahren beide Berechnungen identisch sind. Zusätzlich ist zu erwähnen, dass in beiden Berechnungen die ersten drei Jahre im *small strain mode* (Th. I. Ordnung) und die folgenden 85 Jahre im *large strain mode* (Th. II. Ordnung) gerechnet wurden.

Vorgestellt werden verschiedene Auswertungen für die berechneten Spannungen, Verformungen und Volumendehnungen dargestellt in Diagrammen und Konturplots. Gegenübergestellt sind neben den Ergebnissen der Berechnungen aus offener und ausgebauter Strecke auch die Entwicklung über die Zeit ausgewertet für die Zeiträume $t = 3 \text{ d}$, $t = 10 \text{ d}$ und $t = 88 \text{ d}$. Ausgewertet über die Zeit wurden jeweils die ersten Elemente bzw. Knotenpunkte (für die Verformungen) an der Salzkontur am First (H1), in mittlerer Höhe der Streckenwand (H2) und an der Sohle (H4). Zudem sind einige Ergebnisse im Schnitt dargestellt, ausgewertet als vertikale Spur über die Teufe an der Salzkontur und als horizontale Spur in mittlerer Höhe der Strecke von der Salzkontur zum Gebirge. In Bild 86 sind die History-Punkte und Spuren am Beispiel der offenen Strecke dargestellt.

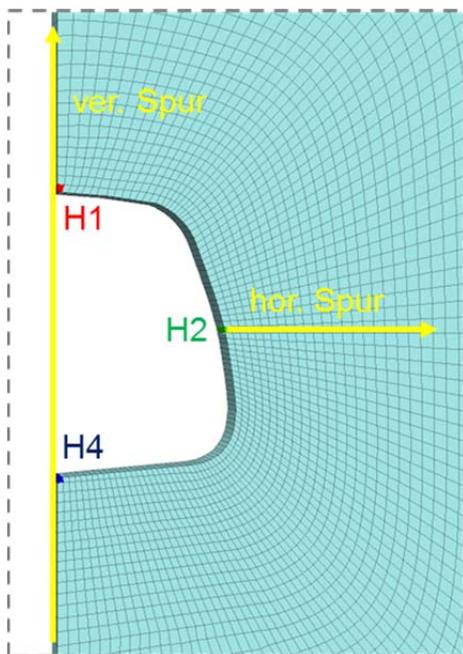


Bild 86: Dammjoch-Versuch – Ausgewertete History-Punkte und Spuren

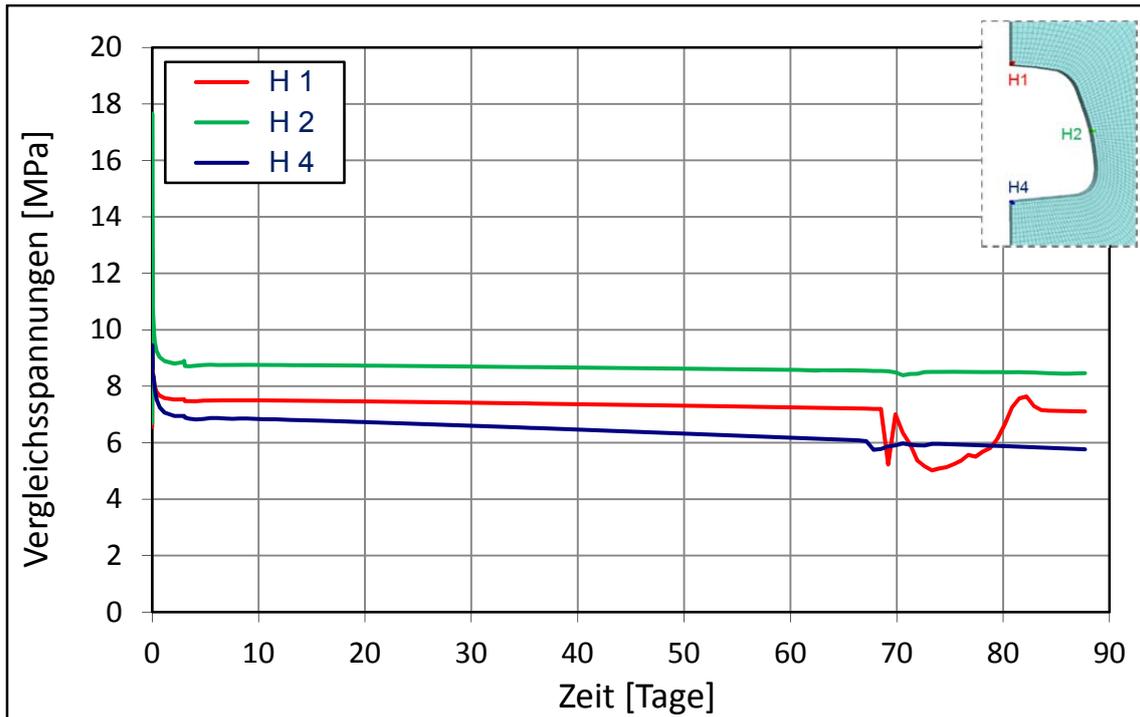


Bild 87: Dammjoch Versuch – Offene Strecke, Vergleichsspannungen über Zeit

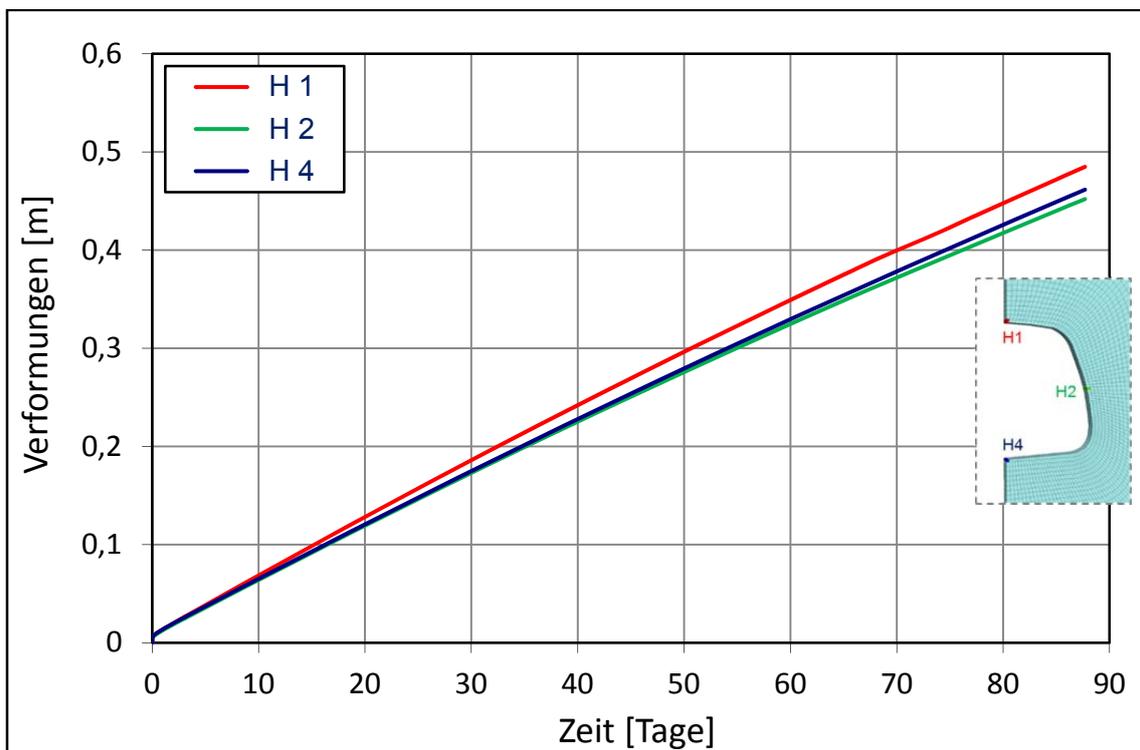


Bild 88: Dammjoch Versuch – Offene Strecke, Verschiebungen über Zeit

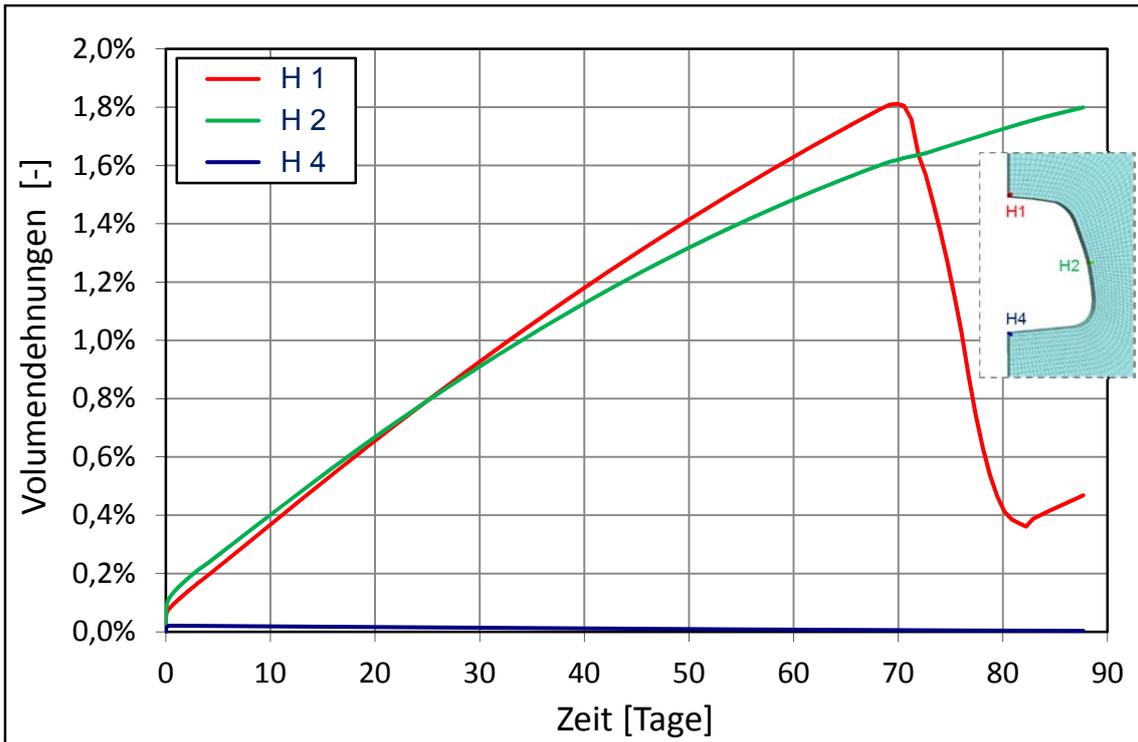


Bild 89: Dammjoch Versuch – Offene Strecke, Volumendehnungen über Zeit

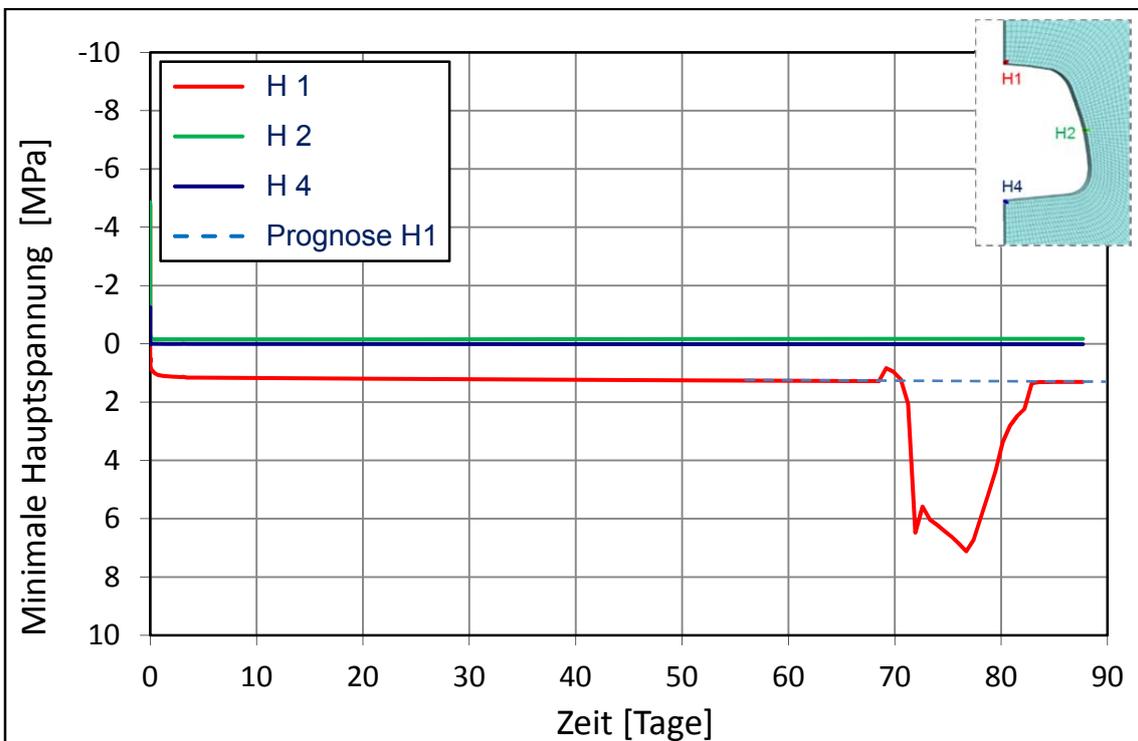


Bild 90: Dammjoch Versuch – Offene Strecke, Minimale Hauptspannungen über Zeit

Die Auswertung des History-Punkt H1 zeigt, dass es im Berechnungszeitraum zwischen ca. 69 – 84 Jahren Unregelmäßigkeiten im Verlauf der Vergleichsspannung gibt (Bild 87), welche hervorgerufen sind durch den Anteil aus den minimalen Hauptspannungen für das ausgewertete Element (Bild 90, H1). Nachdem sich die minimale Hauptspannung am History-Punkt H1 zunächst auf ca. 1,3 MPa gependelt hat, kommt sie nach ca. 69 Jahren Berechnungszeit in ein numerisches Ungleichgewicht und wird stärker in den Zugbereich gezogen. Nachdem sie sich für ein paar Jahre bei ca. 6 -7 MPa einpendelt hat, steigt sie wieder ab ca. 77 Jahren langsam hoch auf den anfänglichen Wert von ca. 1,3 MPa. In diesem Zeitraum kommt es, bedingt durch die geminderte Vergleichsspannung, zu einer Volumendehnungsrückbildung. Es ist zu erkennen, dass nach ca. 84 Jahren Berechnung die Simulation den vor den Unregelmäßigkeiten herrschenden Zustand wieder annimmt. Die Auswertung der Volumendehnungsrate über die Zeit in diesem Element (Bild 91, H1) bestätigt dies ebenfalls. Dies deutet darauf hin, dass sich die Berechnung im betrachteten Element in diesem Zeitraum in einem numerischen Ungleichgewicht befindet und ungewöhnliche Werte berechnet werden. Die Auswertung in Bild 89 lässt erahnen, dass ohne die numerische Störung die Volumendehnung in H1 einen Wert von mehr als 2 % erreichen würde.

Eine mögliche Ursache für die Unregelmäßigkeiten ist zum einen das ausgewählte Modell. Die Anpassung der Generierung gerade im Firstbereich hätte wohlmöglich das unerwartete Auftreten von hohen Zugspannungen in diesem Element verhindert. Da alle beteiligten Partner dasselbe Berechnungsmodell verwendet haben, war die Anpassung des Modells nicht vorgesehen und hat daher nicht stattgefunden. Zum anderen wäre die Wahl zu hoher Zeitschritte bei der Berechnung eine weitere Erklärung. Da sich die Berechnung im Nachhinein stabilisiert hat, die Unregelmäßigkeiten in dem oben genannten Zeitraum auf einen minimalen Bereich im Modell begrenzt ist und die abweichenden Ergebnisse keine Auswirkungen auf die Endergebnisse (abgesehen vom Endwert für die Volumendehnung in H1) haben, kann die Abweichung in diesem Zeitraum vernachlässigt werden. Aus diesem Grund wurde auf eine weiterfolgende Untersuchung verzichtet.

Bild 92 bis Bild 94 zeigen Ergebnisse aus der Simulation der Dammjochstrecke. Nach Einbau des Dammjochs wird infolge von Spannungsumlagerungen die deviatorische Beanspruchung an der Salzkontur abgebaut. Der Ausbau übernimmt von nun an die tragende Rolle. Durch den neuen Spannungszustand finden Verheilungsprozesse im Material statt. Die in den ersten drei Jahren entstandene Volumendehnung bildet sich nun zurück. Nach ca. 7 - 8 Jahren Berechnungszeitraum (4 – 5 Jahre nach Einbau Dammjoch) ist das Steinsalz laut der Prognoseberechnung komplett verheilt.

Die Reihe Bild 95 bis Bild 100 zeigt die Ergebnisse für die Spannung, Verschiebung und Volumendehnung als Horizontal- bzw. Vertikalspur. In Bild 101 und Bild 102 sind Spannungen bzw. die Volumendehnungen auch noch einmal als Konturplot ausgewertet.

