

BMWi-Verbundprojekt

Einzelbericht zum Teilprojekt C

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

Leibniz Universität Hannover

Institut für Geotechnik

Abteilung für Unterirdisches Bauen

Stoffmodell: Lubby-CF

Autoren: Dr.-Ing. Savaş Yıldırım
Dr.-Ing. Dirk Zapf

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)

Projektträger: PT Karlsruhe, Bereich Wassertechnologie und Entsorgung

Förderkennzeichen: 02E11446C

Projektlaufzeit: 01.04.2016 – 31.03.2022

Hannover 2022

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 02E11446C gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt bei den Autoren.

Herausgeber

Leibniz Universität Hannover
Insitut für Geotechnik, Abt. IUB
Welfengarten 1a
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 (HAW: *high-level active waste*) in tiefen Steinsalzformationen zu dokumentieren, zu überprüfen, zu vergleichen und zu verbessern. Die hier untersuchten Instrumentarien bestehen aus Stoffmodellen, mit denen in Simulationsberechnungen das thermomechanische Verhalten von Steinsalz unter verschiedenen Einflüssen beschrieben und verlässlich in die Zukunft extrapoliert wird sowie Verfahrensweisen bei der salztypspezifischen Parameterbestimmung und Vorgehensweisen bei der gebirgsmechanischen Modellierung von Untertagebauwerken im Steinsalz.

Zur Optimierung der gebirgsmechanischen Modellierung von Steinsalz findet bereits seit Jahrzehnten eine intensive Stoffmodellforschung statt. Auf Basis neu erlangter Erkenntnisse werden die Stoffmodelle stetig weiterentwickelt. Wesentlicher Inhalt dieser Arbeit ist es, die in den vergangenen Vorhaben als wesentlich identifizierten Wissenslücken zu schließen und die Genauigkeit und Aussagekraft von Berechnungsergebnissen zur Beschreibung und insbesondere zum Langzeitverhalten eines untertägigen Endlagers im Steinsalz zu verbessern.

Im vorliegenden Verbundvorhaben wurden die beteiligten Stoffmodelle in den wissenschaftlichen Teilzielen

- I. Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen,
- II. Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung,
- III. Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen,
- IV. Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung) und
- V. Virtuelle Demonstratoren

näher überprüft und die dazugehörigen Stoffmodellansätze weiterentwickelt.

Hierfür erfolgten Nachberechnungen von projektspezifischen Laborversuchen zur quantitativen Validierung und Anpassung der Stoffmodellansätze sowie zur stoffmodellspezifischen Parameterbestimmung und numerische Simulationen komplexer in situ Situationen als Demonstration der Auswirkungen der verbesserten gebirgsmechanischen Modellierung.

Das Institut für Geotechnik (IGtH), Abteilung für Unterirdisches Bauen (Abt. IUB) der Leibniz Universität Hannover (LUH), beteiligt sich innerhalb des Teilprojektes C im Verbundvorhaben mit dem im eigenen Haus entwickelten Stoffmodell Lubby-CF.

In diesem Einzelbericht sind das von der LUH angewendete Stoffmodell Lubby-CF, die zur Validierung und Kennwertbestimmung herangezogenen Laborversuche und die durchgeführten Simulationsberechnungen ausführlich 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 and permanent disposal of heat-generating, high-level radioactive waste (HAW) in deep rock salt formations. These tools comprise constitutive models, with which the thermomechanical behavior of rock salt under different influences is described in numerical calculations and reliably extrapolated into the future as well as procedures for the salt-type-specific parameter determination and procedures for the rock mechanical modelling of underground structures in rock salt.

Intensive constitutive model research has been carried out for decades to optimize the rock mechanical modelling of rock salt. The material models are constantly being further developed on the basis of newly acquired knowledge. The essential content of this work is to close the gaps in knowledge identified as essential in the past projects and to improve the accuracy and validity of calculation results for the description and, in particular, the long-term behavior of an underground repository for rock salt.

In the present joint project, the participating constitutive models were examined in more detail in the scientific sub goals

- I. deformation behavior at low deviatoric stresses,
- II. influence of temperature and stress state on damage recovery,
- III. deformation behavior due to extension loads,
- IV. influence of interlayers in rock salt on deformation (alternating strata) and
- V. virtual Demonstrators

and further developed the corresponding constitutive model approaches.

For this purpose, project-specific laboratory tests were recalculated for the quantitative validation and adjustment of the constitutive model approaches as well as for the model-specific parameter determination and numerical simulations of complex in situ situations as a demonstration of the effects of the improved rock mechanical modelling.

The Institute for Geotechnical Engineering (IGtH), Department for Underground Construction (dept. IUB) of Leibniz Universität Hannover (LUH), is participating in subproject C of the joint project with its in-house developed constitutive model Lubby-CF.

This individual report describes in detail the constitutive model Lubby-CF applied by LUH, the laboratory tests used for validation and determination of characteristic values and the simulation calculations carried out.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stoffmodell Lubby-CF	5
2.1	ALLGEMEINES ZUM MATERIALVERHALTEN VON STEINSALZ	5
2.2	MATHEMATISCHE BEZEICHNUNGEN UND VORZEICHENREGELUNGEN	8
2.3	EINFÜHRUNG	9
2.4	MODELLANSATZ	11
2.5	KRIECHDEHNUNG AUS VERSETZUNGSMECHANISMEN	12
2.6	SCHÄDIGUNGSINDUZIERTER KRIECHDEHNUNG	14
2.7	KRIECHDEHNUNG INFOLGE SCHÄDIGUNGSRÜCKBILDUNG (VERHEILUNG)	18
2.8	PLASTISCHES ZUGVERSAGEN	19
2.9	FESTIGKEITS- UND DILATANZVERHALTEN	20
2.9.1	<i>Bruchgrenze</i>	20
2.9.2	<i>Dilatanzgrenze</i>	22
2.9.3	<i>Verheilungsgrenze</i>	22
2.9.4	<i>Zugfestigkeit</i>	23
2.9.5	<i>Effektive bzw. hydraulische Zugfestigkeit</i>	23
2.10	VERSAGENSKRITERIEN	24
2.10.1	<i>Kriechbruchkriterium</i>	24
2.10.2	<i>Zugbruchkriterium</i>	26
2.10.3	<i>Fluid- bzw. Gasdruckkriterium / Infiltrationsriss-Kriterium</i>	26
2.11	VOLUMENDEHNUNG	27
2.12	ENTWICKLUNGSFUNKTION DER SCHÄDIGUNG	27
2.13	BEHANDLUNG ELASTISCHEN MATERIALVERHALTENS BEI SCHÄDIGUNG	28
3	Laborversuche und Kennwertbestimmung	29
3.1	ALLGEMEINES	29
3.2	ASSE SPEISESALZ	32
3.2.1	<i>Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion</i>	32
3.2.2	<i>Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen</i>	34
3.2.3	<i>Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Kriechdehnungen</i>	40
3.2.4	<i>Bestimmung der Materialparameter der Verheilung</i>	41
3.2.5	<i>Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung</i>	54

3.2.6	<i>Bestimmung der Materialparameter des elastischen Verhaltens geschädigten Materials</i>	60
3.2.7	<i>Zusammenstellung der Parameter</i>	62
3.3	WIPP SALT	64
3.3.1	<i>Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion</i>	65
3.3.2	<i>Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen</i>	68
3.3.3	<i>Zusammenstellung der Parameter</i>	77
4	Simulationsberechnungen zum Verhalten bei kleinen Deviatorspannungen	79
4.1	EINFÜHRUNG	79
4.2	SIMULATION EINES GENERISCHEN SALZDOMS	79
4.2.1	<i>Allgemeines</i>	79
4.2.2	<i>Generisches Berechnungsmodell</i>	82
4.2.3	<i>Simulation SD01</i>	84
4.2.4	<i>Simulation SD02</i>	86
4.2.5	<i>Simulation SD03</i>	89
5	Simulationsberechnungen zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten	92
5.1	EINFÜHRUNG	92
5.2	SIMULATIONSBERECHNUNGEN AN EINEM 4x4x4-ELEMENTWÜRFEL	93
5.3	SIMULATIONSBERECHNUNGEN AN EINEM ZYLINDERFÖRMIGEN PROBEKÖRPERMODELL	102
5.3.1	<i>Simulationen PK01 und PK02</i>	106
5.3.2	<i>Simulationen PK03 und PK04</i>	115
6	Simulationsberechnungen zum Materialverhalten bei Zugbeanspruchungen	124
6.1	EINFÜHRUNG	124
6.2	SIMULATION EINES INDIREKTEN ZUGVERSUCHS (BRAZILIAN-TEST)	126
6.2.1	<i>Allgemeines</i>	126
6.2.2	<i>Berechnungsmodell</i>	127
6.2.3	<i>Simulation BT01</i>	128
6.2.4	<i>Simulation BT02</i>	132
6.3	SIMULATION EINES BIEGEBALKENS (BENDING BEAM)	140
6.3.1	<i>Allgemeines</i>	140
6.3.2	<i>Berechnungsmodell</i>	143
6.3.3	<i>Simulation BB01</i>	144
6.3.4	<i>Simulation BB02</i>	150

6.4	SIMULATIONSBERECHNUNGEN ZUM ERHITZER-VERSUCH HFCEP	155
6.4.1	<i>Allgemeines</i>	155
6.4.2	<i>Berechnungsmodell</i>	156
6.4.3	<i>Simulation EV01</i>	157
6.4.4	<i>Simulation EV02</i>	160
6.5	SIMULATIONSBERECHNUNGEN ZUM ROOM D AUS DER WIPP SITE	164
6.5.1	<i>Allgemeines</i>	164
6.5.2	<i>Berechnungsmodell</i>	164
6.5.3	<i>Simulation RD01</i>	166
6.5.4	<i>Simulation RD02</i>	168
7	Simulation von zwei komplexen Gebirgsmechanischen Modellen	172
7.1	EINFÜHRUNG	172
7.2	WASTE ISOLATION PILOT PLANT (WIPP).....	172
7.3	VIRTUELLER DEMONSTRATOR I	173
7.3.1	<i>Berechnungsmodell</i>	174
7.3.2	<i>Simulation VD11</i>	177
7.3.3	<i>Simulation VD12</i>	182
7.4	VIRTUELLER DEMONSTRATOR II	190
7.4.1	<i>Berechnungsmodell</i>	190
7.4.2	<i>Simulation VD21</i>	194
7.4.3	<i>Simulation VD22</i>	202
8	Zusammenfassung.....	216
	Literaturverzeichnis.....	219
	Formelzeichen.....	223

1 Einleitung

Für die dauerhafte Entsorgung hoch radioaktiver, Wärme entwickelnder Abfälle wird weltweit die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen als die einzige Möglichkeit angesehen, die Abfälle sicher und langfristig sowie umweltverträglich zu entsorgen. Zweck der Tiefenlagerung ist es, die gefährlichen Abfälle durch eine geeignete Barriere (geologische, geotechnische, technische) für einen sehr langen Zeitraum von der Biosphäre zu isolieren, um somit schädliche Auswirkungen auf Bevölkerung und Umwelt auszuschließen.

Die Aufgabe ein Endlager zu implementieren ist sehr anspruchsvoll und es bestehen Herausforderungen unter anderem in wissenschaftlichen und technischen Gebieten. Die Schaffung von Lösungsansätzen und die wissenschaftlich fundierte Unterstützung bei der Bewältigung dieser Herausforderungen ist die Aufgabe von Forschung und Entwicklung.

Das Förderkonzept „Forschung zur Entsorgung radioaktiver Abfälle (2015-2018)“, herausgegeben im Februar 2015 vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), stellt die Basis für die Projektförderung von Forschungs- und Entwicklungs-Aktivitäten (FuE) der anwendungsbezogenen, standortunabhängigen Grundlagenforschung auf dem Gebiet der Entsorgung insbesondere Wärme entwickelnder und langlebiger radioaktiver Abfälle dar, für die das BMWi innerhalb der Bundesregierung federführend zuständig ist.

Hinsichtlich der aktuellen Phase der „Grundlagenschaffung“ liegt derzeit die Herausforderung an die Forschung bei der „Bereitstellung der wirtsgesteins- und endlagerkonzeptbezogenen wissenschaftlichen und technischen Grundlagen“.

In Deutschland wird neben Tonstein und Kristallingestein (z.B. Granit), Steinsalz als Wirtsgestein in Betracht gezogen. Zur Planung, Dimensionierung, Bau, Betrieb, Überwachung und zur Langzeitsicherheitsanalyse sind geomechanische Berechnungen erforderlich. Im Rahmen von numerischen Modellberechnungen von Untergrundbauwerken in Steinsalzformationen ist das komplexe Stoffverhalten von Steinsalz mithilfe von geeigneten Stoffmodellen möglichst realitätsnah abzubilden. Die Eignung des Wirtsgesteins ist anhand von Prognoseberechnungen nachzuweisen. Zur Verbesserung der Prognosezuverlässigkeit sind qualitätsgesicherte Stoffmodelle und computergestützte Simulationsverfahren erforderlich.

Das Vorhaben WEIMOS verfolgt das Gesamtziel, Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung Wärme entwickelnder, radioaktiver Abfälle (HAW: *high-level active waste*) in tiefen Steinsalzformationen zu dokumentieren, zu überprüfen, zu vergleichen und zu verbessern.

Die hier untersuchten Instrumentarien bestehen aus Stoffmodellen sowie Verfahrensweisen bei der salztypspezifischen Parameterbestimmung und Vorgehensweisen bei der gebirgsmechanischen Modellierung von Untertagebauwerken im Steinsalz.

Die folgenden Partner sind an dem Verbundprojekt beteiligt:

- Dr. Andreas Hampel, Wissenschaftlicher Berater, Mainz,
- Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Leipzig,
- Leibniz Universität Hannover (LUH),
- Technische Universität Braunschweig (TUBS),
- Technische Universität Clausthal (TUC),
- Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, USA als assoziierter Partner.

Der Schwerpunkt des Verbundvorhabens liegt auf der Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz, fokussiert auf die flache Lagerung.

Zur Optimierung der gebirgsmechanischen Modellierung von Steinsalz findet bereits seit Jahrzehnten eine intensive Stoffmodellforschung statt /14/ /15/ /16/. Auf Basis neu erlangter Erkenntnisse werden die Stoffmodelle stetig weiterentwickelt und haben aufgrund der langjährigen experimentellen und theoretischen F&E-Arbeiten mittlerweile einen hohen Entwicklungsstand erreicht. Im Verlauf der detaillierten Untersuchungen und Überprüfungen wurde allerdings deutlich, dass auf einigen Feldern noch zwingend Forschungs- und Entwicklungsbedarf besteht, um die Stoffmodelle und Modellierungsverfahren im Rahmen von Berechnungen zur sicheren Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in einer untertägigen Steinsalzformation zuverlässig einsetzen zu können. Danach werden die nachfolgend genannten Themen von den heutigen Stoffmodellen und Verfahren nicht ausreichend beschrieben:

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

Wesentlicher Inhalt dieser Arbeit ist es, die in den vergangenen Vorhaben als wesentlich identifizierten Wissenslücken zu schließen und die Genauigkeit und Aussagekraft von Berechnungsergebnissen zur Beschreibung und insbesondere zum Langzeitverhalten eines untertägigen Endlagers im Steinsalz zu verbessern.

Zur Schließung dieser Kenntnislücken werden theoretische Arbeiten durchgeführt. Diese umfassen die Analyse, Diskussion und physikalische Beschreibung der genannten Phänomene sowie deren Implementierung in die jeweiligen Stoffmodellterme sowie Programmcodes.

Grundlage hierfür bilden systematische experimentelle Untersuchungen im gesteinsmechanischen Labor und begleitende exemplarische numerische Simulationsberechnungen zur Auswirkung der Phänomene mit Detailmodellen.

Die erarbeiteten Erkenntnisse werden abschließend in komplexen gebirgsmechanischen 3D-Modellen (virtuelle Demonstratoren) zusammengeführt und die Berechnungsergebnisse einem kritischen Vergleich unterzogen.

Das Institut für Geotechnik (IGtH), Abteilung für Unterirdisches Bauen (Abt. IUB) der Leibniz Universität Hannover (LUH), beteiligt sich innerhalb des Teilprojektes C im Verbundvorhaben mit dem im eigenen Haus entwickelten Stoffmodell Lubby-CF, mithilfe dessen die wesentlichen thermomechanischen Prozesse im Steinsalz abgebildet werden können. Für die Simulationsberechnungen wird das Programm FLAC3D der Firma Itasca herangezogen /22/. FLAC3D ist ein explizites Finite-Volumen-Programm zur numerischen Untersuchung des mechanischen Verhaltens eines kontinuierlichen dreidimensionalen Mediums.

Nach der Einleitung wird im Abschnitt 2 dieser Arbeit ein kurzer Überblick über die Materialeigenschaften, das phänomenologische Verhalten und die gebirgsmechanische Modellierung von Steinsalz gegeben. In diesem Rahmen wird auch das durch intensive Forschung weiterentwickelte Stoffmodell Lubby-CF im Detail vorgestellt.

Geomechanische Stoffmodelle benötigen Kennwerte, mithilfe derer das Verhalten bei der numerischen Modellierung realitätsnah wiedergegeben werden kann. Die Eigenschaften des Salzgesteins können sich von Lokation zu Lokation stark unterscheiden. Eine einheitliche Parametrisierung ist daher nicht möglich, vielmehr ist eine salztypspezifische Untersuchung des Materialverhaltens erforderlich. Die für die Bestimmung der lokationsspezifischen Lubby-CF Stoffmodellkennwerte herangezogenen Laborversuche sind in Abschnitt 3 dieses Einzelberichts zusammengetragen.

Basierend auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen im gesteinsmechanischen Labor werden die Stoffmodelle durch Nachberechnungen der Versuche und theoretische Überlegungen weiterentwickelt. Die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten und für die Weiterentwicklung der Stoffmodellterme herangezogenen Laborversuche sind ebenfalls in Abschnitt 3 vorgestellt.

Da im Labor nicht alle auftretenden Phänomene in der Umgebung untertätiger HAW-Endlager im Steinsalz im vollen Umfang untersucht werden können, erfolgt parallel zu den experimentellen Arbeiten die Überprüfung der weiterentwickelten Modellierung durch Nachberechnung von Modellen. Die Modellierung von In-situ-Strukturen soll indirekte Hinweise auf das Materialverhalten von Steinsalz liefern. Für die Untersuchung von kleinen Differenzspannungen erfolgt in Abschnitt 4 Simulationsberechnungen zum aktuellen Salzaufstieg in einem generischen Salzstock, bei denen die Modellierung der stationären Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen von besonderer Bedeutung ist.

Weiterhin sind die bisherigen Verheilungsversuche triaxiale ($\sigma_1 \neq \sigma_{2,3}$), jedoch technisch beding keine dreiaxialen Druckversuche ($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$). Um die Funktionsweise der in den angewendeten Programmcodes implementierten Stoffmodellansätze zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten zu überprüfen sowie das richtungsabhängige Verhalten der Stoffmodellansätze z.B. bei dreiaxialen Bedingungen zu analysieren, wird in Abschnitt 5 anhand ausgewählter Belastungsgeschichten eine numerische Untersuchung an einem Mehrelementwürfelmodell durchgeführt. Weiterhin werden an einem zylinderförmigen Probekörpermodell die Einflüsse aus der Probegeometrie und der Versuchsdurchführung numerisch untersucht.

Zur Schließung von Kenntnislücken bei der physikalischen Beschreibung der Phänomene bei Zugbeanspruchung sind neben experimentellen Untersuchungen und theoretischen Arbeiten begleitende exemplarische numerische Simulationen zur Auswirkung der Phänomene an Detailmodellen durchgeführt. Die durchgeführten und in Abschnitt 6 zusammengefassten numerischen Berechnungen umfassen die Simulation eines indirekten Zugversuchs (Spaltzugversuch, Brazilian-Test), die Simulation eines Biegebalkenversuchs (Bending Beam) sowie die Nachbetrachtung des Erhitzer-Versuchs HFCP und des Room D aus der WIPP Site. Die Ergebnisse sollen weiterhin zeigen, welchen Einfluss die Weiterentwicklungen im Stoffmodell Lubby-CF auf die Berechnungsergebnisse haben.

In Abschnitt 7 werden die erarbeiteten Erkenntnisse an zwei komplexen gebirgsmechanischen 3D-Modellen (virtueller Demonstrator I, VDI und II, VDII) zusammengeführt. Anhand der komplexen gebirgsmechanischen Berechnungsmodelle werden die Auswirkungen der verbesserten physikalischen Modellierung tiefer analysiert und vorgestellt. Der VD I besteht aus einer Strecke mit Abdichtungsbauwerk in einem generischen HAW-Endlager in flacher Lagerung. Mit dem VD II wird ein weiteres Demonstrationsmodell aufgebaut und berechnet, bei der eine intensiv geschädigte Kontur an Strecken und Schächten zu erwarten ist.

In Abschnitt 8 erfolgt eine Zusammenfassung zum Bericht.

2 Stoffmodell Lubby-CF

2.1 Allgemeines zum Materialverhalten von Steinsalz

Steinsalz ist ein polykristallines Gestein, das aus Einzelkristallen (Salzkörner) mit einem Durchmesser von 0,01 mm bis hin zu einigen Dezimetern besteht, die an den Korngrenzen miteinander verbunden sind (Urai & Spiers /34/). Das makroskopische Materialverhalten ist wie bei allen polykristallinen Festkörpern von den Kristalleigenschaften und dem Korngrenzverhalten abhängig.

Das durch Isotropie und Homogenität geprägte Materialverhalten von Steinsalz ist trotz des komplexen zeitabhängigen Verhaltens gut verstanden und dokumentiert. Dies ist darauf zurückzuführen, dass inzwischen auf mehr als 40 Jahre Endlagerforschung im Salz, auf ca. 60 Jahre Erfahrung im Salzkavernenbau und auf mehr als 100 Jahre Erfahrung im Salzbergbau zurückgeblickt werden kann (BGR /3/).

Das geomechanische Verhalten von Steinsalz wird in unterschiedlichen Maßstäben von den Festigkeits- und Verformungseigenschaften und vom Temperatur- und Spannungszustand bestimmt. Unter Einwirkung deviatorischer Beanspruchung deformieren Salzgesteine elastisch sowie inelastisch. Elastische Verformungen des reinen Salzes sind durch die einzelnen Kristalle geprägt, der Einfluss der Korngrenzen ist als verschwindend klein anzusetzen. Plastische Verformungen entstehen durch Versetzungsgleiten bzw. -klettern in den Körnern oder durch Verschiebungen an den Korngrenzen. Während das Verformungsverhalten duktil ist, verhält sich Steinsalz bei Bruchvorgängen eher spröde.

Alternativ zur Charakterisierung der mechanisch relevanten Prozesse innerhalb der Körner und Korngrenzen bietet sich an, das mechanische Verhalten phänomenologisch über die gebirgsmechanischen Kenn- und Messgrößen, also Spannung σ und Dehnung ε zu beschreiben. Auf dieser Basis kann die Beschreibung des integralen, gesteinsmechanischen Verhaltens unabhängig von der lokalen Mikrostruktur erfolgen. Hierdurch werden zuverlässige gebirgsmechanische Prognosen zur Standsicherheit, Dichtheit und Langzeitsicherheit von unterirdischen Bauwerken in Salzlagerstätten ermöglicht.

Grundsätzlich enthält die gemessene Deformation eines Festkörpers einen elastischen, einen thermischen, einen viskosen und einen plastischen Deformationsanteil.

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^v + \varepsilon^{pl}$$

Gleichung 2.1

Im Rahmen von numerischen Modellberechnungen ist das Materialverhalten von Steinsalz mit Hilfe von geeigneten Stoffmodellen möglichst realitätsnah abzubilden. Die Anforderung an geomechanische Modelle wurde bereits von verschiedenen Autoren beschrieben (Günther /12/) (Hampel /17/) (Heusermann /18/) (Heusermann, Lux & Rokahr /19/) (Hou /20/) (Hunsche & Schulze /21/) (Wolters /35/) (Yıldırım /36/). Die Modelle sollten in Abhängigkeit des jeweiligen Aufgaben- und Einsatzgebietes in der Lage sein, das zeitabhängige Kriechverhalten von Steinsalz in seiner transienten und stationären Phase, die Entwicklung von Dilatanz (Auflockerung) und Schädigung, Bruch und Kriechbruch sowie Nachbruchverhalten und Restfestigkeit einschließlich der Schädigungsrückbildung unter verschiedenen Einflüssen wie Differenzspannung, minimale Hauptspannung, Temperatur und Feuchtigkeit zu beschreiben.

Das reversible, zeitunabhängige Materialverhalten von Steinsalz wird im Allgemeinen mit dem gängigen linear-elastischen Stoffmodell nach Hooke (Hooke'sches Gesetz) beschrieben. Das elastische Materialverhalten des polykristallinen Steinsalzes, welches sich aus dem unterschiedlichen anisotropen Verhalten der einzelnen Körner zusammensetzt, kann in seiner primären (ungeschädigten) Form als isotrop angenommen werden. Das elastische Verhalten eines makroskopischen Körpers kann jedoch infolge von Schädigungen im Mikro- (Mikrorisse) sowie im Makrobereich (Spalt- bzw. Trennrisse) stark beeinflusst werden und ist bei der Betrachtung schädigungsinduzierter Vorgänge zu berücksichtigen.

Das Steinsalz reagiert spannungsmäßig relativ sensitiv auf Temperaturänderungen, so dass thermisch induzierte Dehnungen als Einflussgröße mitberücksichtigt werden müssen. Die thermophysikalischen Eigenschaften vom Steinsalz sind weitestgehend bekannt und können in numerischen Untersuchungen gut wiedergegeben werden. Zu den wichtigsten thermischen Eigenschaften zählen die Wärmeleitfähigkeit λ , die spezifische Wärmekapazität c_p und der Wärmeausdehnungskoeffizient α_t .

Steinsalz hat ein ausgeprägtes und weitaus komplexeres zeitabhängiges Formänderungsverhalten (Kriechverhalten) als herkömmliche spröde Festgesteine. Die schädigungsfreien Deformationsprozesse werden im Allgemeinen über die Versetzungsmechanismen beschrieben. Bei Beanspruchungszuständen oberhalb der Schädigungsgrenze des Gesteins kommt es zu zusätzlichen Deformationen infolge von Gefügeschädigung und bei anhaltender schädigungsinduzierender Beanspruchung tritt Bruch ein. Das Kriechverhalten von Steinsalz lässt sich prinzipiell in drei Phasen aufteilen. Bild 2.1 zeigt das sich unter konstanten Bedingungen einstellende primäre (transiente), sekundäre (stationäre) und das unter schädigungsinduzierenden Bedingungen einstellende tertiäre (beschleunigte) Kriechen bis zum Kriechbruch. In grau dargestellt ist die Dehnungsrate, in blau die Dehnung.

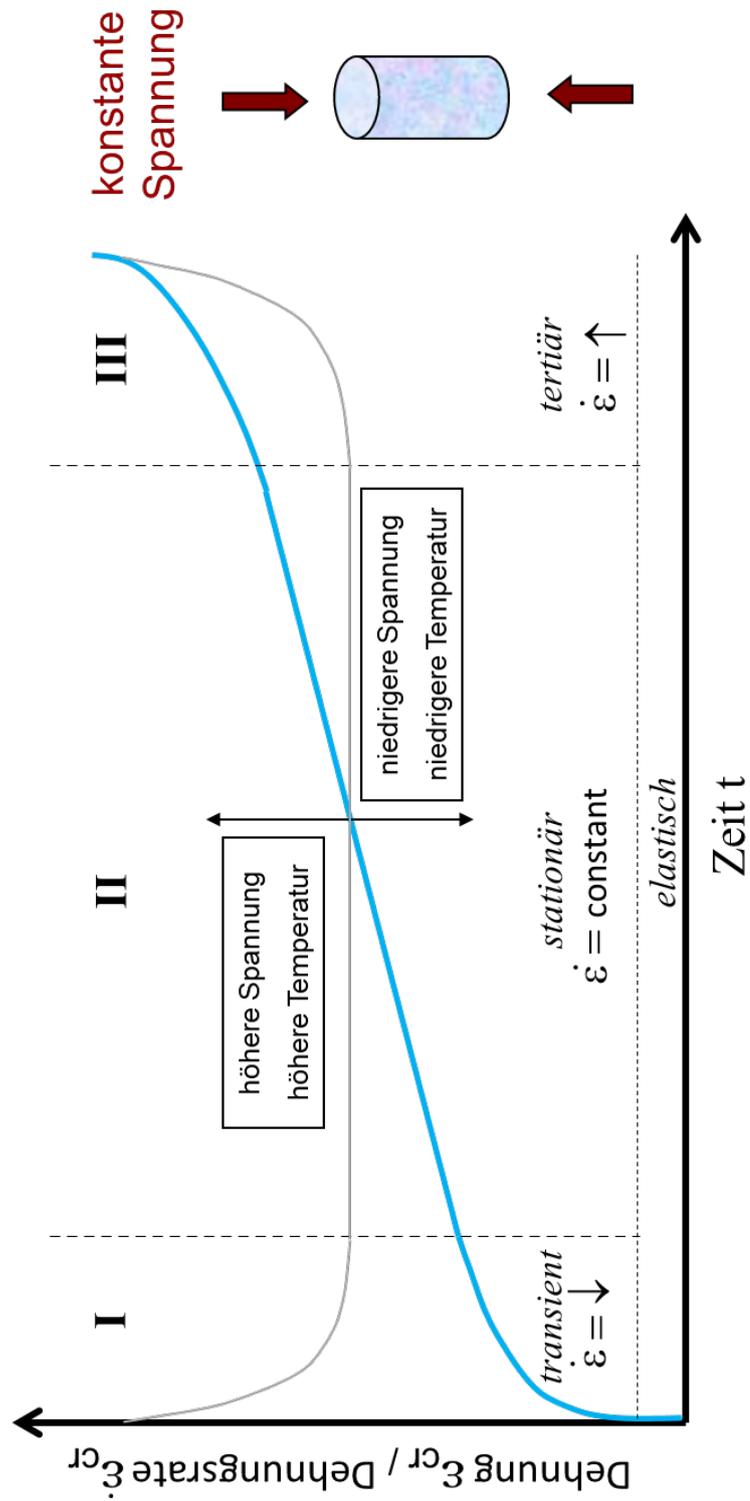


Bild 2.1: Prinzipielle Kriechphasen im Kriechversuch

2.2 Mathematische Bezeichnungen und Vorzeichenregelungen

Für die im Rahmen dieser Arbeit beschriebenen mathematischen und mechanischen Formulierungen gelten für die Zustandsgrößen folgende Konventionen und Benennungen:

- Druckspannungen (gilt auch für Fluiddrücke) werden mit einem negativen Vorzeichen, Zugspannungen mit einem positiven Vorzeichen dargestellt.
- Für die Hauptspannungen gilt: $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$, mit σ_1 als kleinste Hauptspannung als mathematische Größe, welche unter Druckbeanspruchung der betragsmäßig größten Hauptdruckspannung entspricht. Die größte Hauptspannung σ_3 entspricht unter Druckbeanspruchung der betragsmäßig kleinsten Hauptdruckspannung.
- Im kartesischen Koordinatensystem werden die Komponenten in der Hauptrichtung (normal zur Fläche) durch die Indizes xx , yy , zz und in Schubrichtung (parallel zur Fläche) mit xy , xz und yz gekennzeichnet.
- Die Berücksichtigung des Spannungsdeviators erfolgt über die von-Mises-Vergleichsspannung, welche mit σ_{eq}^{cr} (Gleichung 2.13) bezeichnet wird.
- Für Verzerrungen gelten dieselben Konventionen wie für die Spannungen mit Ausnahme der Volumendehnungen.
- Die Volumendehnung bzw. die Entwicklung von Dilatanz wird mit einem positiven Vorzeichen dargestellt.

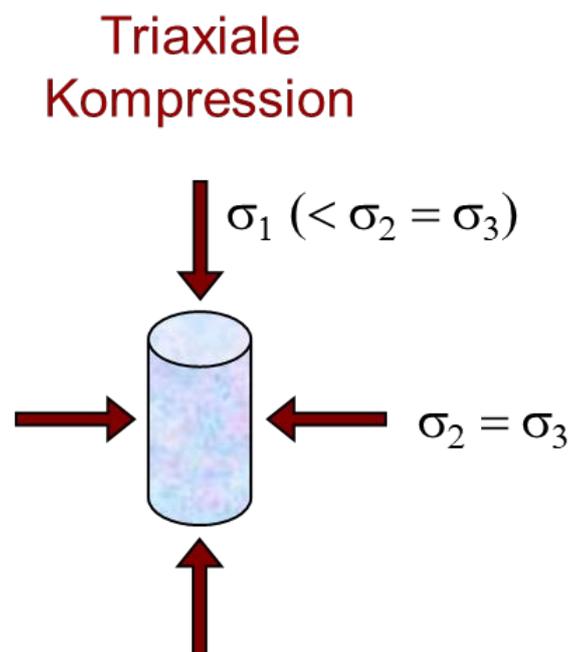


Bild 2.2: Prinzipielle Darstellung der Belastung in einem triaxialen Kompressionsversuch.

2.3 Einführung

Das Stoffmodell Lubby-CF wurde in über Jahrzehnte anhaltender Forschungsarbeit für die gebirgsmechanischen Modellierungen des Spannungs-Verformungsverhaltens von Salzgesteinen entwickelt. Es beschreibt das zeitabhängige Kriechverhalten von Steinsalz in seiner transienten und stationären Phase einschließlich des inversen transienten Kriechens sowie ein tertiäres Kriechen infolge von Dilatanzentwicklung, Schädigungsrückbildung (Verheilung) und Bruchversagen. Ein schädigungs- sowie temperaturabhängiges Festigkeitsverhalten wird ebenso berücksichtigt wie eine reduzierte Steifigkeit bei Auftreten von Gefügeschädigung.

Lubby-CF ist die erweiterte Form des Stoffmodells LUBBY2, welches bereits 1983 am Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen (damals: Lehrgebiet für Unterirdisches Bauen) entwickelt und vorgestellt wurde (Heusermann, Lux & Rokahr /19/). LUBBY2 basiert prinzipiell auf dem rheologischen Modell nach *Burgers* und beschreibt das schädigungsfreie Kriechverhalten von Steinsalz mittels spannungs- und temperaturabhängiger Modellparameter.

Um den Prozess der Schädigung und Verheilung (Schädigungsrückbildung) zu berücksichtigen, wurde diese Formulierung mit den Termen zur Beschreibung von schädigungs- und verheilungsinduzierten Dehnungen aus dem Stoffmodell IUB-MDCF (Multimechanism Deformation Coupled Fracture, modifiziert am IGtH-IUB) (Hauck /13/), ergänzt. Das Stoffmodell IUB-MDCF ist eine weiterentwickelte Version des Stoffmodelles MDCF, welche wiederum eine Erweiterung des Stoffmodelles MD (Multimechanism Deformation) ist (Munson & Dawson /28/). MDCF wurde ab 1992 in gemeinschaftlicher Forschungsarbeit entwickelt (Chan et al. /4/ /5/ /7/ /8/).

In den Jahren der Stoffmodellforschung wurde das Stoffmodell Lubby-CF außerdem mit einem Term zur Berücksichtigung von plastischem Zugversagen erweitert. Dieser entspricht im Prinzip dem Ansatz nach Itasca /22/ und berücksichtigt eine Umlagerung des ungültigen Spannungszustands bei Versagen unter Zugbeanspruchung durch eine instantan wirkende plastische Verformung.

Der Grad der Schädigung im Material wird im Allgemeinen über die Schädigungsvariable ω beschrieben. Berücksichtigt werden hierbei Schädigungsprozesse aus Schub- und Zugbeanspruchungen, Bruch- und Zugversagen sowie die Möglichkeit der Schädigungsrückbildung.

Für die Beschreibung und Prognose des Verhaltens von Untergrundbauwerken in Salzgestein sind die Stoffmodelle in geeignete numerische Simulationsprogramme zu implementieren. Anhand von experimentellen Ergebnissen werden zum einen die Eingabeparameter kalibriert und zum anderen die Stoffmodelle stetig weiterentwickelt.

Die Formulierung der grundlegenden Gleichungen des Stoffmodells 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 (Munson /27/) (Munson et al. /30/).

- Die Schädigung wird als isotrop angenommen und durch eine skalare Größe, die Kachanov-Variable /23/, 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 Risse 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 Spaltriss münden.
- Bei Überschreitung der Zugfestigkeit tritt plastisches Versagen ein.
- Risse können bei bestimmten Spannungszuständen verheilen. Ihre Verheilung bedeutet einen Rückgang der durch Schädigung erzeugten Verformungen.

Stetig wurden weitere Modifikationen und Erweiterungen der Stoffmodellgleichungen durchgeführt und (zeitweise unter dem Namen LUBBY-MDCF) veröffentlicht (Leuger et al. /26/) (Yıldırım /37/ /38/ /39/). Die aktuellste Version wird im Rahmen dieser Arbeit vorgestellt.

2.4 Modellansatz

Im Stoffmodell Lubby-CF setzt sich die gesamte Deformation aus einem zeitabhängigen viskosen und einem instantan plastischen Anteil zusammen.

$$\varepsilon = \varepsilon^v + \varepsilon^{pl} \quad \text{Gleichung 2.2}$$

Das viskose Kriechen wird über die inelastische Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}^{inel}$ bestimmt.

$$\varepsilon^v = dt \cdot \dot{\varepsilon}^{inel} \quad \text{Gleichung 2.3}$$

Die Materialeigenschaften (Kriechen aus schädigungsfreien Versetzungsmechanismen, Schädigungskriechen infolge von Schub- sowie Zugbeanspruchung und Verheilungskriechen), welche zur inelastischen Dehnungsrate beitragen, werden im Stoffmodell Lubby-CF 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 $\underline{\sigma}$ zusammen. Daraus ergibt sich die Formulierung der inelastischen Dehnungsrate wie nachfolgend aufgeführt:

$$\dot{\varepsilon}^{inel} = \dot{\varepsilon}_{eq}^{cr} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}^{cr}}{\partial \underline{\sigma}} + \dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega_{sh}} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega_{sh}|f}}{\partial \underline{\sigma}} + \dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega_{te}} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega_{te}}}{\partial \underline{\sigma}} + \dot{\varepsilon}_{eq}^h \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}^{h|f}}{\partial \underline{\sigma}} \quad \text{Gleichung 2.4}$$

Dabei sind:

$\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}$ Dehnungsrate aus Versetzungsmechanismen

σ_{eq}^{cr} Vergleichsspannung der Dehnung aus Versetzungsmechanismen

$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega_{sh}}$ Dehnungsrate aus Schädigung durch Schubbeanspruchungen

$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}|f}$ Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung infolge von Schubspannung

$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega_{te}}$ Dehnungsrate aus Schädigung durch Zugbeanspruchungen

$\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$ Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung infolge von Zugspannung

$\dot{\varepsilon}_{eq}^h$ Dehnungsrate aus Verheilung/Schädigungsrückbildung

$\sigma_{eq}^{h|f}$ Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung

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

Die einzelnen Lubby-CF Stoffmodellansätze zum Kriech- und Bruchverhalten von Steinsalz sind in den folgenden Absätzen ausführlich erläutert.

Der plastische Teil im Stoffmodell beschreibt ein Versagen infolge von Zugbeanspruchung und ist in Abschnitt 2.8 näher erläutert.

2.5 Kriechdehnung aus Versetzungsmechanismen

Versetzungskriechen beschreibt die zeitabhängige Verformung kristalliner Gesteine unter konstanter Last und wird im Allgemeinen über die Mechanismen Versetzungsgleiten (Bewegung in einer Gleitebene) und Versetzungsklettern (Bewegung außerhalb einer Gleitebene) beschrieben. Versetzungsmechanismen führen zu einer anfänglichen Verfestigung der Mikrostruktur, welche mit zunehmender Verformung die Dehnungsrate verringert. Dieses transiente Kriechverhalten von Steinsalz mit verhältnismäßig großen Kriechraten am Anfang und mit anhaltender Verformung kleiner werdenden Kriechraten wird oft auch als primäres Kriechen bezeichnet. Bei konstanten Spannungs- und Temperaturbedingungen strebt der transiente Kriechanteil gegen einen Endwert (und die transiente Kriechrate gegen null) und ein stationäres Kriechen mit einer konstanten Verformungsrate stellt sich ein. Dieses Verhalten wird auch als Sekundärkriechen bezeichnet.

Die Beschreibung der schädigungsfreien Kriechdehnungen aus Versetzungsmechanismen basiert auf dem LUBBY2-Stoffmodell und berücksichtigt in additiver Weise 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 $\dot{\epsilon}_{eq}^{cr}$ ist wie folgt definiert:

$$\dot{\epsilon}_{eq}^{cr} = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{\bar{\eta}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \dot{\epsilon}_{tr}^{\mu} + \frac{1}{\bar{\eta}_M(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \right) \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1-\omega} \quad \text{Gleichung 2.5}$$

mit:

$$\dot{\epsilon}_{tr}^{\mu} = \dot{\epsilon}_{tr_zv}^{\mu} = \exp \left(-\frac{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)}{\bar{\eta}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot t \right) \quad \text{Gleichung 2.6}$$

im Zeitverfestigungsansatz, und

$$\dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu} = \dot{\varepsilon}_{tr,dv}^{\mu} = 1 - \frac{\varepsilon_{tr}^{cr}}{\varepsilon_{tr,max}^{cr}} \quad \text{Gleichung 2.7}$$

mit:

$$\varepsilon_{tr,max}^{cr} = \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1 - \omega} \right) \quad \text{Gleichung 2.8}$$

im Dehnungsverfestigungsansatz.

Der erste Term der Gleichung 2.5 beschreibt transientes bzw. primäres Kriechen mit den spannungs- und temperaturabhängig formulierten Parametern des Kelvin-Schubmoduls \bar{G}_K und des Kelvin-Viskositätsmoduls $\bar{\eta}_K$. Die transiente Kriechrate kann je nach Problemstellung über einen Zeitverfestigungsansatz (Gleichung 2.6) sowie über einen Dehnungsverfestigungsansatz (Gleichung 2.7) 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 mit dem Faktor $\frac{1}{1-\omega}$ berücksichtigt. Dieser Faktor beschreibt die Reduzierung der lastabtragenden Fläche infolge von Schädigung durch Rissbildung und einer Erhöhung der effektiven Spannung an der noch intakten Querschnittsfläche. Somit sind auch die schädigungsfreien Versetzungsmechanismen indirekt von Schädigungsprozessen im Gestein beeinflusst und zeigen infolge dessen erhöhte Kriechraten.

Für die Viskositätsfunktionen werden folgende Formulierungen angesetzt:

$$\bar{G}_K = \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1 - \omega}\right) \cdot (l_1 \cdot T) \quad \text{Gleichung 2.9}$$

$$\bar{\eta}_K = \bar{\eta}_K^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1 - \omega}\right) \cdot (l_2 \cdot T) \quad \text{Gleichung 2.10}$$

$$\bar{\eta}_M = \bar{\eta}_M^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1 - \omega}\right) \cdot (l_3 \cdot T) \quad \text{Gleichung 2.11}$$

\bar{G}_K^* , k_1 , l_1 , $\bar{\eta}_K^*$, k_2 , l_2 , $\bar{\eta}_M^*$, m und l_3 sind Materialparameter, welche anhand von Laborversuchen zu ermitteln sind. T ist die Gebirgstemperatur.

Die Temperaturabhängigkeit des transienten Kriechverhaltens im Steinsalz wurde im ursprünglichen LUBBY2-Stoffmodell nicht berücksichtigt. Laboruntersuchungen der letzten Jahre zeigen

jedoch einen geringen Einfluss der Temperatur auch im transienten Verhalten von Steinsalz (Yildirim /36/).

Hou /20/ hat gezeigt, dass im Dehnungsverfestigungsansatz verschiedene Primärkriechvorgänge auftreten können und zwar abhängig davon, ob das transiente Endkriechmaß von unten angenähert wird, also eine Verfestigung stattfindet, oder ob es von oben angenähert wird, also eine Entfestigung stattfindet. Mit Berücksichtigung von Entfestigungsprozessen gilt im Dehnungsverfestigungsansatz Folgendes:

$$\bar{G}_K = \left\{ \begin{array}{l} \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1-\omega}\right) \cdot (l_1 \cdot T) \\ \bar{G}_{KE}^* \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1-\omega}\right) \cdot (l_{1E} \cdot T) \end{array} \right\}; \left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{tr}^{cr} < \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1-\omega}\right) \\ \varepsilon_{tr}^{cr} > \frac{1}{\bar{G}_K(\sigma_{eq}^{cr}, T)} \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}^{cr}}{1-\omega}\right) \end{array} \right\}$$

Gleichung 2.12

Die Parameter \bar{G}_{KE}^* , k_{1E} und l_{1E} dienen zur Beschreibung des Kriechverhaltens bei Entfestigung und sind ebenfalls im Labor zu bestimmen.

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

$$\sigma_{eq}^{cr} = \sqrt{3 \cdot J_2^D} \quad \text{Gleichung 2.13}$$

Diese beinhaltet die 2. Invariante des Deviators des Spannungstensors.

$$J_2^D = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2] \quad \text{Gleichung 2.14}$$

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

2.6 Schädigungsinduzierte Kriechdehnung

Die kinetischen Gleichungen der schädigungsinduzierten Dehnungsraten basieren auf den Termen zur Beschreibung schädigungsinduzierter Dehnungen aus dem Stoffmodell MDCF mit weiteren Modifikationen.

Der Schubschädigungsanteil beruht auf der Hypothese, dass Schädigung im Druckbereich durch das Gleiten oder Abscheren von Mikrorissen infolge von Scherspannungen hervorgerufen wird und einige Schubrisse Flügelspitzen entwickeln, deren Öffnung zu Dilatanz (Gefügeauflockerung 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 2.9.2 ausführlich erläutert wird, der Dauerfestigkeit des Materials.

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

Die kinetischen Gleichungen der schädigungsinduzierten Dehnungsraten infolge von Schubspannungen (*sh - shear*) und Zugspannung (*te - tension*) sind identisch in der Formulierung und werden daher im Folgenden zusammen behandelt. Der Index *i* repräsentiert hierbei *sh* bzw. *te*.

$$\dot{\epsilon}_{eq}^{\omega_i} = F^{\omega_i} \cdot \dot{\epsilon}_{st}^{\omega_i} \quad \text{Gleichung 2.15}$$

Das transiente Verhalten der schädigungsinduzierten Kriechrate wird durch die Funktion F^{ω_i} erfasst. In diese geht die Funktion F (Gleichung 2.17) des transienten Kriechens durch Versetzungsmechanismen multiplikativ ein und berücksichtigt damit die Abhängigkeit der schädigungsinduzierten Kriechraten von der Dehnungsrate aus den Versetzungsmechanismen. Die Terme sind wie folgt formuliert:

$$F^{\omega_i} = (F + 1)^{n_1} \cdot \exp\left(\frac{c_2 \cdot \sigma_{eq}^{\omega_i} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_i})}{(1 - \omega) \cdot (1 - \mu)}\right)^{n_2} \quad \text{Gleichung 2.16}$$

mit:

$$F = \dot{\epsilon}_{tr}^{cr} \cdot c_1 \quad \text{Gleichung 2.17}$$

Der stationäre Term der schädigungsinduzierten Dehnungsrate entspricht der folgenden Formulierung:

$$\dot{\varepsilon}_{st}^{\omega_i} = c_0 \cdot \left(B_1 \cdot e^{\frac{-Q_1}{R \cdot T}} + B_2 \cdot e^{\frac{-Q_2}{R \cdot T}} \right) \cdot \omega_0 \cdot e^{c_4 \cdot \omega} \cdot \left[\sinh \left(\frac{c_3 \cdot \sigma_{eq}^{\omega_i} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_i})}{G(\omega) \cdot (1 - \omega) \cdot (1 - \rho)} \right) \right]^{n_3}$$

Gleichung 2.18

Die Temperatur ist über die Arrhenius-Funktion ($e^{\frac{-Q_1}{R \cdot T}}$) berücksichtigt. Der Parameter R ist die universelle Gaskonstante, B_1 und Q_1 sind Materialparameter, $G(\omega)$ ist der schädigungsabhängige Schubmodul, c_0 , c_1 , c_2 , c_3 , c_4 , n_1 , n_2 und n_3 stehen für Materialkonstanten. Der Wert ω_0 beschreibt die Anfangsschädigung. Der Materialparameter ρ steht für den Volumenanteil von Ton oder Beimengungen anderer Minerale im Steinsalz und berücksichtigt den Einfluss der Verunreinigungen auf die Dehnungsrate (Chan & Bodner /6/). 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 Anteil der schädigungsinduzierten Dehnungsrate klein bleibt und die tertiäre Kriechphase nicht zu früh aktiviert wird.

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

$$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}} = \sigma_{eq}^{cr} - \beta^D$$

Gleichung 2.19

Die maximal mögliche Beanspruchung ist abhängig vom isotropen Spannungszustand. Dies impliziert die Annahme einer zunehmenden Festigkeit bei zunehmenden isotropen Spannungsanteilen. In Bild 2.3 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 $J_{1,\alpha}$ (Gleichung 2.32), welche eine Transformation der ersten Spannungsinvarianten darstellt.

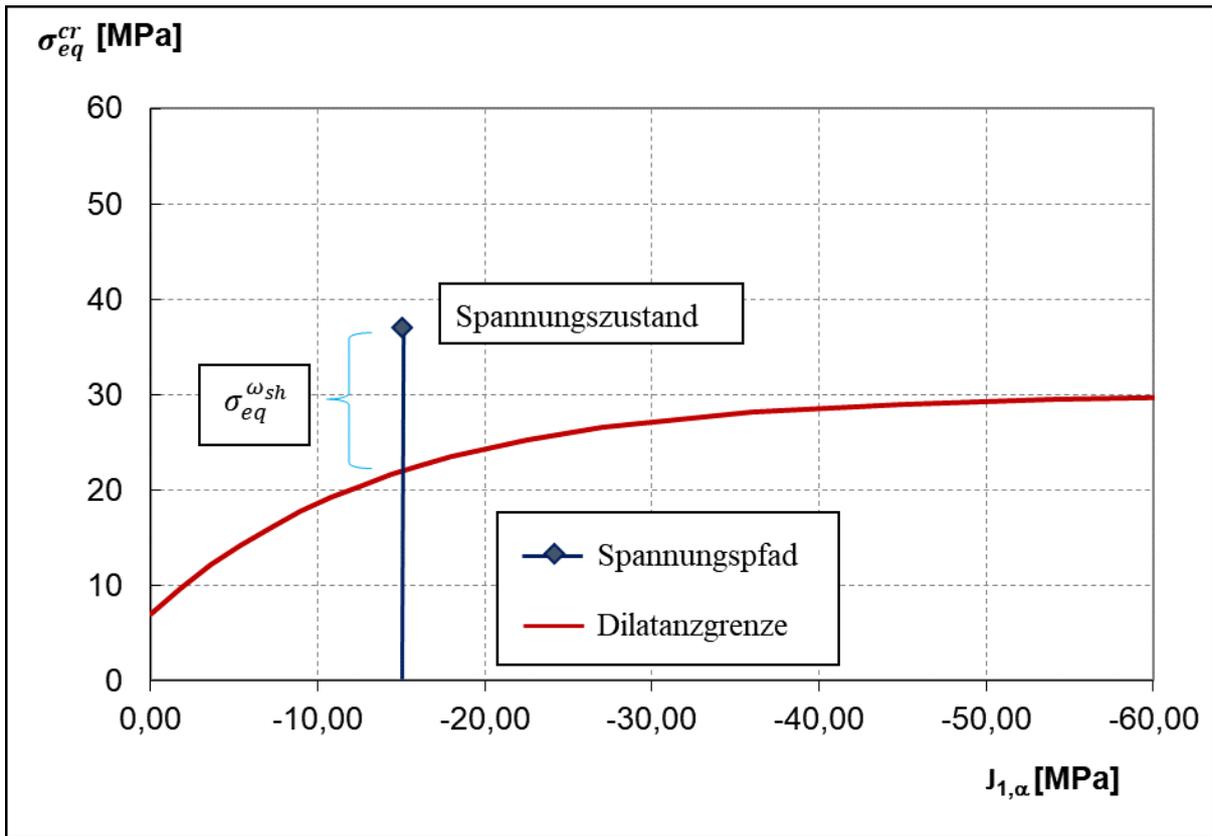


Bild 2.3: Bestimmung der Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnung infolge von Schubspannung

Um die Nichtassoziativität der schädigungsinduzierten Dehnungsrate infolge von 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.

$$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}|f} = \chi_2 \cdot (\sigma_{eq}^{cr} - \beta^D) \quad \text{Gleichung 2.20}$$

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

$$\sigma_{eq}^{\omega_{te}} = \chi_1 \cdot \sigma_3 \cdot H(\sigma_3) \quad \text{Gleichung 2.21}$$

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

2.7 Kriechdehnung infolge Schädigungsrückbildung (Verheilung)

Im Rahmen des Stoffmodelles Lubby-CF wird Verheilung als Mechanismus betrachtet, der ebenso wie die Schädigung direkt zur inelastischen Dehnungsrate beiträgt und hierbei den schädigungsinduzierten Dehnungen entgegenwirkt. Mit dem Begriff Verheilung wird neben der tatsächlichen Rissverheilung auch der Prozess der Riss-schließung und der somit verbundenen Dilatanzrückbildung beschrieben (Chan et al. /9/). Die im Rahmen des Vorhabens durch den Projektpartner TUC durchgeführten Verheilungsversuche (Absatz 3.2.4) zeigen, dass die Verheilung des Steinsalzes maßgeblich von der mittleren Spannung σ_m abhängt. Mit dieser neuen Erkenntnis wurde der Stoffmodellterm zur Bestimmung der Verheilungsrate entsprechend modifiziert. Die Dehnungsrate aus Verheilung ist wie folgt gegeben:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^h = \varepsilon_{vol} \cdot H(\varepsilon_{vol}) \cdot \frac{(\sigma_m \cdot c_h)^{n_h} \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G(\omega) \cdot \tau} \quad \text{Gleichung 2.22}$$

ε_{vol} ist die inelastische Volumendehnung (Abschnitt 2.11), σ_{eq}^h die Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung (Verheilung) und c_h und n_h Materialkonstanten.

Die charakteristische Zeitkonstante τ dient zur Beschreibung der zwei Phasen aus Mikroriss-schließung und der tatsächlichen Gefügeumwandlung (Rekristallisation).

$$\tau = \tau_0 \cdot \exp(a_1 \cdot \varepsilon_{vol}) + \tau_1 \quad \text{Gleichung 2.23}$$

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

Zur Beurteilung des Verheilungsprozesses wird das Konzept der Verheilungsgrenze zugrunde gelegt. Erst wenn die Verheilungsgrenze unterschritten wird, ist eine Verheilung des Materials und somit eine Verringerung der Kriech- und Volumendehnung möglich. Dieses Kriterium wird über die Heaviside-Schrittfunktion $H(\sigma_{eq}^h)$ geregelt. Die Vergleichsspannung der rückbildenden Dehnung σ_{eq}^h wird aus der Differenz der Verheilungsgrenze β^H und der deviatorischen Beanspruchung σ_{eq}^{cr} ermittelt.

$$\sigma_{eq}^h = \beta^H - \sigma_{eq}^{cr} \quad \text{Gleichung 2.24}$$

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

$$\sigma_{eq}^{h|f} = \sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$$

Gleichung 2.25

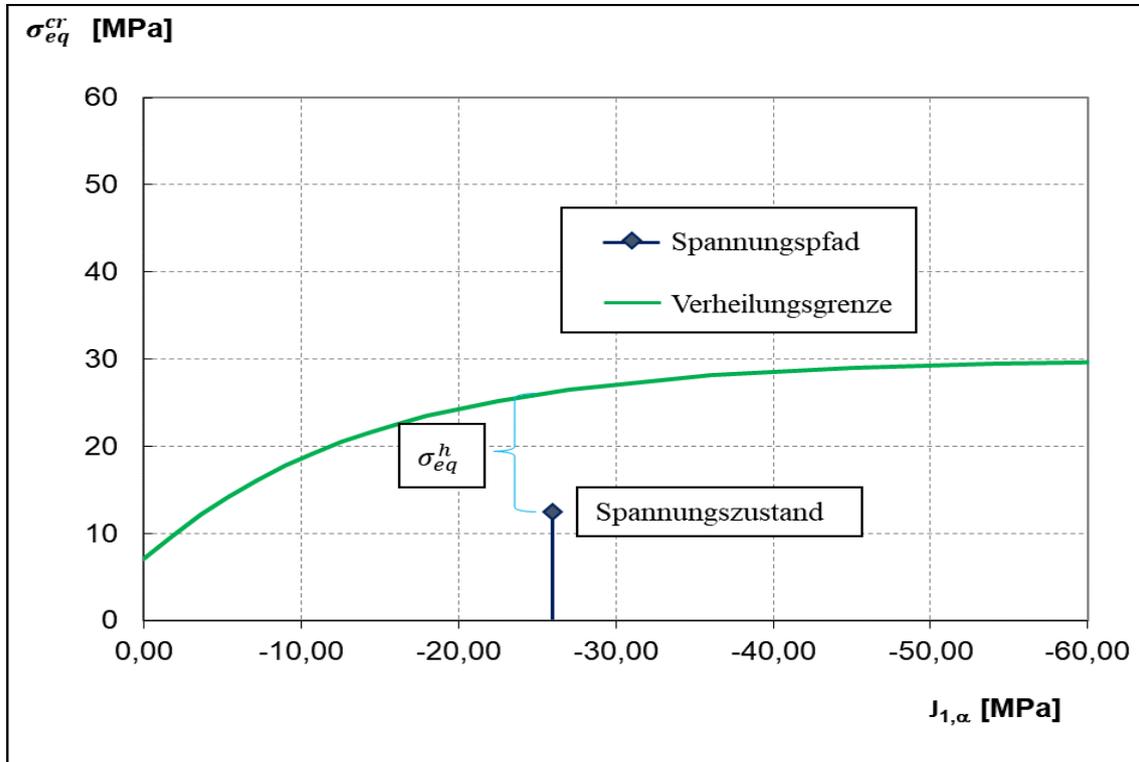


Bild 2.4: Bestimmung der Vergleichsspannung der Dehnungsrate aus Verheilung

2.8 Plastisches Zugversagen

Im Gegensatz zu den vorherigen Ansätzen, bei denen die Mikrorissentwicklung in die zeitabhängige Kriechrate eingeht, wirkt bei plastischem Versagen infolge von Zugbeanspruchung eine instantane plastische Korrektur des unzulässigen Spannungszustandes. Der plastische Anteil wird gemäß Itasca (2013) angenommen als:

$$\varepsilon^{pl} = \Delta \varepsilon_{pl,i}^{te} = \frac{\sigma_{pl}^{te} \cdot H(\sigma_{pl}^{te})}{K(\omega) + \frac{4}{3}G(\omega)} \cdot \frac{\partial \sigma_{pl}^{te|f}}{\partial \sigma_i}$$

Gleichung 2.26

Die Vergleichsspannung σ_{pl}^{te} und die Potentialfunktion $\sigma_{pl}^{te|f}$ sind wie folgt:

$$\sigma_{pl}^{te} = \sigma_3 - \beta^T(\omega)$$

Gleichung 2.27

$$\sigma_{pl}^{te|f} = \sigma_3$$

Gleichung 2.28

2.9 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 , die Verfestigung durch Verheilung über die Verheilungsgrenze β^H , die Zugfestigkeit über β^T und die effektive Zugfestigkeit über β_{eff}^T .

Der Einfluss der Beanspruchungsart auf die Druckfestigkeit wird im Stoffmodell Lubby-CF über den Lode-Winkel gesteuert. Berücksichtigt wird, dass bei gleichem isotropen 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 2.5 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.

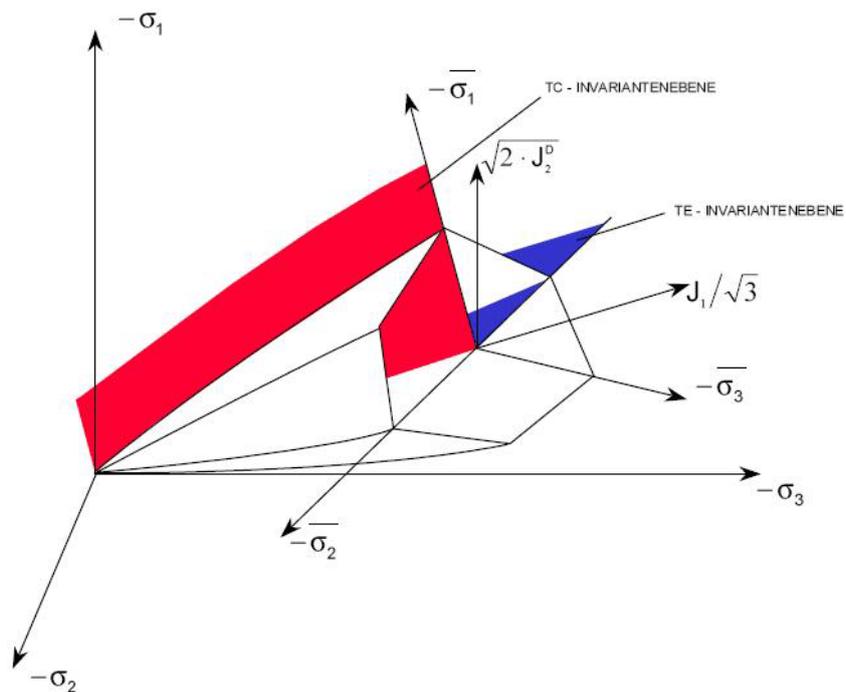


Bild 2.5: Darstellung des dreidimensionalen Spannungsräume mit TE- und TC- Ebene.

2.9.1 Bruchgrenze

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

$$\beta = \left(\chi_6 \cdot k_6^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,\alpha})} - \chi_7 \cdot k_7^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,\alpha})} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1,\alpha}) \right) \cdot y_t \quad \text{Gleichung 2.29}$$

Die χ 's sind Materialparameter. Die Differenz der Parameter χ_6 und χ_7 entspricht der einaxialen Festigkeit. Im biaxialen Versuch ergibt sich der Wert der biaxialen Kurzzeitfestigkeit:

$$\beta = (\chi_6 \cdot k_6 - \chi_7 \cdot k_7) \quad \text{Gleichung 2.30}$$

Der Parameter y_t beschreibt die Temperaturabhängigkeit der Festigkeit.

$$y_t = \left(\frac{T_0}{T} \right)^{n_t} \quad \text{Gleichung 2.31}$$

T_0 = Referenztemperatur, n_t = Materialkonstante. Der Wert $J_{1,\alpha}$ stellt eine Transformation der ersten Spannungsinvarianten dar.

$$J_{1,\alpha} = J_1 \cdot \frac{\sigma_{eq}^{cr}}{\tan \alpha} \quad \text{Gleichung 2.32}$$

J_1 bezeichnet die erste Invariante des Spannungstensors.

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad \text{Gleichung 2.33}$$

Der Winkel α des Spannungspfads ist eine Funktion des Lode-Winkels θ . Entsprechend der Darstellung in Bild 2.5 gilt für den Lode-Winkel $\theta = \frac{\pi}{6}$ (TC) $\tan \alpha = 1,0$ und für den Lode-Winkel $\theta = -\frac{\pi}{6}$ (TE) $\tan \alpha = 0,5$. Der Verlauf von $\tan \alpha$ im Deviatorraum wird linear angenommen und kann nach Hou /20/ folgendermaßen beschrieben werden:

$$\tan \alpha = \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + 1,73 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right)} \quad \text{Gleichung 2.34}$$

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

$$k_i = \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + \chi_{9,i} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right)} \quad \text{Gleichung 2.35}$$

Die Bezeichnungen $\chi_{9,1}$ und $\chi_{9,2}$ sind Materialparameter und beschreiben den Unterschied in der Festigkeit unter TE- und TC- Bedingungen. Für den Lastwinkel $\theta = \frac{\pi}{6}$ (TC) nimmt die Funktion k einen Wert von $k = 1$ an, für den Lastwinkel $\theta = -\frac{\pi}{6}$ (TE) einen Wert $k < 1$. Entsprechen sich die Festigkeiten unter TE- und TC-Bedingungen, nimmt die Funktion k auch unter TE-Bedingungen einen Wert von $k = 1$ an.

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

2.9.2 Dilatanzgrenze

Die Dilatanzgrenze β^D entspricht der Langzeitfestigkeit bzw. Dauerfestigkeit des Gesteins. Das heißt, dass unterhalb dieser keine Schubschädigungen im Material auftreten. Sie wird über extensive Laborversuche bestimmt. Falls keine Labordaten vorhanden sind, kann die Langzeitfestigkeit auch über die Kurzzeitfestigkeit abgeschätzt werden. Erfahrungsgemäß liegt dieser Wert zwischen 25 % und 30 % bei kleinen und mit Zunahme der isotropen Spannungsanteile bis zu 50 % der Kurzzeitfestigkeit. Die Formulierung der Dilatanzgrenze β^D entspricht im Aufbau der Formulierung der Bruchgrenze und ist wie folgt definiert:

$$\beta^D = \left(\chi_{6,d} \cdot k_6^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,\alpha})} - \chi_{7,d} \cdot k_7^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,\alpha})} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1,\alpha}) \right) \cdot y_{t,d} \quad \text{Gleichung 2.36}$$

Labor- und Benchmark-Untersuchungen haben in den letzten Jahren eine tendenzielle Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze gezeigt. Diese kann im Stoffmodell in Anlehnung an Gleichung 2.31 mit $y_{t,d}$ berücksichtigt werden.

$$y_{t,d} = \left(\frac{T_0}{T} \right)^{n_{t,d}} \quad \text{Gleichung 2.37}$$

2.9.3 Verheilungsgrenze

Unter gewissen Umständen kann eine Schädigungsrückbildung im Material stattfinden. Für die Schädigungsrückbildung ist im Stoffmodell Lubby-CF die Theorie der Verheilungsgrenze zugrunde gelegt. Unterhalb der Verheilungsgrenze ist prinzipiell eine Verheilung des Materials möglich. Die mathematische Formulierung der Verheilungsgrenze entspricht im Aufbau der Kurz- und Langzeitfestigkeit und ist wie folgt:

$$\beta^H = \left(\chi_{6,h} - \chi_{7,h} \cdot \exp(\chi_8 \cdot J_{1,\alpha}) \right) \cdot k_6^{\exp(\chi_{10} \cdot J_{1,\alpha})} \cdot y_{t,h} \quad \text{Gleichung 2.38}$$

Wird die Verheilungsgrenze von der Vergleichsspannung σ_{eq}^{cr} unterschritten, wird die Schädigungsrückbildung aktiviert. Die Verheilungsgrenze kann mit dem Parameter $y_{t,h}$ ebenfalls temperaturabhängig beschrieben werden, da hier jedoch keine genauen Erkenntnisse vorliegen, wird diese vernachlässigt.

2.9.4 Zugfestigkeit

Die Zugfestigkeit von Steinsalz ist mit ca. 1 bis 3 MPa im Vergleich zur Druckfestigkeit relativ gering. Im Stoffmodell Lubby-CF wird die Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung beschrieben. Sie sinkt mit steigender Rissbildung bis null bei $\omega = \omega_{max}$. Das Steinsalz verliert seine Zugfestigkeit ebenfalls mit dem Auftreten von Zugversagen (Bild 2.6).

$$\beta^T(\omega) = \sigma_0^t \cdot \frac{\omega_{max} - \omega}{\omega_{max}} \quad \text{Gleichung 2.39}$$

σ_0^t bezeichnet die Zugfestigkeit des schädigungsfreien Materials.

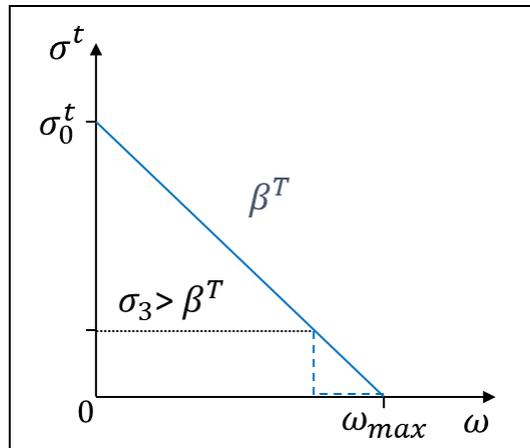


Bild 2.6: Prinzipielle Darstellung der Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung.

2.9.5 Effektive bzw. hydraulische Zugfestigkeit

Als effektive bzw. hydraulische Zugfestigkeit β_{eff}^T wird im Stoffmodell Lubby-CF die Zähigkeit bzw. der Widerstand des Materials gegen Rissinitiierung bei hydraulischer bzw. Gasdruckbeanspruchung bezeichnet. Die effektive Zugfestigkeit beschreibt also den Wert des erforderlichen Überdruckes, infolgedessen es bei Fluid- bzw. Gasdrücken zu einer rupturrellen Beanspruchung des Salzgesteins kommt.

2.10 Versagenskriterien

2.10.1 Kriechbruchkriterium

Neben der mechanischen Bruchfestigkeit von Steinsalz ist die Definition eines Kriechbruchkriteriums zur Beurteilung von Zeiträumen bis zum Bruch von entscheidender Bedeutung. Das zeitabhängige Bruchverhalten wird im Stoffmodell Lubby-CF über die Langzeitfestigkeit β^D und den Grad der Schädigung beschrieben.

Die Dilatanzgrenze beschreibt Spannungszustände, welche prinzipiell zum Kriechbruch führen können. Sie gibt allerdings keine Informationen über die Zeit bis zum Kriechbruch bzw. zur kritischen Kriechdehnung an. Als Kriterium zur Bewertung der Standzeit bis zum Kriechbruch wird das allgemein anerkannte Konzept des Ausnutzungsgrades zugrunde gelegt.

In seiner Grundform entspricht der Ausnutzungsgrad η_{IUB} dem Verhältnis der deviatorischen Beanspruchung $\sqrt{2J_2^D}$ zur Kurzzeitfestigkeit β (Rokahr & Staudtmeister /33/)

$$\eta_{IUB} = \frac{\sqrt{2J_2^D}}{\beta} \quad \text{Gleichung 2.40}$$

Bei diesem Konzept wird die Dilatanzgrenze mit der Kurzzeitfestigkeit gekoppelt betrachtet. Bei Werten um 30% gilt die Dauerfestigkeit als unterschritten ($\beta^D = 0,3 * \beta$). Diese Annahme kann in der Form jedoch nicht getroffen werden, wenn die Dilatanzgrenze unabhängig von der Kurzzeitfestigkeit beschrieben wird. Im Stoffmodell Lubby-CF wurde daher eine weitere, modifizierte Form des Ausnutzungsgrads entwickelt. Der modifizierte Ausnutzungsgrad $\eta_{\omega_{sh}}$ entspricht dem Verhältnis von der schädigungsinduzierenden Schubbeanspruchung $\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$ zur Differenz zwischen der Bruchgrenze β und der Dilatanzgrenze β^D .

$$\eta_{\omega_{sh}} = \frac{\sigma_{eq}^{\omega_{sh}} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_{sh}})}{\beta - \beta^D} \quad \text{Gleichung 2.41}$$

In $\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$ geht die von-Mises-Vergleichsspannung ein. Der modifizierte Ansatz berücksichtigt somit eine deviatorische Beanspruchung von $\sqrt{3J_2^D}$.

Bei der Bewertung der Standzeit bis zum Kriechbruch ist zu berücksichtigen, dass nach Gleichung 2.41 die Dauerfestigkeit bei $\eta_{\omega_{sh}} > 0,0 \%$ überschritten wird. Dies entspricht einem Wert von etwa $\eta_{IUB} > 30,0 \%$.

Zur Beurteilung des zeitlichen Verlaufs der Schädigung bis zum Kriechbruch wird unter anderem auch die Schädigungsvariable ω angewendet (Absatz 2.12). Chan und Bodner /6/ schlagen einen Maximalwert der Schubschädigung ω_{sh} als Kriechbruchkriterium in Anlehnung an Ergebnisse der Metallmechanik vor. Neben dem Zeitpunkt des Kriechbruchs ist der Eintritt in die tertiäre Kriechphase von Interesse. Chan und Bodner 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 (DeVries et al. /10/). Die Bewertung der Kriechkurven ergab einen Wert für die Schädigung von $\omega_{sh} = 0,015$ für den Eintritt in die tertiäre Kriechphase und von $\omega_{sh} = 0,15$ für den Eintritt des Kriechbruchs. Dieser Wert gilt im Stoffmodell Lubby-CF als Grenzwert.

In Bild 2.7 ist eine prinzipielle Auswertung für η_{IUB} , $\eta_{\omega_{sh}}$, $\omega = 0,15$ und $\omega = 0,015$ dargestellt. Die in Anlehnung an Labordaten und Erfahrungswerten in situ angenommenen Kriechbruchgrenzen geben die maximale Standzeit bis zum Auftreten eines Kriechbruchs wieder.

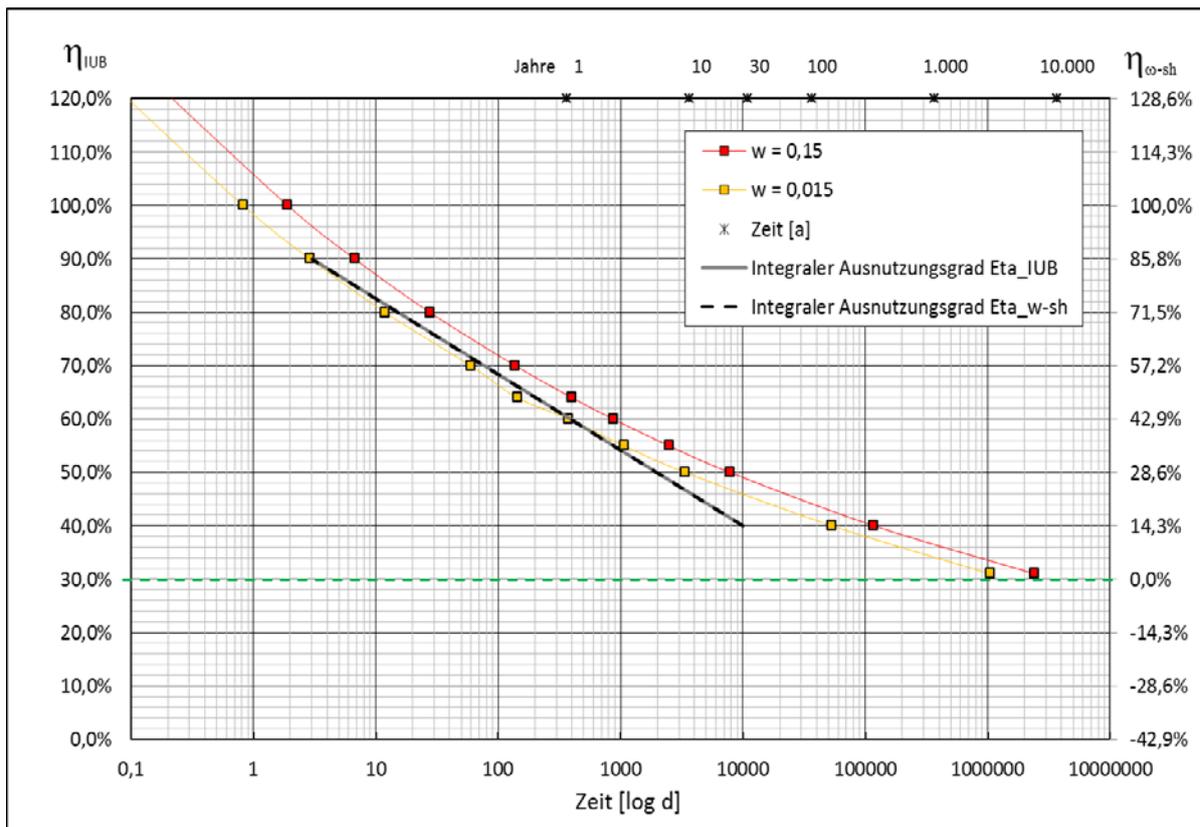


Bild 2.7: Grenzkurven für Kriechbruch, prinzipielle Darstellung.

2.10.2 Zugbruchkriterium

Im Rahmen der Spannungsbewertung hat insbesondere das Auftreten von Zugspannungen im hohlraumnahen Bereich eine große Bedeutung. Die Zugfestigkeit von Salzgestein ist gegenüber der Druckfestigkeit vergleichsweise gering und kann im Bereich von 1 bis 3 MPa eingeschätzt werden. Bei Überschreiten der Zugfestigkeit muss damit gerechnet werden, dass senkrecht zur Zugspannungsrichtung offene Trennrisse auftreten.