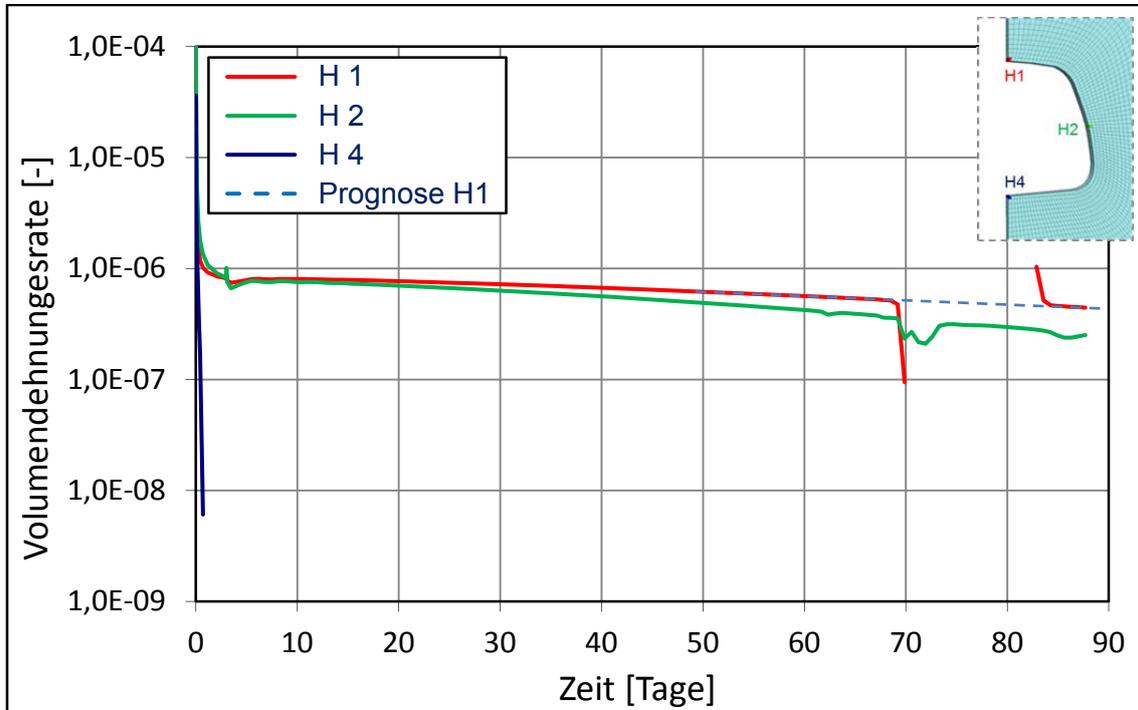


Bild 91: Dammjoch Versuch – Offene Strecke, Volumendehnungsraten über Zeit

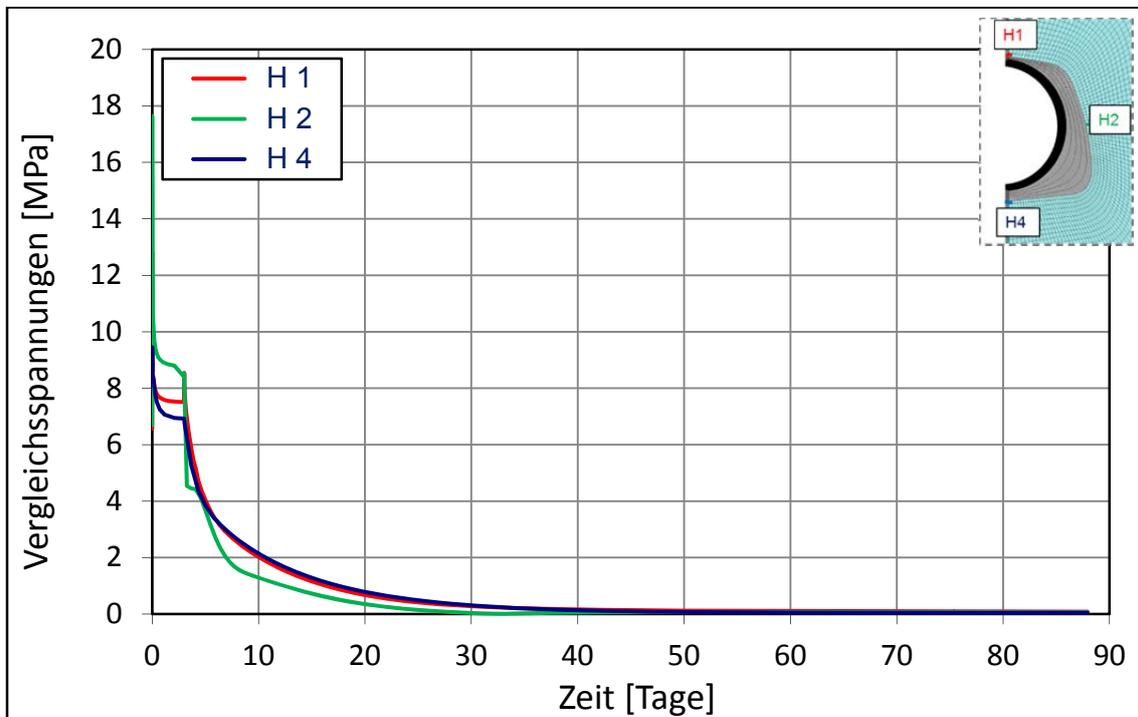


Bild 92: Dammjoch Versuch – Dammjochstrecke, Vergleichsspannungen über Zeit

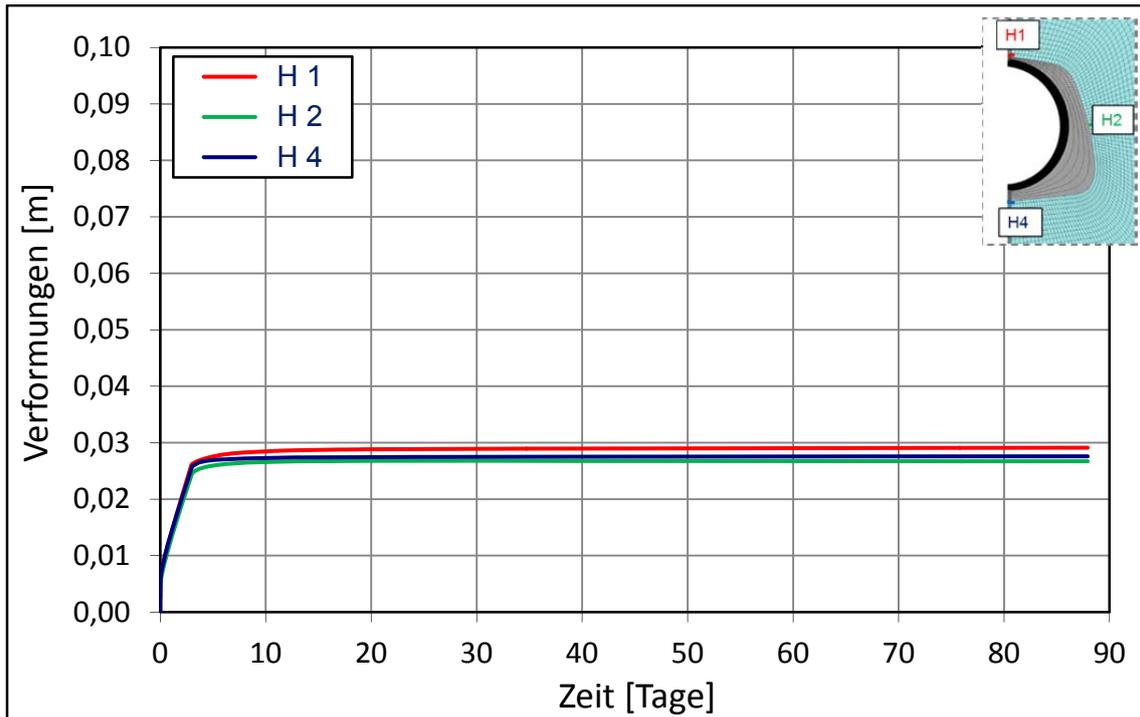


Bild 93: Dammjoch Versuch – Dammjochstrecke, Verschiebungen über Zeit

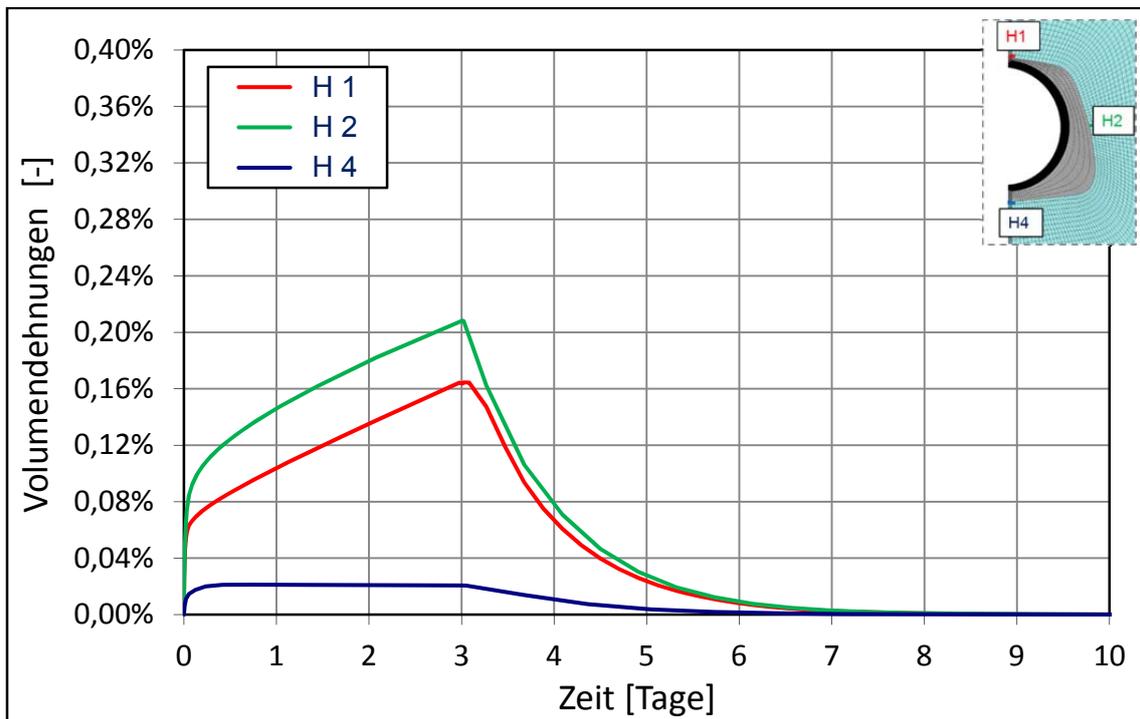


Bild 94: Dammjoch Versuch – Dammjochstrecke, Volumendehnungen über Zeit

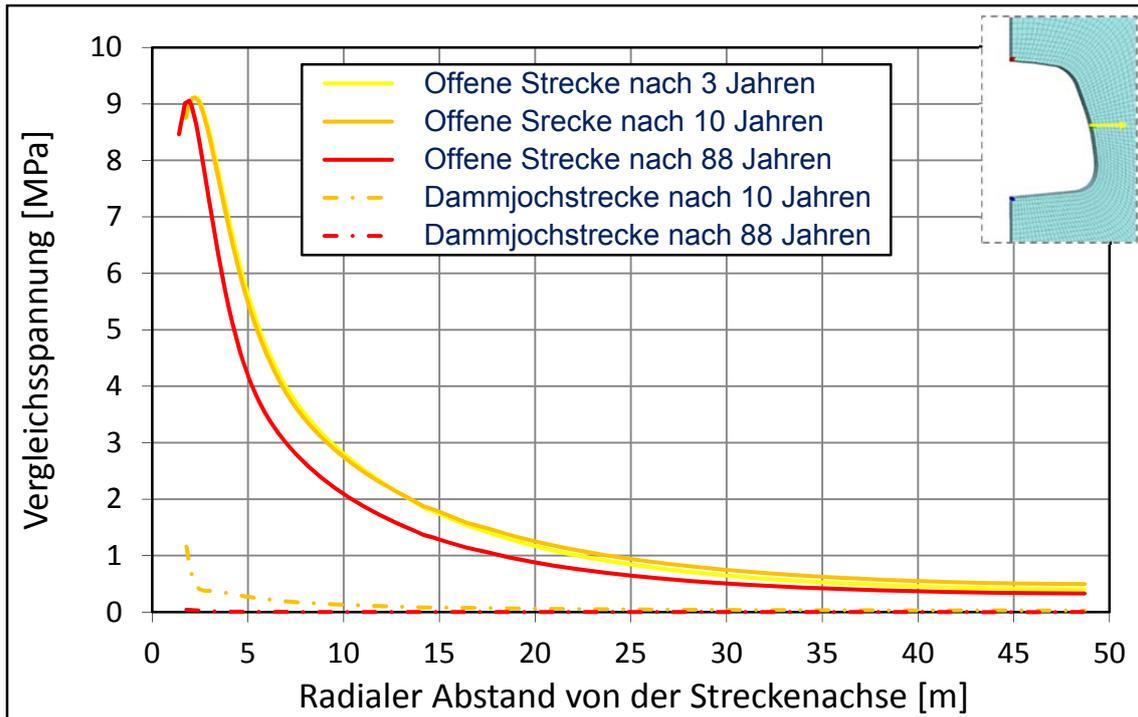


Bild 95: Dammjoch Versuch – Vergleichsspannungen als Horizontalspur in Modellmitte

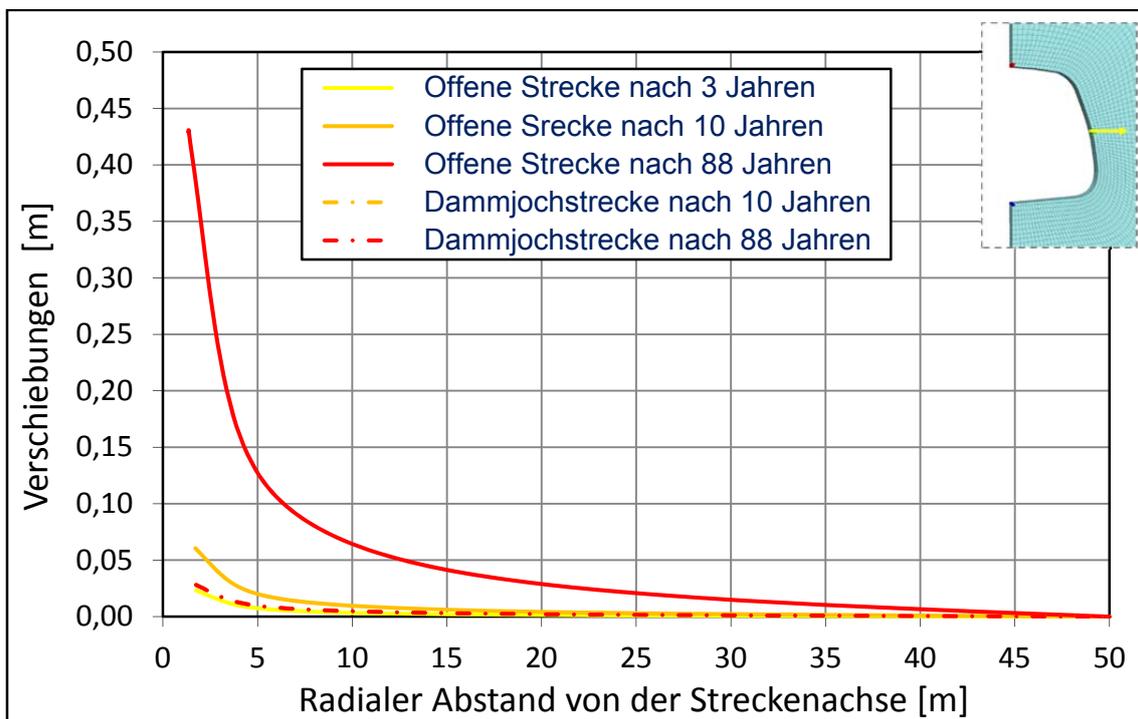


Bild 96: Dammjoch Versuch – Radialverschiebungen als Horizontalspur in Modellmitte

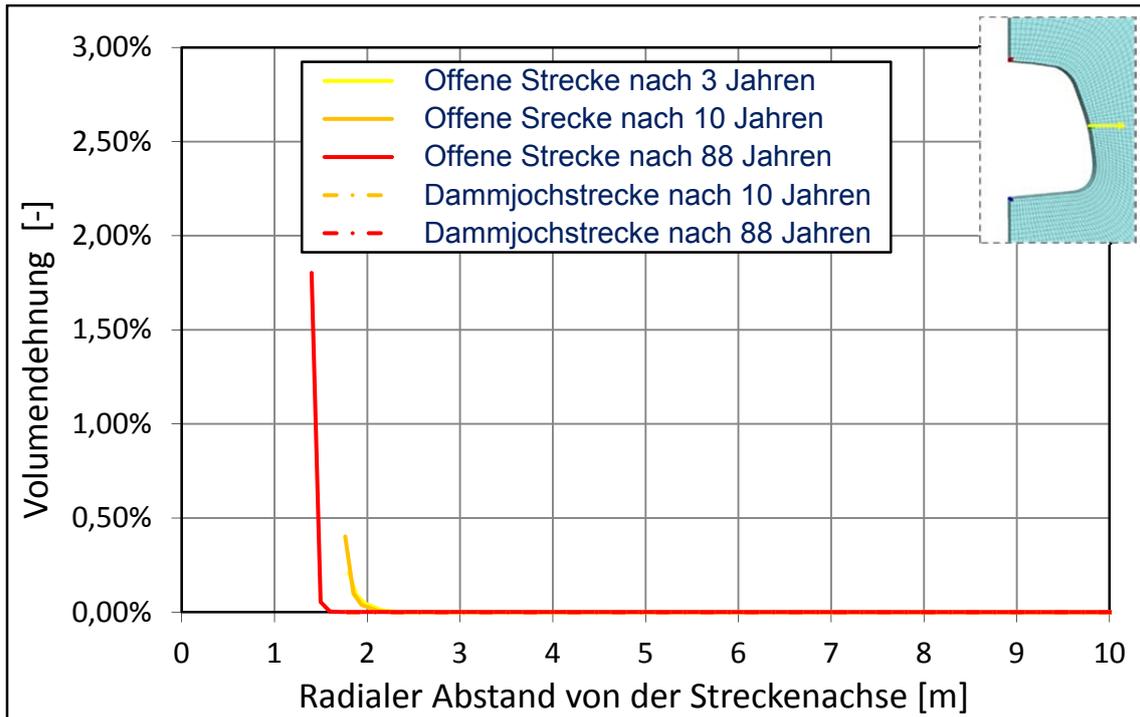


Bild 97: Dammjoch Versuch – Volumendehnungen als Horizontalspur in Modellmitte

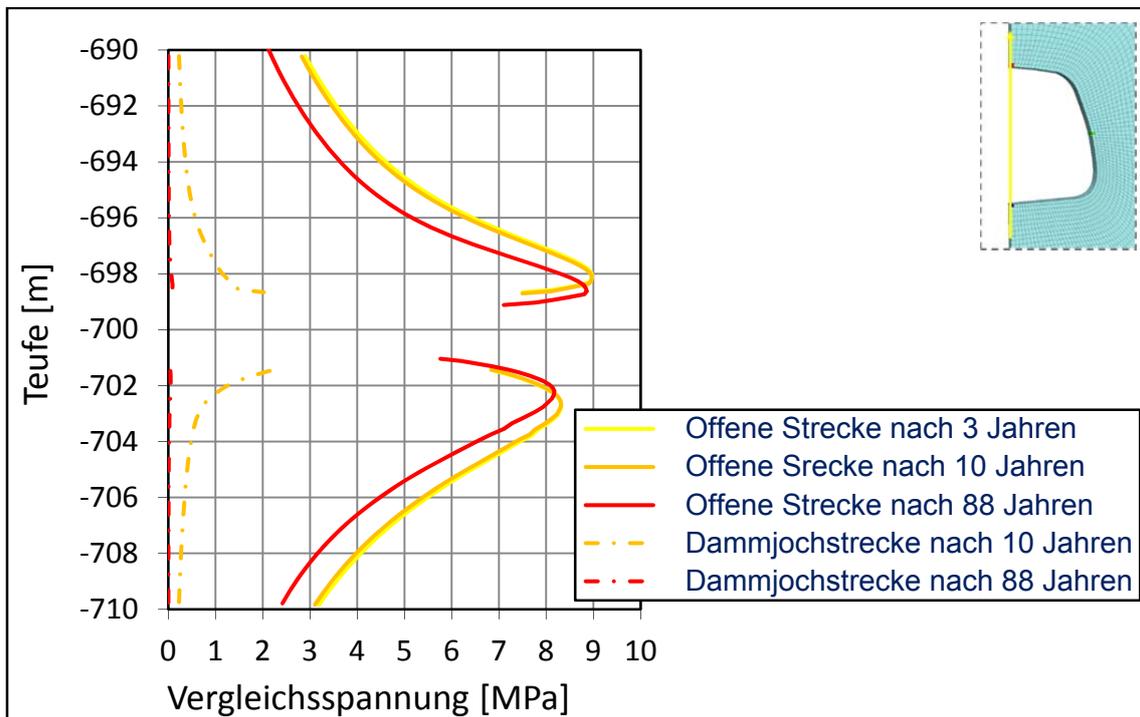


Bild 98: Dammjoch Versuch – Vergleichsspannungen als Vertikalspur in Streckenmitte

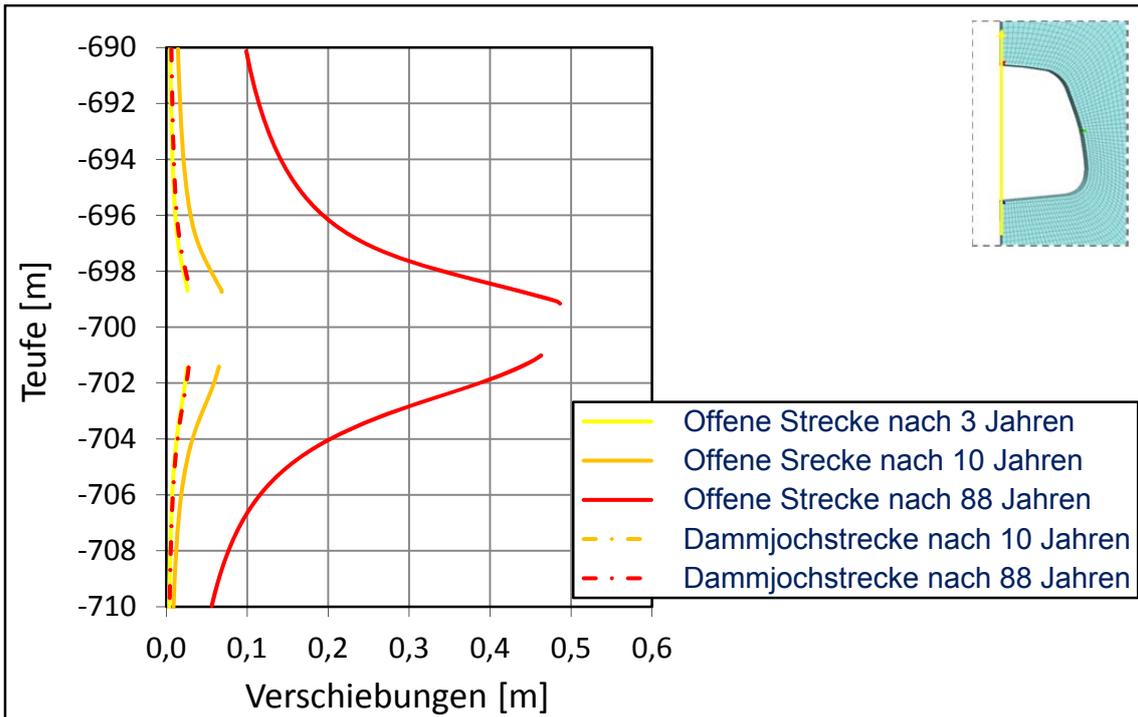


Bild 99: Dammjoch Versuch – Radialverschiebungen als Vertikalspur in Streckenmitte

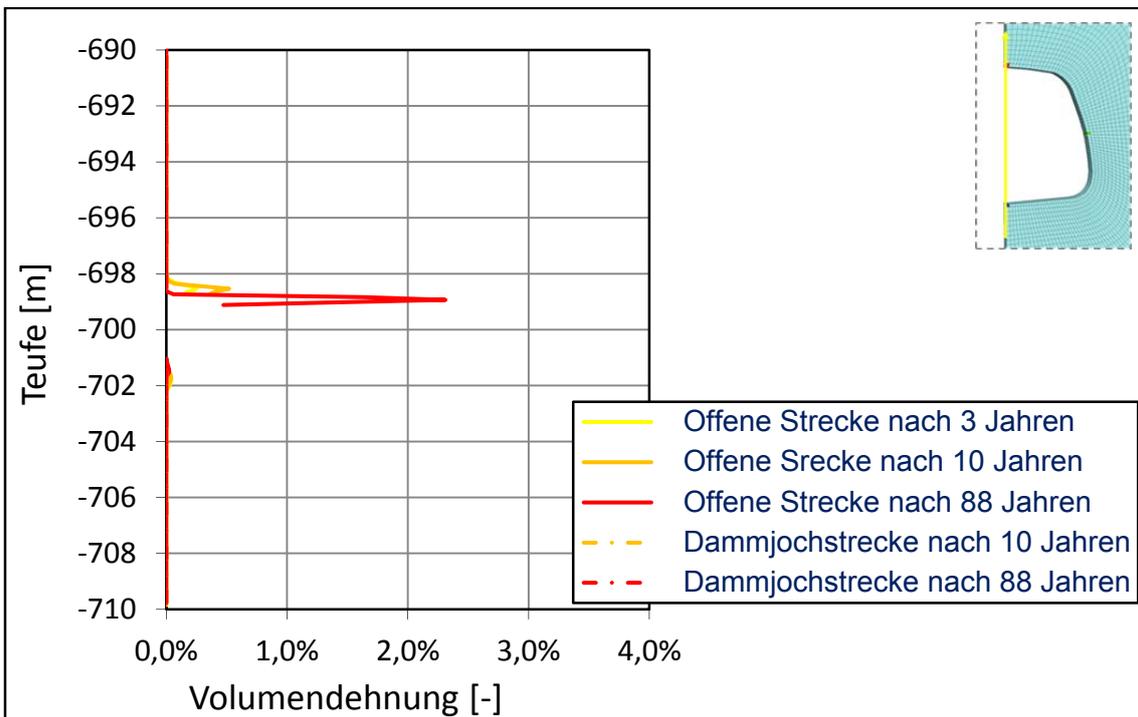


Bild 100: Dammjoch Versuch – Volumendehnungen als Vertikalspur in Streckenmitte

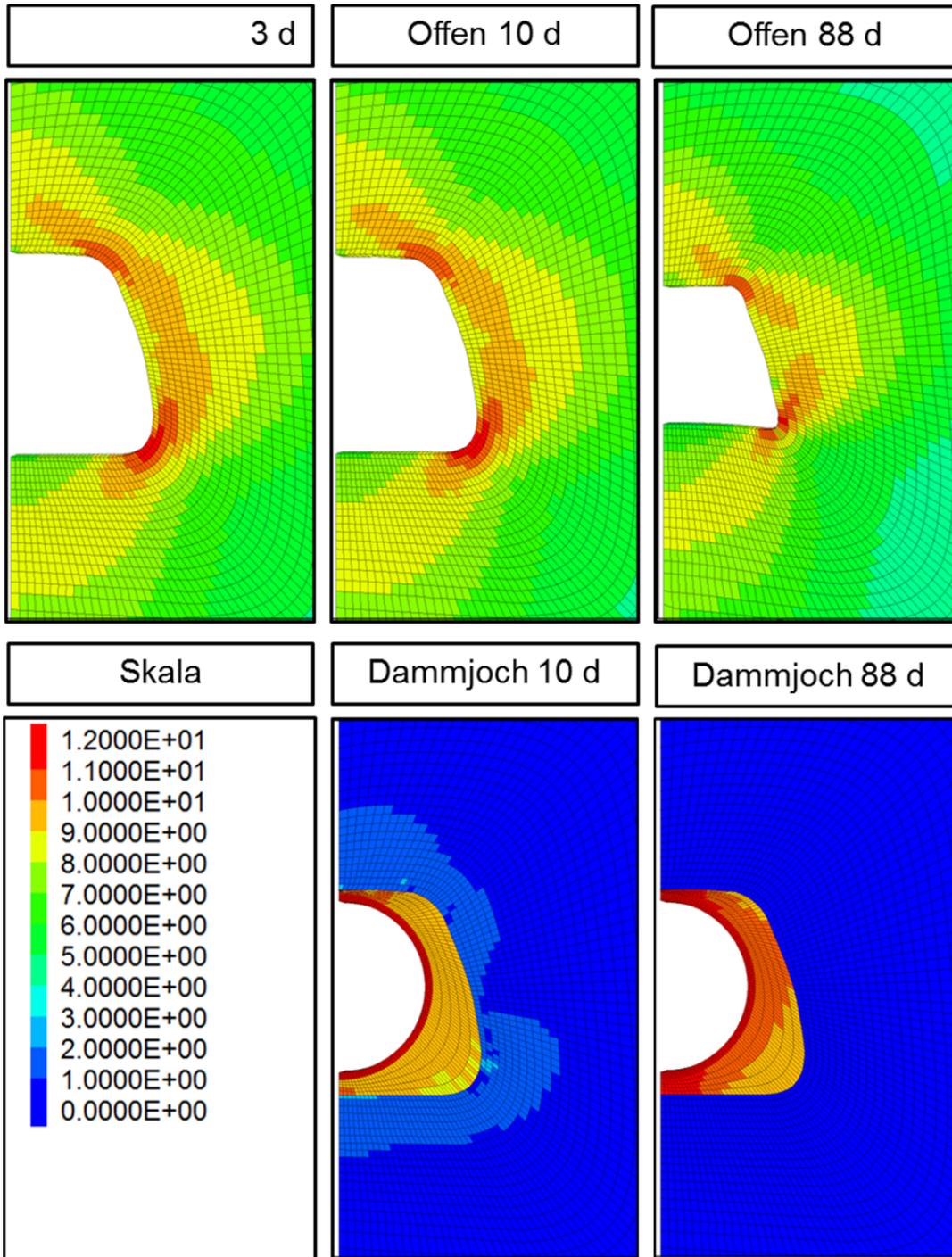


Bild 101: Dammjoch Versuch – Vergleichsspannungen als Konturplot

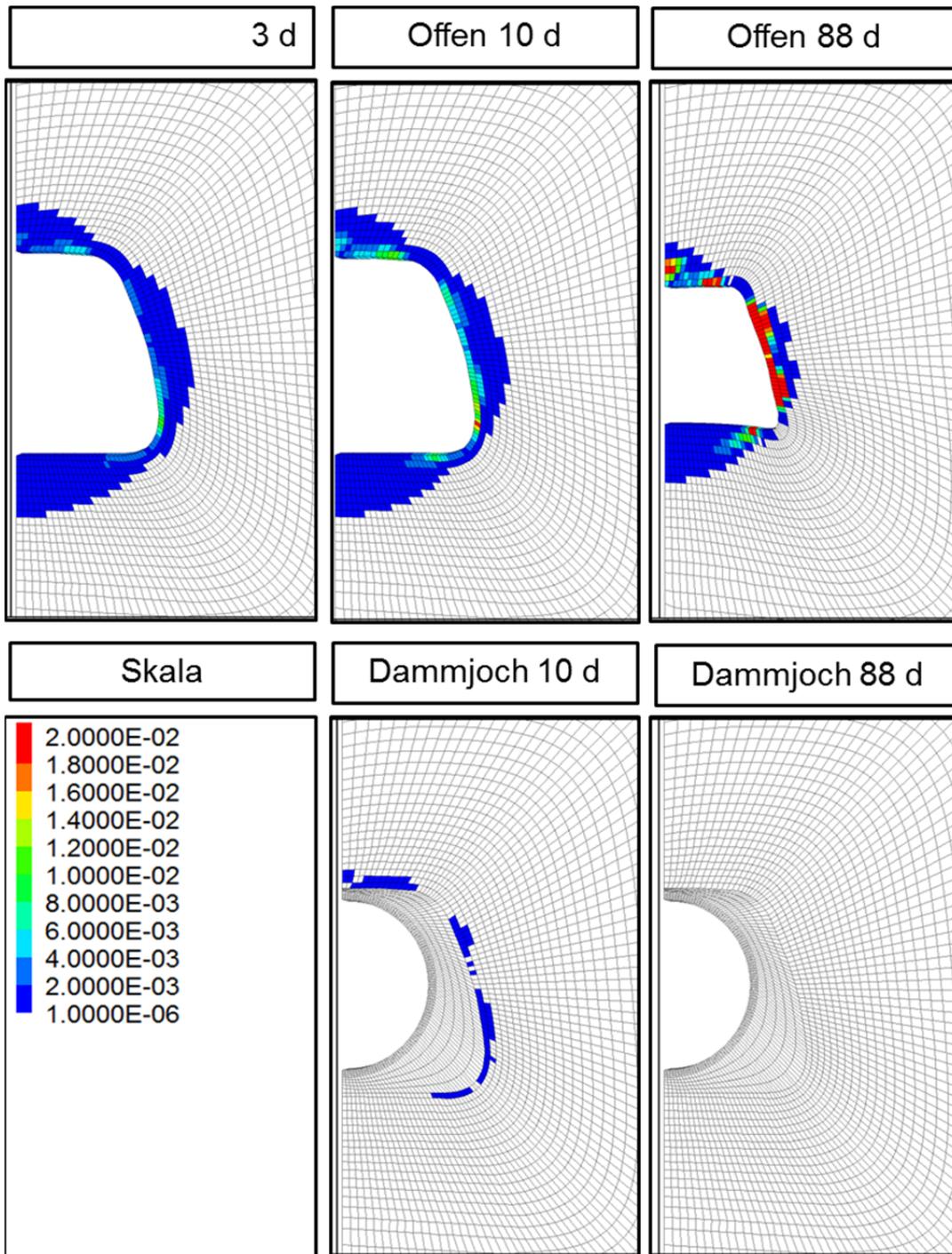


Bild 102: Dammjoch Versuch – Volumendehnungen als Konturplot

6 Simulationsberechnungen zu den Versuchen in Room D und Room B aus der WIPP

Die von der Sandia National Laboratories (SNL, kurz: Sandia) durchgeführten Experimente mit den Bezeichnungen *Mining Development Test (Room D)* und *Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (Room B)* aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) wurden im Verbundvorhaben zur Untersuchung des Einflusses der Temperatur auf das Verformungsverhalten von Steinsalz in flacher Lagerung herangezogen. Diese Versuche eignen sich hierfür besonders, da sie von einem umfangreichen Messprogramm begleitet wurden und gut dokumentiert sind. Sandia hat bereits mehrfach numerische Simulationsberechnungen zu den Versuchsräumen durchgeführt und diese ebenfalls beschrieben und dokumentiert. Außerdem stand Sandia als assoziierter Partner immer als Ansprechpartner zur Verfügung.

Die WIPP ist ein tiefes geologisches Endlager für radioaktive Abfälle, das in einer Salzformation in der Nähe von Carlsbad im US-amerikanischen Bundesstaat New Mexico in den achtziger Jahren errichtet wurde. Zu Testzwecken wurde in Room B zur Simulation wärmeentwickelnder Abfälle eine Temperaturerhöhung durchgeführt. Room D kann als Gegenstück dazu bei konstanter Raum- bzw. Gebirgstemperatur gesehen werden. Die blauen Kreise in Bild 103 und Bild 104 markieren die genaue Lage der Versuchsräume.

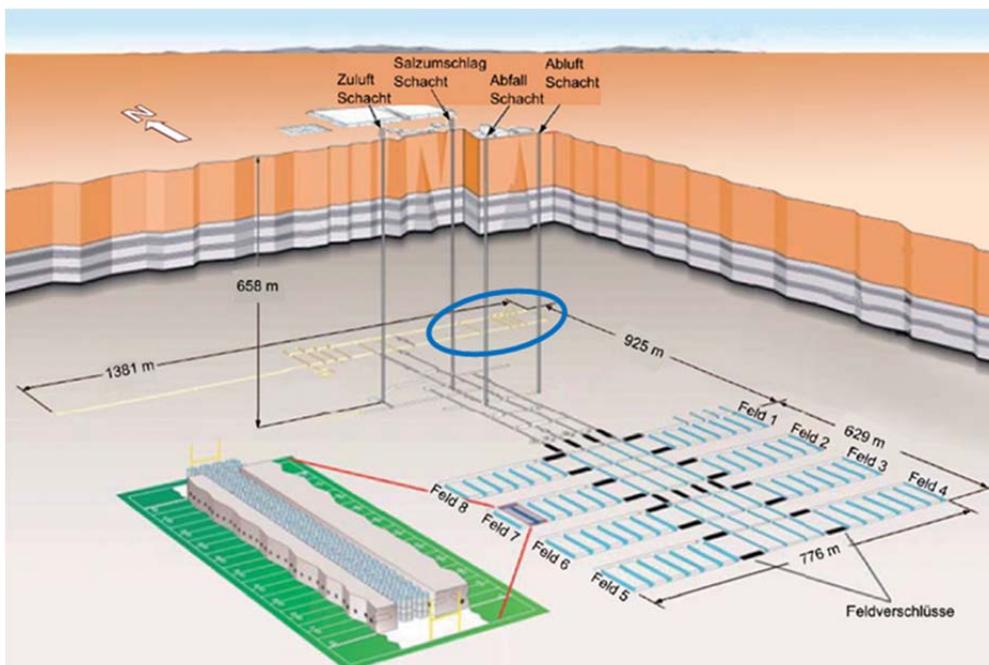


Bild 103: WIPP Site – Isometrie und Untertagelabor, Missal et al. 2014

Mit den im Labor ermittelten, einheitlichen Kennwertsätzen zu clean und argillaceous salt wurden im vorliegenden Vorhaben verschiedene Simulationsberechnungen zu Room D und Room B durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse werden Messwerten gegenübergestellt und diskutiert.

6.1 Beschreibung der Experimente

Die Experimente in Room D und Room B wurden in den späten Achtziger Jahren ausgeführt. Beide Räume (Streckenabschnitte) liegen in der nordöstlichen Flanke des Grubengebäudes in einer Teufe von etwa 650 m, sind ca. 5,5 m breit, ca. 5,5 m hoch und 93,3 m lang. Bis auf die Temperaturentwicklung während der Versuchsdurchführung können beide Räume als identisch gesehen werden.

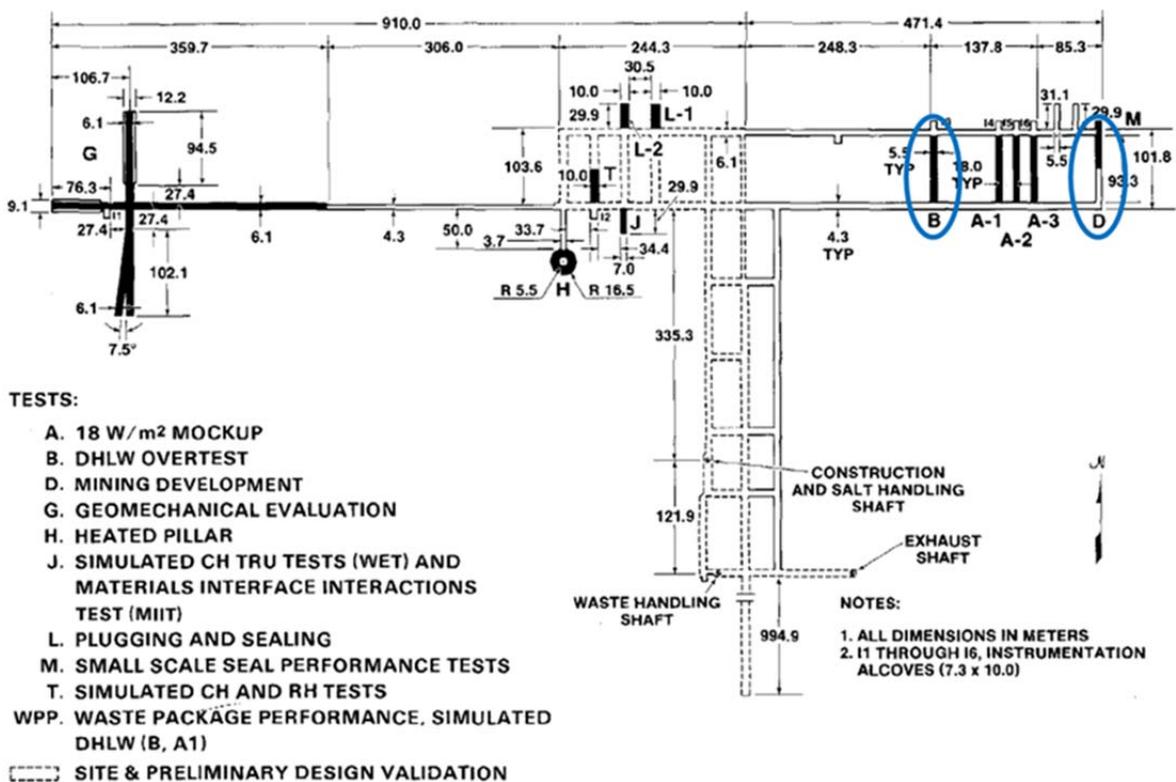


Bild 104: WIPP Site – Grubenriss vom in situ Testfeld, Munson et al. 1988

In Room D wurden während und nach Streckenabbau umfangreiche Konvergenz- und Verschiebungsmessungen durchgeführt, mit dem ursprünglichen Ziel, den aktuellen Kenntnisstand und die Erfahrung im Abbaubetrieb, in der Messtechnik und der Datengewinnung zu erhöhen. Die Umgebungstemperatur blieb unverändert.

In Room B wurden Erhitzer installiert, mit welcher die Temperatur vom umgebenden Gebirge und im Raum signifikant erhöht wurde. Die erwartete Wärmeentwicklung durch eingelagerte Abfälle wurde hierbei um etwa das Vierfache größer angesetzt. Die Erhitzer wurden im mittleren Streckenbereich über einer Länge von ca. 44 m in ca. 1,9 - 5 m tiefen Bohrlöchern unterhalb des Bodens eingebaut und mit Salz und Vermiculit hinterfüllt (Bild 105). In Bild 107 ist ein im Boden installierter Erhitzer im Querschnitt dargestellt.

Der Versuch startete (Einschaltung Erhitzer) 354 Tage nachdem die Strecke erstellt wurde. Während des Versuchszeitraums war die Strecke an beiden Enden von den Bewetterungsstollen thermisch isoliert. Neben Konvergenz- und Verschiebungsmessungen wurden in diesem Fall auch umfangreiche Temperaturmessungen durchgeführt. Gemessen wurde an verschiedenen Stationen in der Strecke um den Raumquerschnitt herum unterhalb der Sohle, an der Wand, über dem First und diagonal an den Raumecken.

Die Versuche und Messwerte sind für Room D in Munson et. al., 1988 und für Room B in Munson et. al., 1990 detailliert dokumentiert. Rath & Argüello, 2012 haben die Versuche in aktueller Zeit erneut in numerischen Simulationen untersucht.

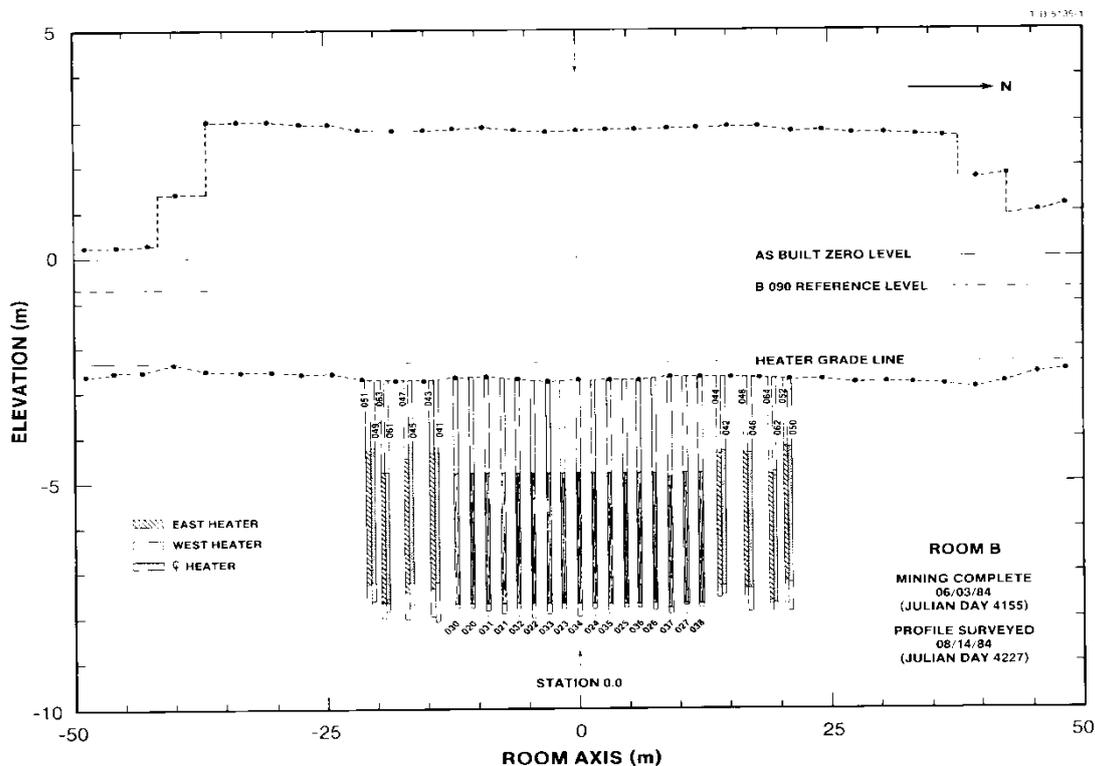


Bild 105: WIPP Site – Room B, Erhitzeranordnung, Munson et al. 1990

6.2 Randbedingungen und Modellbildung

In diesem Abschnitt werden die für die Simulationsberechnungen angenommenen geometrischen und geotechnischen Randbedingungen dargestellt. Wie bereits erwähnt sind Room D und Room B abgesehen von den thermischen Randbedingungen identisch. Somit gelten, wenn nichts anderes angegeben, die hier vorgestellten Bedingungen für beide Versuche.

Die Modellierung erfolgt als senkrechter Schnitt in Raummitte. Jeder Partner hat für die Simulationsberechnungen zu Room D und Room B dasselbe Berechnungsmodell angewendet. Für die Modellgenerierung diente das in Bild 106 dargestellte Modell von Sandia als Basis. Hierfür wurden die von Sandia übermittelten Modelldaten in das FLAC3D Programm eingearbeitet und ein halbes Scheibenmodell im ebenen Verzerungszustand erstellt.

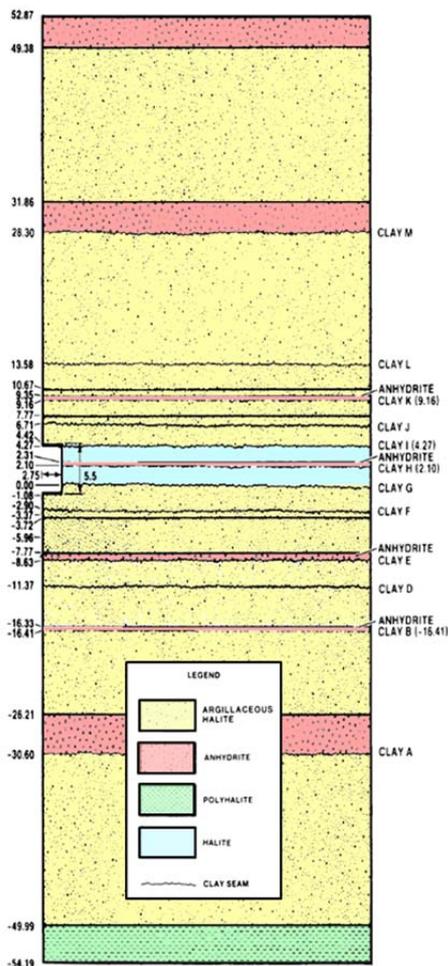


Bild 106: WIPP Site – Lokale, geologische Schichtung und Modell vom Room D aus früheren Berechnungen von Sandia

Das ursprüngliche grob vernetzte Modell von Sandia wurde feiner generiert. Die Ton-schichten wurden in diesem Vorhaben nicht mit einbezogen. Der Erhitzer, welcher für die Berechnungen zu Room B erforderlich wird, ist nach den in Bild 107 dargestellten Abmessungen modelliert und beginnt in einer Tiefe von 2,21 m unterhalb der Sohle, ist 2,59 m lang und der Radius beträgt 0,162 m. Eine Raumhöhe von 5,5 m und eine halbe Raumbreite von 2,75 m wurden angesetzt. Die Raumkanten sind durch den maschinellen Ausbau etwas ausgerundet und nicht in einem 90°-Winkel erstellt. Dies wurde bei der Modellierung mitberücksichtigt. Die Modellbreite beträgt 50 m, die Modellhöhe 107 m. Bezogen auf das Gewicht vom überliegenden Gebirge ist eine Auflast von 13,57 MPa aufgetragen (Rath & Argüello 2012). In Bild 108 und Bild 109 ist das erstellte Berechnungsmodell dargestellt.

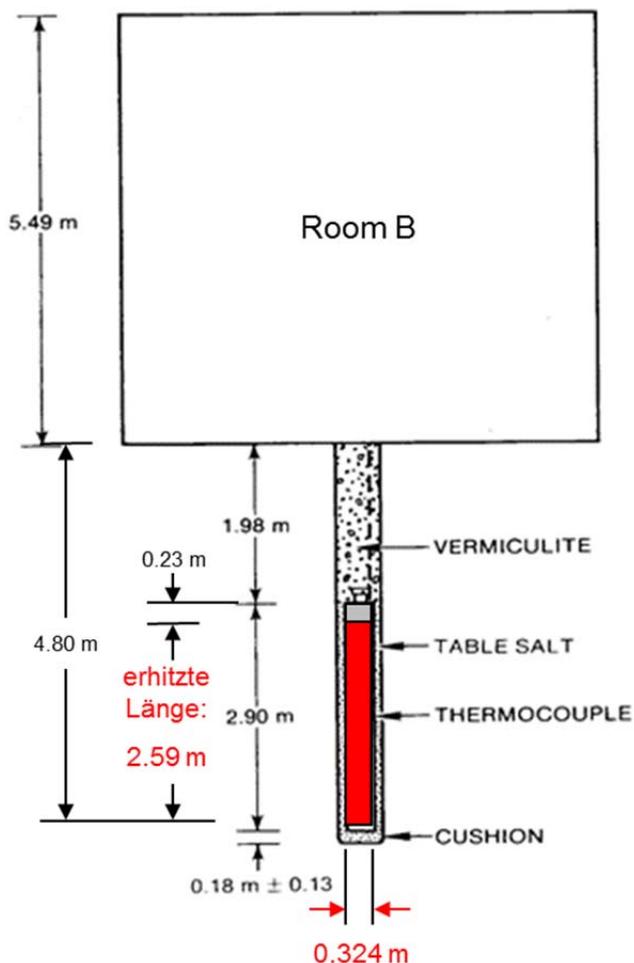


Bild 107: WIPP Site – Room B, Erhitzer mit Hinterfüllung im Längsschnitt, Munson et al. 1990

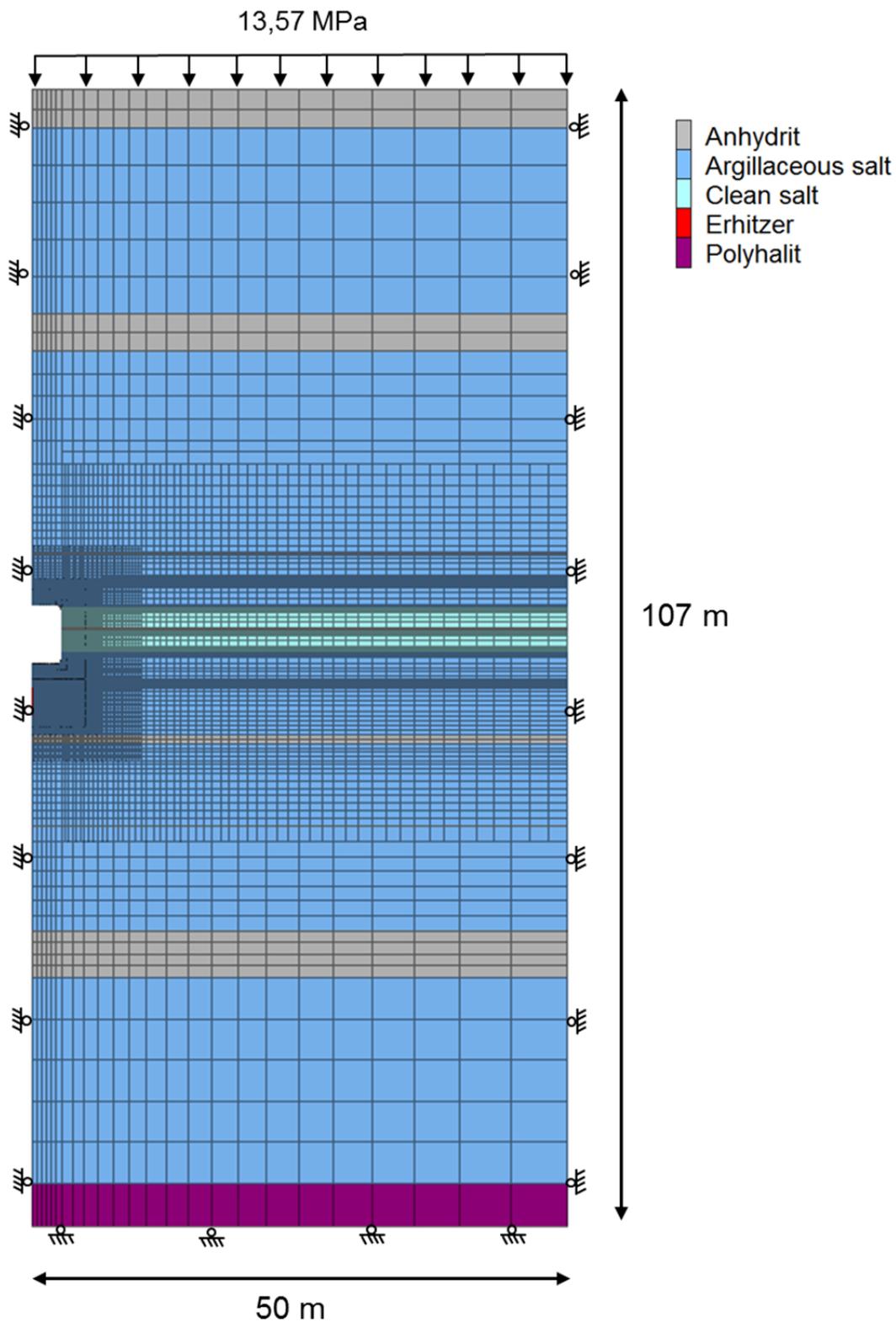


Bild 108: WIPP Site – Berechnungsmodell mit Schichtung, Gesamtansicht.

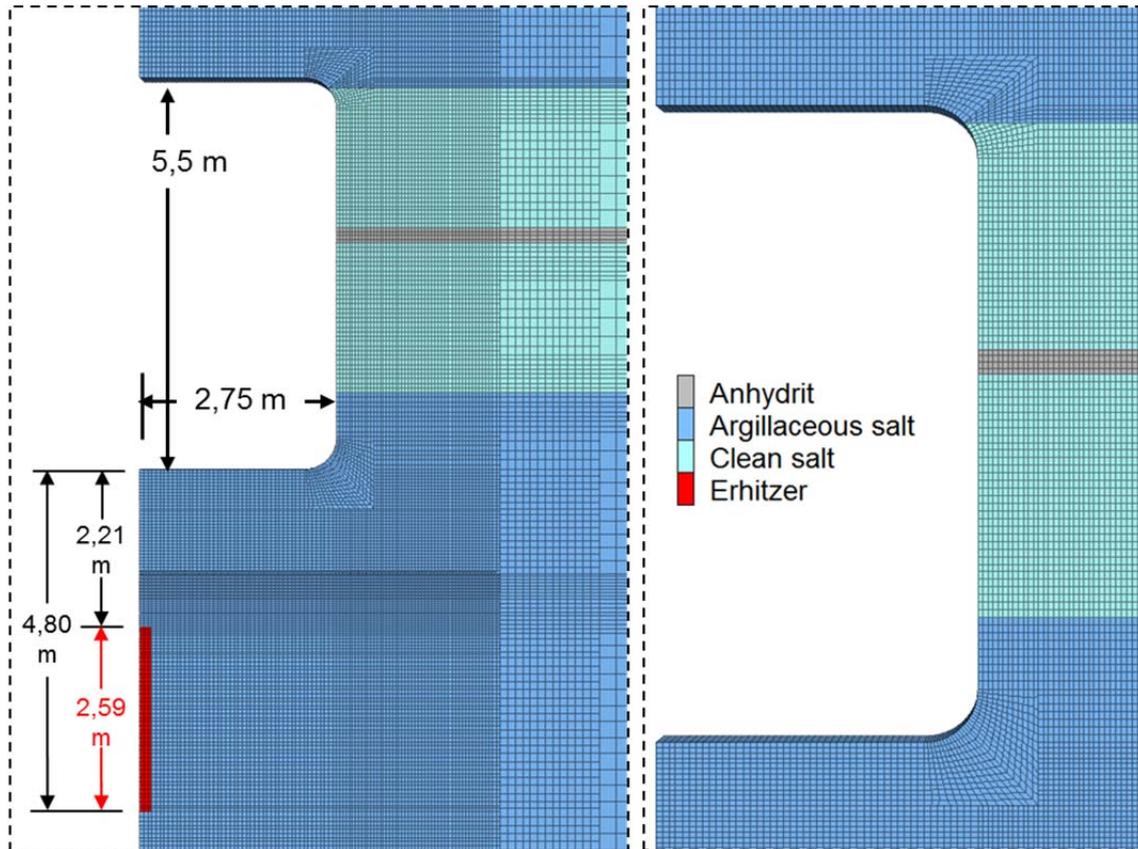


Bild 109: WIPP Site – Berechnungsmodell mit Schichtung, Ausschnitte

Das zeitabhängige Kriechverhalten von Steinsalz wurde über LUBBY-MDCF mit den in Abschnitt 3.3.6 angegebenen Kennwertsätzen für clean und argillaceous salt modelliert. Polyhalit wurde nach dem Potenzgesetz und Anhydrit nach Mohr-Coulomb berechnet. Die Dichte, die Erdbeschleunigung, der E-Modul und die Querkontraktionszahl sind für beide Salztypen identisch und wurden wie die temperaturabhängigen, thermischen Materialparameter von Sandia bereitgestellt. Diese sind unter anderem in Rath & Argüello 2012 näher erläutert. Die Werte für Anhydrit und Polyhalit wurden aus der Erfahrung vom Verbundpartner, dem Institut für Geomechanik GmbH (IfG) übernommen.

Beim nichterhitzten Raum (Room D) wurde eine Kriechberechnung bei konstanter Temperatur von 300 K für 1.400 Tage simuliert. Beim erhitzten Raum (Room B) wurde die Kriechberechnung zunächst bei konstanter Temperatur für 354 Tage durchgeführt und weitere 1.000 Tage mit erhöhten Temperaturen.

Jeweils zwei Berechnungen zu Room D und Room B wurden durchgeführt, je eine mit Berücksichtigung der unterschiedlichen Schichtung und jeweils eine ohne Berücksichtigung der Anhydrit- und Polyhalitschichten.

6.3 Benchmark-Berechnungen nichterhitzter Raum (WIPP Room D)

Die Berechnung mit Berücksichtigung der Anhydrit- und Polyhalitschichten ist mit D03, und die Berechnung ohne Berücksichtigung der genannten Schichten mit D04 bezeichnet.

Vorgestellt werden verschiedene Auswertungen für die berechneten Spannungen, Verformungen und Volumendehnungen in Diagrammen und Konturplots. Die ausgewerteten History-Punkte und Spuren sind in Bild 124 gegeben. Ausgewertet wurde an der Salzkontur am First (H1), in mittlerer Höhe der Wandkontur (H2) und an der Sohle (H3). Im Vertikalschnitt wurde ausgewertet entlang der Mittelachse zum einen über der Firste (T1) und zum anderen unter der Sohle (T3), als Horizontalschnitt ausgewertet in Modellmitte (T2) und des Weiteren auch eine Auswertung der Verschiebungen entlang der Salzkontur (T4), beginnend in der Sohlenmitte.