Zugbruch bzw. Zugversagen tritt im Stoffmodell Lubby-CF ein, wenn die Zugfestigkeit β^T von der maximalen Hauptspannung σ_3 (Zugspannung positiv) überschritten wird. Da die Zugfestigkeit schädigungsabhängig formuliert ist und mit wachsender Schädigung gegen null strebt, ist ein Zugversagen bereits bei Eintritt einer der Spannungskomponenten in den Zugspannungsbereich möglich.

Kommt es zu einem Versagen im Material infolge von Zugbeanspruchung, findet im Stoffmodell eine plastische Korrektur des nichtzulässigen Spannungszustandes nach Abschnitt 2.8 statt und die Schädigungsvariable ω erreicht nahezu instantan ihren Maximalwert.

2.10.3 Fluid- bzw. Gasdruckkriterium / Infiltrationsriss-Kriterium

Das Fluid- bzw. Gasdruckkriterium, oder auch als Kriterium der kleinsten Hauptdruckspannung bzw. Minimalspannungskriterium bezeichnet, wird für die Bewertung von Infiltrationsprozessen herangezogen. Übersteigt der Fluid- bzw. Gasdruck die betragsmäßig kleinste Hauptdruckspannungskomponente $|\sigma_{3,druck}|$, kommt es zu einer Infiltration in das Gestein. Überschreitet die Differenz zwischen dem betragsmäßigen Gasdruck $|p_i|$ und der betragsmäßig kleinsten Hauptdruckspannung $|\sigma_{3,druck}|$ die effektive Zugfestigkeit β_{eff}^T des Gesteins, entstehen in Richtung der kleinsten Hauptdruckspannung Infiltrationsrisse im makroskopischen Bereich. Das Kriterium für das Auftreten von Infiltrationsrissen in Steinsalz ist in Gleichung 2.42 gegeben.

$$|p_i| > |\sigma_3| + \beta_{eff}^T, \text{ gilt für } \sigma_3 = \sigma_{3,druck} < 0 \quad \text{Gleichung 2.42}$$

Zu beachten ist, dass als betragsmäßig kleinste Hauptdruckspannung $|\sigma_{3,druck}|$ die betragsmäßig maximale Hauptspannung $|\sigma_3|$ im Druckbereich bezeichnet wird. Geht die Hauptspannung in den absoluten Zugbereich hinein, gilt unabhängig vom Fluid- bzw. Gasdruck das Zugbruchkriterium nach Abschnitt 2.10.2.

2.11 Volumendehnung

Das Dilatanzverhalten des Materials wird über die Volumendehnungsrate $\dot{\varepsilon}_{Vol}$ beschrieben.

$$\dot{\varepsilon}_{Vol} = \dot{\varepsilon}_{Vol}^w - \dot{\varepsilon}_{Vol}^h \quad \text{Gleichung 2.43}$$

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

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^{\omega} = \dot{\varepsilon}_{11}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{22}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{33}^{\omega} = \dot{\varepsilon}_{xx}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{yy}^{\omega} + \dot{\varepsilon}_{zz}^{\omega} \quad \text{Gleichung 2.44}$$

Die Volumendehnungsrate aus Verheilung entspricht der Dehnungsrate aus Verheilung entsprechend der Gleichung 2.22:

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^h = \dot{\varepsilon}_{eq}^h = \varepsilon_{Vol} \cdot H(\varepsilon_{Vol}) \cdot \frac{(\sigma_m \cdot c_h)^{n_h} \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G(\omega) \cdot \tau} \quad \text{Gleichung 2.45}$$

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

$$\dot{\varepsilon}_{Vol}^h = \dot{\varepsilon}_{11}^h + \dot{\varepsilon}_{22}^h + \dot{\varepsilon}_{33}^h = \dot{\varepsilon}_{xx}^h + \dot{\varepsilon}_{yy}^h + \dot{\varepsilon}_{zz}^h \quad \text{Gleichung 2.46}$$

2.12 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 schubspannungsinduzierten Anteil, einem zugspannungsinduzierten Anteil und einem Anteil infolge von Verheilungsmechanismen (Munson et al. /29/).

$$\dot{\omega} = \dot{\omega}_{sh} + \dot{\omega}_{te} - \dot{h} \quad \text{Gleichung 2.47}$$

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

$$\dot{\omega}_{sh} = (F + 1)^{n_f} \cdot \ln\left(\frac{1}{\omega}\right) \cdot \chi_4 \cdot [\sigma_{eq}^{\omega_{sh}} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_{sh}})]^{\chi_{sh}} \quad \text{Gleichung 2.48}$$

$$\dot{\omega}_{te} = (F + 1)^{n_f} \cdot \ln\left(\frac{1}{\omega}\right) \cdot \chi_4 \cdot [\sigma_{eq}^{\omega_{te}} \cdot H(\sigma_{eq}^{\omega_{te}})]^{\chi_{te}} \quad \text{Gleichung 2.49}$$

Erst bei positiven Werten für $\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$ oder $\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$ ergibt sich eine Schädigungsentwicklung.

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

$$\dot{h} = \omega \cdot H(\omega - \omega_0) \cdot \frac{(\sigma_m \cdot c_h)^{n_h} \cdot H(\sigma_{eq}^h)}{G(\omega) \cdot \tau} \quad \text{Gleichung 2.50}$$

n_f, χ_4, χ_{sh} und χ_{te} sind Materialparameter. ω_0 ist die Initialschädigung.

Bei lokalen Versagenszuständen im Salzgestein erreicht die Schädigungsvariable ω instantan ihren Maximalwert.

2.13 Behandlung elastischen Materialverhaltens bei Schädigung

Infolge von Schädigungsprozessen kommt es auch zu veränderten elastischen Eigenschaften des Salzgesteinskörpers. Zur Beschreibung des Einflusses aus Schädigung auf das elastische Materialverhalten wird die Hypothese der Reduzierung der lastabtragenden Fläche bei Schädigung herangezogen. Mit wachsender Schädigung nimmt die lastabtragende Querschnittsfläche ab und die effektiven Spannungen nehmen zu, was erhöhte elastische Verformungen zur Folge hat. Berücksichtigt wird dies über die Reduzierung des Elastizitätsmoduls E , welcher als Konstante den proportionalen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung im linear-elastischen Verhalten beschreibt. Der schädigungsabhängige Elastizitätsmodul $E(\omega)$ ist wie folgt definiert:

$$E(\omega) = E_0 \cdot (1 - c_E \cdot \omega)^{n_E} \quad \text{Gleichung 2.51}$$

Mit c_E als Vorfaktor und n_E als Krümmungsparameter. Der schädigungsabhängige Schubmodul $G(\omega)$ und der Kompressionsmodul $K(\omega)$ ergeben sich wie folgt:

$$G(\omega) = \frac{E(\omega)}{2(1 + \nu)} \quad \text{Gleichung 2.52}$$

$$K(\omega) = \frac{E(\omega)}{3(1 - 2\nu)} \quad \text{Gleichung 2.53}$$

3 Laborversuche und Kennwertbestimmung

3.1 Allgemeines

Die numerische Beschreibung des komplexen Materialverhaltens von Steinsalz erfordert anspruchsvolle, geomechanische Stoffmodelle. Diese benötigen wiederum Kennwerte, mithilfe derer das Verhalten realitätsnah wiedergegeben werden kann. Aus der geologischen und tektonischen Vorgeschichte des Steinsalzes resultieren Unterschiede in der Mikrostruktur. Die Eigenschaften des Salzgesteins können sich von Lokation zu Lokation stark unterscheiden. Eine einheitliche Parametrisierung ist daher nicht möglich, vielmehr ist eine salztypspezifische Untersuchung des Materialverhaltens erforderlich. Die Bestimmung von Stoffmodellkennwerten erfordert eine ausgiebige Laboruntersuchung die sehr kosten- und zeitintensiv ausfallen kann.

Ferner sind Laboruntersuchungen wichtiger Bestandteil der Stoffmodellforschung. Basierend auf Ergebnissen von experimentellen Untersuchungen im gesteinsmechanischen Labor werden die Stoffmodelle durch Nachberechnungen der Versuche und theoretische Überlegungen weiterentwickelt und verbessert. Mit den im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten modellmechanischen Laboruntersuchungen wird das Ziel verfolgt endlagerrelevante Wissenslücken im Stoffverhalten von Steinsalz zu schließen. Eine ausgiebige Bestimmung aller Stoffmodellkennwerte ist nicht Bestandteil der hier durchgeführten Laborversuche. Bei der salztypspezifischen Kennwertbestimmung wird teilweise auf Kenntnisse und Erfahrungen aus anderen Projekten und Arbeiten zurückgegriffen. Außer Frage steht, dass im Falle eines konkreten Endlagerprojektes das Verhalten des Steinsalzes lokationsspezifisch im gesteinsmechanischen Labor zu ermitteln und die erforderliche Genauigkeit bei der Charakterisierung des Materialverhaltens zu gewährleisten ist.

Im Stoffmodell Lubby-CF werden für die Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Steinsalz insgesamt 58 Parameter benötigt. Die für die Bestimmung der lokationsspezifischen Lubby-CF Stoffmodellkennwerte sowie Weiterentwicklung der Stoffmodellterme herangezogenen Laborversuche sind in diesem Abschnitt vorgestellt.

Im Vorhaben werden wesentliche Arbeiten an Steinsalz aus flacher Lagerung durchgeführt. Grundlegende Untersuchungen werden aus Gründen der Zeit- und Kostenersparnis ergänzend zu früheren Versuchen an dem bereits umfassend untersuchten „Referenz-Steinsalz“ Asse Speisesalz aus steiler Lagerung durchgeführt, das aufgrund seines geringen Verunreinigungsgehaltes besonders reproduzierbare Ergebnisse liefert.

Grundlage für die Bestimmung der Stoffmodellparameter und die Weiterentwicklung der Stoffmodelle bilden die im Rahmen dieses und des Vorgängervorhaben Stoffgesetzvergleich III /17/ durchgeführten Laborversuche. Bestandteil der Untersuchungen ist neben dem *Speisesalz* aus der Salzstruktur Asse das *WIPP salt* aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA. Bei zweitem handelt es sich um Steinsalz aus flacher Lagerung. Durchgeführt wurden Festigkeits- und Mehrlaststufenkriechversuche bei unterschiedlichen Temperaturverhältnissen, sowie Verheilungsversuche.

Die Nachrechnung der Laborversuche erfolgt zum einen auf der Grundlage analytischer Beziehungen im Programmsystem Excel und zum anderen über numerische Berechnungen an einem 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. Wegen des Umfangs sind ausschließlich die neuen Versuche dargestellt. Die Ergebnisse aus den Festigkeitsversuchen sind im $\sigma_{\text{diff}} - J_{1,\alpha}$ -Diagramm ausgewertet. Ein Auftragen der Ergebnisse über die Gesamtdehnung wurde nicht durchgeführt, da dies keine weiteren Erkenntnisse für das angewendete Stoffmodell liefert.

Für eine detaillierte Parameterbestimmung eines realen Projektes werden für das Stoffmodell Lubby-CF 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 Untersuchungen, aus anderen Lokationen bzw. aus der Erfahrung anderer Berechnungen übernommen werden.

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 in einigen Nachberechnungen zu einer Abweichung der Ergebnisse kommen, während andere Versuchskurven wiederum in der Nachberechnung 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 .

Der Wert für die Vorschädigung wird zu $\omega_0 = 10^{-4}$ gewählt. Dieser Wert ist in der Höhe vernachlässigbar klein.

Die Verheilungsgrenze ist noch nicht ausreichend erforscht. Mit dem vorhandenen Wissensstand kann die Verheilungsgrenze vereinfacht der Dilatanzgrenze angepasst werden. Somit entfällt die Bestimmung der Materialparameter $\chi_{6,h}$, $\chi_{7,h}$ und $y_{t,h}$ im Labor.

Grundsätzliche Vorgehensweise zur Parameterbestimmung

Für die Bestimmung der Materialparameter des Stoffmodells Lubby-CF ist es erforderlich, die Versuche hinsichtlich ihres Beanspruchungszustandes zu bewerten. Hierfür müssen zunächst die Materialparameter der Festigkeitsfunktion β^D , welche die Grenze der Dauerfestigkeit beschreibt ermittelt werden. Die Kriechversuche lassen sich prinzipiell in zwei Gruppen einteilen. Bei einem Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze treten (reine Schubbeanspruchung vorausgesetzt) keine Schädigungen auf. Anhand von Kriechversuchen unterhalb der Dilatanzgrenze können die Materialparameter für die Gleichungen der Versetzungsmechanismen isoliert von denen der schadigungsinduzierten Dehnungen bestimmt werden. Bei einem Beanspruchungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze ist infolge von Mikrorissbildung mit zusätzlichen schubschädigungsinduzierten Dehnungen auszugehen. Sind die Materialparameter für das schadigungsfreie Kriechen ermittelt, können Anhand von Kriechversuchen oberhalb der Dilatanzgrenze die Kennwerte für die schubschädigungsinduzierten Kriechdehnungen bestimmt werden. Mit der Ermittlung der Materialparameter der schadigungsinduzierten Dehnungen müssen die Parameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung bestimmt werden, da diese die schadigungsinduzierte Dehnungsrate beeinflussen.

Bekannt ist, dass Steinsalz eine Zugfestigkeit von etwa 1 bis 3 MPa hat. In diesem Wertebereich kann die Zugfestigkeit der hier untersuchten Salztypen angenommen werden. Über das Kriechverhalten infolge Zugbeanspruchung unterhalb der Zugfestigkeit gibt es bisher keine wissenschaftlich fundierte Untersuchung. Die Kennwertbestimmung zur Beschreibung von zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen und Kriechvorgängen erfolgt daher Anhand von Modellberechnungen. Eine ausführliche Beschreibung der Modellberechnungen zu zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen sind im Abschnitt 6 gegeben. Thermische sowie elastische Kennwerte werden aus der Literatur für die jeweilige Steinsalzlokationen übernommen. Die verwendeten Parameter sind in Tabelle 3.5 und Tabelle 3.6 gelistet.

Sofern keine anderweitigen Angaben erfolgen, gelten für alle im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen die in diesem Abschnitt aufgeführten Kennwerte.

3.2 Asse Speisesalz

3.2.1 Bestimmung der Materialparameter der Festigkeits- und Dilatanzfunktion.

Für die Bestimmung der Kennwerte zur Beschreibung der Kurzzeitfestigkeit β und der Dilatanzgrenze β^D wurden insgesamt 27 verformungsgeregelte Festigkeitsversuche ausgewertet, welche vom Projektpartner Institut für Gebirgsmechanik (IfG) im Rahmen des Vorgängervorhabens Stoffgesetzvergleich III /17/ mit dem Salztyp Asse *Speisesalz* durchgeführt wurden. Drei unterschiedliche Temperaturbedingungen sind berücksichtigt. Jeweils neun Versuche wurden bei 300 K, bei 333 K und bei 373 K durchgeführt. Tabelle 3.1 zeigt eine Übersicht der Versuchsreihe. Aufgetragen sind neben der Kennzeichnung der Versuche die Temperatur in Kelvin, die Versuchsbedingung (TC = Triaxialer Kompressionsversuch, TCR = Triaxialer Kompressionsversuch mit Relaxation, TCS = Triaxialer Kompressionsversuch mit Lastwechsel), der Manteldruck $\sigma_{2,3}$, die Bruchspannung σ_{Fail} , die Axiallast bei Bruch σ_{Fail}^1 , die Dilatanzspannung σ_{Dil} , die Vergleichsspannung σ_{eq}^{eq} und $J_{1,\alpha}$.

Bild 3.1 und Bild 3.2 zeigen die graphische Anpassung von β bzw. β^D an die Versuchsdaten. Aufgetragen ist auf der x-Achse die Differenzspannung σ_{diff} (bzw. Vergleichsspannung σ_{eq}^{cr}) und auf der y-Achse die transformierte Form der ersten Invariante des Spannungstensors $J_{1,\alpha}$. Unter triaxialen Kompressionsbedingungen entspricht $J_{1,\alpha} = 3 \cdot \sigma_{2,3}$.

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: $y_{t,d} = 1$.

Die grüne Kurve in Bild 3.2 zeigt die an die Dilatanzgrenze angepasste Verheilungsgrenze β^H . Beginnend bei null für $J_{1,\alpha} = 0$ nähert sich die Verheilungsgrenze mit Zunahme der isotropen Spannungsanteile der Dilatanzgrenze an.

Tabelle 3.1: Festigkeitsversuche an Asse Speisesalz /17/.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchs- bedingung	Manteldruck	Bruch- spannung	Axiallast bei Bruch	Dilatanz- spannung	Vergleichs- spannung	
IfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_{Fail} [MPa]	$\sigma_{1,Fail}$ [MPa]	σ_{Dil} [MPa]	σ_{eq}^* [MPa]	$J_{1,\alpha}$ [MPa]
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/TCs45	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/TCs46	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/TCs47	373	TCS	-20,0	0,0	-20,0		0,0	-60,0

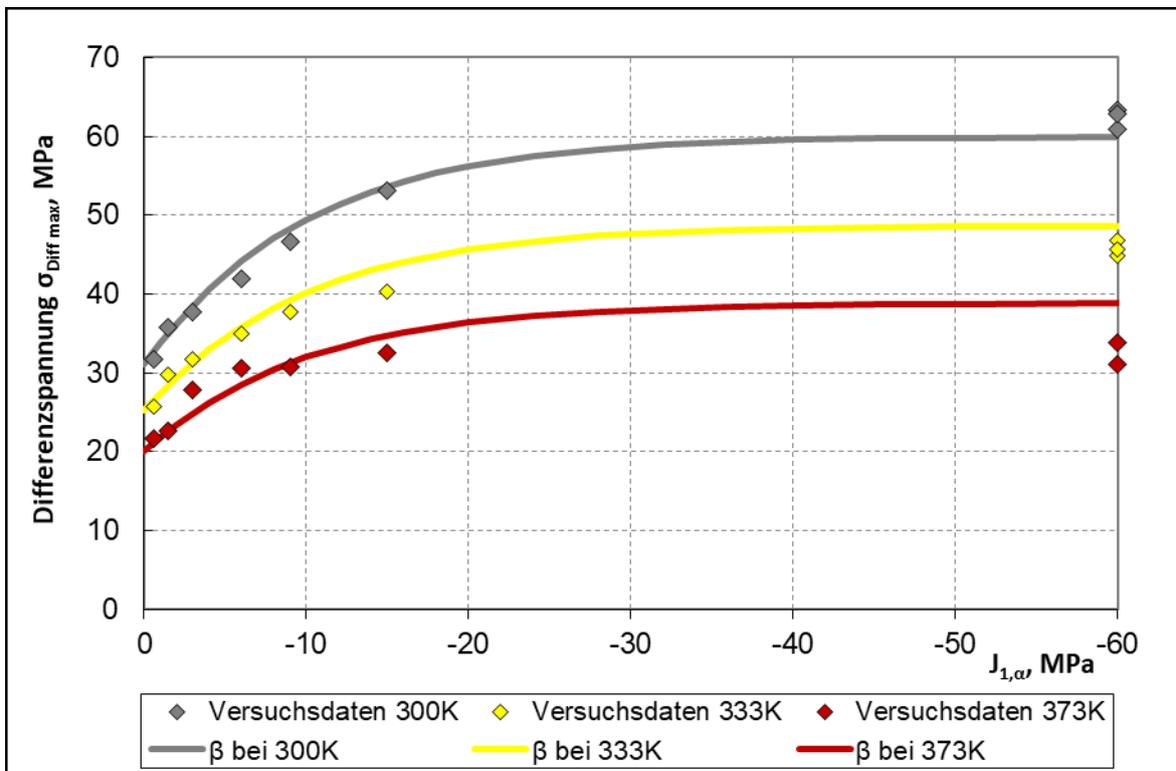


Bild 3.1: Versuchsdaten und Kurzzeitfestigkeit β , Asse Speisesalz.

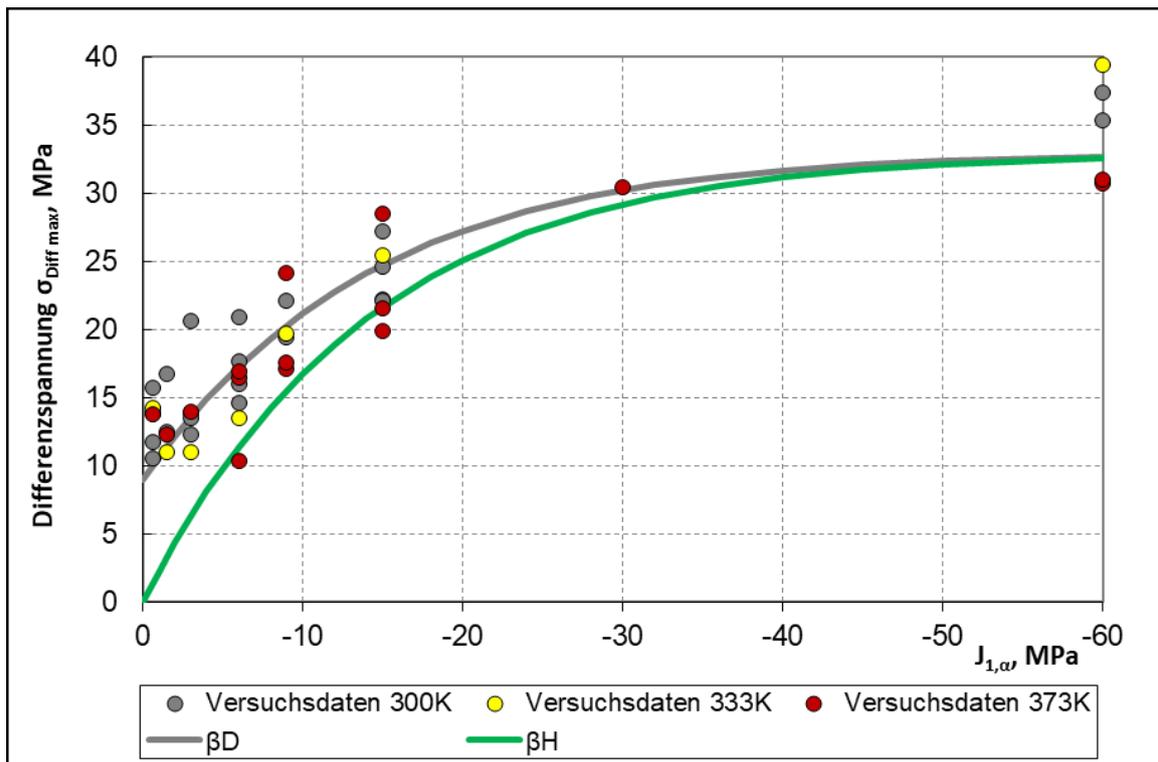


Bild 3.2: Versuchsdaten, Dilatanzgrenze β^D und Verheilungsgrenze β^H , Asse Speisesalz.

3.2.2 Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen

Zur Bestimmung der schädigungsfreien Kriechparameter des *Asse Speisesalz* wurden zehn Zweilaststufenversuche herangezogen, welche vom Projektpartner IfG im Rahmen des Vorgängerprojektes Stoffgesetzvergleich III (VP III) /17/ durchgeführt wurden. Die spannungsgeregelten Kriechversuche wurden im schädigungsfreien Bereich unter Temperaturrandbedingungen von 300 K, 333 K und 364 K durchgeführt. Tabelle 3.2 gibt eine Übersicht über die Versuche.

Tabelle 3.2: Zweistufige Kriechversuche an Asse Speisesalz.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchs- bedingung	Manteldruck	Axiallast Stufe1/Stufe2	Differenzspannung Stufe1/Stufe2
IfG - 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

Die Ermittlung der stationären Kriechparameter für Asse Speisesalz erfolgt über eine Regressionsrechnung. Der temperaturbereinigte Maxwell-Viskositätsparameter $\bar{\eta}_m^*$ und die Steigung m zur Beschreibung der Spannungsabhängigkeit werden durch eine Regressionsgerade über die Messergebnisse aus den Versuchen bei 333 K bestimmt. Die Versuche bei 299 K und 360 K bzw. 364 K werden zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit der stationären Kriechrate herangezogen. Bild 3.3 zeigt die Versuchsdaten für die Temperaturbedingungen 299 K, 333 K und 360/364 K und die dazugehörigen Geraden.

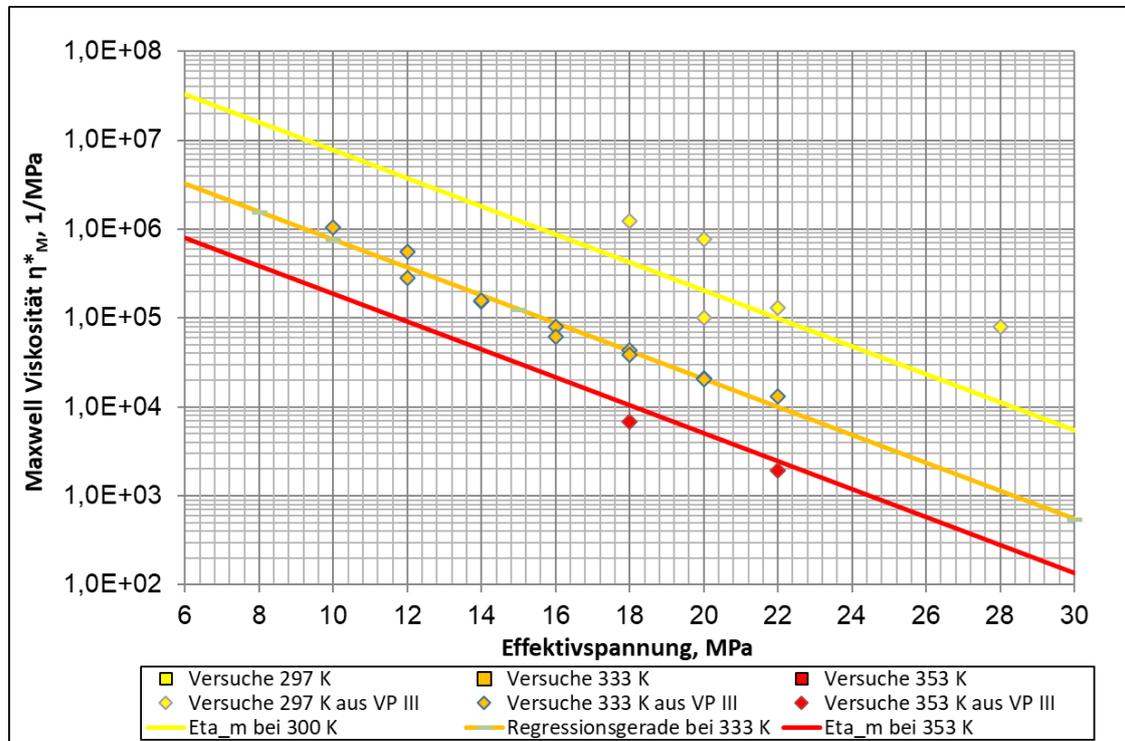


Bild 3.3: Stationäre Kriechrate – Versuchsdaten und Bestimmung des Maxwell-Viskositätsmoduls $\bar{\eta}_m^*$, Asse Speisesalz.

In Bild 3.4 ist die stationäre Kriechrate in Abhängigkeit der Effektivspannung im doppeltlogarithmischen Diagramm dargestellt. Es ist eine gute Übereinstimmung zwischen der spannungs- und temperaturabhängigen stationären Kriechrate in Lubby-CF und den Messdaten zu erkennen. Weiterhin verdeutlicht das Diagramm, dass insbesondere Versuchsdaten bei kleinen deviatorischen Beanspruchungen zwischen 1 bis 10 MPa fehlen und hier weiterhin Forschungsbedarf für Asse Speisesalz besteht.

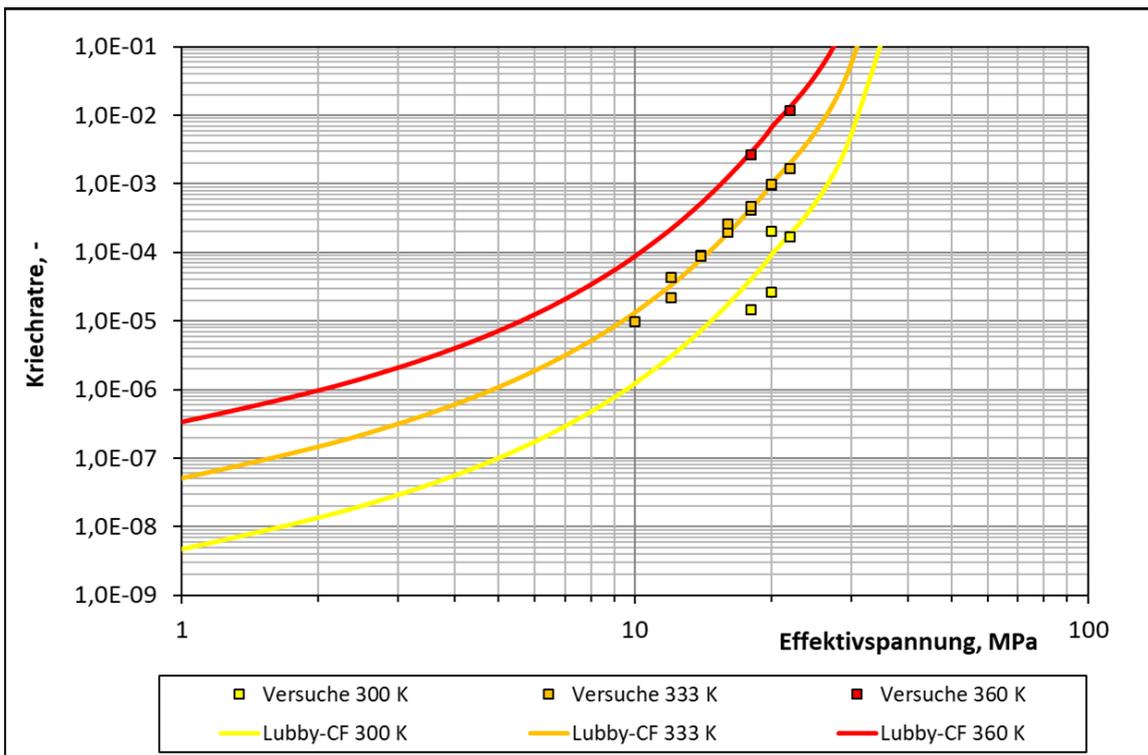


Bild 3.4: Stationäre Kriechrate – Versuchsdaten und stationäre Kriechrate über die Effektivspannung, Asse Speisesalz

Bei der Ermittlung der transienten Kriechparameter wurde auf eine Regressionsrechnung verzichtet. Die Kennwerte wurden über eine Kurvenanpassung bestimmt. Die transienten Kriechparameter wurden insoweit angepasst, bis ein einheitlicher Parametersatz gefunden wurde, mit der die Messkurven den Berechnungskurven bestmöglich angenähert werden konnten.

In Bild 3.5 bis Bild 3.14 sind die Dehnungsmesskurven aus den oben genannten Versuchen und die Nachberechnung der Versuche mit Lubby-CF dargestellt. Die Versuche enthalten eine anfängliche Konsolidierungsphase von 6 bis 7 Tagen. Um eventuelle Vorschädigungen im Material zu reduzieren, wurden die Prüfkörper in diesem Zeitraum bei 20 MPa Axial- und Manteldruck

allseitig belastet. Anschließend wurde durch Erhöhung der Axiallast eine entsprechende deviatorische Beanspruchung auf den Prüfkörper aufgetragen. Die ersten Laststufen liefen in etwa über 50 Tage. In den folgenden zweiten Laststufen wurde die Axiallast und somit die Differenzspannung um 2 MPa herabgesenkt und die Versuche um in etwa weitere 60 Tage fortgeführt. Dieser Versuchsverlauf ist charakteristisch für die ganze Versuchsreihe mit Ausnahme der Versuche bei höheren Temperaturen. Diese Versuche liefen infolge des höheren Kriechvermögens und einer rascheren Anhäufung von Dehnungen kürzer.

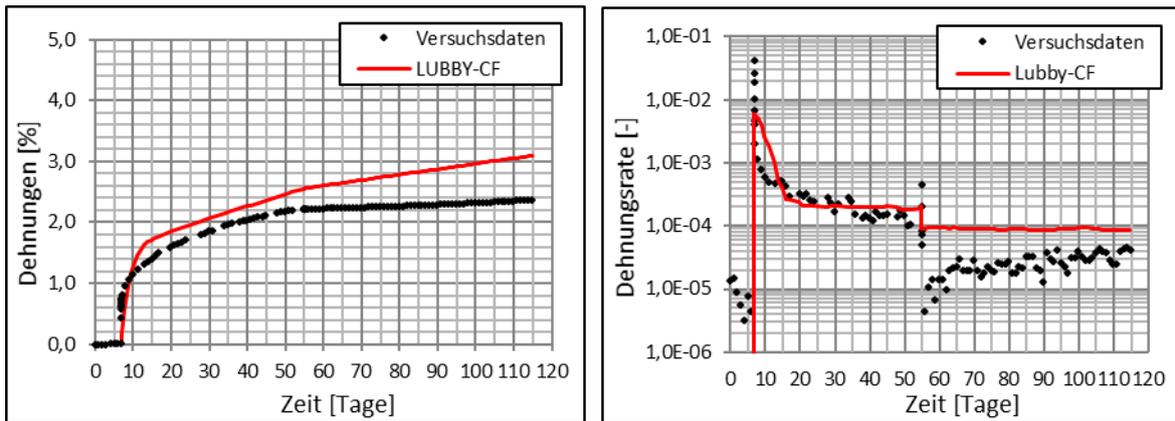


Bild 3.5: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K01, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

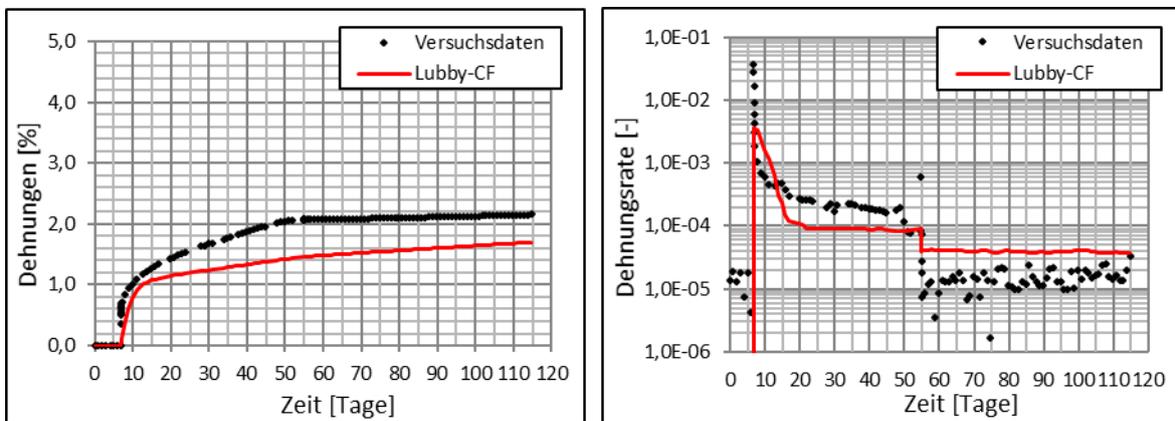


Bild 3.6: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K02, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

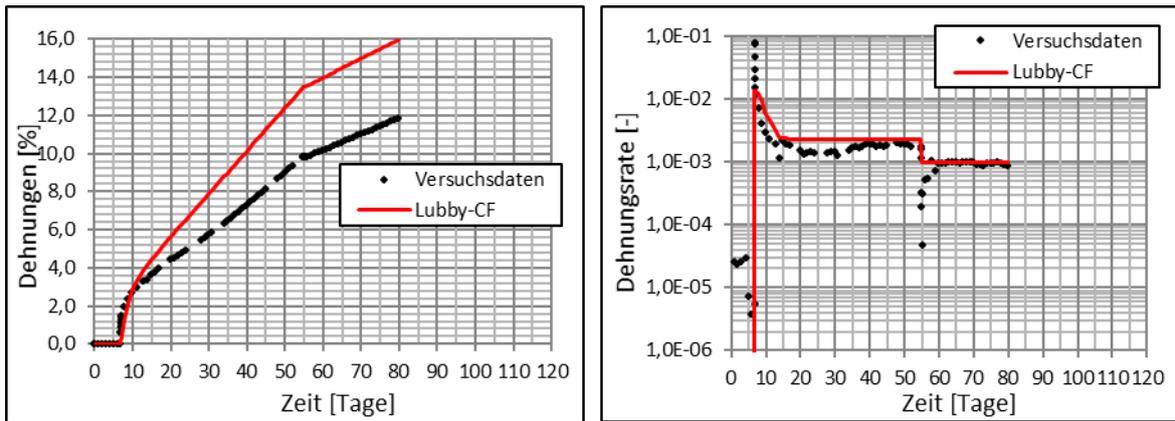


Bild 3.7: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K03, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

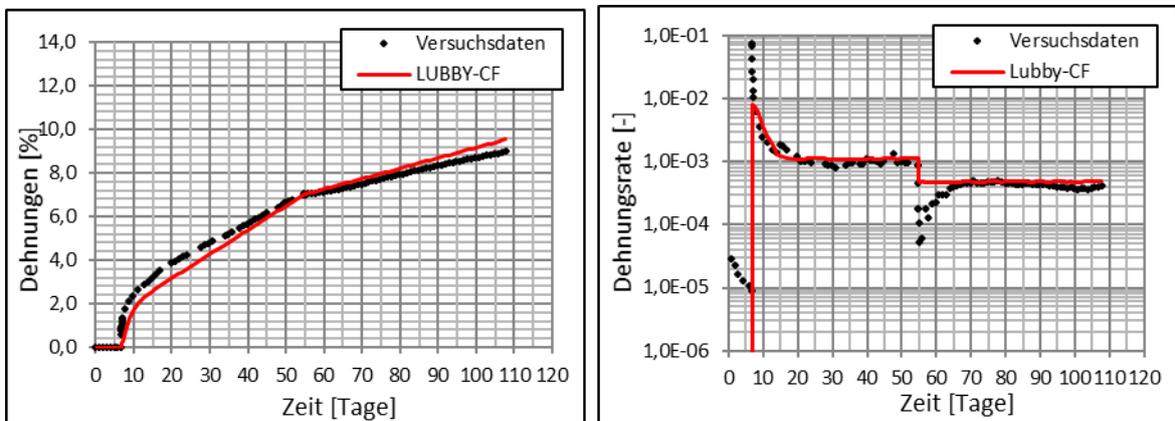


Bild 3.8: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K04, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

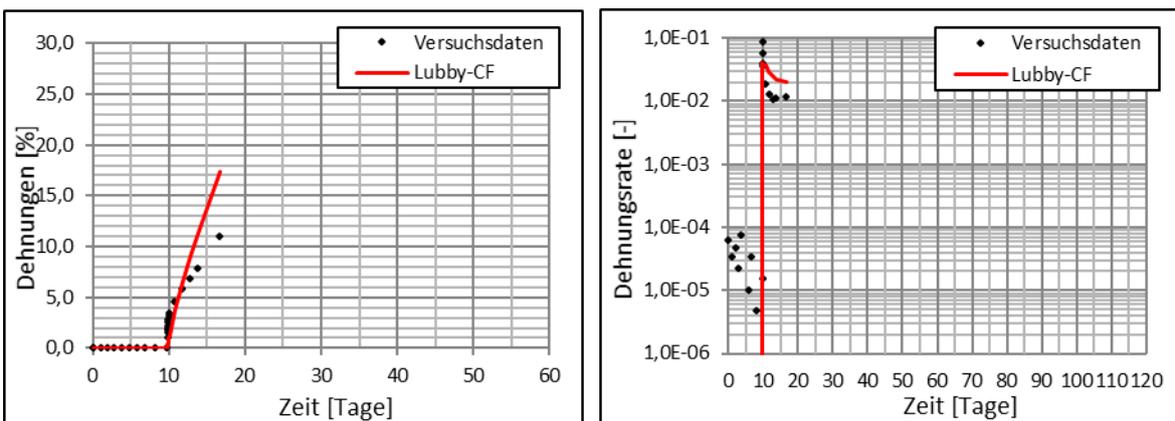


Bild 3.9: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K05, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

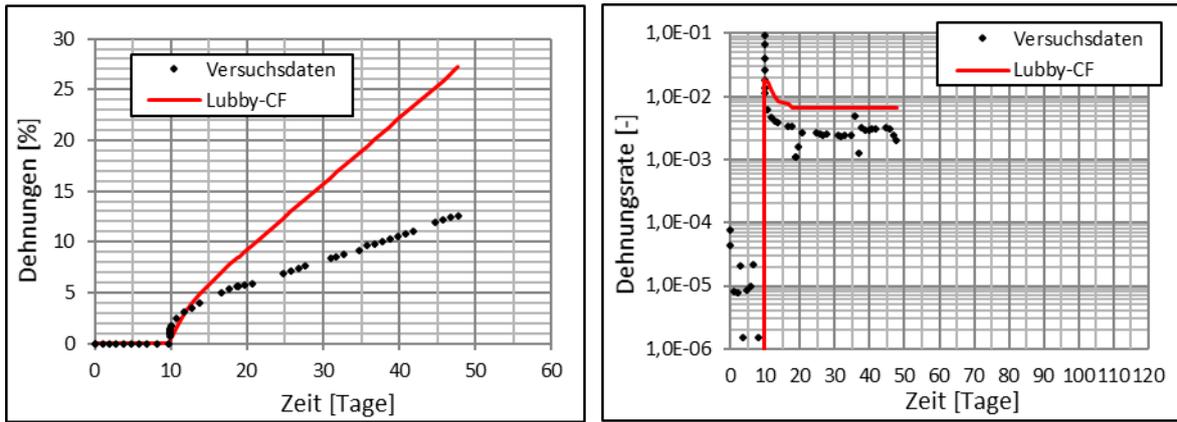


Bild 3.10: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K06, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

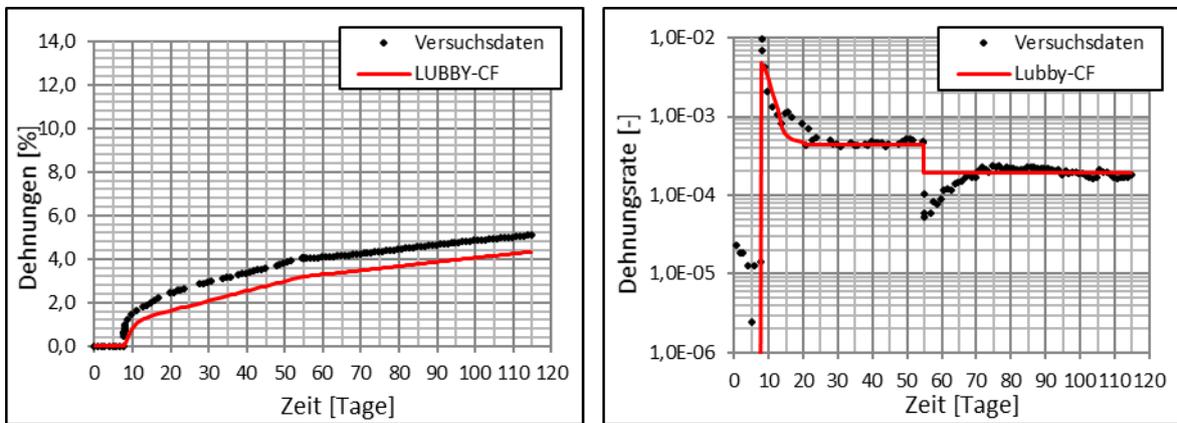


Bild 3.11: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K07, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

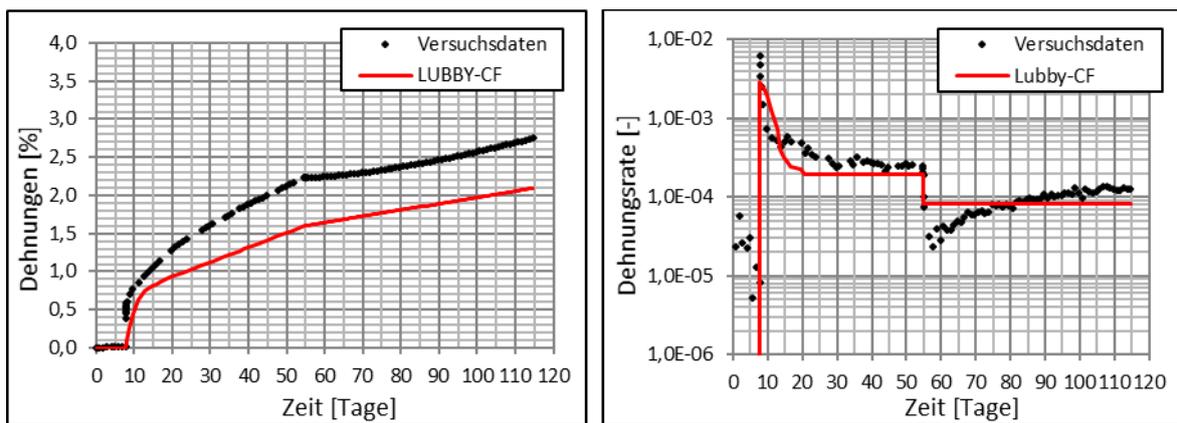


Bild 3.12: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K08, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

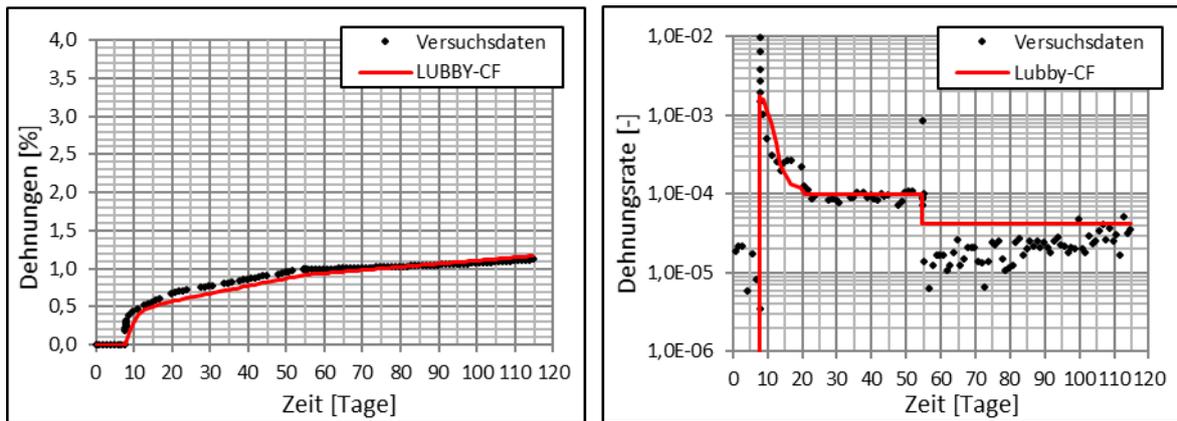


Bild 3.13: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K09, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

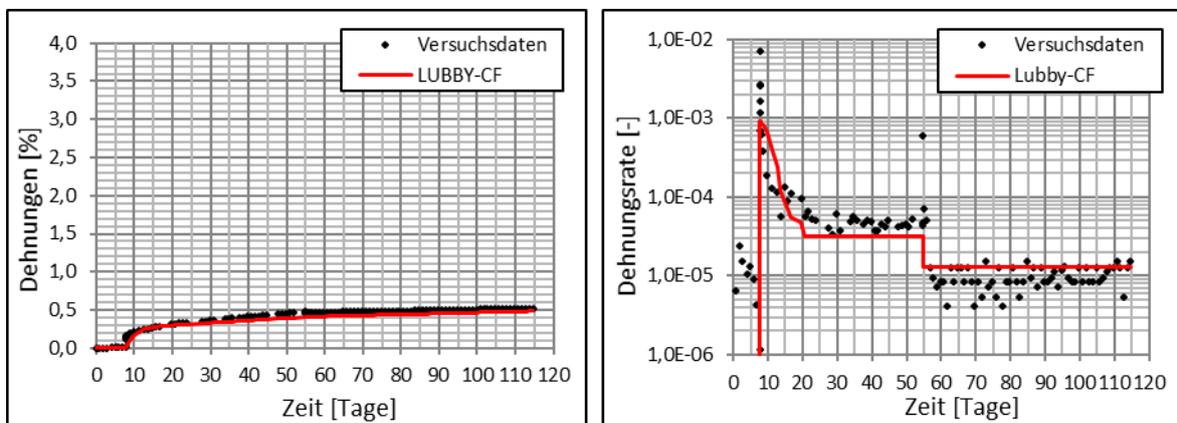


Bild 3.14: Nachberechnung Kriechversuch - Asse Speisesalz - K10, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

3.2.3 Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Kriechdehnungen

Im Stoffmodell Lubby-CF werden schubspannungsinduziertes und zugspannungsinduziertes Schädigungskriechen in separaten Termen behandelt. Folglich sind auch die Kennwerte zur Beschreibung des schub- bzw. zugschädigungsinduzierten Kriechverhalten gesondert voneinander zu ermitteln. Zudem sind mit der Bestimmung der Materialparameter der schädigungsinduzierten Kriechdehnungen die Parameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung (3.2.5) zu bestimmen, da diese die schädigungsinduzierte Dehnungsrate beeinflussen.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens lagen 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 zunächst auf Parameter aus der Literatur zurückgegriffen. Zusätzlich hierzu wurden zur Nachvalidierung der Parameter zum einen

Verheilungsversuche herangezogen, welche im Rahmen des aktuellen Vorhabens durchgeführt wurden (siehe Abschnitt 3.2.4). Da Verheilungsversuche eine vorhergehende Schädigungsphase beinhalten, eignen sich diese Versuche ebenfalls zur Bestimmung von Schubschädigungsparametern. Anhand der gemessenen Schädigungs- und Volumendehnungskurve kann der Einfluss aus Schädigung bewertet und Kennwerte validiert werden. Die Spannungshistorie, die gemessene Volumendehnung sowie die Nachberechnungen der Versuche mit dem Stoffmodell Lubby-CF sind in Bild 3.15 bis Bild 3.32 dargestellt. Es ist zu erwähnen, dass bei der Nachberechnung der Versuche ein einheitlicher Kennwertsatz verwendet wurde.

Die Parameter zur Beschreibung von Zugschädigung wurden Anhand von experimentellen Modellberechnungen abgeschätzt. Weitere Informationen zu diesen Simulationsberechnungen sind in Abschnitt 6 gegeben.

3.2.4 Bestimmung der Materialparameter der Verheilung

Für die Ermittlung der Kennwerte der schädigungsrückbildenden Dehnung (Verheilung) werden Volumendehnungsmesskurven herangezogen, welche in Verheilungsversuchen durch Ölverdrängung bestimmt werden. Die Messung von derartigen verheilungsrelevanten Daten erfordert spezielle Versuchsanlagen und ist mit besonderen labortechnischen Schwierigkeiten verbunden. Erst die Erfahrung der letzten Jahre und die Weiterentwicklung der technischen Ausrüstung führte dazu, dass verlässlichen Messdaten aus Verheilungsversuchen ermittelt und somit das Verheilungsverhalten von Steinsalz einer intensiven modellmechanischen Laboruntersuchung unterzogen werden konnte.

Für die wissenschaftliche Untersuchung des Verheilungsverhaltens von Steinsalz wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens in gemeinsamer Arbeit der Verbundpartner ein Versuchsprogramm erstellt, welches durch die Technische Universität Clausthal (TUC) durchgeführt, dokumentiert und den Verbundpartner zur Verfügung gestellt wurde. Weiterhin sind zwei weitere Verheilungsversuche mit plausiblen Versuchswerten aus dem Vorgängervorhaben (VP III, /17/) vorhanden, welche für eine Parametrisierung herangezogen werden können.

Für die Kennwertbestimmung von Asse Speisesalz konnte letztendlich auf eine Bandbreite von Messergebnissen zurückgegriffen werden. Tabelle 3.3 zeigt eine Zusammenfassung der durchgeführten und für die Kennwertbestimmung herangezogenen Verheilungsversuche an Asse Speisesalz. Angegeben wird in der Tabelle 3.3 die Nummerierung der Versuche, die Serienzugehörigkeit, die Versuchstemperatur und einige besondere Merkmale bzw. Kommentare zu den Hintergründen der Versuche.

Um Extensionsbeanspruchungen zu vermeiden, wird bei Verheilungsversuchen der Mantel-
druck während der gesamten Versuchsdauer unterhalb der axialen Druckbelastung gehalten.
Daher entspricht in den hier vorgestellten Verheilungsversuchen die Axiallast durchgehend der
minimalen Hauptspannung σ_1 (in den Diagrammen mit Sig_1 gekennzeichnet) und der Mantel-
druck der maximalen Hauptspannung σ_3 (in den Diagrammen mit Sig_3 gekennzeichnet).

Tabelle 3.3: Verheilungsversuche an Asse Speisesalz.

Versuchsreihe	Serie	Temperatur	Besondere Merkmale
Labor-Nr.		[K]	
Asse466	1	308	Versuchsreihe mit unterschiedlichen Versuchsdauern
Asse470	1	308	
Asse471	1	308	
Asse478	2	308	Versuchsreihe mit unterschiedlichen deviatorischen Beanspruchungen
Asse479	2	308	
Asse480	2	308	
Asse481	2	308	
Asse482	3	308	Versuchsreihe mit unterschiedlichen isotropen Spannungsniveaus bei gleichbleibender deviatorischer Beanspruchung
Asse483	3	308	
Asse485	3	308	
Asse486	3	308	
Asse487	4a	308	Versuchsreihe unter gleichbleibenden Randbedingungen
Asse488	4a	308	
Asse490	4a	308	
Asse491	4a	308	
Asse492	4b	308	Versuchsreihe unter gleichbleibenden Randbedingungen
Asse493	4b	308	
Asse494	4b	308	
Asse495	4b	308	
Asse765	Einzel	303	Konst. Deviator, wechselnde isotrop. Belastung
Asse769	Einzel	303	
Asse401	VP III	333	Erhöhte Versuchstemperatur
Asse432	VP III	323	

Die Verheilungsversuche haben alle einen mehr oder weniger ähnlichen charakteristischen Ver-
suchsablauf. Daher wird an dieser Stelle auf eine detaillierte Beschreibung aller hier
vorgestellten Verheilungsversuche verzichtet und exemplarisch die Serie 1 im Detail erläutert,
wobei auf die wesentlichen Merkmale der anderen Versuche ebenfalls eingegangen wird.

Eine detaillierte Beschreibung zu den Versuchsanlagen und eine umfangreiche Erläuterung zu
Aufbau und Durchführung der Versuche sind im Synthesebericht oder im Teilbericht E des Pro-
jektpartners TUC zu finden.

Die Serie 1 der Versuchsreihe zum Verheilungsverhalten von Steinsalz bzw. Asse Speisesalz besteht aus drei Versuchen (Asse466, -470 und -471) mit gleichen Randbedingungen, jedoch unterschiedlicher Versuchsdauer (Bild 3.15). Diese Versuche wurden mit einer konstanten Axiallast von 30 MPa gefahren. Der Manteldruck beträgt zu Versuchsbeginn 2 MPa und wird für etwa 10 Tage auf diesem Niveau gehalten. In dieser ersten und sogenannten Schädigungsphase wird unter einer deviatorischen Beanspruchung von 28 MPa zunächst gezielt eine Dilatanz in der Probe erzeugt, so dass sich eine gewisse Volumendehnung im Material einstellt ohne dass die Probe total versagt. Somit wird eine mögliche nachträgliche Verheilung der Probe gewährleistet. Der Versuch Asse471 endet bereits zu diesem Zeitpunkt. Anschließend wird in den anderen beiden Versuchen dieser Serie der Manteldruck mit 1 MPa/Tag auf 29 MPa erhöht und eine Dilatanzrückbildung im Material eingeleitet. Der Versuch Asse470 endet zu dem Zeitpunkt als der Manteldruck die 29 MPa erreicht. Der Versuch Asse466 wird noch etwa für weitere 70 Tage unter diesem Spannungszustand weitergeführt. Die Gesamtversuchsdauer der Serie 1 beträgt etwa 112 Tage. Die Versuchstemperatur liegt bei 35 °C bzw. 308 K.

In Bild 3.16 sind die gemessenen Volumendehnungen aus den Versuchen Asse466, -470 und -471 und die Nachberechnung mit Lubby-CF dargestellt. Der Vergleich der gemessenen Werte mit der nachberechneten Kurve zeigt, dass Lubby-CF die Volumendehnung in seiner Schädigungs- und Verheilungsphase mit dem ermittelten Kennwertsatz gut wiedergibt.

In der Versuchs-Serie 2 wurden vier parallele Versuche unter ähnlichen Randbedingungen durchgeführt wie in Serie 1, jedoch mit unterschiedlichen Spannungsniveaus der Manteldrücke in den Verheilungsphasen (Bild 3.17). Untersucht werden soll mit der Serie 2 der Einfluss der Differenzspannung in der Verheilungsphase auf die Dilatanzrückbildung. Berücksichtigt sind Differenzspannungen von 21 MPa (Asse478), 17,5 MPa (Asse479), 10 MPa (Asse480) und 5 MPa (Asse481). In Bild 3.18 sind die gemessenen und berechneten Volumendehnungen zu den Versuchen aus der Serie 2 dargestellt. Zu erwähnen ist, dass die Versuchsergebnisse zu Asse478 und Asse481 aufgrund einer Leckage an der Probenummantelung verfälscht und bei der Kennwertbestimmung nicht berücksichtigt sind.

In den vier Versuchen der Serie 3 werden zeitnah zu der Erhöhung der Manteldrücke die Axialbelastungen insoweit herabgesenkt, dass sich in der Verheilungsphase eine Differenzspannung von 1 MPa ergibt. Untersucht werden soll der Einfluss der unterschiedlichen isotropen Spannungsniveaus auf die Verheilung während in der Verheilungsphase die Differenzspannungen bei 1 MPa liegt. Anschließend wird in allen vier Versuchen die Axiallast wieder auf 30 MPa erhöht. In Bild 3.20 sind die dazugehörigen Volumendehnungskurven dargestellt. Die Ergebnisse zeigen eine deutliche Abhängigkeit der Dilatanzrückbildung von der isotropen

Beanspruchung. Diese Erkenntnis ist neu und wurde in der Vergangenheit im Stoffmodell Lubby-CF nicht in dieser Form berücksichtigt. Anhand der neu erlangten Erkenntnisse aus der Serie 3 konnte der Verheilungsansatz im Stoffmodell Lubby-CF weiterentwickelt und dem aktuellen Stand der Technik angepasst werden. Wie der Vergleich der nachberechneten Kurven mit den Messdaten zeigt, kann das Verheilungsverhalten von Steinsalz mit dem weiterentwickelten Verheilungsterm im Stoffmodell Lubby-CF (Gleichung 2.22) gut beschrieben werden.

In den folgenden Serien 4a und 4b wurden jeweils vier parallele Versuche unter gleichbleibenden Randbedingungen durchgeführt. Die Spannungshistorie und die Dilatanzenentwicklung sind für die Serie 4a in Bild 3.21 bzw. Bild 3.22 und für die Serie 4b in Bild 3.23 bzw. in Bild 3.24 dargestellt.

In den Versuchen Asse765 (Bild 3.25 und Bild 3.26) und Asse769 (Bild 3.27 und Bild 3.28) wurden die Differenzspannung über die gesamte Versuchsdauer konstant auf einem Niveau von 20 MPa (Asse765) bzw. 28 MPa (Asse769) gehalten und ausschließlich die isotrope Beanspruchung verändert.

Bild 3.29 bzw. Bild 3.30 zeigen den Spannungsverlauf bzw. die Volumendehnung für den Versuch Asse401. Dieser Versuch wurde mit einer Temperaturrandbedingung von 333 K und somit etwas erhöhten Temperaturen gefahren als in den vorherigen Verheilungsversuchen.

In Versuch Asse432 (Bild 3.31 und Bild 3.32) ist die Temperaturrandbedingung mit 323 K ebenfalls höher als Raumtemperatur. In diesem Versuch erfolgte zudem eine stufenweise Erhöhung der deviatorischen Beanspruchung bis eine Schädigung eintrat. Nachdem die Volumendehnung einen Wert von ca. 1,1 % erreichte, wurde mit Erhöhung der Mantelspannung um 1 MPa/d die Verheilungsphase eingeleitet, welche schließlich über einen Zeitraum von etwa 210 Tagen lief. Die Gesamtdauer des Versuchs Asse432 liegt bei ca. 280 Tagen.

Die Nachberechnungen der Versuche zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF das Verheilungsverhalten von Steinsalz sehr gut abgebildet und die einzelnen Versuchsergebnisse auch unter Verwendung eines einheitlichen Parametersatzes gut wiedergegeben werden können.

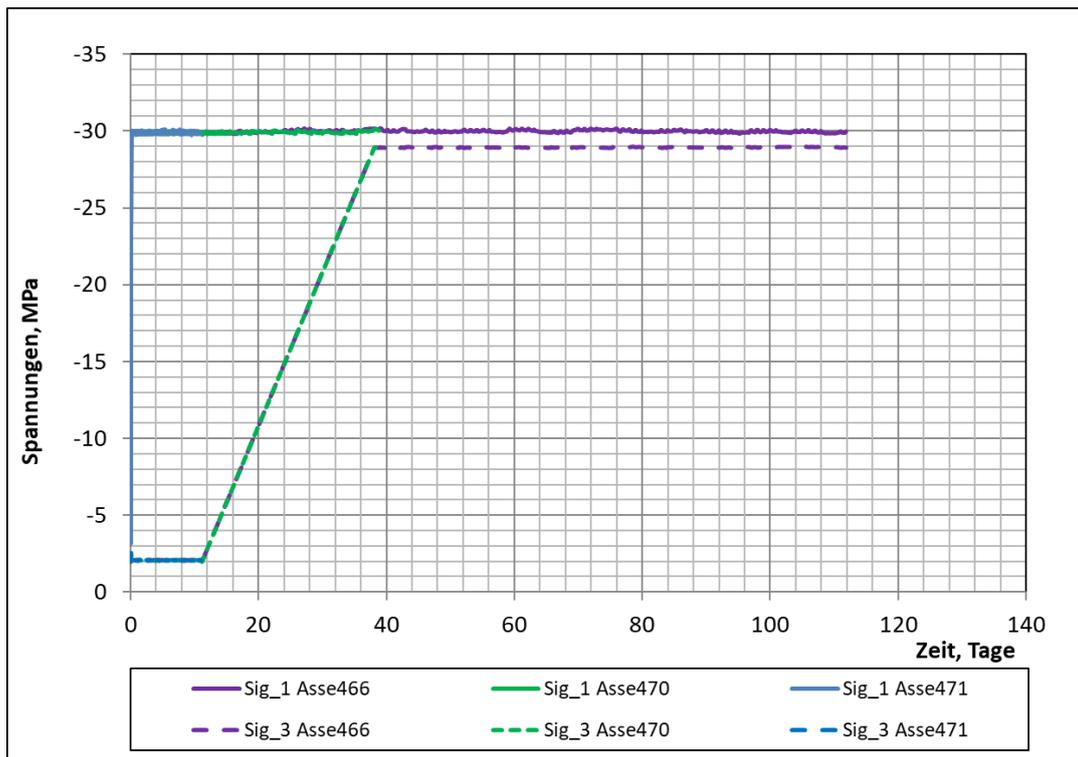


Bild 3.15: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie1: Asse466, -470 und -471, Spannungen über Zeit.

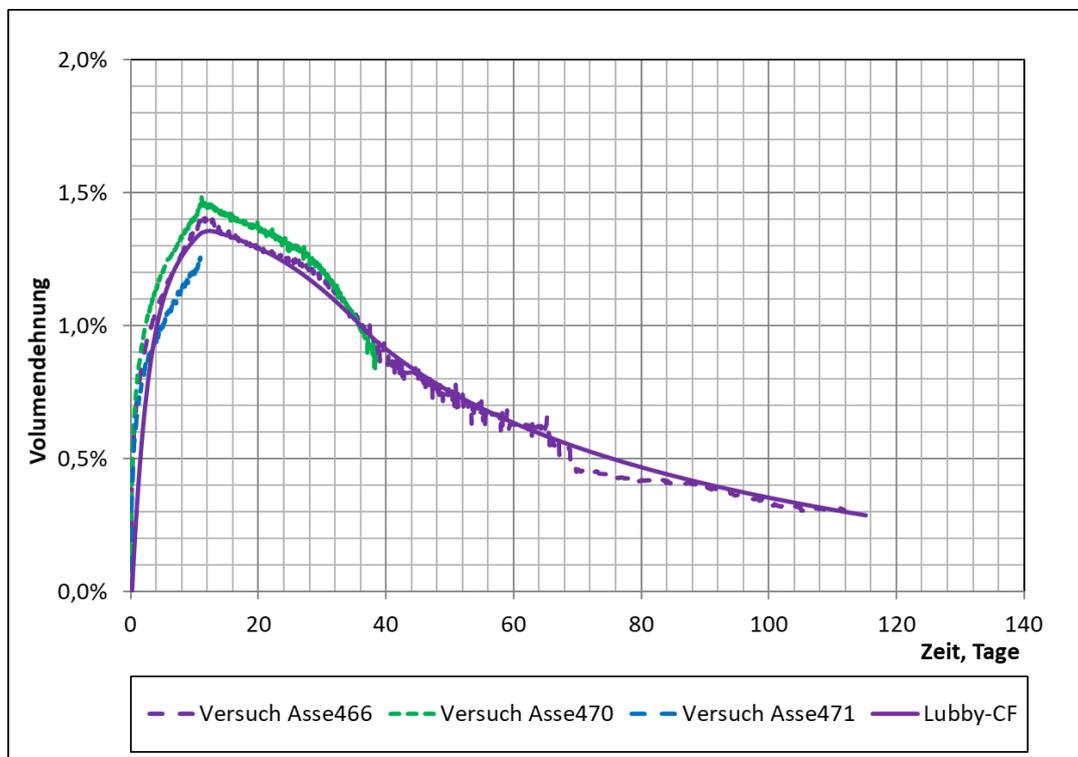


Bild 3.16: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie1: Asse466, -470 und -471, Volumendehnung über Zeit.

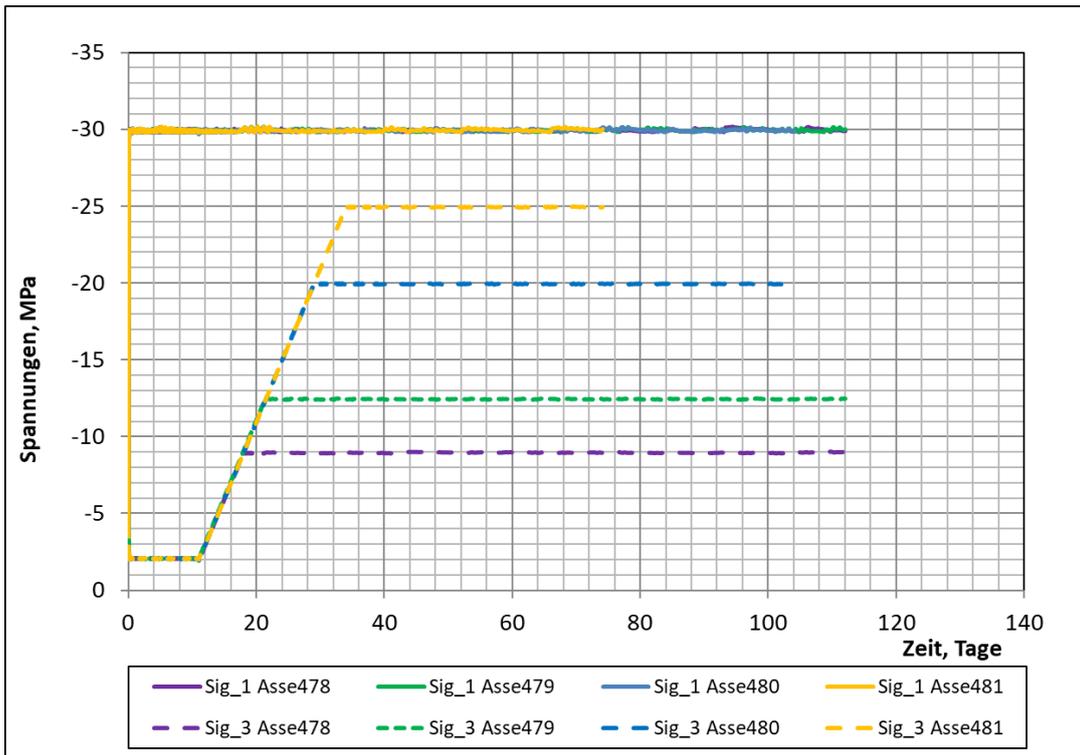


Bild 3.17: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie2: Asse478, -479, -480 und -481, Spannungen über Zeit.

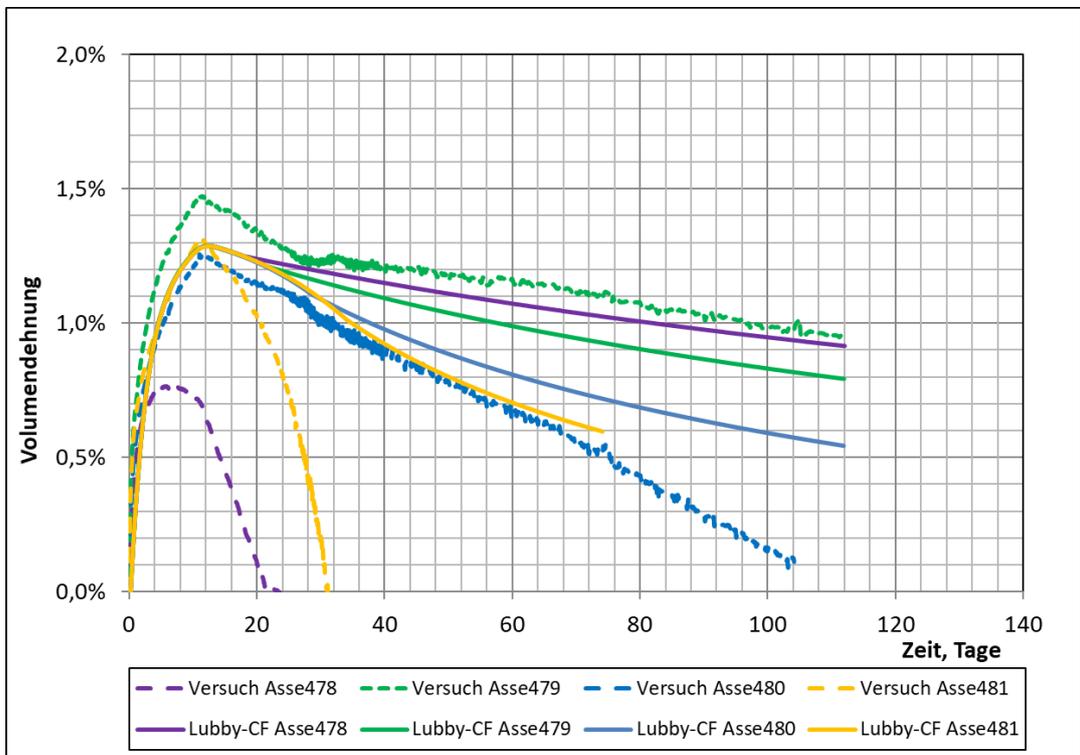


Bild 3.18: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie2: Asse478, -479, -480 und -481, Volumendehnung über Zeit.

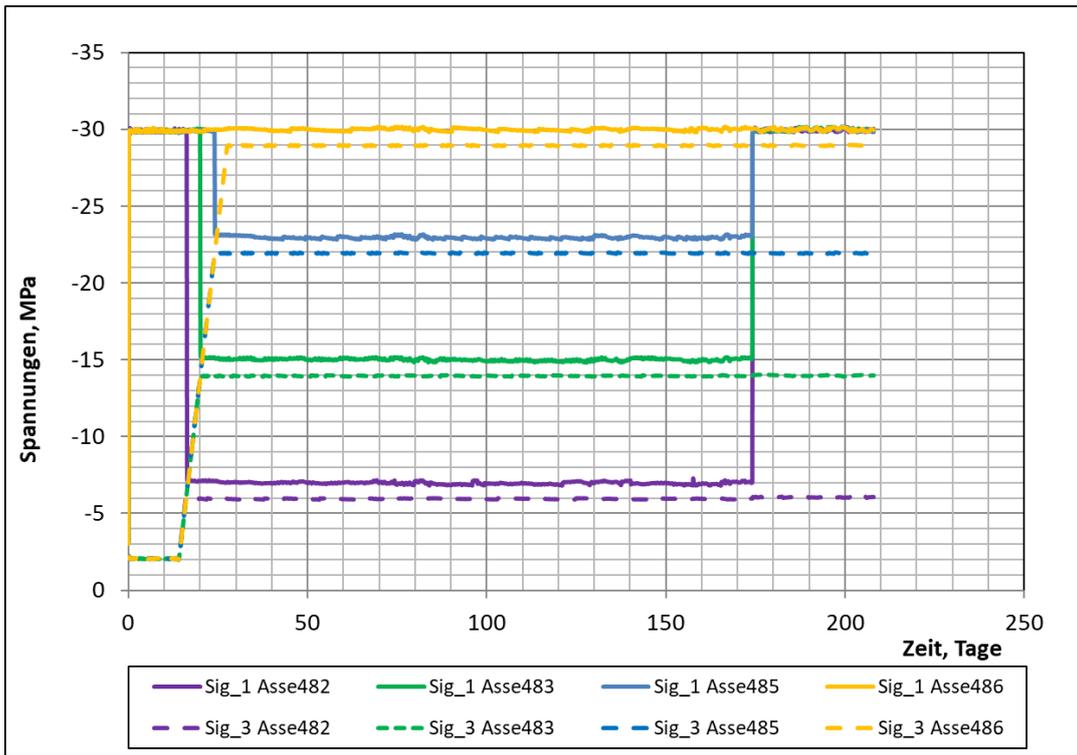


Bild 3.19: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie3: Asse482, -483, -485 und -486, Spannungen über Zeit.

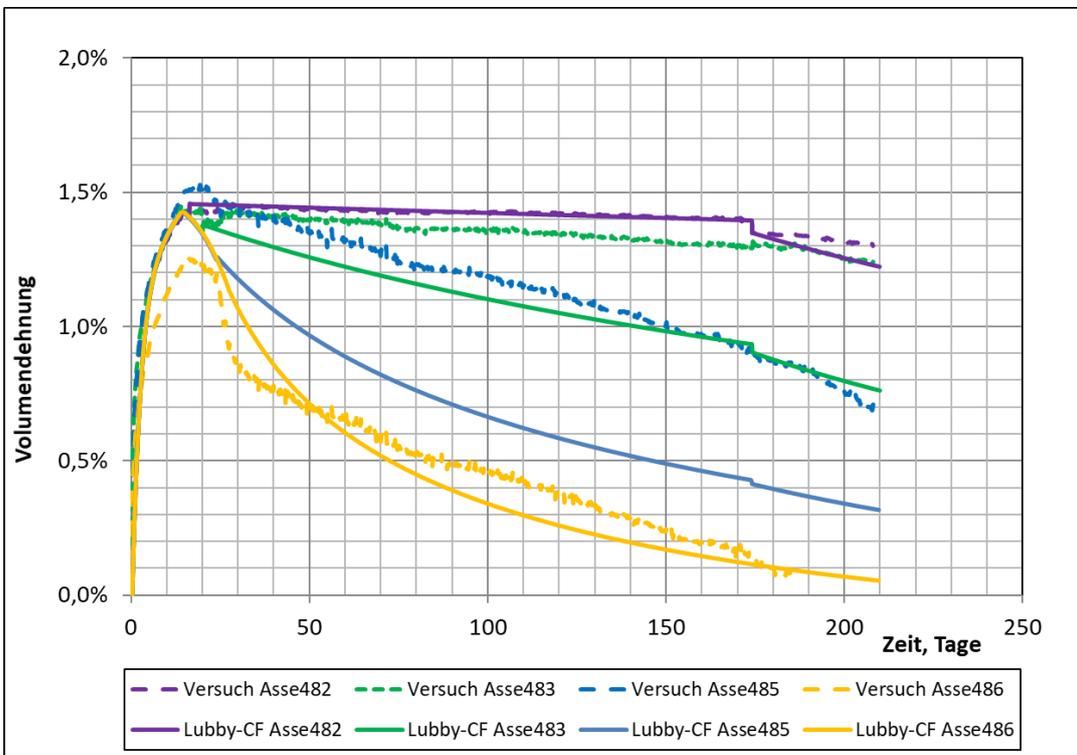


Bild 3.20: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie3: Asse482, -483, -485 und -486, Volumendehnung über Zeit.