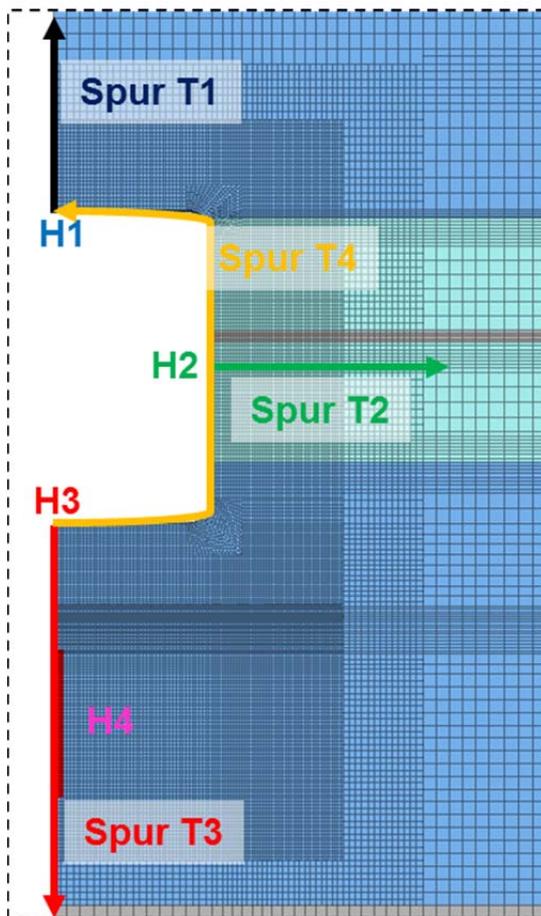


Bild 110: WIPP Site – Ausgewertete History-Punkte und Spuren

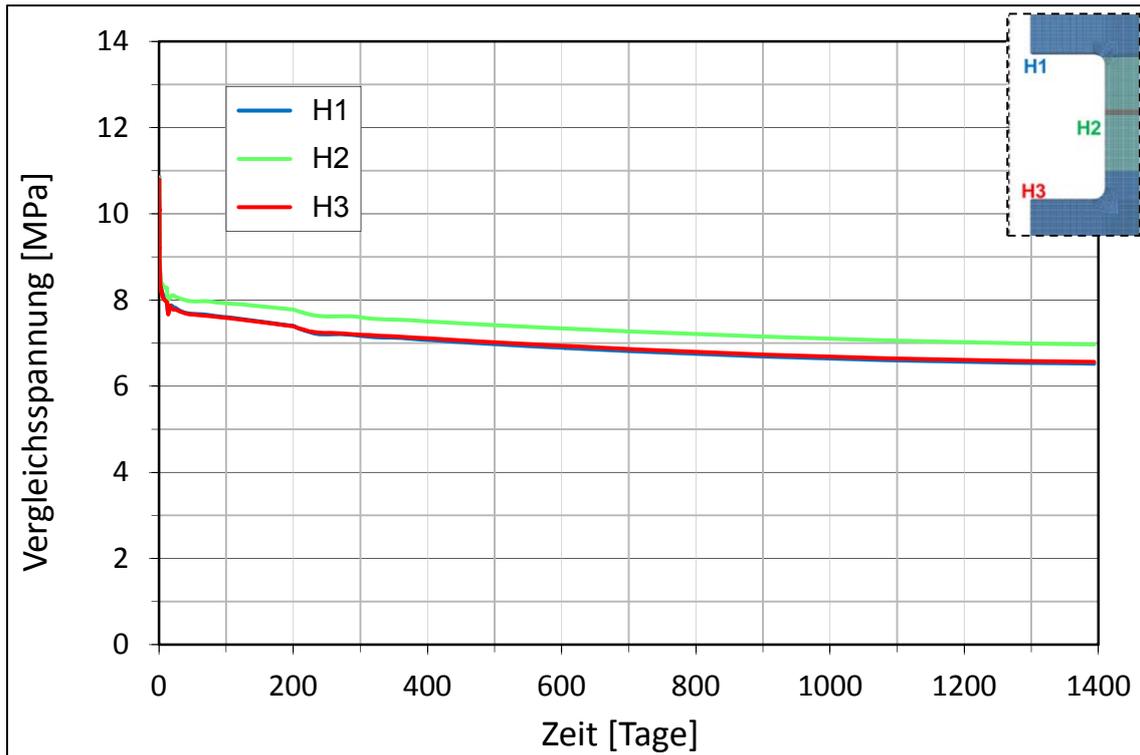


Bild 111: WIPP Room D – D03, Vergleichsspannungen über Zeit

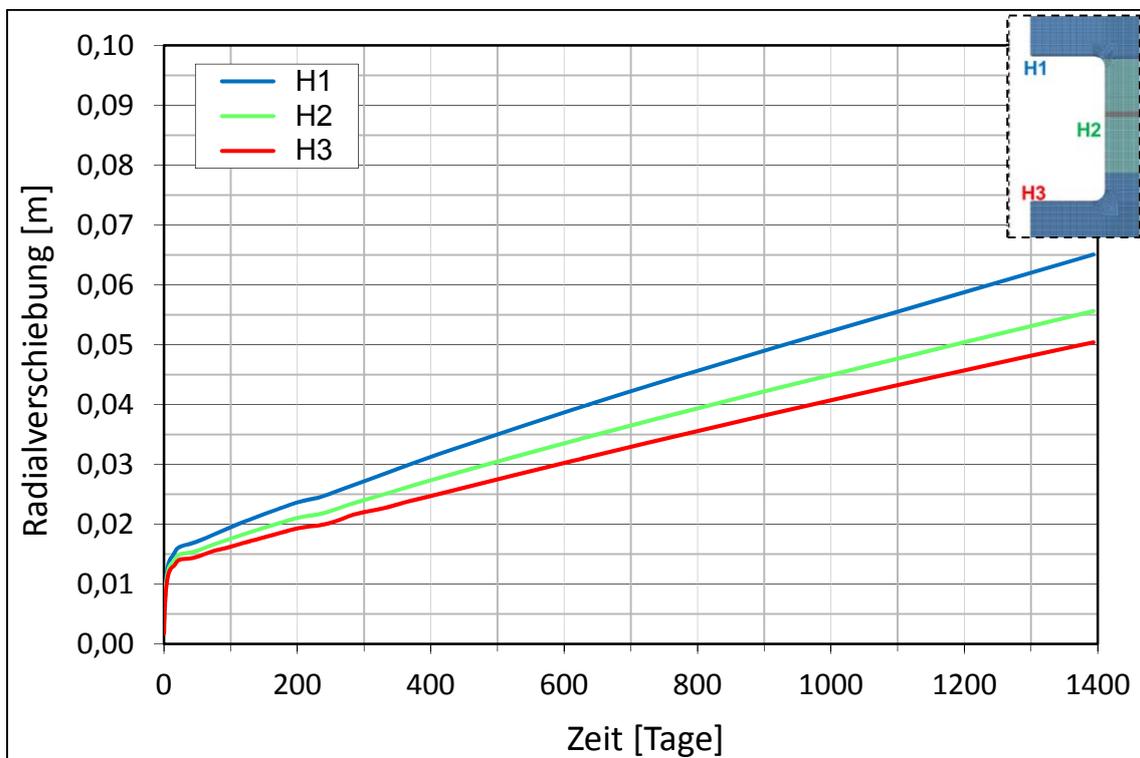


Bild 112: WIPP Room D – D03, Verschiebungen über Zeit

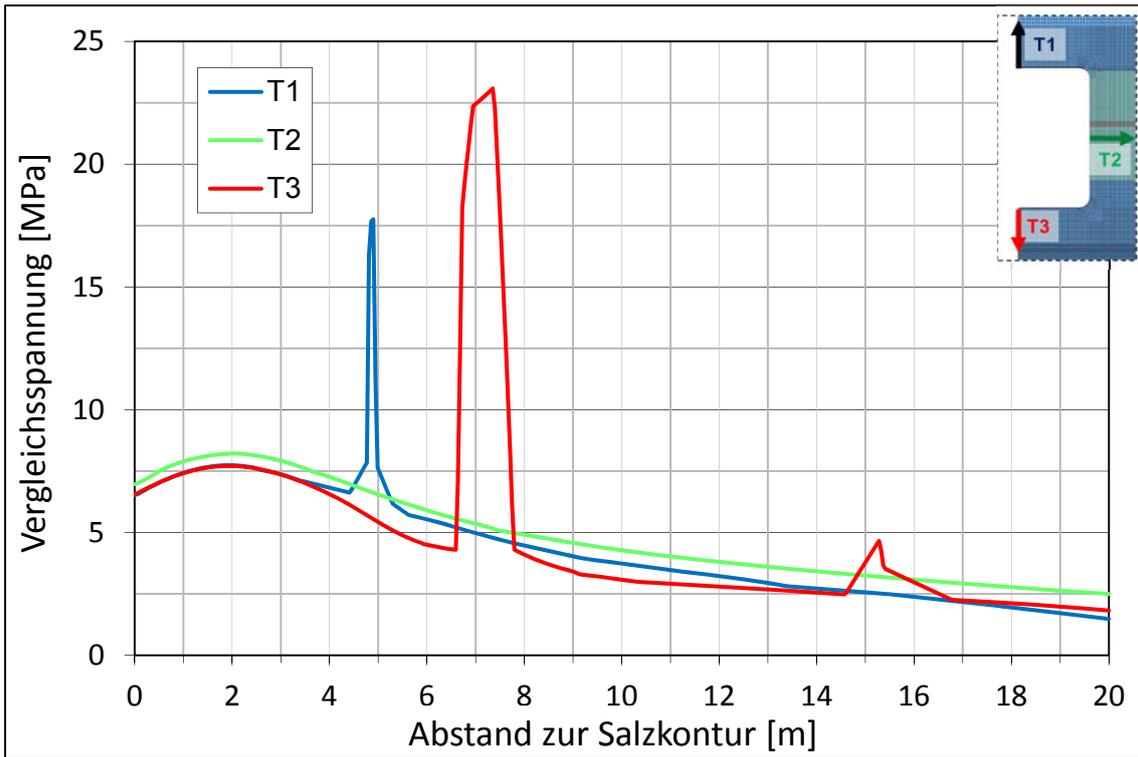


Bild 113: WIPP Room D – D03, Vergleichsspannungen im Schnitt, T1, T2 und T3

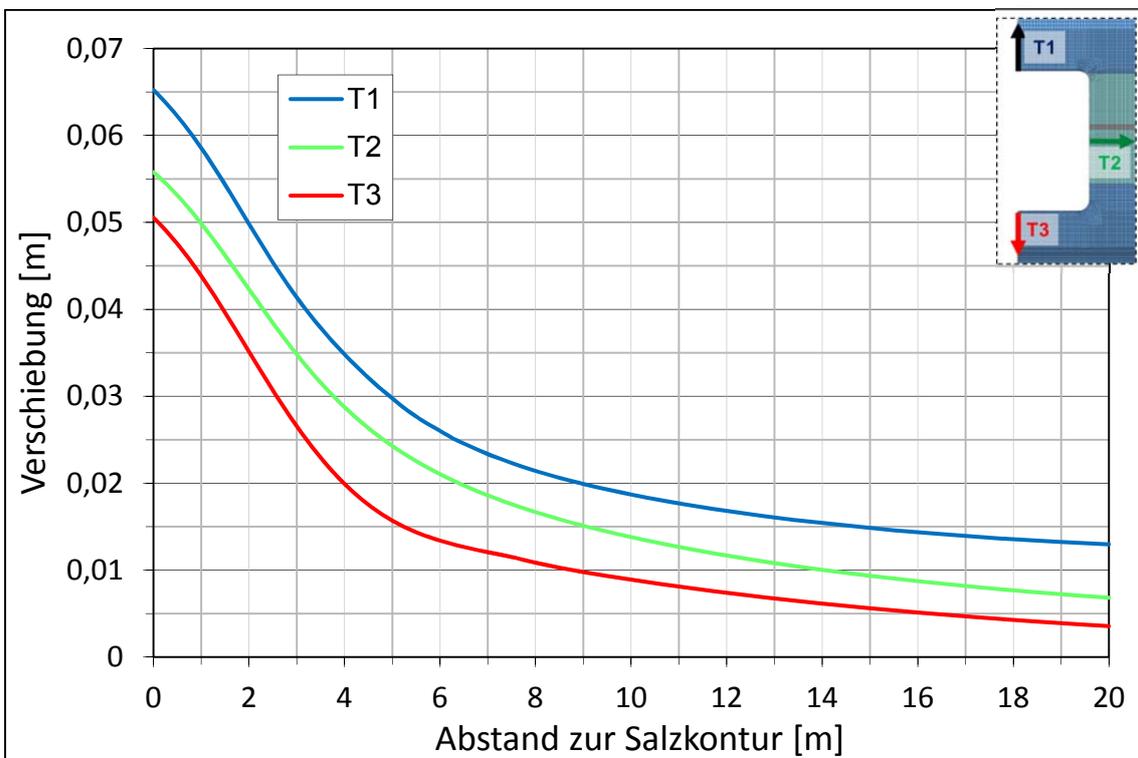


Bild 114: WIPP Room D – D03, Verschiebungen im Schnitt, T1, T2 und T3

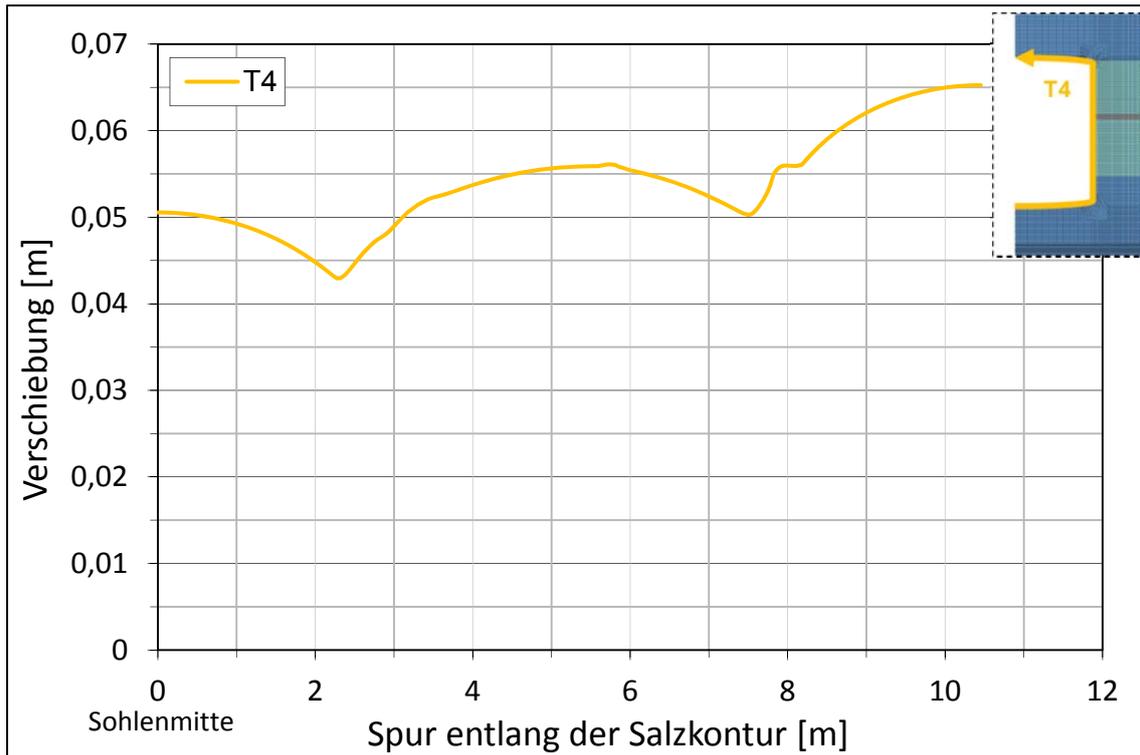


Bild 115: WIPP Room D – D03, Verschiebungen im Schnitt, T4

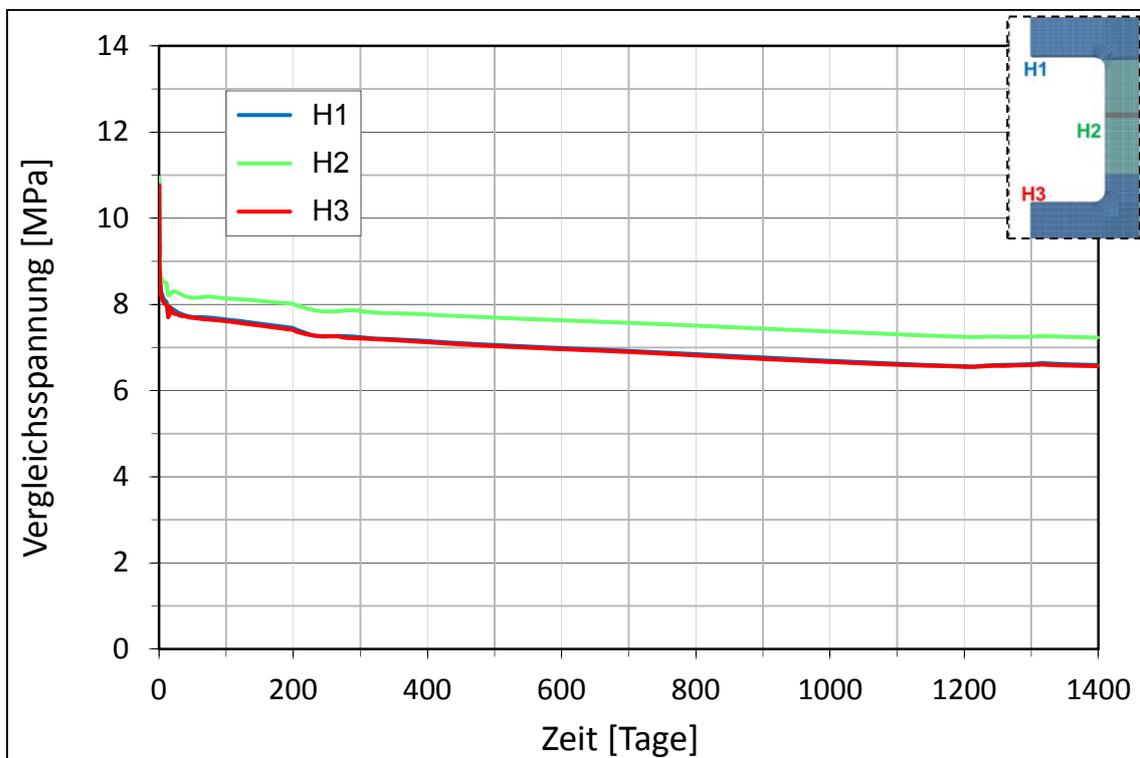


Bild 116: WIPP Room D – D04, Vergleichsspannungen über Zeit

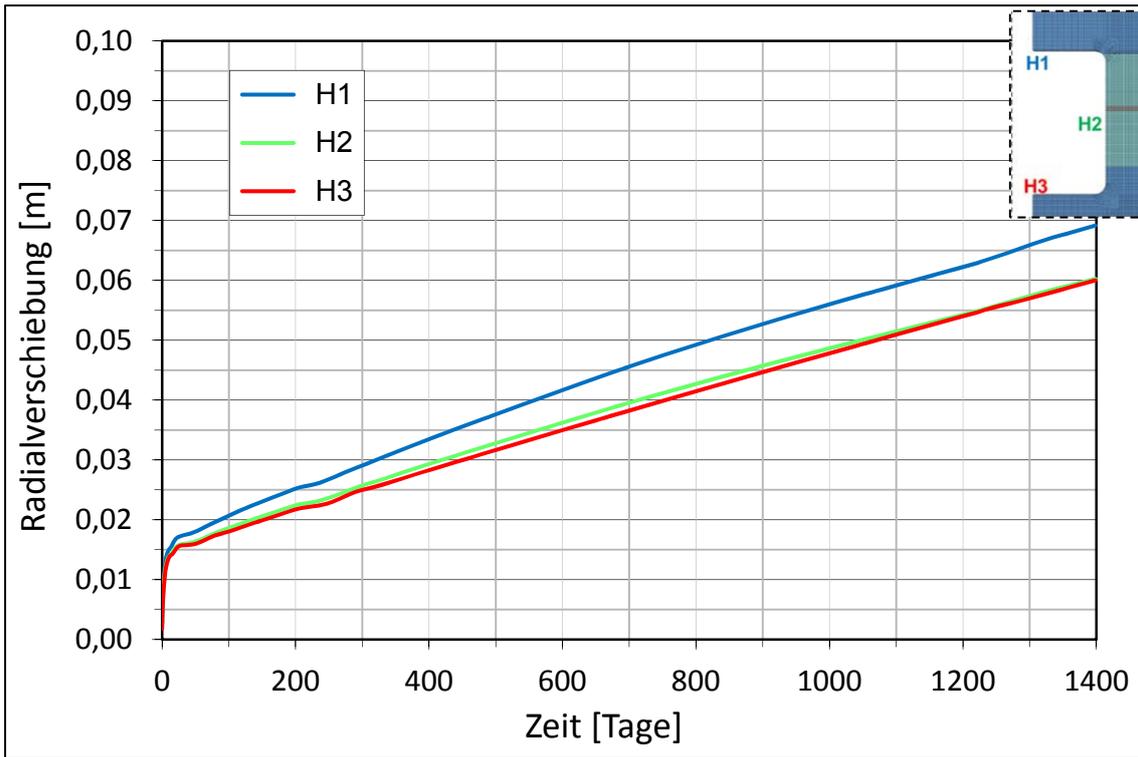


Bild 117: WIPP Room D – D04, Verschiebungen über Zeit

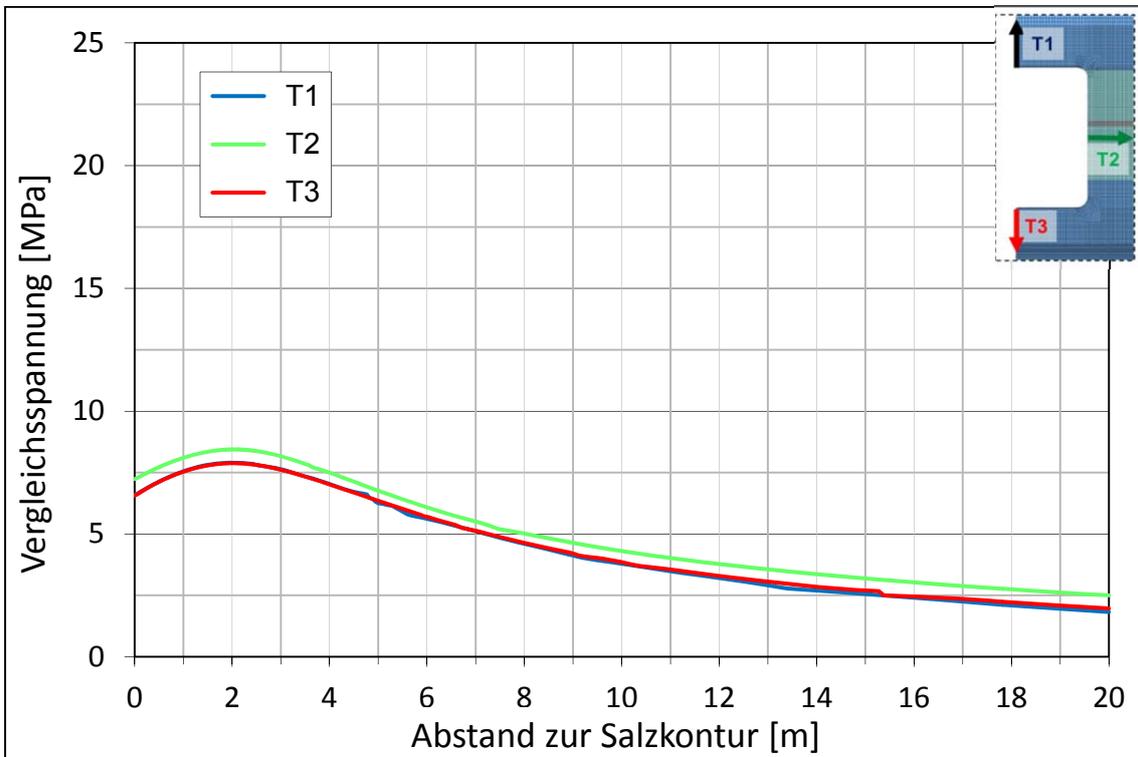


Bild 118: WIPP Room D – D04, Vergleichsspannungen im Schnitt, T1, T2 und T3

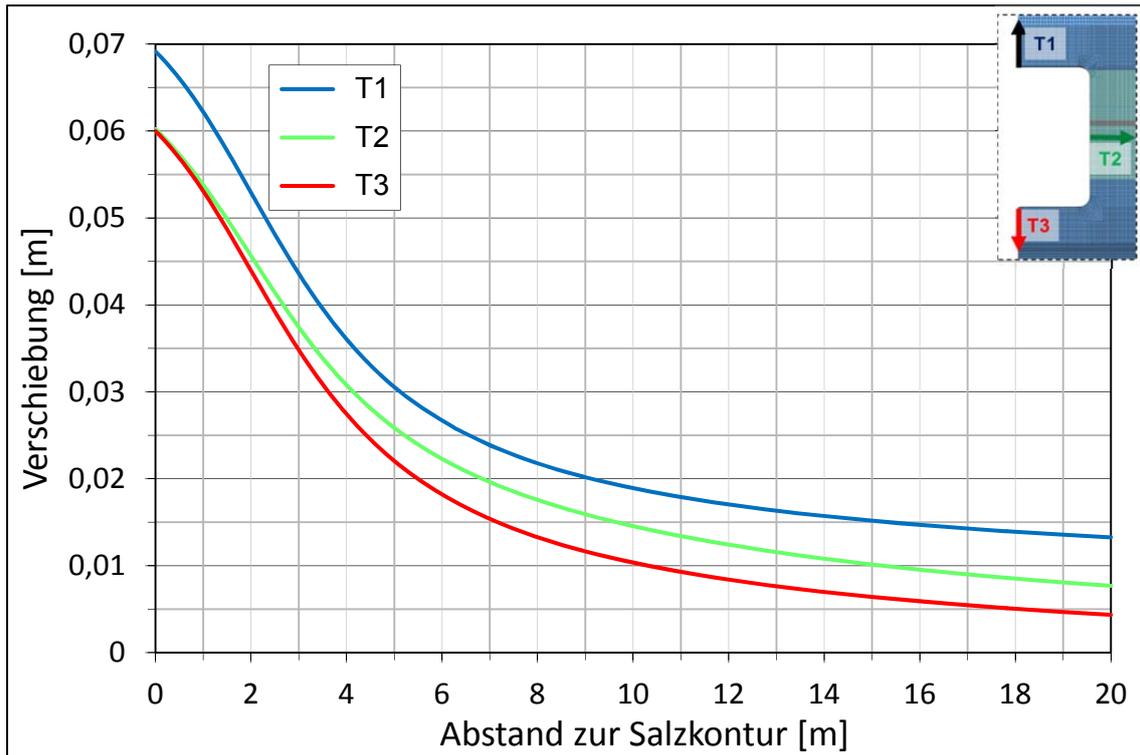


Bild 119: WIPP Room D – D04, Verschiebungen im Schnitt, T1, T2 und T3

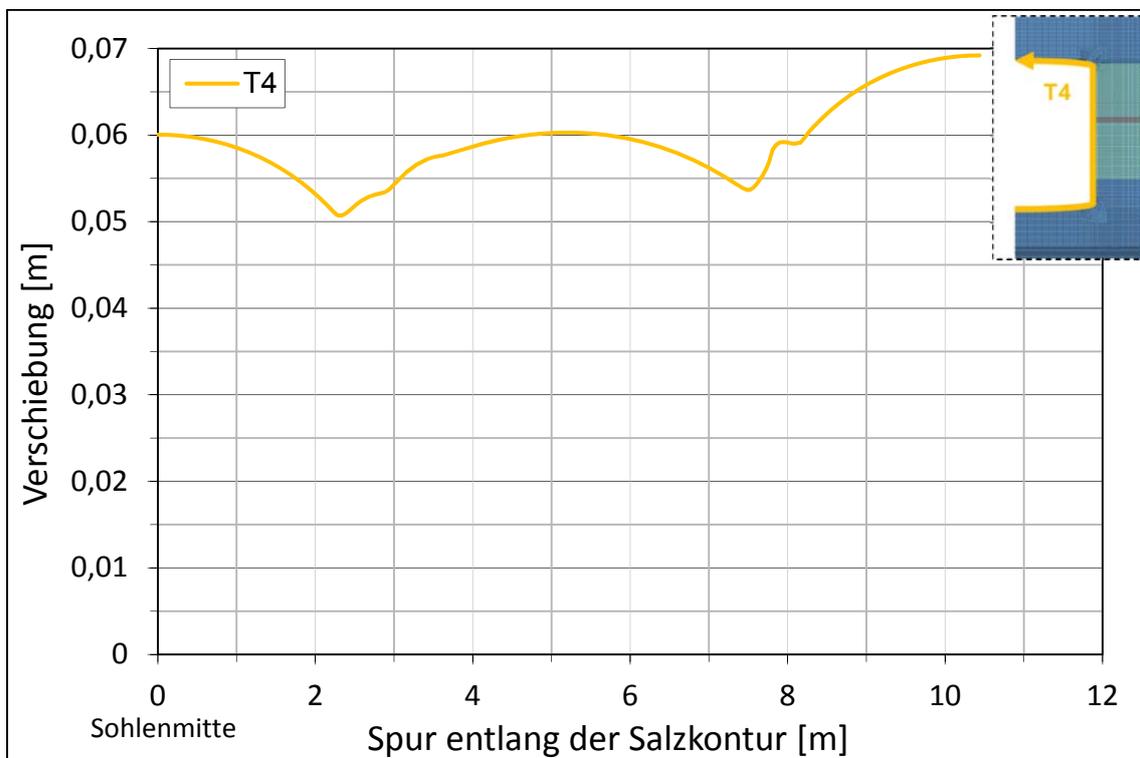


Bild 120: WIPP Room D – D04, Verschiebungen im Schnitt, T4

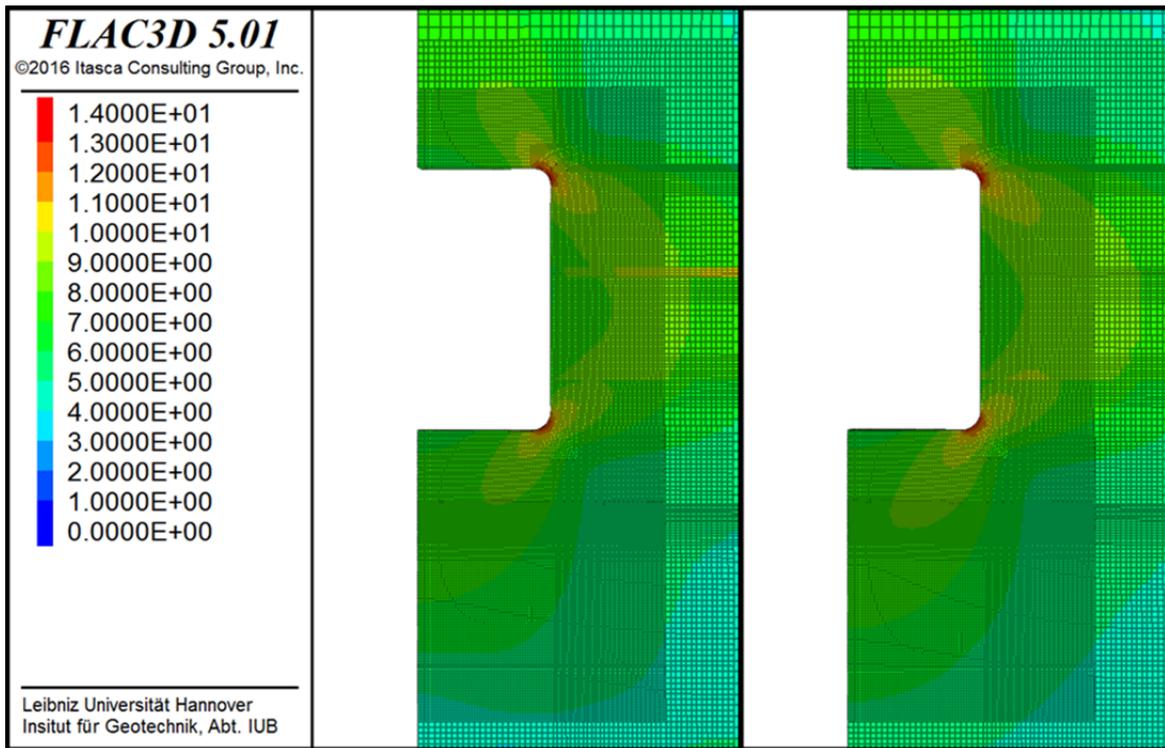


Bild 121: WIPP Room D – Vergleichsspannung als Konturplot, links: D03, rechts: D04

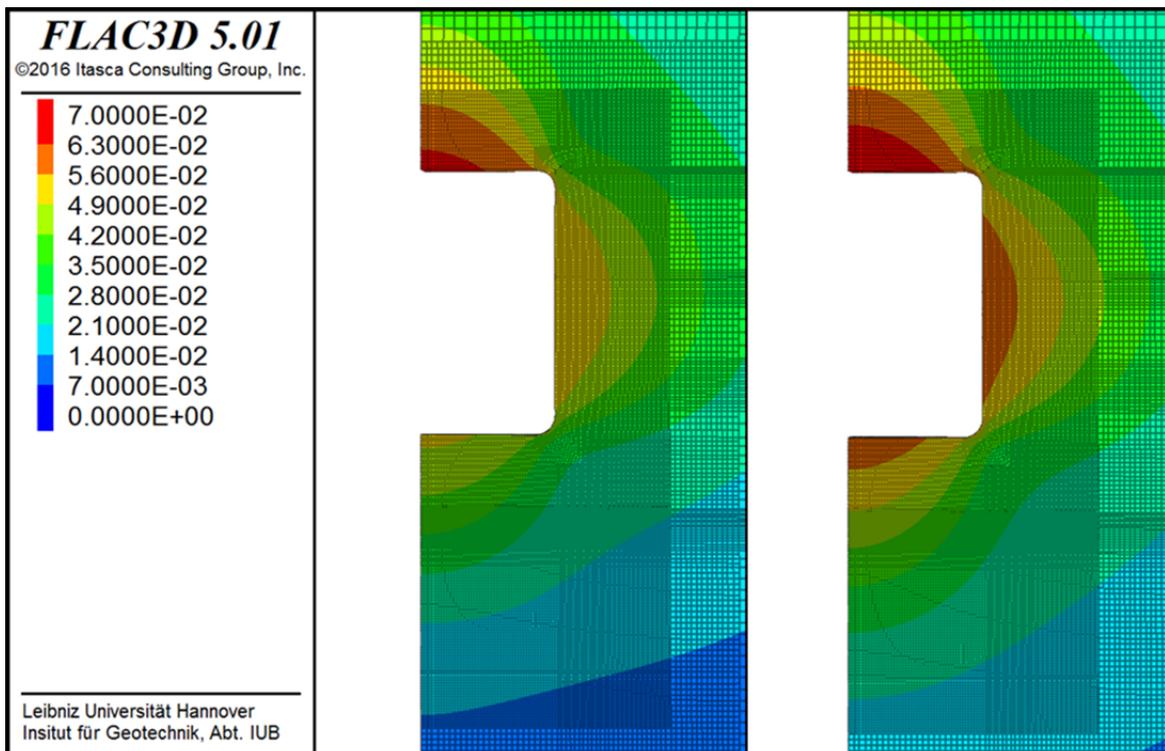


Bild 122: WIPP Room D – Verschiebung als Konturplot, links: D03, rechts: D04

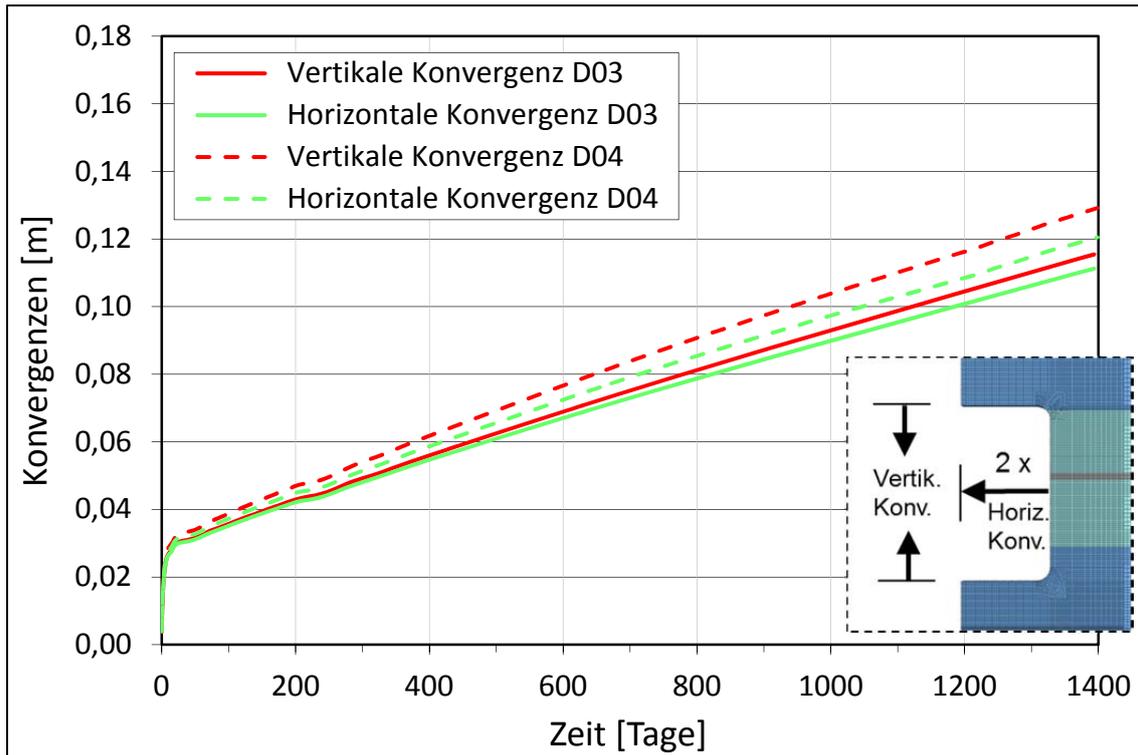


Bild 123: WIPP Room D – Berechnete, absolute Konvergenzen

In Bild 123 ist die berechnete, absolute Konvergenz dargestellt, welche aus der Summe der Konturverschiebungen ermittelt ist. Der Vergleich verdeutlicht, dass in der Berechnung ohne Berücksichtigung der Anhydrit- und Polyhalitschichten (D04) größere Verschiebungen an der Salzkontur auftreten. Dies kann durch die höheren Effektivspannungen im Steinsalz begründet werden, welche in der Berechnung D04 ebenfalls auftreten. Eine mögliche Erklärung für die etwas geringeren Effektivspannungen im Salzgestein in der Berechnung D03 ist, dass die Anhydritschichten durch Ihre höhere Steifigkeit mehr Spannung aufnehmen können und das umliegende Steinsalz hierdurch entlastet wird.

6.4 Benchmark-Berechnungen erhitzter Raum (WIPP Room B)

Bei der Simulation des erhitzten Raums (Room B) wurde die Zeit zwischen Kammerbau und Einschaltung der Erhitzer als Kriechberechnung bei konstanter Temperatur von 300 K berücksichtigt. Folgend wurden weitere 1.000 Tage mit eingeschaltetem Erhitzer simuliert. Für die Bestimmung der Temperaturkurve im Erhitzer (Bild 126) wurde das in Bild 124 dargestellte Diagramm mit den Messungen aus Station 4.9 (Station 0.0: Streckenmitte) herangezogen. Aufgetragen sind im Diagramm die am Thermoelement B_746 unterhalb der Sohle gemessenen Temperaturen über die Zeit. Die Temperaturkurve im modellierten Erhitzer wurde so festgelegt, dass die in 4,9 m unterhalb der Sohle berechnete Temperatur mit der gemessenen Temperaturmesskurve 3 in Station 4.9 übereinstimmt. Berücksichtigt wurde die Zeit nach Einschaltung des Erhitzers (im Diagramm: nach 200 Tagen). In Bild 134 sind die Berechnungsergebnisse den Temperaturmesskurven gegenübergestellt.