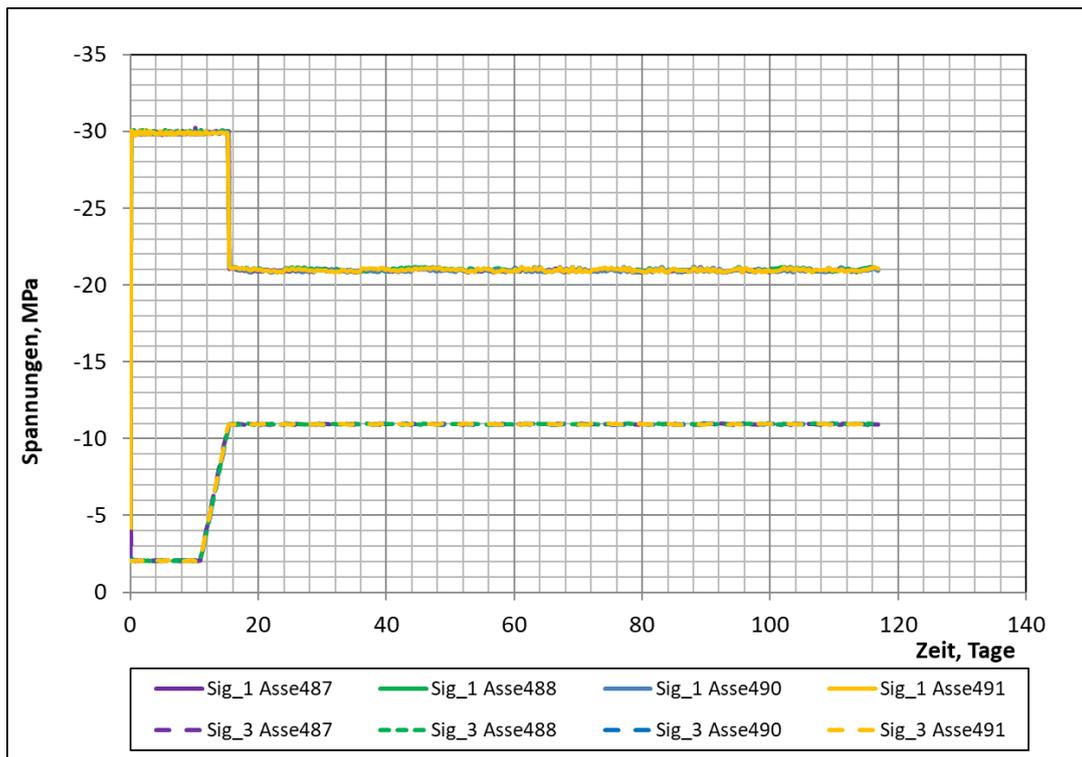


Bild 3.21: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie4a: Asse487, -488, -490 und -491, Spannungen über Zeit.

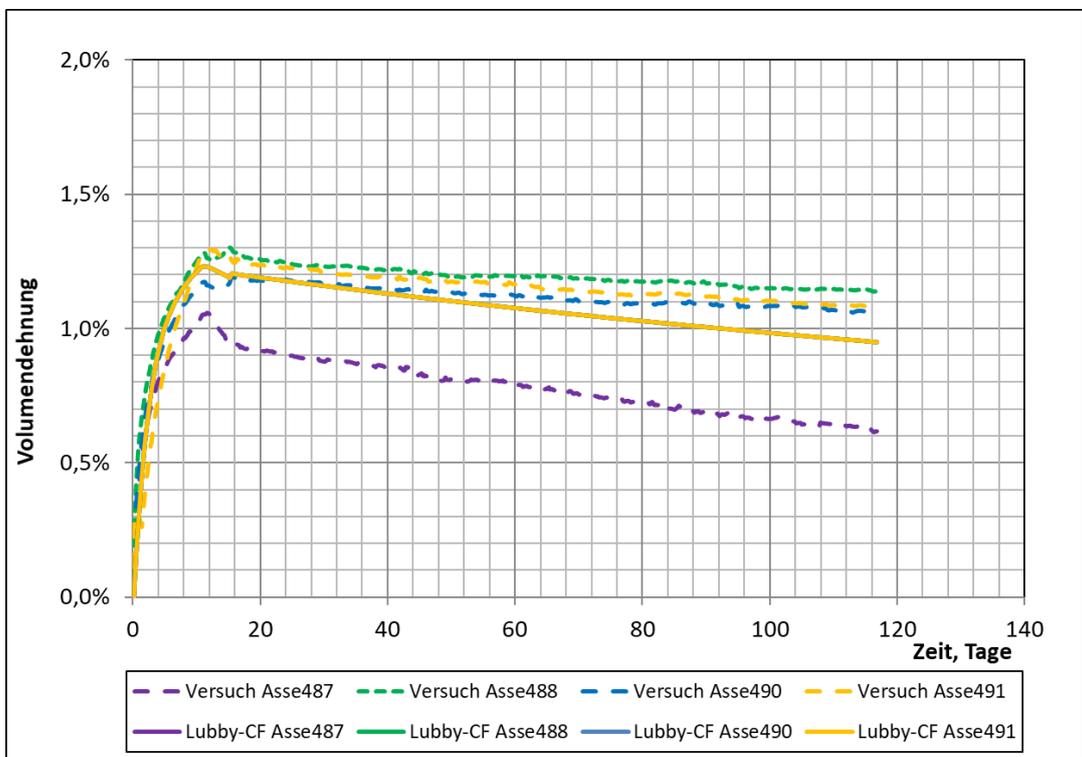


Bild 3.22: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie4a: Asse487, -488, -490 und -491, Volumendehnung über Zeit.

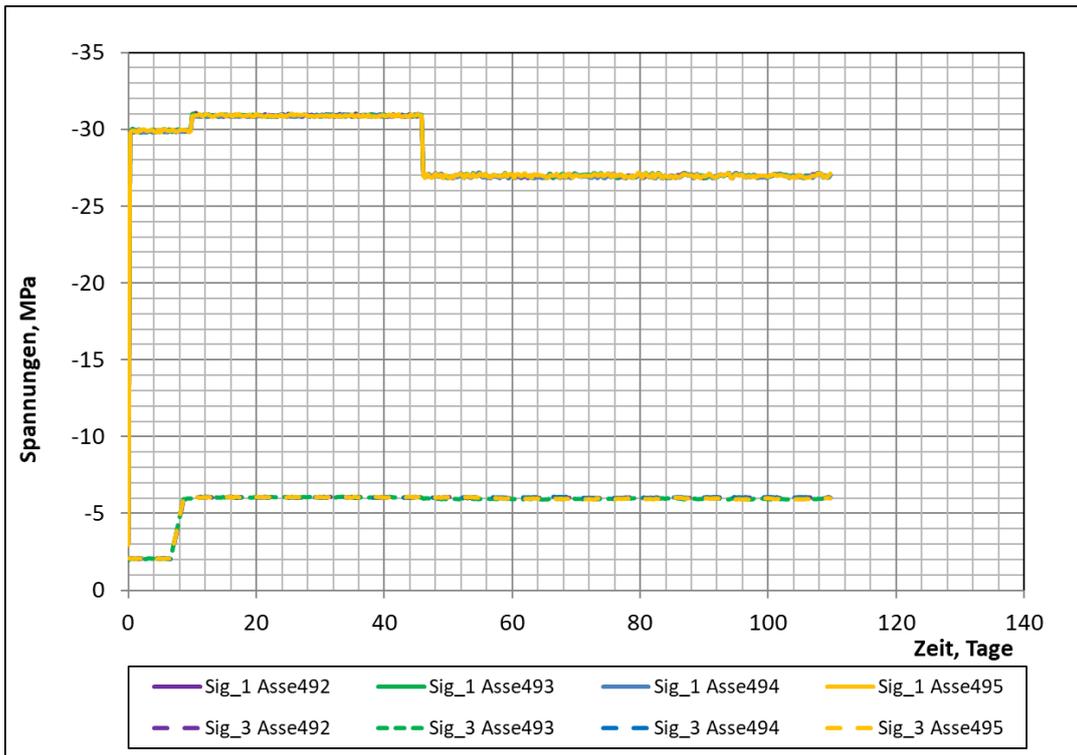


Bild 3.23: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie4b: Asse492, -493, -494 und -495, Spannungen über Zeit.

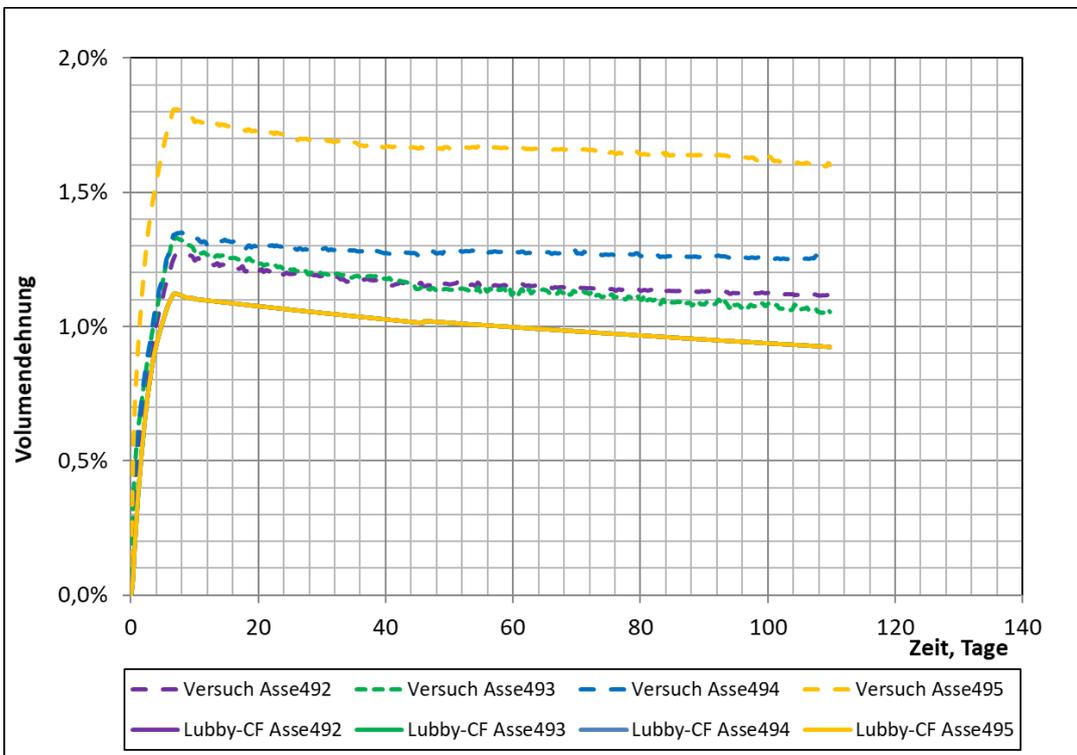


Bild 3.24: Nachberechnung Verteilungsversuche – Asse Speisesalz – Serie4b: Asse492, -493, -494 und -495, Volumendehnung über Zeit.

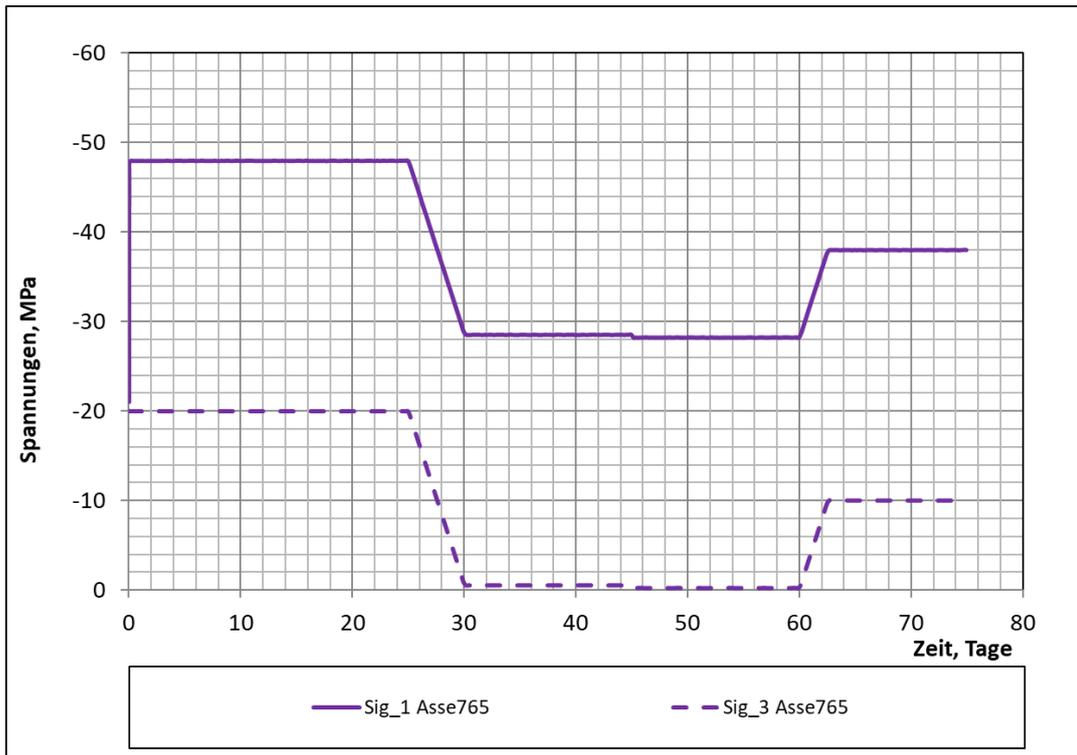


Bild 3.25: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse765, Spannung über Zeit.

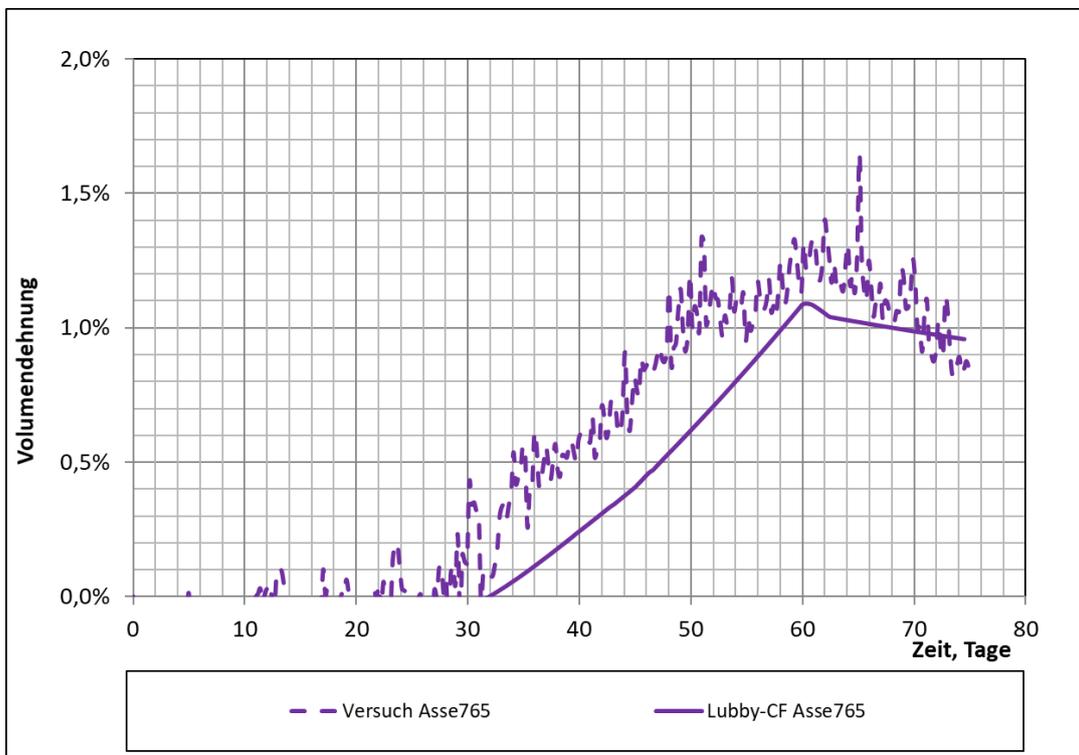


Bild 3.26: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse765, Volumendehnung über Zeit.

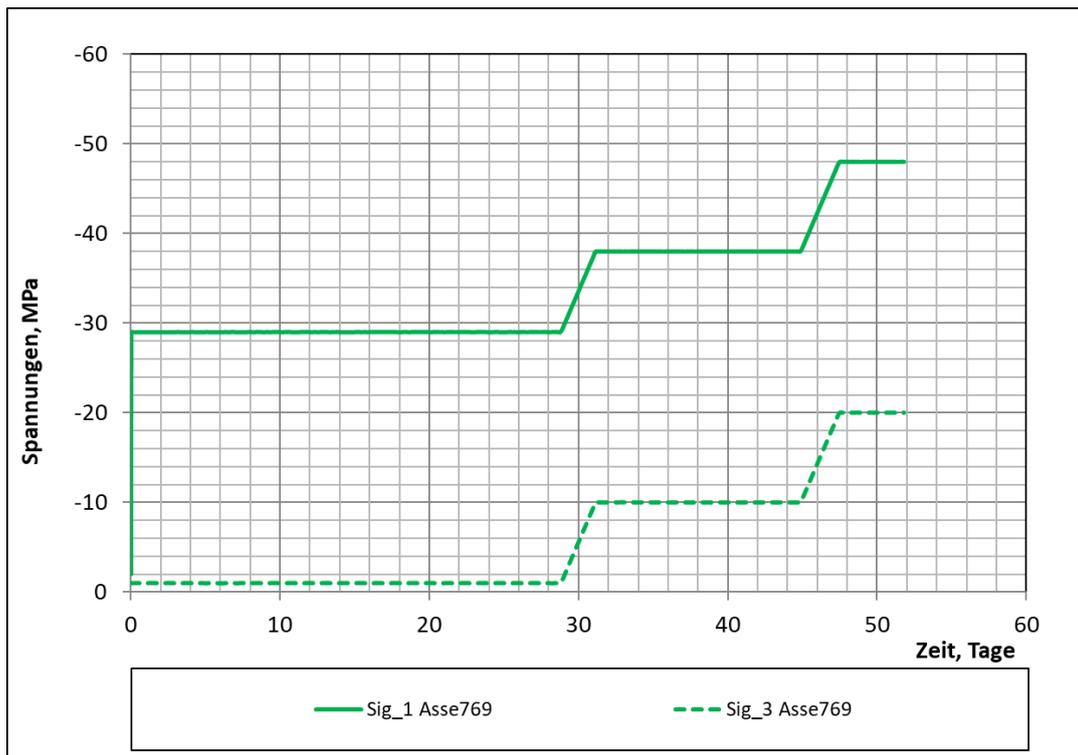


Bild 3.27: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse769, Spannung über Zeit.

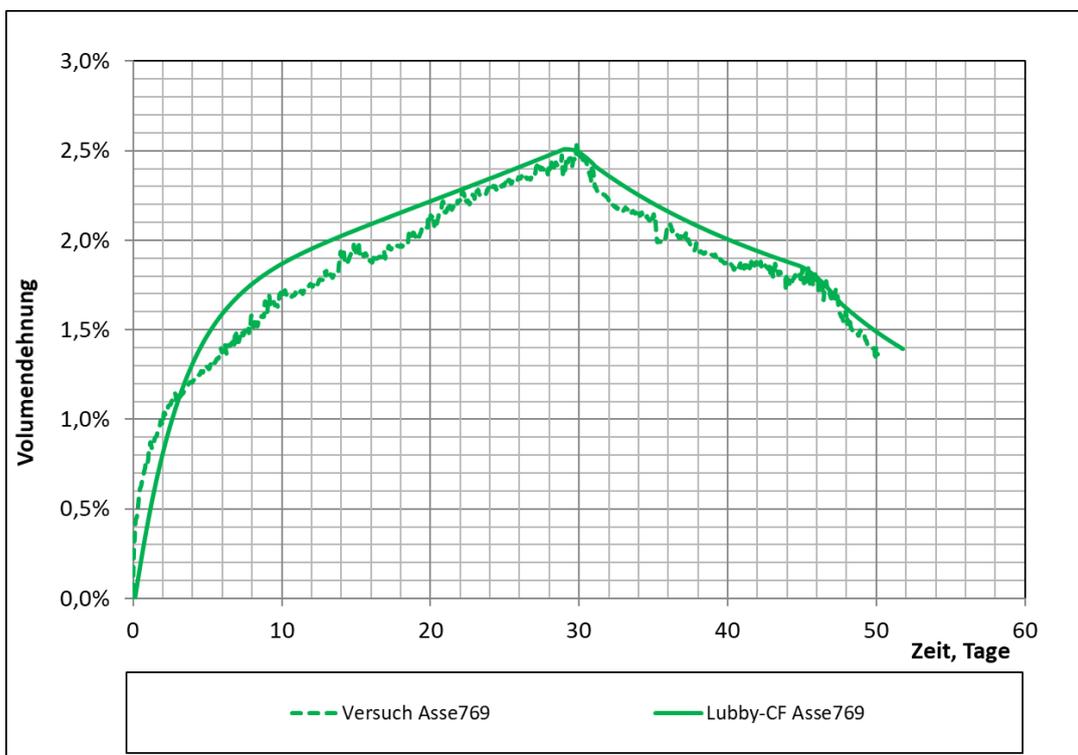


Bild 3.28: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse769, Volumendehnung über Zeit.

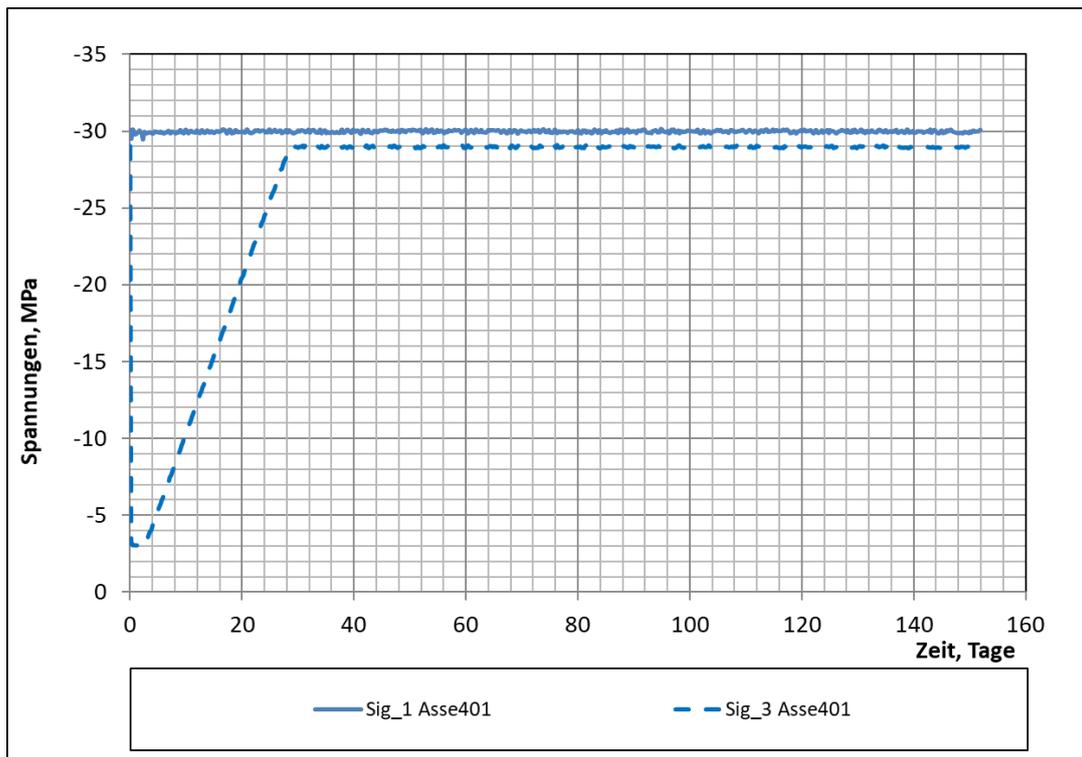


Bild 3.29: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse401, Spannung über Zeit.

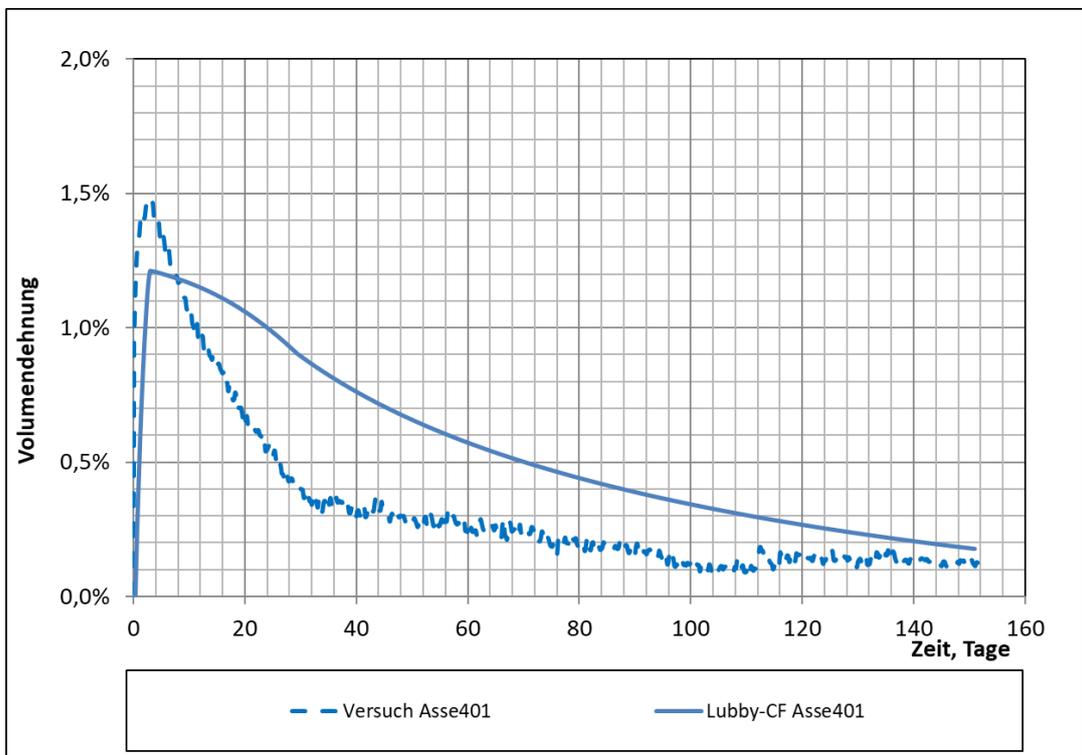


Bild 3.30: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse401, Volumendehnung über Zeit.

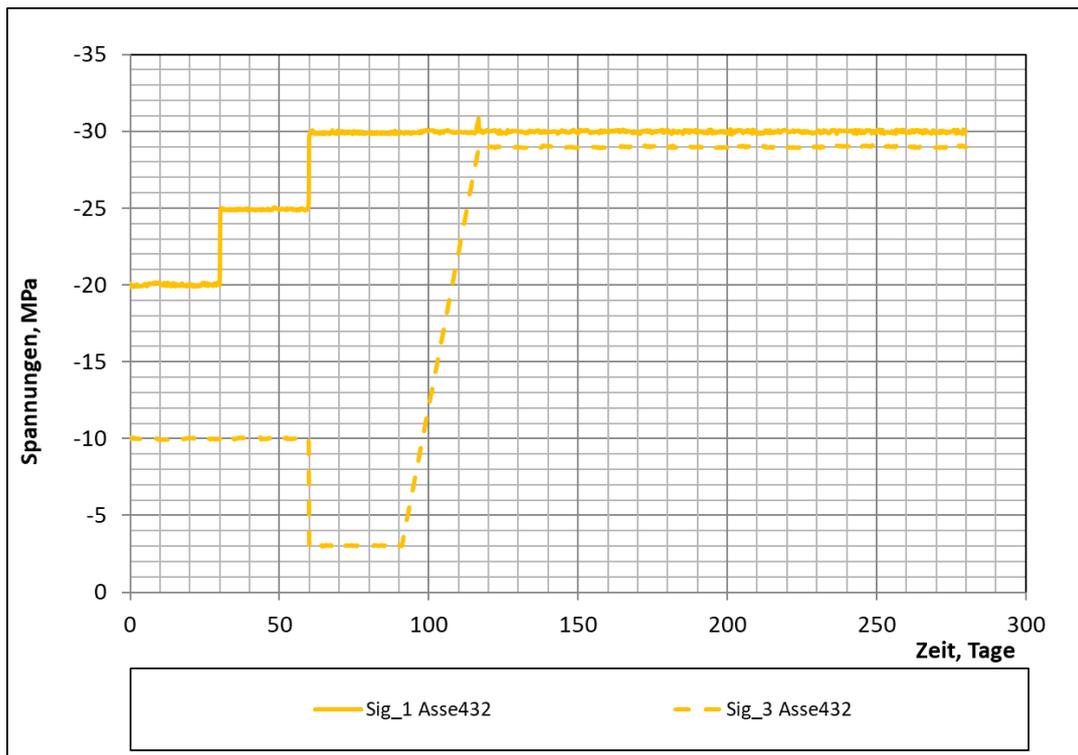


Bild 3.31: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse432, Spannung über Zeit.

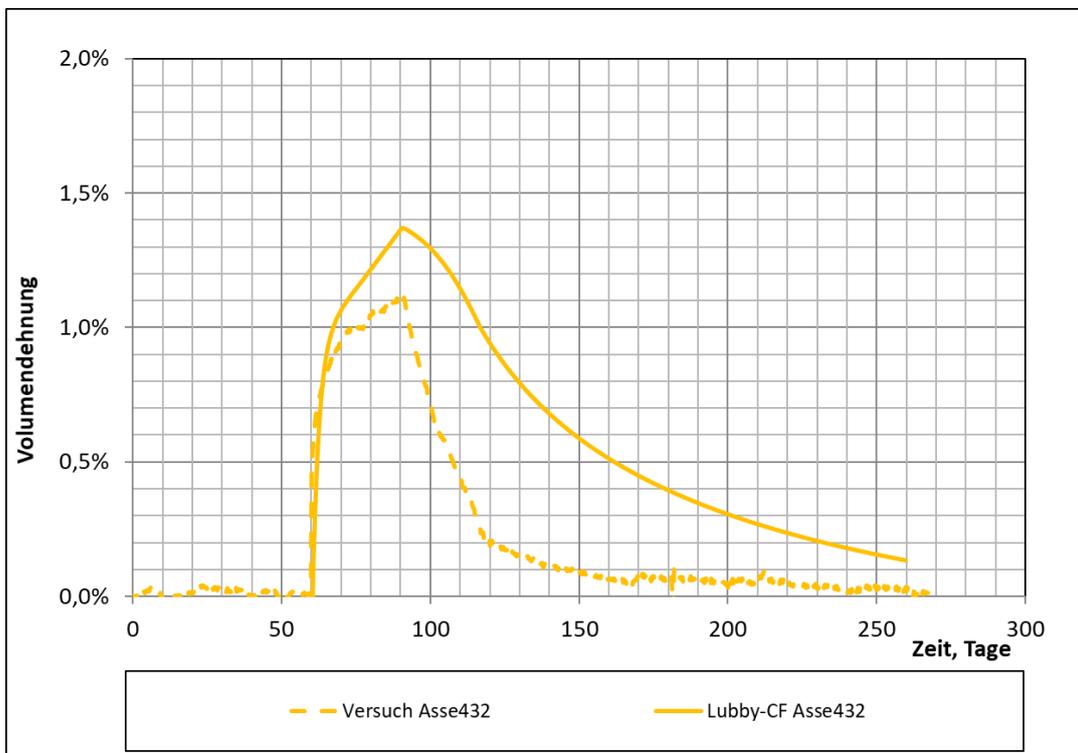


Bild 3.32: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse432, Volumendehnung über Zeit.

3.2.5 Bestimmung der Materialparameter der Entwicklungsfunktion der Schädigung

Die Schädigung im Material wird durch eine Anfangsschädigung ω_0 und eine maximale Schädigung ω_{\max} begrenzt. Diese Grenzwerte werden aus der Literatur übernommen.

Die Entwicklungsfunktion der Schädigung ω besteht aus drei separaten Anteilen. Die Bestimmung der Materialparameter im schubspannungsinduzierten Anteil erfolgt üblicherweise anhand von in Kriechbruchversuchen an Hohlprüfkörpern ermittelten Standzeiten bis zum Bruch (Siehe auch Bild 2.7). Da keine Kriechbruchversuche im Vorhaben vorlagen, erfolgt die Bestimmung der Materialparameter zur Beschreibung der Schädigung infolge von Schubbeanspruchung auf Grundlage von Verheilungsversuchen, welche ebenfalls für die Bestimmung der Materialparameter der Schädigungsrückbildung herangezogen werden. Verheilungsversuche eignen sich für die Bestimmung der Schädigungsentwicklung insoweit, da diese eine Schädigungsphase beinhalten, in welcher eine Dilatanz in der Probe erzeugt und gemessen wird. Die Parameter zur Beschreibung des Zugschädigungsanteils werden anhand von experimentellen Modellberechnungen abgeschätzt.

Die Materialparameter n_h, c_h und die Konstante τ aus dem Verheilungsterm wurden bereits im Abschnitt 3.2.4 ermittelt und werden übernommen.

Für die Bestimmung der Materialparameter n_f, χ_4 und χ_{sh} werden die in Tabelle 3.3 angegebenen Verheilungsversuche herangezogen. Durch die Volumenzunahme infolge Schädigung reduzieren sich die Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p (p-Wellen) und v_s (s-Wellen), welche während eines Verheilungsversuchs kontinuierlich gemessen werden. Der Grad der Schädigung im Material kann durch den zwischen diesen Größen bestehende Zusammenhang ermittelt werden. Die gemessene Schädigung wird aus der Beziehung zwischen der gemessenen Volumendehnung (Dilatanz) und der Schallwellengeschwindigkeit wie folgt bestimmt [20]:

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad \text{Gleichung 3.1}$$

Mit:

D: Schädigungsentwicklung

ε_{vol} : Dilatanz

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

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

Solange im Vorbruchbereich die Gefügeschädigung gering ist, ändern sich die Ultraschallwellengeschwindigkeiten kaum und die Dilatanz ist klein. Aus Gleichung 3.1 folgt dann, dass die Dilatanz ε_{Vol} und die Schädigung ω näherungsweise gleich sind:

$$\omega = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{Vol}} = \varepsilon_{Vol} \quad \text{mit: } \frac{v_s}{v_{s0}} = \frac{v_p}{v_{p0}} = 1 \text{ und } \varepsilon_{Vol} \ll 1 \quad \text{Gleichung 3.2}$$

Die Bestimmung der Materialparameter erfolgt über eine Kurvenanpassung. Die berechnete Schädigungsentwicklung ω wird der aus Messdaten ermittelten Schädigungsentwicklung D nach Gleichung 3.1 angenähert. In Bild 3.33 bis Bild 3.41 sind die jeweiligen gemessenen und berechneten Schädigungsentwicklungskurven gegenübergestellt. Aus den Versuchsserien 1, 2, 3, 4a und 4b wird hierbei repräsentativ nur ein Versuchsergebnis dargestellt.

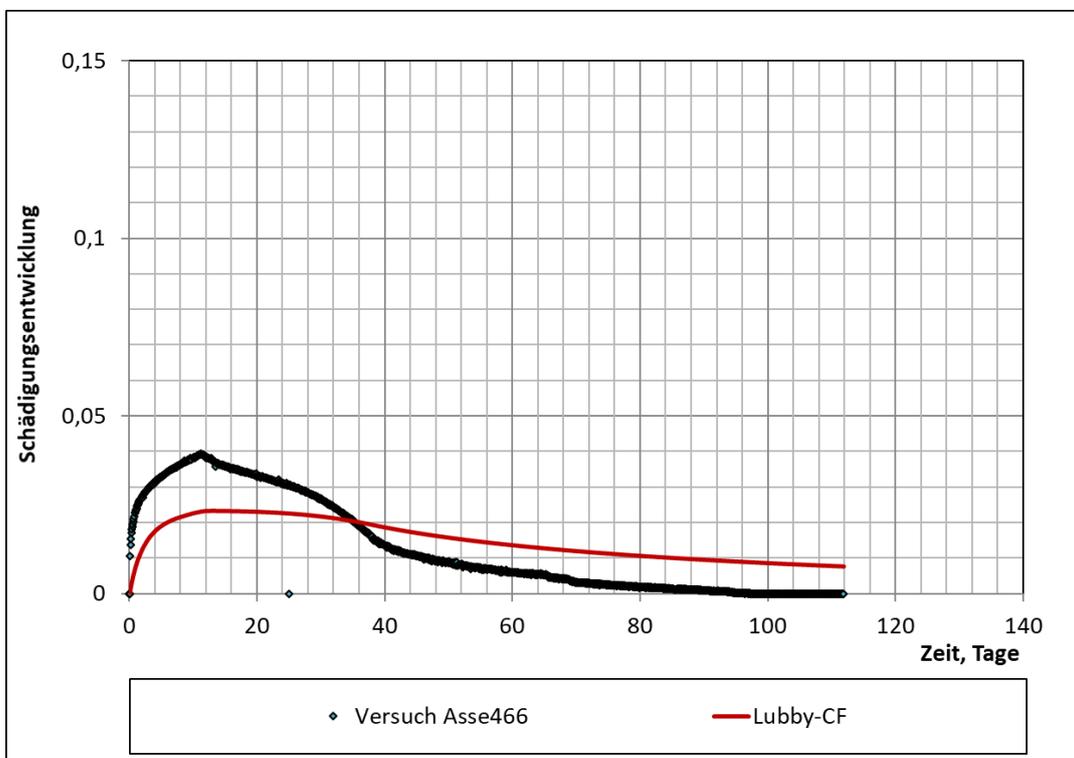


Bild 3.33: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse466, Schädigungsentwicklung über Zeit.

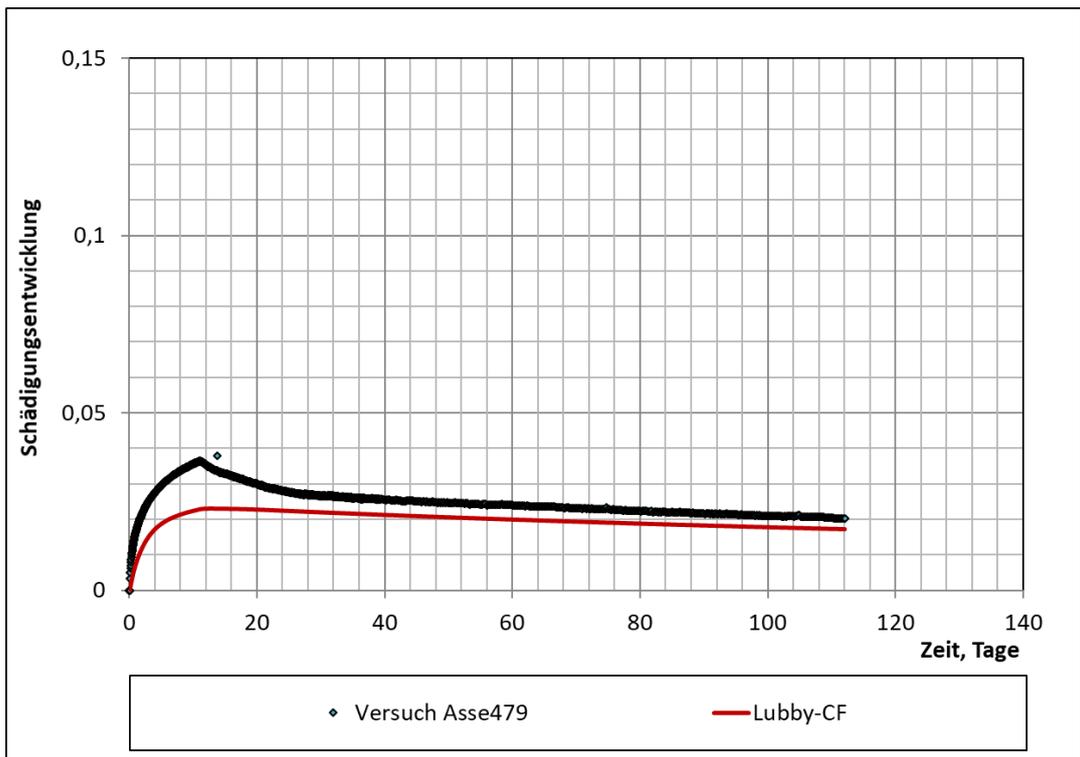


Bild 3.34: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse479, Schädigungsentwicklung über Zeit.

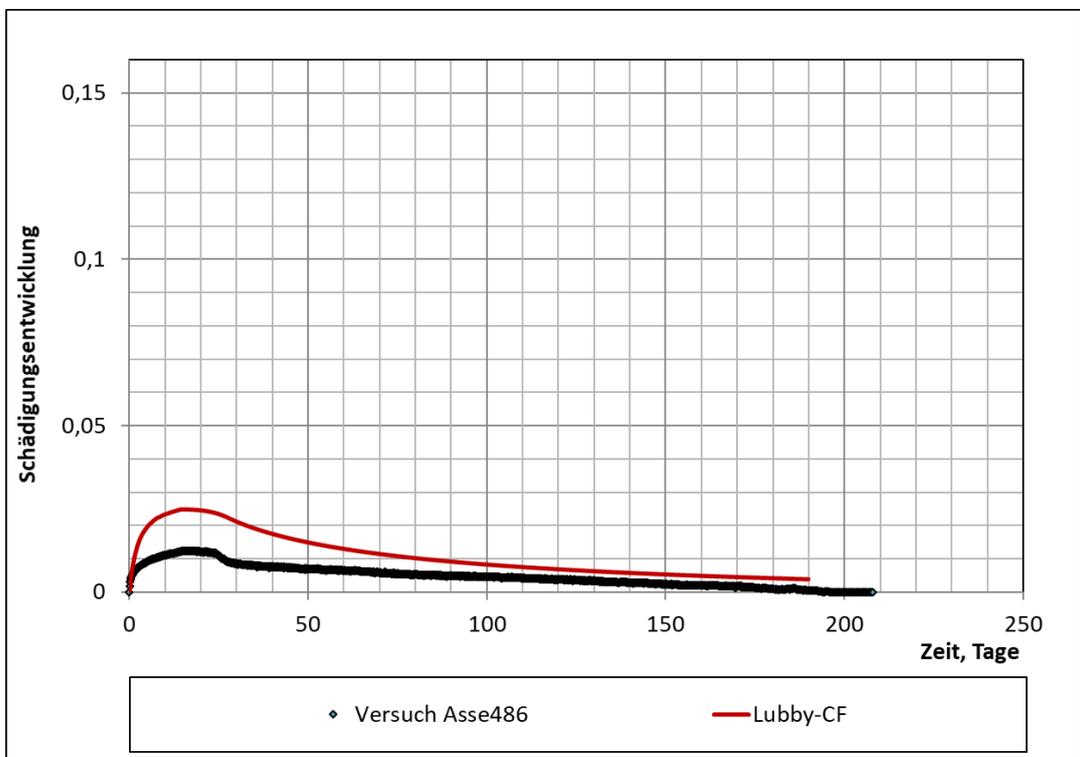


Bild 3.35: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse486, Schädigungsentwicklung über Zeit.

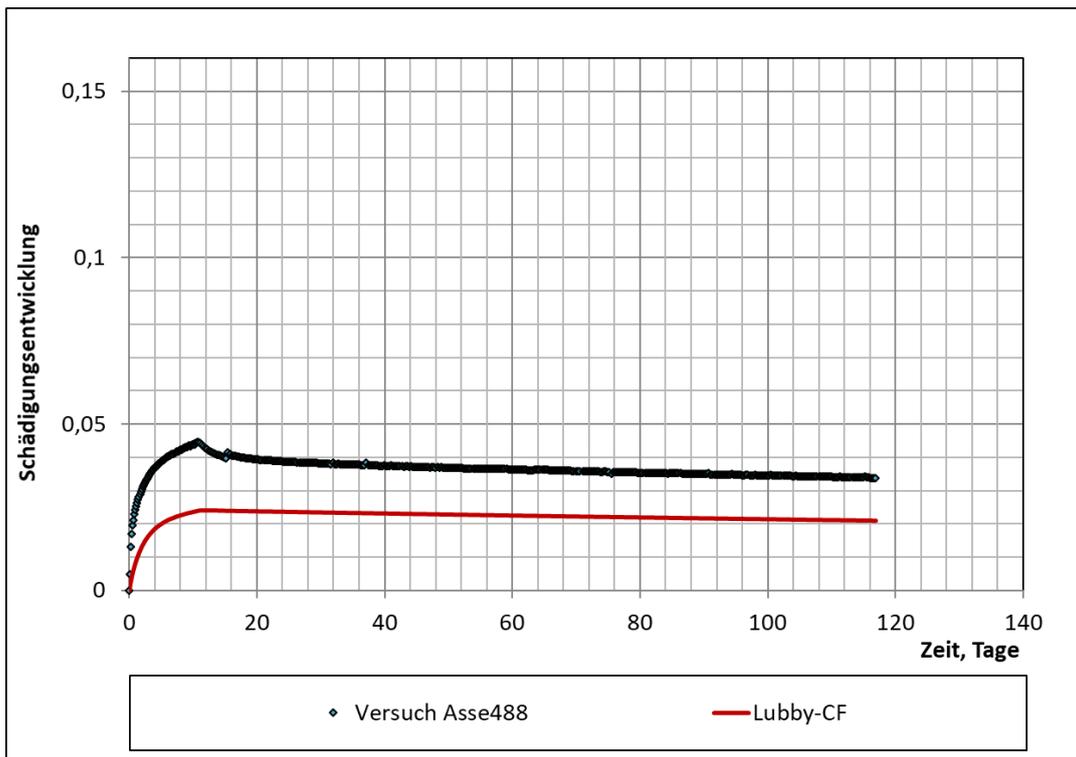


Bild 3.36: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse488, Schädigungsentwicklung über Zeit.

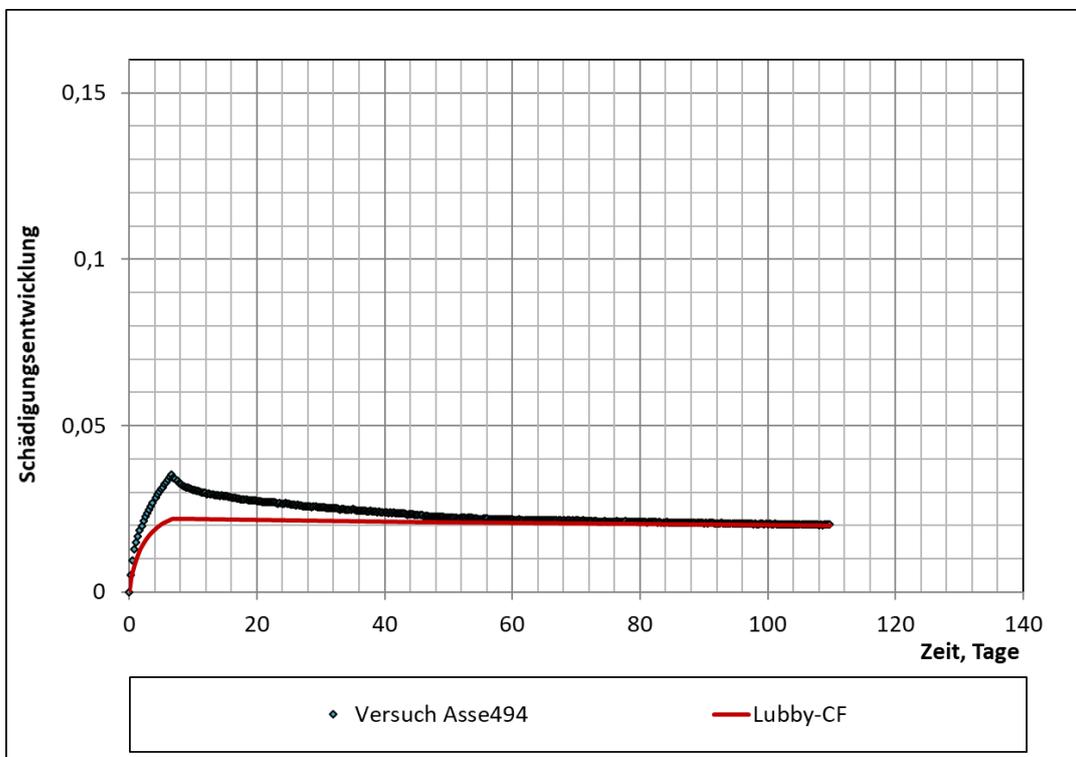


Bild 3.37: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse494, Schädigungsentwicklung über Zeit.

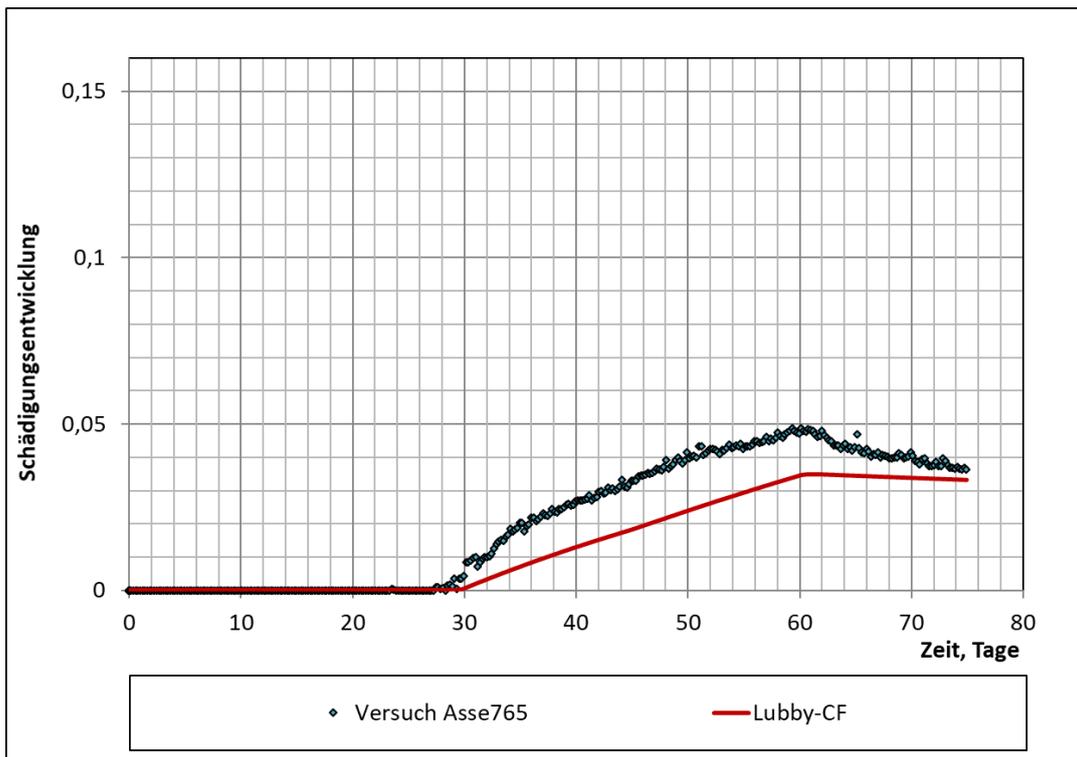


Bild 3.38: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse765, Schädigungsentwicklung über Zeit.

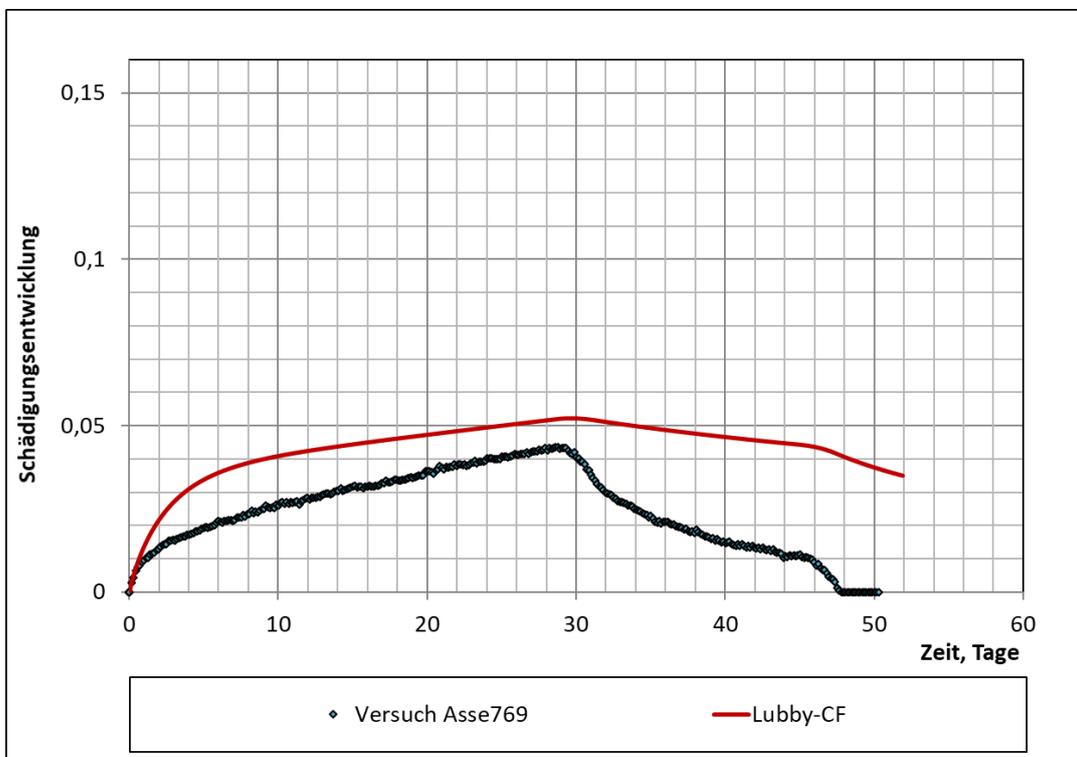


Bild 3.39: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse769, Schädigungsentwicklung über Zeit.

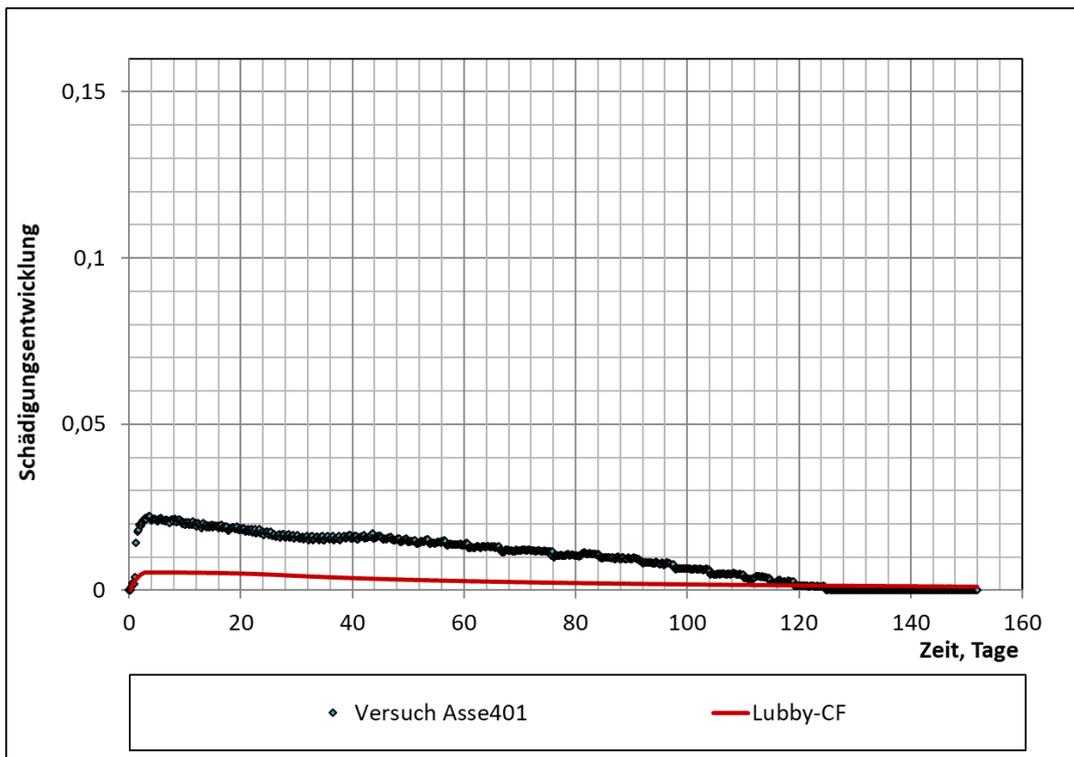


Bild 3.40: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse432, Schädigungsentwicklung über Zeit.

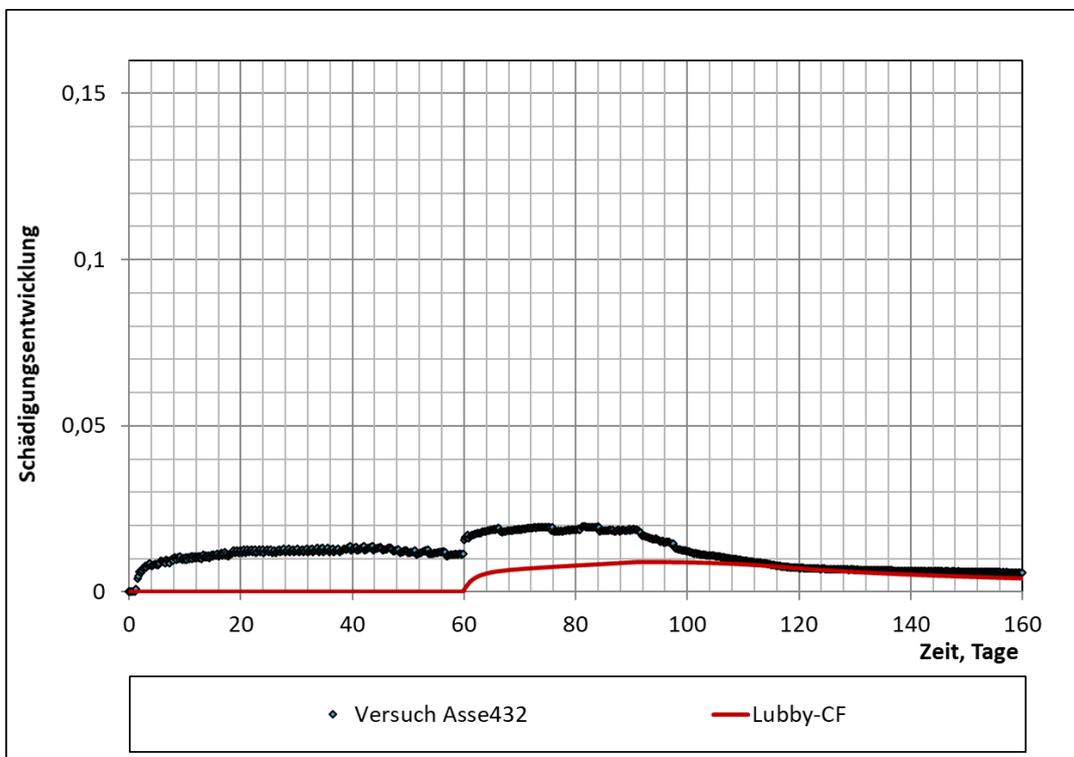


Bild 3.41: Nachberechnung Verheilungsversuche – Asse Speisesalz – Asse432, Schädigungsentwicklung über Zeit.

3.2.6 Bestimmung der Materialparameter des elastischen Verhaltens geschädigten Materials

Eine spezielle Untersuchung zum schädigungsabhängigen elastischen Verhalten gibt es im Rahmen des Vorhabens nicht. Für die Bestimmung der Stoffmodellparameter des elastischen Verhaltens geschädigten Materials werden in der Literatur veröffentlichte empirische Beziehungen zwischen der Dilatanz und der Kompressibilität von Steinsalz herangezogen.

Im Stoffmodell Lubby-CF ergibt sich der schädigungsabhängige Kompressionsmodul $K(\omega)$ aus dem schädigungsabhängigen Elastizitätsmodul $E(\omega)$, dessen Verhalten im geschädigten Zustand über die Schädigungsvariable ω beschrieben wird. In der Literatur wird das elastische Verhalten geschädigten Materials in der Regel über die Volumendehnung ε_{vol} beschrieben. Für den Vergleich des schädigungsabhängigen elastischen Verhaltens im Stoffmodell Lubby-CF mit Werten und Ansätzen aus der Literatur wird aus diesem Grund der Zusammenhang zwischen der Dilatanz ε_{vol} und der Schädigungsvariable ω nach Gleichung 3.2 herangezogen und bei der Bestimmung der elastischen Parameter des geschädigten Materials berücksichtigt. Gibt es ein Synonym? In diesem Absatz 8x das Wort „Schädig...“

Bild 3.42 zeigt, dass der aus dem schädigungsabhängigen Elastizitätsmodul $E(\omega)$ entstehende Kompressionsmodul $K(\omega)$ nach Gleichung 2.53 ein ähnliches Verhalten liefert wie andere in der Literatur veröffentlichte Moduli empirischer Beziehungen.

Bild 3.43 stellt das Verhalten der schädigungsabhängigen elastischen Parameter in Abhängigkeit der Schädigungsvariable ω dar. Mit einem schädigungsfreien Elastizitätsmodul von $E_0 = 25.000 \text{ MPa}$ und den Parameterwerten $c_E = 1,3$ und $n_E = 10,0$ ergibt sich bei einer maximalen Schädigung von $\omega_{\text{max}} = 0,15$ ein Elastizitätsmodul im Restfestigkeitsbereich von $E(\omega) = E_r = 2.857 \text{ MPa}$.

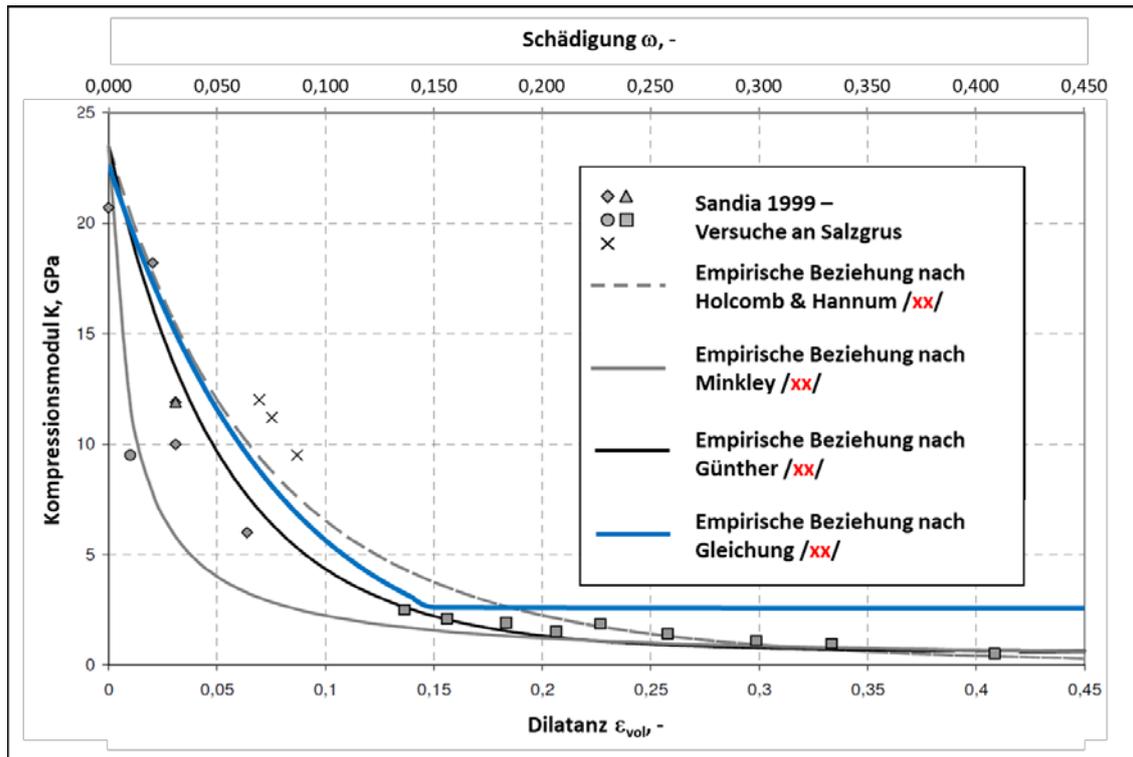


Bild 3.42: Dilatanz- und schädigungsabhängige Reduzierung des Kompressionsmoduls K . Gleichung 2.53 mit: $E_0 = 32,5 \text{ GPa}$, $\nu = 0,27$, $c_E = 1,3$, $n_E = 10,0$ und $\omega_{max} = 0,15$.

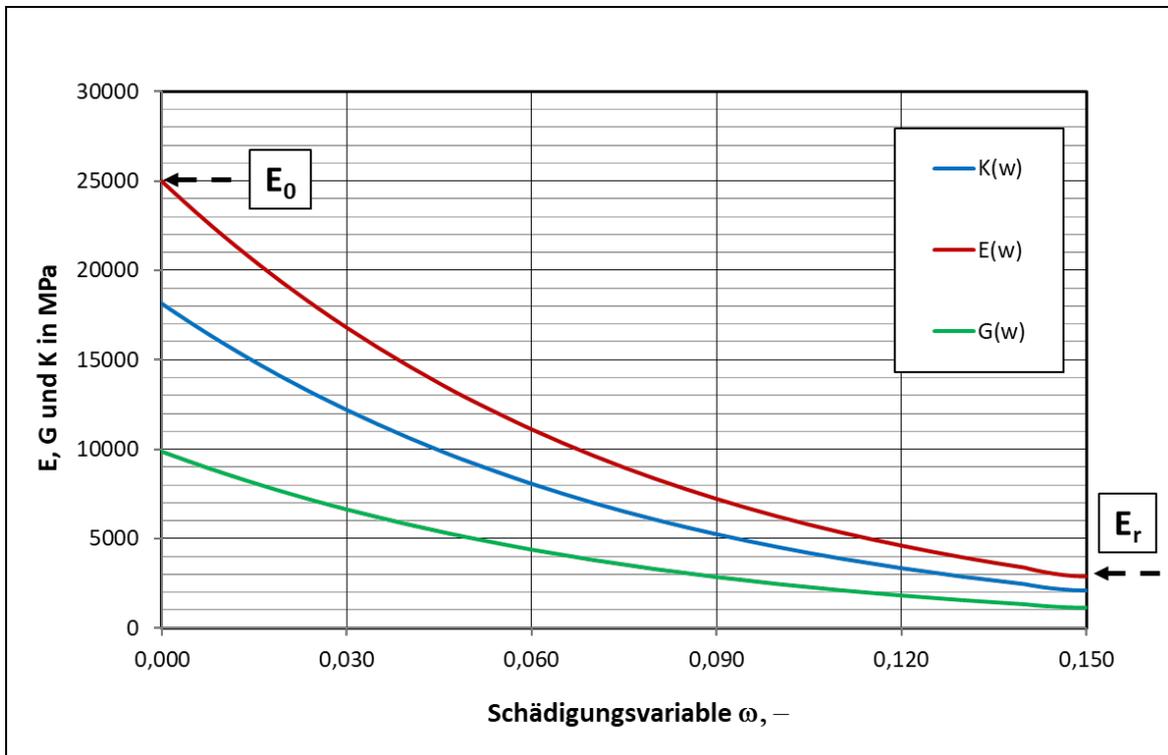


Bild 3.43: Schädigungsabhängige elastische Parameter $E(w)$, $G(w)$ und $K(w)$ mit: $E_0 = 25.000 \text{ MPa}$, $\nu = 0,27$, $c_E = 1,3$, $n_E = 10,0$.

3.2.7 Zusammenstellung der Parameter

Tabelle 3.4: Kennwerte für Gesteinsdichte ρ , Erdbeschleunigung g und Seitendruckbeiwert K_0 , Asse Speisesalz.

Parameter	Wert	Einheit
ρ	2170	kg/m ³
g	9,80665	m/s ²
K_0	1,0	-

Tabelle 3.5: Thermophysikalische Kennwerte, Asse Speisesalz.

Parameter	Wert	Einheit
λ	5,21	W/m/k
c_p	875	J/kg/K
α_t	4,0e-5	1/K

Tabelle 3.6: Elastische Kennwerte und Stoffmodellparameter für Lubby-CF zur Beschreibung des elastischen Verhaltens geschädigten Materials, Asse Speisesalz.

Parameter	Wert	Einheit
E	25.000	MPa
ν	0,25	-
c_E	1,3	-
n_E	10,0	-
G	7.500	MPa

Tabelle 3.7: Lubby-CF Stoffmodellparameter für Asse Speisesalz.

Parameter	Wert	Einheit	Parameter	Wert	Einheit
<i>Schädigungsfreies Kriechen</i>			<i>Schädigungsinduziertes Kriechen</i>		
G_K	5,2e6	d*MPa	B_1	2.000	1/d
k_1	-0,17	1/MPa	Q_1	7.500	cal/mol
l_1	-0,015	1/K	B_2	2.621	1/d
G_{KE}	-	d*MPa	Q_2	7.000	cal/mol
k_{1E}	-	1/MPa	R	1,986	cal/mol/K
l_{1E}	-	1/K	c_0	30,0	-
η_K	1,0e8	d*MPa	c_3	1.000	-
k_2	-0,19	1/MPa	c_4	1,0	-
l_2	-0,02	1/K	n_3	0,3	-
η_M	3,78e17	d*MPa	ρ	0,0	-
m	-0,362	1/MPa	c_1	800	-
l_3	-0,07	1/K	c_2	0,4	-
<i>Festigkeit</i>			n_1	1,15	-
$\chi_{6,0}$	60,0	MPa	n_2	0,1	-
$\chi_{7,0}$	29,0	MPa	χ_1	2,0	-
χ_8	0,10	1/MPa	<i>Schädigungsentwicklung</i>		
$\chi_{9,1}$	0,70	MPa	ω_0	1,0e-4	-
$\chi_{9,2}$	0,70	MPa	ω_{max}	0,15	-
χ_{10}	-0,001	1/MPa	χ_{te}	1,0	-
$\chi_{6,d}$	35,0	MPa	χ_{sh}	1,1	-
$\chi_{7,d}$	25,0	MPa	χ_4	1,0e-5	-
$\chi_{6,h}$	35,0	MPa	n_ω	1,0	-
$\chi_{7,h}$	35,0	MPa	<i>Verheilung</i>		
σ_0^t	3,0	MPa	τ_0	0,50	-
T_0	300	K	τ_1	0,02	-
n_t	2,0	-	a_h	-100	-
$T_{0,d}$	300	K	c_h	-0,1	-
$n_{t,d}$	0,0	-	n_h	3,0	-
			<i>Volumendehnung</i>		
			χ_2	1,0	-

3.3 WIPP Salt

In der Vergangenheit wurde das Salzgestein aus der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA von verschiedenen Autoren /6/ /30/ in das reine clean salt und das durch Tonpartikel verunreinigte argillaceous salt unterschieden. Das argillaceous salt wird insoweit charakterisiert, dass dieses durch den „schwächeren“ Tonanteil ein zum reinen Steinsalz abweichendes mechanisches Verhalten aufweist. Die Auswirkungen wurden zum Teil analysiert, indem die Partikel als Schädigungsinitiierungsstellen betrachtet wurden, an denen Mikrorisse induziert werden. Eine etablierte mineralogische oder mechanische Grundlage die zwei Salzarten zu unterscheiden fehlt.

Neueste Interpretationen sind dahingehend, dass das „verunreinigte“ Steinsalz der WIPP Site einen eher geringen Tonanteil aufweist und die Materialeigenschaften hierdurch vernachlässigbar gering verändert werden, so dass es keine starke Grundlage für eine Differenzierung gibt. Laborversuche aus dem vorherigen Verbundprojekt zum Stoffgesetzvergleich (Stoffgesetzvergleich III oder BMWi-I) /17/ zeigen ebenfalls nur geringfügige Unterschiede in den Materialeigenschaften der untersuchten Salztypen clean und argillaceous salt. Die Nachberechnungen zeigen, dass beide WIPP-Salztypen gut mit einem gleichen Kennwertsatz beschrieben werden können. Auf die weitere Differenzierung der WIPP-Salztypen wird daher verzichtet und das Steinsalz aus der WIPP Site allgemein als WIPP salt bezeichnet.

Im Rahmen des aktuellen und des Vorgängervorhabens wurden an WIPP salt ausschließlich Festigkeits- sowie Kriechversuche im schädigungsfreien Bereich durchgeführt. Versuche zur Untersuchung des Schädigungs- und Verheilungsverhalten von WIPP salt sind nicht Bestandteil der Untersuchungen und fehlen für die Bestimmung von WIPP salt spezifischen Stoffmodellkennwerten. So werden die zur Beschreibung des Schädigungs- und Verheilungsverhalten von WIPP salt erforderlichen Kennwerte zum Teil aus der Literatur übernommen und zum Teil mit Erfahrungswerten am umfassend untersuchten „Referenz-Steinsalz“ Asse Speisesalz ergänzt.

Die Stoffmodellkennwerte der schädigungsinduzierten Kriechdehnungen, der Schädigungsrückbildung sowie der Entwicklungsfunktion der Schädigung werden aus Abschnitt 3.2 übernommen.

Die Bestimmung der Materialparameter des elastischen Verhaltens geschädigten Materials erfolgt nach Abschnitt 3.2.5. Die in Bild 3.42 dargestellten Versuche wurde mit Salzgrus aus der WIPP Site durchgeführt und eignen sich für die Bestimmung von Stoffmodellkennwerten zur Beschreibung des schädigungsabhängigen elastischen Verhaltens von 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 57 Festigkeitsversuche ausgewertet, welche im Rahmen des Forschungsvorhabens Stoffgesetzvergleich III /17/ von der Technischen Universität Clausthal (TUC), sowie weitere 3 ältere Versuche, welche durch die Sandia National Laboratories in den 80er Jahren durchgeführt wurden. Die Versuche sind in Tabelle 3.8 mit der noch zu der damaligen Zeit getrennten Betrachtung für *clean salt* und *argillaceous salt* zusammengefasst. Drei unterschiedliche Temperaturbedingungen sind berücksichtigt. Aufgetragen sind neben der Kennzeichnung der Versuche die Temperatur in Kelvin, die Versuchsbedingung (TC = Triaxialer Kompressionsversuch, TCR = Triaxialer Kompressionsversuch mit Relaxation, TCS = Triaxialer Kompressionsversuch mit Lastwechsel), der Manteldruck $\sigma_{2,3}$, die Bruchspannung σ_{Fail} , die Axiallast bei Bruch σ_{Fail}^1 , die Dilatanzspannung σ_{Dil} , die Vergleichsspannung σ_{eq}^{eq} und $J_{1,\alpha}$.

Bild 3.44 und Bild 3.45 zeigen die graphische Anpassung von β bzw. β^D an die Versuchsergebnisse im $\sigma_{diff} - J_{1,\alpha}$ - 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 keine eindeutige Aussage über die Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze. Somit gilt die Annahme: $y_{t,d} = 1$.

Die grüne Kurve in Bild 3.45 zeigt die an die Dilatanzgrenze angepasste Verheilungsgrenze β^H . Beginnend bei null für $J_{1,\alpha} = 0$ nähert sich die Verheilungsgrenze mit Zunahme der isotropen Spannungsanteile der Dilatanzgrenze an.

Tabelle 3.8: Festigkeitsversuche an WIPP clean salt und argillaceous salt /17/.

Versuchsreihe	Temperatur	Versuchs- bedingung	Manteldruck	Bruch- spannung	Axiallast bei Bruch	Dilatanz- spannung	Vergleichs- spannung	
IfG - Labor.-Nr.	[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_{Fail} [MPa]	σ_{1Fail} [MPa]	σ_{Dil} [MPa]	σ_{eq}^{cr} [MPa]	$J_{1,\alpha}$ [MPa]
clean salt								
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
argillaceous salt								
SNLCH/TC27-01-old	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-old	300	TC	-5,0	-50,9	-55,9	24,7	50,9	-15,0
SNLCH/TC27-07-old	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

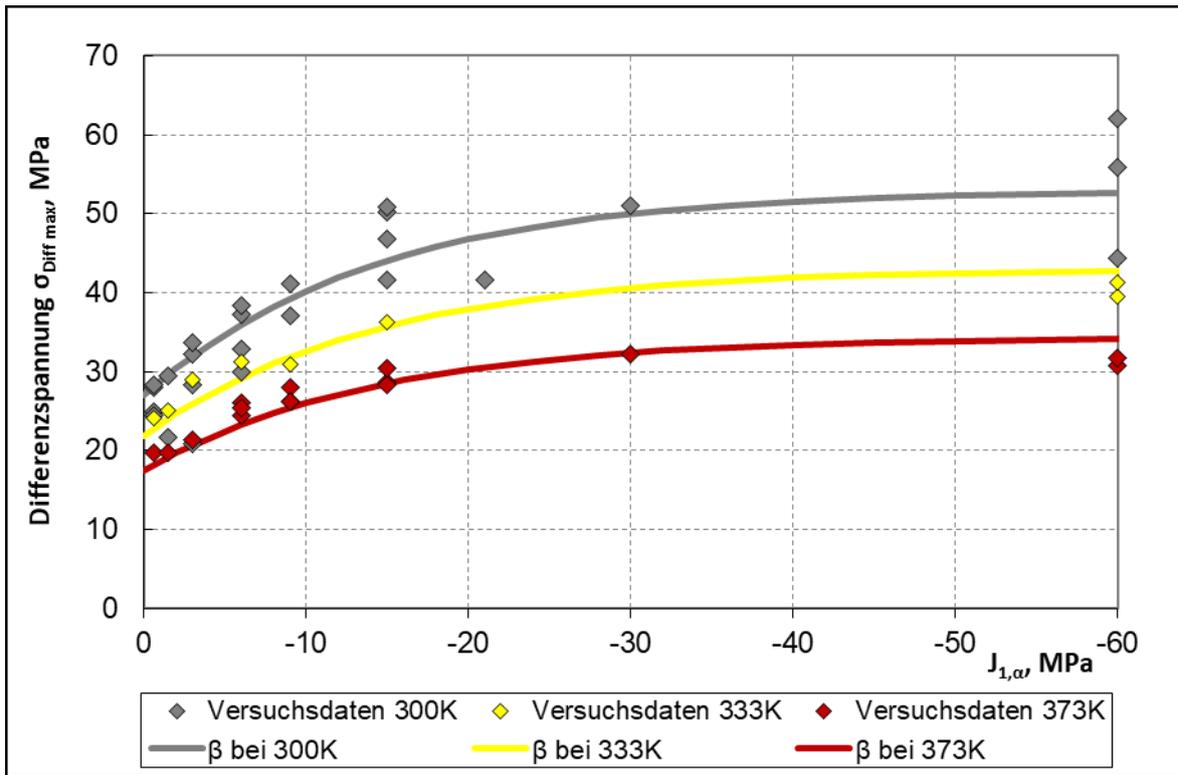


Bild 3.44: Versuchsdaten und Kurzzeitfestigkeit β , WIPP salt.

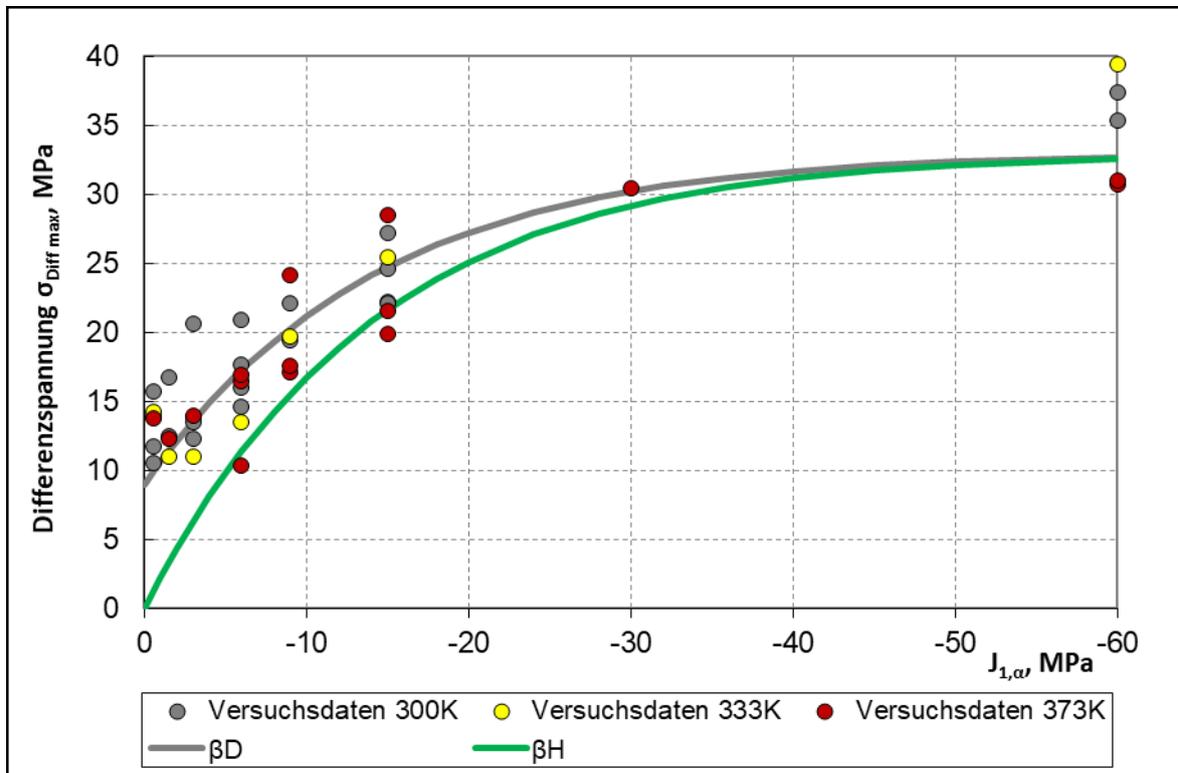


Bild 3.45: Versuchsdaten und Dilatanzgrenze β^D , WIPP salt.

3.3.2 Bestimmung der Materialparameter der Versetzungsmechanismen

Zur Bestimmung der *WIPP salt* Kriechparameter wurden mit sieben Dreilaststufenversuchen und einem Mehrlaststufenversuch aus diesem Vorhaben und 24 Zweilaststufenversuchen aus Stoffgesetzvergleich III /17/ insgesamt 32 spannungsgeregelte Kriechversuche ausgewertet. Die Versuche wurden unter konstanten Spannungsbedingungen im schädigungsfreien Bereich gefahren. Temperaturbedingungen zwischen 298 - 374 K sind berücksichtigt, wobei in einigen Versuchen ein Temperaturlastwechsel untersucht wurde. Im VP III wurden Versuche hauptsächlich bei Differenzspannungen von 6,0 – 12,0 MPa und nur einige wenige Versuche bei Differenzspannungen von 2,0 – 4,0 MPa durchgeführt. Im WEIMOS-Vorhaben liegt der Fokus auf der Untersuchung des Verformungsverhalten bei kleinen deviatorischen Belastungen, so dass in diesem Vorhaben eine intensive Untersuchung bei Differenzspannungen zwischen 1,0 – 8,0 MPa durchgeführt wurde. Eine ausführliche Übersicht der ausgewerteten Versuche sind in Tabelle 3.9 (Zweilaststufenversuche aus VP III) und in Tabelle 3.10 (neue Mehrlaststufenversuche) gegeben.

Tabelle 3.9: Zweistufige Kriechversuche an *WIPP salt* /17/.

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
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 3.10: Drei- oder Mehrstufige Kriechversuche an WIPP salt.

Versuchsreihe	Stufe	Temperatur	Versuchs- bedingung	Manteldruck	Axiallast	Differenzspannung	Stat. Kriechrate
IfG - Labor.-Nr.		[K]		$\sigma_{2,3}$ [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_{diff} [MPa]	[-]
527/102-5/TCC21	1	298	TCC	-20	-26,0	6,0	6,43e-6
	2	298	TCC	-20	-24,0	4,0	1,35e-6
	3	298	TCC	-22	-24,0	2,0	1,04e-7
527/102-5/TCC22	1	298	TCC	-20	-24,0	4,0	6,77e-7
	2	298	TCC	-20	-22,0	2,0	1,13e-6
	3	298	TCC	-21	-22,0	1,0	5,73e-7
527/102-5/TCC23	1	353	TCC	-20	-28,0	8,0	9,24e-5
	2	353	TCC	-20	-26,0	6,0	2,24e-6
	3	353	TCC	-22	-26,0	4,0	3,38e-6
527/102-5/TCC24	1	298	TCC	-20	-28,0	8,0	4,28e-5
	2	298	TCC	-20	-26,0	6,0	6,74e-6
	3	299	TCC	-22	-26,0	4,0	1,06e-6
527/104-4/TCC27	1	353	TCC	-20	-26,0	6,0	4,28e-5
	2	353	TCC	-20	-24,0	4,0	6,74e-6
	3	354	TCC	-22	-24,0	2,0	1,06e-6
527/104-4/TCC28	1	298	TCC	-20	-24,0	4,0	5,37e-6
	2	313	TCC	-20	-24,0	4,0	6,86e-6
	3	333	TCC	-20	-24,0	4,0	1,63e-5
	4	353	TCC	-20	-24,0	4,0	2,5e-5
527/104-4/TCC29	1	353	TCC	-20	-24,0	4,0	2,26e-5
	2	353	TCC	-20	-22,0	2,0	4,11e-5
	3	353	TCC	-21	-22,0	1,0	1,59e-6
527/102-4/TCC34	1	298	TCC	-20	-20,0	0,0	2,77e-6
	2	393	TCC	-20	-20,0	0,0	4,01e-6
	3	393	TCC	-20	-24,0	4,0	2,2e-5
	4	373	TCC	-20	-24,0	4,0	1,44e-5
	5	353	TCC	-20	-24,0	4,0	6,63e-6
	6	333	TCC	-20	-24,0	4,0	3,116e-6
	7	313	TCC	-20	-24,0	4,0	9,22e-7
	8	333	TCC	-20	-24,0	4,0	2,06e-6
	9	333	TCC	-20	-20,0	0,0	7,21e-8

Die Ermittlung der stationären Kriechparameter erfolgt über eine Regressionsrechnung. Der temperaturbereinigte Maxwell-Viskositätsparameter $\bar{\eta}_m^*$ und die Steigung m werden durch eine Regressionsgerade über die Versuchsdaten bei 333 K bestimmt. Für die Ermittlung der Temperaturabhängigkeit werden zusätzlich die Versuche bei 297 bzw. 298 K und 353 K herangezogen. Bild 3.46 zeigt die Versuchsdaten für die Temperaturbedingungen 297/298 K, 333 K und 353 K und die dazugehörigen Geraden. Bild 3.47 zeigt die stationäre Kriechrate in Abhängigkeit der Effektivspannung im doppeltlogarithmischen Diagramm. Die Darstellung veranschaulicht die gute Übereinstimmung der stationären Kriechraten mit den Versuchsdaten.

Die transienten Kriechparameter wurden über eine Kurvenanpassung insoweit bestimmt, dass die Nachberechnungen mit den Versuchskurven bestmöglich übereinstimmen. In Bild 3.48 bis Bild 3.54 sind die Nachberechnungen den Versuchsmesskurven gegenübergestellt. Dargestellt sind aufgrund der großen Anzahl der Versuche ausschließlich die neuen Versuche aus dem aktuellen Vorhaben (Tabelle 3.10).

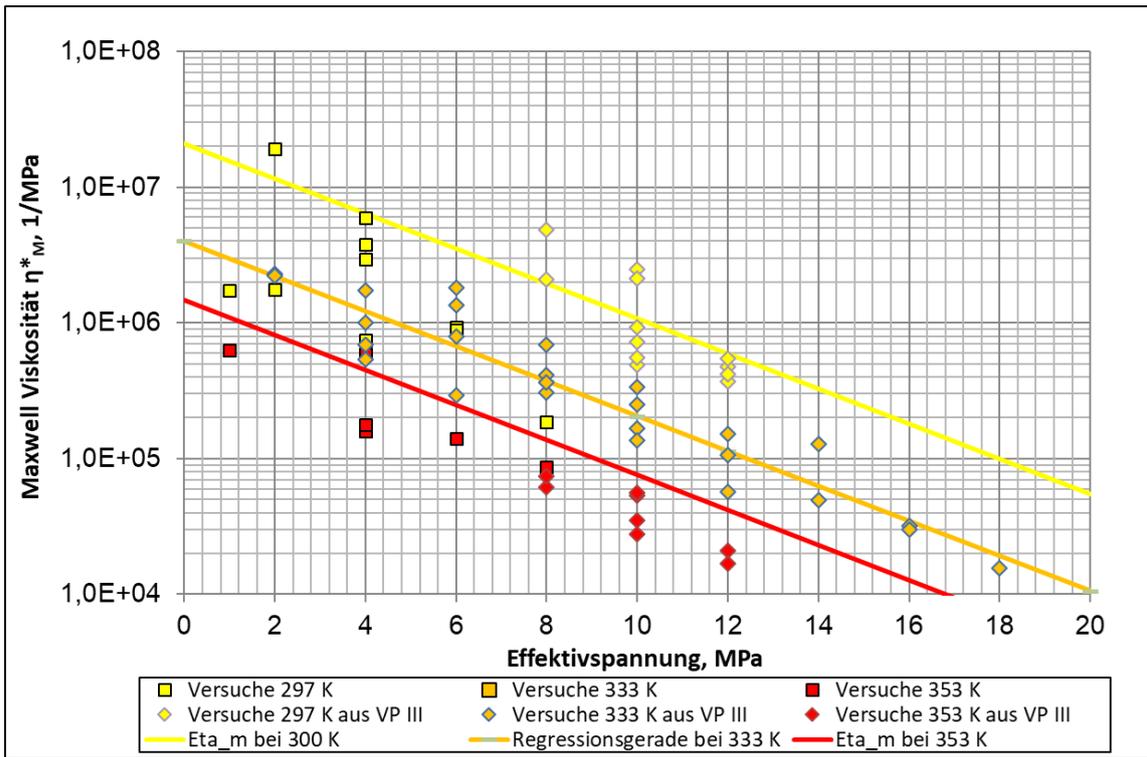


Bild 3.46: Stationäre Kriechrate – Versuchsdaten und Regressionsgerade, WIPP salt.

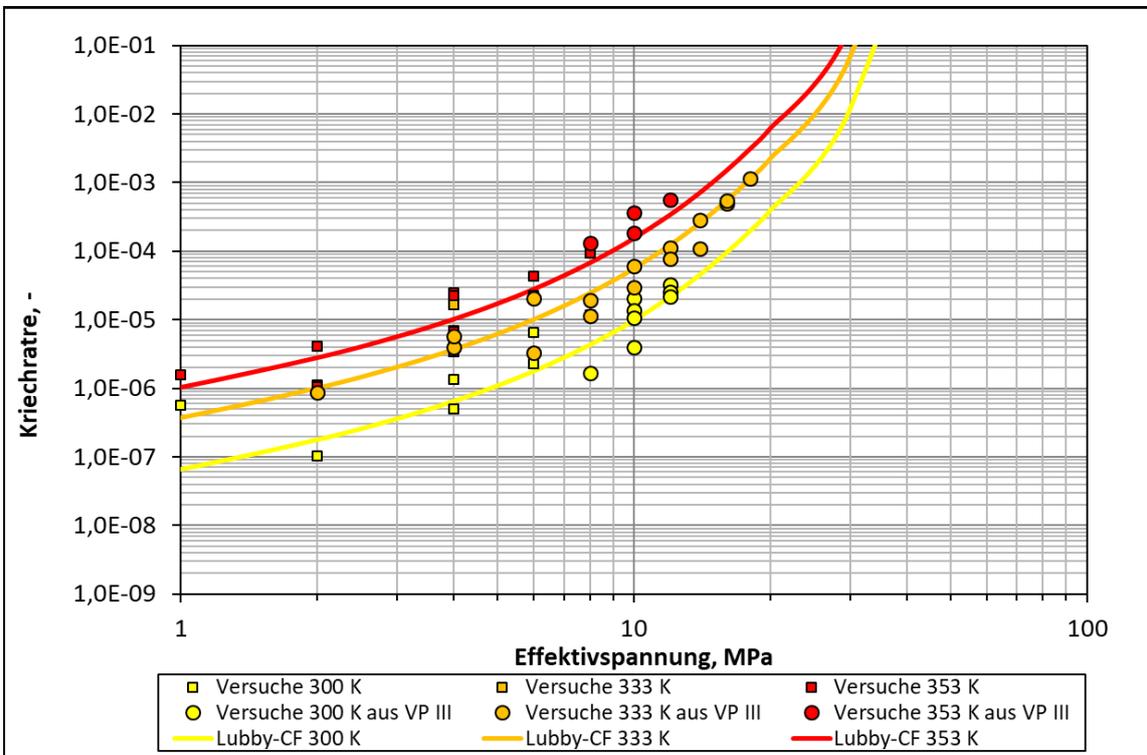


Bild 3.47: Stationäre Kriechrate – Versuchsdaten und Kriechrate über Effektivspannung, WIPP salt

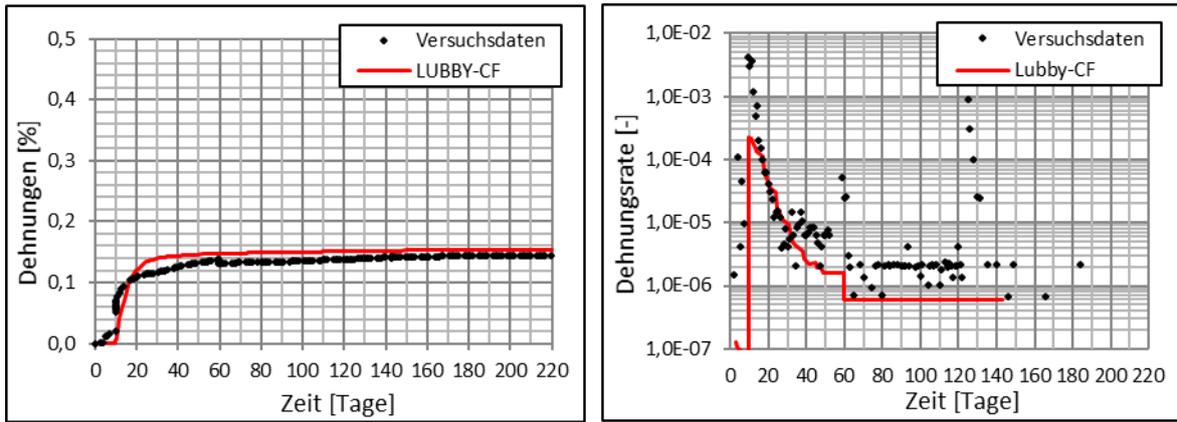


Bild 3.48: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-5/TCC21, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

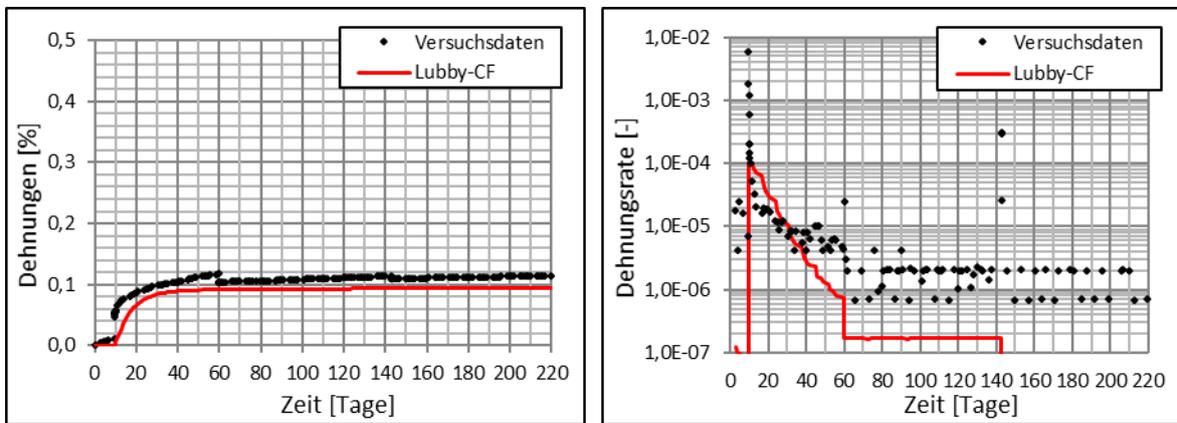


Bild 3.49: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-5/TCC22, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

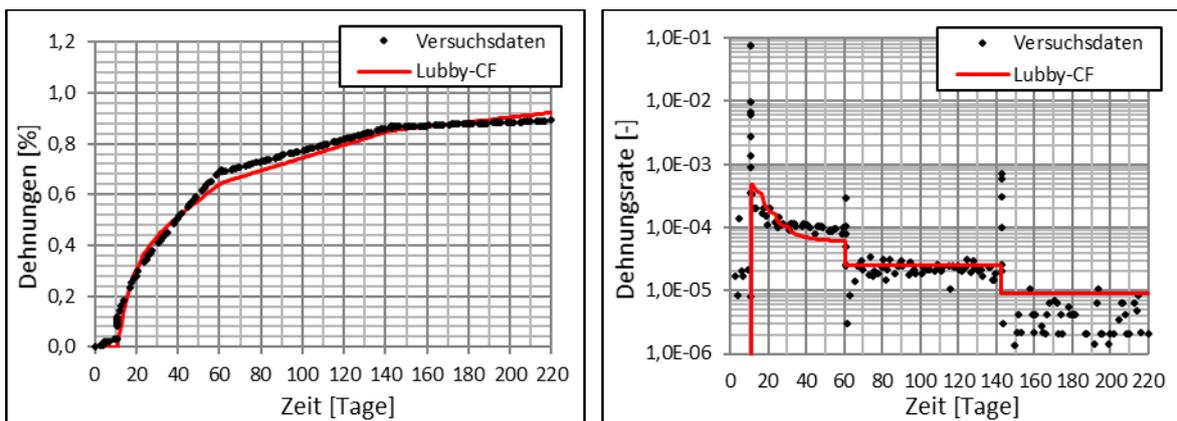


Bild 3.50: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-5/TCC23, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

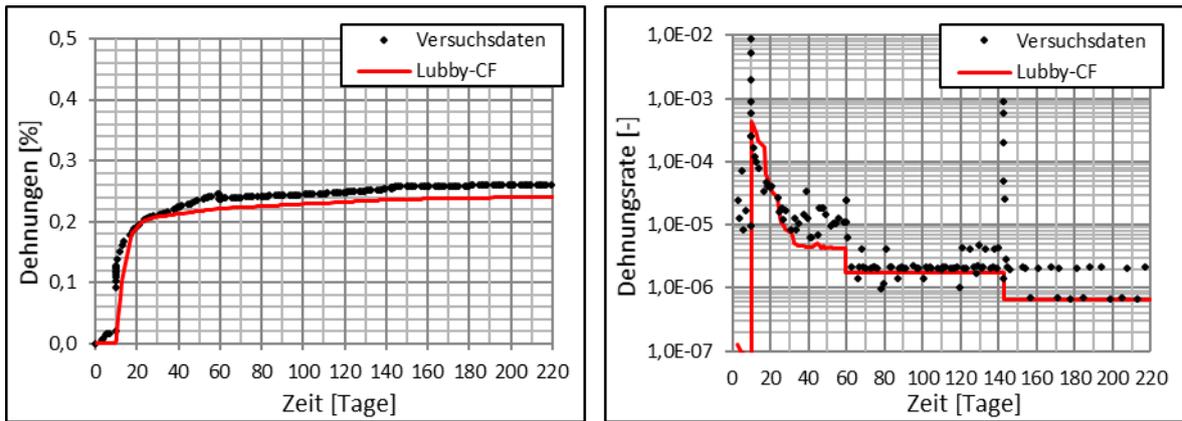


Bild 3.51: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-5/TCC24, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

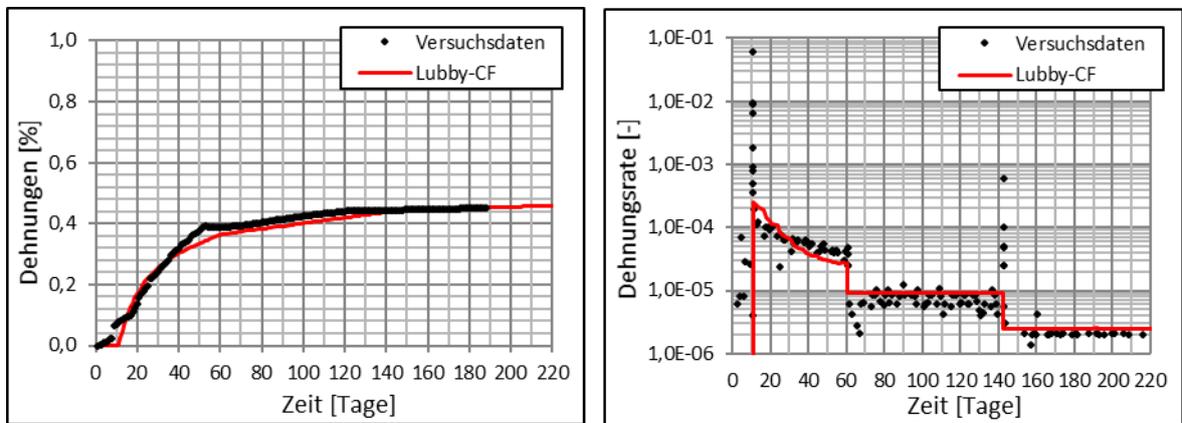


Bild 3.52: Nachberechnung Kriechversuch - clean salt - 527/104-4/TCC27, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

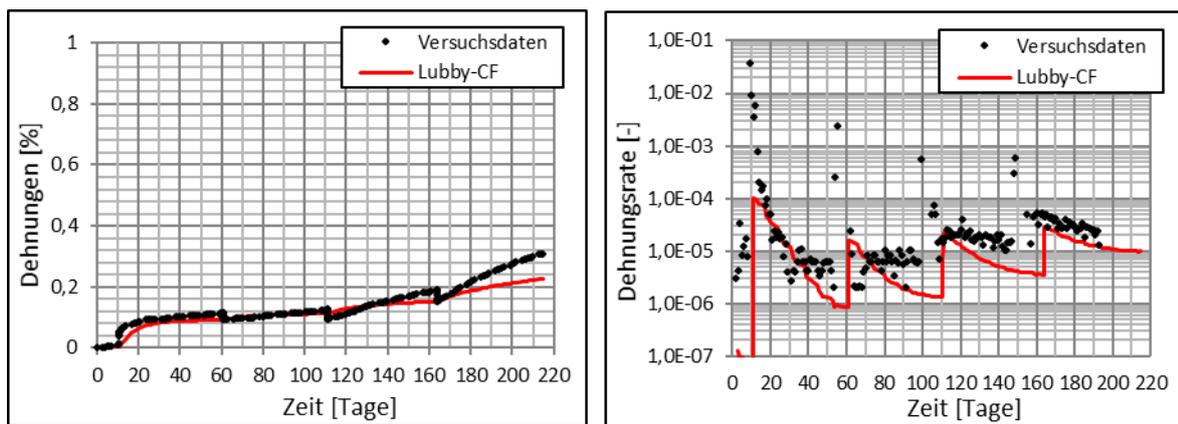


Bild 3.53: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/104-4/TCC28, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

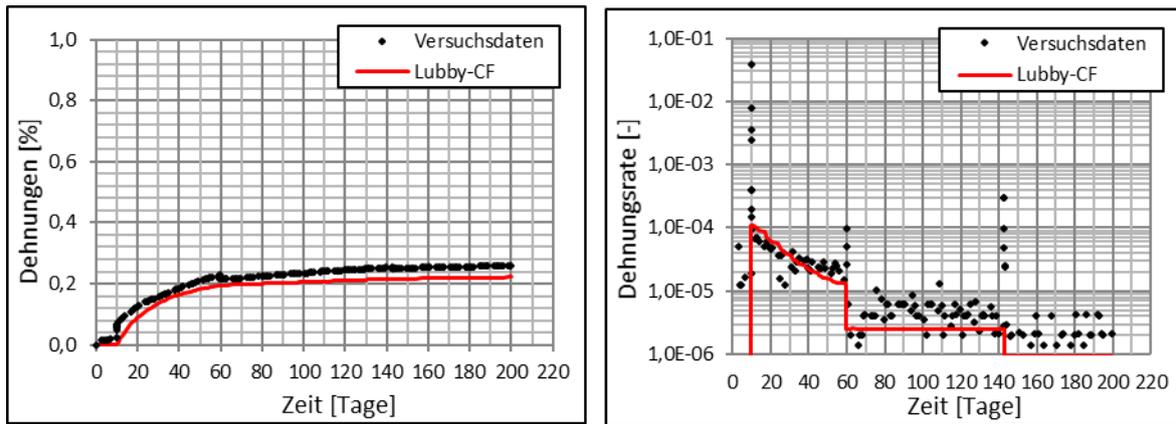


Bild 3.54: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/104-4/TCC29, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

Der Kriechversuch 527/102-4/TCC34 ist ein besonderer Langzeit-Mehrlaststufenkriechversuch mit mehreren Belastungs- sowie Temperaturlaststufen. Beginnend mit einer hydrostatischen Druckbelastung bei 20 MPa und einer Versuchstemperatur von 298 K wird die Probe nach 50 Tagen Versuchsdauer zunächst auf 393 K aufgeheizt und anschließend nach etwa 130 Tagen einer Druckdifferenz von 4 MPa ausgesetzt. In den anschließenden Stufen wird die Temperatur wieder schrittweise von 373 K auf 353 K herabgesetzt. Bild 3.55 zeigt die Kriechkurve über die Zeit und die ermittelten stationären Kriechraten der einzelnen Laststufen.

Es galt zu zeigen, ob der Mehrlaststufenkriechversuch 527/102-4/TCC34 prinzipiell mit den Stoffmodellen beschrieben werden kann. Für die Nachberechnung der Versuchskurve mit Lubby-CF wurde der Wärmeausdehnungskoeffizient α_t angepasst und eine Vorschädigung (Dilatanz $\mathcal{E}_{\text{vol},0}$) vorgegeben. Folgend wurden die Kriechparameter insoweit angepasst, so dass die berechnete Kurve und die gemessene Kurve bestmöglich übereinstimmen. In Bild 3.57 sind die Versuchskurve und die berechnete Lubby-CF Kurve gegenübergestellt. Das Ergebnis zeigt, dass eine sehr gute Anpassung der Kriechkurve mit Lubby-CF möglich ist. In Bild 3.56 ist die Volumendehnung über die Zeit ausgewertet. Diese beginnt bei 0,24 % und geht mit zunehmender Verheilung gegen null und liegt nach etwa 400 Tagen Berechnungszeit bei ca. 0,03%.

Die für die in Bild 3.57 dargestellte Kriechberechnung herangezogenen Kennwerte wurden ausschließlich für die Nachberechnung des Versuchs TCC34 herangezogen und bei der Bestimmung des in ??

Tabelle 3.14: Lubby-CF Stoffmodellparameter für WIPP salt

Parameter	Wert	Einheit	Parameter	Wert	Einheit
<i>Schädigungsfreies Kriechen</i>			<i>Schädigungsinduziertes Kriechen</i>		
G_K	1,0e5	d*MPa	B_1	2.000	1/d
k_1	-0,27	1/MPa	Q_1	7.500	cal/mol
l_1	-0,01	1/K	B_2	2.621	1/d
G_{KE}	-	d*MPa	Q_2	7.000	cal/mol
k_{1E}	-	1/MPa	R	1,986	cal/mol/K
l_{1E}	-	1/K	c_0	30,0	-
η_K	8,0e4	d*MPa	c_3	1.000	-
k_2	-0,18	1/MPa	c_4	1,0	-
l_2	0,00	1/K	n_3	0,3	-
η_M	6,8e13	d*MPa	ρ	0,0	-
m	-0,30	1/MPa	c_1	800	-
l_3	-0,05	1/K	c_2	0,4	-
<i>Festigkeit</i>			n_1	1,15	-
$\chi_{6,0}$	53,0	MPa	n_2	0,1	-
$\chi_{7,0}$	26,0	MPa	χ_1	2,0	-
χ_8	0,07	1/MPa	<i>Schädigungsentwicklung</i>		
$\chi_{9,1}$	0,58	MPa	ω_0	1,0e-4	-
$\chi_{9,2}$	0,58	MPa	ω_{max}	0,15	-
χ_{10}	-0,001	1/MPa	χ_{te}	1,0	-
$\chi_{6,d}$	33,0	MPa	χ_{sh}	1,1	-
$\chi_{7,d}$	24,0	MPa	χ_4	1,0e-5	-
$\chi_{6,h}$	33,0	MPa	n_ω	1,0	-
$\chi_{7,h}$	33,0	MPa	<i>Verheilung</i>		
σ_0^t	1,0	MPa	τ_0	0,50	-
T_0	300	K	τ_1	0,02	-
n_t	2,0	-	a_h	-100	-
$T_{0,d}$	300	K	c_h	-0,1	-

zusammengefassten einheitlichen Parametersatzes für WIPP salt nicht berücksichtigt. ?

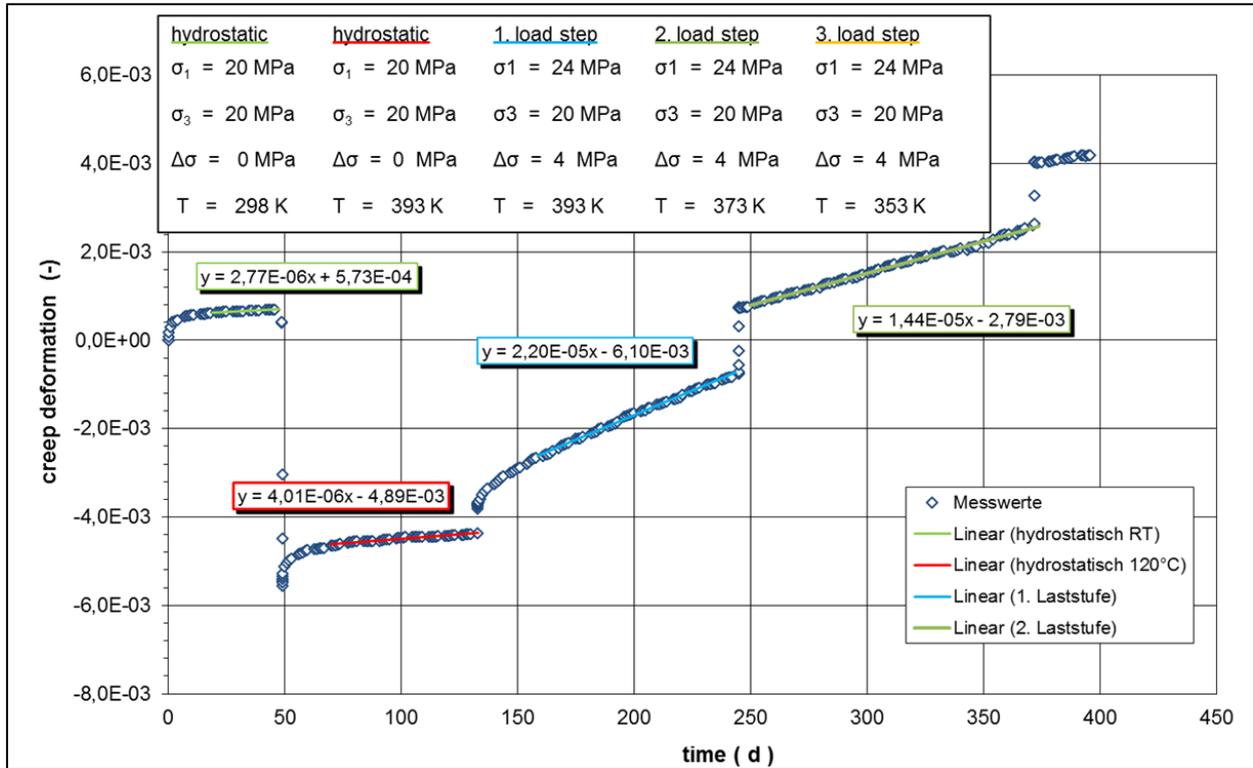


Bild 3.55: Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-4/TCC34.

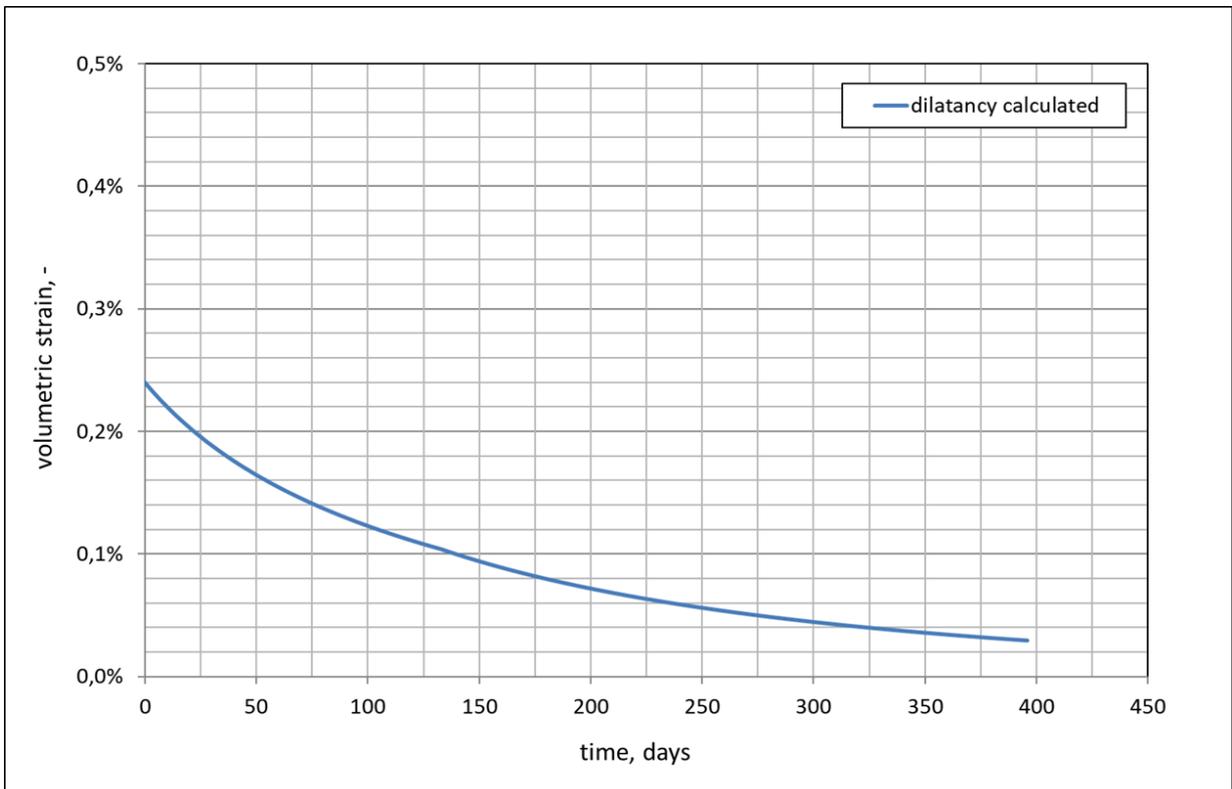
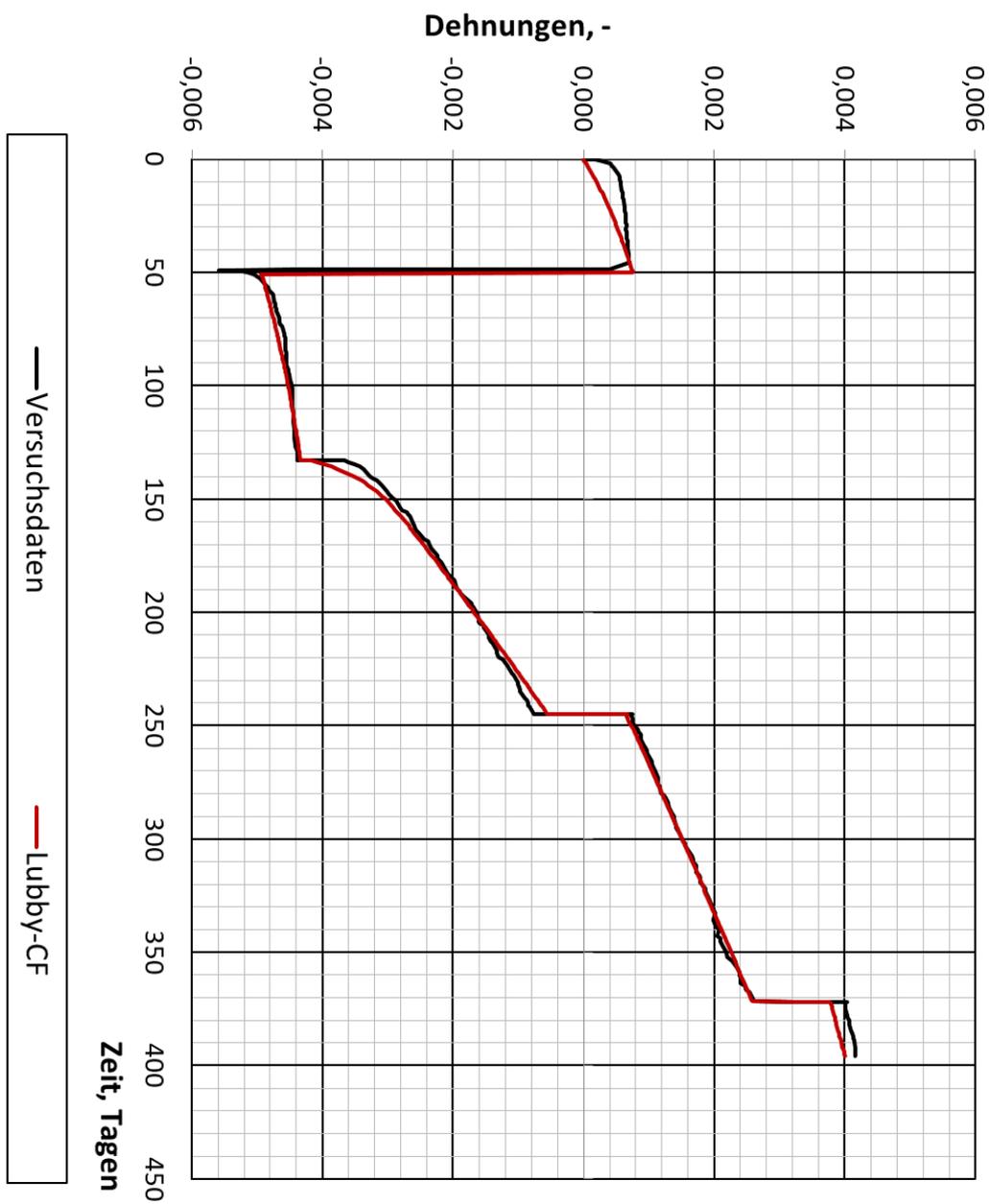


Bild 3.56: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-4/TCC34, Volumendehnung ϵ_{vol} über Zeit.



$$\epsilon_{vol,0} = 0,24 \%$$

$$\alpha_T = 6,0e-5$$

Sekundärkriechparameter		
$\bar{\eta}_M^*$	1,10E+10	d*MPa
m	-0,3	1/MPa
l_3	-0,025	1/K
Primärkriechparameter		
Dehnungsverfestigung		
\bar{G}_k^*	3,00E+05	MPa
k1	-0,027	1/MPa
l1	-0,01	1/K
$\bar{\eta}_K^*$	8,00E+04	d*MPa
k2	-0,18	d*MPa
l_2	0	1/K

Bild 3.57: Nachberechnung Kriechversuch - WIPP salt - 527/102-4/TCC34, links Dehnung, rechts Kriechrate über Zeit.

3.3.3 Zusammenstellung der Parameter

Tabelle 3.11: Kennwerte für Gesteinsdichte ρ , Erdbeschleunigung g und Seitendruckbeiwert K_0 , WIPP salt.

Parameter	Wert	Einheit
ρ	2170	kg/m ³
g	10,0	m/s ²
K_0	1,0	-

Tabelle 3.12: Thermophysikalische Kennwerte, WIPP salt.

Parameter	Wert	Einheit
λ	5,21	W/m/k
c_p	875	J/kg/K
α_t	4,0e-5	1/K

Tabelle 3.13: Elastische Kennwerte und Stoffmodellparameter für Lubby-CF zur Beschreibung des elastischen Verhaltens geschädigten Materials, WIPP salt.

Parameter	Wert	Einheit
E	35.256,9	MPa
ν	0,259174	-
c_E	1,3	-
n_E	10,0	-
G	7.500	MPa

Tabelle 3.14: Lubby-CF Stoffmodellparameter für WIPP salt

Parameter	Wert	Einheit	Parameter	Wert	Einheit
<i>Schädigungsfreies Kriechen</i>			<i>Schädigungsinduziertes Kriechen</i>		
G_K	1,0e5	d*MPa	B_1	2.000	1/d
k_1	-0,27	1/MPa	Q_1	7.500	cal/mol
l_1	-0,01	1/K	B_2	2.621	1/d
G_{KE}	-	d*MPa	Q_2	7.000	cal/mol
k_{1E}	-	1/MPa	R	1,986	cal/mol/K
l_{1E}	-	1/K	c_0	30,0	-
η_K	8,0e4	d*MPa	c_3	1.000	-
k_2	-0,18	1/MPa	c_4	1,0	-
l_2	0,00	1/K	n_3	0,3	-
η_M	6,8e13	d*MPa	ρ	0,0	-
m	-0,30	1/MPa	c_1	800	-
l_3	-0,05	1/K	c_2	0,4	-
<i>Festigkeit</i>			n_1	1,15	-
$\chi_{6,0}$	53,0	MPa	n_2	0,1	-
$\chi_{7,0}$	26,0	MPa	χ_1	2,0	-
χ_8	0,07	1/MPa	<i>Schädigungsentwicklung</i>		
$\chi_{9,1}$	0,58	MPa	ω_0	1,0e-4	-
$\chi_{9,2}$	0,58	MPa	ω_{max}	0,15	-
χ_{10}	-0,001	1/MPa	χ_{te}	1,0	-
$\chi_{6,d}$	33,0	MPa	χ_{sh}	1,1	-
$\chi_{7,d}$	24,0	MPa	χ_4	1,0e-5	-
$\chi_{6,h}$	33,0	MPa	n_ω	1,0	-
$\chi_{7,h}$	33,0	MPa	<i>Verheilung</i>		
σ_0^t	1,0	MPa	τ_0	0,50	-
T_0	300	K	τ_1	0,02	-
n_t	2,0	-	a_h	-100	-
$T_{0,d}$	300	K	c_h	-0,1	-

4 Simulationsberechnungen zum Verhalten bei kleinen Deviatorspannungen

4.1 Einführung

In der großräumigen Umgebung eines untertägigen HAW-Endlagers im Steinsalz und über lange Zeiträume sind kleine Differenzspannungen vorherrschend. Verlässliche Vorhersagen zum Kriechverhalten von natürlichem Steinsalz bei Gebirgstemperaturen und kleinen Spannungen machen daher eine solide experimentelle Datenbasis und eine fundierte theoretische Beschreibung der vorherrschenden Verformungsmechanismen notwendig. Unter diesen Bedingungen sind die Verformungsraten im Steinsalz mit ca. 10^{-10} bis 10^{-13} 1/s allerdings extrem klein. Die zuverlässige experimentelle Bestimmung der stationären Kriechrate im Labor macht eine hochgradige Messgenauigkeit bei den Verformungsmessungen und eine sehr hohe Stabilität der Randbedingungen während der Langzeitversuche (≥ 100 Tage) erforderlich.

Beim IfG wurden dazu zum Projekt WEIMOS drei Versuchsapparaturen neu konstruiert, gebaut und kalibriert (Herchen et al. 2018). Mit den neuen Anlagen wurde die Durchführung von hochpräzisen Langzeitkriechversuchen bei kleinen Deviatorspannungen entscheidend verbessert. Kriechraten um 10^{-11} 1/s und kleiner sind jedoch immer noch außerhalb des im Labor Möglichen.

Parallel zu den experimentellen Arbeiten wurden daher gemeinsam mit den Projektpartnern ausgewählte Simulationsberechnungen zum aktuellen Salzaufstieg in einem generischen Salzstock durchgeführt, bei denen die Modellierung der stationären Kriechrate bei kleinen Differenzspannungen von besonderer Bedeutung ist. Die Modellierung von In-situ-Strukturen soll indirekte Hinweise auf das Kriechverhalten bei geringen Differenzspannungen liefern.

4.2 Simulation eines generischen Salzdoms

4.2.1 Allgemeines

Aufgrund seiner stark plastischen Eigenschaften kann das spezifisch leichtere Steinsalz durch die darüber lagernden, schwereren Schichten infolge einer sogenannten inversen Dichtelagerung nach oben hin bewegt werden. Durch die Halokinese können unterschiedliche Salzstrukturen entstehen. Salzdoms (-stöcke, -diapire) bezeichnen eine Form der geologischen Salzstruktur, welche kegel- oder zapfenförmig durch Störzonen der überliegenden Gesteinsschichten nach oben gepresst werden und aus mehreren hundert bis Kilometern Salzgestein bestehen. In Norddeutschland wurde für die überwiegend laterale Wanderung in Richtung Salzkissen die Geschwindigkeit auf 0,3 mm/a geschätzt. In diesem Bereich (0,1-0,5 mm/a) liegen auch die für den Salzaufstieg in den Diapiren ermittelten Werte (GeoDZ.com /11/).

Der lange und komplexe Prozess der mechanischen Mobilisierung des Salzgesteins sorgt auch bei aktuellen, aus mehreren Kilometern bestehenden Salzstöcken zu einem anhaltenden Salzstockaufstieg. Die Salzstockaufstiegsgeschwindigkeit eines ausgewachsenen Salzdoms wird mit etwa 0,01-0,1 mm/Jahr angenommen.

Durch Kriechvorgänge werden Spannungsdifferenzen zwar verringert, der anhaltende Salzstockaufstieg indiziert jedoch, dass im Steinsalz geringe Spannungsdifferenzen weiterhin vorhanden sind. Mit der Simulation eines generischen Salzdoms wird angestrebt indirekte Hinweise auf das Kriechverhalten von Steinsalz bei sehr geringen Spannungsdifferenzen zu erlangen.

Für die Untersuchungen in diesem Abschnitt wird eine generische Struktur mit Anpassung an die auf BGR-Untersuchungen basierende Geometrie und Geologie vom Salzstock Gorleben gewählt. Bild 4.1 zeigt einen vereinfachten Querschnitt des Gorleben Salzdoms. Da der Salzstock Gorleben Jahrzehnte als Erkundungsstandort für geowissenschaftliche Untersuchungen diente, ist für diesen Standort eine große Informationsdatenbank vorhanden, welche für Vergleiche herangezogen werden kann. Unter anderem sind auch explizite Angaben zur Salzstockaufstiegsgeschwindigkeit zu finden. Aus Tabelle 4.1 ist zu entnehmen, dass im oberen Bereich des Salzstock Gorlebens aktuelle Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten von etwa 0,018-0,052 mm/Jahr zu erwarten sind /24/.

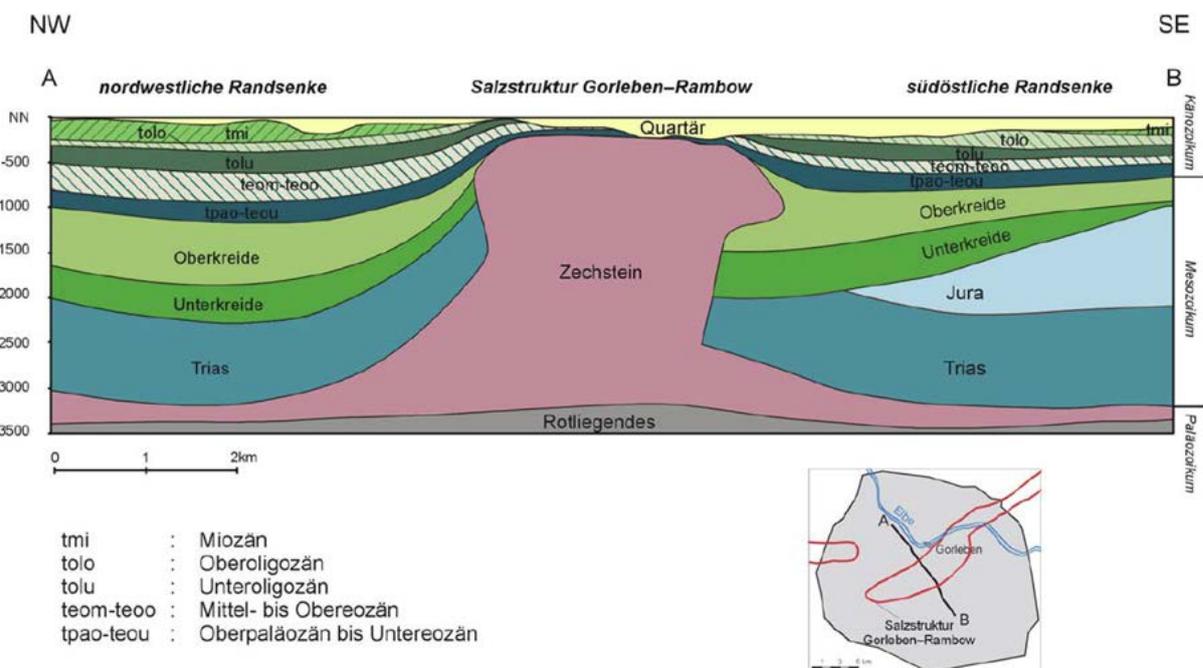


Bild 4.1: Vereinfachter Querschnitt aus dem Gorleben Salzdom, Grafik: BGR /24/.

Tabelle 4.1: Ergebnisse der Randmulde des Salzstockes Gorleben /24/.

	Epilrogenic subsidence		Salt volume migrated into the salt dome		Height of the subroded salt column with regard to the		Salt-flow velocity in the area of the		Uplift of the salt dome top		Time-scale duration boundary time [Ma]
	[m]	[km ³]	main salt at 840 m below sea level	smallest horizontal cross-section	largest horizontal cross-section	main salt at 840 m below sea level	smallest horizontal cross-section	main salt at 840 m below sea level	smallest horizontal cross-section	velocity [mm/year]	
Quaternary to Miocene	100	18.80	1.594	0.599	0.323	0.071	0.029	0.018	23.8	23.8	23.8
Upper Oligocene	55	11.01	0.937	0.354	0.193	0.211	0.087	0.052	4.7	28.5	4.7
Lower Oligocene	150	8.65	0.629	0.173	0.046	0.150	0.062	0.038	5.2	33.7	5.2
Upper Eocene to Middle Eocene	100	22.87	1.960	0.750	0.415	0.135	0.056	0.034	15.3	49	15.3
Lower Eocene to Upper Paleocene	150	21.39	1.777	0.845	0.332	0.210	0.088	0.054	11.9	60.9	11.9
Upper Cretaceous (Lower Paleocene to Cenomanian)	min. 0	114.57	10.221	4.159	5.653	0.252	0.104	0.058	0.084	99	38.1
	max. 150	97.49	8.633	3.475	2.480	0.214	0.088	0.054			
Lower Cretaceous	min. 0	82.16	7.402	3.054	3.765	0.173	0.072	0.044	0.053	142	43
	Max. 75	73.68	6.638	2.739	1.860	0.156	0.065	0.040			
Quaternary to Lower Cretaceous	min. 555	279.45	24.47	9.684	11.93	0.172	0.068	0.039	0.049	142	142
	max. 780	253.89	22.092	8.76	4.92	0.156	0.062	0.034			

4.2.2 Generisches Berechnungsmodell

Basierend auf einem vereinfachten Querschnitt des Gorleben Salzdoms (Bild 4.1) wurde vom IfG ein vereinfachtes Strukturmodell generiert und dem Projektpartner für die weitere Simulationsberechnung zur Verfügung gestellt (Bild 4.2).

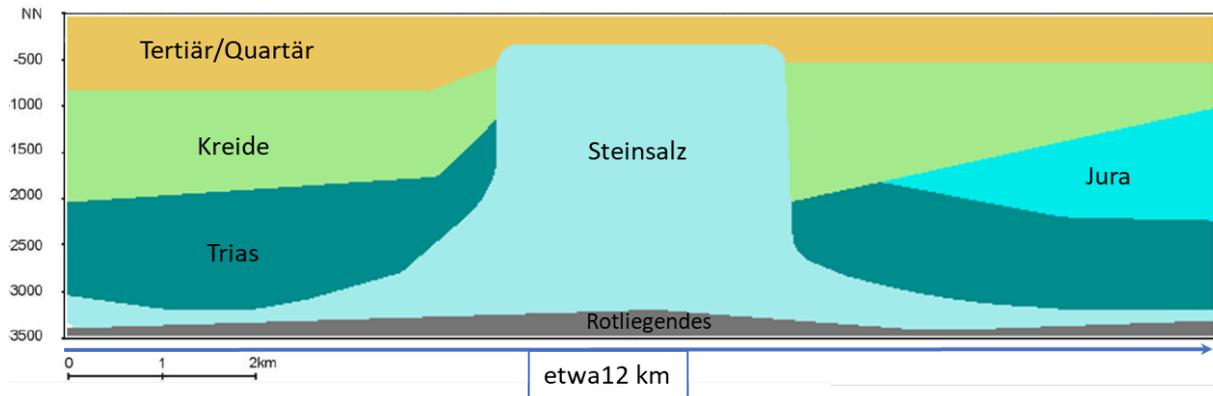


Bild 4.2: Salzstockaufstieg – Vereinfachtes Strukturmodell eines Salzstocks mit Deckgebirge.

Das Modell reicht von der Tagesoberfläche bis in eine Tiefe von 3.500 m und erstreckt sich in horizontaler Richtung über etwa 12 km. Der Salzstock wird als reines Steinsalz modelliert. Der Salzstockrand wird aus numerischen Gründen größtenteils Senkrecht verlaufend angenommen. Neben der unterliegenden Gesteinsschicht Rotliegendes wird mit Trias, Kreide, Jura und Tertiär/Quartär ein vereinfachtes Deckgebirge aus vier signifikanten Schichten berücksichtigt.

Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF und den salztypspezifischen Kennwerten für Asse Speisesalz nach Abschnitt 3.2.7 beschrieben. Das Rotliegendes wird als elastisch angenommen und mit dem Stoffmodell nach Hooke beschrieben. Die Deckgebirgsschichten werden mit den elastoplastischen Modellen „ubiquitous joint“ für Tertiär/Quartär und „Mohr“ für Trias, Kreide und Jura nach Itasca /22/ beschrieben. Die angenommenen mittleren spezifischen Dichten sind dem Bild 4.3 zu entnehmen.

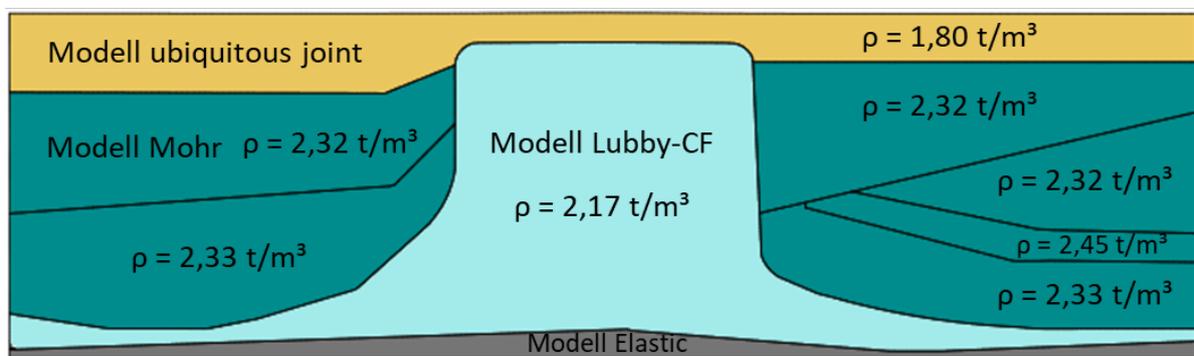


Bild 4.3: Salzstockaufstieg – Modellannahmen und spezifische Dichten.

Die primäre Gebirgstemperatur wird ausgehend von einer Oberflächentemperatur von 9°C mit den Gradienten 0,023°C/m im Gebirge bestimmt und in dieser Form in den gebirgsmechanischen Berechnungen berücksichtigt.

Als elastische Materialparameter werden die in Tabelle 3.1 angegebenen Werte K und G entsprechend der Gesteinsart angesetzt. Der Elastizitätsmodul E ergibt sich aus der Beziehung nach Gleichung 2.53). Ebenfalls enthalten ist in Tabelle 3.1 der Wert „friction angel“ (innerer Reibungswinkel) für Gesteinsschichten mit plastischem Materialverhalten. Kohäsion wird vernachlässigt.

Tabelle 4.2: Salzstockaufstieg – Materialparameter für elastisches und plastisches Verhalten.

Gesteinsart	K [MPa]	G [MPa]	friction angel [-]
Steinsalz	16.600	10.000	-
Rotliegendes	19.800	9.100	-
Trias	19.800	9.100	33
Kreide	16.8000	9.600	30
Jura	16.8000	9.600	33
Tertiär/Quartär	2.000	200	22

Der Fokus der Untersuchungen liegt auf der Ermittlung des Salzstockaufstiegs und der Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten. Hierfür werden zum einen die berechneten Verschiebungen anhand von Konturplots dargestellt, zum anderen Aufstiegsgeschwindigkeiten ausgewertet, in geeigneten Diagrammen dargestellt und mit Ergebnissen aus weiteren Variationsberechnungen verglichen. Die Auswertung der Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten erfolgt im oberen mittleren Bereich des Salzstocks (Bild 4.4, Auswertungspunkt HP01).

Auswertungspunkt: ● HP01

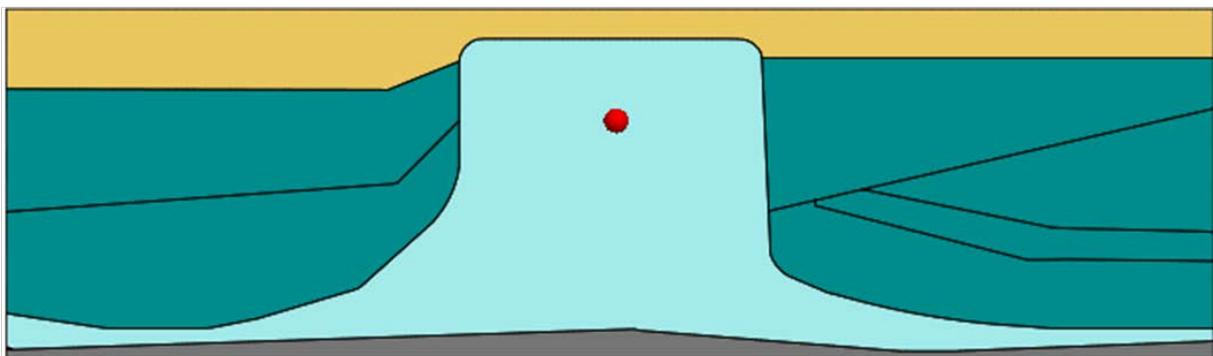


Bild 4.4: Salzstockaufstieg – Auswertungspunkt HP01.

4.2.3 Simulation SD01

Der generische Salzstock wird in der Simulation SD01 im „small-strain mode“ (Berechnung nach Theorie I. Ordnung) durchgeführt. Mit dem „small-strain mode“ werden in FLAC3D für kleine Dehnungen kleine Verschiebungen, Verschiebungsgradienten und Drehungen angenommen. In diesem Modus werden die Knotenkoordinaten nicht aktualisiert.

Das Kriechverhalten von Steinsalz wird in Simulation SD01 mit Stoffmodellkennwerten fürASSE Speisesalz, wie im Vorgängervorhaben Stoffgesetzvergleich III ermittelt, berechnet. Die Kennwerte können dem Endbericht (Yıldırım 2016 /36/) entnommen werden. Bild 4.5 zeigt für $T = 325 \text{ K}$ die stationäre Kriechrate im doppelt logarithmischem $\sigma_{\text{eff}} - \dot{\epsilon}_r$ - Diagramm.

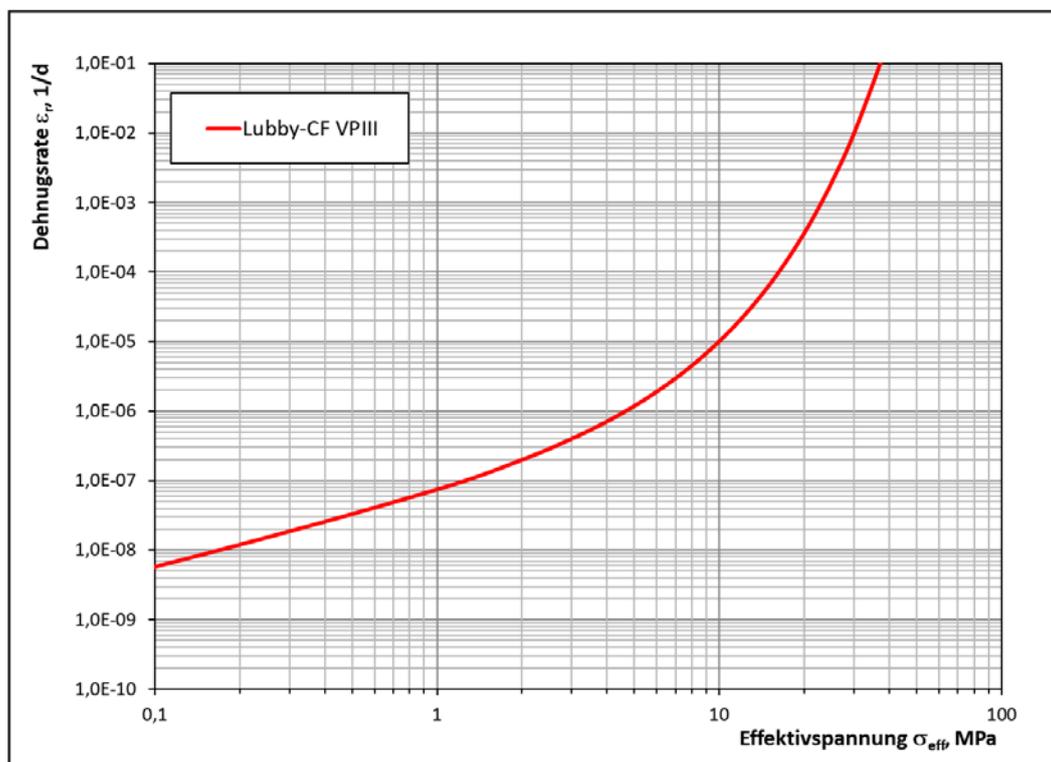


Bild 4.5: Salzstockaufstieg – Stationäre Kriechrate für Asse Speisesalz nach VP III /36/ im doppelt logarithmischem $\sigma_{\text{eff}} - \dot{\epsilon}_r$ - Diagramm, $T = 325 \text{ K}$.

Berücksichtigt wird in der Simulation ein Zeitraum von einer Million Jahre. Da keine schädigungsinduzierenden Beanspruchungen zu erwarten sind, werden Schädigungs- und Verheilungsprozesse vernachlässigt. Die Ergebnisse aus der Simulation SD01 liefern wesentliche Informationen zum Verhalten des Salzdoms und bieten erste Vergleichswerte für die Betrachtung des Verformungsverhaltens im Salzstock aus den weiterfolgenden Simulationsbeispielen mit Berücksichtigung neu erlangter Kenntnisse zum Verhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen.

Bild 4.6 zeigt die vertikale Verschiebung im Salzstock am Ende der Berechnung nach einer Million Jahren. Das Neben- und Deckgebirge wird nicht näher betrachtet und ist daher in grau dargestellt. Zu sehen ist, dass im oberen Dachbereich des Salzstocks mit etwa 1.873 m die größten Vertikalverschiebungen auftreten. In Bild 4.7 ist die von Mises Vergleichsspannung im Konturplot aufgetragen. Zu erkennen sind geringe Differenzspannungen von weniger als 0,1 MPa im Salzstock mit gering erhöhten Differenzspannungen von etwa 0,3 MPa an den Salzdomdachecken und bis ca. 0,5 MPa an der rechten unteren Flanke.

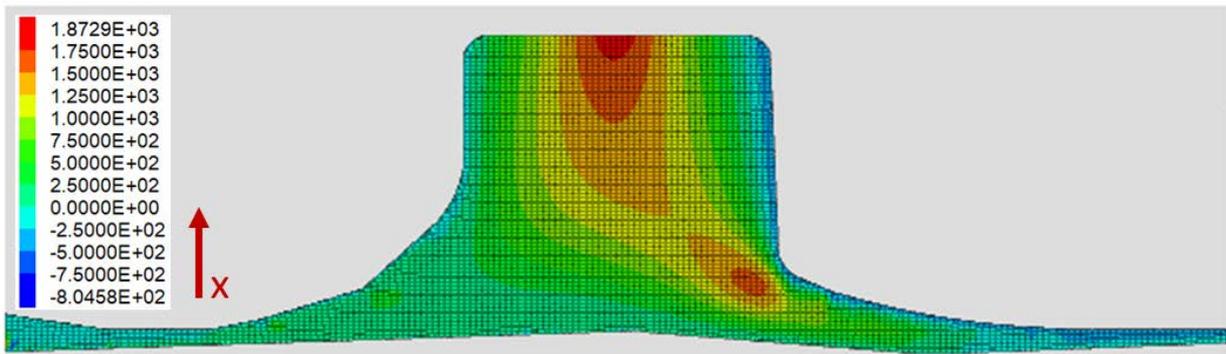


Bild 4.6: Salzstockaufstieg – Simulation SD01 – Vertikalverschiebungen [Einheit] im Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

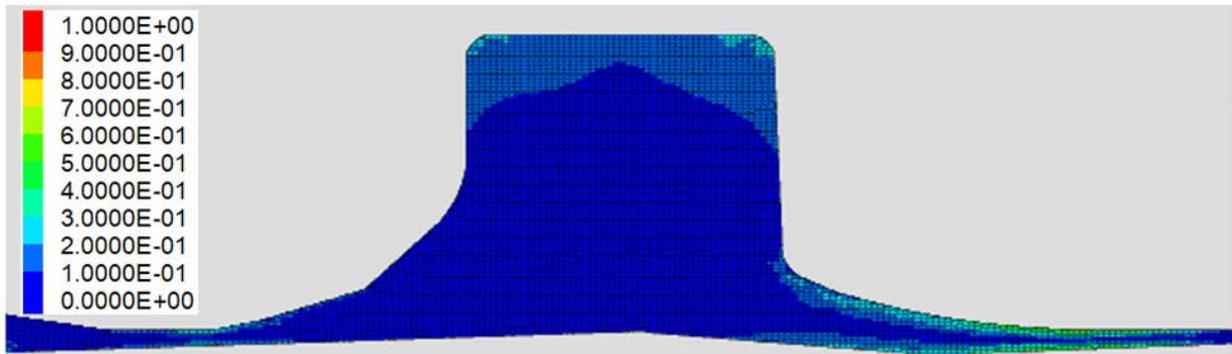


Bild 4.7: Salzstockaufstieg – Simulation SD01 – von Mises Vergleichsspannung (in MPa) im Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

Wertet man die Verschiebung im mittleren Diapir (Auswertungspunkt HP01, Bild 4.4) über die Zeit aus ist zu erkennen, dass sich in diesem Gebirgsabschnitt nach wenigen 100.000 Jahren eine Verschiebungsrate von etwa 1,51 mm/a einstellt, welche nahezu konstant bis zum Ende der Simulationsdauer anhält.

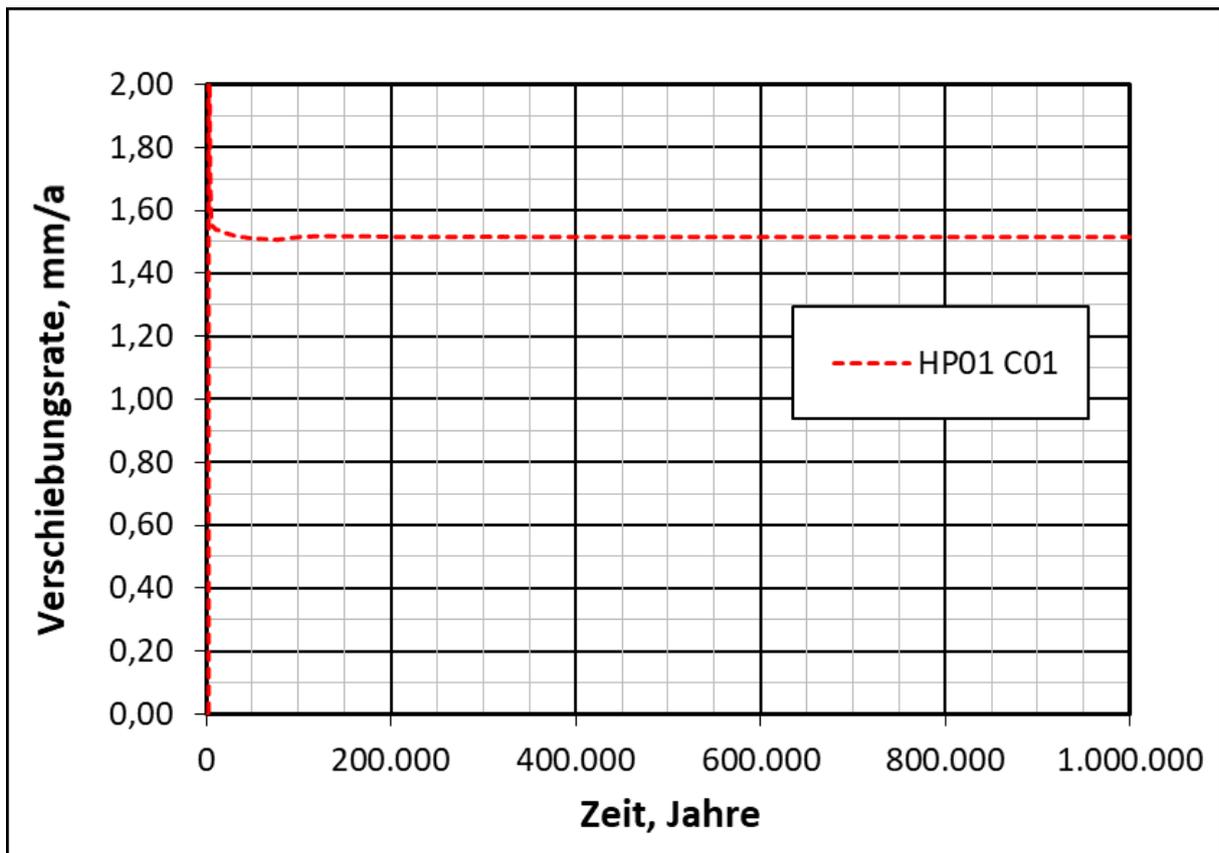


Bild 4.8: Salzstockaufstieg – Simulation SD01 – Verschiebungsrate am Auswertpunkt HP01.

Der Vergleich der Rechenergebnisse mit Abschätzungen der BGR zur aktuellen Aufstiegs- geschwindigkeit im Salzstock Gorleben wie in Tabelle 4.1 angegeben, zeigt eine um das mehrfache erhöhte Salzstockhebung in Simulation SD01. Dies kann mehrere Gründe haben. Zum einen kann es daran liegen, dass die angenommenen Dichten und Mächtigkeiten des Salz- stocks sowie des Deckgebirges erheblich von den tatsächlich herrschenden Verhältnissen abweichen und/oder, dass die bei kleinen Spannungen wirksamen Verformungsmechanismen mit denen im Vorgängervorhaben ermittelten Kennwerten zum Kriechverhalten von Asse Spei- sesalz überschätzt werden. Eine weitere mögliche Erklärung wäre die Wahl des Berechnungsmodus „small-strain“. Da die berechneten Verschiebungen als kleine Verschiebun- gen angenommen und die Knotenpunkte nicht an die berechneten Verschiebungen angepasst werden, ist eine Überschätzung der Verformungen denkbar.

4.2.4 Simulation SD02

Die Simulation SD02 entspricht der Simulation SD01 mit dem Unterschied, dass für die Be- schreibung des Kriechverhaltens von Asse Speisesalz die aktuell im Vorhaben ermittelten Kennwerte, wie im Abschnitt 3.2.7 zusammengefasst, verwendet werden.