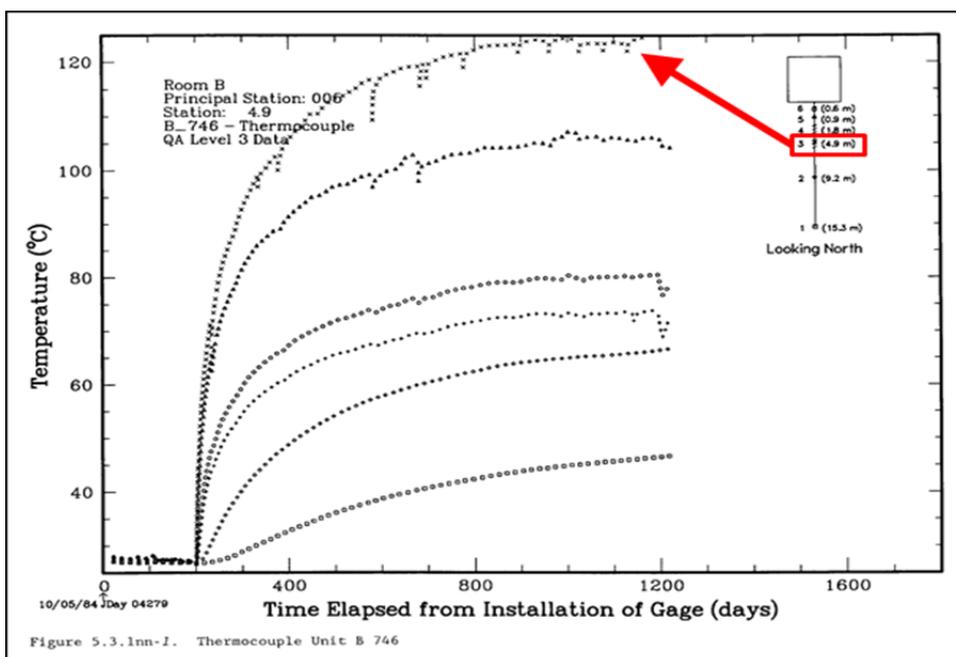


Bild 124: WIPP Room B – Temperaturmesskurven, Station +4.9, Thermoelement B_746, Munson et al. 1990

Folgende Funktion wurde für die Beschreibung der Temperaturkurve angewendet:

$$T = a_1 + a_2 \cdot (1 - \exp(-(a_3 \cdot t)^{a_4})) \quad \text{Gleichung (6.1)}$$

a_i 's sind Materialparameter und t ist die Zeit (Beginn Erhitzer: $t_{\text{Erhitzer}} = 0$ d). Um die Temperaturentwicklung im Salzgestein so realitätsnah wie möglich zu simulieren, wurde

die Temperatur an der Salzkontur ebenfalls vorgegeben. Hierfür wurde die an Station -7.2 und Station -6.9 in ¼ Raumhöhe gemessene Lufttemperatur (Bild 125) ausgewertet und als Randbedingung direkt auf die Salzkontur aufgetragen. In Munson et al. 1990 wird angegeben, dass die Raumtemperatur im Firstbereich ca. 5°C höher war als in der Nähe der Sohle. Dieser Temperaturgradient wurde in der Modellierung ebenfalls berücksichtigt.

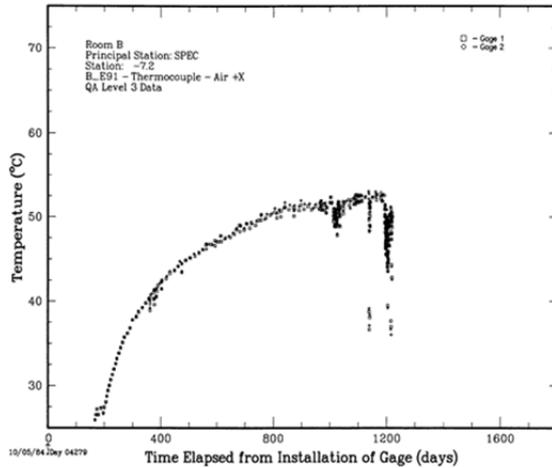


Figure 5.6.1d-1. Air Ventilation Unit B E91

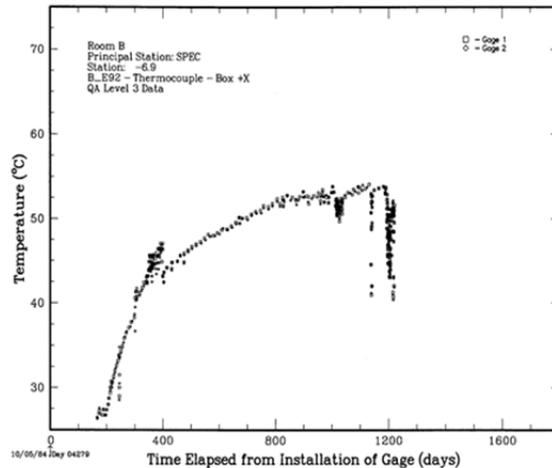


Figure 5.6.1e-1. Air Ventilation Unit B E92

Bild 125: WIPP Room B – Gemessene Temperatur über Zeit, 1/4 Höhe im Raum, links: Station -7.2, Thermoelement B_E91, rechts: Station -6.9, Thermoelement B_E92, Munson et al. 1990

Für die Beschreibung der Temperaturkurven wurde wieder die in Gleichung (6.1) angegebene Funktion angewendet. In Tabelle 15 sind die für die Bestimmung der Temperaturkurven angesetzten Werte aufgelistet. Die Temperatur in ¼ Wandhöhe ergibt sich aus dem Gradienten über die Höhe.

	a_1 [K]	a_2 [K]	a_3 [1/d]	a_4 [-]
Erhitzer	300	101	0,0121	0,52
Salzkontur First	300	31,75	0,0038	0,75
Salzkontur Sohle	300	26,75	0,0038	0,75

Tabelle 15: WIPP Room B – Parameterwerte zur Bestimmung der Temperaturrandbedingungen über Zeit.

In Bild 127 sind die digitalisierten Messwerte aus B_E91 und B_E92 und die Temperaturrandbedingungen im Diagramm aufgetragen. Die Zeit Null auf der X-Achse beschreibt den Zeitpunkt der Einschaltung der Erhitzer ($t_{\text{Erhitzer}} = 0 \text{ d} \hat{=} t_{\text{Kriechberechnung}} = 354 \text{ d}$).

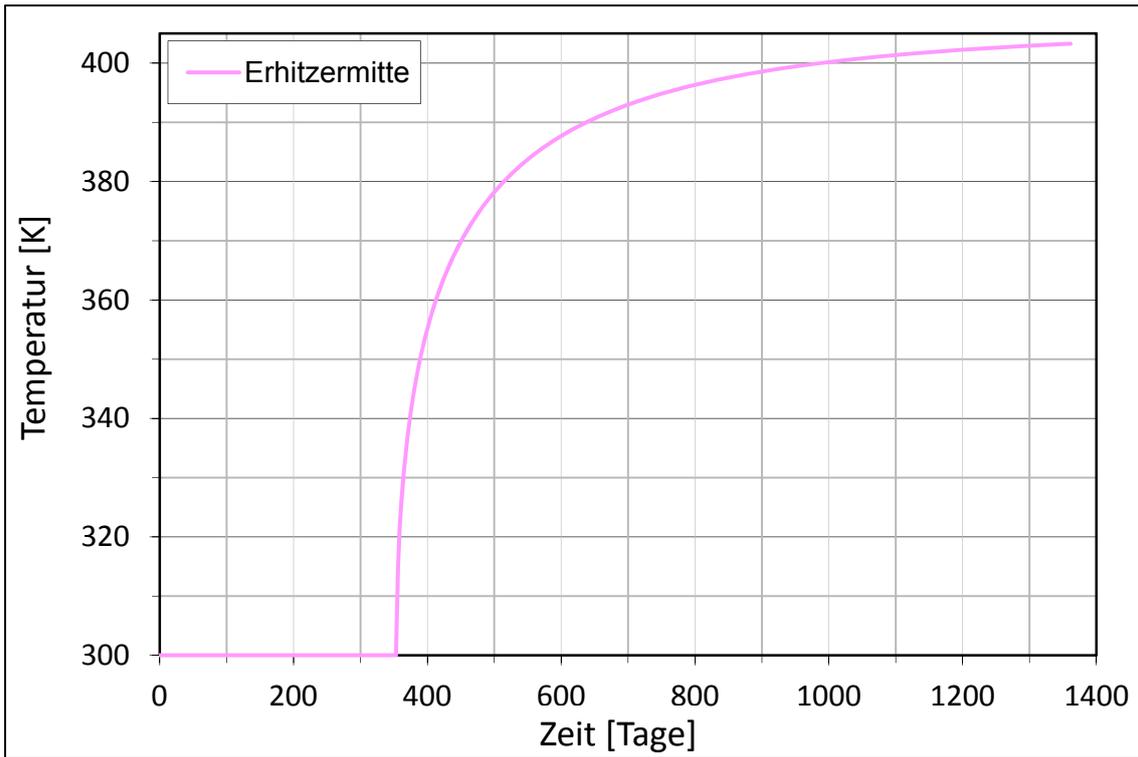


Bild 126: WIPP Room B – Vorgegebene Temperatur im Erhitzer

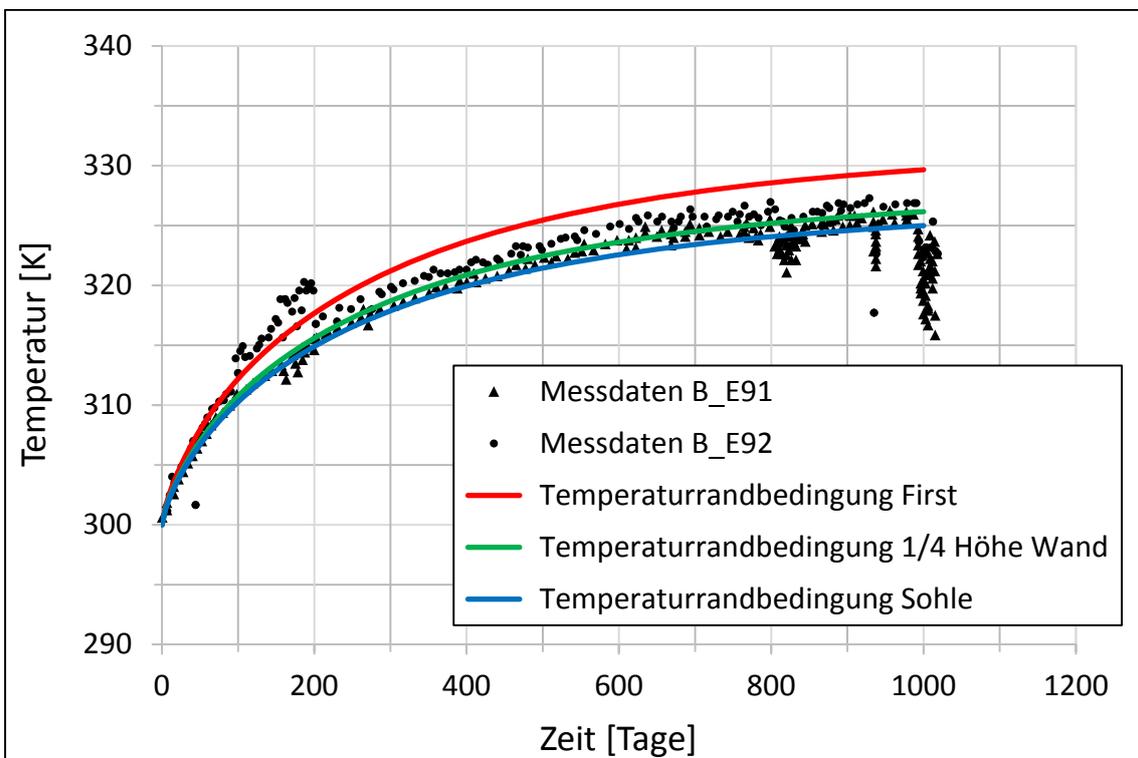


Bild 127: WIPP Room B – Gemessene Raumtemperatur und vorgegebene Temperatur an der Salzkontur über Zeit nach Einschalten der Erhitzer

Ausgewertet wurden neben den Spannungen, Verformungen und Volumendehnungen auch die Temperaturen. Zusätzlich zu den in den in Bild 124 dargestellten Punkten und Schnitten wurden über dem History-Punkt H1, neben H2 und unter H3 Temperaturen ausgewertet und Messwerten gegenüber gestellt.