Bild 4.9 stellt die im aktuellen Vorhaben ermittelte effektive stationäre Kriechrate für Asse Speisesalz (hellrote Kurve, Lubby-CF WEIMOS) mit der im VP III bestimmten Kriechrate (dunkelrote Kurve, Lubby-CF VP III) für $T = 325 \text{ K}$ gegenüber. Der Vergleich zeigt, dass mit den im Vorgängervorhaben ermittelten Kennwerten die Kriechfähigkeit von Asse Speisesalz bei kleinen deviatorischen Beanspruchungen überschätzt wird. Mit den im aktuellen Vorhaben ermittelten Kennwerten beträgt die Kriechrate bei $\sigma_{\text{eff}} = 0,1 \text{ MPa}$ ca. $8e^{-10} \text{ 1/d}$ und ist im Gegensatz zur Lubby-CF VP III Kurve bei diesen sehr geringen Differenzspannungen etwa um das 10-fache kleiner. Der Unterschied wird damit begründet, dass im Vorgängervorhaben VP III für die Ermittlung der Kennwerte herangezogenen Laborversuche bei Differenzspannungen von 10 MPa und größer durchgeführt wurden und das Kriechverhalten bei Differenzspannungen $< 1\text{-}2 \text{ MPa}$ durch größere Interpolationswege bestimmt werden musste. Erst mit den Erfahrungen und Kenntnissen aus dem aktuellen Vorhaben über das Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen deviatorischen Beanspruchungen war es möglich, das Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Spannungen akkurater beschreiben zu können.

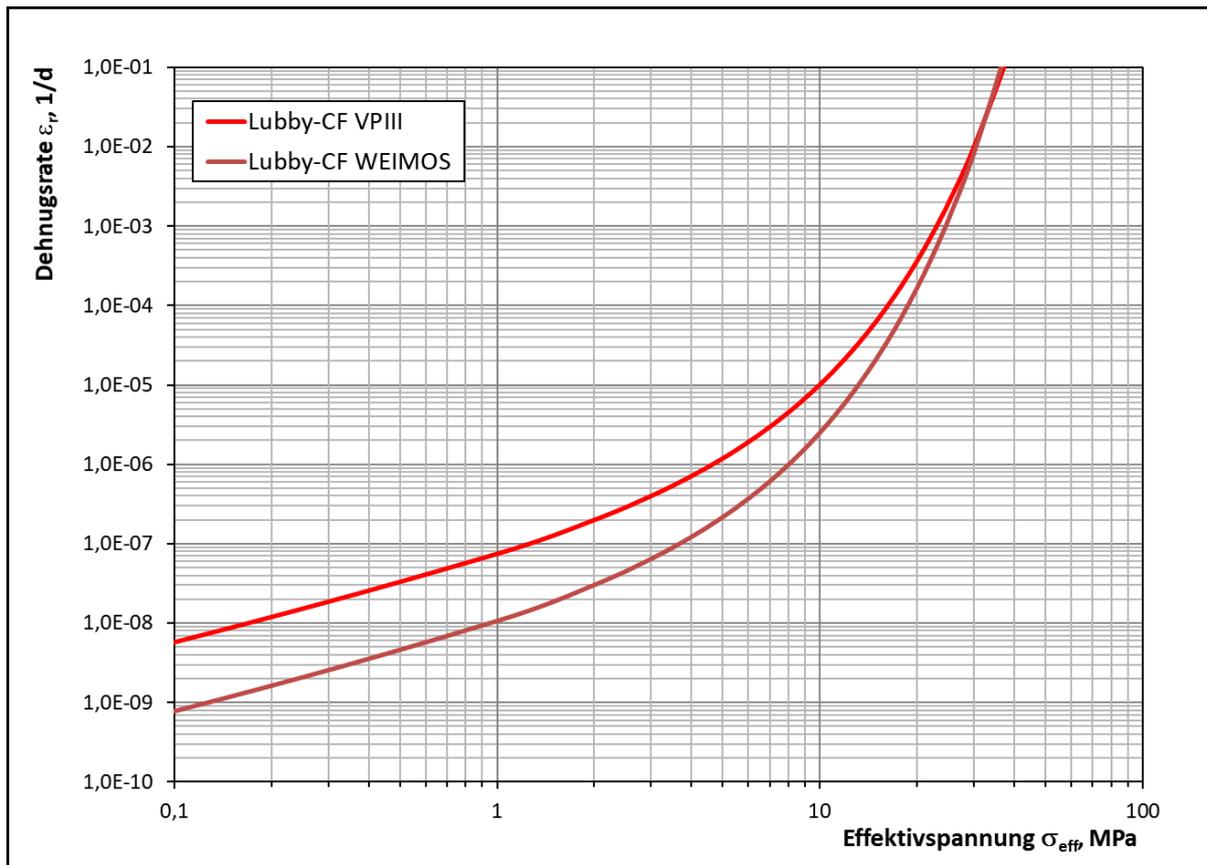


Bild 4.9: Salzstockaufstieg – Stationäre Kriechrate für Asse Speisesalz nach VP III /36/ in hellrot (Lubby-CF VP III) und nach Abschnitt 3.2.7 in dunkelrot (Lubby-CF WEIMOS), $T = 325 \text{ K}$.

Bild 4.10 zeigt die vertikale Verschiebung als Konturplot für Simulation SD02 nach einer Million Jahren. Im Vergleich zur Simulation SD01 fallen wie zu erwarten die Verschiebungen deutlich geringer aus. Die im oberen Dachbereich des Salzstocks auftretenden maximalen vertikalen Verschiebungen betragen in Simulation SD02 etwa 404 m. Wie in Bild 4.11 zu sehen sind die auftretenden von Mises Vergleichsspannungen hingegen in Simulation SD02 größer als in Simulation SD01. Dies ist darauf zurückzuführen, dass infolge der geringeren Verformungen auch weniger Spannungsdifferenzen abgebaut werden.

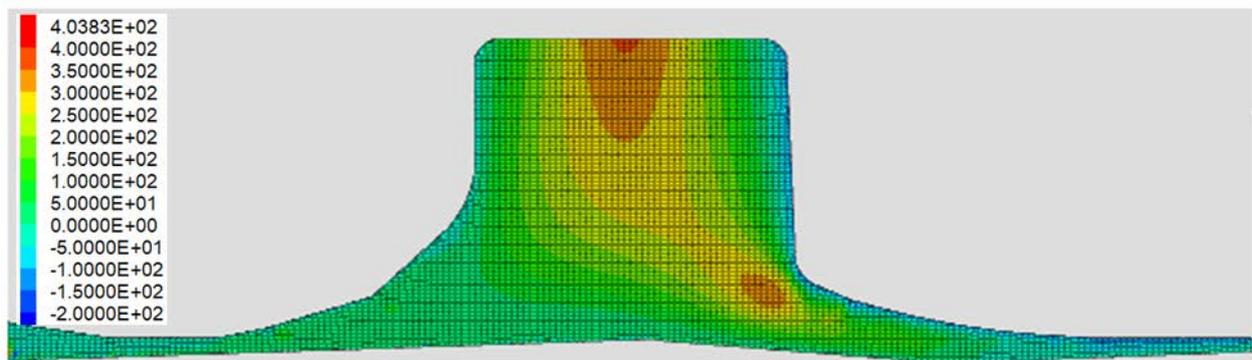


Bild 4.10: Salzstockaufstieg – Simulation SD02 – Vertikalverschiebungen im Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

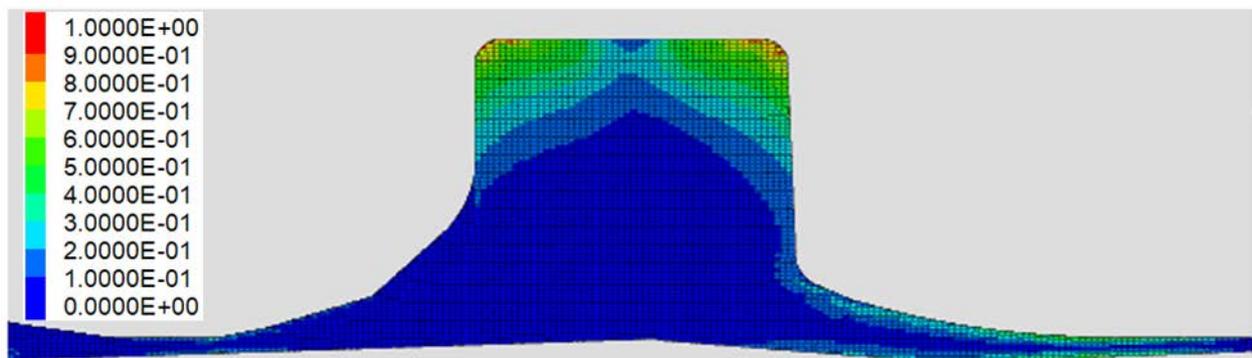


Bild 4.11: Salzstockaufstieg – Simulation SD02 – von Mises Vergleichsspannung im Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

Die Auswertung der vertikale Verschiebung im Auswertpunkt HP01 über die Zeit zeigt, dass in Simulation SD02 zum Ende der Berechnung an diesem Auswertpunkt eine Hebungsrate von etwa 0,32 mm/Jahr simuliert wird (Bild 4.12, durchgehende Kurve). Der Vergleich der Verschiebungsraten aus den Simulationen SD02 und SD02 zeigt, dass die Hebungsrate an diesem Auswertpunkt in Simulation SD02 etwa fünf Mal geringer ist als in Simulation SD01.

Der Vergleich der Rechenergebnisse aus Simulation SD02 mit Abschätzungen der BGR zur aktuellen Aufstiegsgeschwindigkeit zeigt weiterhin eine Überschätzung der Hebungsrate.

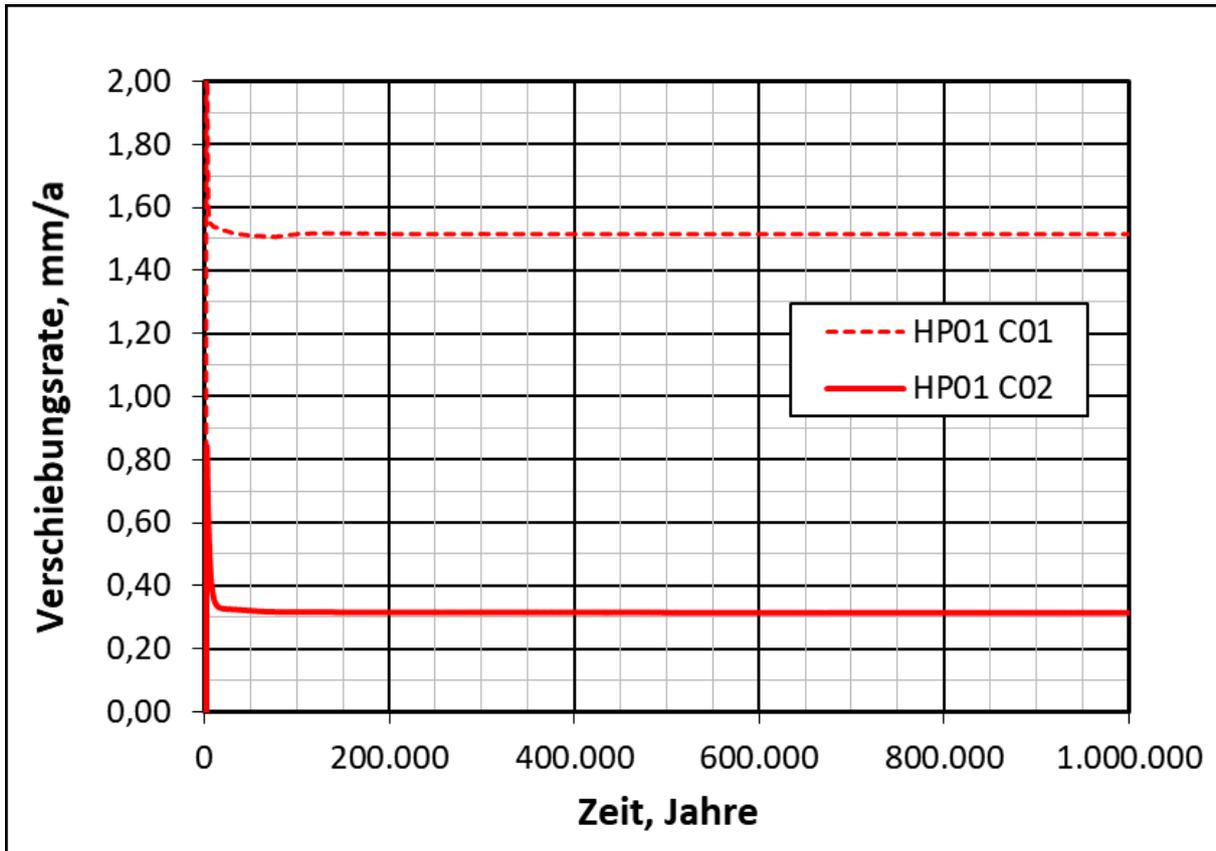


Bild 4.12: Salzstockaufstieg – Simulation SD02 – Verschiebungsrate am Auswertpunkt HP01. Durchgehende Kurve: Simulation SD02, gestrichelte Kurve: Simulation SD01)

4.2.5 Simulation SD03

Die Simulation SD03 entspricht der Simulation SD02 mit dem Unterschied, dass die Berechnung im „large-strain mode“ (Berechnung nach Theorie II. Ordnung) durchgeführt wird. Im „large-strain mode“ werden die Knotenkoordinaten an die berechneten Verschiebungen angepasst. Die geologische Struktur passt sich somit den aktuellen Hebungen an und ist somit realitätstreu.

Ausgewertet werden wieder zunächst die Vertikalverschiebungen (Bild 4.13) und die von Mises Vergleichsspannung (Bild 4.11) im Konturplot. Die auftretenden Verschiebungen sind im Gegensatz zu Simulation SD01 und SD02 deutlich geringer. Im oberen Bereich treten vertikale Verschiebungen von etwa 70-80 m auf. Im Gegensatz zu den Simulation SD01 und SD02 treten die maximalen Vertikalverschiebungen auch nicht im oberen Bereich des Salzstocks sondern im unteren rechten Gebirgsabschnitt auf, wo auch das darüberliegende Deckgebirge auf der

rechten Flanke des Salzkissen die meiste Belastung aufbringt. Hier beträgt die Vertikalverschiebung im Maximum etwa 122 m. Der Blick auf die von Mises Vergleichsspannung im Konturplot zeigt, dass in Simulation SD03 auch die Spannungsdifferenzen geringer sind als in Simulation SD01 und SD02. Das liegt darin begründet, dass im „large-strain“ Modus mit der Anpassung der Knotenpunkte an die berechneten Verschiebungen neben dem Modell auch die Spannungen korrigiert werden. Im Großteil des Salzstocks herrschen am Ende der Berechnung Differenzspannungen von 0,01 MPa und kleiner.

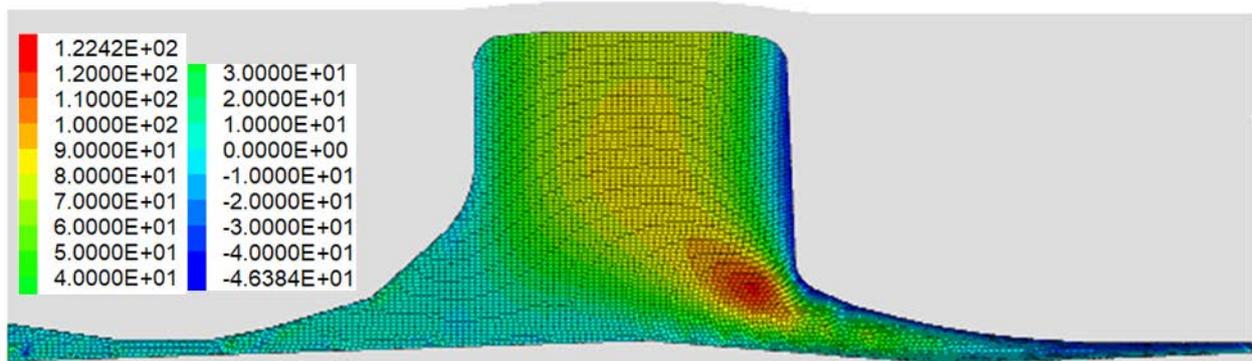


Bild 4.13: Salzstockaufstieg – Simulation SD02 – Vertikalverschiebungen als Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

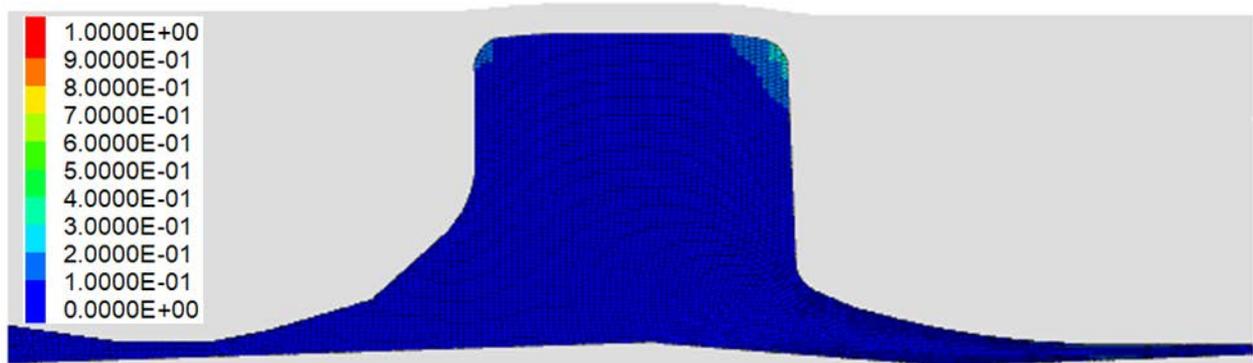


Bild 4.14: Salzstockaufstieg – Simulation SD02 – von Mises Vergleichsspannung als Konturplot, $t = 1$ Mio. Jahre.

Auch für Simulation SD03 wird am Auswertpunkt HP01 die Aufstiegsgeschwindigkeit über die Zeit ausgewertet (Bild 4.15, HP01 C03, gestrichelte Kurve). Im Vergleich zu Simulation SD02 (HP01 C02, durchgehende Kurve) erkennt man einen deutlichen Unterschied bei der zeitlichen Entwicklung der Verschiebungsrate. Die Aufstiegsgeschwindigkeit nimmt kontinuierlich mit der Zeit ab und erreicht nach einer Million Jahren einen Wert von etwa 0,024 mm/a. Die berechnete Aufstiegsgeschwindigkeit im Auswertpunkt HP01 liegt somit in Simulation SD03 im Rahmen der für den

oberen Bereich des Salzstock Gorlebens angegebenen aktuelle Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten von etwa 0,018-0,052 mm/a.

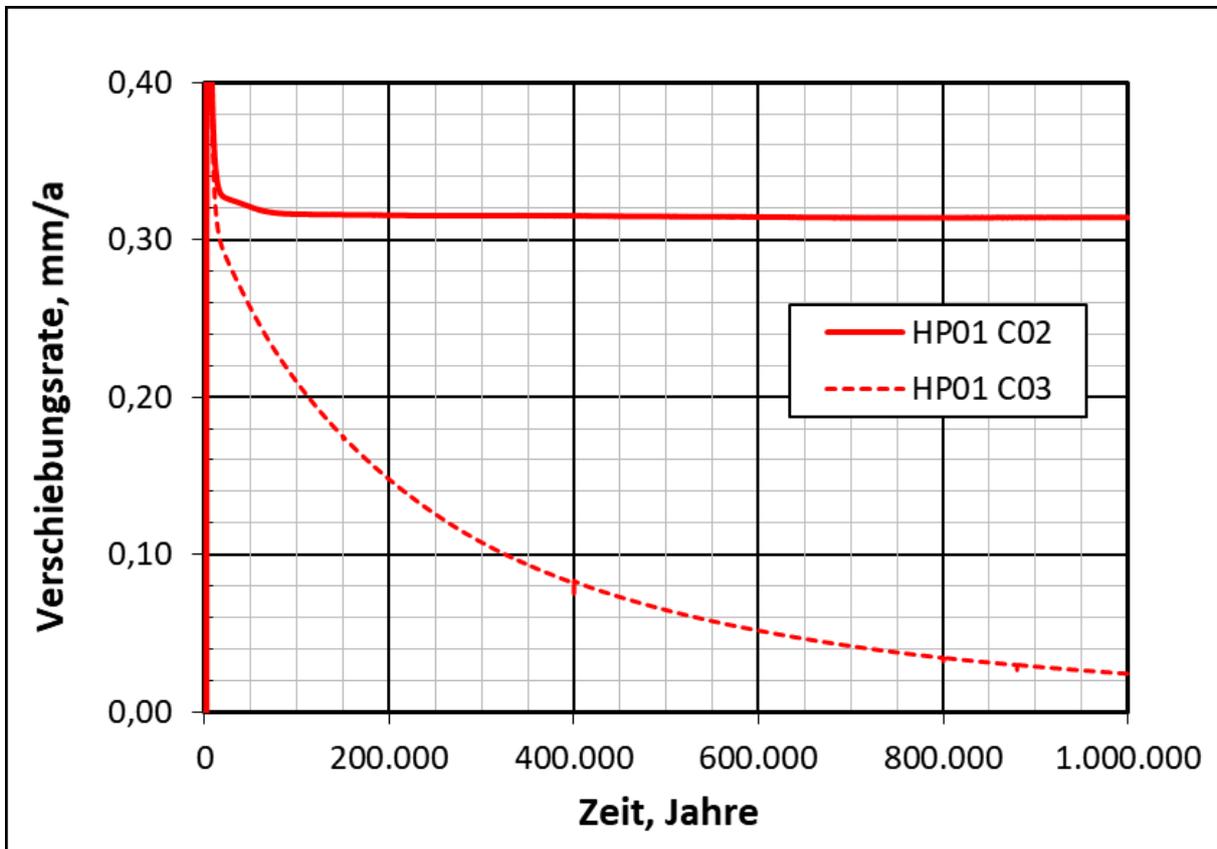


Bild 4.15: Salzstockaufstieg – Simulation SD03 – Verschiebungsrate am Auswertpunkt HP01, Vergleich mit Simulation SD02.

Die Simulationsberechnungen zeigen, dass mithilfe neu erlangter Erkenntnisse das Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen besser beschrieben werden kann und mit einer adäquaten Vorgehensweise bei der numerischen Modellierung Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten berechnet werden, welche im Rahmen der in der Literatur angegebenen Werten liegen.

5 Simulationsberechnungen zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten

5.1 Einführung

Für eine akkurate Einschätzung und Vorhersage zum Systemverhalten von geologischen und geotechnischen Barrieren ist neben der Schädigungsentwicklung die detaillierte Beschreibung der Schädigungsrückbildung im Steinsalz mit geeigneten Stoffmodellen von hoher Relevanz. Für die Weiterentwicklung von Stoffmodellansätzen zum Verheilungsverhalten von Steinsalz wurde im Projekt eine systematische experimentelle Untersuchung durchgeführt und die angewendeten Stoffmodelle mit den neu erlangten Erkenntnissen weiterentwickelt. Die durchgeführten Versuche und die Nachberechnungen mit dem Stoffmodell Lubby-CF sind in Abschnitt 3 bereits ausführlich vorgestellt.

Die bisherigen Verheilungsversuche sind zum einen triaxiale ($\sigma_1 \neq \sigma_{2,3}$), jedoch technisch beding keine dreiaxialen Druckversuche ($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$). Das heißt, dass mit der Aufbringung des Manteldrucks die Zylinderprobe stets mit derselben Beanspruchung in zwei Achsrichtungen gleichzeitig belastet wird. Des Weiteren ist es mit dem aktuellen Stand der Technik nicht möglich die schädigungsinduzierte Volumendehnung im Prüfkörper richtungsabhängig zu messen. Es ist zwar bekannt, wie und in welcher Richtung sich Risse vornehmlich entwickeln, als Messgröße festgehalten werden kann jedoch im Labor lediglich die Dilatanzentwicklung der gesamten Probe als skalare Größe. Somit fehlen genauere Messwerte darüber, wie sich die Schädigungsrückbildung in der Probe richtungsabhängig verhält. Die meisten Stoffmodelle sind aus diesem Grund zwar in Abhängigkeit einer skalaren Größe, wie z.B. der gemessenen Volumendehnung der gesamten Zylinderprobe modelliert, modifiziert und verifiziert, sind aber dennoch in der Lage das Schädigungs- und Verheilungsverhalten von Steinsalz richtungsabhängig zu beschreiben.

Um die Funktionsweise der in den angewendeten Programmcodes implementierten Stoffmodellansätze zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten zu überprüfen sowie das richtungsabhängige Verhalten der Stoffmodellansätze z.B. bei dreiaxialen Bedingungen zu analysieren, wird anhand ausgewählter Belastungsgeschichten eine numerische Untersuchung an einem Mehrelementwürfelmodell durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse liefern einen Einblick in die Funktionsweise der Stoffmodellansätze zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung sowie -rückbildung in Steinsalz. Einfluss auf die Verschiebungen, Dehnungen, Schädigung und Dilatanz werden in Abhängigkeit der Koordinatenrichtungen untersucht. Weiterhin werden an einem zylinderförmigen Probekörpermodell die Einflüsse aus der Probegeometrie und der Versuchsdurchführung numerisch untersucht.

5.2 Simulationsberechnungen an einem 4x4x4-Elementwürfel

Die Untersuchung zur Funktionsweise der Lubby-CF Stoffmodellansätze zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten von Steinsalz werden an einem einfachen Würfelmodell aus 64 Elementen (4x4x4 Elemente) und den Abmessungen 1,0 x 1,0 x 1,0 m³ durchgeführt (Bild 5.1). Das Modell wird während den Berechnungen allseitig belastet und unterliegt keiner Lagerbedingung.

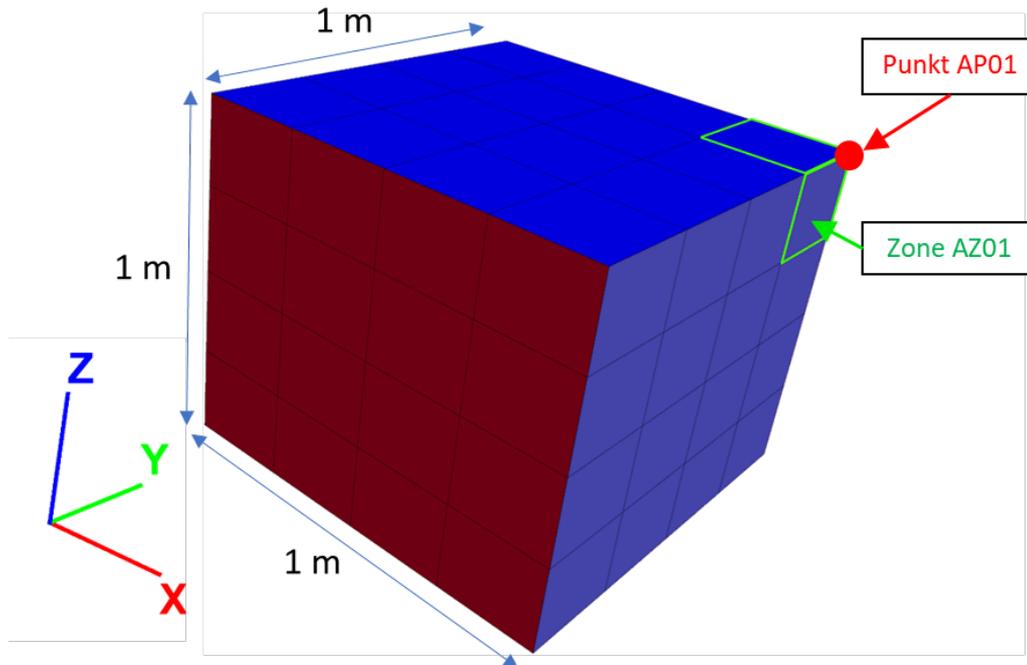


Bild 5.1: Würfelmodell – Modellabmessungen und Auswertpunkte.

Für die Untersuchung wurden gemeinsam mit den Projektpartnern eine Serie von insgesamt 11 Simulationsberechnungen festgelegt in denen zunächst mit einer Beanspruchung oberhalb der Dilatanzgrenze eine Volumendehnung aufgebaut und nachträglich unter verheilungsinduzierenden Beanspruchungen eine Dilatanzrückbildung forciert wird. In Tabelle 5.1 sind die durchgeführten Berechnungen und die dazugehörigen Belastungsgeschichten aufgelistet. Angegeben sind neben den Bezeichnungen der Simulationen die Berechnungsdauer der Schädigungs- bzw. der Verheilungsphase und die aufgetragene Beanspruchung während dieser Phasen. In den drei Simulationsberechnungen T01-T03 wurde lediglich eine Dilatanzentwicklung simuliert. Die Schädigungsphase beträgt 30 Tage. Eine Verheilung wird in diesen Berechnungen nicht berücksichtigt. Die Simulationsberechnungen T04-T11 beinhalten dann eine anschließende Verheilungsphase von 70 Tagen Simulationsdauer. Die Simulation T09 beinhaltet zudem eine anfängliche schädigungsfreie Kriechphase von 30 Tagen, bevor anschließend eine 30 tägige Schädigungsphase und eine 70 tägige Verheilungsphase simuliert werden.

Tabelle 5.1: Würfelmodell – Simulationsberechnungen an einem Würfelmodell.

Simulation	Schädigungsfreie Kriechphase 30 Tage Belastung in MPa			Schädigungsphase 30 Tage Belastung in MPa			Verheilungsphase 70 Tage Belastung in MPa		
	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}
T01	-	-	-	2	3	30	-	-	-
T02	-	-	-	2	9	30	-	-	-
T03	-	-	-	2	29	30	-	-	-
T04	-	-	-	2	2	30	20	20	30
T05	-	-	-	2	2	30	10	20	30
T06	-	-	-	2	2	30	2	20	30
T07	-	-	-	2	9	30	20	20	30
T08	-	-	-	2	29	30	20	20	30
T09	20	20	48	2	2	30	20	20	48
T10	-	-	-	2	2	30	30	30	29
T11	-	-	-	2	2	30	30	30	30

Der Probe wird das Materialverhalten von Asse Speisesalz mit den salztypspezifischen Kennwerten nach Abschnitt 3.2.7 zugrunde gelegt.

Ausgewertet und dargestellt (Bild 5.2 bis Bild 5.12) sind jeweils die Hauptspannungen, die effektiven Volumendehnungen (dam: schädigungsinduziert, tot: totale Volumendehnungen inkl. elastischem Anteil), die Dehnungsinkremente in Hauptkoordinatenrichtung in der Auswertzone AZ01 sowie die Verschiebungsinkremente in Hauptkoordinatenrichtung in dem Auswertknoten AP01 (siehe Bild 5.1).

Die Ergebnisse zeigen zum einen, dass mit dem Lubby-CF Stoffmodell die richtungsabhängige Beschreibung der schädigungs- und verheilungsinduzierten Dehnungen und die daraus resultierenden Verformungen im Modell prinzipiell gut wiedergegeben werden können.

Für die Simulation T09 sind zusätzlich und exemplarisch für alle Berechnungen ausgewertet in Zone AZ01 die effektive Gesamtdehnung, die schädigungsfreie, die schädigungsinduzierte, die verheilungsinduzierte Dehnung (Bild 5.13) sowie die totale, die schädigungsinduzierte sowie die elastische Volumendehnung (Bild 5.14) über die Zeit.

Die Auswertungen zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF die einzelnen Anteile aus schädigungsfreiem, schädigungsinduzierten und schädigungsrückbildenden Dehnungen sowie der schädigungsinduzierte sowie elastische Anteil der Volumendehnung getrennt voneinander ausgewertet und wiedergegeben werden können.

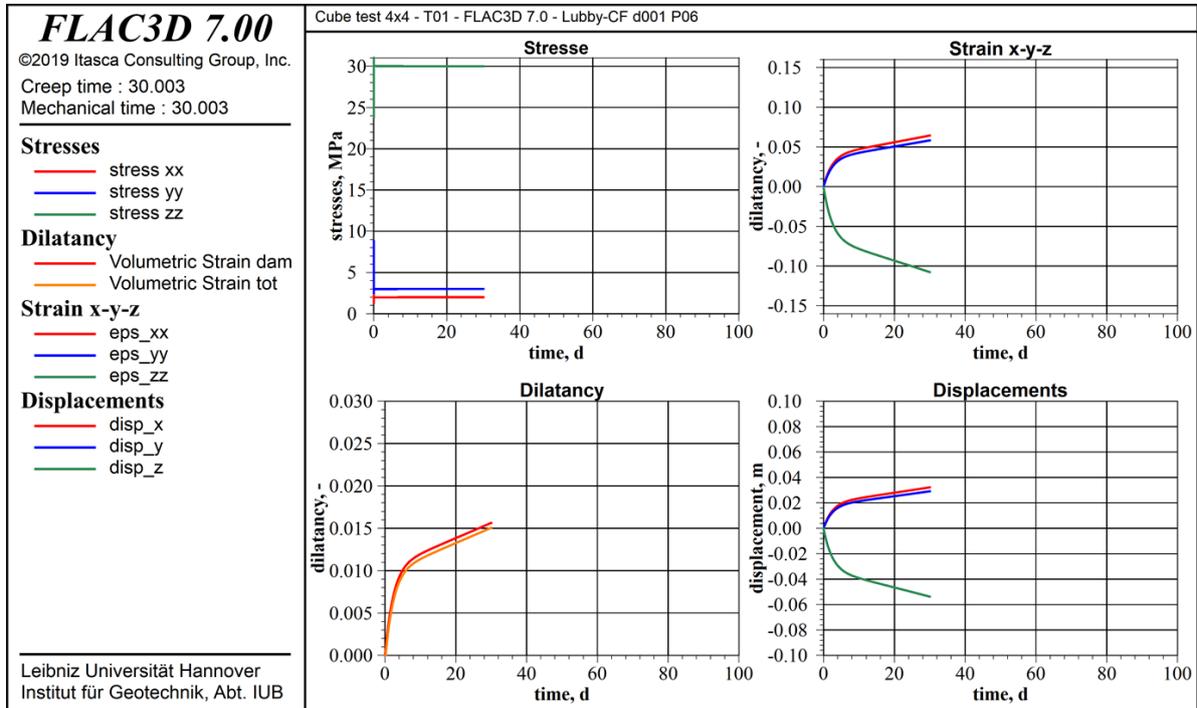


Bild 5.2: Würfelmodell – Simulation T01 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

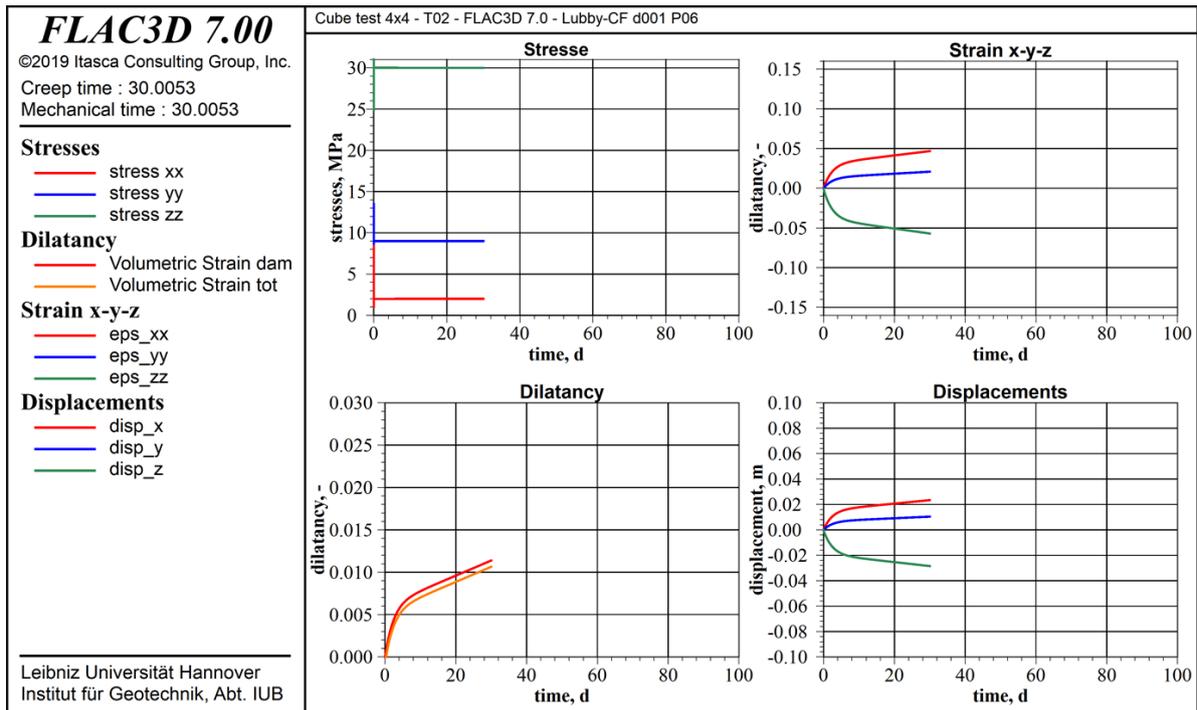


Bild 5.3: Würfelmodell – Simulation T02 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

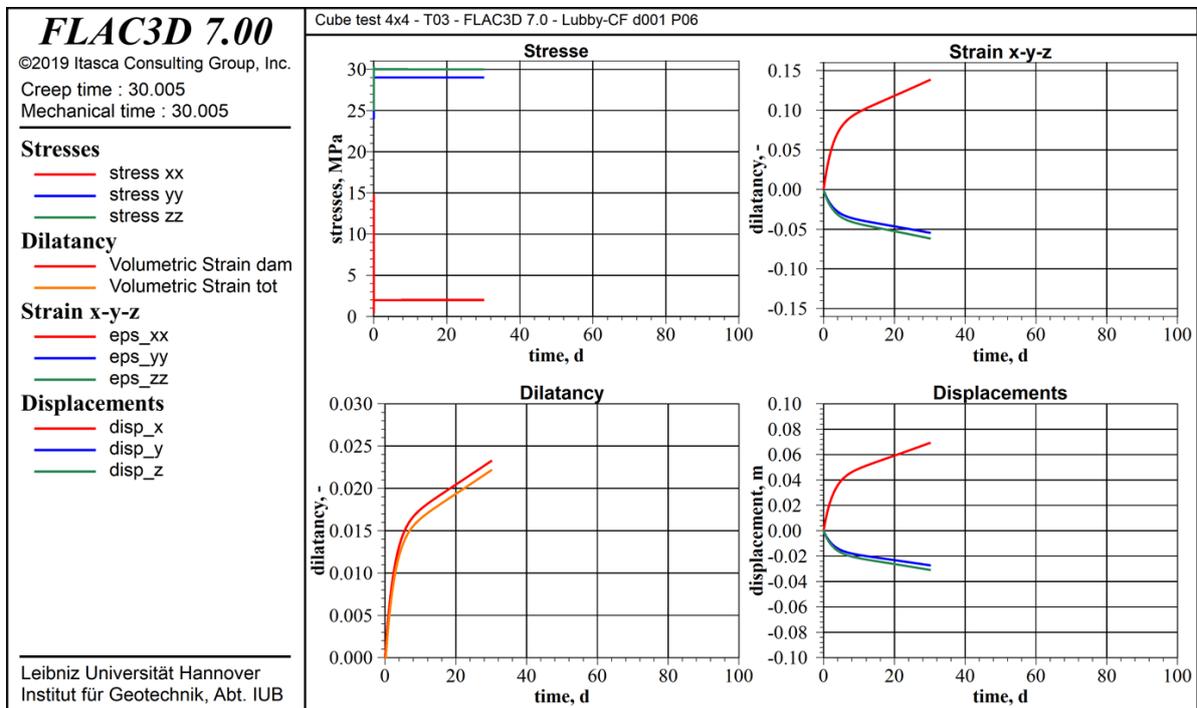


Bild 5.4: Würfelmodell – Simulation T03 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

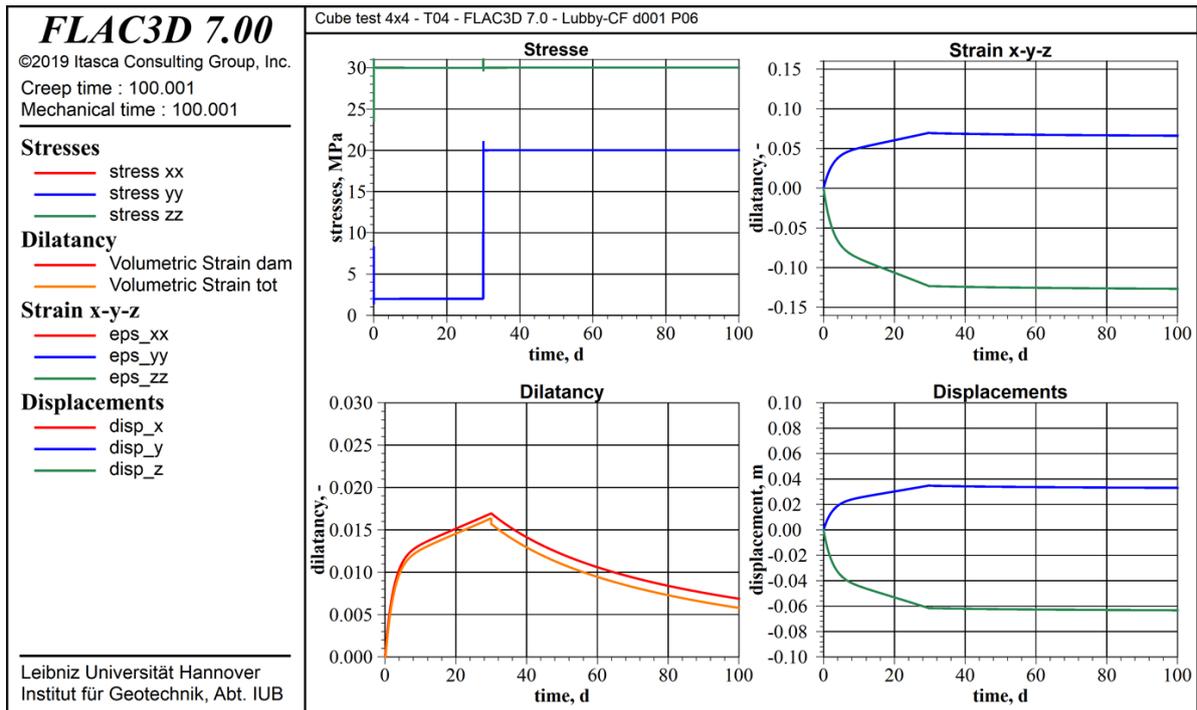


Bild 5.5: Würfelmmodell – Simulation T04 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

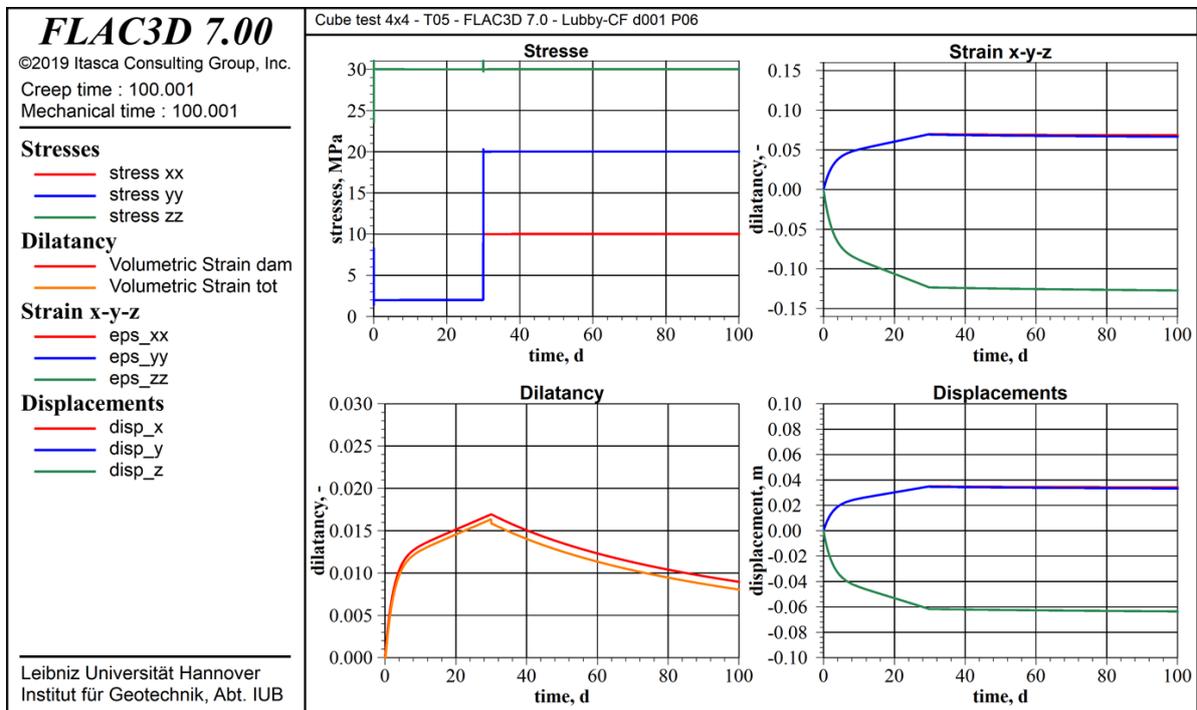


Bild 5.6: Würfelmmodell – Simulation T05 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

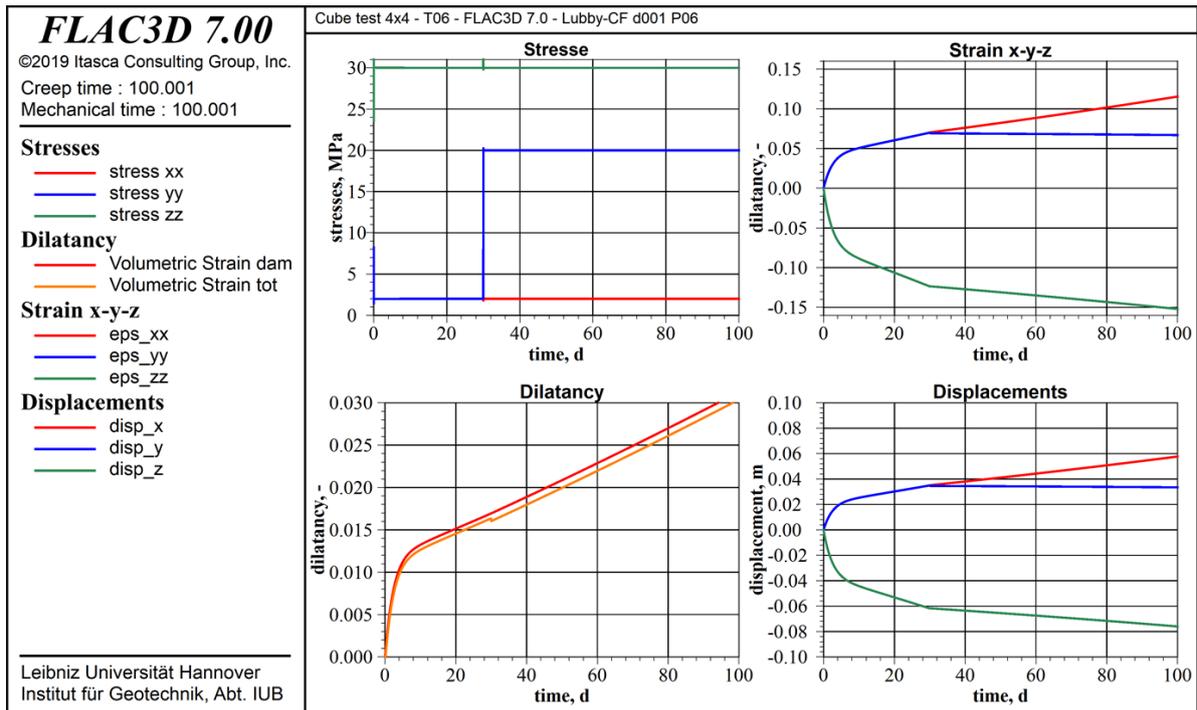


Bild 5.7: Würfelmmodell – Simulation T06 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

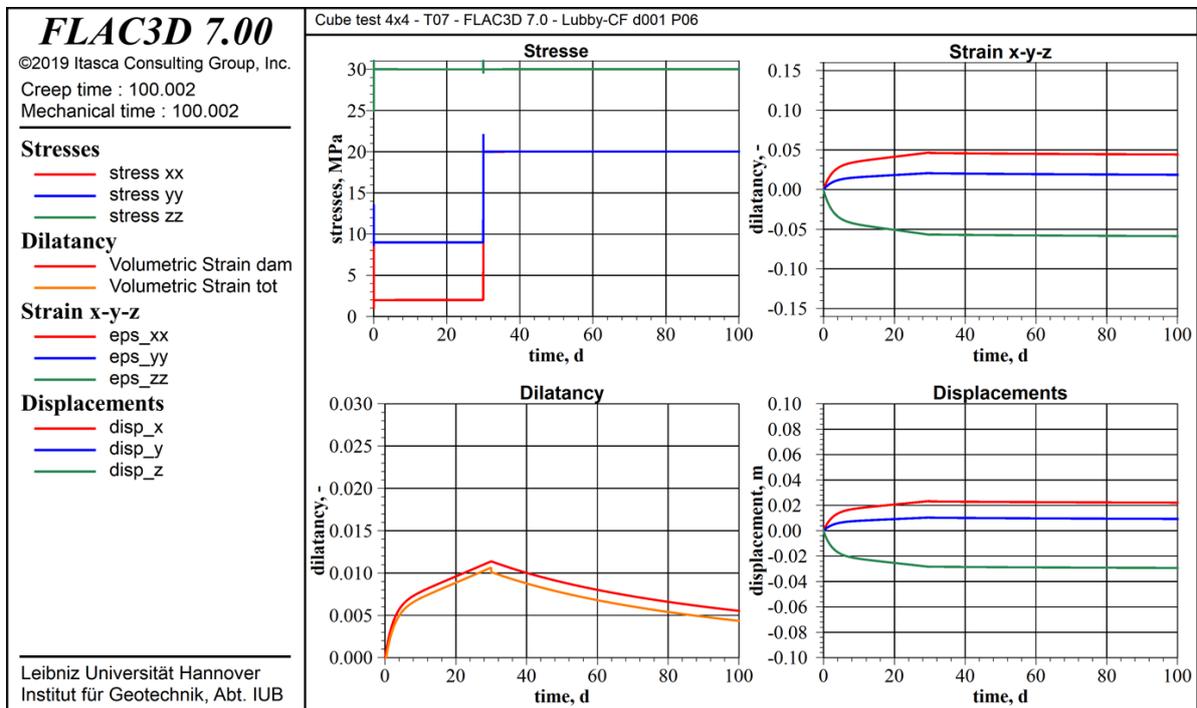


Bild 5.8: Würfelmmodell – Simulation T07 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

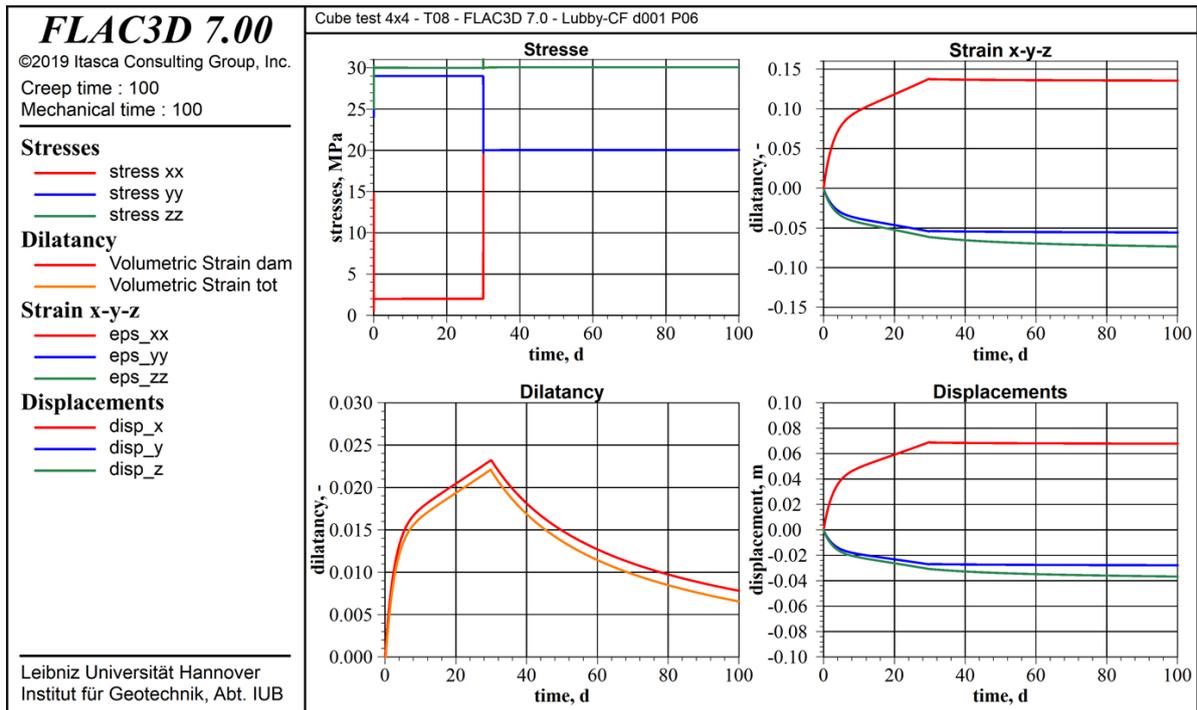


Bild 5.9: Würfelmodell – Simulation T08 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit.
 Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

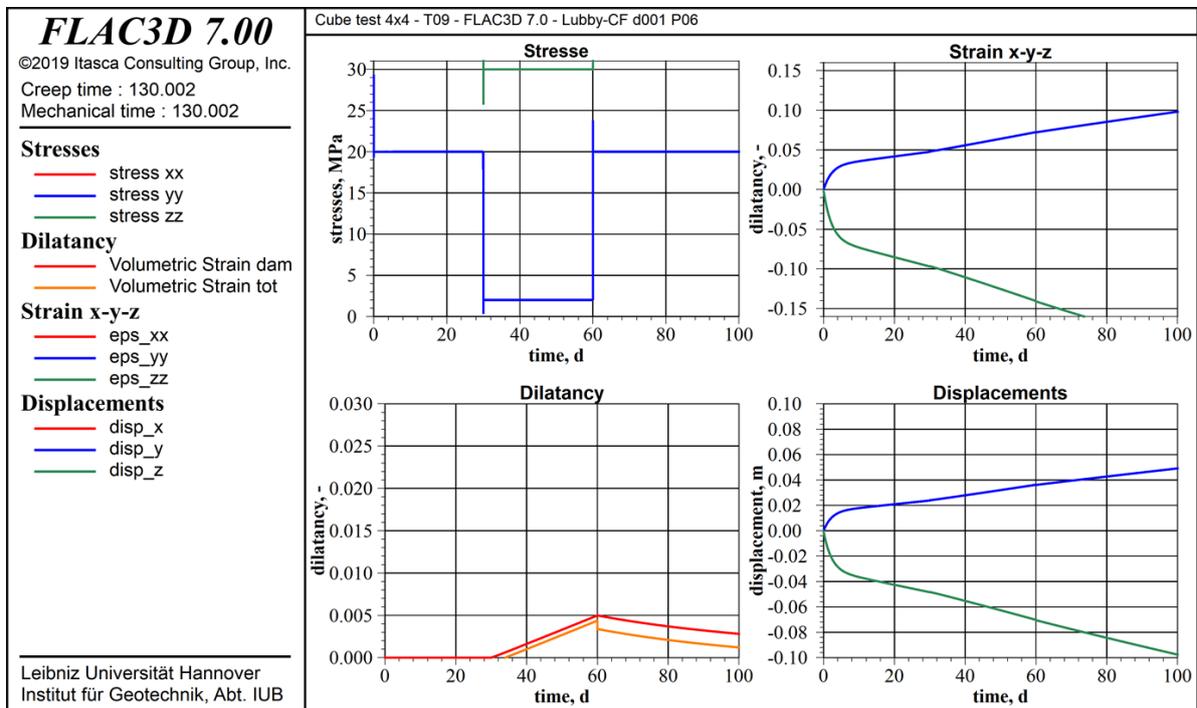


Bild 5.10: Würfelmodell – Simulation T09 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit.
 Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

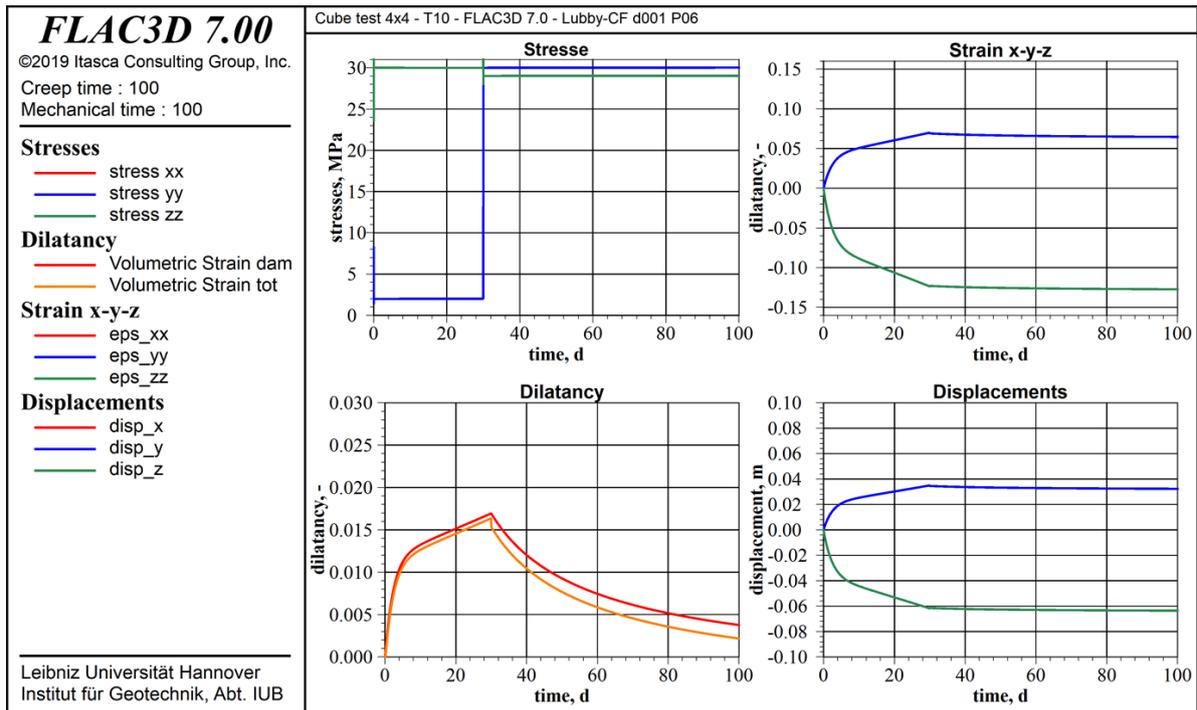


Bild 5.11: Würfelmodell – Simulation T10 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

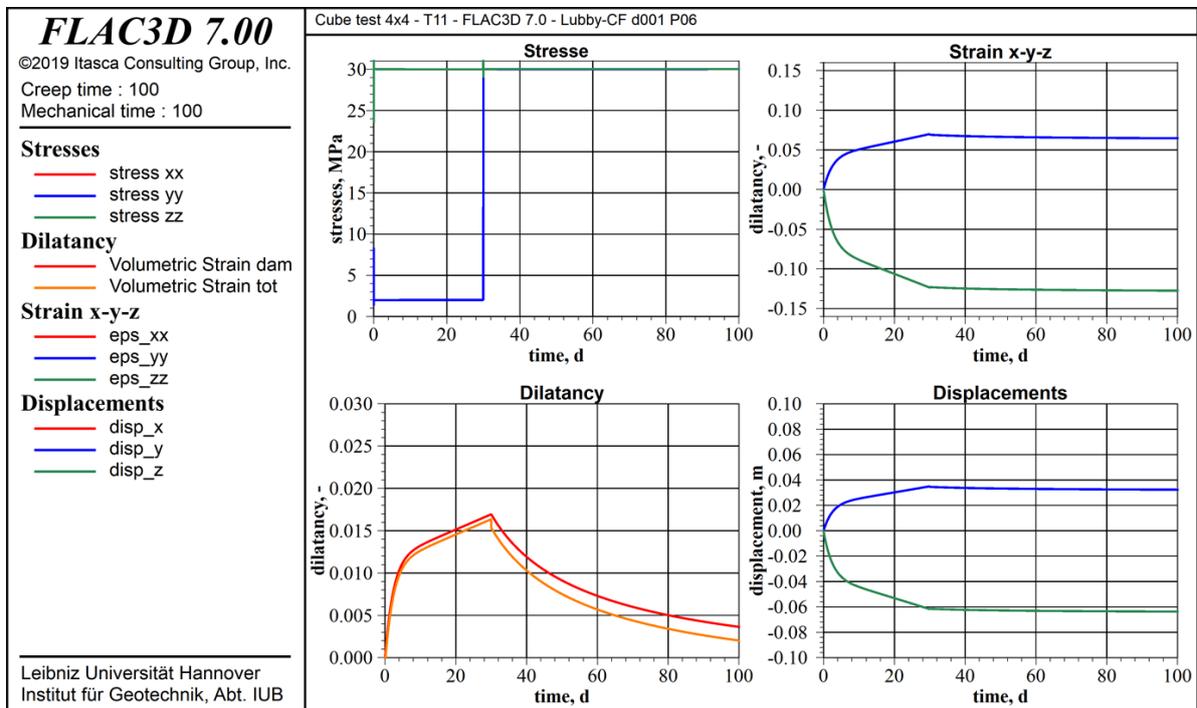


Bild 5.12: Würfelmodell – Simulation T11 – Auswertung an Zone AZ01 bzw. Knoten AP01 über die Zeit. Oben links: Hauptspannungen, unten links: effektive Volumendehnungen, oben rechts: Dehnungsinkremente, unten rechts: Verschiebungsinkremente.

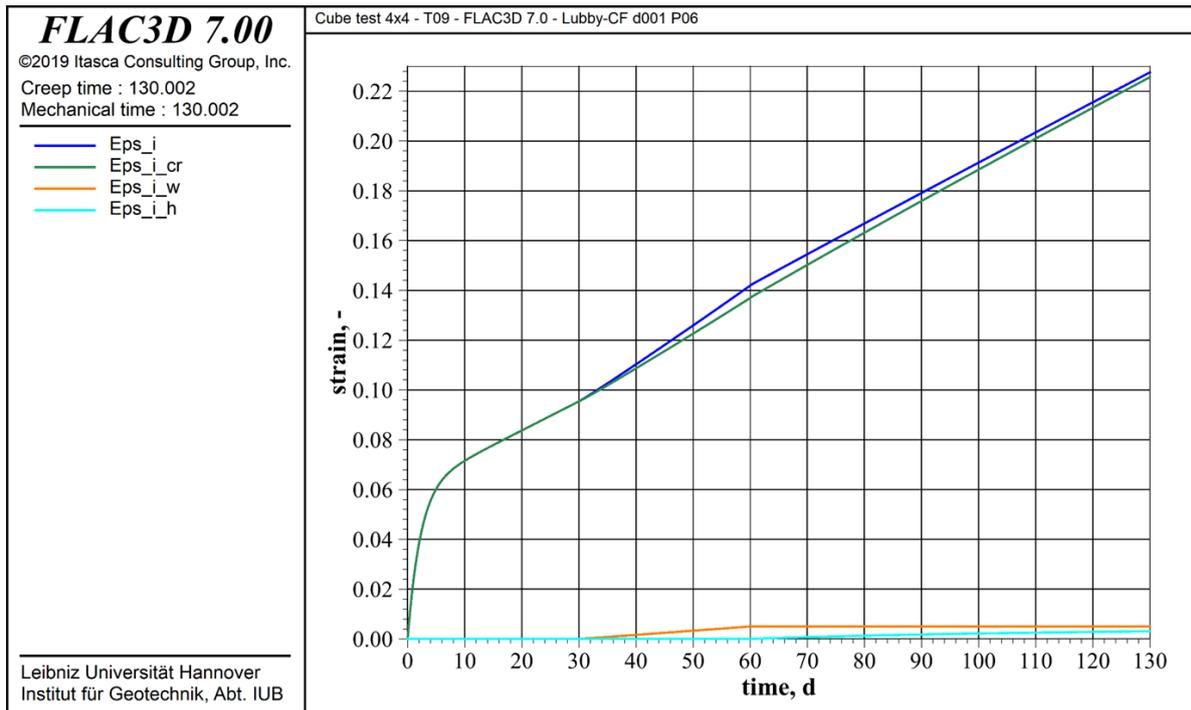


Bild 5.13: Würfelmodell – Simulation T09 – Effektive Dehnungen in Auswertzone AZ01. In blau: Eps_i , Gesamtdehnung, in grün: Eps_i_{cr} , schädigungsfreie Kriechdehnung, in orange: Eps_i_w schädigungsinduzierte Kriechdehnung, in türkis: Eps_i_h , verheilungsinduzierte Dehnung.

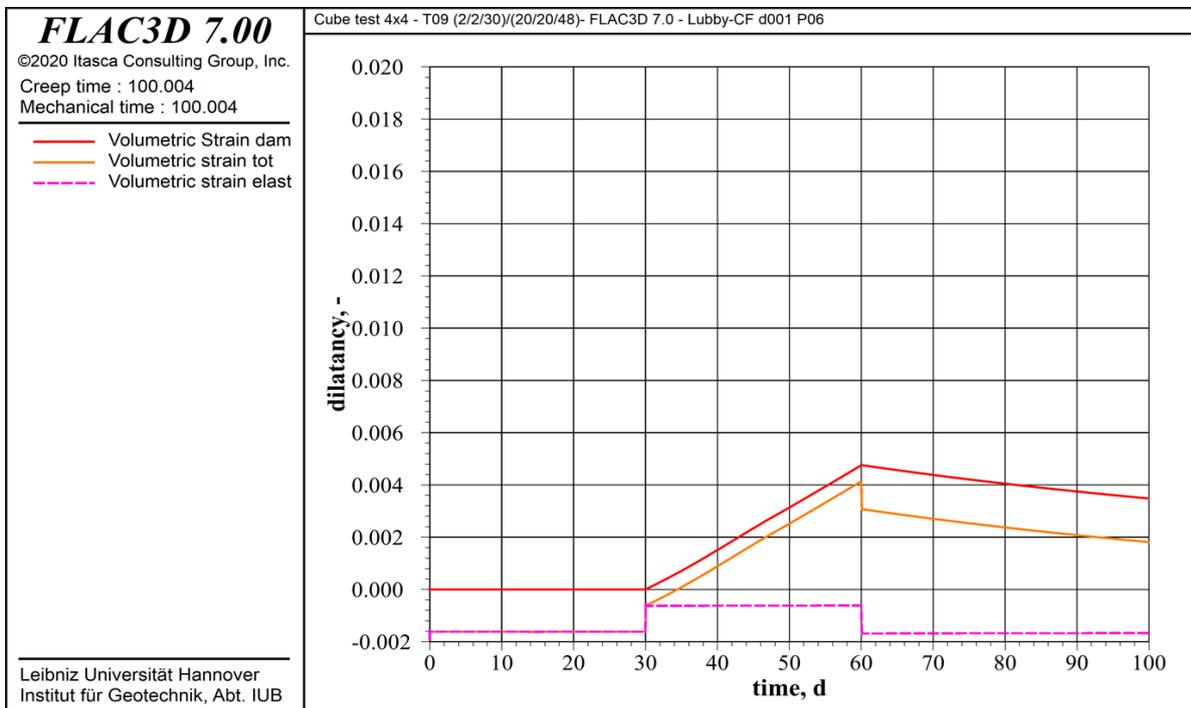


Bild 5.14: Würfelmodell – Simulation T09 –Volumendehnungen in Auswertzone AZ01. In rot: schädigungsinduzierte Volumendehnung, in lila: elastische Volumendehnung, in orange: totale Volumendehnung.

5.3 Simulationsberechnungen an einem zylinderförmigen Probekörpermodell

Die mechanische Untersuchung von Gesteinen wie z.B. des Steinsalzes erfolgt im Labor in der Regel an Probekörpern, welche durch Prüfvorrichtungen einer vordefinierten Kraft ausgesetzt werden. In erster Linie werden Laborproben aus Bohrkernen gewonnen, so dass sie eine zylindrische Form haben. Für Laboruntersuchungen werden daher neben würfelförmigen Probekörpern unter anderem auch zylinderförmige Probekörper verwendet. Während der Versuchsdurchführung an zylindrischen Probekörpern wird die Axiallast an den Stirnflächen der Zylinderprobe eingeleitet. Bei einem Triaxialversuch wird zusätzlich ein Manteldruck, z.B. durch Hydrauliköl aufgebracht.

Während der Lasteinleitung entsteht zwischen den Endflächen des Probekörpers und den Druckplatten der Prüfmaschine Reibung. Durch diese Reibung wird die Ausdehnung des Probekörpers quer zur Lastrichtung behindert. Bei einem triaxialen Druckversuch verformt sich der Probekörper tonnenförmig (Bild 5.15, Mitte)., bei Kriechversuchen unter Extensionsbeanspruchung kommt es zu einer wannenförmigen Verformung der Probe (Bild 5.15, Links).

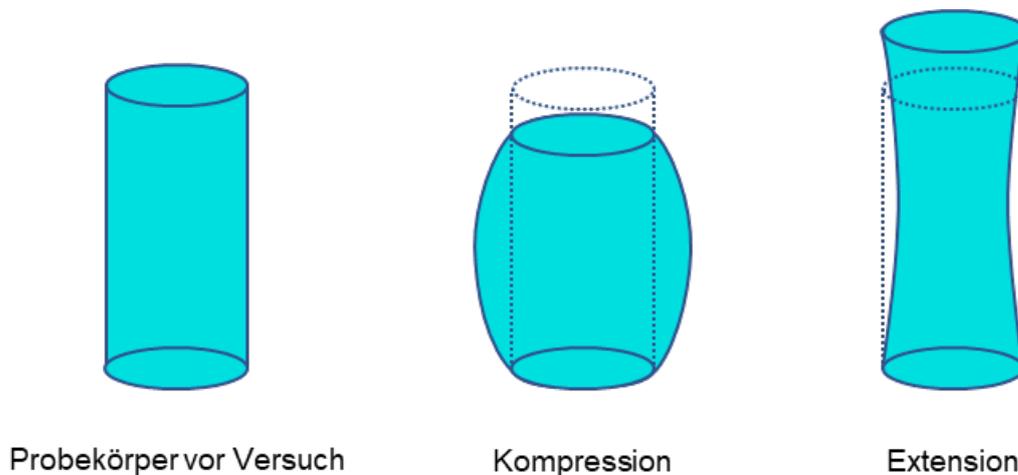


Bild 5.15: Probekörper – Schematische Darstellung der Probenverformung nach unterschiedlichen Versuchsarten.

Verheilungsversuche werden ebenfalls an zylinderförmigen Probekörpern durchgeführt und haben einen ähnlichen Versuchsablauf wie triaxiale Druckversuche. Während der Versuchsdurchführung verformt sich der Probekörper tonnenförmig. Die behinderte Seitendehnung hat Auswirkungen auf den Spannungszustand in der Probe, und somit auf das Dilatanzverhalten.

Die Dilatanzmessung erfolgt unter anderem über die Ölverdrängung und beschreibt die Volumendehnung in der gesamten Probe als skalare Größe. Eine Messgröße über die ort- und richtungsabhängige Dilatanzentwicklung in der Probe gibt es nicht. Diese kann lediglich an der ausgebauten Versuchsprobe beobachtet werden. Da im Labor die Dilatanzentwicklung der gesamten Probe als skalare Größe bestimmt wird, ist es üblich das Verheilungsverhalten von Steinsalz anhand der gemessenen Volumendehnung der gesamten Zylinderprobe zu verifizieren und für eine zeitsparende numerische Nachberechnung der Laborversuche durchaus legitim ein einfaches Würfelmodell zu verwenden. Eine realitätsnahe Nachbildung eines Verheilungsversuchs an einer Zylinderprobe erfordert jedoch eine entsprechend realitätsnahe Modellierung des Probekörpers.

In diesem Abschnitt wird an einem zylinderförmigen Probenmodell untersucht, ob das Verhalten eines zylindrischen Steinsalzprobekörpers mit dem Stoffmodell Lubby-CF plausibel wiedergegeben werden kann und inwieweit die Simulationsergebnisse mit den beobachteten Phänomenen übereinstimmen. Unter Berücksichtigung der Rotationssymmetrie eines Zylinderkörpers ist es möglich, die Untersuchungen an einem sogenannten Wedge-Modell bzw. Tortenstück (Zylinderausschnitt mit einem Öffnungswinkel von 11,5%) durchzuführen. Hierdurch werden Modellzonen und somit Rechenzeit eingespart. Berücksichtigt werden zwei verschiedene Berechnungsmodelle. In Modell A (Bild 5.16, links und Mitte) wird ausschließlich der Probekörper selber modelliert. Da in diesem Modell keine Druckplatten berücksichtigt werden und somit auch keine Reibungskräfte an den Stirnseiten wirken, sind ähnliche Berechnungsergebnisse wie in einer Simulation mit einem Würfelmodell zu erwarten. In Modell B (Bild 5.16, rechts) werden Druckplatten an den Stirnseiten berücksichtigt. In einer Simulationsberechnung unter Berücksichtigung von Modell B wird eine tonnenförmige Verformung der Probe und eine ungleichmäßige Spannungsverteilung in der Probe erwartet. Die Höhe der modellierten Salzprobe beträgt 0,3 m und der Durchmesser 0,15 m. Die Maße entsprechen denen der im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Verheilungsversuchen verwendeten Salzprüfkörpern. Die Druckplatten sind ebenfalls als Wedge-Modelle mit jeweils 0,10 m Höhe modelliert. Die Gesamthöhe von Modell B beträgt hiermit 0,50 m.

Beispielgebend werden die in Abschnitt 3.2.4 bereits vorgestellten Verheilungsversuche Asse466 (Bild 5.17) und Asse482 (Bild 5.18) näher untersucht. Entsprechend werden salztypspezifischen Kennwerten nach Abschnitt 3.2.7 verwendet. Insgesamt werden vier Simulationen vorgestellt. Diese sind zwei Nachberechnungen des Verheilungsversuchs Asse466 sowie zwei Nachberechnungen des Verheilungsversuchs Asse482, mit jeweils einer Simulation pro Versuch mit Modellierung und eine ohne Modellierung von Druckplatten.

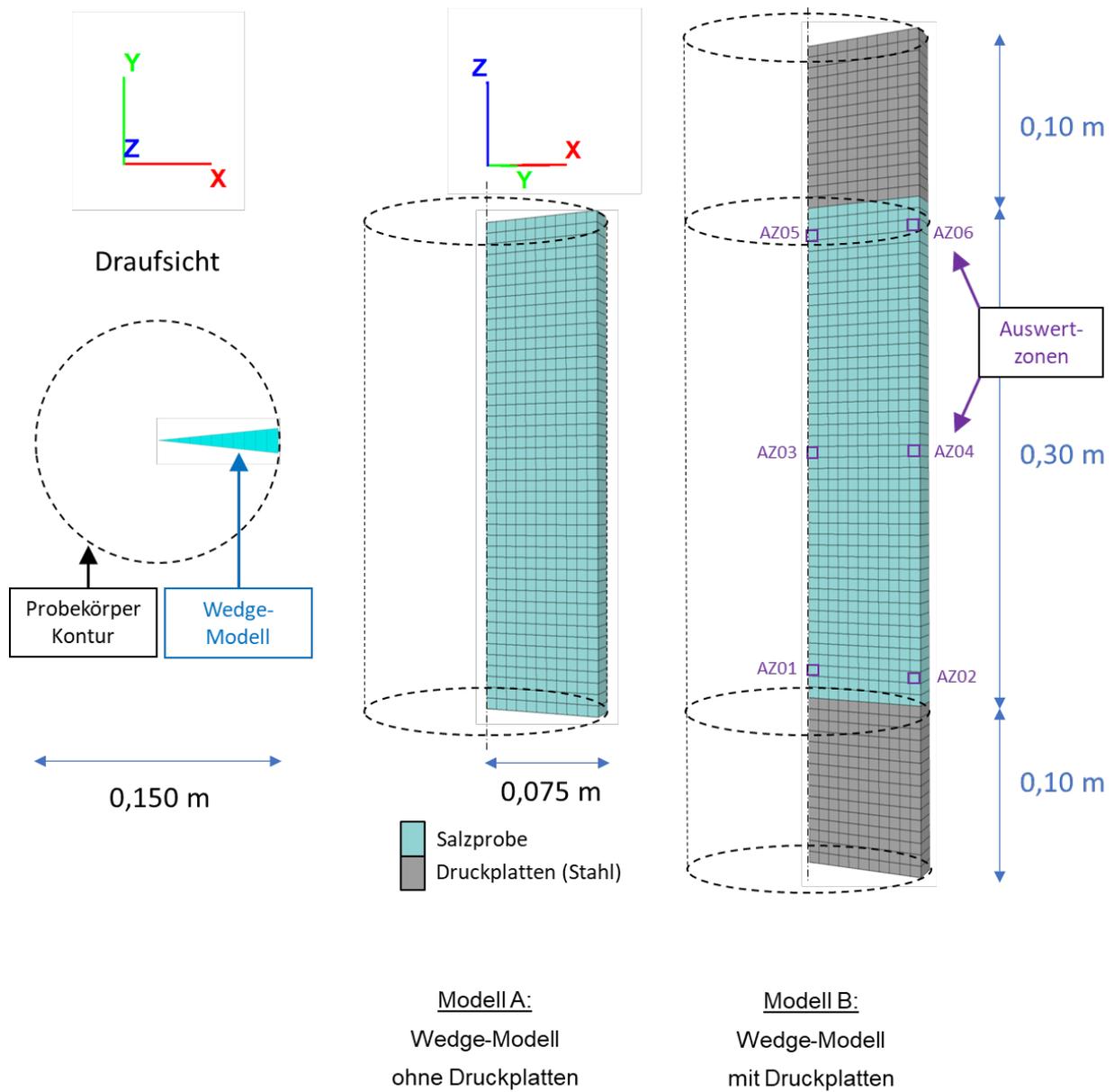


Bild 5.16: Simulation Probekörper – Modellabmessungen und Auswertzonen.

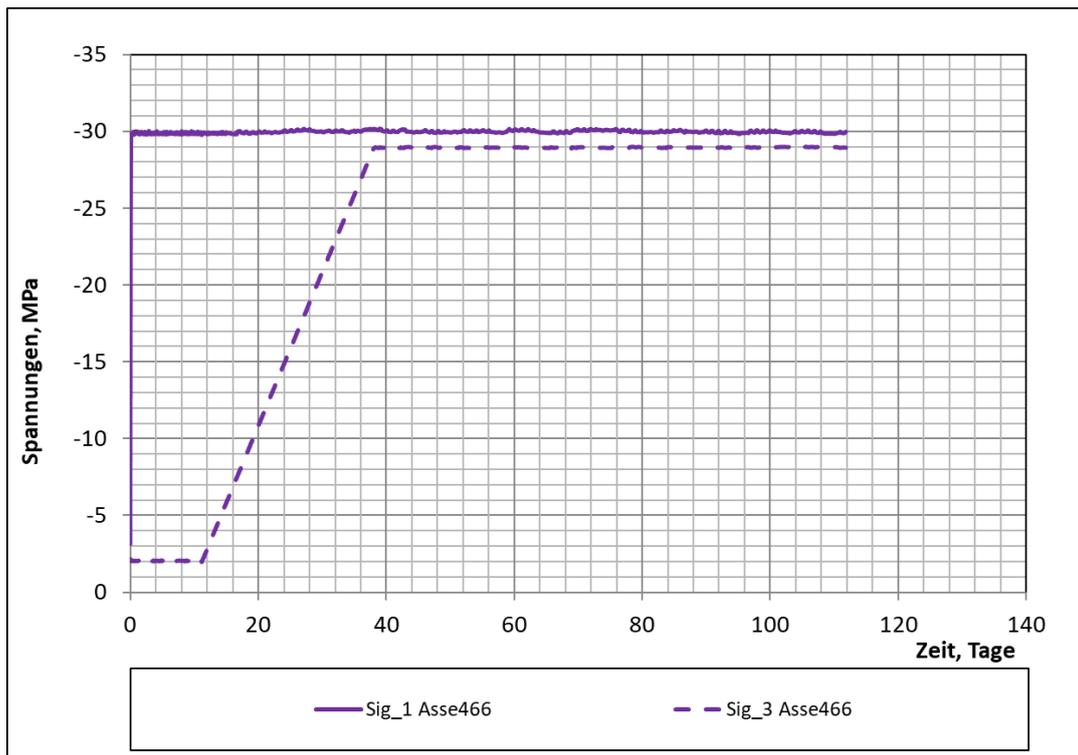


Bild 5.17: Simulation Probekörper – Verheilungsversuch Asse466, Spannungen über Zeit.

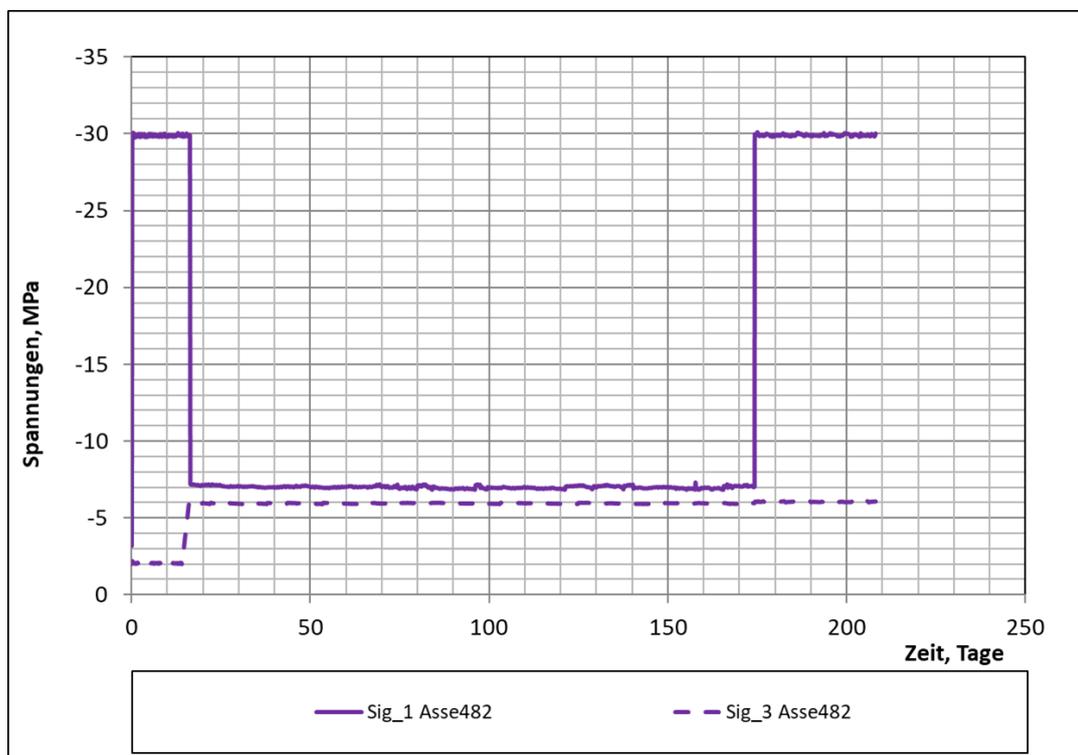


Bild 5.18: Simulation Probekörper – Verheilungsversuch Asse482, Spannungen über Zeit.

5.3.1 Simulationen PK01 und PK02

In den Simulationen PK01 (Modell ohne Druckplatten, Bild 5.16, Mitte) und PK02 (Modell mit Druckplatten, Bild 5.16, rechts) wird der Verheilungsversuch Asse466 mit dem im Bild 5.17 abgebildeten Spannungsverlauf nachberechnet. Bild 5.19 zeigt den zeitlichen Verlauf der axialen Gesamtverzerrung der Probe aus der Simulation PK01 (blaue Kurve) und PK02 (rote Kurve), verglichen mit der Messkurve aus dem Versuch (schwarz gepunktete Linie) sowie einer Nachberechnung an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve). Dem Bild 5.19 ist zu entnehmen, dass die Verzerrungskurven aus den Simulationen am Prüfkörper ohne Druckplatten und am Würfelmodell sich wie erwartet ähneln. Insgesamt wird in diesen Simulationsberechnungen jedoch die Axialverzerrung überschätzt. Die Axialverzerrungen liegen mit etwa 15,6 (PK01) und 15,8 % (Würfelmodell) deutlich über den gemessenen Axialverzerrungen von etwa 9,1 % am Ende der Versuchsdauer. Mit Berücksichtigung von Druckplatten (PK02) werden deutlich geringere Axialverzerrungen berechnet. In der Simulation PK02 liegt die Axialverzerrung am Ende der Berechnung bei ca. 7,1 % und ist somit etwas geringer als die gemessene Axialverzerrung.

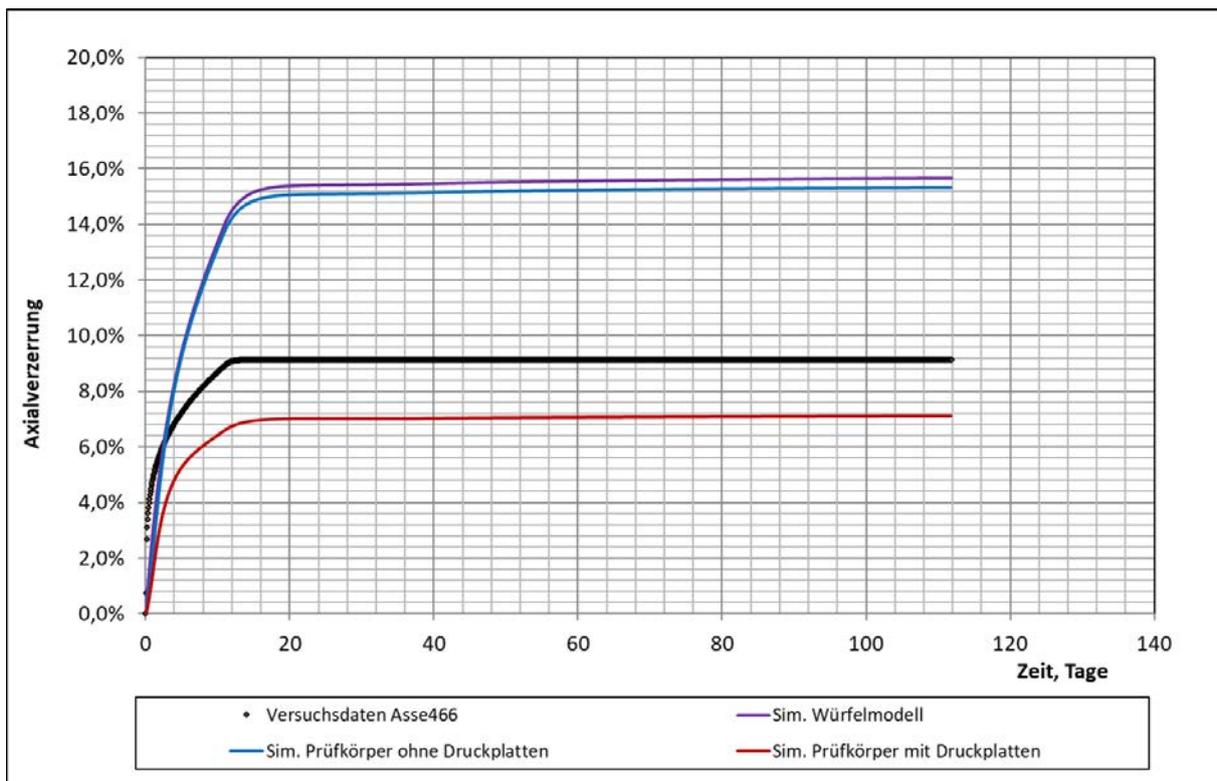


Bild 5.19: Simulation zylinderförmiger Probekörper - Verheilungsversuch Asse466, Dehnung über Zeit. Vergleich der Versuchsdaten mit den Berechnungsergebnisse aus den Simulationen an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve), an einem Prüfkörper-Wedge-Modell ohne Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK01, blaue Kurve) und an einem Prüfkörper-Wedge-Modell mit Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK02, rote Kurve).

In Bild 5.20 ist der zeitliche Verlauf der Volumendehnung der gesamten Probe aus der Simulation PK01 (blaue Kurve) und PK02 (rote Kurve), sowie der Dilatanzkurve aus dem Versuch (schwarz gepunktete Linie) und aus der Nachberechnung an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve) dargestellt. Dem Bild 5.20 ist zu entnehmen, dass die Dilatanzkurven aus den Simulationen am Prüfkörper ohne Druckplatten und am Würfelmodell sich ebenfalls wie erwartet ähneln. Da bei der Bestimmung der Kennwertgrößen des Lubby-CF Stoffmodells die in Bild 5.20 abgebildete Messkurve als Referenzwert mit berücksichtigt wurde, gibt es in der Nachberechnung des Verheilungsversuchs Asse466 an einem Würfelmodell sowie an einem Probekörper ohne die Berücksichtigung von Druckplatten eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten Dilatanz mit den gemessenen Werten. In der Simulation PK02 liegt die berechnete Dilatanz der gesamten Probe niedriger als die gemessene Dilatanz. Dies resultiert aus der Auswirkung der behinderte Seitendehnung infolge der Reibung an den Stirnseiten der Probe und den Druckplatten auf den Spannungszustand in der Probe, und somit auf das Dilatanzverhalten.

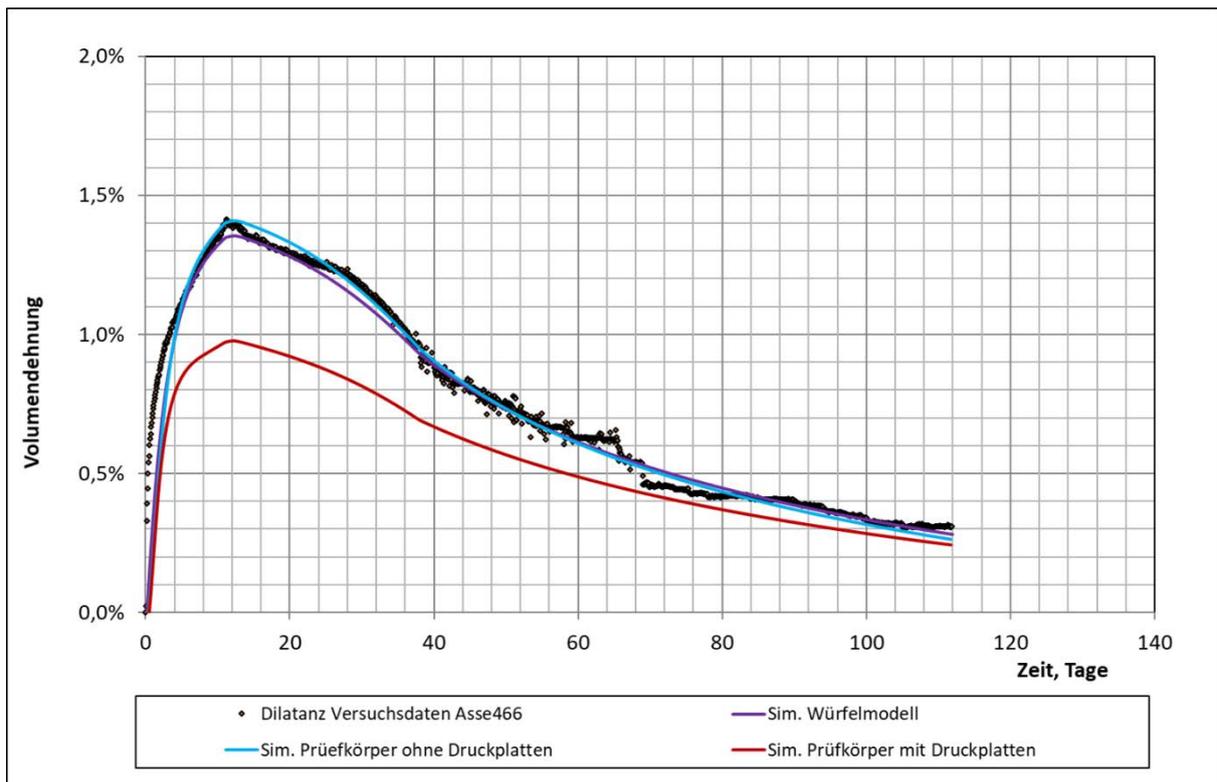


Bild 5.20: Simulation zylinderförmiger Probekörper - Verheilungsversuch Asse466, Dilatanz über Zeit. Vergleich der Versuchsdaten mit den Berechnungsergebnisse aus den Simulationen an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve), an einem Prüfkörper-Wedge-Modell ohne Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK01, blaue Kurve) und an einem Prüfkörper-Wedge-Modell mit Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK02, rote Kurve).

Für die weitere Untersuchung, wie das Verhalten eines zylindrischen Steinsalzprobekörpers mit dem Stoffmodell Lubby-CF beschrieben wird und inwieweit die Simulationsergebnisse mit den beobachteten Phänomenen übereinstimmen, werden im Folgenden die Spannungs-, Dehnungs- und Dilatanzentwicklung in der Probe in einem Konturplot näher betrachtet. In Bild 5.21 sind die Vergleichsspannung nach von Mises, in Bild 5.22 die Dehnungen und in Bild 5.23 die Dilatanz aus der Simulation PK01 (Modell ohne Druckplatten) dargestellt. Ausgewertet jeweils für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (bei Erreichen von $\sigma_3 = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Berechnung). Die Ergebnisse zeigen zu jedem ausgewerteten Zeitpunkt wie zu erwarten eine nahezu gleichmäßige Verteilung der Werte. Lediglich in der oberen linken Ecke des Modells treten abweichende Werte auf. Diese Abweichungen sind jedoch numerisch begründet. Mit dem hier verwendeten Wedge-Modell und den angewendeten Randbedingungen kann es im Programm FLAC3D an Ecken, wo z.B. Auflager und Auflasten gleichzeitig aufgebracht werden zu solchen numerisch bedingten Differenzen kommen. Diese numerisch bedingt auftretenden Differenzen sind jedoch in den meisten Fällen gering und haben nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Gesamtergebnis. Vernachlässigt man diese numerisch bedingten Differenzen an der linken Modellecke, erkennt man im restlichen Teil des Modells eine nahezu gleichmäßige Verteilung der Berechnungsergebnisse. Dies gilt für die Auswertung der Vergleichsspannung, der Dehnung und der der Dilatanz in gleicher Weise.

Da in der Simulation PK01 Simulation keine Druckplatten modelliert und somit keine Reibkräfte an den Stirnseiten der Probe berücksichtigt werden, erfolgt die Lasteinleitung ins Wedge-Modell ähnlich wie an einem Würfelmodell gleichmäßig über die gesamte Probe, so dass eine uniforme Verteilung von Spannung, Dehnung und Dilatanz über das gesamte Probenmodell auftritt.

In Bild 5.24 (Vergleichsspannung nach von Mises), Bild 5.25 (Dehnungen) und Bild 5.26 (Dilatanz) sind die Ergebnisse aus der Simulation PK02 (Modell mit Druckplatten) dargestellt, wieder ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d, $t = 38$ d und $t = 112$ d. Wie an den ausgewerteten Bildern zu erkennen ist, hat die infolge der Druckplatten behinderte Seitendehnung Auswirkungen auf den Spannungszustand in der Probe, und somit auch auf das Dilatanzverhalten. Ebenfalls ist in den Bildern die tonnenförmige Verformung des Probekörpers zu erkennen.

Simulation

PK01

σ_v [MPa]

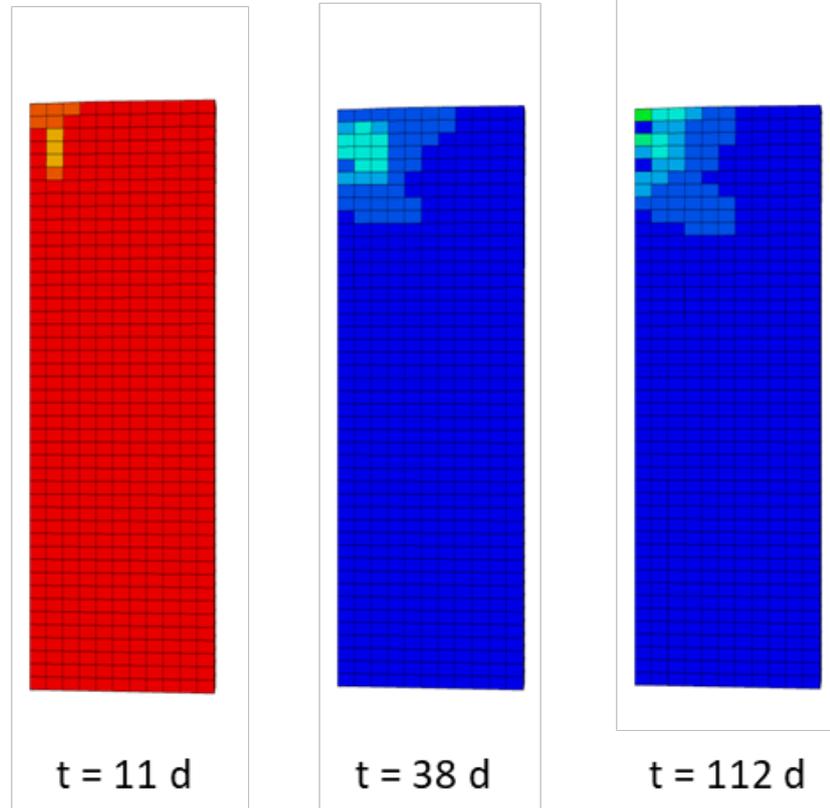
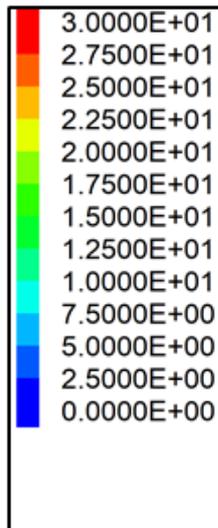


Bild 5.21: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK01, Vergleichsspannung nach von Mises im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (beim Erreichen von $\sigma_{3} = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Simulation).

Simulation

PK01

Dehnungen, [-]

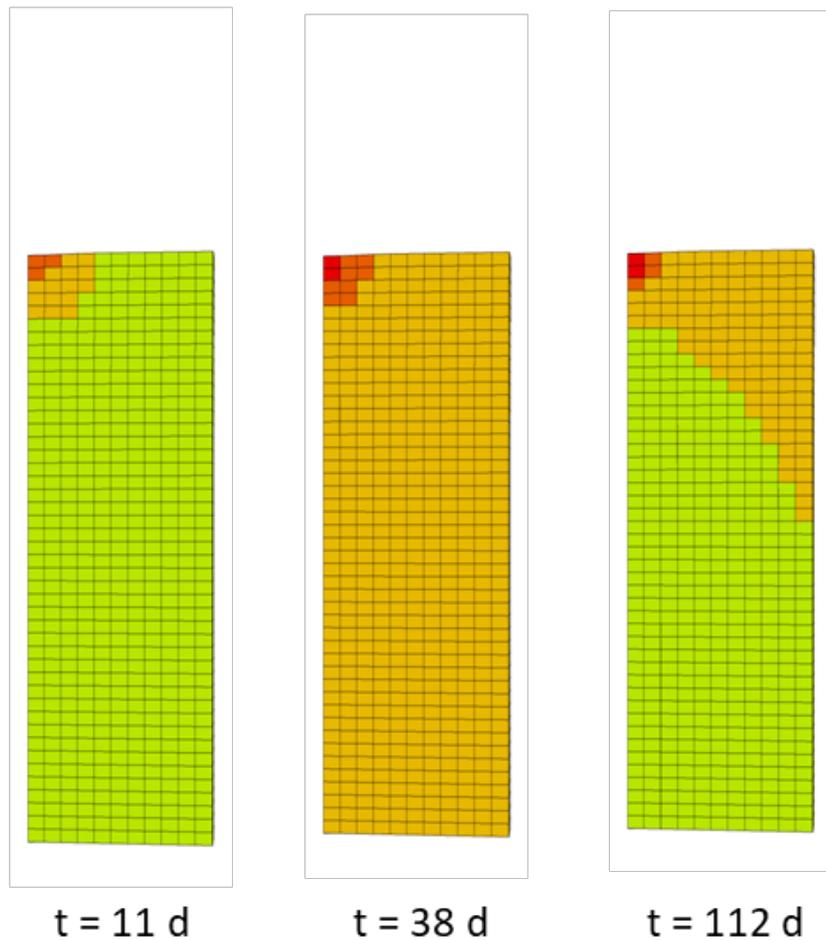
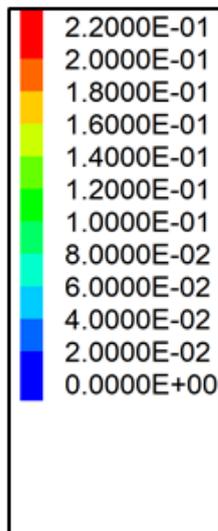


Bild 5.22: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK01, Dehnung im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11 \text{ d}$ (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38 \text{ d}$ (beim Erreichen von $\text{sig}_3 = 29 \text{ MPa}$) und $t = 112 \text{ d}$ (am Ende der Simulation).

Simulation PK01

Dilatanz, [-]

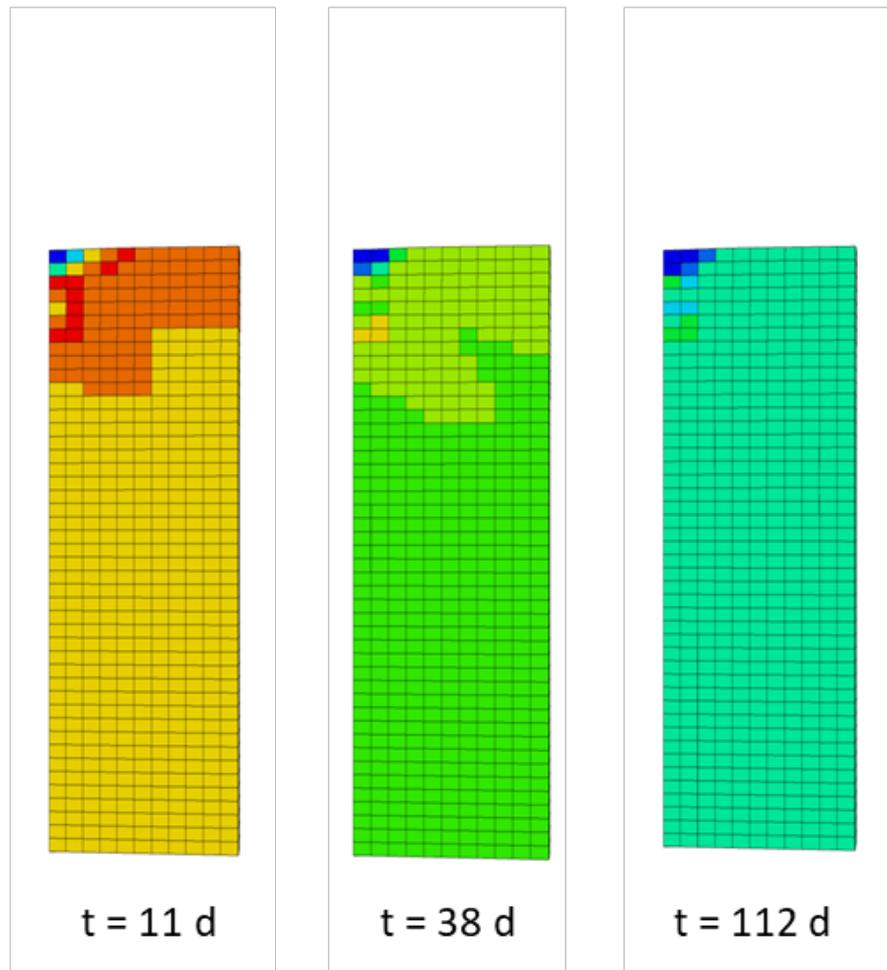
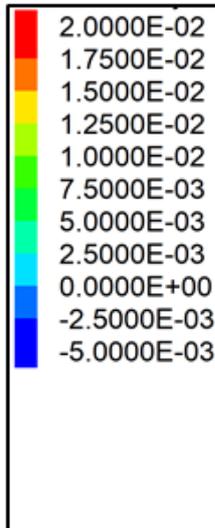
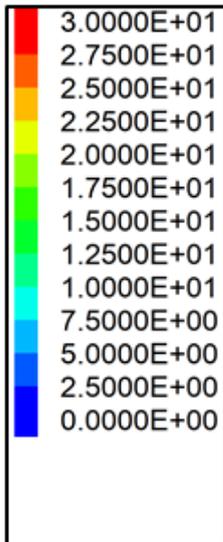


Bild 5.23: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK01, Dilatanz im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (beim Erreichen von $\sigma_{-3} = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Simulation).

Simulation PK02

σ_v [MPa]



■ Druckplatten

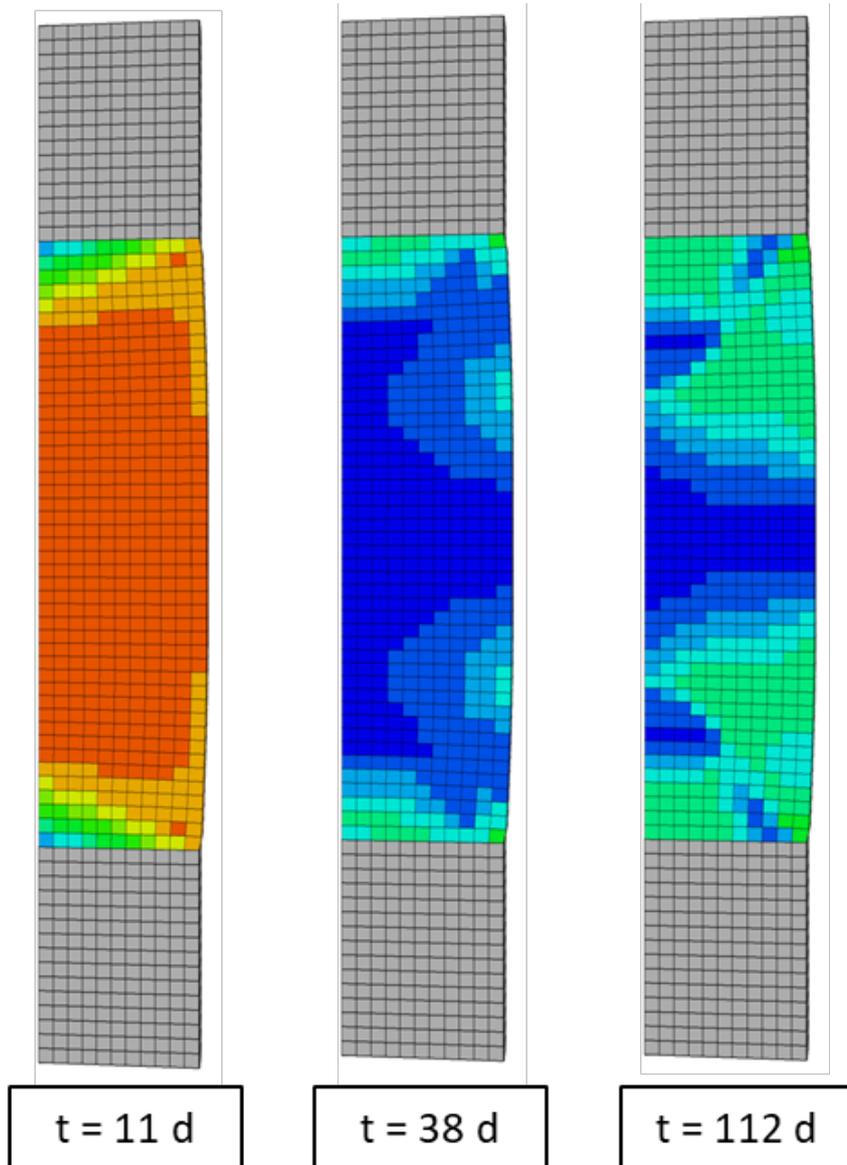
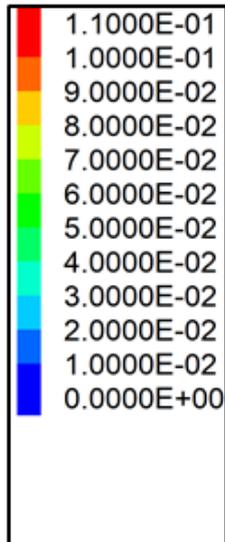


Bild 5.24: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK02, Vergleichsspannung nach von Mises im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (beim Erreichen von $\text{sig}_3 = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Simulation).

Simulation

PK02

Dehnungen, [-]



■ Druckplatten

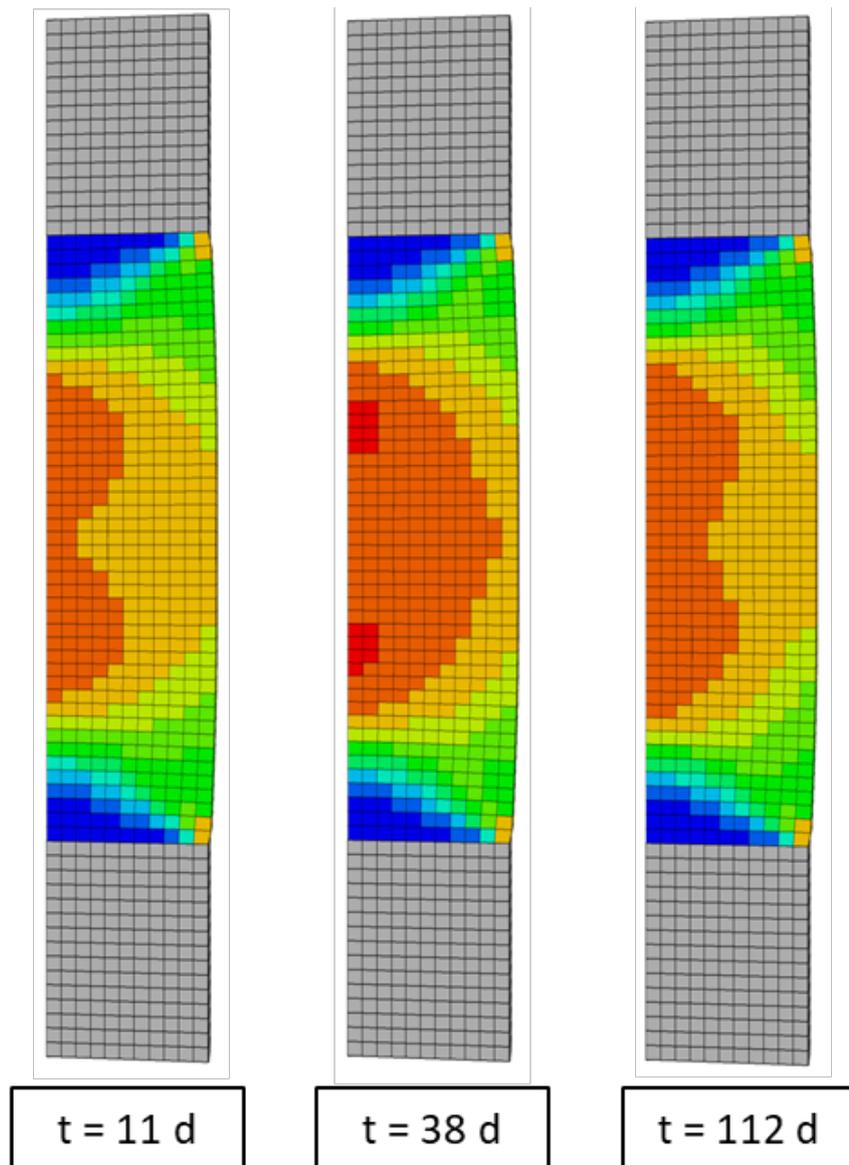
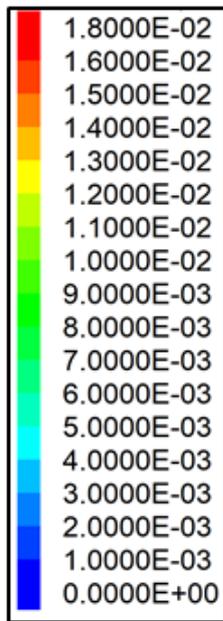


Bild 5.25: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK02, Dehnung im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (beim Erreichen von $\sigma_3 = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Simulation).

Simulation PK02

Dilatanz, [-]



■ Druckplatten

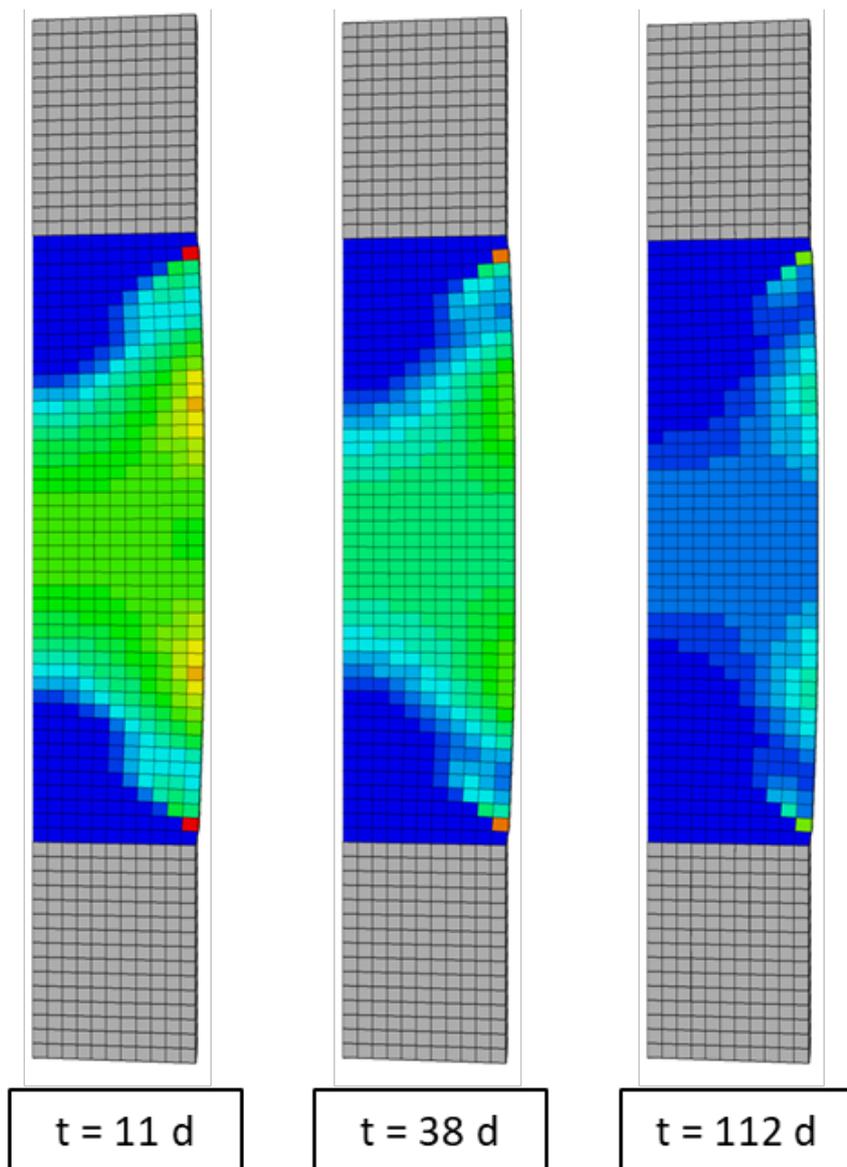


Bild 5.26: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK02, Dilatanz im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 11$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (beim Erreichen von $\sigma_3 = 29$ MPa) und $t = 112$ d (am Ende der Simulation).

Die Ergebnisse zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF der Einfluss aus der infolge der Lasteinleitung zwischen den Endflächen des Probekörpers und den Druckplatten entstehenden Reibung und der dadurch behinderten Ausdehnung des Probekörpers quer zur Lastrichtung auf das Spannungs- und Dilatanzverhalten in der Probe gut wiedergegeben werden kann.

5.3.2 Simulationen PK03 und PK04

In den Simulationsberechnungen PK03 (Wedge-Modell ohne Druckplatte, Bild 5.16, Mitte) und PK04 (Wedge-Modell mit Druckplatte, Bild 5.16, rechts) wird der Verheilungsversuch Asse482 mit dem im Bild 5.18 abgebildeten Spannungsverlauf nachberechnet. Ausgewertet werden die Ergebnisse analog zu Abschnitt 5.3.1. In Bild 5.27 sind der zeitlichen Verlauf der axialen Gesamtverzerrung der Probe aus der Simulation PK03 (blaue Kurve) und PK04 (rote Kurve), die Messkurve aus dem Versuch (schwarz gepunktete Linie) sowie einer Nachberechnung an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve) dargestellt. Dem Bild 5.27 ist zu entnehmen, dass die Verzerrungskurven aus den Simulationen am Prüfkörper ohne Druckplatten und am Würfelmodell sehr ähnlich verlaufen. Insgesamt wird in den Simulationsberechnungen ohne die Berücksichtigung von Druckplatten jedoch die Axialverzerrung wie bei der Nachberechnung von Asse466 überschätzt. Mit der Berücksichtigung von Druckplatten (PK02) werden deutlich geringere Axialverzerrungen berechnet, welche näher an der gemessenen Axialverzerrung liegen.

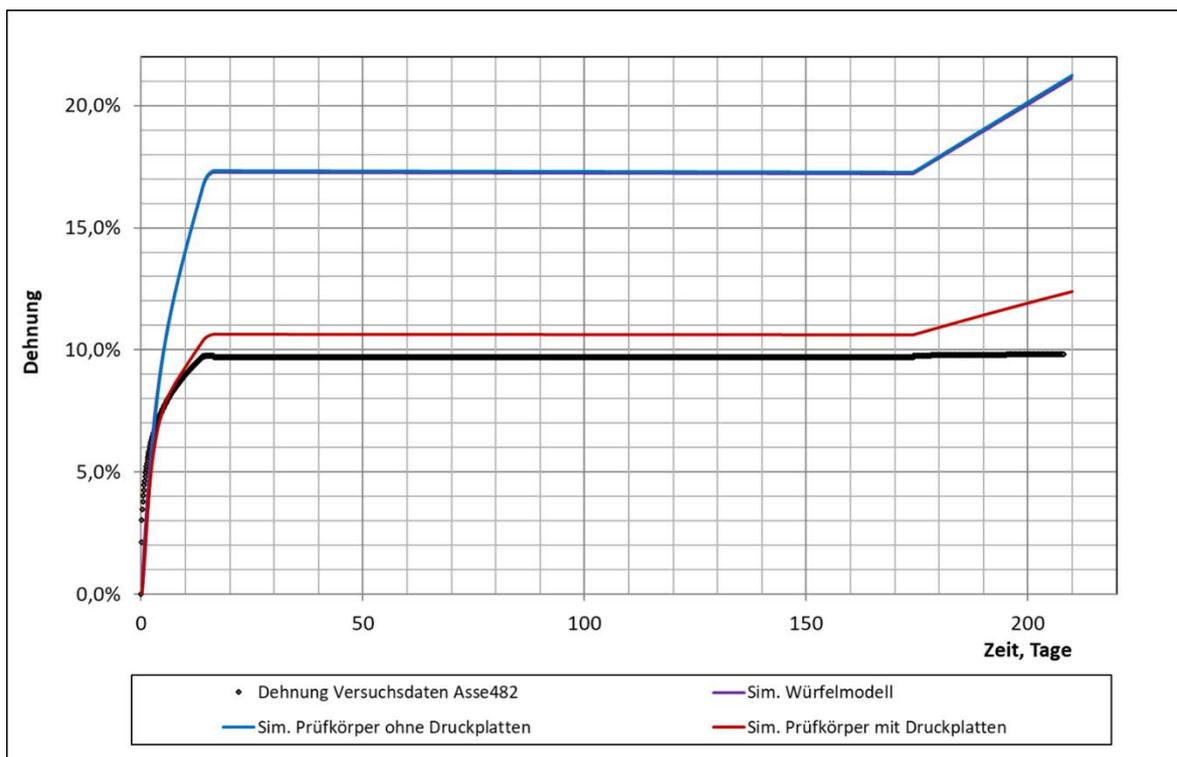


Bild 5.27: Simulation zylinderförmiger Probekörper - Verheilungsversuch Asse482, Dehnung über Zeit. Vergleich der Versuchsdaten mit den Berechnungsergebnisse aus den Simulationen an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve), an einem Prüfkörper-Wedge-Modell ohne Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK03, blaue Kurve) und an einem Prüfkörper-Wedge-Modell mit Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK04, rote Kurve).

In Bild 5.28 ist der zeitliche Verlauf der Volumendehnung der gesamten Probe aus der Simulation PK03 (blaue Kurve) und PK04 (rote Kurve), sowie der Dilatanzkurve aus dem Versuch (schwarz gepunktete Linie) und aus der Nachberechnung an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve) dargestellt. Dem Bild 5.28 ist zu entnehmen, dass die Dilatanzkurven aus den Simulationen am Prüfkörper ohne Druckplatten und am Würfelmodell sich ebenfalls wie erwartet ähneln. Da bei der Bestimmung der Kennwertgrößen des Lubby-CF Stoffmodells die in Bild 5.28 abgebildete Messkurve als Referenzwert mit berücksichtigt wurde, gibt es auch in der Nachberechnung des Verheilungsversuchs Asse482 an einem Würfelmodell sowie an einem Probekörper ohne die Berücksichtigung von Druckplatten eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten Dilatanz mit den gemessenen Werten. In der Simulation PK04 liegt die berechnete Dilatanz der gesamten Probe niedriger als die gemessene Dilatanz. In der Berechnung PK04 wird die Dilatanzentwicklung unterschätzt

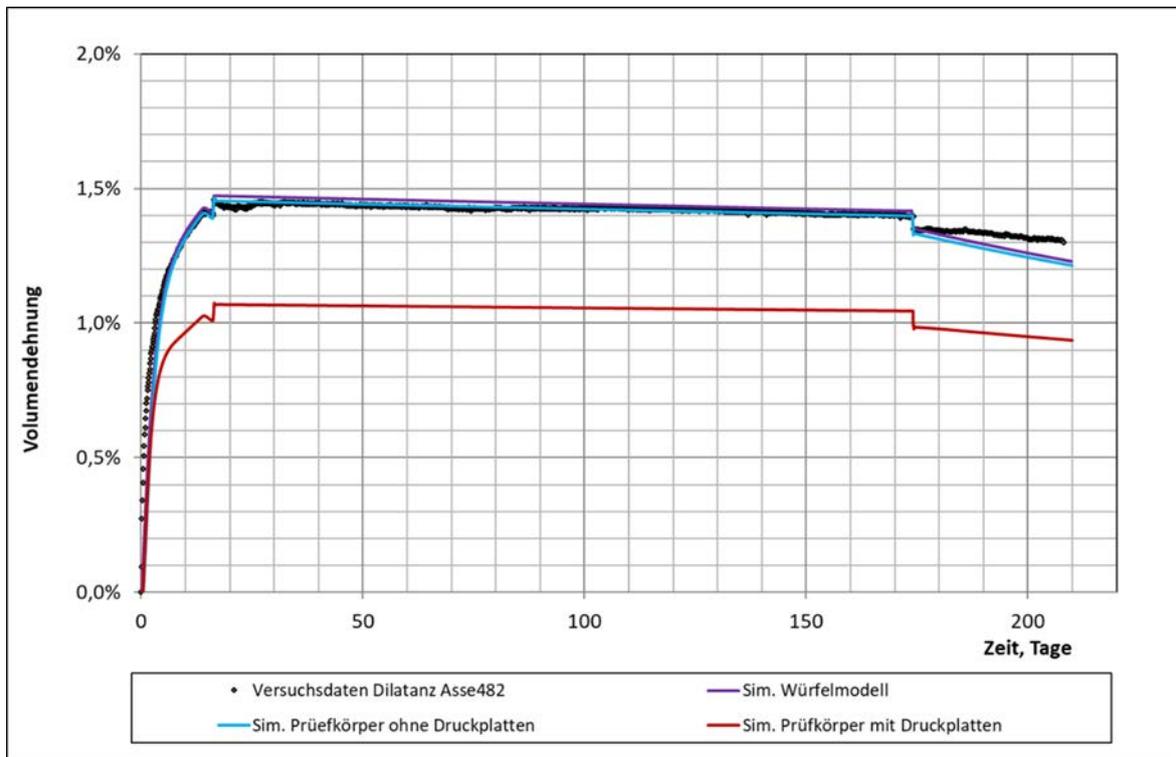


Bild 5.28: Simulation zylinderförmiger Probekörper - Verheilungsversuch Asse482, Dilatanz über Zeit. Vergleich der Versuchsdaten mit den Berechnungsergebnisse aus den Simulationen an einem 9x9x9-Würfelmodell (violette Kurve), an einem Prüfkörper-Wedge-Modell ohne Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK03, blaue Kurve) und an einem Prüfkörper-Wedge-Modell mit Berücksichtigung von Stahl-Druckplatten (Simulation PK04, rote Kurve).

In Bild 5.29 sind die Vergleichsspannung nach von Mises, in Bild 5.22 die Dehnungen und in Bild 5.31 die Dilatanz aus der Simulation PK03 (Modell ohne Druckplatten) und entsprechend in Bild 5.32, Bild 5.33 und Bild 5.34 aus der Simulation PK04 im Konturplot dargestellt. Ausgewertet jeweils für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 38$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Berechnung). Werden keine Druckplatten berücksichtigt (PK03) wird wie zu erwarten eine nahezu gleichmäßige Verteilung von Spannung, Dehnung und Dilatanz über das gesamte Probenmodell bestimmt.

Werden Druckplatten bei der Simulation berücksichtigt (PK04) kommt es infolge der behinderten Seitendehnung zu einer tonnenförmigen Verformung des Probekörpers und einem ungleichmäßigen Spannungszustand, und somit auch einer ungleichmäßigen Dilatanzentwicklung in der Probe.

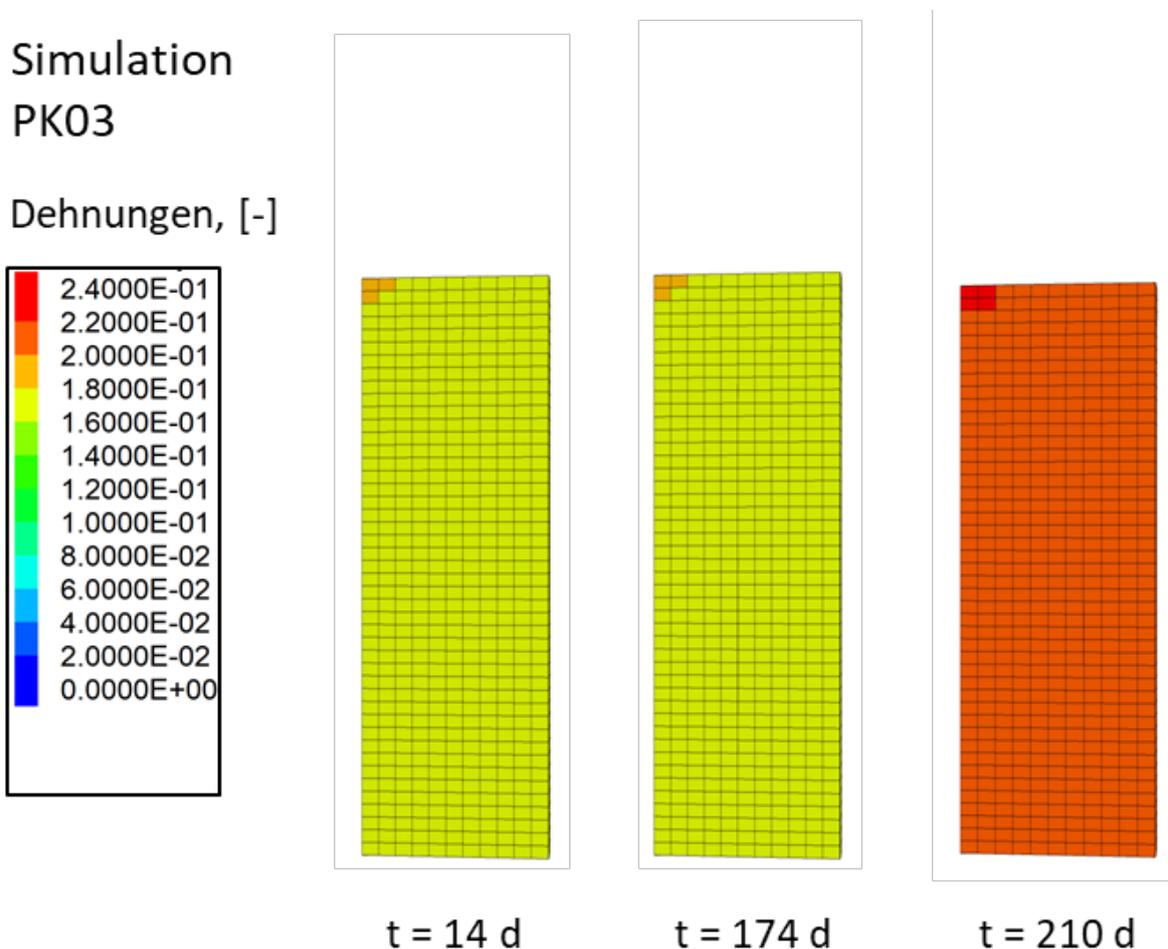
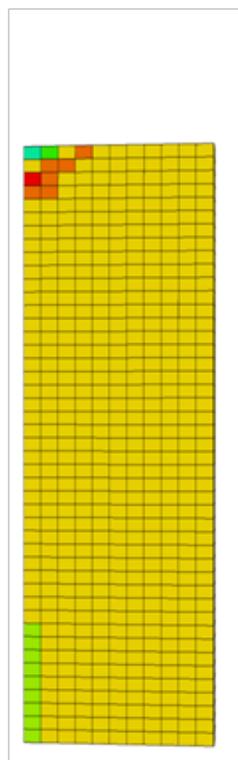
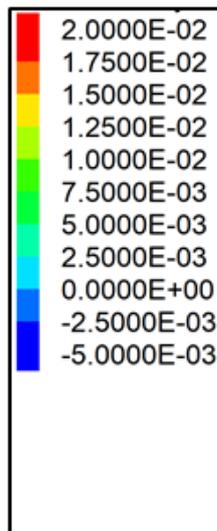


Bild 5.29: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK03, Dehnung im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

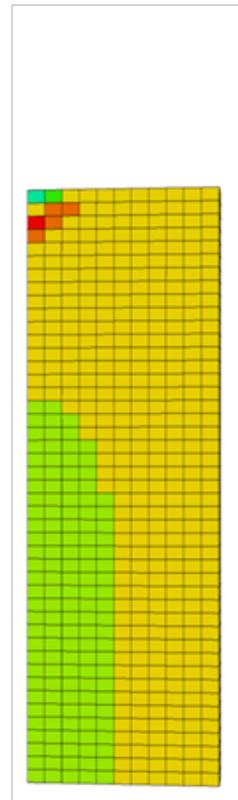
Simulation

PK03

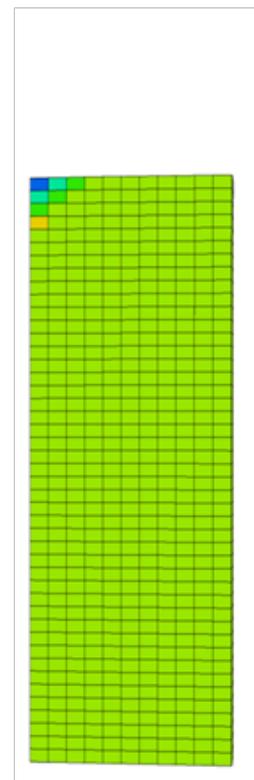
Dilatanz, [-]



t = 14 d



t = 174 d



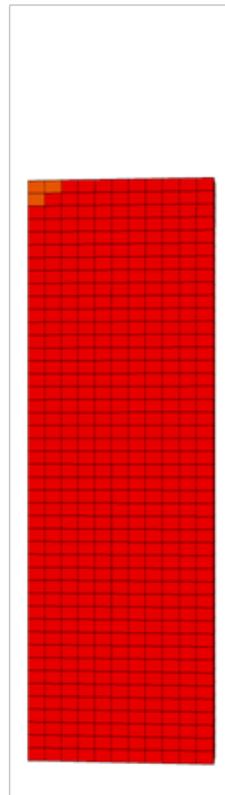
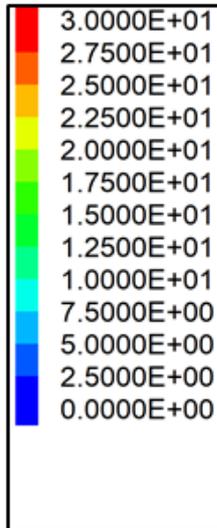
t = 210 d

Bild 5.30: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK03, Dilatanz im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

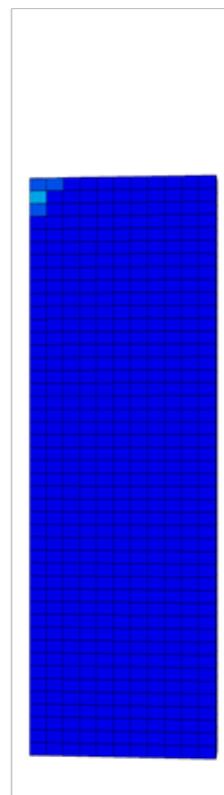
Simulation

PK03

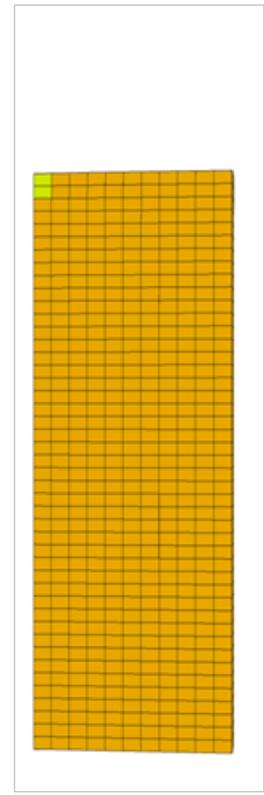
$\sigma_v [-]$



t = 14 d



t = 174 d



t = 210 d

Bild 5.31: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK03, Vergleichsspannung nach von Mises im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

Simulation
PK04

σ_v [-]

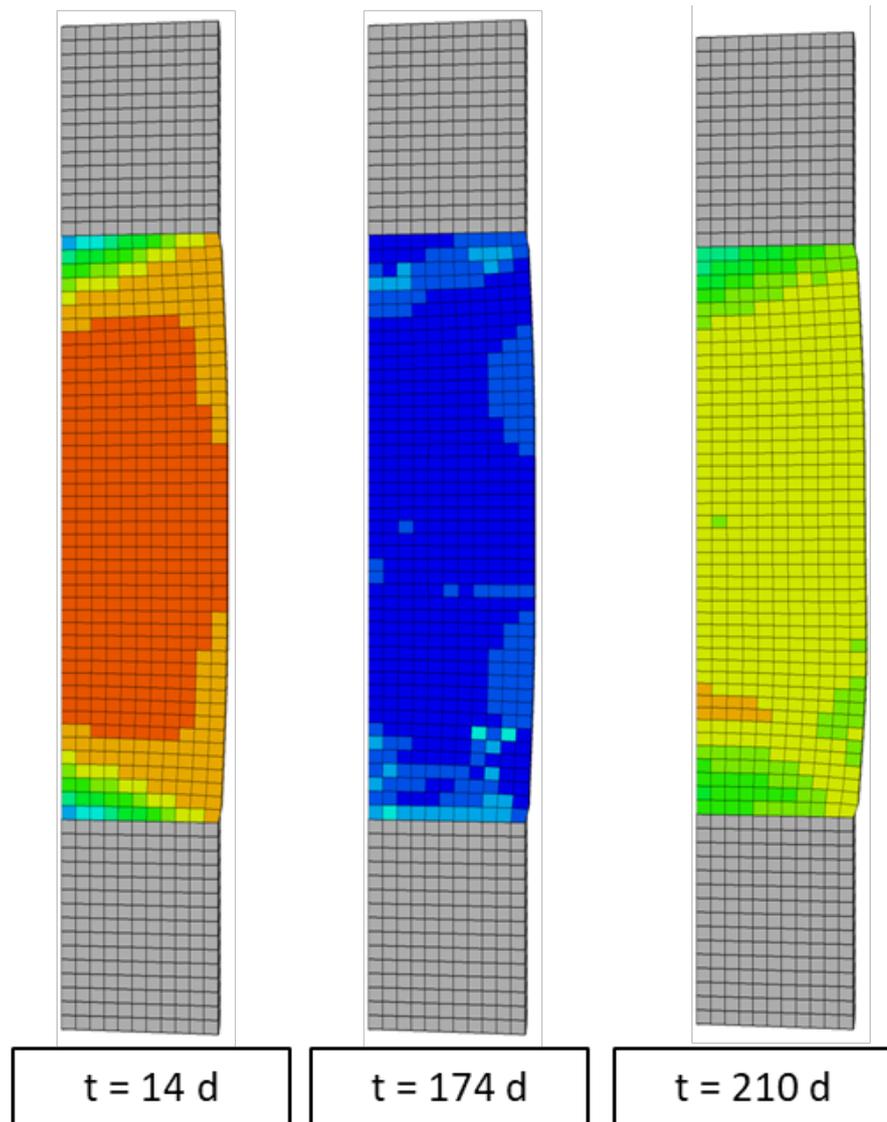
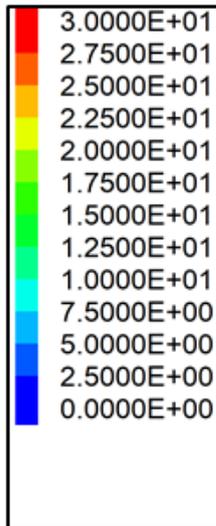


Bild 5.32: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK04, Vergleichsspannung nach von Mises im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

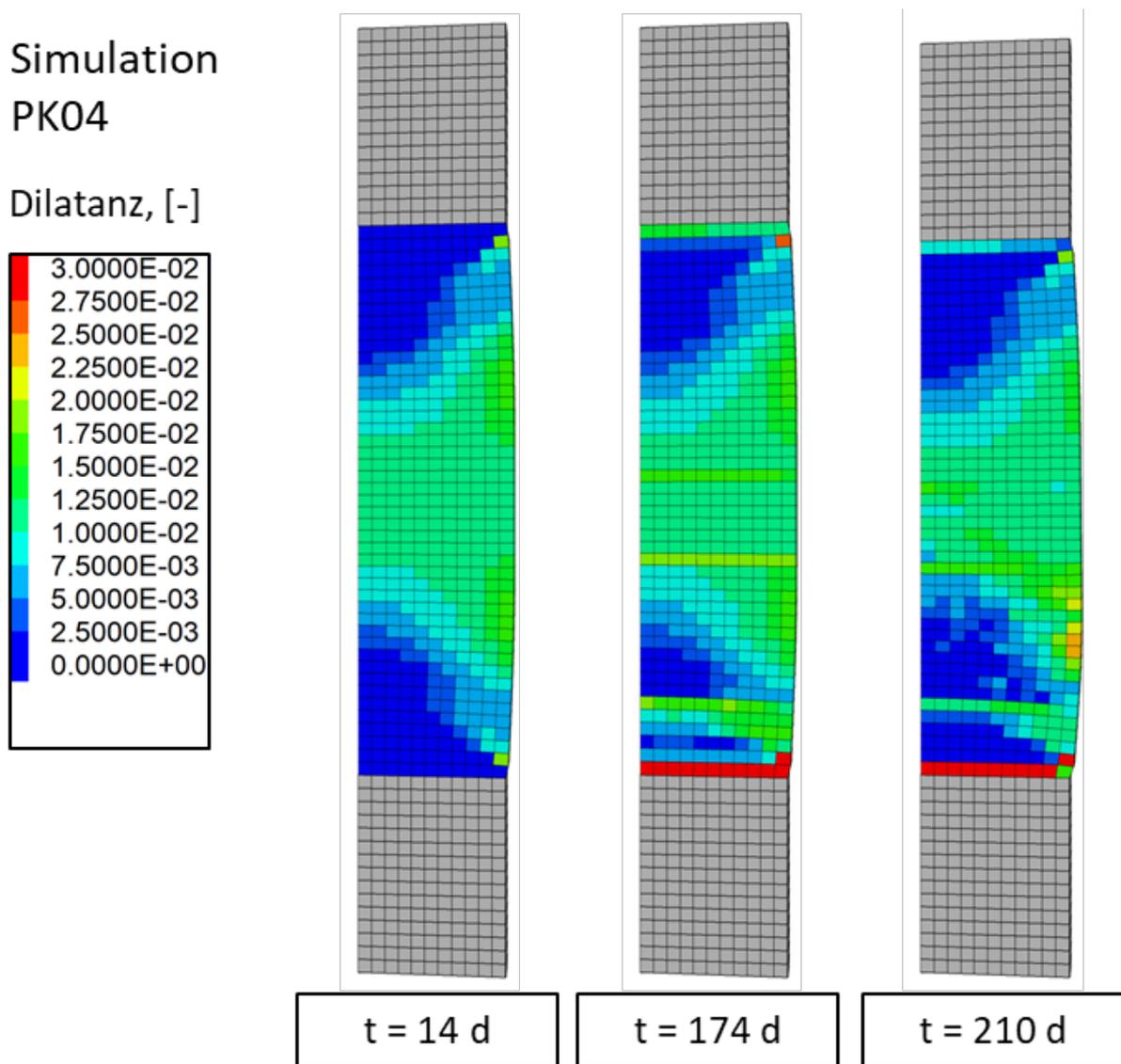
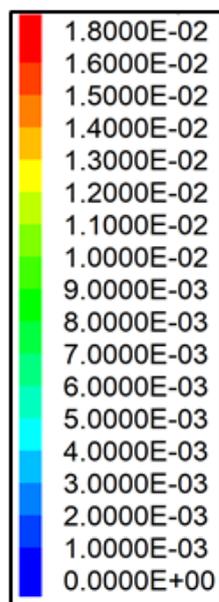


Bild 5.33: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK04, Dehnung im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

An der unteren Stirnseite der Probe ist nach $t = 174$ d und $t = 210$ d eine Dilatanz von mehr als 3 % zu erkennen. Infolge der reibungsbedingten behinderten Seitendehnung treten in diesen Bereichen erhöhte Zugspannungen auf und infolgedessen eine erhöhte Dilatanzentwicklung.

Simulation PK02

Dilatanz, [-]



■ Druckplatten

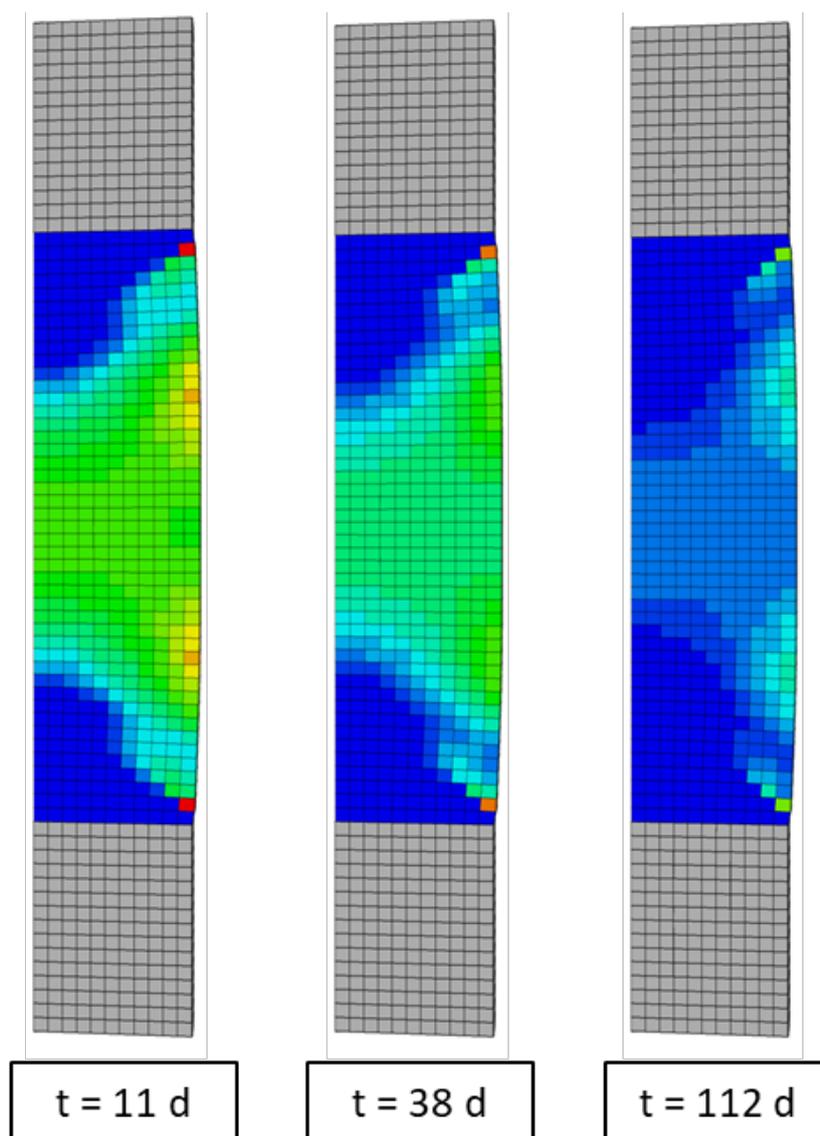


Bild 5.34: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK04, Dilatanz im Konturplot. Ausgewertet für die Zeitpunkte $t = 14$ d (am Ende der Schädigungsphase), $t = 174$ d (am Ende der Verheilungsphase) und $t = 210$ d (am Ende der Simulation).

In Bild 5.35 ist das Berechnungsmodell aus der Simulation PK04 vor Versuch (links), die berechnete Dilatanzentwicklung in Simulation PK04 nach 14 d Schädigungsphase, und eine Probe aus der Praxis nach einem schädigungsinduzierten Belastungsversuch dargestellt. Vergleicht man das Berechnungsmodell miteinander vor und nach dem Versuch, ist deutlich zu erkennen, dass der Probekörper unter der Kompressionsbelastung deutlich in axialer Richtung geschrumpft und in radialer Richtung ausgebeult ist. Der Vergleich mit dem Praxisbeispiel zeigt, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF der tonnenförmige Bruchzustand sehr gut abgebildet und mit der berechneten Dilatanzentwicklung das Dilatanzverhalten eines Probekörpers wiedergegeben wird.

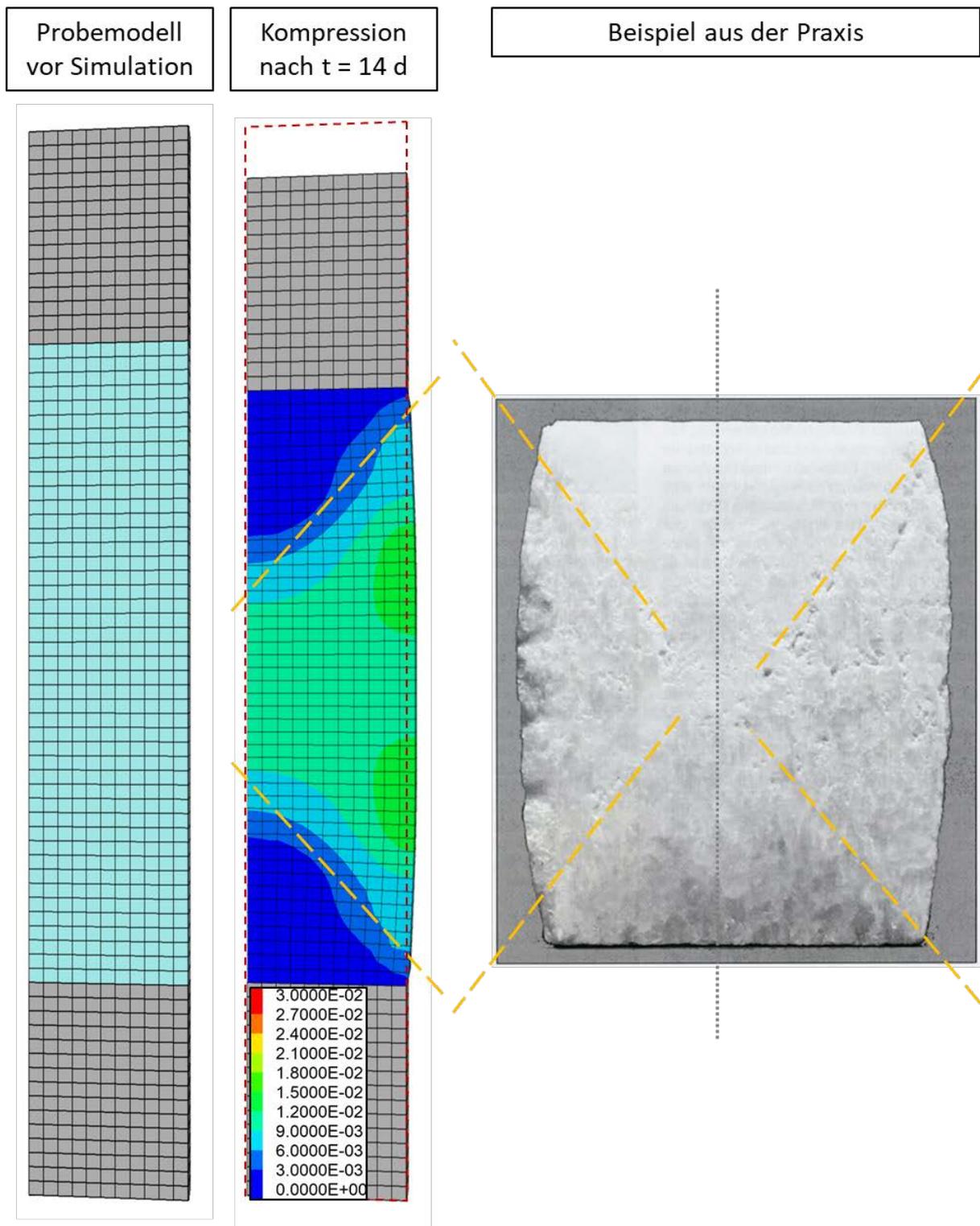


Bild 5.35: Simulation zylinderförmiger Probekörper – Simulation PK04. Vergleich Probemodell vor Versuch (links) mit Dilatanzentwicklung nach $t = 14$ d (Mitte) und einer Probe aus einem Laborversuch mit tonnenförmiger Schädigungsentwicklung (rechts).

6 Simulationsberechnungen zum Materialverhalten bei Zugbeanspruchungen

6.1 Einführung

Es gibt verschiedene Gründe für das Auftreten von Zugspannungen in Salzgestein. Sie können sowohl thermisch, konvergenz- als auch fluiddruckinduziert erzeugt werden. Bei der Endlagerung in unterirdischen Steinsalzformationen können Zugspannungen im Steinsalz durch Gesteinskonvergenzen und/oder durch Temperaturänderungen infolge von wärmeerzeugenden Abfällen erzeugt werden.

Das Verformungsverhalten von Steinsalz unter Zugbelastung lässt sich in zwei Teilen unterscheiden. Eine Annahme ist, dass eine zugschädigungsinduzierte Kriechdehnung infolge von Mikrorissbildung auftritt. Die andere ist, dass bei Überschreiten der Zugfestigkeit ein Materialversagen eintritt und Makrorisse entstehen können, was bei fortschreitender Schädigung auch durch die Anhäufung von Mikrorissen geschehen kann. Das kann für Verformungs- und Schädigungsmechanismen im Zugbereich sowohl im Hinblick auf die Betriebssicherheit als auch auf die langfristige Integrität von wesentlicher Bedeutung sein. Für die sichere Verwahrung sind daher physikalisch fundierte, in numerische Rechenprogramme implementierte Stoffmodelle erforderlich, mit denen in Simulationsberechnungen das Verhalten des Wirtsgesteins unter Zugbeanspruchung adäquat beschrieben und verlässlich in die Zukunft extrapoliert wird.

Die zugschädigungsinduzierte Kriechdehnung sowie die Schädigungsentwicklung infolge von Zugbeanspruchung ist im Stoffmodell Lubby-CF als separater Term berücksichtigt und beruht auf der Annahme von Mikrorissbildung, welche normal zur größten auftretenden Zugspannung ausgerichtet ist. Grundlegende Ansätze hierzu wurden bereits in den 1990er Jahren vorgestellt [7] [8]. Im Verlauf der detaillierten Untersuchungen und Überprüfungen der letzten Jahre wurde deutlich, dass zum Materialverhalten von Steinsalz bei Zugbeanspruchung weiterhin Forschungs- und Entwicklungsbedarf besteht. Aus der Literatur ist zu entnehmen, dass bei direkten und indirekten Zugversuchen bereits ein Einfluss der Schädigung auf die Zugfestigkeit festgestellt werden konnte, welcher von den Modellen nur unzureichend erfasst wird. Im Rahmen des Verbundvorhabens WEIMOS wurde insbesondere die Problematik der Zugfestigkeit von Steinsalz, welche für das Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen maßgeblich ist, aufgegriffen und näher betrachtet.