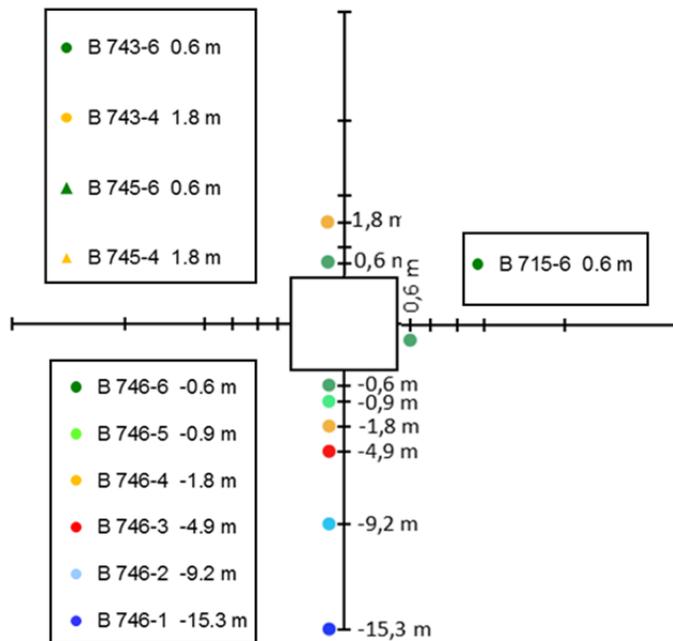


Bild 128: WIPP Room B – Zusätzliche Temperaturmessungen im Gebirge

In Bild 129 und Bild 130 sind die berechneten Konvergenzen bzw. Konvergenzraten über die Zeit aufgetragen und gemessenen Werten gegenüber gestellt. Im Vergleich erkennt man, dass die Berechnungsergebnisse von den Messwerten abweichen, insbesondere das transiente Kriechverhalten wird in den Simulationsberechnungen unterschätzt. Eine mögliche Erklärung hierfür könnten die nichtberücksichtigten Tonschichten sein. Es ist denkbar, dass diese Schichten durch Ihre weichere Beschaffenheit zu ruckartigen Gleiteffekten im beanspruchten System führen können. Außerdem sind die Messwerte mit einer gewissen Vorsicht zu betrachten, da Unsicherheiten aus der Auffahrung bei den Konvergenzmessungen zu berücksichtigen sind. Auch das stationäre Kriechen wird unterschätzt. Die Unterschiede sind in den ersten 354 Tagen bei konstanter Temperatur höher als nach einschalten der Erhitzer. Die Modellierung des stationären Kriechens bei kleinen Spannungen hat einen großen Einfluss auf die berechneten Konvergenzen. Um das Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Differenzspannungen besser beschreiben zu können, bedarf es an Kriechversuchen bei eben diesen Spannungsbedingungen. Diese sind jedoch sehr aufwändig und schwer umsetzbar.

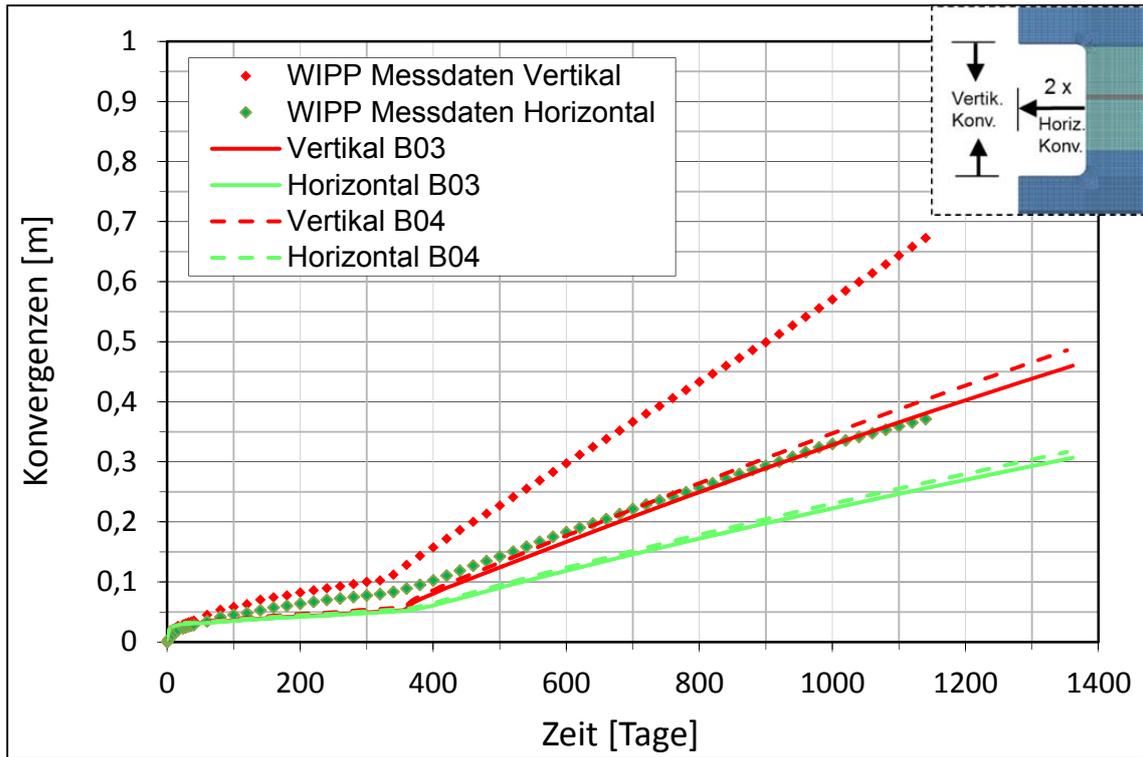


Bild 129: WIPP Room B – Gemessene und berechnete, absolute Konvergenzen über Zeit

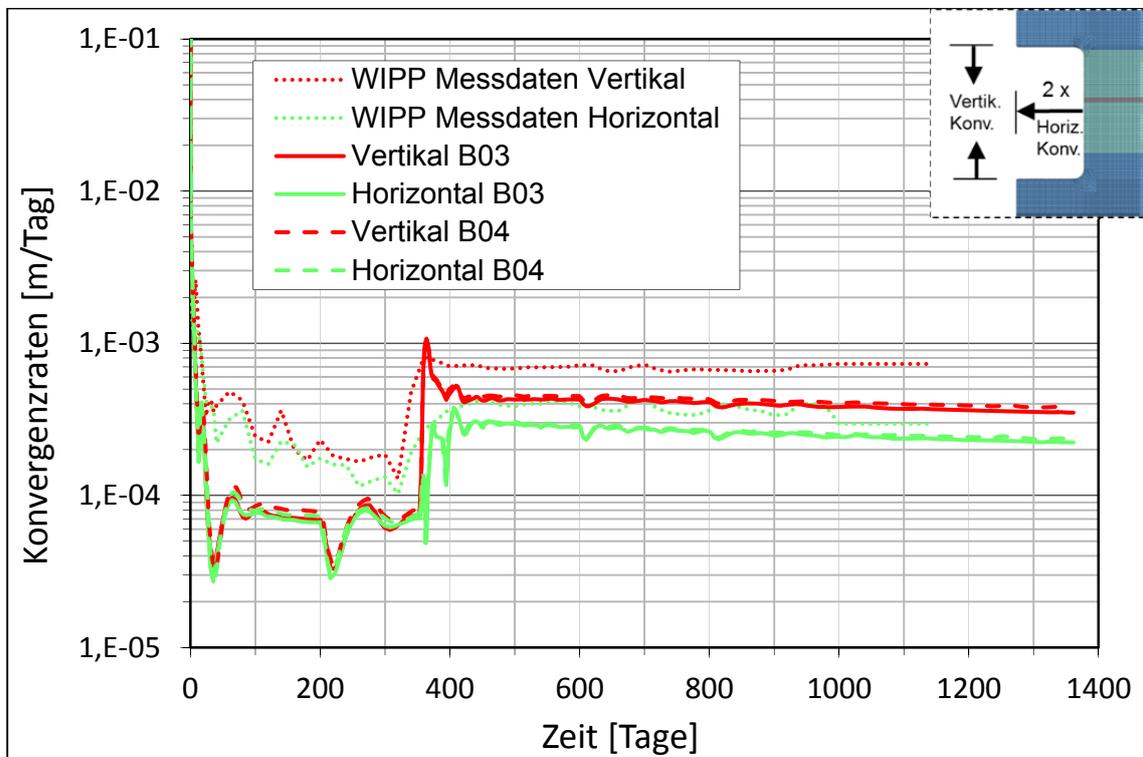


Bild 130: WIPP Room B – Gemessene und berechnete Konvergenzrate über Zeit

Der Vergleich der Konvergenzen aus den Berechnungen B03 und B04 untereinander zeigt den gleichen Effekt wie bei der Simulation von Room D. Bei der Berechnung mit Berücksichtigung der Anhydritschichten (B03) entstehen, wenn auch nur sehr geringfügig, weniger Verformungen an der Salzkontur als bei der Berechnung ohne Berücksichtigung dieser Schichten (B04).

Da die Ergebnisse, abgesehen an den Anhydrit- und Polyhalitschichten, keine besonderen Abweichungen voneinander zeigen, wird folgend auf eine ausführliche Darstellung der Ergebnisse aus der Berechnung B04 verzichtet und lediglich die aus der Berechnung B03 näher vorgestellt.

In Bild 131 und Bild 132 ist die nach 1.354 Tagen Simulationsrechnung berechnete Temperatur im Konturplot dargestellt. In Bild 133 bis Bild 135 sind die berechneten Temperaturkurven Messkurven gegenübergestellt. In Bild 136 bis Bild 147 sind Spannungen, Verschiebungen und Volumendehnung in Diagrammen und Konturplots dargestellt.

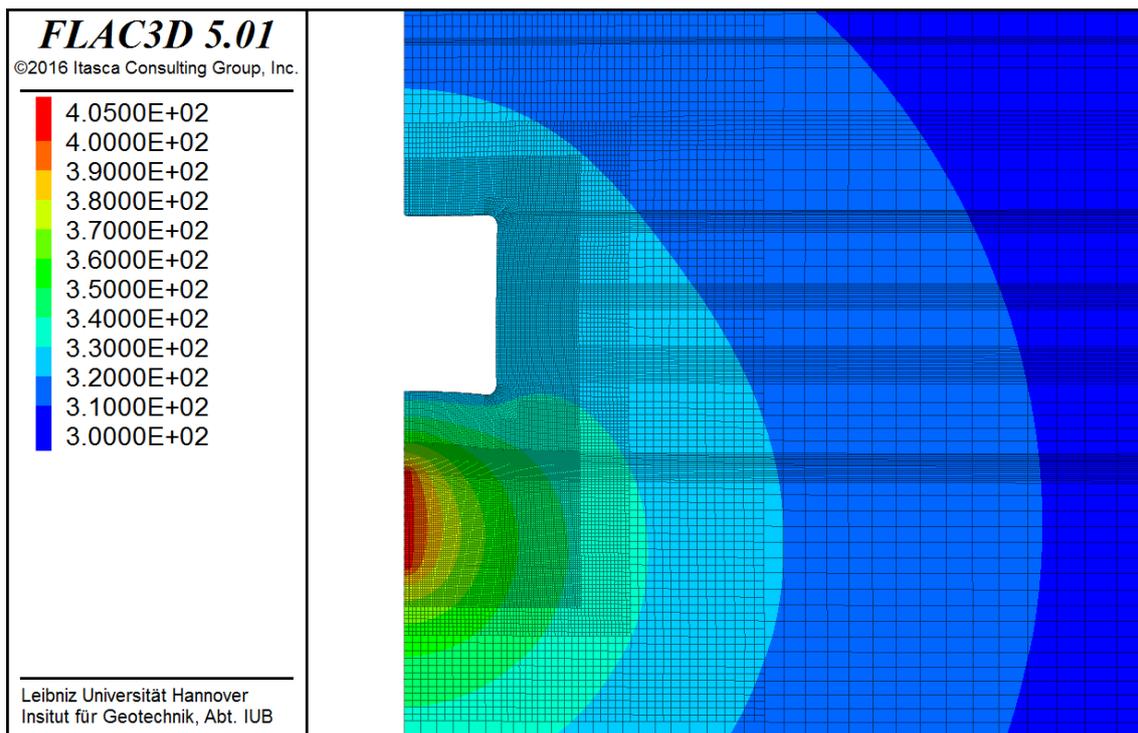


Bild 131: WIPP Room B - Temperatur als Konturplot, Ausschnitt

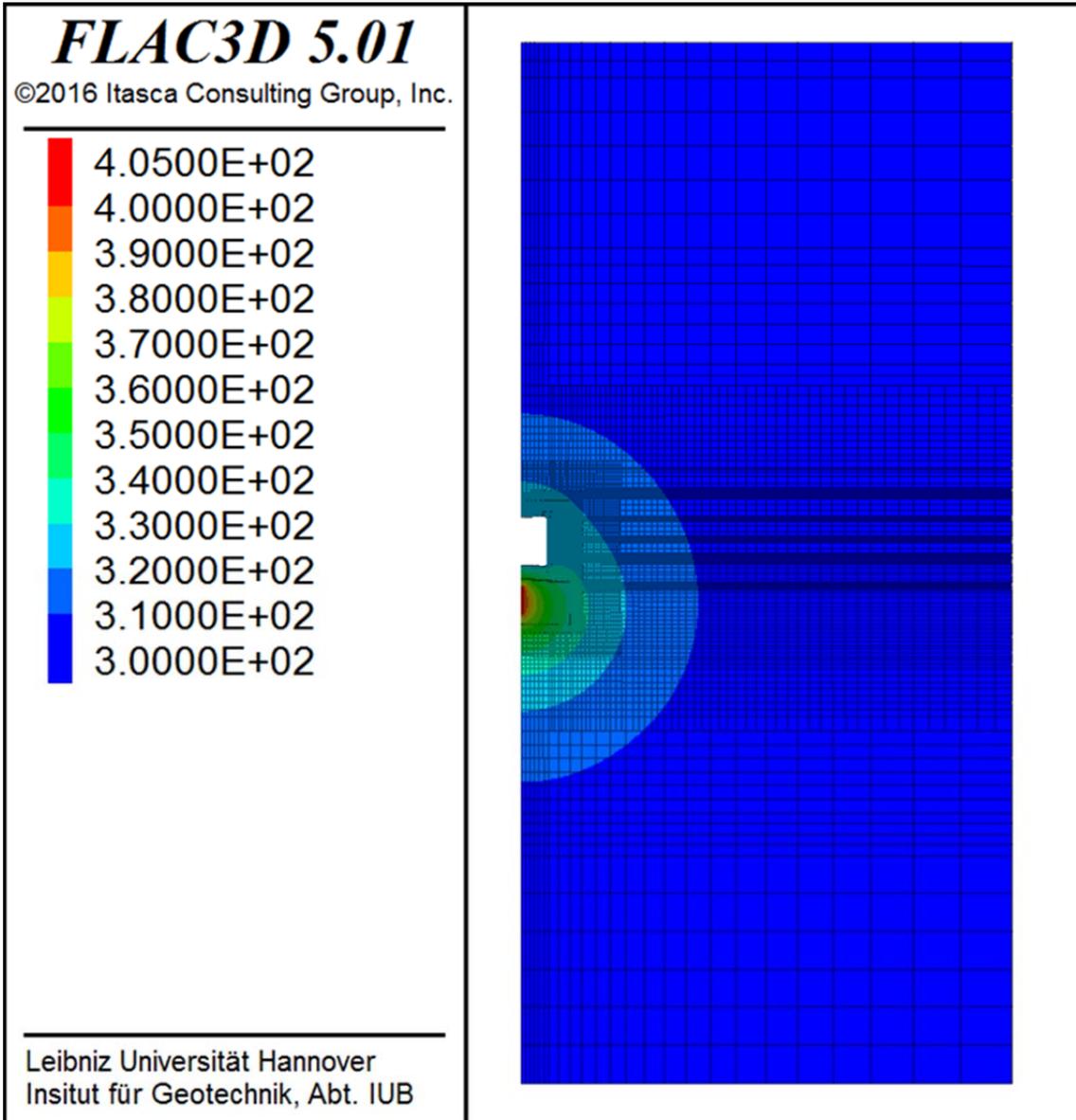


Bild 132: WIPP Room B - Temperatur als Konturplot, Gesamtansicht

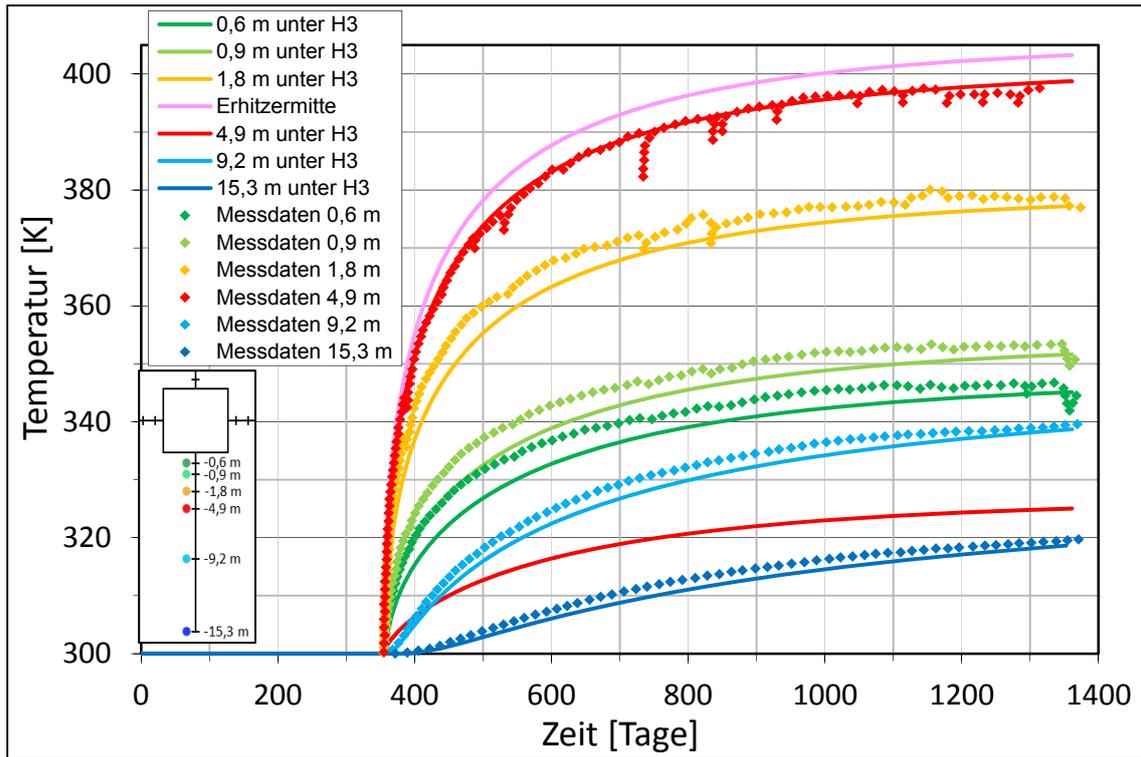


Bild 133: WIPP Room B – Gemessene und berechnete Temperatur über Zeit unter der Sohle (unter H3)

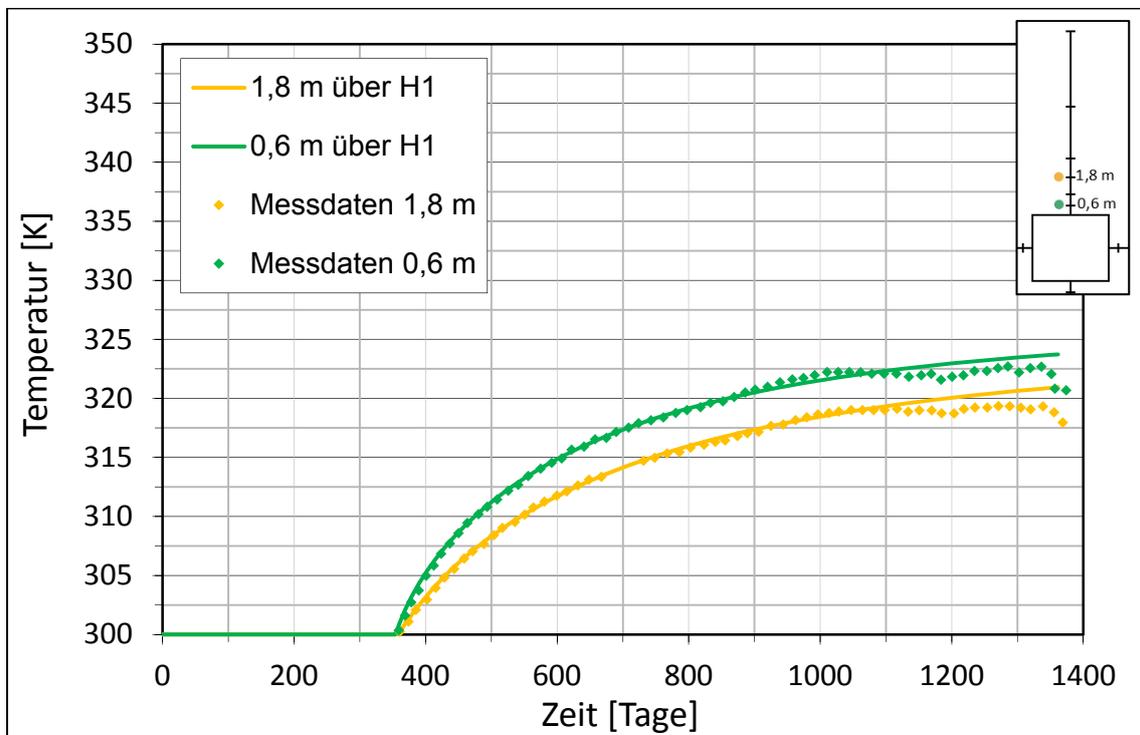


Bild 134: WIPP Room B – Gemessene und berechnete Temperatur über Zeit über dem First (über H1)

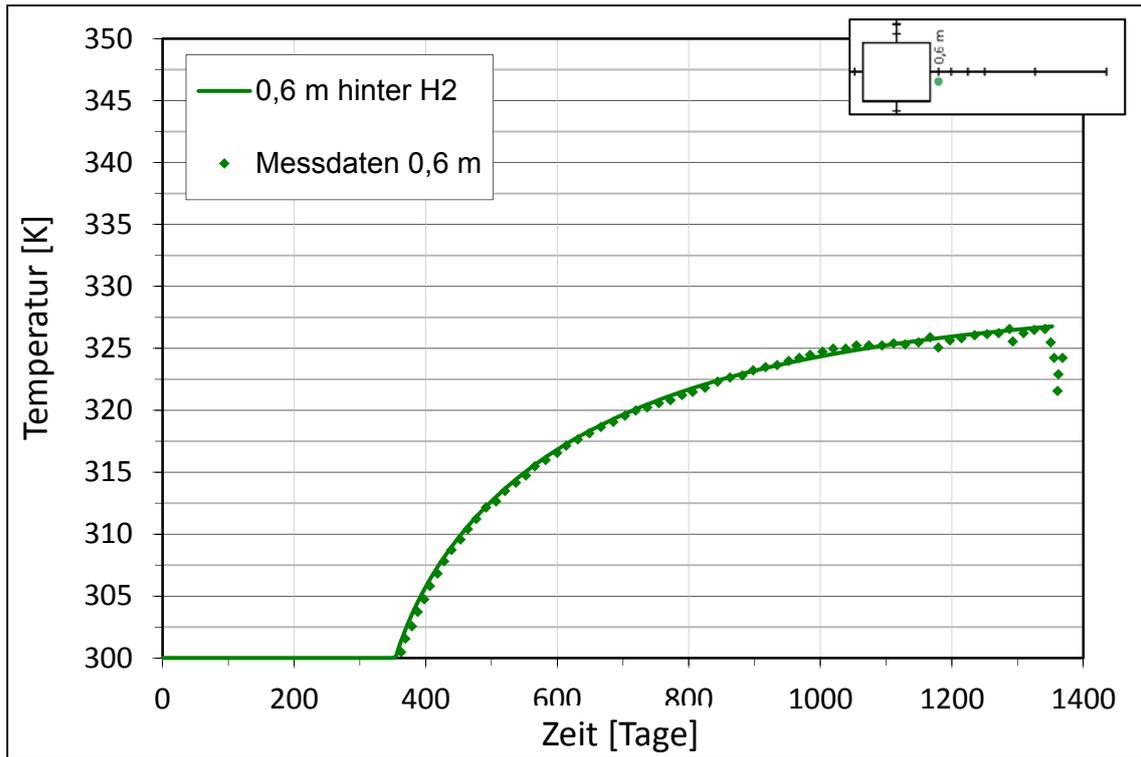


Bild 135: WIPP Room B – Gemessene und berechnete Temperatur über Zeit neben dem Stoß (neben H2)