Ziel dieser Forschungsarbeit ist es, Stoffmodellansätze zu testen, zu entwickeln, zu verbessern und zu validieren, mit dem Ziel, geeignete Werkzeuge zur Beurteilung der Langzeitsicherheit von Endlagern in Salzformationen bereitzustellen.

Zur Schließung von Kenntnislücken werden neben experimentellen Untersuchungen und theoretischen Arbeiten wie die Analyse, Diskussion und physikalische Beschreibung der Phänomene bei Zugbeanspruchung und deren Implementierung in die Stoffmodelle unter anderem auch begleitende exemplarische numerische Simulationen zur Auswirkung der Phänomene an Detailmodellen durchgeführt.

Die durchgeführten numerischen Berechnungen umfassen die Simulation eines indirekten Zugversuchs (Spaltzugversuch, Brazilian-Test), die Simulation eines Biegebalkenversuchs (Bending Beam) sowie die Nachbetrachtung des Erhitzer-Versuches HFCP und des Room D aus der WIPP Site, welche bereits im vorherigen Verbundvorhaben Stoffgesetzvergleich III /36/ im Detail vorgestellt und untersucht wurden.

Eine systematische Beschreibung der schädigungsabhängigen Zugfestigkeit war bisher nicht erfolgt. Die hier vorgestellten Untersuchungen führten zur verbesserten Modellierung der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung sowie Versagenszustände bei Zugbeanspruchungen. Im Rahmen dieser Arbeit konnte mit den gewonnenen Forschungsergebnissen das Stoffmodell Lubby-CF mit einem neuen Ansatz zum schädigungsabhängigen Zugversagen erweitert werden.

Das Stoffmodell Lubby-CF wurde ebenfalls insofern weiterentwickelt, dass eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung berücksichtigt wird. Das verfeinerte Stoffmodell wurde mit diversen Simulationsberechnungen zum Spaltzugversuch sowie Biegebalken ausgetestet und validiert. Mithilfe der Simulationsberechnungen wurde unter anderem auch das transiente Schädigungskriechen überarbeitet, so dass die im Labor ermittelten schädigungsinduzierten Kriechdehnungen im transienten Verhalten besser abgebildet werden können.

Im Folgenden werden einige Simulationen sowie Berechnungsergebnisse zum Zugverhalten von Steinsalz im Einzelnen vorgestellt und die Leistungsfähigkeit des Lubby-CF Stoffmodells zur Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz unter Zugbeanspruchung dargelegt.

6.2 Simulation eines Indirekten Zugversuchs (Brazilian-Test)

6.2.1 Allgemeines

Ein Beispiel für die Benchmark-Berechnung zum Zugverhalten von Steinsalz ist die numerische Simulation eines fiktiven Spaltzugversuchs (Brazilian-Test). Dieser weit verbreitete Versuch an zylindrischen oder scheibenförmigen Proben wird oft verwendet, um die einaxiale Zugfestigkeit von Gesteinen auf indirekte Weise zu bestimmen.

Bei diesem Verfahren wird ein liegender zylindrischer Probekörper in einer Druckprüfmaschine auf zwei gegenüberliegenden Mantellinien mit einer Druckkraft belastet. Diese bewirkt im Innern des Probekörpers Zugspannungen in Querrichtung, die mit zunehmender Zeit den Probekörper spalten. Die Spaltzugfestigkeit ist die theoretisch abgeleitete Größe der maximalen Zugspannungen bei Eintritt des Bruchs.

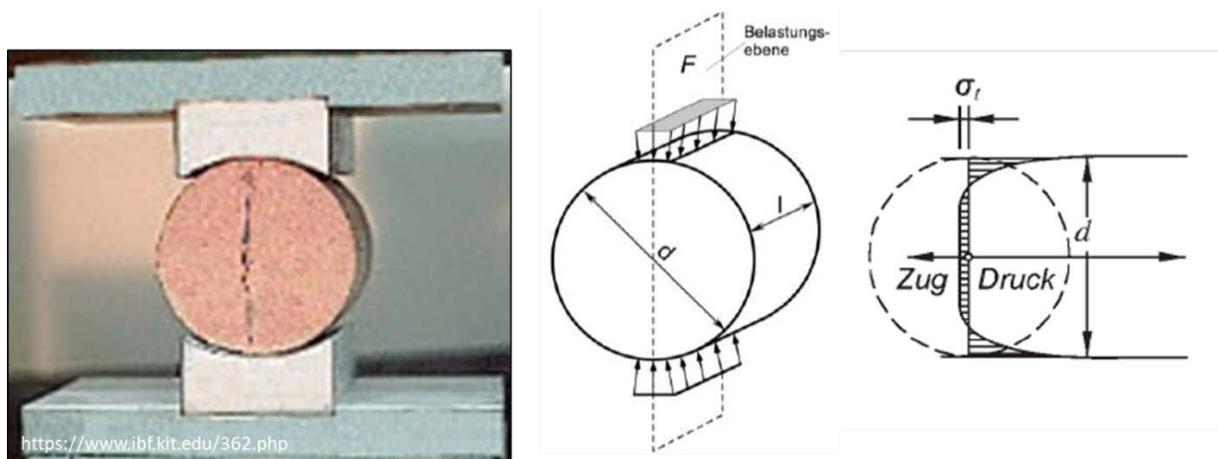


Bild 6.1: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) - Links: Beispiel aus der Praxis, Mitte: Versuchsanordnung, rechts: Verlauf der Spannung normal zur Belastungsebene.

Die Spaltzugfestigkeit σ_{sz} ergibt sich als:

$$\sigma_{sz} = \frac{2 \cdot F}{\pi \cdot d_0 \cdot l_0} \quad \text{Gleichung 6.1}$$

mit F = Bruchkraft, d_0 = Probenaugsdurchmesser und l_0 = Probenaugslänge.

In einem zylindrischen Probekörper mit dem Durchmesser d und der Länge l aus einem elastischen, isotropen und homogenen Material stellt sich unter einer auf zwei gegenüberliegenden Mantellinien eingeleiteten Streckenlast F/l die in Bild 6.1 (rechts) dargestellte Spannungsverteilung normal zur Belastungsebene ein. Quer zur Belastungsebene treten Spannungen auf, die über ca. 70 % des Probekörperdurchmessers annähernd gleichmäßig verteilte Zugspannungen sind. Lediglich in den Krafteinleitungszonen treten Druckspannungen auf.

6.2.2 Berechnungsmodell

Für die Nachberechnung eines fiktiven Spaltzugversuchs wurde vom Projektpartner IfG ein Scheibenmodell wie in Bild 6.2 dargestellt erstellt und den Projektpartner für die weitere Simulationsberechnung zur Verfügung gestellt.

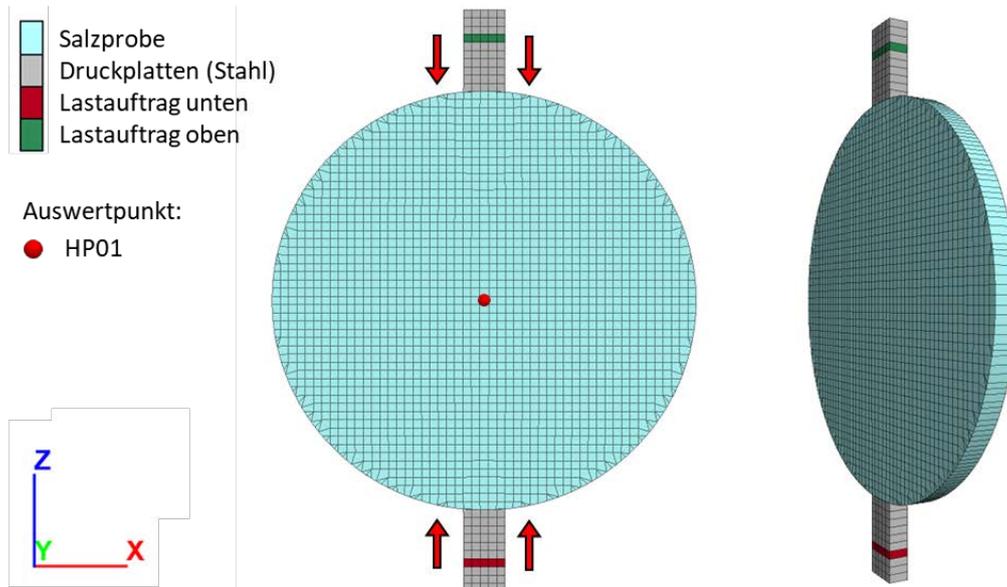


Bild 6.2: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Berechnungsmodell.

Der Durchmesser der Salzprobe beträgt 10 cm und die Dicke 0,5 cm. Die Aufteilung des Modells erfolgt in 2,0 mm breite Elemente. Somit ergibt sich für die Probe eine Aufteilung in 2113 Zonen und 4312 Knotenpunkte. Die Lastauftragung erfolgt über zwei gegenüberliegende, 1,0 cm breite Druckplatten aus Stahl. In den Druckplatten sind Laststreifen simuliert, durch die eine Belastung auf das System aufgetragen wird. Die Belastung erfolgt weggeregelt mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit von $\dot{v} = 0,65 \text{ m/d}$ ($7,523 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$). Die Kräfteinleitungszonen ergeben sich aus der Breite der Druckplatten.

Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF und den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben. Die Stahlplatten werden als elastisch angenommen und mit dem Stoffmodell nach Hooke beschrieben. Als elastische Materialparameter für Stahl werden die in Tabelle 6.1 angegebenen Werte K und G sowie die Dichte ρ angesetzt.

Tabelle 6.1: Indirekter Zugversuch – Materialparameter für elastisches Verhalten von Stahl und Dichte.

Gruppe	K [MPa]	G [MPa]	ρ [kg/m ³]
Druckplatten (Stahl)	1.300	1.000	2.000

6.2.3 Simulation BT01

Die Simulation BT01 wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF, jedoch mit der Stoffmodell Version wie von Yildirim 2016 /67/ vorgestellt, berechnet. Die verwendete Version entspricht somit der Version von Lubby-CF, wie zu Beginn des WEIMOS Projektes, ohne die Berücksichtigung der im Vorhaben durchgeführten Modifikationen und Weiterentwicklungen im Stoffmodell. Vernachlässigt werden in Simulation BT01 somit Zugversagen sowie Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung.

In der Berechnung BT01 wurde ein indirekter Zugversuch über einen Zeitraum von 90 s simuliert. Bild 6.3 zeigt den zeitlichen Verlauf der maximalen Hauptspannung σ_3 (in rot) und der minimalen Hauptspannung σ_1 (in blau). Die Auswertung erfolgt in Probenmitte (Bild 6.2, Auswertungspunkt HP01). Wie bereits erwähnt wird die Belastung verformungsgeregelt aufgetragen. Diese bewirkt im Innern des Probekörpers mit der Zeit steigende Druckspannungen in Längsrichtung und steigende Zugspannungen in Querrichtung. Die blaue Kurve (Sig_1) zeigt den zeitlichen Verlauf der Druckspannung. In der ausgewerteten Probenmitte treten nach etwa 3 s Druckspannung auf und steigen zunächst nahezu konstant an. Nachdem die Druckspannung nach etwa 64 s Simulationsdauer ihren Maximalwert von 8,0 MPa erreicht hat, ändert die Druckspannungskurve ihre Richtung und fängt an geringer zu werden. Die Ursache für die Abminderung der Druckspannung ist die Entwicklung von Schädigung in der ausgewerteten Zone. Mit zunehmender Schädigung wird das Material weicher und kriechfähiger mit der Folge, dass Spannungsumlagerungsprozesse von geschädigten Bereichen in nichtgeschädigte Bereiche stattfinden. Die rote Kurve (Sig_3) zeigt die zeitliche Entwicklung der Zugspannung. Diese beginnt ebenfalls nach etwa 3 s konstant zu steigen und fängt nach etwa 52 s an flacher zu werden. Die Abflachung der Zugspannungskurve ist ebenfalls durch schädigungsinduzierte Kriechvorgänge begründet. Am Ende der Simulationsdauer von 90 s beträgt die Zugspannung in Modellmitte etwa 3,1 MPa.

Die Zugfestigkeit von Steinsalz wird mit ca. 1 bis 3 MPa angegeben. Bei Zugspannungen von 3,1 MPa wäre ein lokaler Zugbruch zu erwarten. In der Berechnung BT01 wird jedoch mit dem angenommenen Materialverhalten kein Zugbruch berücksichtigt.

Zur Beurteilung des zeitlichen Verlaufs der Schädigung wird in Lubby-CF unter anderem auch die Schädigungsvariable ω angewendet. Die Entwicklung der Schädigung im Auswertungspunkt HP01 ist in Bild 6.4 dargestellt. Nach etwa 15 s treten erste Schädigungsprozesse auf, welche mit der Zeit steigen. Am Ende der Simulation erreicht die berechnete Schädigung einen Wert von $\omega = 0,105$. Auch hier wird die maximale Schädigung von $\omega = 0,15$ und somit der Eintritt von Kriechbruch nicht erreicht.

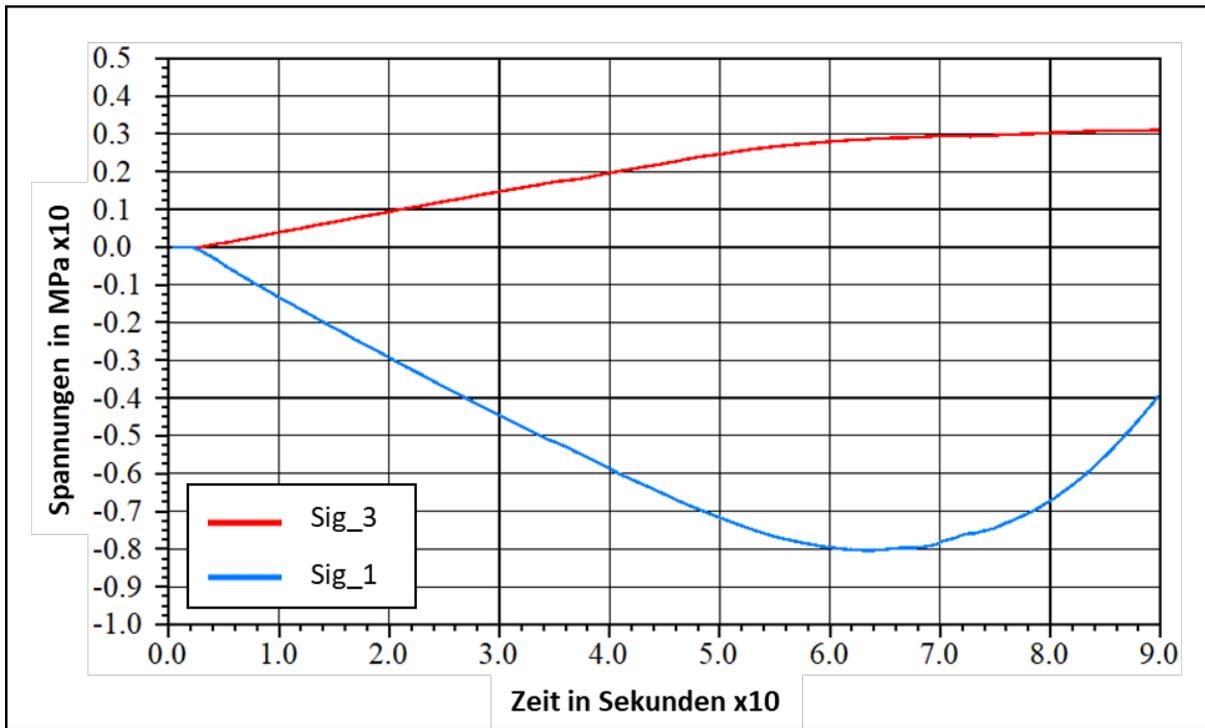


Bild 6.3: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT01 – Zeitlicher Verlauf der maximalen Hauptspannung Sig_3 (in rot), der minimalen Hauptspannung Sig_1 (in blau) und der Zugfestigkeit $\beta^T(\omega)$ (in gelb gestrichelt) im Auswertpunkt HP01 (Mitte der Salzprobe).

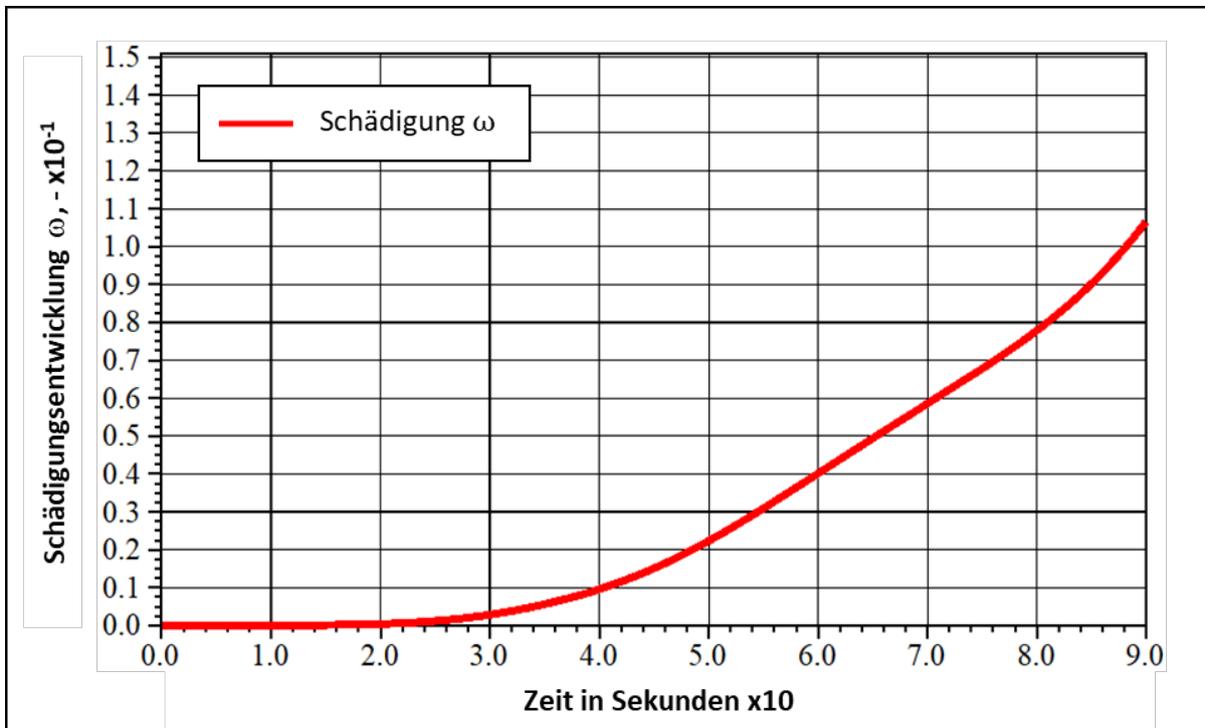


Bild 6.4: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT01 – Schädigungsentwicklung ω im Auswertpunkt HP01 (Mitte der Salzprobe).

Bild 6.5 zeigt die zeitliche Entwicklung der Volumendehnung im Auswertpunkt HP01. Nach etwa 44 s beginnt eine sichtbare Dilatanzentwicklung, welche mit der Zeit weiter ansteigt. Am Ende der Simulation nach 90 s erreicht die Volumendehnung einen Wert von 0,37 Prozent. Bei diesen Werten ist ein lokales Bruchversagen im Material ebenfalls nicht üblich.

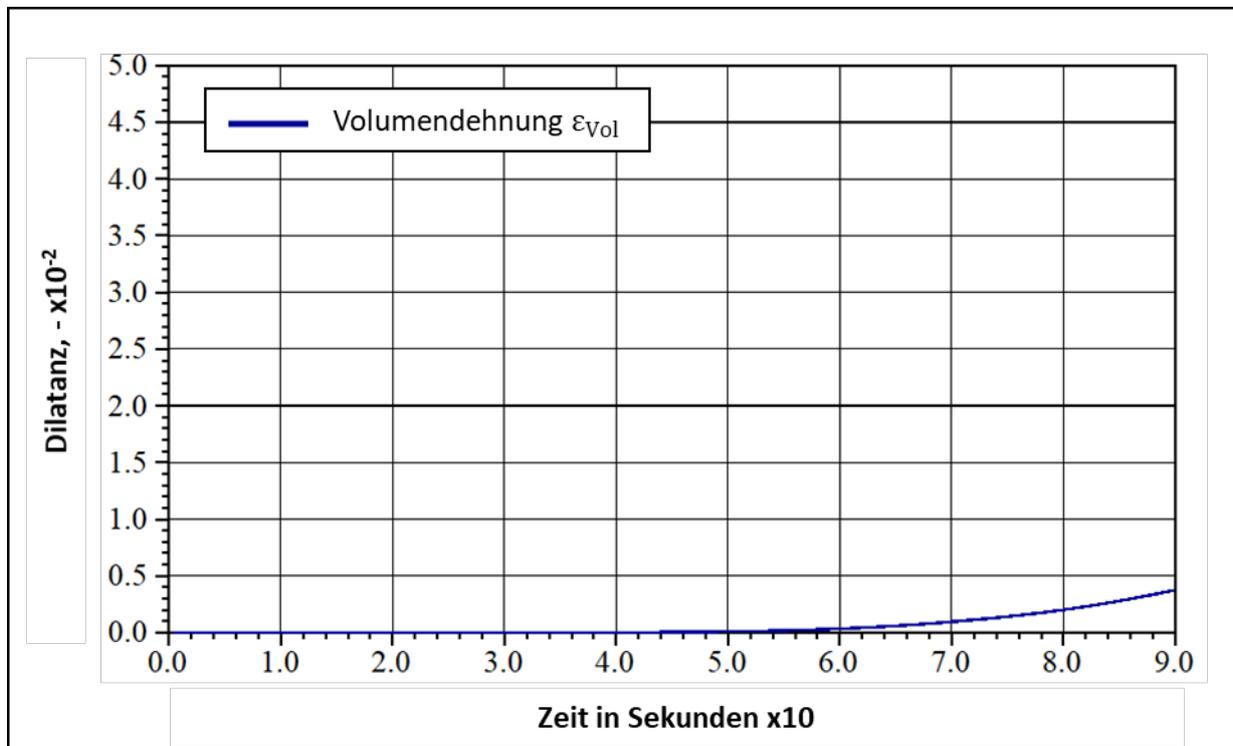


Bild 6.5: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT01 – Zeitliche Entwicklung der Volumendehnung ϵ_{Vol} .

In Bild 6.6 sind die Schädigungsentwicklung ω (oben) und die maximale Hauptspannung σ_3 (unten) im Konturplot dargestellt. Die Auswertung der Schädigung nach 45 s Simulationszeit (oben links) zeigt, dass sich in Probenmitte eine kleine, senkrechte Linie über drei Zonen mit einer Schädigung von etwa $\omega = 0,015$ entwickelt hat. Eine Schädigung von $\omega = 0,015$ steht im Stoffmodell für das Eintreten von tertiärem Kriechen. Wie in Bild 6.5 auch zu erkennen, kommt es in dieser Phase zu einer erhöhten Volumendehnung. Nach 62 s Simulationsdauer (Bild 6.6, oben Mitte) hat sich die geschädigte Zone oval förmig weiter ausgebreitet. Der Wert der Schädigung erreicht in dieser Zeit Werte um $\omega = 0,015 - 0,045$. Mit fortlaufender Simulation breitet sich die geschädigte Fläche weiter aus und am Rand der Probe treten weitere Schädigungen auf. Am Ende der Berechnung Bild 6.6, oben rechts) liegt der Grad der Schädigung in den geschädigten Bereichen bei etwa $\omega = 0,045 - 0,105$. Wertet man die maximale Hauptspannung zwischen $-1,0 \text{ MPa} \leq \sigma_3 \leq 1,0 \text{ MPa}$ aus, ist zu erkennen, dass nach 45 s Simulationsdauer (Bild 6.6, unten links) Druckspannungen (in blau) in den Krafteinleitungszonen und Zugspannungen

(in rot) in Probenmitte auftreten. In den Randbereichen der Probe, außerhalb der Kraffteinleitungszonen, sind die Spannungen zu diesem Zeitpunkt weiterhin nahe null. Nach 62 s Simulation (Bild 6.6, unten Mitte) treten auch in den Randbereichen der Probe Zugspannungen auf. Zwischen der Probenmitte und dem Randbereich der Probe sind die Spannungen weiterhin nahe null. Nach 90 s (Bild 6.6, unten rechts) hat sich der unter Zugspannung stehende Randbereich weiter ausgebreitet und zwischen dem Randbereich und der Probenmitte treten Druckspannungen zwischen -1,0 MPa und 0,0 MPa auf. In den Kraffteinleitungszonen herrschen weiterhin Druckspannungen und in der Probenmitte weiterhin Zugspannungen.

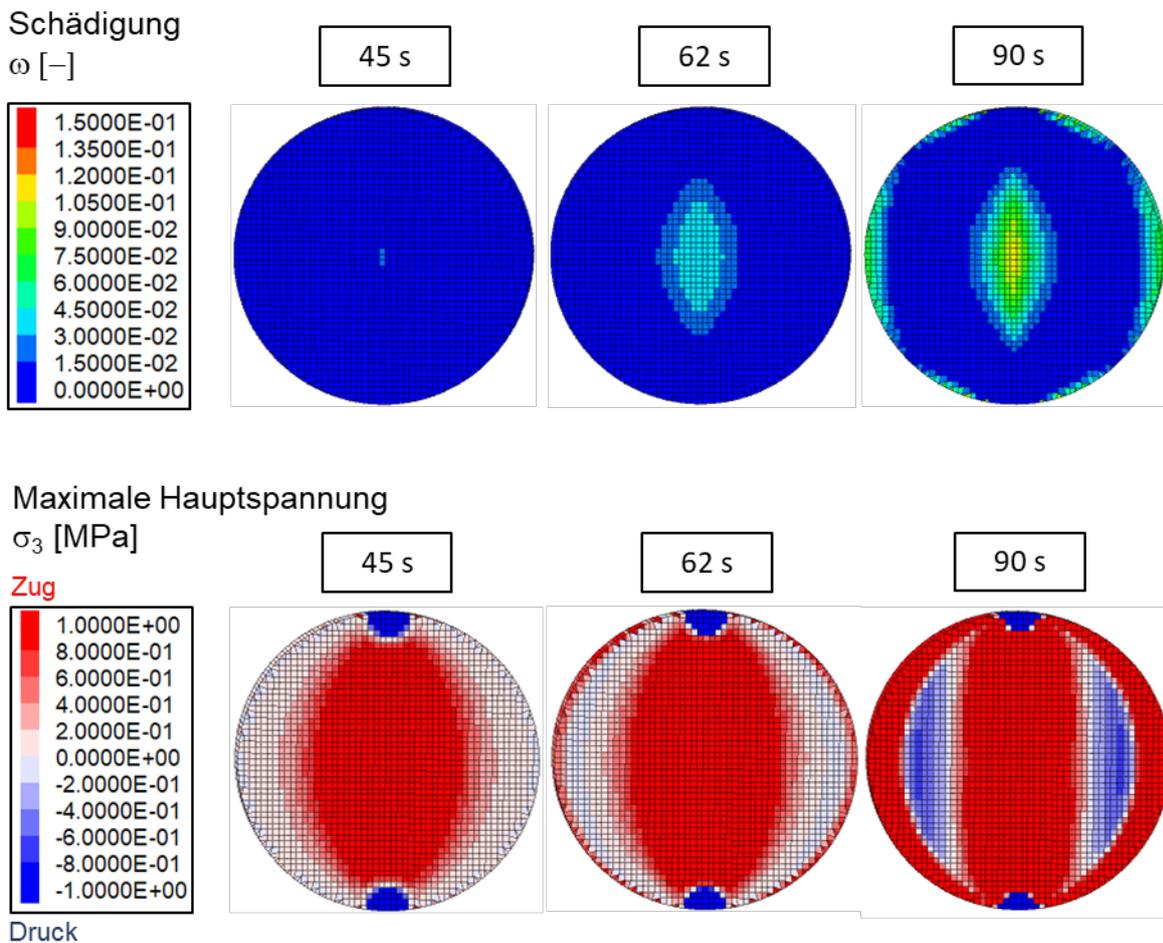


Bild 6.6: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT01 – Konturplots der Schädigungsentwicklung ω (oben) und der maximalen Hauptspannung σ_3 (unten) nach 45 Sekunden (links), nach 62 Sekunden (Mitte) und nach 90 Sekunden (rechts). Maximale Hauptspannung dargestellt zwischen -1,0 MPa Druck (in blau) und 1,0 MPa Zug (in rot).

Es ist an dieser Stelle zu erwähnen, dass mit den in der Simulation BT01 angenommenen Randbedingungen das Verhalten von Steinsalz in einem Spaltzugversuch nicht ausreichend

beschrieben werden kann. Vor allem bleibt der zu erwartende Spaltriss unberücksichtigt. Makroskopische Trennrisse, wie sie in indirekten Zugversuchen erzeugt werden stellen eine geometrische Diskontinuität im Material dar. Senkrecht zu offenen Trennrissen (Trennflächen) ist keine Spannungsübertragung mehr möglich. Für eine akkurate Nachbetrachtung eines indirekten Zugversuchs ist es daher essentiell, das Auftreten von Spaltrissen und der daraus resultierenden Spannungsentwicklung im Nahfeld eines Risses zu berücksichtigen. Da in der Berechnung BT01 die Zugfestigkeit von Steinsalz nicht einbezogen wird, bleibt das Auftreten von Zugspannungen von bis zu 3,1 MPa ohne nennenswerte Einflüsse auf die Schädigungsentwicklung und der daraus resultierenden Kriech- und Bruchvorgänge im Steinsalz.

6.2.4 Simulation BT02

In der Simulation BT02 wird im Gegensatz zu Simulation BT01 für die Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz das Stoffmodell Lubby-CF in seiner aktuellen Version, wie in Absatz 2 vorgestellt, verwendet. Somit werden in Simulation BT02 plastisches Zugversagen nach Absatz 2.8 und eine Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 berücksichtigt. Die Zugfestigkeit der Probe wird mit $\beta^T(\omega) = 3,0$ MPa angenommen. Ferner wird eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 berücksichtigt.

Bild 6.7 zeigt die in Probenmitte ausgewertete maximalen Hauptspannung σ_3 , die minimalen Hauptspannung σ_1 und die schädigungsabhängige Zugfestigkeit $\beta^T(\omega)$ (nach Gleichung 2.39). Die blaue Kurve (Sig_1) zeigt den zeitlichen Verlauf der Druckspannung. Die Druckspannung fängt, wie auch in Simulation BT01 nach etwa 3 s an zu steigen und ändert ebenfalls seine Richtung nachdem sie nach 48 s ihren Maximalwert von 6,5 MPa erreicht hat. Die rote Kurve (Sig_3) zeigt die zeitliche Entwicklung der Zugspannung. Diese beginnt ebenfalls nach etwa 3 s zu steigen und erreicht nach 50 s einen nahezu konstanten Wert von etwa 2,3 MPa, bis sie nach 61,9 s wieder auf 2,25 MPa sinkt. Die gelbe Kurve zeigt den zeitlichen Verlauf der schädigungsabhängigen Zugfestigkeit. Die angenommene Zugfestigkeit von $\beta^T(\omega) = 3,0$ MPa für intaktes Materials sinkt mit steigender Schädigung im Steinsalz und erreicht nach 61,9 s einen Wert von gering kleiner $\beta^T(\omega) < 2,25$ MPa.

Weiterhin ist Bild 6.7 zu entnehmen, dass bei ca. 61,9 s die Zugfestigkeit des Materials durch die maximale Hauptspannung σ_3 überschritten wird und ein Zugversagen in der ausgewerteten Zone eintritt. Wegen der geminderten Zugfestigkeit infolge von Schädigung tritt Zugversagen bereits bei $\sigma_3 = 2,25$ MPa $> \beta^T(\omega)$ ein. Mit dem Auftreten von Zugversagen verliert das Steinsalz seine Festigkeit sowie seine Tragfähigkeit und Kräfte können nur noch bedingt aufgenommen

werden. Im Modell findet eine plastische Korrektur des nichtzulässigen Spannungszustandes statt und die Spannungen gehen gegen null.

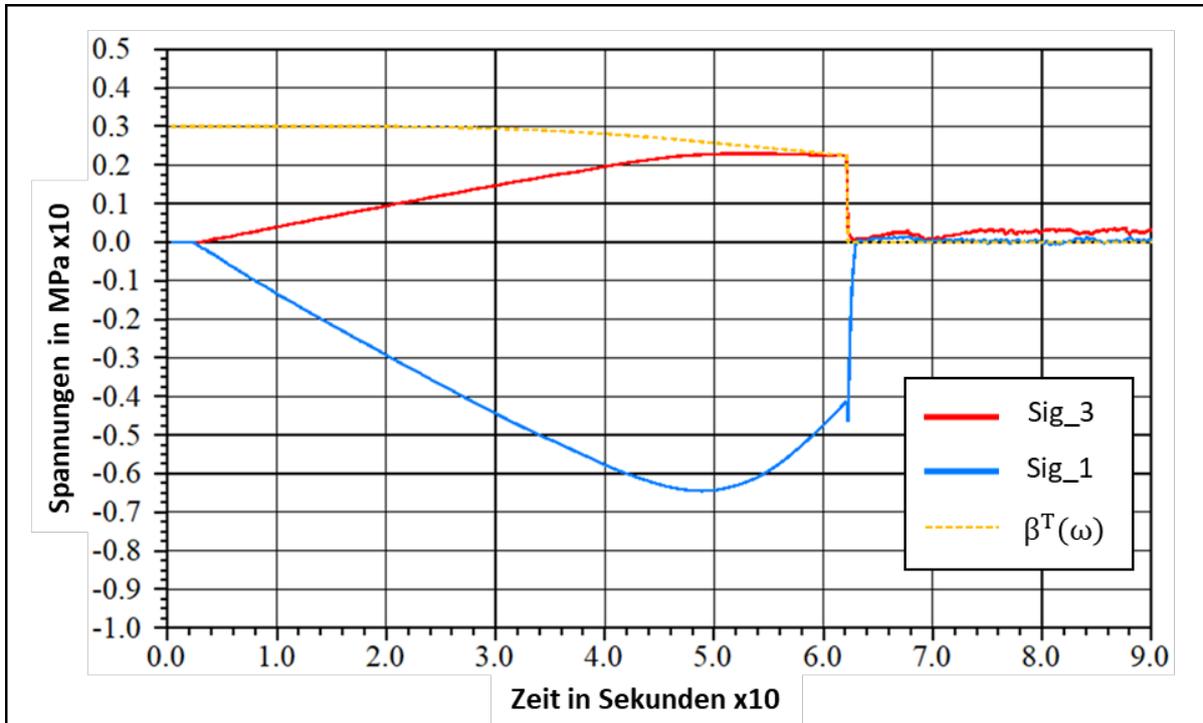


Bild 6.7: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Zeitlicher Verlauf der maximalen Hauptspannung Sig_3 (in rot), der minimalen Hauptspannung Sig_1 (in blau) und der Zugfestigkeit $\beta^T(\omega)$ (in gelb gestrichelt) im Auswertungspunkt HP01 (Mitte der Salzprobe).

Die Entwicklungsfunktion der Schädigung ω ist in Bild 6.8 dargestellt. Wie auch in Simulation BT01 kommt es in Simulation BT02 nach etwa 15 s zu einer ersten Schädigungsentwicklung in Probenmitte. Kurz vor Auftreten des Spaltrisses beträgt die Schädigung in der ausgewerteten Zone $\omega = 0,038$ und mit Auftreten von Zugversagen erreicht die Schädigungsvariable ω instantan ihren Maximalwert von $\omega = 0,15$ an. Dieser Wert steht im Stoffmodell Lubby-CF für den Brucheintritt.

Bild 6.9 zeigt die Volumendehnung ε_{Vol} und die plastische Dehnung ε^{pl} in Auswertungspunkt HP01. Nach etwa 42 s beginnt die Dilatanz (hellblaue Kurve) an langsam zu steigen. Mit Auftreten des Zugversagens nach 61,9 s kommt es infolge zugbruchverursachten plastischen Dehnungen (hellblaue Kurve) im Material zu einer erhöhten Dilatanzentwicklung. Nach 90 s Simulationsdauer erreicht die Volumendehnung einen Wert von $\varepsilon_{Vol} = 4,2$ Prozent. Dieser Wert liegt in einem üblichen Bereich für Bruchdehnungen.

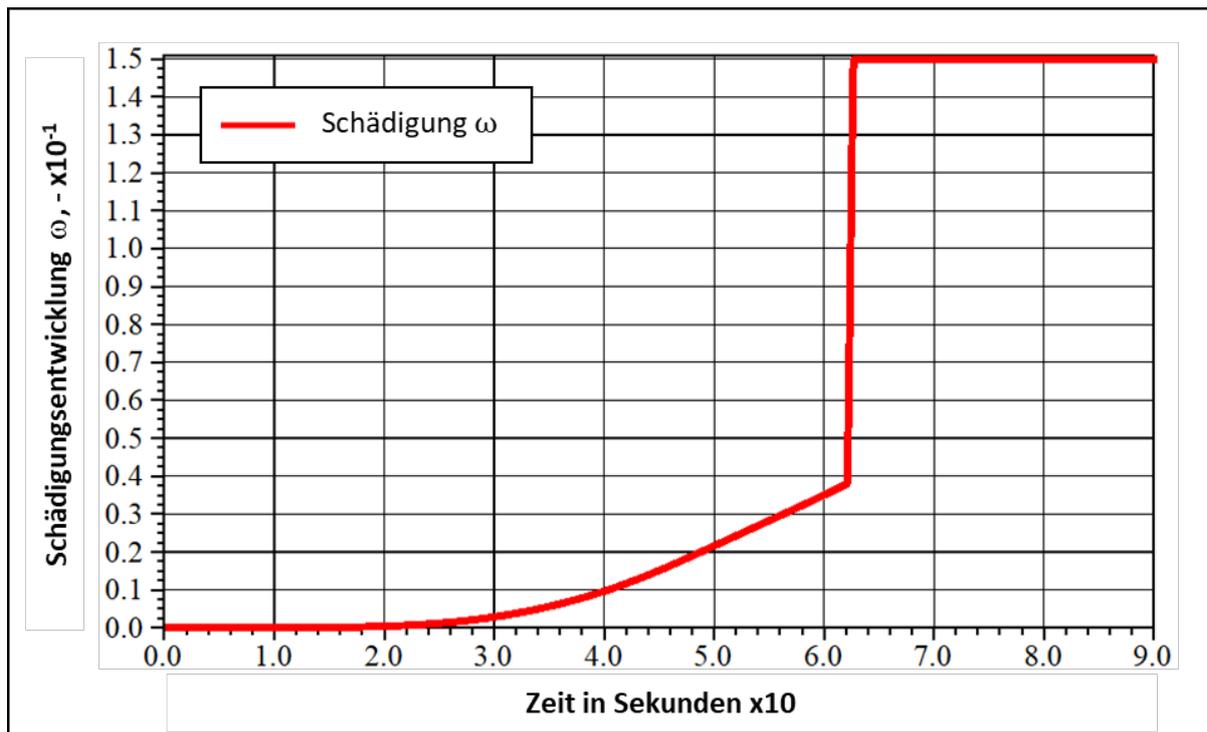


Bild 6.8: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Schädigungsentwicklung ω im Auswertungspunkt HP01 (Mitte der Salzprobe).

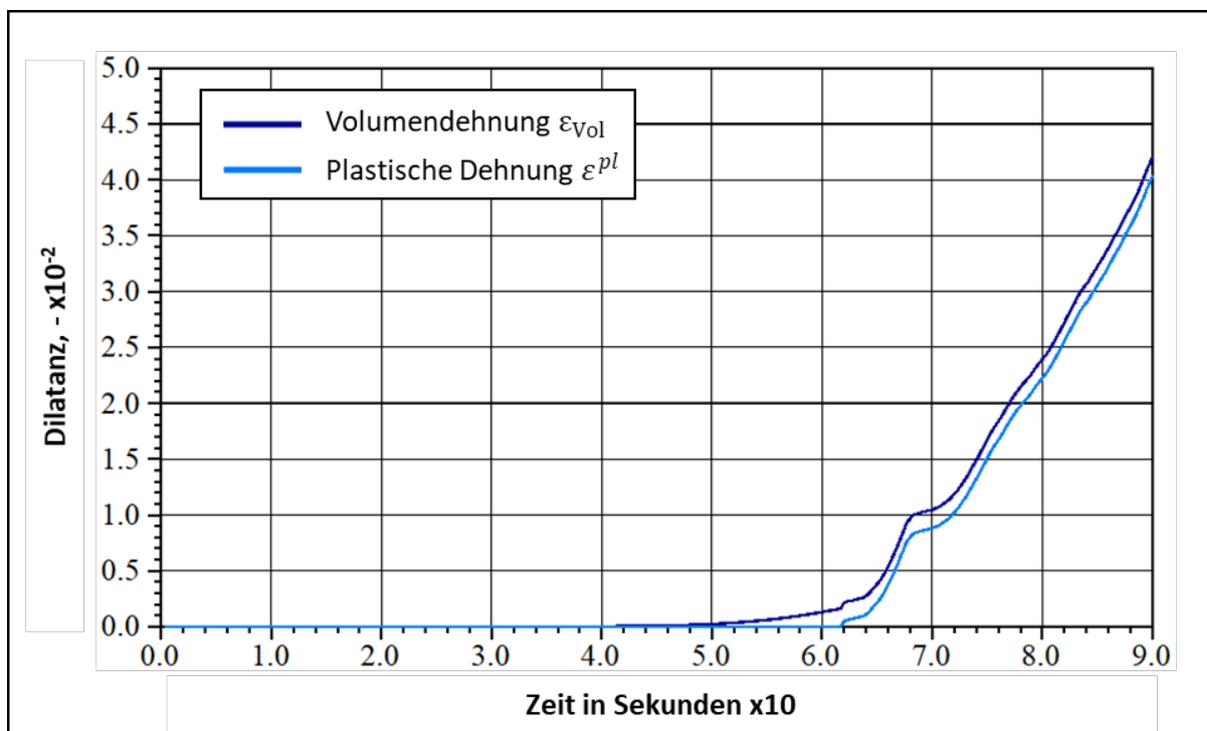


Bild 6.9: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Zeitliche Entwicklung der Volumendehnung ε_{Vol} (in dunkelblau) und der plastischen Dehnungen ε^{pl} (in hellblau).

In Bild 6.10 sind die Schädigungsentwicklung ω (oben) und die maximale Hauptspannung σ_3 (unten) im Konturplot für die Simulation BT02 dargestellt. Die Auswertung der Schädigung nach 45 s (Bild 6.10, oben links) zeigt, dass sich in Probenmitte, wie auch in Simulation BT01, eine Schädigung von etwa $\omega = 0,015$ entwickelt hat. Infolge von Schädigungsentwicklung erfolgt in dieser Phase der Eintritt in die tertiäre Kriechphase, bei der ein beschleunigtes Kriechen stattfindet. Gut zu erkennen ist dies auch an der Auswertung der Volumendehnung wie in Bild 6.9 dargestellt. Nach etwa 42 s tritt Dilatanz auf und nach etwa 48 s beginnt eine erhöhte Dilatanzentwicklung. Nach 61,8 s Simulationsdauer (Bild 6.10, oben Mitte) hat sich die geschädigte Zone weiter ausgebreitet und der Grad der Schädigung hat Werte von etwa $\omega = 0,02 - 0,04$ erreicht. Ausgewertet wurde nach 61,8 s, da dies der Zeitpunkt kurz vor dem Eintreten des Zugversagens ist. Die Auswertung nach 64 s (Bild 6.10, oben rechts) zeigt die Schädigungsentwicklung kurz nach dem Eintritt des Zugversagens. Gut zu erkennen ist, dass ein vertikaler Spaltriss in der Mitte der Probe eingetreten ist und die Schädigung im Spaltriss mit $\omega = 0,15$ seinen Maximalwert erreicht hat.

Wertet man die maximale Hauptspannung zwischen $-1,0 \text{ MPa} \leq \sigma_3 \leq 1,0 \text{ MPa}$ kurz nach dem Zugversagen im Konturplot aus (Bild 6.10, unten rechts), ist zu erkennen, dass infolge des aufgetretenen Spaltrisses kaum Spannungen mehr in Probenmitte aufgenommen werden können und die Spannungen in und um den Riss gegen null gehen. Da in den Kraffteinleitungszonen weiterhin Druckspannungen herrschen, verläuft der berechnete Riss auch nicht durchgehend, sondern endet kurz vor den Kraffteinleitungszonen (Bild 6.10, oben rechts). Im Randbereich der Probe außerhalb der Kraffteinleitungszonen herrschen weiterhin Zugspannungen, hier wurde die Zugfestigkeit des Materials jedoch nicht erreicht. Zwischen dem Randbereich und der Probenmitte entwickelt sich ein Bereich mit Druckspannungen zwischen $-1,0 \text{ MPa}$ und $0,0 \text{ MPa}$.

Die Auswertung der maximalen Hauptspannung nach 45 s Simulationsdauer (Bild 6.10, unten links) und nach 61,8 s Simulationsdauer (Bild 6.10, Mitte) zeigt ähnliche Ergebnisse wie in der Simulation BT01. Es kommt zu Druckspannungen in den Kraffteinleitungszonen und zu Zugspannungen in der Mitte der Probe und in den Probenrandbereichen außerhalb der Kraffteinleitungszonen. Die angenommene Zugfestigkeit im Material ist zu diesen Zeitpunkten wie bereits erwähnt nicht erreicht.

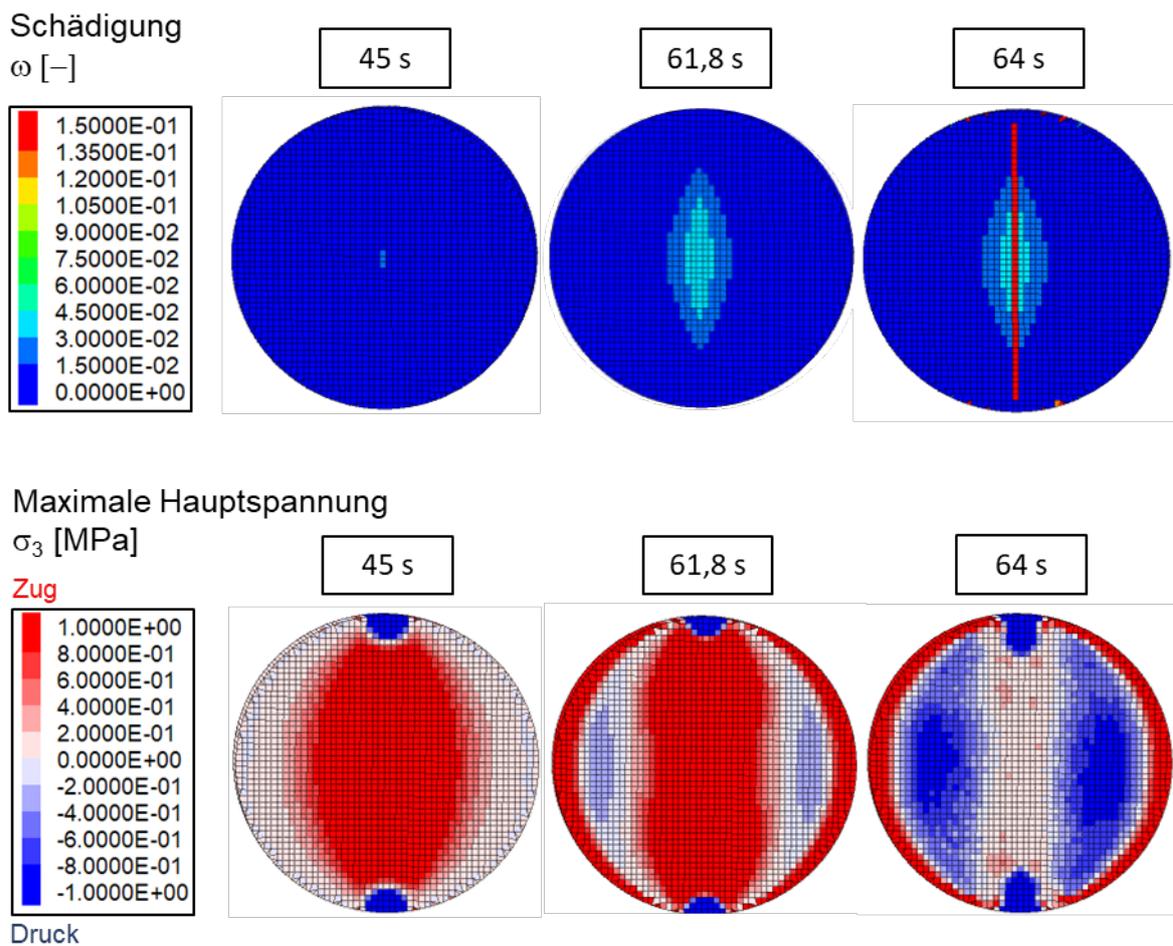


Bild 6.10: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Konturplots der Schädigungsentwicklung ω (oben) und der maximalen Hauptspannung σ_3 (unten) nach 45 Sekunden (links), nach 61,8 Sekunden (kurz vor Zugversagen, Mitte) und nach 64 Sekunden (kurz nach Zugversagen, rechts). Maximale Hauptspannung sind dargestellt zwischen -1,0 MPa Druck (in blau) und 1,0 MPa Zug (in rot).

In Bild 6.12 (oben) ist die in x-Koordinatenrichtung wirkende Hauptspannungskomponente σ_{xx} entlang der Mantellinie ausgewertet. Quer zur Belastungsebene treten in den Kräfteinleitungszonen Druckspannungen auf. Auf den restlichen Bereichen des Probekörperdurchmessers treten annähernd gleichmäßig verteilte Zugspannungen auf. Die berechnete Spannungsverteilung entspricht dem üblichen Verlauf, welcher sich in einem zylindrischen Probekörper unter einer auf zwei gegenüberliegenden Mantellinien eingeleiteten Streckenlast die normal zur Belastungsebene einstellt (Bild 6.12, unten rechts). Die Hauptspannungskomponente σ_{xx} im Konturplot ist in Bild 6.12, unten links dargestellt. Zu erkennen ist eine konzentrierte Bildung von Zugspannungen in der Probenmitte, welche mit Näherung an den Probenrand zu null gehen.

Im Bild 6.11 ist der Verlauf der ermittelten Zugspannung aus einem indirekten Zugversuch an Anhydritmittelsalz (Na4n) dargestellt (unten). In diesem Versuch kam es nach 60 s zu einem Bruch. Die maximal erreichte Zugfestigkeit beträgt $\sigma_{z,max} = 2,4$ MPa eine zeigt einen Vergleich zwischen dem Verlauf zwischen maximalen Hauptspannung und den Eintritt von Zugversagen mit Beispielen aus Laborversuchen erkennt man, dass mit der aktuellen Version des Lubby-CF Stoffmodells indirekte Zugversuche gut wiedergegeben werden können.

Die Ergebnisse zeigen, dass mit der in der Simulation BT02 angewendeten aktuellen Stoffmodellversion von Lubby-CF das Verhalten von Steinsalz und das Auftreten von indirekt erzeugten Zugrissen in einem Spaltzugversuch prinzipiell beschrieben werden kann. In der Simulation BT02 wird ein zugspannungsinduzierter Riss entlang der Krafteinleitungslinie erzeugt und deren Einfluss auf den Spannungszustand in und um „gerissene Zonen“ berücksichtigt. Der Riss wird dargestellt über den maximalen Wert der Schädigungsvariable $\omega = 0,15$.

Zunehmende Schädigung führt zu einer Reduzierung des Elastizitätsmoduls E und das Material wird weicher, wodurch weitere Kriechvorgänge und infolgedessen Spannungsumlagerungsprozesse aktiviert werden.

Die Simulation von plastischem Zugversagen berücksichtigt die Spannungsentwicklung in der geschädigten Zone sowie im Nahfeld eines Risses über die Rissinitiierung beim Erreichen kritischer Kennwerte bis zur Rissausbreitung. Das Festigkeitsversagen infolge Zugbeanspruchung und die Auswirkungen auf das mechanische Spannungsnahfeld im Salzgestein können bei angemessener Anwendung mit Lubby-CF realitätsnah wiedergegeben werden.

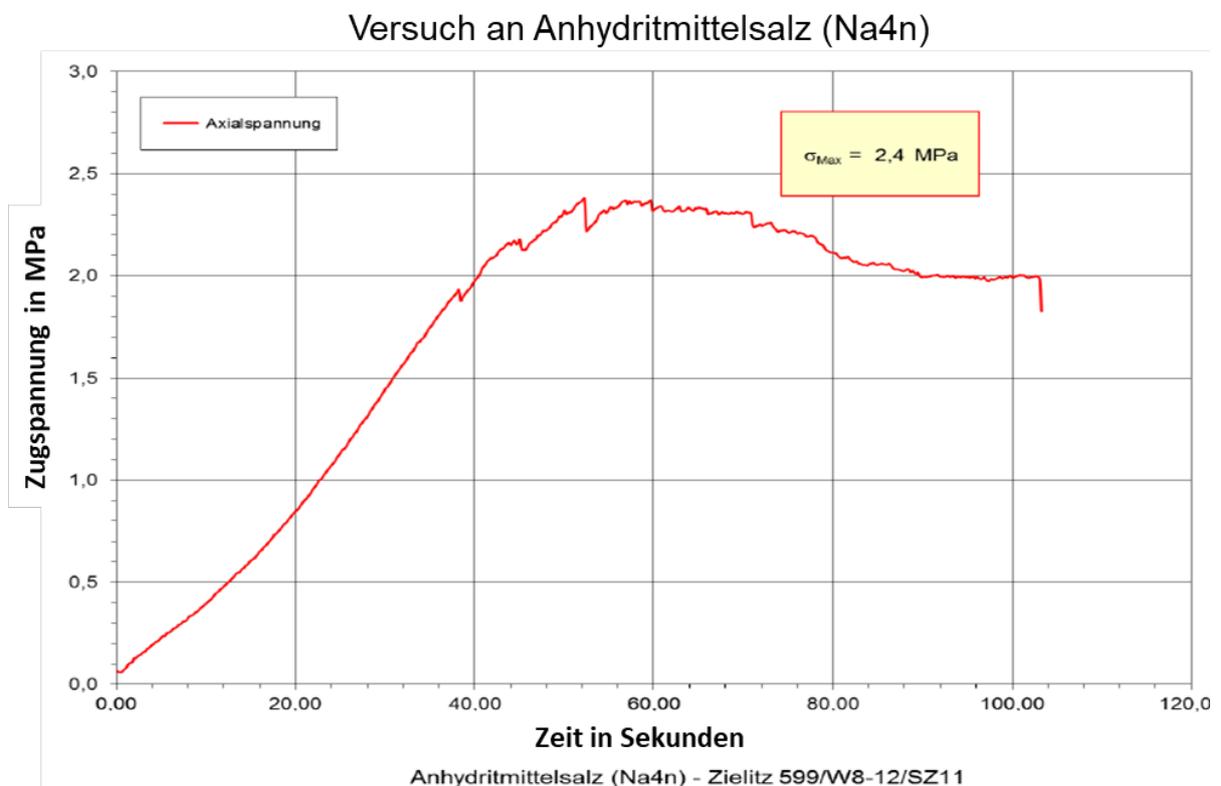
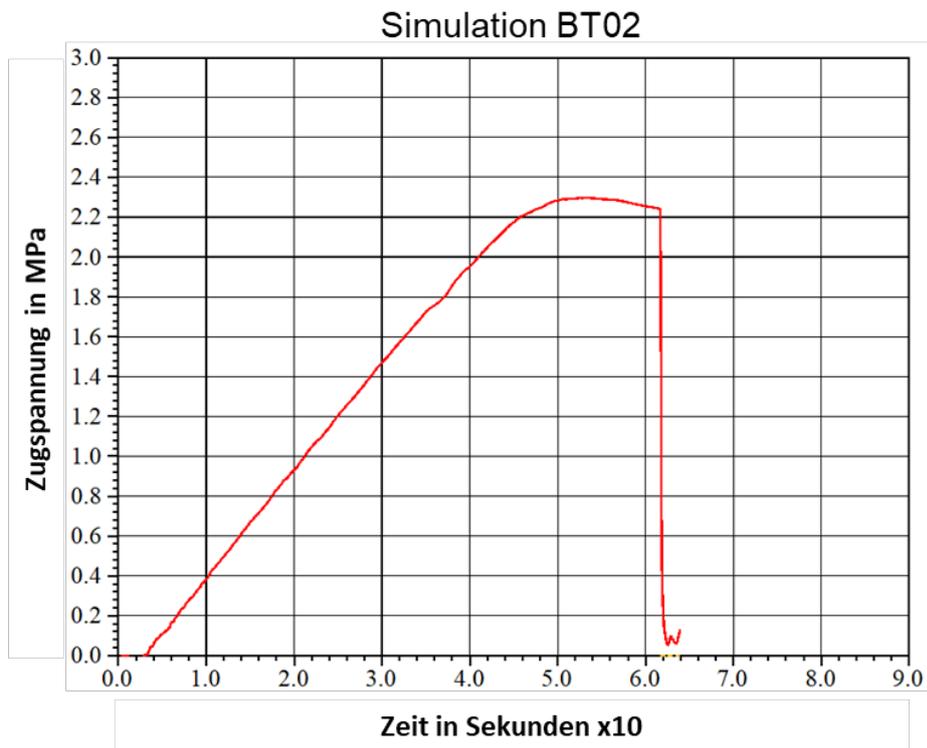


Bild 6.11: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Oben: Verlauf der berechneten Zugspannung im Auswertpunkt HP01 (Mitte der Salzprobe), unten: Verlauf der ermittelten Zugspannung aus einem indirekten Zugversuch an Anhydritmittelsalz (Na4n).

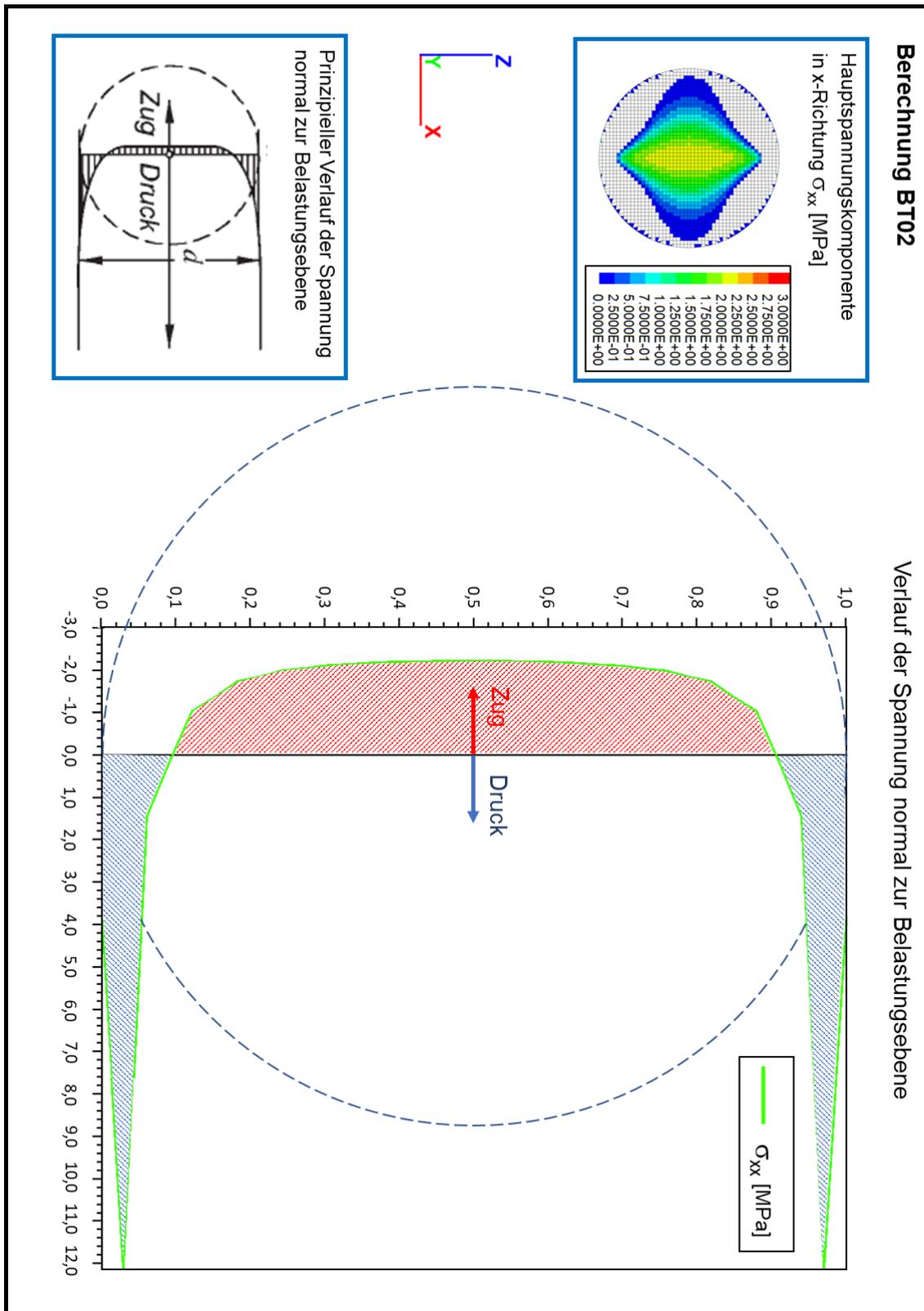


Bild 6.12: Spaltzugversuch (Brazilian-Test) – Simulation BT02 – Verlauf der Spannung normal zur Belastungsebene (oben), die Hauptspannungskomponente σ_{xx} im Konturplot (unten links) und prinzipieller Verlauf der Spannung normal zur Belastungsebene.

6.3 Simulation eines Biegebalkens (Bending Beam)

6.3.1 Allgemeines

Ein weiteres Beispiel für die Benchmark-Berechnung zum Zugverhalten von Steinsalz ist die numerische Simulation eines fiktiven Biegezugversuchs. Die gängigsten Biegezugversuche sind der drei-Punkt-Biegeversuch sowie der vier-Punkt-Biegeversuch. Bei dem drei-Punkt-Biegeversuch wird der Prüfkörper in einem festgelegten Abstand auf zwei Auflagern positioniert und in der Mitte mit einem sogenannten Prüf- bzw. Druckstempel stetig belastet. Der Probekörper wird an der Oberseite auf Druck und an der Unterseite auf Zug beansprucht. Der langsam und mit gleichbleibender Geschwindigkeit herunterfahrende Prüfstempel belastet die Probe so lange mit steigender Kraft, bis bei spröden Werkstoffen die Probe zerbricht. Durch die ermittelten Größen können Kennwerte zur Zugfestigkeit bestimmt werden. Bei dem vier-Punkt-Biegeversuch wird die Probe mit zwei Druckstempel belastet.

Um sichere und reproduzierbare Prüfergebnisse zu erzielen, ist bei den Biegeversuchen eine exakte Ausrichtung von Auflagern und Stempeln des Werkzeugs zwingend notwendig. Die Versuchsdurchführung erfolgt in der Regel mit vordefinierten Prüfkonditionen. Die abgerundeten Auflager sind in einem bestimmten Abstand (Stützweite) parallel zueinander angeordnet. Die Maße des Prüfkörpers stehen in einem bestimmten Verhältnis zur Stützweite der Auflager. Bild 6.13 zeigt die prinzipielle Versuchsanordnung nach DIN EN 12390-5 (Prüfung von Festbeton) für einen drei-Punkt-Biegeversuch (oben) und ein Beispiel aus der Praxis (unten). Die Versuchsanordnung für ein vier-Punkt-Biegeversuch ist in Bild 6.14 dargestellt.

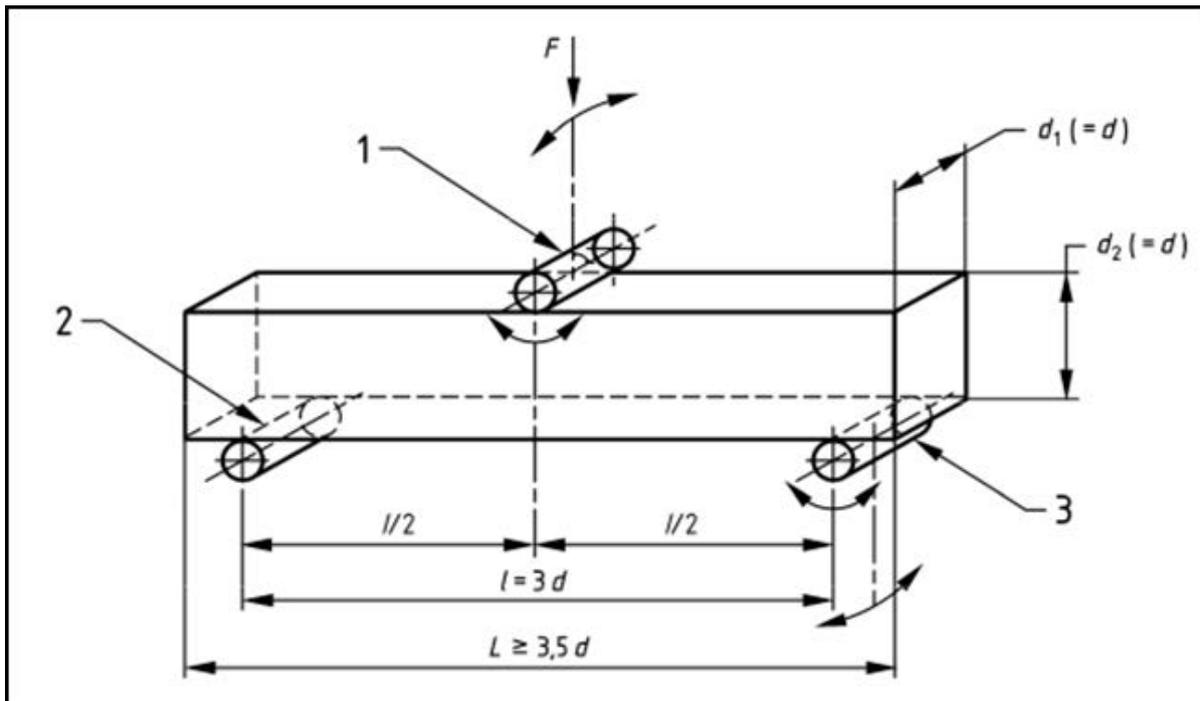


Bild 6.13: Biegezugversuch (Bending Beam) – Versuchsanordnung drei-Punkt-Biegezugversuch (oben); Beispiel aus der Praxis mit einem Betonbalken (unten).

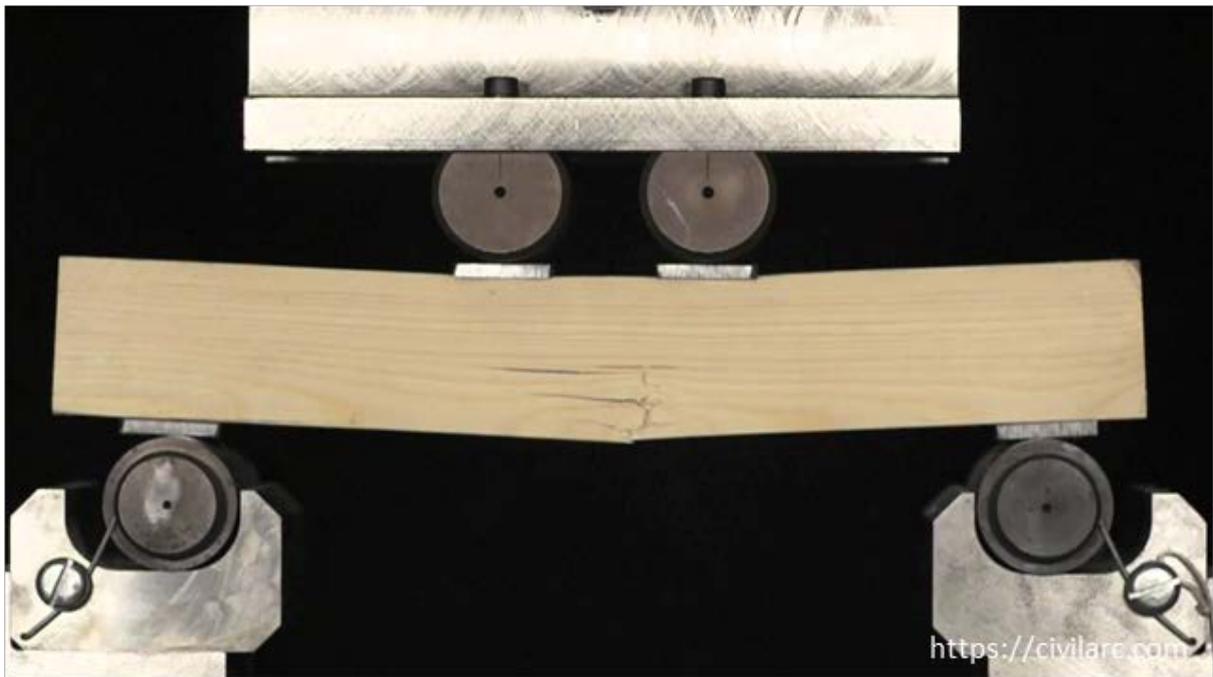
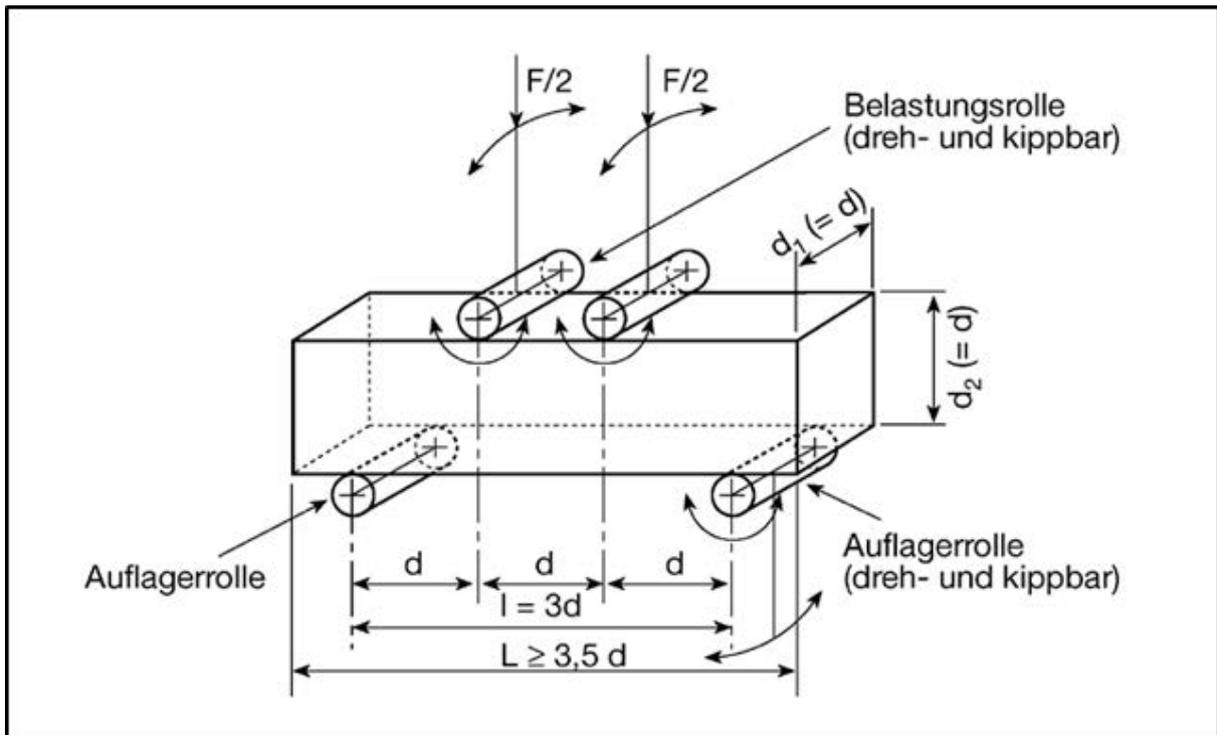


Bild 6.14: Biegezugversuch (Bending Beam) – Versuchsanordnung vier-Punkt-Biegezugversuch (oben); Beispiel aus der Praxis mit einem Holzbalken (unten).

6.3.2 Berechnungsmodell

Für die Nachberechnung eines fiktiven Biegezugversuchs wurde vom Projektpartner TUBS ein Modell wie in Bild 6.15 (Modell A: drei-Punkt-Modell) und Bild 6.16 (Modell B: vier-Punkt-Modell) dargestellt erstellt und den Projektpartner für die Simulationsberechnung zur Verfügung gestellt.

Die Länge des Salzblocks beträgt 60 cm ($L = 4 \cdot d$) und ist jeweils 0,15 cm breit ($d_1 = d$) und ebenfalls 0,15 cm hoch ($d_2 = d$). Die Aufteilung des Modells erfolgt in 2,0 mm breite Elemente. Der Prüfkörper liegt mittig auf zwei Auflagern von einem Abstand von 45,0 cm ($l = 3 \cdot d$) zueinander. Die Belastung erfolgt weggeregelt mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit von $\dot{v} = 0,486 \text{ m/d}$ ($5,625 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}$). Die Krafteinleitung erfolgt über die Zonenbreite von 0,2 cm. Im Modell A (drei-Punkt-Modell) erfolgt eine senkrechte Krafteinleitung in Modellmitte. Modell B (vier-Punkt-Modell) ist identisch mit Modell A mit der Ausnahme, dass die Krafteinleitung mittig über zwei Krafteinleitpunkte mit einem Abstand von 15,0 cm (1 d) zueinander erfolgt.

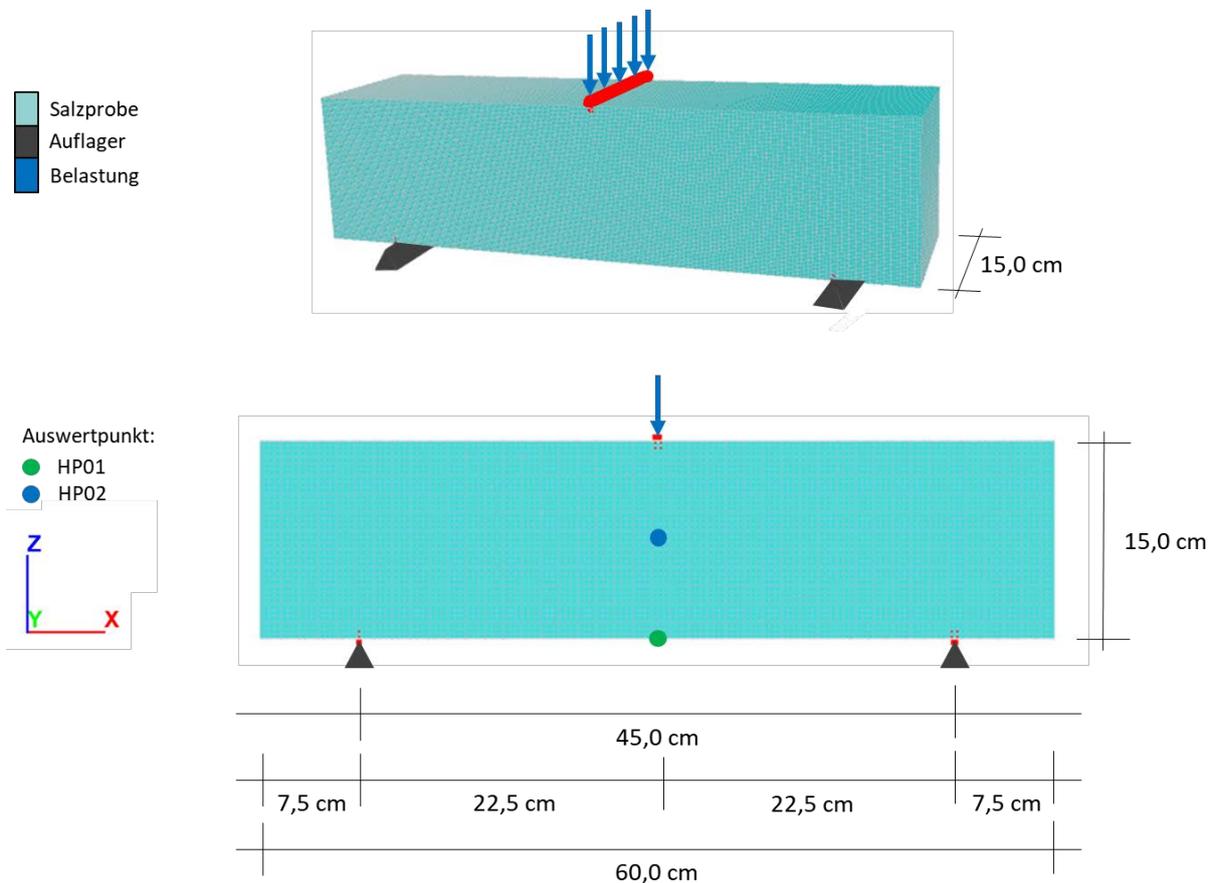


Bild 6.15: Biegezugversuch (Bending Beam) – Berechnungsmodell A (drei-Punkt-Modell).

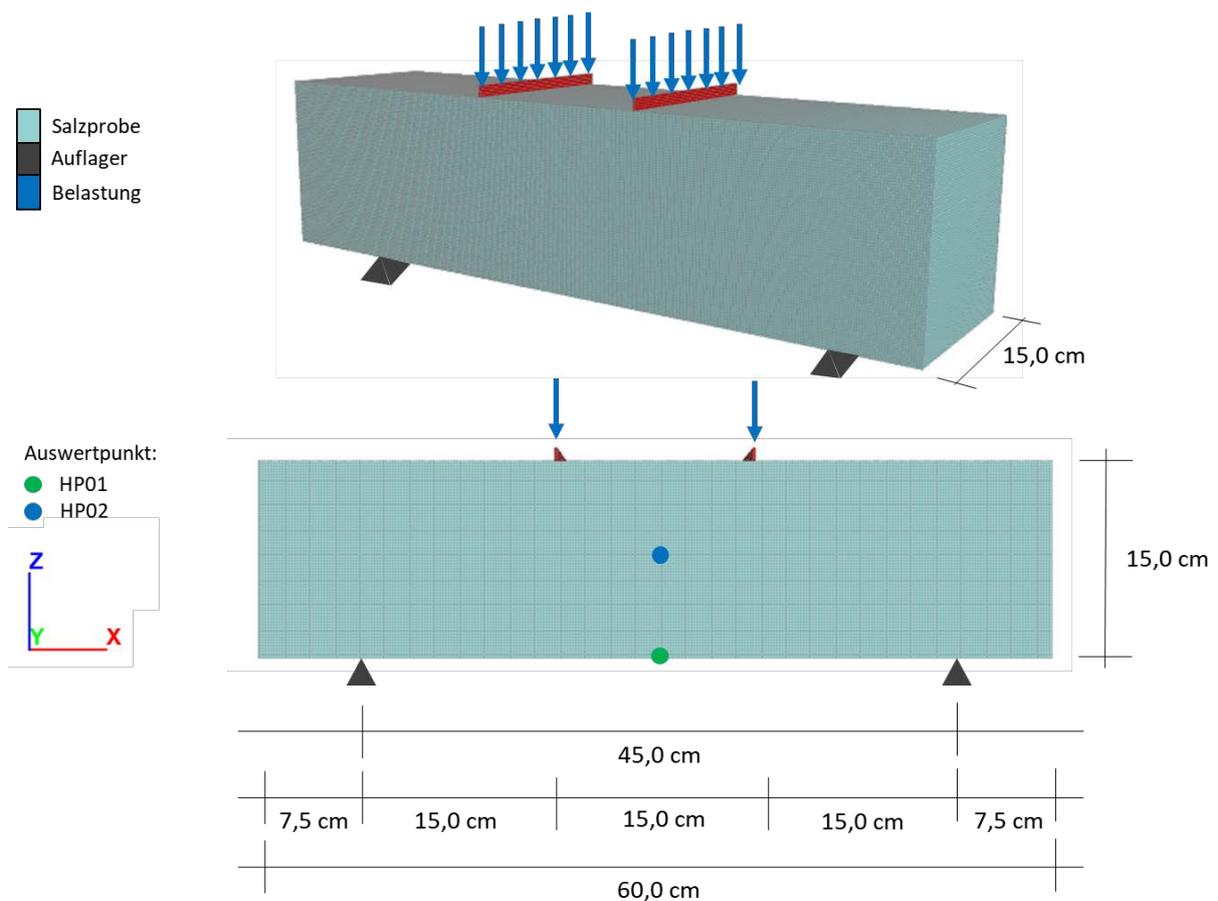


Bild 6.16: Biegezugversuch (Bending Beam) – Berechnungsmodell B (vier-Punkt-Modell).

6.3.3 Simulation BB01

In der Berechnung BB01 wird ein fiktiver drei-Punkt-Biegezugversuch an einen Steinsalzprüfkörper simuliert (Berechnungsmodell A, Bild 6.15). Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF und den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben. Die effektive Zugfestigkeit ist mit $\beta^T = 3,0$ MPa angenommen.

Bild 6.17 zeigt den zeitlichen Verlauf der Zugfestigkeit β^T und der maximalen Hauptspannung σ_3 in den Auswertungszonen HP01 (Modellmitte Unterkante) und HP02 (Modellmitte mittlere Höhe). Infolge der dehnungsgeregelten Krafteinleitung steigt die Spannung in den ausgewerteten Zonen mit der Zeit an. Die Zugfestigkeit beginnt bei $\beta^T = 3,0$ MPa und sinkt mit zunehmender Schädigung in der ausgewerteten Zone. Bei etwa $t = 18$ s erreicht in der Auswertungzone HP01 die maximale Hauptspannung σ_3 die bis dahin bis auf ca. 2,0 MPa geminderte Zugfestigkeit und es kommt zu einem makroskopischen Zugriss. Die Zugfestigkeit und die maximale Hauptspannung sinken instantan gegen null. Auch die maximale Hauptspannung in HP02 sinkt zum Zeitpunkt der Rissbildung gegen null und steigt wieder mit weiterer Berechnungsdauer an.

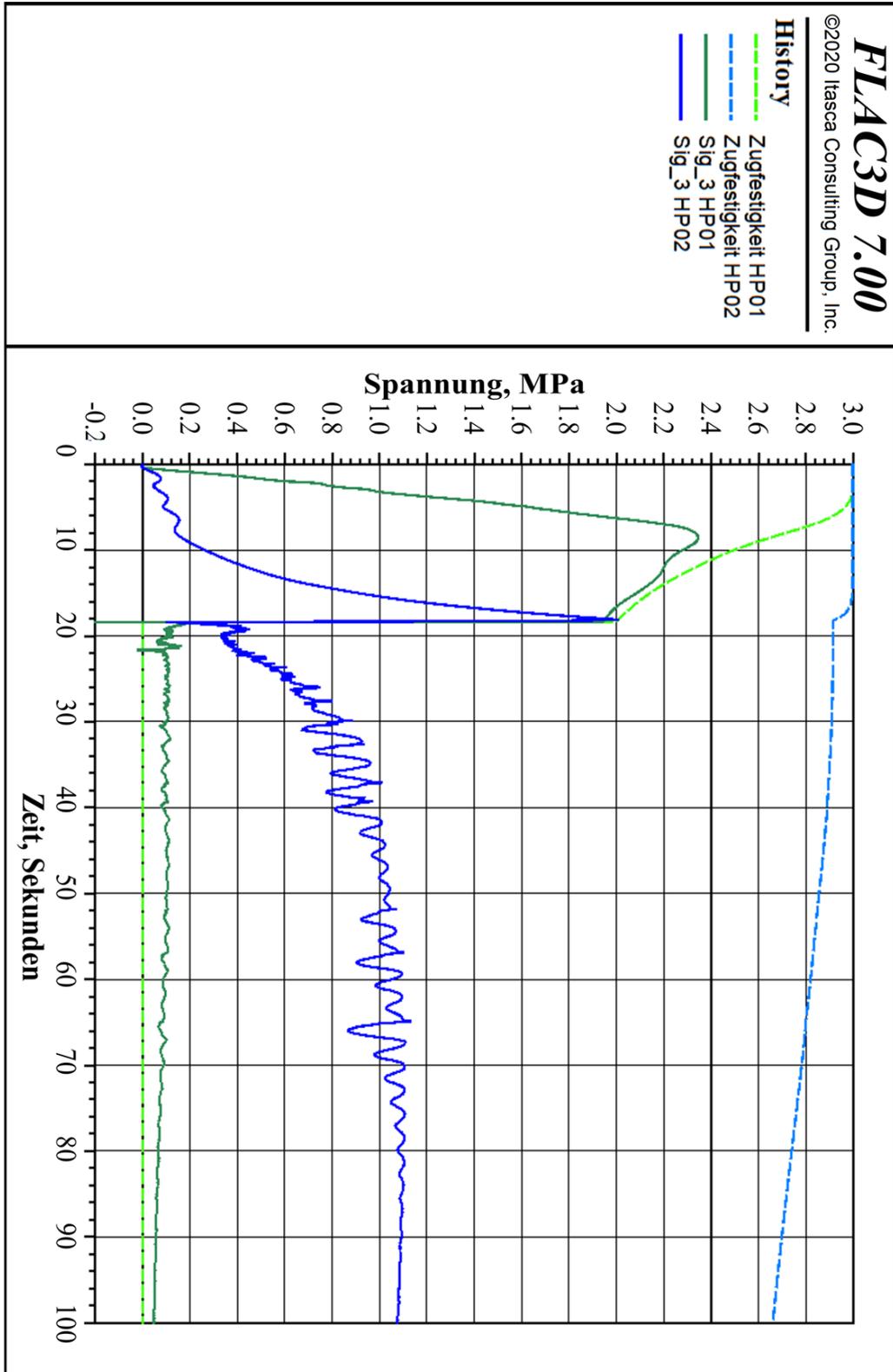


Bild 6.17: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB01 – Auswertung der Zugfestigkeit und der maximalen Hauptspannung in HP01 und HP02 über die Zeit.

In Bild 6.18 sind die Zugfestigkeit β^T (oben), die Dilatanz ε_{Vol} (Mitte) und die maximale Hauptspannung σ_3 (unten) im Konturplot dargestellt. Die Auswertung erfolgt nach $t = 17$ s. Dies ist der Zeitpunkt kurz vor Eintritt des Spaltzugrisses. Für die maximale Hauptspannung (unten) ist eine Skala von 1 für Zugspannungen in blau bis -1 für Druckspannungen in Rot dargestellt gewählt. Zu erkennen ist in Bild 6.18 unten, dass auf der Oberseite des Balkens im Bereich des Druckstempels wie zu erwarten Druckspannungen und zwischen den Auflagern an der Unterseite des Balkens Zugspannungen auftreten. In den restlichen Bereichen des Modells sind die Spannungen nahe null. Die Auswertung der Zugfestigkeit (oben) zeigt, dass die schädigungsabhängige Zugfestigkeit β^T in der Unterseite der Probe bereits geringere Werte aufzeigt als die anfängliche Zugfestigkeit von $\beta^T = 3,0$ MPa. Die Zugfestigkeit beträgt in diesen Bereichen zu diesem Zeitpunkt etwa $\beta^T = 2,0 - 2,7$ MPa. Dies ist darauf zurückzuführen, dass infolge der Zugbeanspruchung es bereits zu einer zugschädigungsinduzierten Mikrorissbildung in diesen Bereichen gekommen ist. Die infolge von Mikrorissbildung entstandene Schädigung ist jedoch noch relativ gering, so dass die dadurch entstandene Volumendehnung in der Auswertung der Dilatanz (Mitte) bei der gewählten Skala nicht zu erkennen ist.

In Bild 6.19 ist dieselbe Auswertung wie in Bild 6.18 für den Zeitpunkt $t = 18$ s dargestellt. Dies ist der Zeitpunkt kurz nach Eintritt des Spaltzugrisses. Die angenommene Zugfestigkeit für Steinsalz wird zu diesem Zeitpunkt in der Mitte der Unterseite des Balkens erreicht und es entsteht ein Makroriss, welcher sich in Krafteinleitungsfläche senkrecht in Richtung Balkenoberseite ausbreitet. Das Material erleidet im entstandenen Riss die maximale Schädigung, die Zugfestigkeit geht auf null (Bild 6.19, oben), das Material wird weicher und kann im Riss weniger bis keine Zugspannungen mehr aufnehmen (Bild 6.19, unten). Betrachtet man die Dilatanz im Konturplot (Bild 6.19, Mitte) erkennt man eine deutlich erhöhte Dilatanzentwicklung im simulierten Riss.

Die Simulation wurde zu Untersuchungszwecken nach dem Riss weiter durchgeführt. Bild 6.20 zeigt das Berechnungsergebnis nach $t = 600$ s Simulation. Der Riss hat sich bis zur Oberkante ausgebreitet und die Risszonen haben sich weiter ausgedehnt. Die Dilatanz ist in im Riss erheblich gestiegen. Der Balken ist stark durchgebogen und kann kaum mehr Spannung aufnehmen.

Die Ergebnisse zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF ein drei-Punkt-Biegezugversuch mit einem plausiblen Zugriss simuliert und der durch einen Spaltriss entstehende Spannungsumlagerungsprozess im Rissnahfeld gut nachgebildet werden kann.

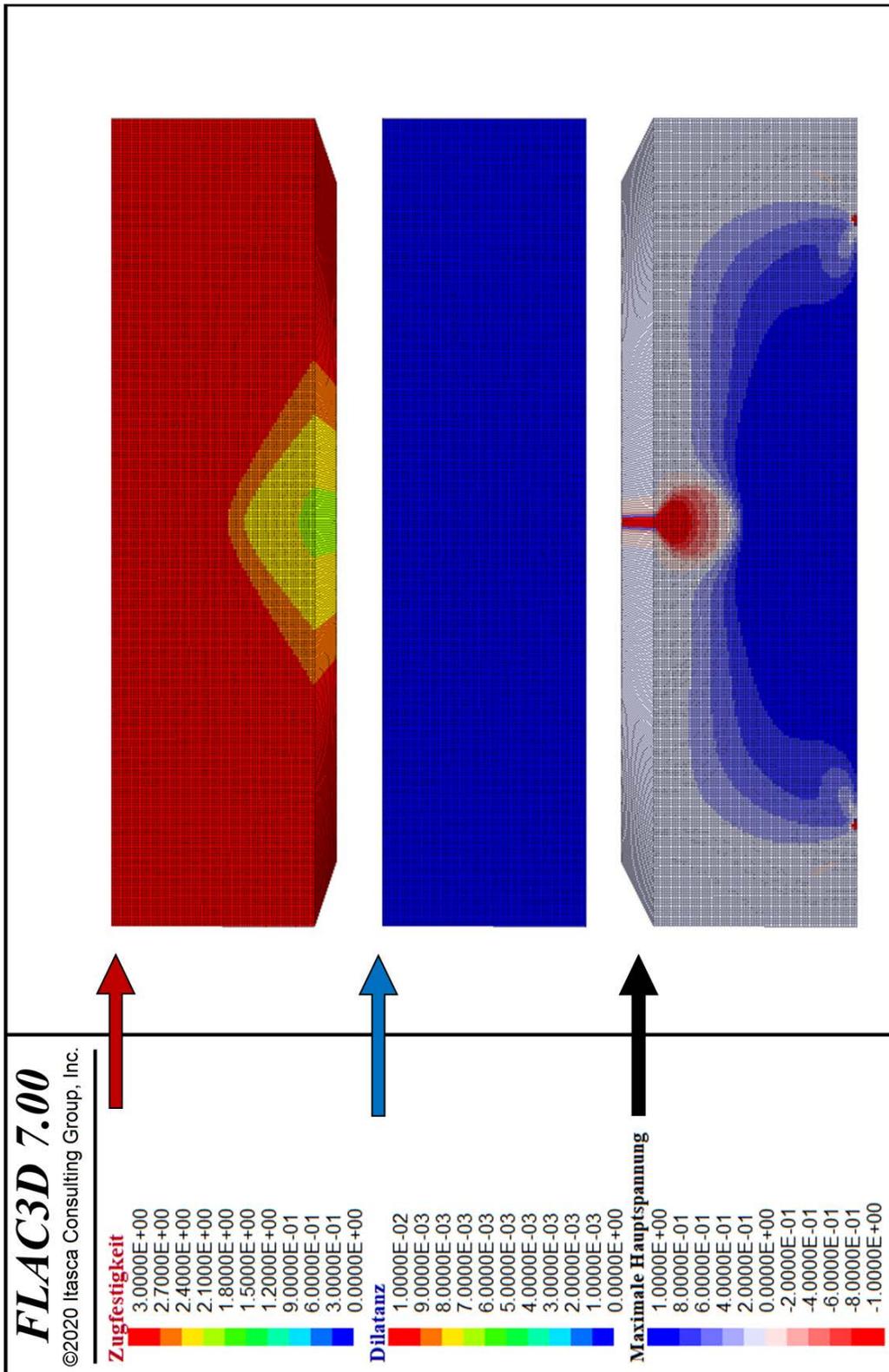


Bild 6.18: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB01 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 15$ Sek.

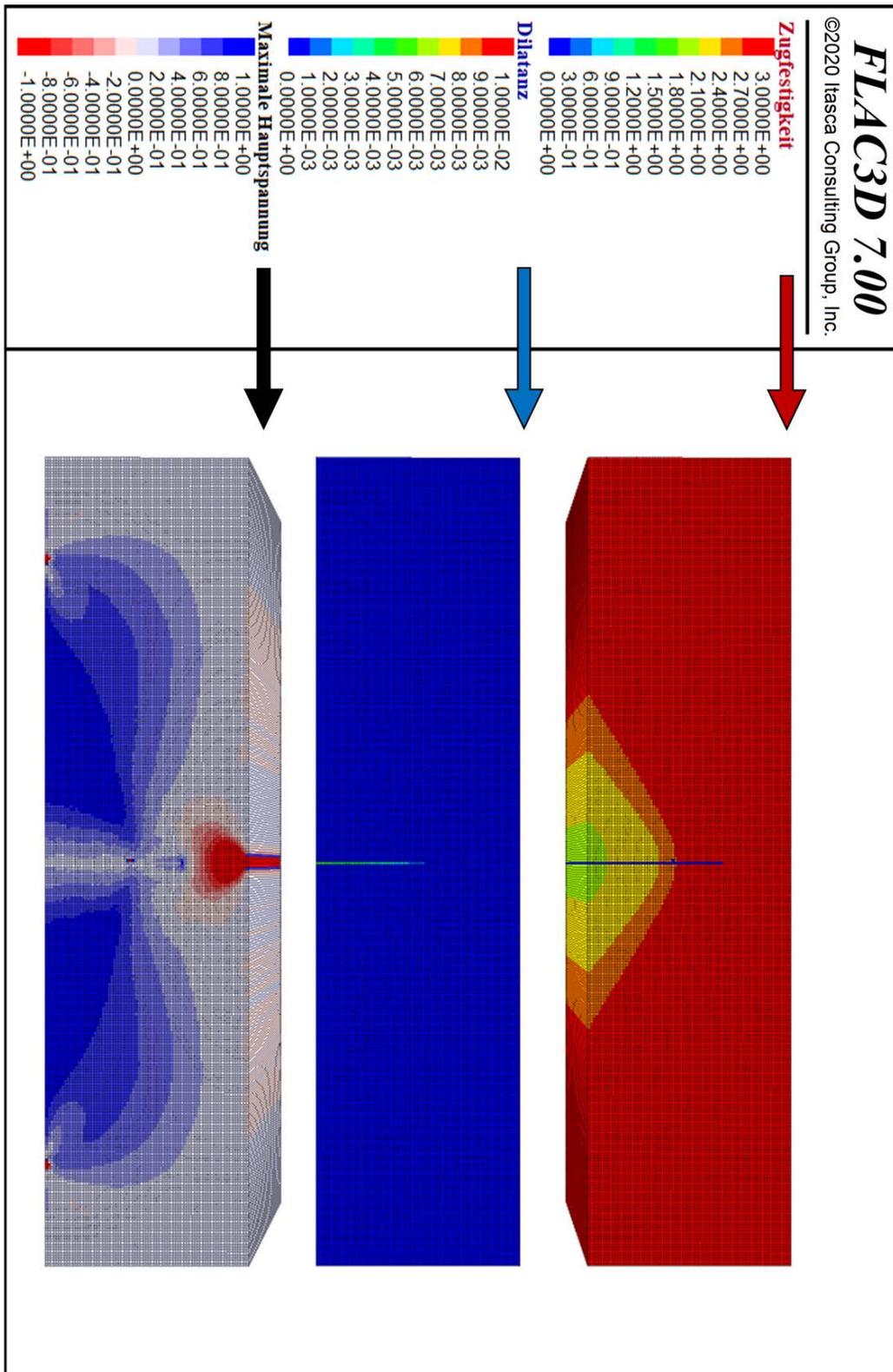


Bild 6.19: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB01 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 16$ Sek.

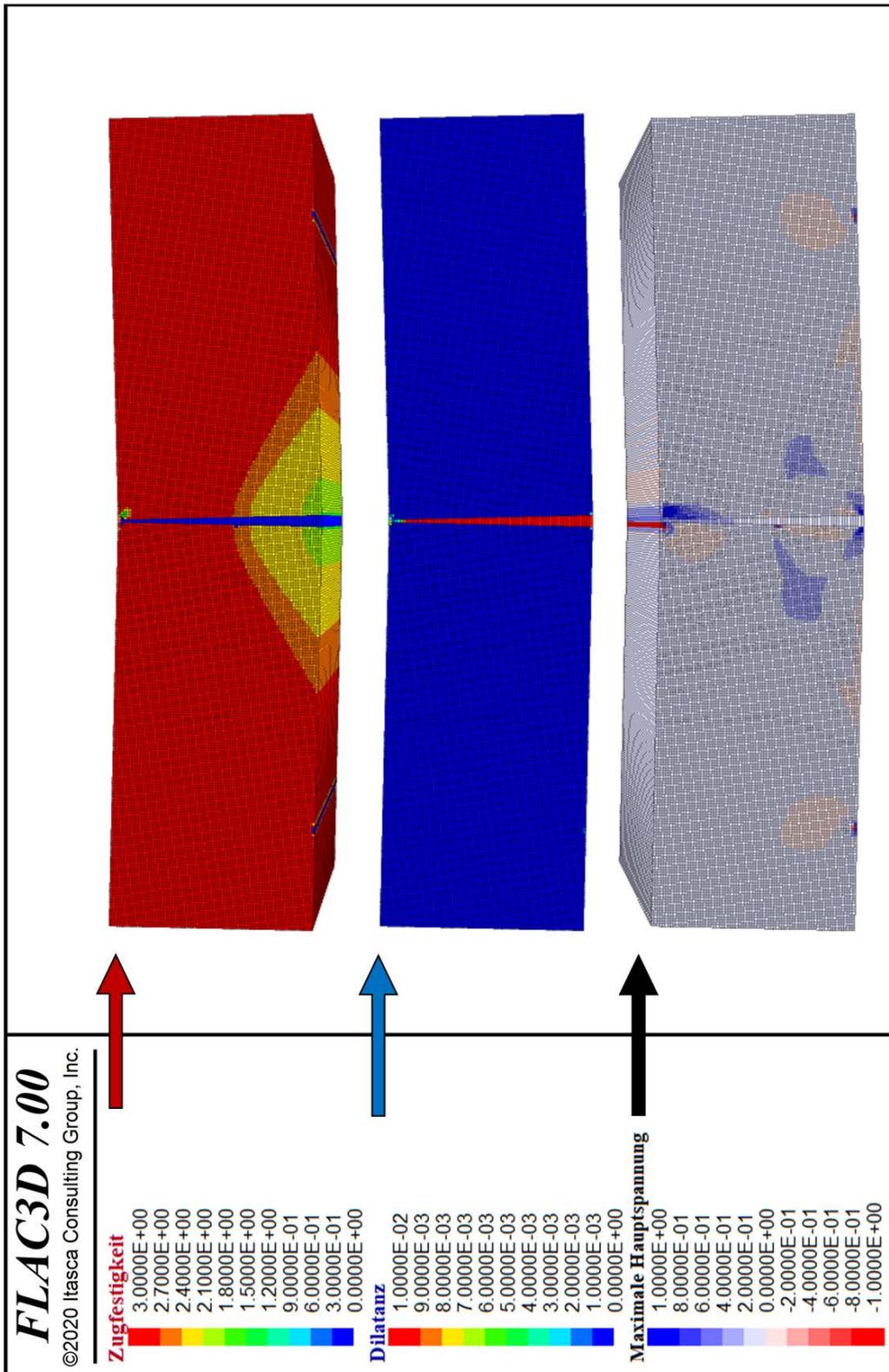


Bild 6.20: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB01 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 600$ Sek.

6.3.4 Simulation BB02

In der Berechnung BB02 wird ein vier-Punkt-Biegezugversuch simuliert. Alle anderen Randbedingungen sind identisch zu der Simulation BB01.

In Bild 6.21 ist wieder zunächst der zeitliche Verlauf der Zugfestigkeit β^T und der maximalen Hauptspannung σ_3 in den Auswertzonen HP01 (Modellmitte Unterkante) und HP02 (Modellmitte mittlere Höhe) dargestellt. Die Spannung steigt und die Festigkeit sinkt mit zunehmender Schädigung über die Zeit. Die maximale Hauptspannung fängt nach einer Weile an wieder zu sinken, da mit zunehmender Schädigungsentwicklung im Mikrobereich es bereits zu Spannungsumlagerungsprozessen kommt. Nach etwa 26 s überschreitet in der Auswertzone HP01 schließlich die maximale Hauptspannung die bis dahin bis auf ca. 1,82 MPa abgeminderte Zugfestigkeit und es kommt zu einem makroskopischen Zugriss. Die Zugfestigkeit und die maximale Hauptspannung sinken entsprechen gegen null.

In Bild 6.22 ist die Auswertung der Konturplots für die Zugfestigkeit β^T , die Dilatanz ε_{Vol} und die maximale Hauptspannung σ_3 nach $t = 25$ s, kurz vor Eintritt des Spaltzugrisses dargestellt. Die maximale Hauptspannung (unten) ist wieder in einer Skala von 1 (Zug) bis -1 (Druck) dargestellt. Im Bereich der beiden Druckstempel treten wieder Druckspannungen und zwischen den Auflagern an der Unterseite des Balkens Zugspannungen auf. Die Zugfestigkeit ist in der Unterseite der Probe infolge einer zugschädigungsinduzierten Mikrorissbildung etwa auf $\beta^T = 1,8 - 2,7$ MPa abgemindert.

In Bild 6.23 ist dieselbe Auswertung wie in Bild 6.22 für den Zeitpunkt $t = 26$ s dargestellt. Dies ist der Zeitpunkt kurz nach Eintritt von Spaltzugrissen. Die angenommene Zugfestigkeit für Steinsalz wird zu diesem Zeitpunkt in der Unterseite des Balkens an mehreren Zonen erreicht und es entstehen zwischen den zwei Krafteinleitungsflächen mehrere Zugspannungsinduzierte Makrorisse. In den Rissen wird die maximale Schädigung erreicht, die Zugfestigkeit geht auf null (Bild 6.23, oben) und es kommt zu einer erhöhten Volumendehnung (Bild 6.23, Mitte). Das Steinsalz wird im und um die Risse weicher und kann geringere bis gar keine Spannungen mehr aufnehmen (Bild 6.23, unten).

Bild 6.24 zeigt das Berechnungsergebnis nach $t = 600$ s Simulation. Es sind weitere, unter anderem auch senkrecht zur Krafteinleitungsfläche Spaltrisse entstanden. Der Balken ist bis zur Oberkante durchgebrochen und stark durchbogen.

Die Ergebnisse aus der Simulation BB02 zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF auch ein vier-Punkt-Biegezugversuch mit plausiblen Zugrissen simuliert und das Verhalten eines Biegebalkens aus dem Werkstoff Steinsalz gut wiedergegeben werden kann.

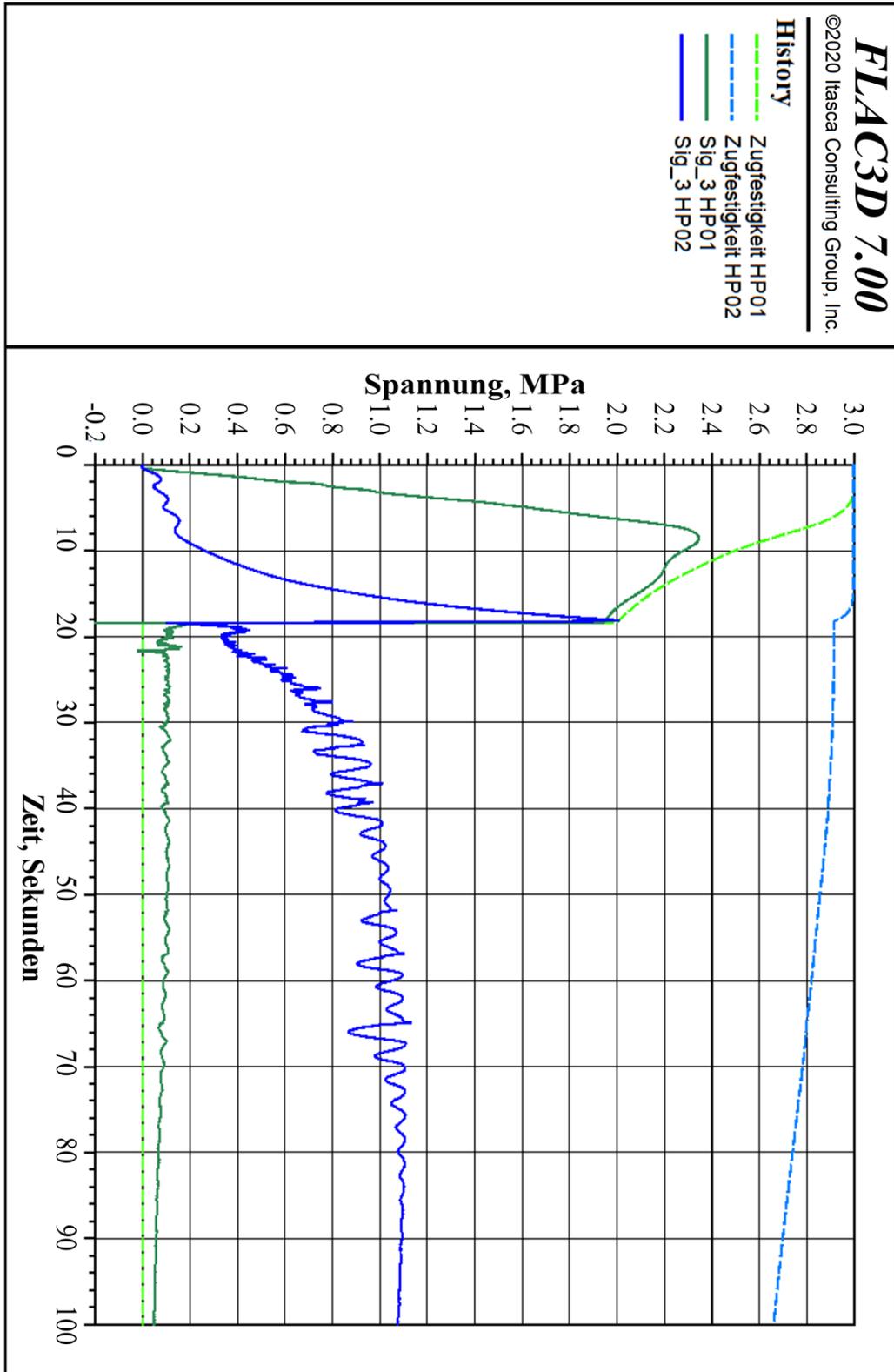


Bild 6.21: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB02 – Auswertung der Zugfestigkeit und der maximalen Hauptspannung in HP01 und HP02 über die Zeit.

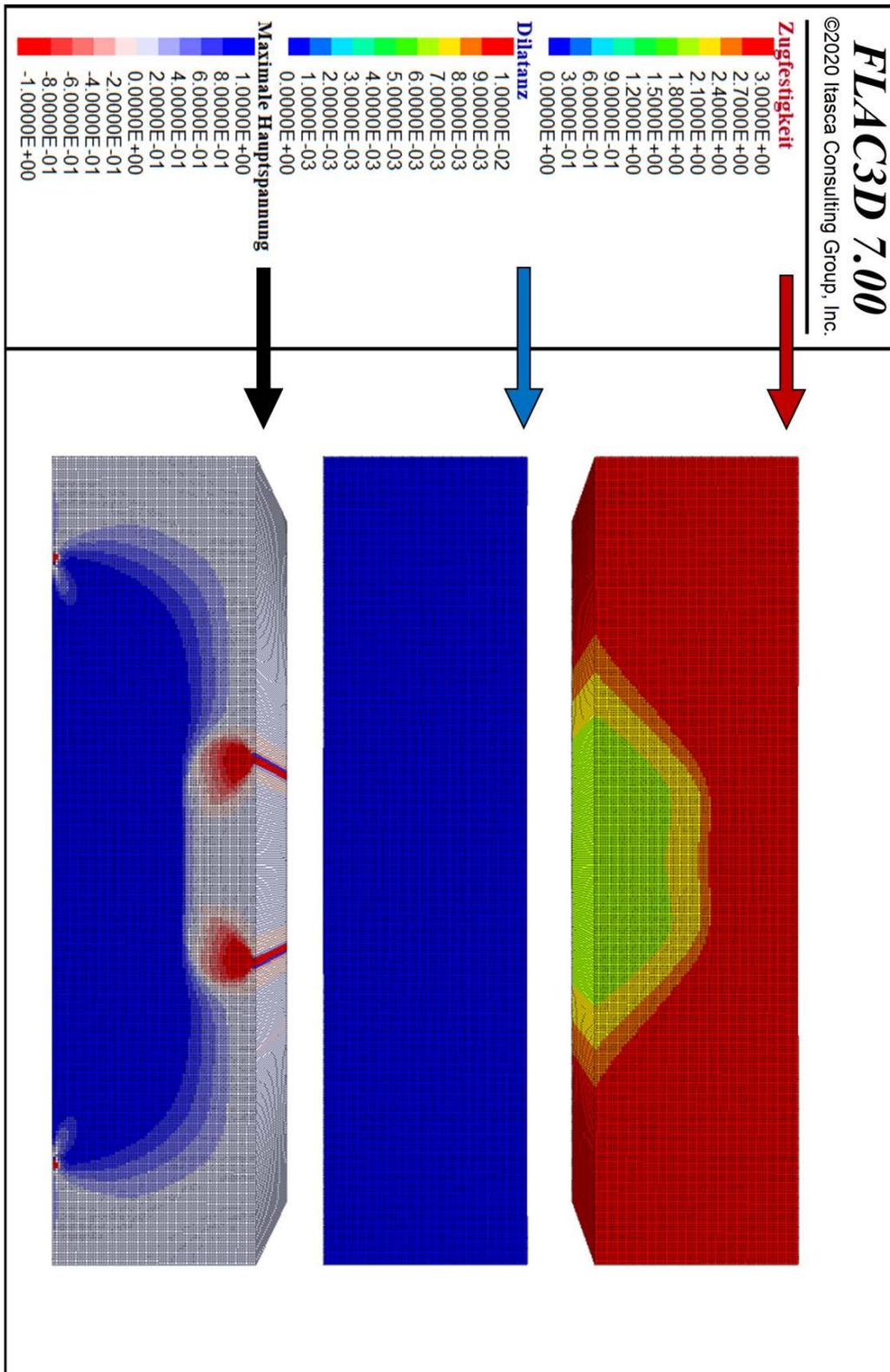


Bild 6.22: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB02 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 25$ Sek.

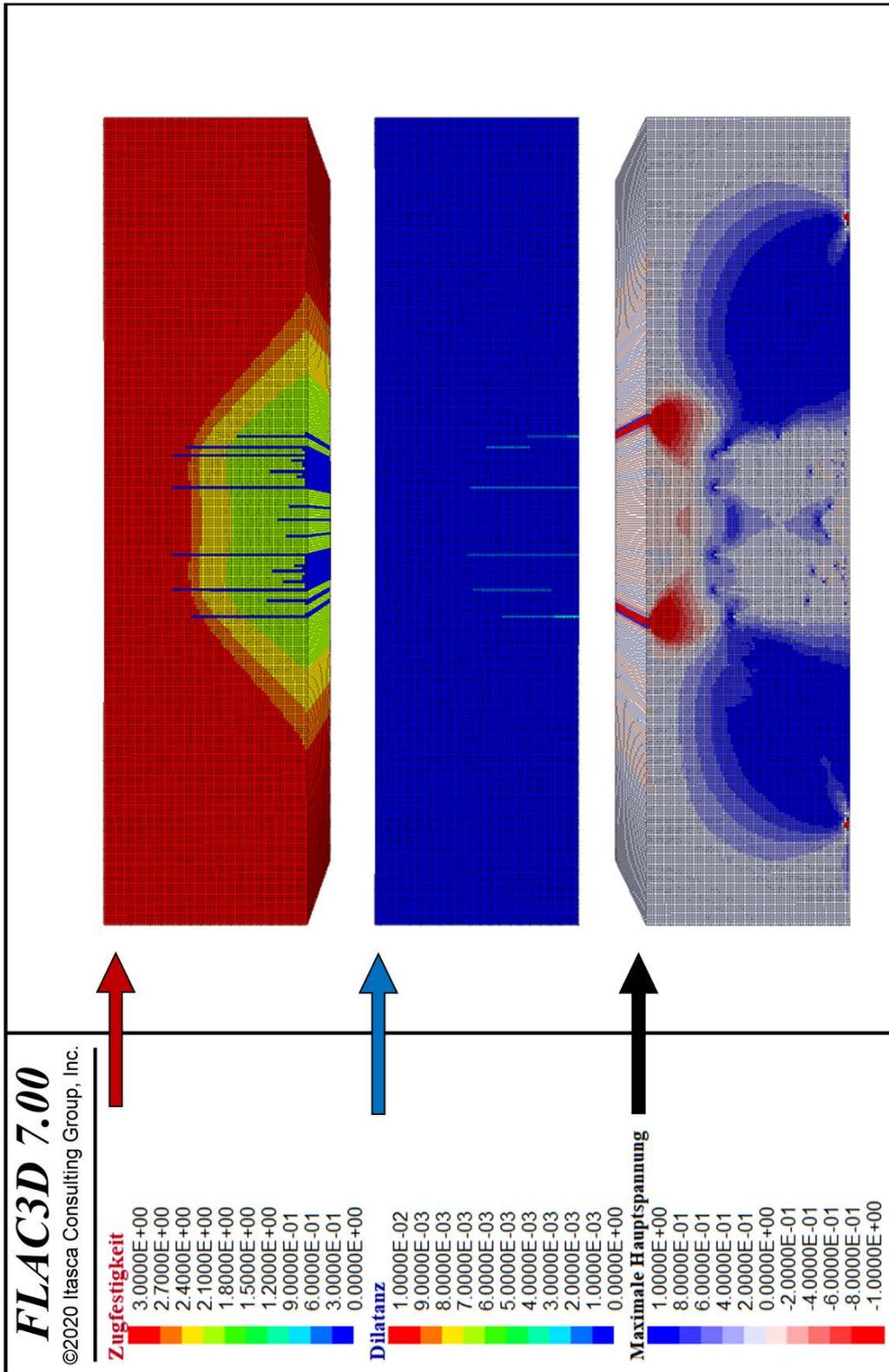


Bild 6.23: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB02 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 26$ Sek.

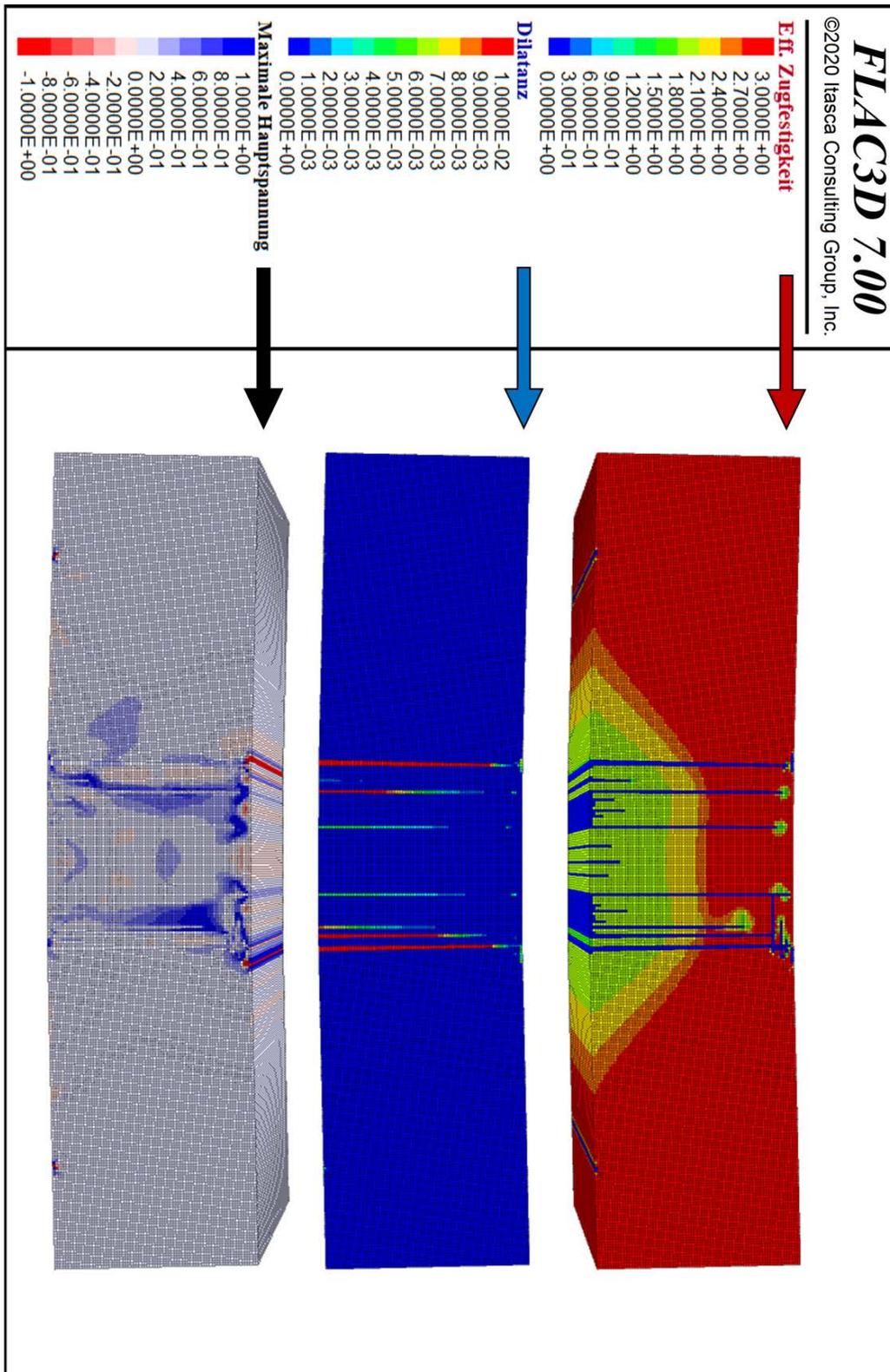


Bild 6.24: Biegezugversuch (Bending Beam) – Simulation BB02 – Auswertung der Zugfestigkeit, der Dilatanz und der maximalen Hauptspannung im Konturplot. $t = 600$ Sek.

6.4 Simulationsberechnungen zum Erhitzer-Versuch HFCP

6.4.1 Allgemeines

Für die Überprüfung der Stoffmodelle hinsichtlich ihrer Fähigkeiten zur Beschreibung des Temperatureinflusses auf die Verformung des Steinsalzes und der Anwendbarkeit in numerischen Modellberechnungen wurden im Vorgängervorhaben Verbundprojekt Stoffgesetzvergleich III (VP III) /36/ zum WIEMOS Projekt unter anderem ein in situ Bohrlochtests mit der Bezeichnung HFCP (Heated Free Convergence Probe) untersucht, welches durch das ECN (Energy research Centre of the Netherlands) im Asse II Bergwerk durchgeführt wurde.

Beim HFCP Versuch wurde infolge Temperaturerhöhung durch eine externe Quelle im Bohrloch eine thermische Belastung auf das umgebende Gebirge aufgebracht. Die Wärme wurde durch eine sogenannte „Erhitzer-Sonde“ mit einer Gesamtlänge von 3 m erzeugt. Für die Bohrlochkonvergenzmessung wurde die Sonde mit 30 Schwenkarmen bestückt. Etwa 50 Thermoelemente kamen für die Temperaturmessung zum Einsatz. Der Erhitzer-Versuch begann nach 1309 Tagen nach Erstellung des Bohrlochs und lief über 19 Tage. Zusätzliche 3 Tage wurden die Messungen weitergeführt, sodass eine zusätzliche dreitägige Abkühl-Phase näher untersucht werden konnte. Detailliertere Angaben zum Versuchsaufbau und -durchführung können dem Teilbericht zum Verbundvorhaben Stoffgesetzvergleich III (VP III) (Yıldırım 2016 /36/) entnommen werden.

Durch die Simulation eines erhitzten Bohrlochs sollen die Auswirkungen hoher Temperatureinwirkungen auf in situ Strukturen im Steinsalz untersucht werden. In VP III wurden die Simulationsberechnungen mit der damaligen aktuellen Version des Stoffmodells Lubby-CF durchgeführt. Die verwendete Version entspricht somit der Version von Lubby-CF, wie zu Beginn des WEIMOS Projektes, ohne die Berücksichtigung der im Vorhaben durchgeführten Modifikationen und Weiterentwicklungen im Stoffmodell.

In diesem Abschnitt sollen die Untersuchungen zum HFCP Versuch mit der aktuellen Version des Stoffmodells Lubby-CF, wie in Absatz 2 vorgestellt, weitergeführt werden. Somit werden im Gegensatz zu den Simulationsberechnungen im VP III zusätzlich plastisches Zugversagen nach Absatz 2.8 und eine Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 berücksichtigt. Die schädigungsfreie Zugfestigkeit wird mit $\sigma_0^t = 3,0$ MPa angenommen. Die Zugfestigkeit sinkt mit steigender Schädigung. Ferner wird eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 berücksichtigt.

Die Ergebnisse sollen zeigen, welchen Einfluss die Weiterentwicklungen im Stoffmodell Lubby-CF auf die Berechnungsergebnisse bei der Simulation des HFCP Versuchs haben.

6.4.2 Berechnungsmodell

In Bild 66 ist eine Seitenansicht des für die HFCP Simulation generierten Modells dargestellt. Gewählt wurde ein Viertel-Scheibenmodell mit einer Modellhöhe und -breite von 20,0 m. Der Radius vom Bohrloch beträgt 15,75 cm. Die Modellmitte entspricht der Versuchsteufe. Der erhitze Bereich von 3 m ist als ‚Erhitzer‘ simuliert, über die eine konstante Temperaturkurve auf die Salzkontur aufgetragen wird.

Unter Berücksichtigung der Versuchsteufe von 981 m ist der primäre Gebirgsdruck mit $P_{\text{Geb}} = 23 \text{ MPa}$ (in Modellmitte) und die primäre Gebirgstemperatur mit $T = 40,8 \text{ °C}$ (in Modellmitte) angenommen, welche mit einem Gradienten über die Modellhöhe angesetzt wird. Zur Beschreibung des Kriech- und Schädigungsverhalten von Steinsalz mit Lubby-CF wurden die Kennwerte aus Abschnitt 3.2.7 unter Berücksichtigung der Nachjustierung aus der IFC Berechnung aus VP III /36/ angewendet ($G_k = 3.0e5$). Die zum Teil temperaturabhängigen, thermischen Materialparameter sind wie die elastischen Parameter aus dem COSA II Bericht entnommen /25/.

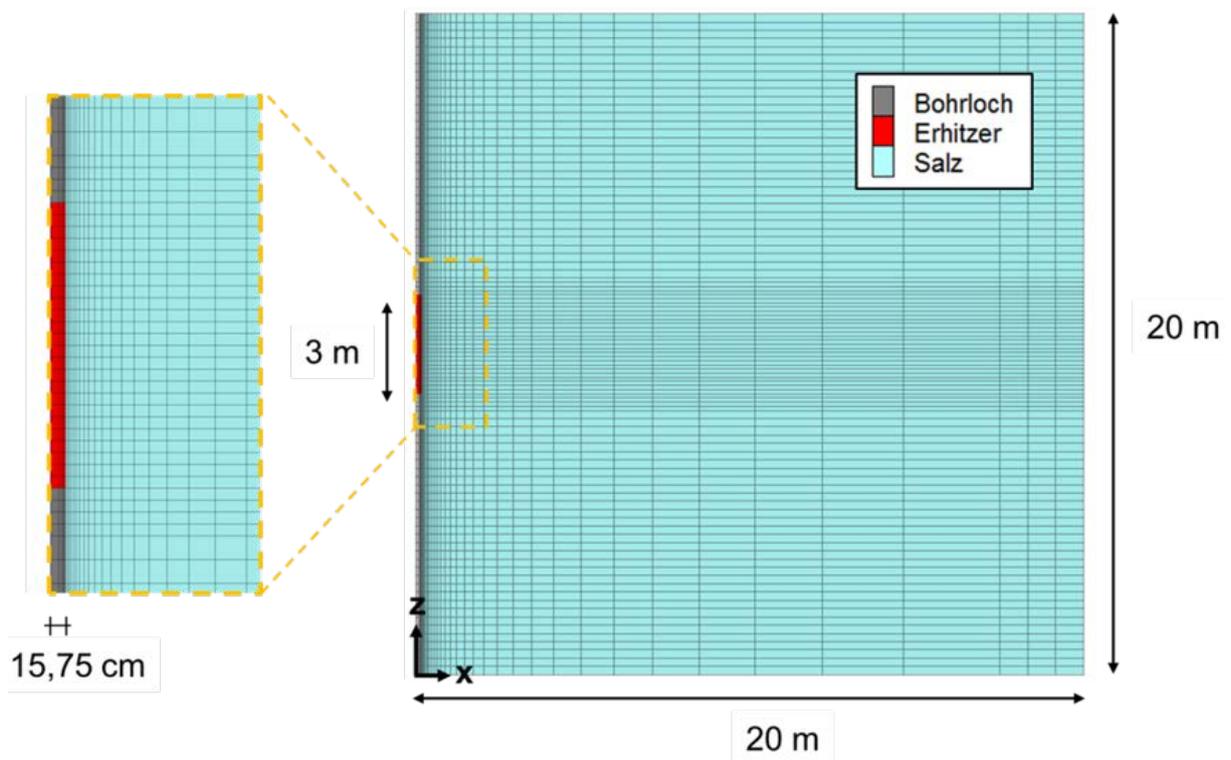


Bild 6.25: Erhitzer-Versuch (HFCP) – Berechnungsmodell.

6.4.3 Simulation EV01

Die Simulation EV01 wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF, jedoch mit der Stoffmodell Version wie von Yildirim 2016 /67/ vorgestellt, berechnet. Die verwendete Version entspricht somit der Version von Lubby-CF wie zu Beginn des WEIMOS Projektes, ohne die Berücksichtigung der im Vorhaben durchgeführten Modifikationen und Weiterentwicklungen im Stoffmodell. Vernachlässigt werden in Simulation EV01 somit Zugversagen und Veränderungen im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung.

Wie bereits in Absatz 6.4.1 erwähnt startete der Erhitzer-Versuch 1309 Tage nachdem das Bohrloch erstellt wurde. Zur Berücksichtigung des Konvergenzverhaltens des Bohrlochs für diesen Zeitraum werden in der Berechnung EV01 zunächst 1309 Tage Kriechen bei konstanter Temperatur von 313,95 K als Vorlauf bis zum Beginn des Erhitzer-Versuchs simuliert. Im Anschluss zu der Kriechberechnung erfolgt über einen Zeitraum von 19 Tagen die thermisch-mechanisch gekoppelte Berechnung des tatsächlichen Erhitzer-Versuchs. Anschließend erfolgt die Simulation der Abkühl-Phase über weitere 3 Tage mit einer freien Temperaturentwicklung an der Bohrlochkontur. Der Erhitzer ist in dieser Phase ausgeschaltet.

Bild 6.26 zeigt zum einen die gemessene Temperatur an der Bohrlochwand /31/ und zum anderen die in Simulation EV01 berechnete Temperaturkurve an der Salzkontur in Modellmitte. In den ersten 19 Tagen entspricht sie erwartungsgemäß der vorgegebenen Temperaturrandbedingung. In der Abkühl-Phase 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.

Die als Randbedingung auf die Salzkontur aufgetragene Temperaturmesskurve ist in Bild 6.26 dargestellt. Der Wert Null in der x-Achse gibt den Beginn vom tatsächlichen Erhitzer-Versuch an. Die vorhergehende Kriechberechnung von 1309 Tagen bei konstanter Temperatur wird in dieser Zeitachse nicht berücksichtigt. Die rote Kurve zeigt die berechnete Temperatur an der Salzkontur in Modellmitte. Zu erkennen ist eine gute Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Temperatur in der Abkühlphase.

Bild 6.27 zeigt als Konturplot ausgewertete Berechnungsergebnisse am Simulationende. Dargestellt sind von links nach rechts gehend die Kriechdehnungen infolge von Schub- sowie infolge von Zugbeanspruchungen, plastische Dehnungen infolge von Zugversagen sowie die Schädigungsentwicklung ω . Zu erkennen ist eine erhöhte Schädigungsentwicklung und somit auch ein erhöhtes Schädigungskriechen im Gebirgsbereich des Erhitzers. Schädigungskriechen infolge von Schubbeanspruchungen bleibt auch unter erhöhter Temperaturbelastung mit etwa

0,2 - 0,4 m Ausbreitung in Richtung Gebirgsinneren mehr oder weniger auf den Hohlraumrand begrenzt, wobei das Schädigungskriechen infolge von Zugbeanspruchungen mit etwa 0,5 – 1,0 m Ausbreitung weiter ins Gebirge hineinragt. Plastische Dehnungen sind in Simulation EV01 nicht berücksichtigt.

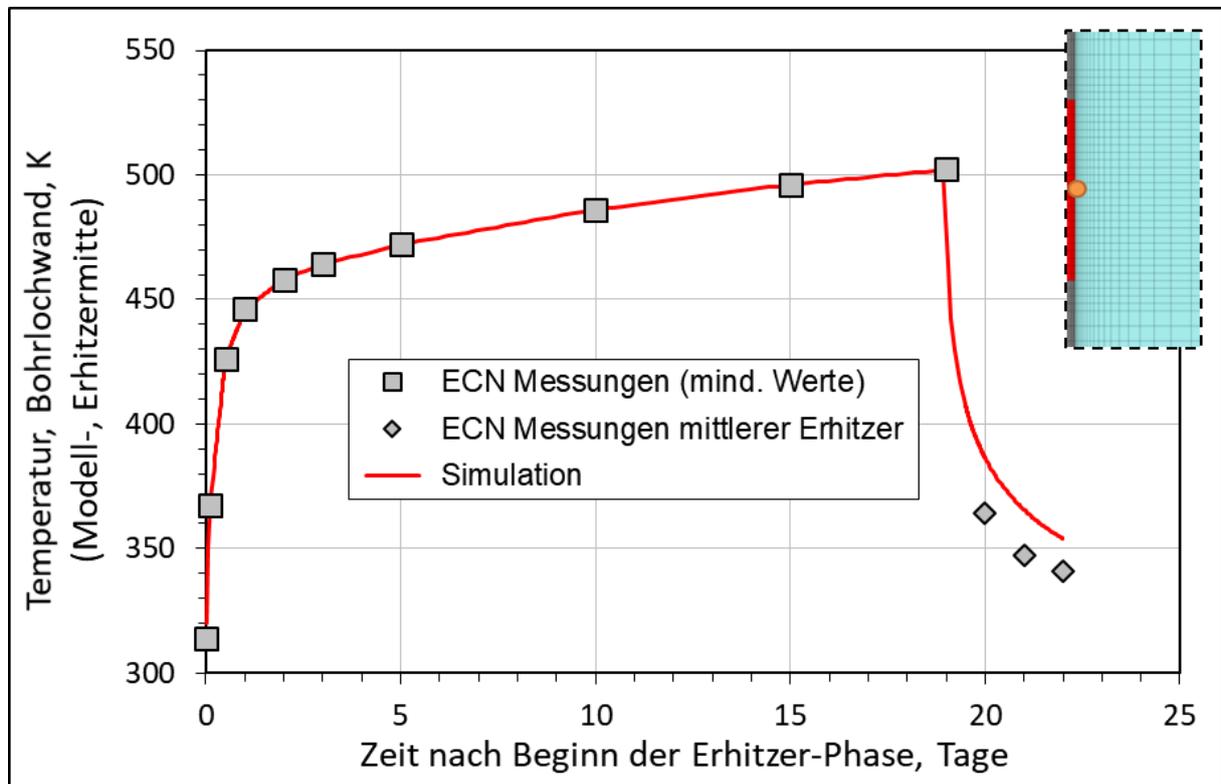


Bild 6.26: Erhitzer-Versuch (HFCEP) – Simulation EV01 - Gemessene und berechnete Temperatur über die Zeit.

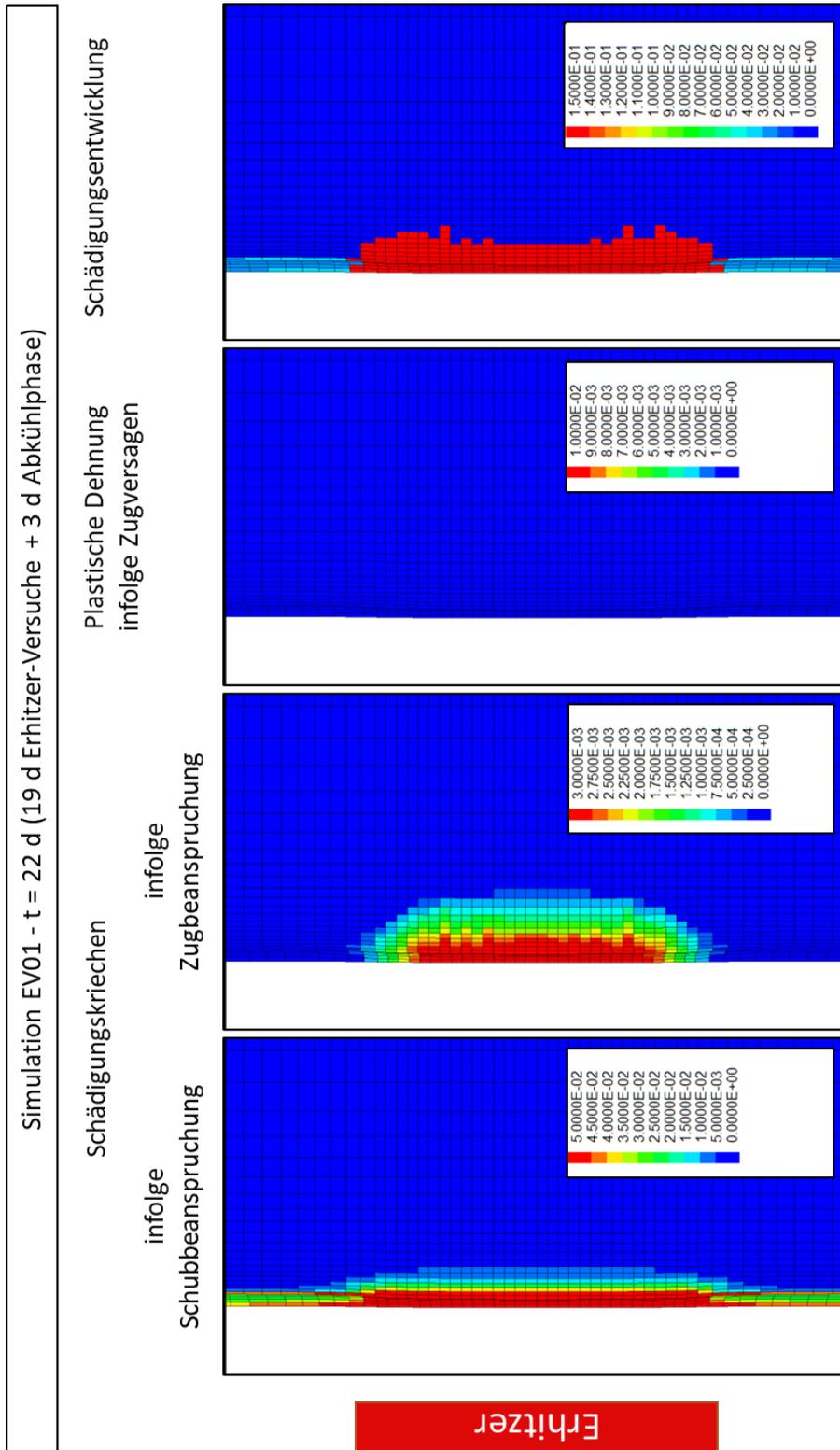


Bild 6.27: Erhitzer-Versuch (HFCP) – Simulation EV01 – Auswertung des Schädigungskriechens infolge von Schubbeanspruchung sowie infolge von Zugbeanspruchung, der plastischen Dehnung infolge von Zugversagen und der Schädigungsentwicklung im Konturplot. t = 22 Tage (19 Tagen Erhitzer-Phase + 3 Tage Abkühl-Phase). Einheiten?

6.4.4 Simulation EV02

In der Simulation EV02 wird im Gegensatz zu Simulation EV01 für die Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz das Stoffmodell Lubby-CF in seiner aktuellen Version, wie in Absatz 2 vorgestellt, verwendet. Somit werden in Simulation EV02 plastisches Zugversagen nach Absatz 2.8 und eine Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 berücksichtigt. Die schädigungsfreie Zugfestigkeit wird mit $\sigma_0^t = 1,0$ MPa angenommen. Die Zugfestigkeit sinkt mit steigender Schädigung. Ferner wird eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 berücksichtigt.

Ausgewertet werden wie auch im vorherigen Abschnitt Schädigungskriechen infolge von Schub- sowie infolge von Zugbeanspruchungen, plastische Dehnungen infolge von Zugversagen sowie die Schädigungsentwicklung ω im Konturplot. In Bild 6.28 sind die Ergebnisse für $t = 22$ d dargestellt. Zu erkennen ist wie auch in der Simulation EV01 eine erhöhte Schädigungsentwicklung und somit auch ein erhöhtes Schädigungskriechen im Gebirgsbereich des Erhitzers. Da in Simulation EV02 Zugversagen berücksichtigt wird, treten im Gegensatz zu Simulation EV01 im Bereich des Erhitzers plastische Dehnungen infolge von Zugversagen auf, welche etwa 0,4 m ins Gebirgsinnere hineinragen. Im Vergleich zur Simulation EV01 ist weiterhin zu erkennen, dass in Simulation EV02 geringere schädigungsinduzierte Kriechdehnungen auftreten. Eine mögliche Erklärung hierfür ist die durch Schädigungsprozesse und Zugversagen verursachte Entfestigung im Steinsalz, welche in Simulation EV02 unter anderem auch infolge des elastischen Verhaltens des geschädigten Materials hervorgerufen wird. Infolge der Entfestigung kann das Steinsalz in geschädigten Bereichen weniger Kräfte aufnehmen und es kommt zu Spannungsumlagerungsprozessen vom stärker geschädigten Hohlraumrandbereich ins weniger bis gar nicht geschädigte Bereiche im Gebirgsfernfeld. Wodurch wiederum zum Schädigungskriechen führende Beanspruchungen am Hohlraumrandbereich gemindert werden.

Bild 6.29 zeigt eine Auswertung der Ergebnisse bei $t = 19$ d des Erhitzer-Versuchs. Also zu dem Zeitpunkt bei der der Erhitzer ausgeschaltet wird und die Abkühl-Phase noch nicht begonnen hat. Vergleicht man die Ergebnisse mit denen nach der zusätzlichen dreitägigen Abkühl-Phase (Bild 6.28) ist zu erkennen, dass das schubschädigungsinduzierte Kriechen vornehmlich während der Erhitzer-Phase auftritt und während der Abkühl-Phase nicht weiter ansteigt und das zugschädigungsinduzierte Kriechen während der Erhitzer-Phase kaum auftritt und erst in der Abkühl-Phase richtig aktiv wird. Infolge der Gebirgsabkühlung treten thermisch induzierte Zusatzspannungen auf, wodurch einzelne Spannungskomponenten im Hohlraumrandbereich in Zugbereiche eintreten.

Die plastischen Dehnungen welche in Bild 6.29 ausgewertet sind ($t = 19$ d) treten, hier nicht näher dargestellt, bereits während der vorlaufenden Kriechphase von 1309 Tagen auf und bleiben während der folgenden 19-tägigen Erhitzer-Phase konstant. Infolge von Kriechmechanismen treten bereits in der Kriechphase Zugspannungszustände auf bei denen der Grenzwert des Materials für Zugversagen erreicht wird. In der Erhitzer-Phase tritt kein Zugversagen mehr auf. Erst während der folgenden dreitägigen Abkühlphase treten infolge von Zugversagen weitere plastische Dehnungen auf.

Simulationsberechnungen zum HFCP-Versuch haben unter Berücksichtigung einer Schädigungsentwicklung aufgrund von Schub- und Zugbeanspruchungen gezeigt, dass während der 19 Tägigen Erhitzung des Bohrlochabschnitts Schädigungskriechen infolge von Schubbeanspruchung und in den nachfolgenden drei Tagen nach Ausschaltung der Erhitzer, verursacht durch die Abkühlung des Gebirgsbereich, vermehrt Schädigungskriechen infolge von Zugbeanspruchungen auftreten, wobei es in dieser Abkühlphase zu keiner weiteren nennenswerten Schubschädigungsentwicklung mehr kommt. Die Ergebnisse zeigen, dass eine Wärmeentwicklung indirekt, und zwar bei einer möglichen nachfolgenden Abkühlung des Salzgebirges zu Zugspannungen und aufgrund dessen zu weiteren Schädigungsprozessen im Gestein führen kann.

Die Auswertung der Ergebnisse aus der Simulation EV01 und EV02 zeigt, dass unter anderem thermisch induzierte Schädigungsprozesse und deren Einfluss auf das Kriechverhalten von Salzgestein unter Berücksichtigung von Zugversagen sowie des infolge Schädigung veränderten elastischen Materialverhaltens, wie in der aktuellsten Version im Stoffmodell Lubby-CF berücksichtigt, präziser beschrieben werden kann.

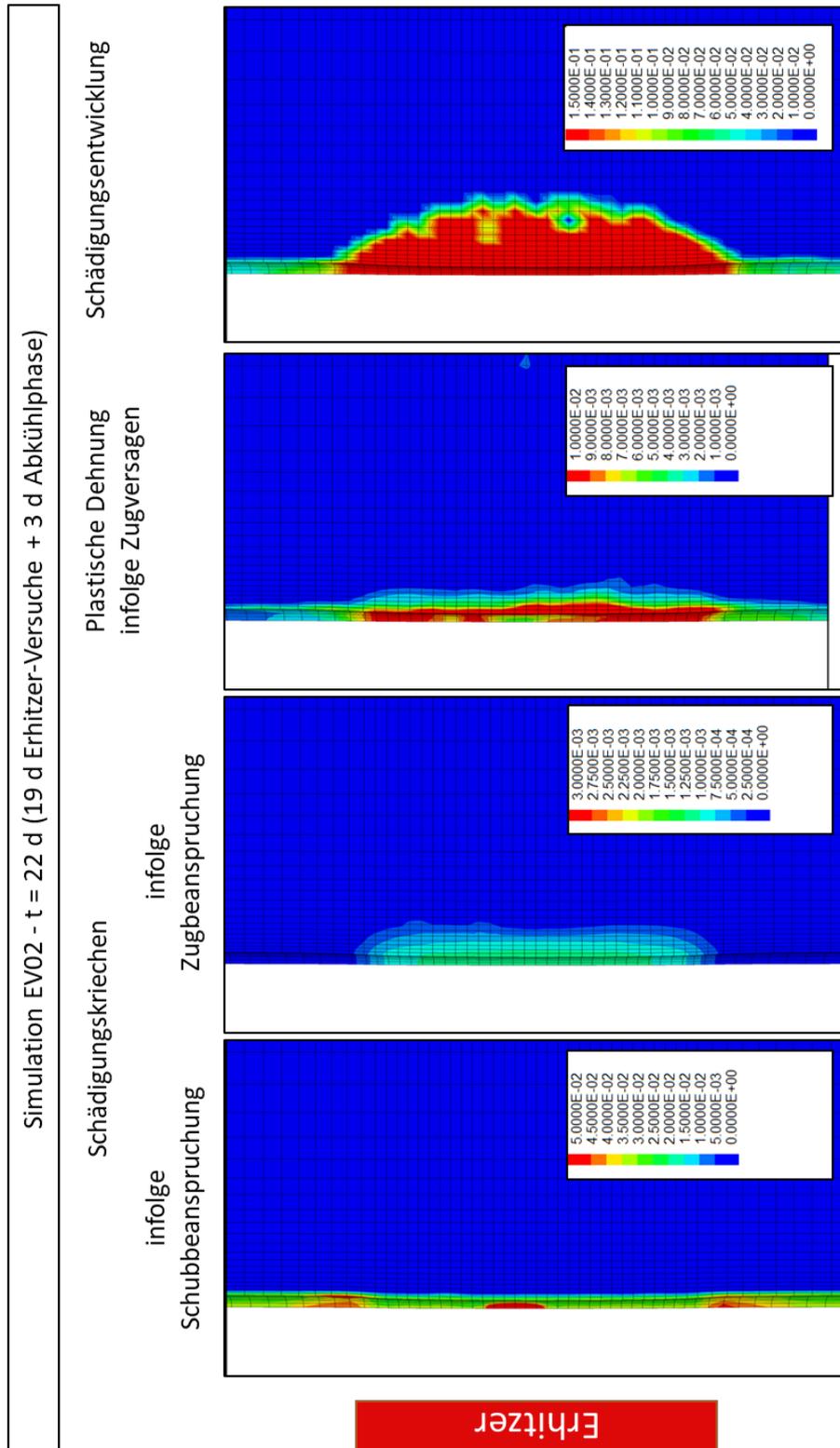


Bild 6.28: Erhitzer-Versuch (HFCEP) – Simulation EV02 – Auswertung des Schädigungskriechens infolge von Schubbeanspruchung sowie infolge von Zugbeanspruchung, der plastischen Dehnung infolge von Zugversagen und der Schädigungsentwicklung im Konturplot. $t = 22$ Tage (19 Tage Erhitzer-Phase + 3 Tage Abkühlphase). Einheiten?

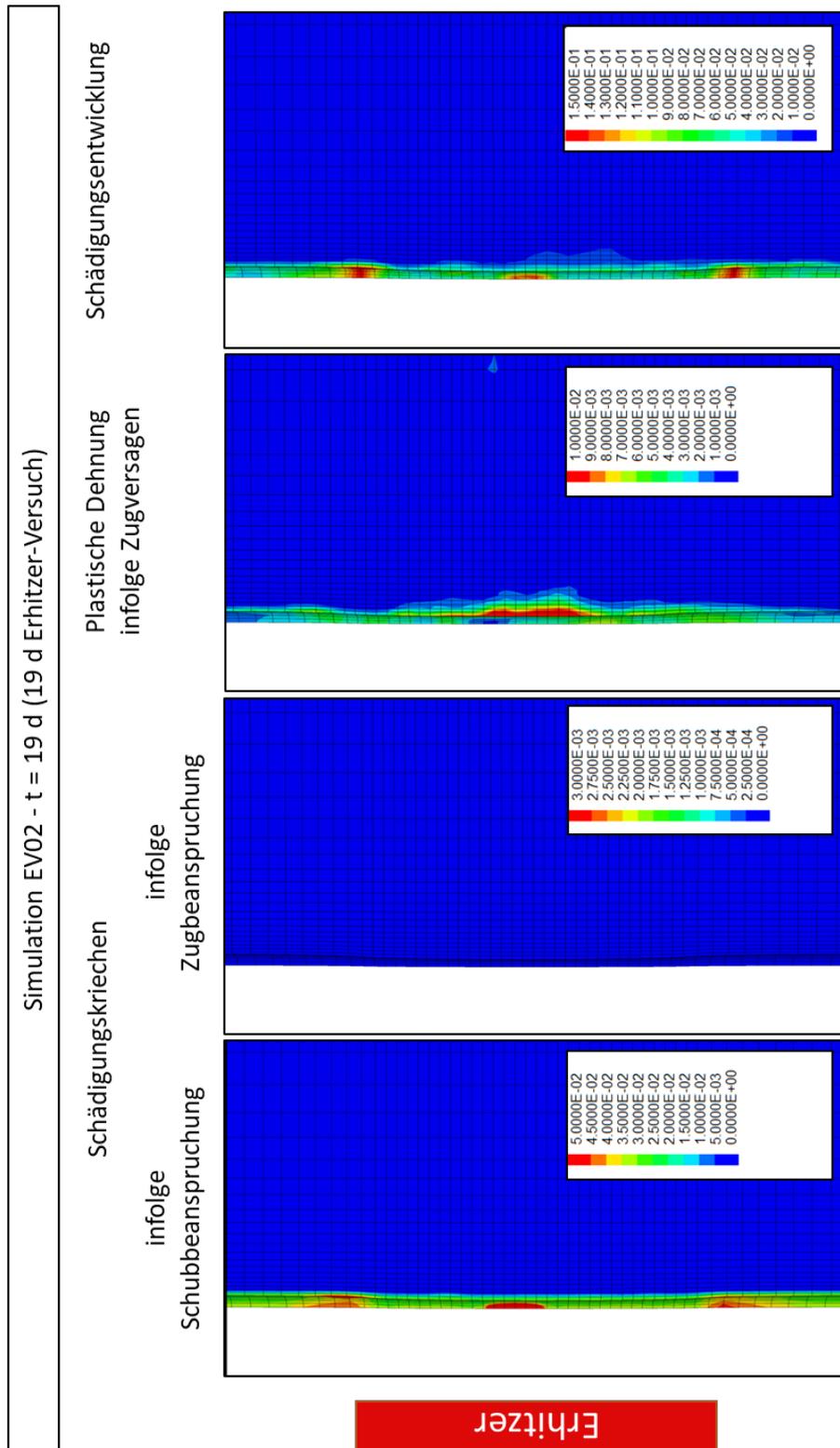


Bild 6.29: Erhitzer-Versuch (HFCEP) – Simulation EV02 – Auswertung des Schädigungskriechens infolge von Schubbeanspruchung sowie infolge von Zugbeanspruchung, der plastischen Dehnung infolge von Zugversagen und der Schädigungsentwicklung im Konturplot. t = 19 Tage (19 Tage Erhitzer-Phase).

6.5 Simulationsberechnungen zum Room D aus der WIPP Site

6.5.1 Allgemeines

Das von der Sandia National Laboratories (SNL, kurz: Sandia) durchgeführte Experiment mit der Bezeichnung *Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (WIPP Room D)* ist ein in der Versuchsstrecke Room D der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP Site) durchgeführter in situ Großversuch, bei dem das Verhalten des umgebenden Steinsalzes über viele Jahre mit Messinstrumenten dokumentiert wurde. Hierzu gehören unter anderem umfangreiche Konvergenz- und Verschiebungsmessungen bei konstanter Umgebungstemperatur.

Dieser In-situ-Versuch wurde bereits im Vorgängervorhaben Stoffmodellvergleich III (VP III) zur Untersuchung des Einflusses der Temperatur auf das Verformungsverhalten von Steinsalz in flacher Lagerung herangezogen. Die Simulationsberechnungen haben gezeigt, dass die infolge der Temperaturerhöhung auftretenden thermisch induzierten Verzerrungen mit dem Stoffmodell Lubby-CF in seiner damaligen Version gut wiedergegeben werden können.

Der Versuch „WIPP Room D“ wird in diesem Vorhaben erneut, diesmal mit Fokus auf die Schädigungsentwicklung herangezogen. Für die Gewährleistung einer ausreichenden Schädigungsentwicklung wird die Simulation über einen Zeitraum von 30 Jahren durchgeführt.

Die Simulation des „WIPP Room D“ mit der aktuellsten Version des Stoffmodells Lubby-CF soll zeigen, welche Auswirkungen die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Weiterentwicklungen im Stoffmodell Lubby-CF auf die Dilatanzentwicklung im konturnahen Salzgestein haben. Eine ausführliche Beschreibung des Experiments ist in Yildirim 2016 /67/ zu finden.

6.5.2 Berechnungsmodell

Die Modellierung der Strecke Room D erfolgt als senkrechter Schnitt in Raummitte. Das Modell erstreckt sich über eine Höhe von 107,0 m und eine Breite von 50,0 m. Erstellt ist ein halbes Scheibenmodell im ebenen