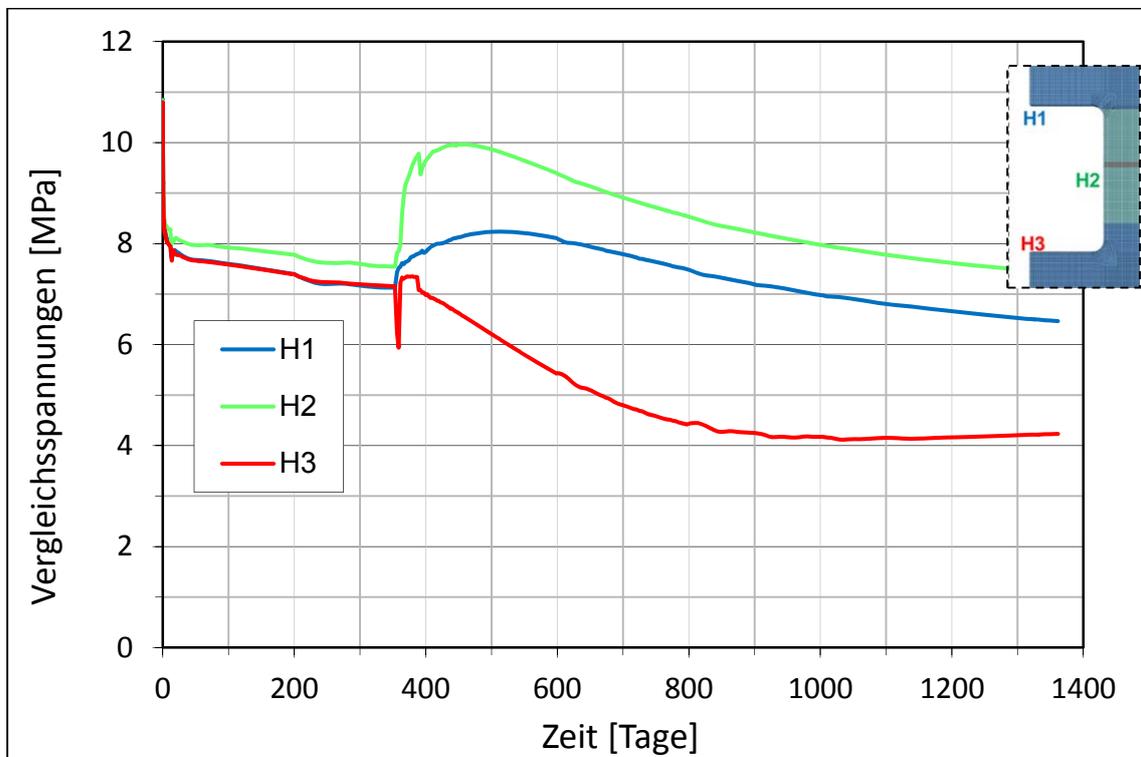


Bild 136: Room B – B03, Vergleichsspannungen über Zeit

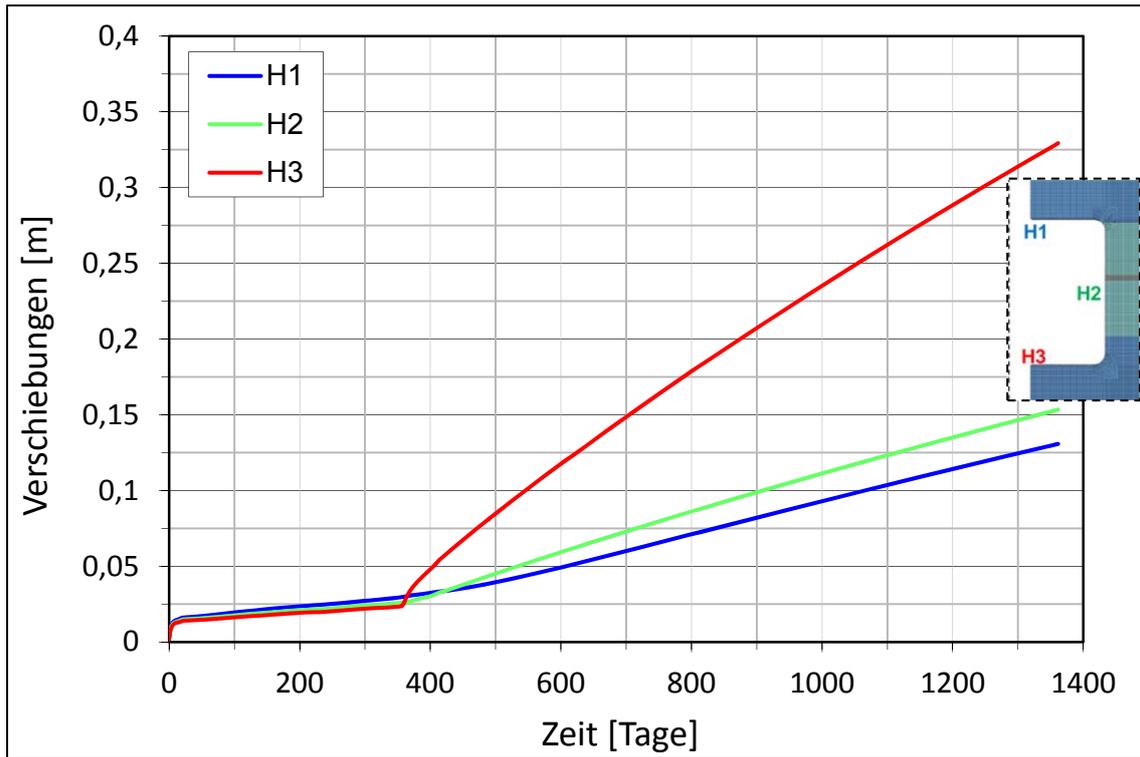


Bild 137: WIPP Room B – B03, Verschiebungen über Zeit

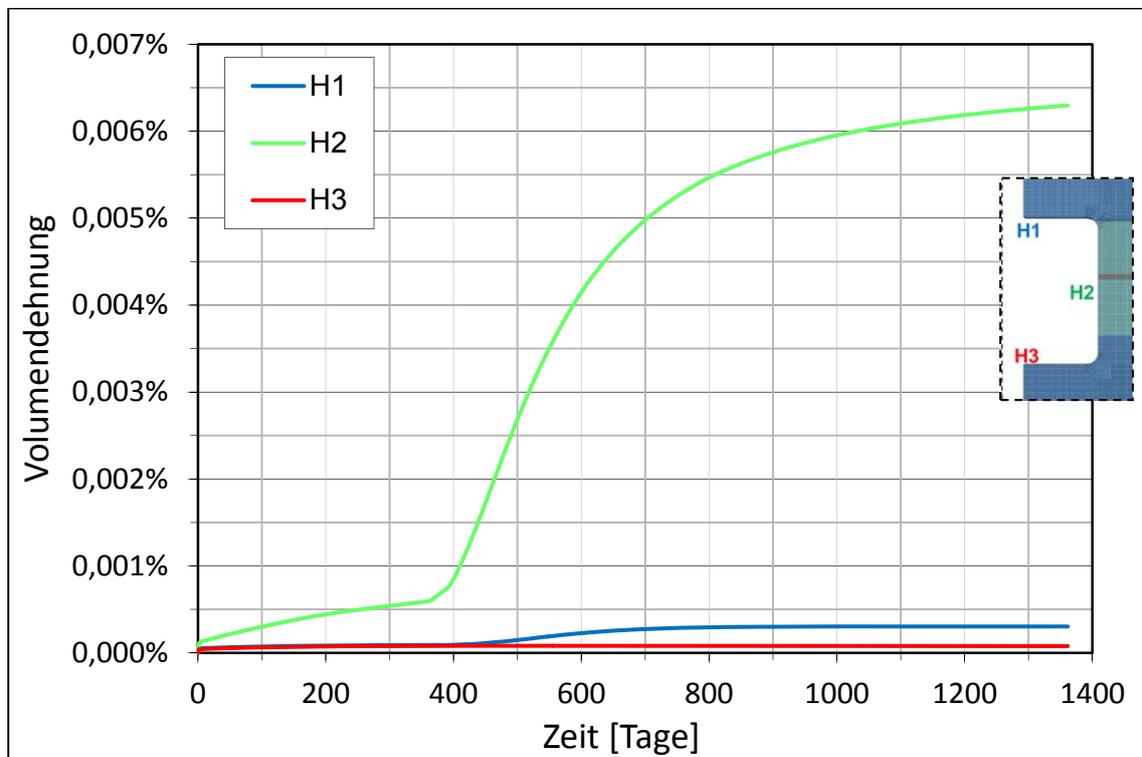


Bild 138: WIPP Room B – B03, Volumendehnung über Zeit

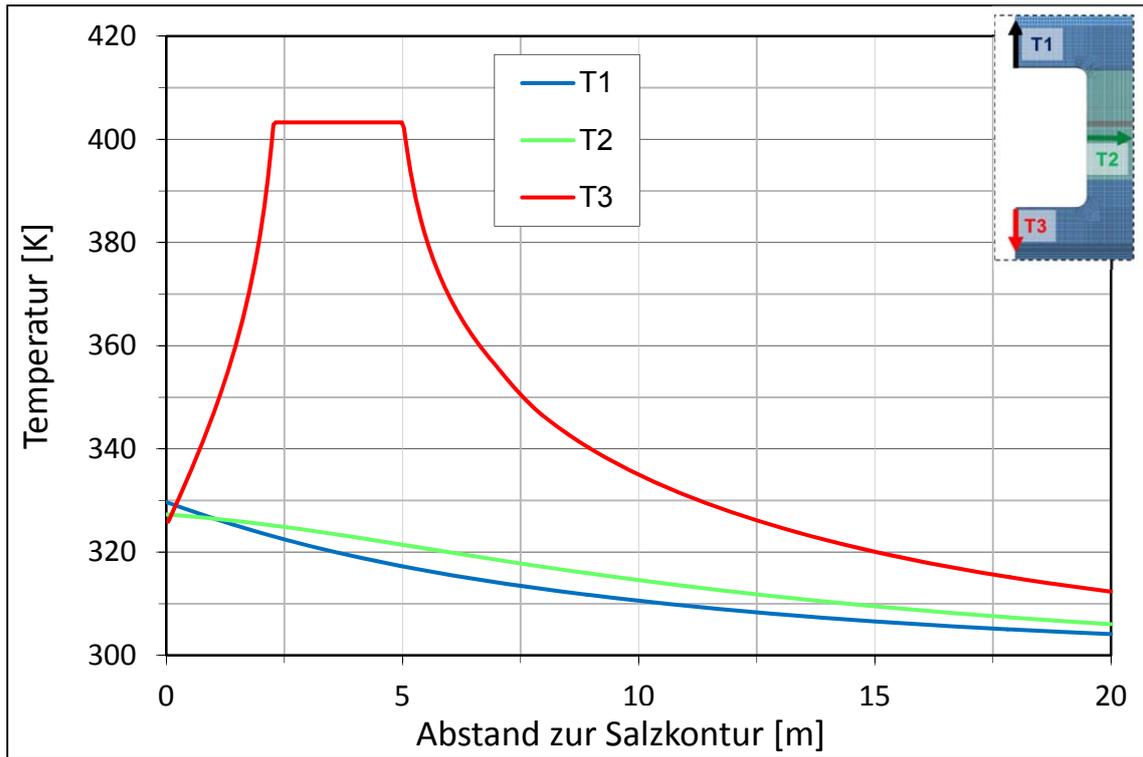


Bild 139: WIPP Room B – B03, Temperatur im Schnitt, T1, T2 und T3

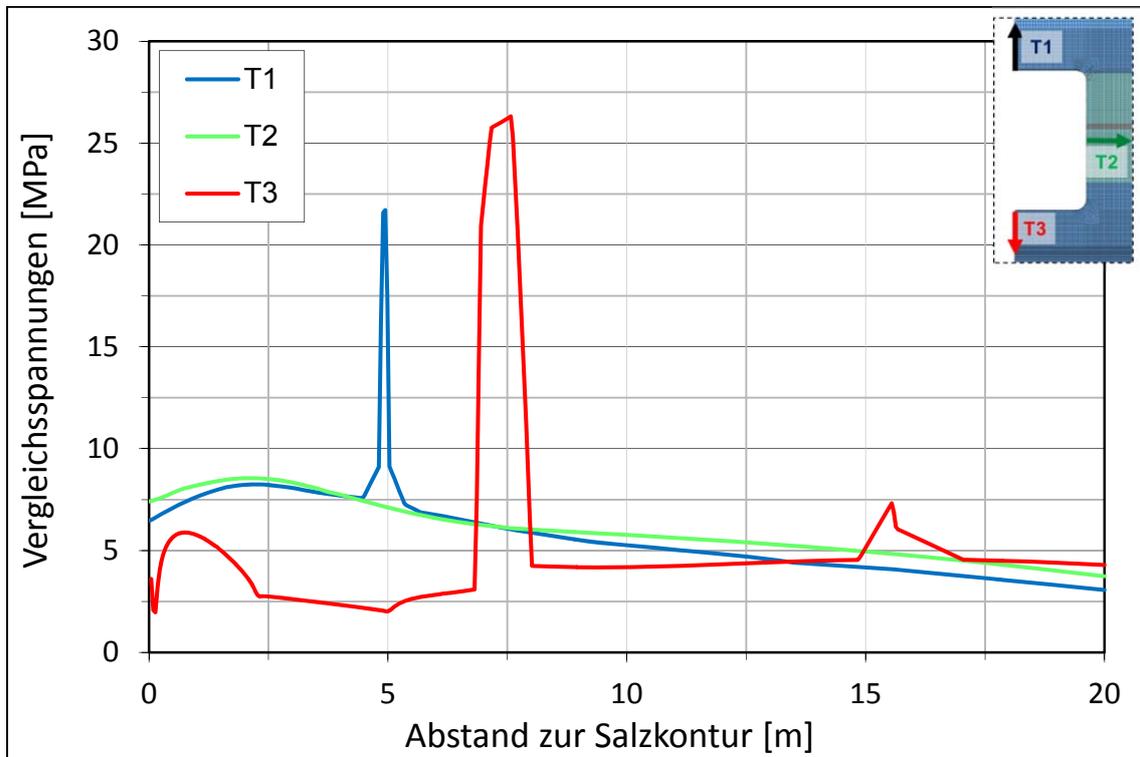


Bild 140: WIPP Room B – B03, Vergleichsspannungen im Schnitt, T1, T2 und T3

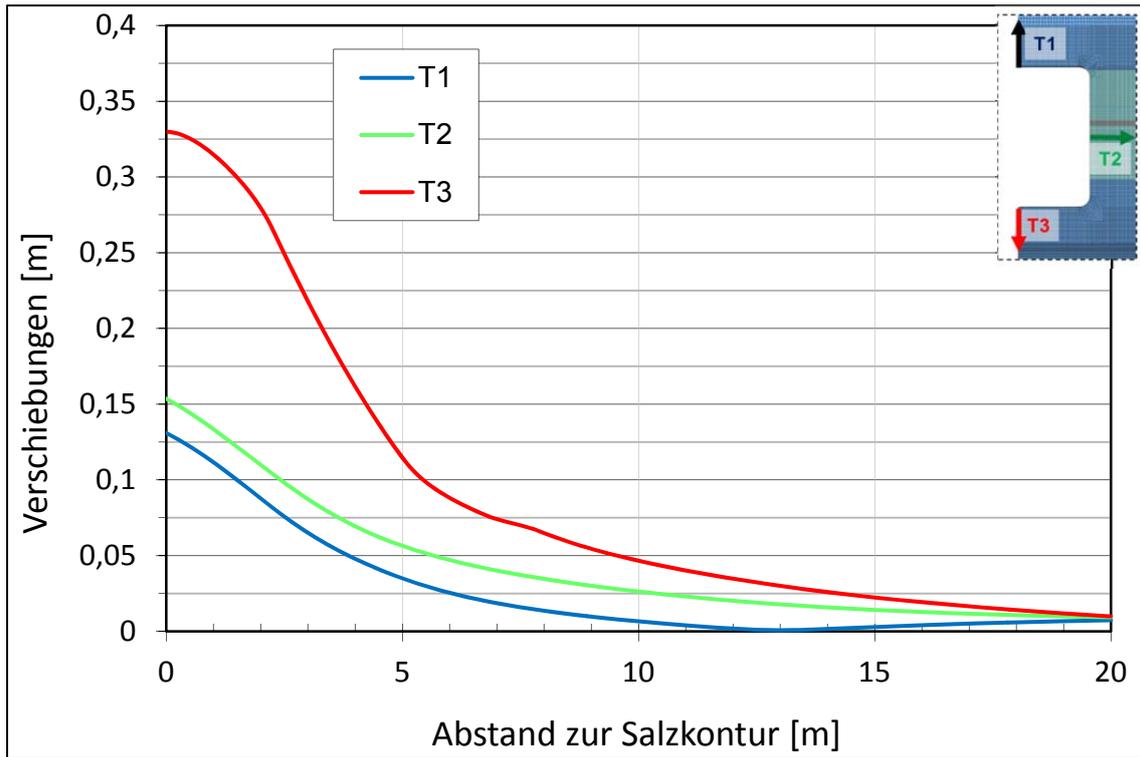


Bild 141: WIPP Room B – B03, Verschiebungen im Schnitt, T1, T2 und T3

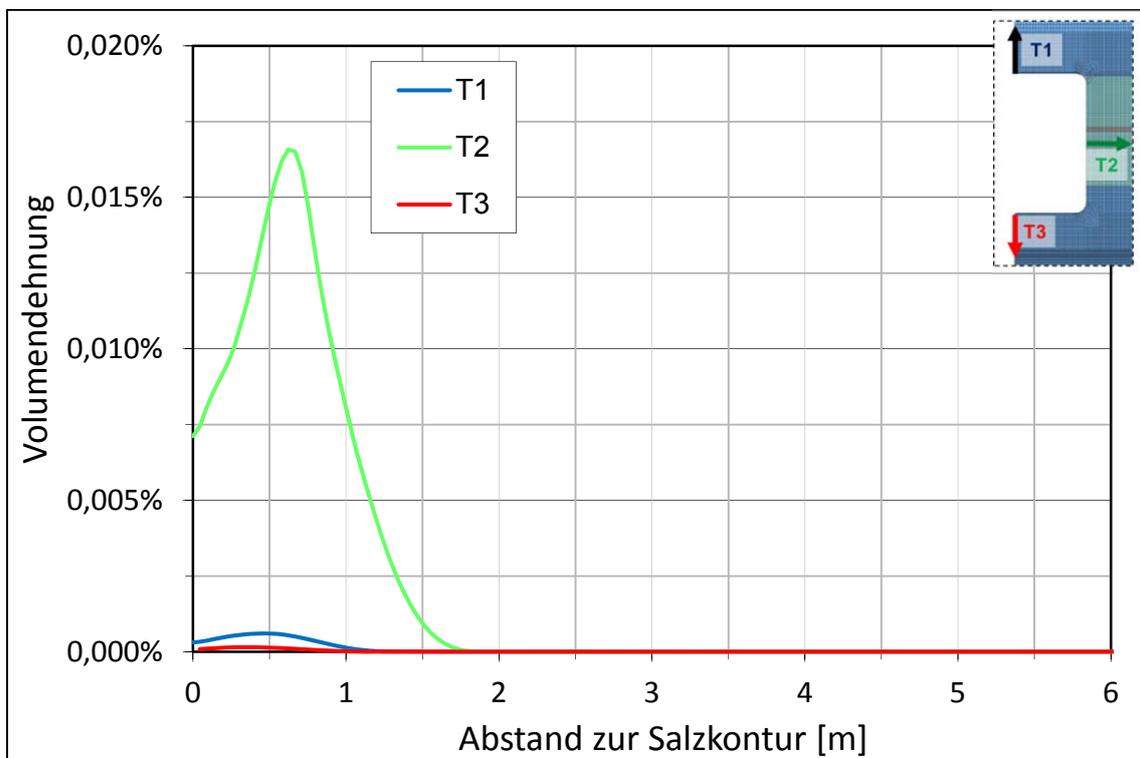


Bild 142: WIPP Room B – B03, Volumendehnung im Schnitt, T1, T2 und T3

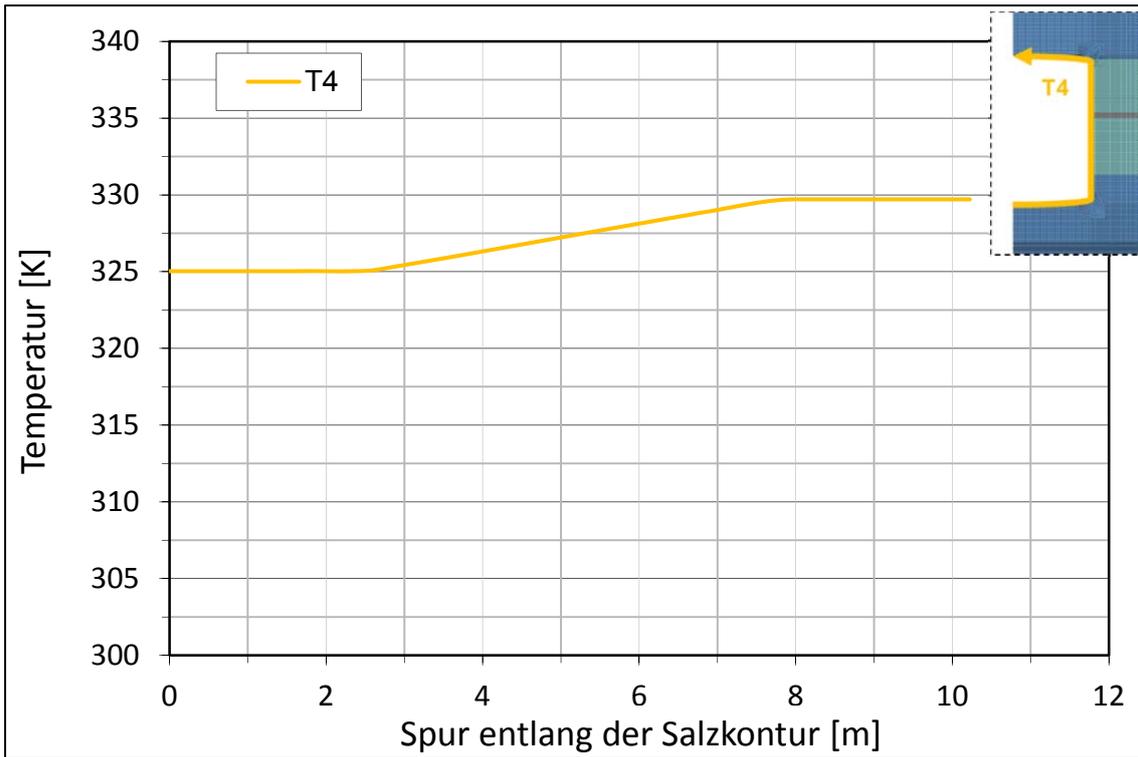


Bild 143: WIPP Room B – B03, Temperatur im Schnitt, T4

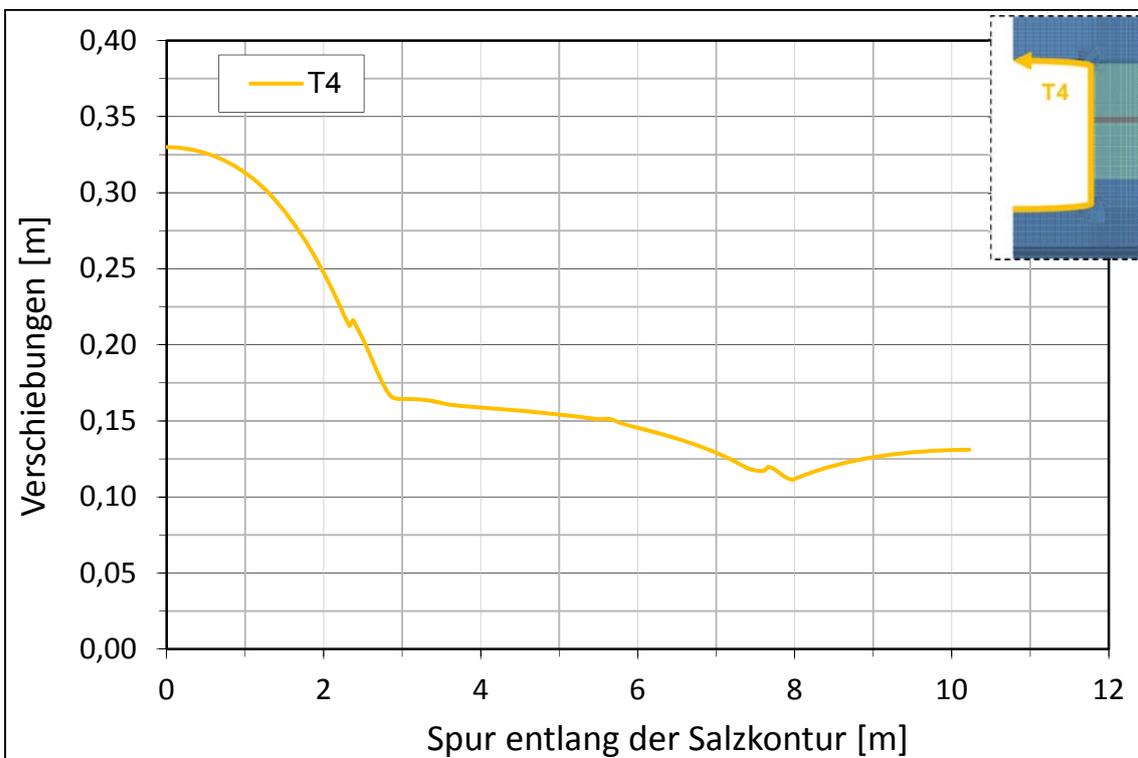


Bild 144: WIPP Room B – B03, Verschiebungen im Schnitt, T4

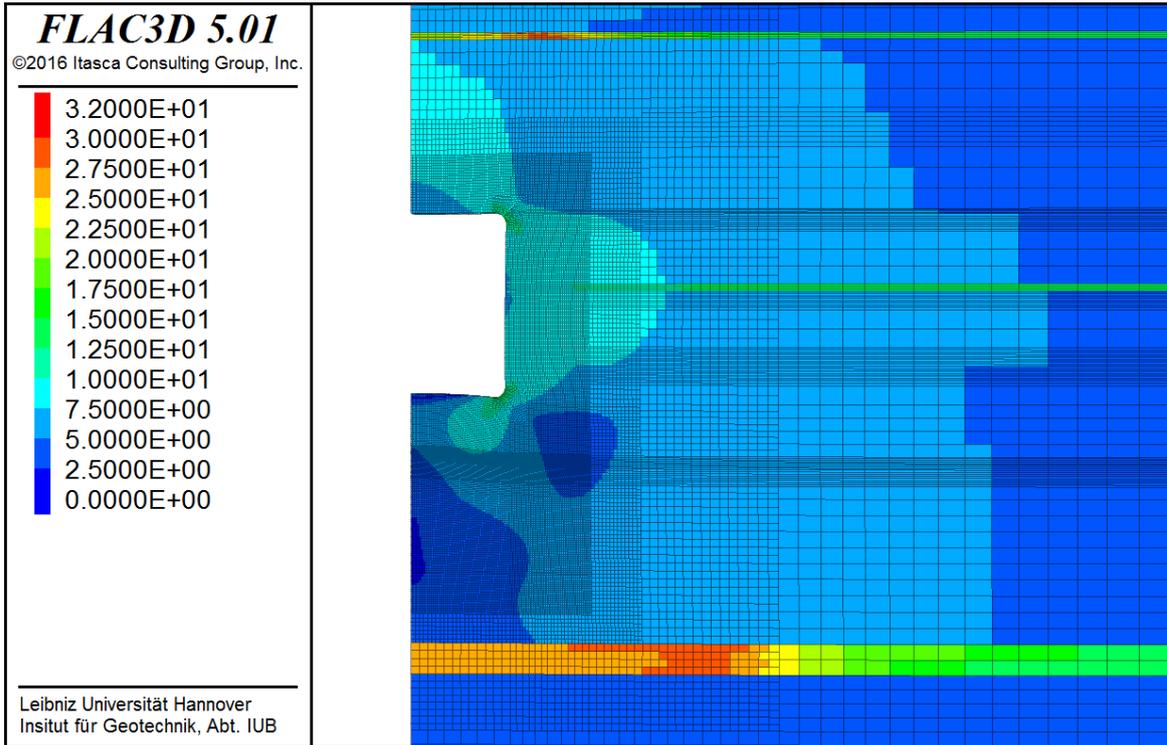


Bild 145: WIPP Room B – Vergleichsspannung als Konturplot

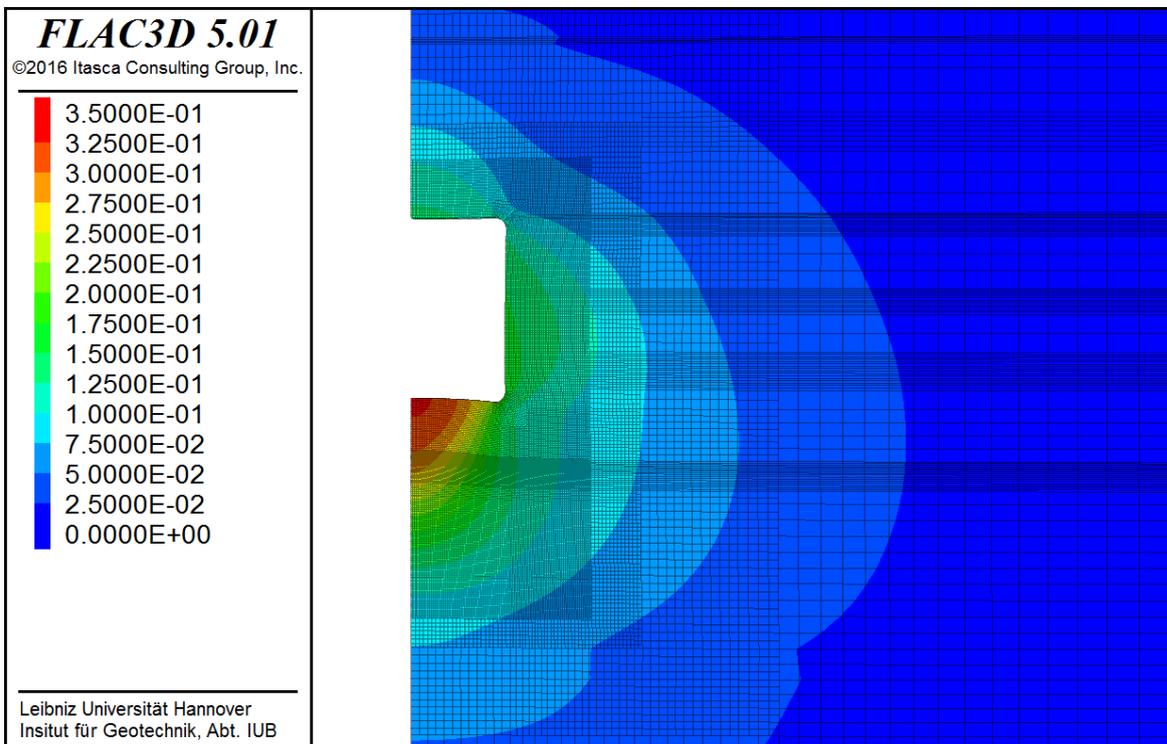


Bild 146: WIPP Room B – Verschiebung als Konturplot

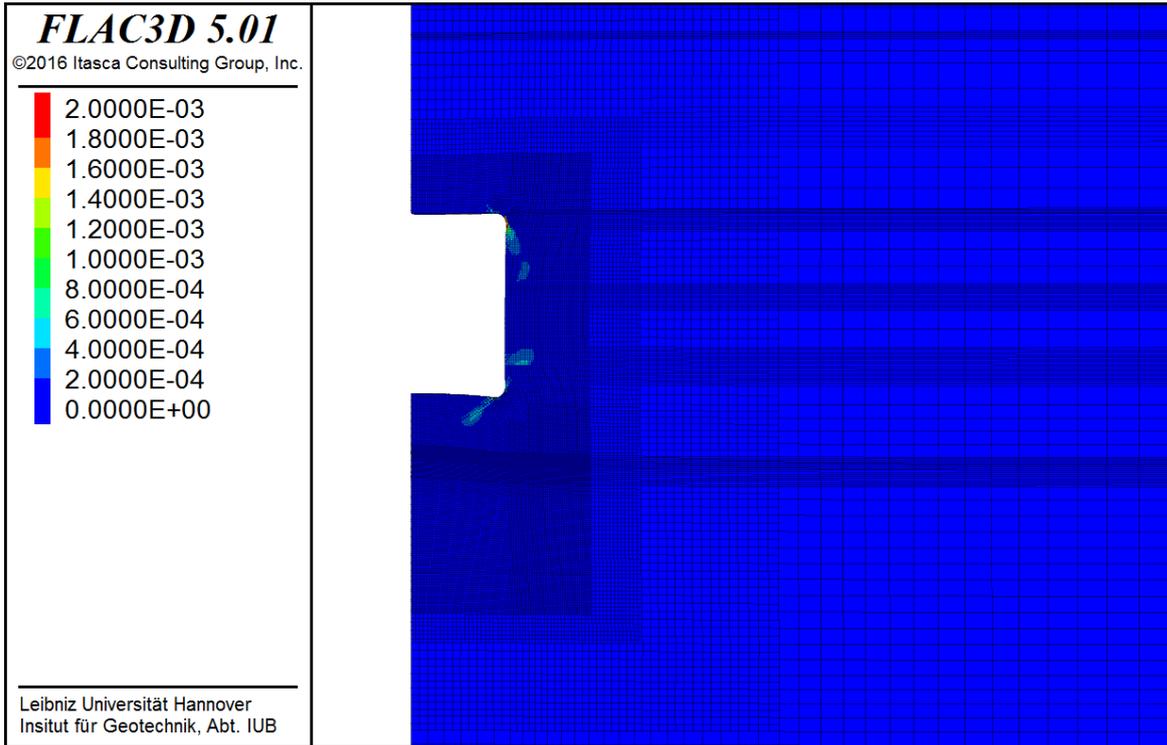


Bild 147: WIPP Room B – Volumendehnung als Konturplot

Im Allgemeinen kann resümiert werden, dass die Temperaturerhöhung zu einer starken Zunahme der Verformung im erhitzten konturnahen Bereich, zu einer Reduktion der Vergleichsspannung im konturnahen Bereich und zu deren Erhöhung im konturfernen Bereich und zu der Erhöhung der Schädigung und Dilatanz im konturnahen Bereich führt.

Weiterfolgende Arbeiten an Room B zum einen mit Berücksichtigung der Tonschichten und zum anderen mit detaillierteren Kenntnissen über das Kriechverhalten vom Material bei kleinen Deviatorspannungen könnte die Aussagekraft der Ergebnisse noch weiter stärken.

7 Zusammenfassung

Ziel des Vorhabens war es, das thermo-mechanische Verhalten von Steinsalz unter verschiedenen Einflüssen zu modellieren und die Ergebnisse mit Labor- und in situ Messdaten sowie mit Berechnungsergebnissen der beteiligten Projektpartner zu vergleichen. Besonderes Augenmerk lag auf der Untersuchung des Einflusses der Temperatur auf das Materialverhalten und der Schädigungsrückbildung von Steinsalz.

Das Teilprojekt 4 hat sich mit dem Stoffmodell LUBBY-MDCF an dem Verbundvorhaben beteiligt. Das Stoffmodell LUBBY-MDCF zur Beschreibung des thermo-mechanischen Verhaltens von Steinsalz berücksichtigt in einzelnen, voneinander unabhängigen Termen das Kriechverhalten aus Verzerrungsmechanismen, Schädigungskriechen infolge Schub- sowie Zugbeanspruchung und Verheilungskriechen. Ein Kriechbruchkriterium wird ebenfalls berücksichtigt und kann auf der Grundlage des Ausnutzungsgrades $\eta_{\omega-sh}$ und der Schädigungsvariable ω formuliert werden.

Die Kennwertbestimmung für Asse-Speisesalz, WIPP clean und argillaceous salt wurde anhand der umfangreichen Laborversuche zu den einzelnen Salztypen durchgeführt. Es konnten salztypspezifische, einheitliche Parametersätze ermittelt werden, mit denen die nachzurechnenden Laborversuche trotz relativ großer Streuung in den Differenzspannungen, Versuchstemperaturen und Laufzeiten hinreichend genau simuliert werden konnten. Dabei wurden die verschiedenen Kriechprozesse wie Verfestigung, Erholung sowie Schädigung, Kriechbruch und Verheilung in den Nachberechnungen berücksichtigt. Die Kriech- und Kriechbruchversuche mit dem charakteristischen Ansteigen der Dehnungen bis zum Kriechbruch konnten gut simuliert werden. Die Festigkeitsversuche dienten zur Bestimmung der Festigkeits-, Dilatanz- und Verheilungsgrenzen, sie wurden nicht explizit nachberechnet. Das Nachbruchverhalten wird nicht beschrieben, da dies für die bisherigen Anwendungen des Stoffgesetzes LUBBY-MDCF im Salzkavernenbau eine untergeordnete Rolle spielt.

Mit den im Labor ermittelten Kennwertsätzen wurden auch die in situ Versuche nachberechnet. Ausschließlich für Asse Speisesalz wurden zur Feinjustierung des transienten Kriechverhaltens anhand der im IFC in situ Versuch gemessenen Bohrlochkonvergenzen zwei Kriechparameter den Lokationsbedingungen angepasst. Folglich resultierte eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten Radialverschiebung mit der gemessenen.

Die HFCE Berechnungen zeigen, dass das Stoffmodell LUBBY-MDCF die thermisch aktivierten Deformationsmechanismen gut beschreibt. Die berechneten Bohrlochkonvergenzen liegen in der Größenordnung der gemessenen Werte. Geringe Abweichungen lassen sich aus der Extrapolation der Temperaturbedingungen aus dem Labor zu den relativ hohen Temperaturbedingungen in situ erklären.

Die Simulationsberechnungen zur WIPP zeigen, dass das Stoffmodell LUBBY-MDCF den Temperatureinfluss auf das Materialverhalten auch in komplexeren Berechnungsmodellen und bei verschiedenen Salztypen und flacher Salzlagerung gut beschreiben kann.

Die Modellierung und Beschreibung der Verheilung von Auflockerungszonen wurde am Beispiel Dammjoch gezeigt. Die Schädigungsrückbildung wird auch in der Simulation von realen Strukturen zufriedenstellend beschrieben.

Die Modellberechnungen haben gezeigt, dass mit Hilfe des Stoffmodells LUBBY-MDCF komplexe Phänomene im thermo-mechanischen Verhalten von Steinsalz unter verschiedenen Einflussgrößen simuliert werden können. Die Ergebnisse der auftretenden Spannungen, Verschiebungen sowie Schädigungen und Schädigungsrückbildungen um Untertagestrukturen herum zeigen zufriedenstellende und quantitativ plausible Ergebnisse.

Die Erfahrung aus den Arbeiten wurden auch genutzt, um eventuelle Schwachstellen in den Modellansätzen aufzudecken und zu beseitigen. Im Hinblick auf das Materialverhalten unter Zugbeanspruchung und im Nachbruchbereich besteht allerdings weiterhin Forschungsbedarf. Bei der Modellierung von Trenn- bzw. Wechselschichten ist eine weiterführende Arbeit erforderlich. Das Deformationsverhalten bei kleinen Differenzspannungen erfordert eine ausführlichere, laborative Untersuchung.

Die für die Simulationsberechnungen herangezogene Programm FLAC3D hat sich als geeignet erwiesen. Während der Projektlaufzeit wurde auf eine neuere Version umgestiegen. Das Stoffmodell wurde in die Version 5.01 implementiert und ausgetestet. Die zunächst mit einer älteren Version durchgeführten Simulationsberechnungen wurden mit der neuern Version erneut berechnet. Die Berechnungen liefen zuverlässig und effizient.

8 Literaturverzeichnis

- [1] Ashby, M.F., 1983. Mechanisms of Deformation and Fracture. *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 23, S. 117-177.
- [2] Ashby, M.F., J.D. Embury, S.H. Cooksley und D. Teirlinck, 1985. Fracture Maps with Pressure as a Variable. *Scripta Metallurgica*, Vol.19, S. 385-390.
- [3] BfS und ASSE GmbH, 2009. Risswerk der Schachanlage Asse II.
- [4] BfS, 2014. ASSE EINBLICKE. Informationsschrift über die Schachanlage Asse II. Heft Nr. 25. Bundesamt für Strahlenschutz (BfS). DUMMY Verlag GmbH.
- [5] Chan, K.S., S. R. Bodner, A. F. Fossum und D. E. Munson, 1992. A Constitutive Model for Inelastic Flow and Damage Evolution in Solids under Triaxial Compression. *Mechanics of Materials*, Vol.14, S. 1-14.
- [6] Chan, K.S., D. E. Munson, S. R. Bodner und A. F. Fossum, 1995. Constitutive Representation of Damage Healing in WIPP Salt. *Proceedings of the 35th U.S. Symposium on Rock mechanics*. J.J.K. Daemen und R.A. Schultz (Hrsg.). A. A. Balkema, Rotterdam, Niederlande, S. 485-490.
- [7] Chan, K. S. und S. R. Bodner, 1996. Inelastic Flow Behavior of Argillaceous Salt. *International Journal of Damage Mechanics*, Vol. 5, S. 292-314.
- [8] Chan, K. S., D. E. Munson, S. R. Bodner und A. F. Fossum, 1996. Cleavage and Creep Fracture of Rock Salt. *Acta Metallurgica*, Vol.44, No.9, S. 3553-3565.
- [9] Chan, K.S., D. E. Munson, A. F. Fossum und S. R. Bodner, 1996. A Constitutive Model for Representing Coupled Creep, Fracture, and Healing in Rock Salt. *Proc. of the 4th Conference on the Mechanical Behavior of Salt*. M. Aubertin und H.R. Hardy Jr. (Hrsg.). Penn State University, Trans Tech Publications, Clausthal, S. 221-234.
- [10] Chan, K. S. und S. R. Bodner, 1997. A Damage Mechanics Treatment of Creep Failure in Rock Salt. *International Journal of Damage Mechanics*, Vol. 6, S. 121-152.
- [11] Chan, K.S., D. E. Munson, A. F. Fossum und S. R. Bodner, 1998a. A Constitutive Model for Representing Coupled Creep, Fracture and Healing in Rock Salt, *Proc. 4th Conf. in the Mech. Behavior of Salt*, Trans Tech Publication, Clausthal Zellerfeld, Germany, S. 221-234.

-
- [12] Chan, K.S., D. E. Munson, A. F. Fossum und S. R. Bodner, 1998b. Recovery and Healing of Damage in WIPP Salt, *Int. J. Damage Mech.*, 7, S. 143-166.
- [13] DeVries, K. L., K.D. Mellegard und G.D. Callahan, 2002. Salt Damage Criterion. Proof-of-concept Research. RESPEC, Rapid City, South Dakota.
- [14] DeVries, K. L., J.D. Nieland und J. Ratigan, 1998. Feasibility Study for Lowering the Minimal Gas Pressure in Solution-Mined Caverns Based on Geomechanical Analyses of Creep Induced Damage and Healing. Topical Report RSI-0969 DE-AC26-97FT34350, U.S. Department of Energy.
- [15] Doeven, I., P.P. Soullière und L.H. Vons, 1983. Convergence Measurements in the Dry-Drilled 300 m Borehole in the Asse-II Saltmine. *European Appl. Res. Rept. – Nucl. Sci. Technol.*, 5(2): S. 267-324.
- [16] Fossum, A.F., G.D. Callahan, L.L. Van Sambeek und P. Senseny, 1988. How should One-Dimensional Laboratory Equations be Cast into Three-Dimensional Form ?. *Key Questions in Rockmechanics, Proceedings of the 29th U.S. Symposium on Rock Mechanics*. P.A. Cundall, R.L. Sterling und A.M. Starfield (Hrsg.). A.A. Balkema, Rotterdam, Niederlande, S. 35-41.
- [17] GRS, 2004. Untersuchungen zur Auflockerungszone im Salinar (ALOHA2). Abschlussbericht des Forschungsvorhabens 02E9118. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH. GRS-198. ISBN 3-931995-65-8.
- [18] Hauck, R., 2001: Tragverhalten tiefliegender Salzkavernen bei atmosphärischem Innendruck, Universität Hannover.
- [19] Heemann, U. und S. Heusermann, 2004. Theoretical and experimental investigation on stresses and permeability in the BAMBUS project. In *DisTec 2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal*, Berlin.
- [20] Heusermann, S., Lux, K.-H. & Rokahr, R.B., 1982. Entwicklung mathematischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und von der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben ET 2011 A, Institut für Unterirdisches Bauen, Universität Hannover.
- [21] Hou, Z., 1997. Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. Dissertation TU Clausthal, Papierflieger.

- [22] Itasca Consulting Group, Inc. 2013. FLAC3D – Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions, ver. 5.01 User's Guide. Minneapolis: Itasca.
- [23] Kachanov, L.M., 1958. On the Creep Rupture Time. Otdgelenie Tekhnicheskikh Nauk, Izvestiya Akademii Nauk UDSSR, Vol. 8, S. 26-31.
- [24] Lowe, M.J.S. und N.C. Knowles, 1989. COSA II Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt. EUR 12135, Commission of the European Communities, Nuclear Science and Technology, W.S. Atkins Engineering Science, Epsom, Surrey, U.K.
- [25] Missal, C., I. Döring, und J. Stahlmann, 2014. Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Steinsalz aus der flachen und steilen Lagerung. geotechnik.
- [26] Munson, D.E., 1979. Preliminary Deformation Mechanism Map for Salt (with Application to WIPP), Sandia Report SAND79-0076, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- [27] Munson, D.E. und Dawson, P. R., 1984. Salt Constitutive Modeling using Mechanism Maps. Proceedings of the 1st Conference on the Mechanical Behavior of Salt. M. Aubertin und H.R. Hardy Jr. (Hrsg.). Trans Tech Publications, Clausthal- Zellerfeld, S. 717-737.
- [28] Munson, D. E., R. L. Jones, D. L. Hoag und J. R. Ball, 1988. Mining Development Test (Room D): In Situ Data Report (March 1984 – May 1988) – Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND88-1460, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- [29] Munson, D.E., Fossum, A.F. and Senseny, P.E. 1989. Advances in Resolution of Discrepancies between Predicted and Measured in Situ WIPP Room Closures. Albuquerque, NM: Sandia National Laboratories, 1989. Sandia Report SAND88-2948, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- [30] Munson, D. E., R. L. Jones, J. R. Ball, R. M. Clancy D. L. Hoag und S. V. Petney, 1990. Overtest for Simulated Defence High-Level Waste (Room B): In Situ Data Report (May 1984 – February 1988) – Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND89-2671, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- [31] Munson, D.E. 1997. Constitutive Model of Creep in Rock Salt Applied to Underground Room Closure. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst. 34, S. 233-247.

-
- [32] Munson, D.E. und Fossum, A.F., 1999. Fracture and Healing of Rock Salt Related to Salt Caverns. Proceedings of the Solution Mining Research Institute Spring Meeting, Las Vegas, Nevada, USA.
- [33] Nieland, J.D., DeVries, K.L. und Mellegard, K.D., 1999. Phase II Feasibility Study for Lowering the Minimal Gas Pressure in Solution-Mined Caverns based on Geomechanical Analyses of Creep Induced Damage and Healing. Topical Report RSI-1165 DE-AC26-97FT34350, U.S. Department of Energy.
- [34] Rath, J. S. und J. G. Argüello, 2012. Revisiting Historic Numerical Analyses of the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Room B and D in situ Experiments Regarding Thermal and Structural Response. Sandia Report SAND2012-7525, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- [35] Prij, J., D. Jansen, W. Klerks, G.B. Luyten, A. de Ruiter und L.H. Vons, 1986. Measurements in the 300-metre deep dry-drilled borehole in the Asse II salt-mine. EUR 10737, Commission of the European Communities, Nuclear Science and Technology, Netherlands Energy Research Foundation ECN, Petten.
- [36] Rokahr, R.B. und Staudtmeister, K., 1985. Creep Rupture Criteria For Rock Salt. Proceeding of the 6th International Symposium on Salt. Schreiber, C. und Lincoln, L.H. (Hrsg.). Elsevier Science Publications, NY, Vol.1, S. 477-482.
- [37] Vons, L.H., 1984. Measurements in the 300-metre deep dry-drilled borehole and feasibility study on the dry-drilling of a 600 m deep borehole in the Asse-II saltmine. Commission of the European Communities, Nuclear Science and Technology, Netherlands Energy Research Foundation ECN, Petten.
- [38] Yıldırım, S., 2016. The Lubby-CF constitutive model for the thermo-mechanical behavior of rock salt. Proceeding of the 4th Itasca Symposium on Applied Numerical Modeling. Itasca. Lima, Peru.

9 Bezeichnungen

α	Winkel des Spannungspfads
β	Bruchgrenze, Kurzzeitfestigkeit
β^D	Dilatanzgrenze, Langzeitfestigkeit
β^H	Verheilungsgrenze
$\underline{\dot{\varepsilon}}^{inel.}$	nichtelastische Dehnungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}$	Kriechrate aus Versetzungsmechanismen
$\dot{\varepsilon}_{st}^{cr}$	stationäre Kriechrate
$\dot{\varepsilon}_{tr}^{cr}$	transiente Kriechrate
$\dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu}$	Verfestigungsrate
$\dot{\varepsilon}_{tr_zv}^{\mu}$	Verfestigungsrate im Zeitverfestigungsansatz
$\dot{\varepsilon}_{tr_dv}^{\mu}$	Verfestigungsrate im Dehnungsverfestigungsansatz
$\varepsilon_{tr,max}^{cr}$	Transientes Endkriechmaß
$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega sh}$	schädigungsinduzierte Dehnungsrate in Folge von Schubspannungen
$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega te}$	schädigungsinduzierte Dehnungsrate in Folge von Zugspannungen
$\dot{\varepsilon}_{11}^{\omega}, \dot{\varepsilon}_{22}^{\omega}, \dot{\varepsilon}_{33}^{\omega}$	schädigungsinduzierte Hauptverzerrungsraten
$\dot{\varepsilon}_{xx}^{\omega}, \dot{\varepsilon}_{yy}^{\omega}, \dot{\varepsilon}_{zz}^{\omega}$	schädigungsinduzierte Koordinatenverzerrungsraten
$\dot{\varepsilon}_{eq}^h$	verheilungsinduzierte Dehnungsrate
ε_{Vol}	Volumendehnung
$\dot{\varepsilon}_{Vol}$	Volumendehnungsrate
$\dot{\varepsilon}_{Vol}^{\omega}$	schädigungsinduzierte Volumendehnungsrate
$\dot{\varepsilon}_{Vol}^h$	verheilungsinduzierte Volumendehnungsrate
η_K	Kelvin-Viskositätsmodul
η_M	Maxwell-Viskositätsmodul
η_0	integraler Ausnutzungsgrad
η_{IUB}	Ausnutzungsgrad bzw. Spannungsindex, punktuell
η_{ω_sh}	prozentuale Bewertung der Überschreitung der Dilatanzgrenze auf Grundlage des Ausnutzungsgrades
θ	Lastwinkel
μ	Querkontraktionszahl
ρ	Verunreinigungsparameter

σ	Spannung
$\underline{\sigma}$	Spannungstensor
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
σ_0	Schwellenwert für das Einsetzen des Versetzungsgleitens
σ_m	Mittlere Spannung
σ_{eq}^{cr}	Vergleichsspannung der Dehnungen aus Versetzungsmechanismen
$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen in Folge von Schubspannungen
$\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen in Folge von Zugspannungen
σ_{eq}^h	Vergleichsspannung der heilungsinduzierten Dehnungen
σ_{eq}^{cr}	Vergleichsspannung der Dehnungen aus Versetzungsmechanismen
$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen in Folge von Schubspannungen
$\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen in Folge von Zugspannungen
σ_{eq}^h	Vergleichsspannung der heilungsinduzierten Dehnungen
ω_0	Anfangsschädigung
ω	Schädigung
$\dot{\omega}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung
$\dot{\omega}_{sh}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung infolge Schub
$\dot{\omega}_{te}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung infolge Zug
E	Elastizitätsmodul
F	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechens
$F^{\omega_{sh}}$	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechanteils der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge Schub
$F^{\omega_{sh}}$	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechanteils der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge Zug
G	Schubmodul
G_K	Kelvin Schubmodul
G_M	Maxwell Schubmodul
$H()$	Heaviside-Schrittfunktion
J_1	erste Invariante des Spannungstensors

J_{1_neu}	Transformierte Form der ersten Invariante des Spannungstensors
J_2^D	zweite Invariante des Spannungsdeviators
k	Funktion zur Beschreibung des linearen Verlaufs von β im Deviatorraum
R	universelle Gaskonstante
T	Temperatur
T_0	Referenztemperatur
y_t	Temperaturabhängigkeitsfunktion der Festigkeit.



Der vorliegende Bericht wurde unter der Mitwirkung folgender Personen erstellt.

Dipl.- Ing. Savaş Yıldırım

Prof. Dr.- Ing. habil. Reinhard B. Rokahr

Dipl.- Ing. Kurt Staudtmeister

Hannover, den 31.03.2016

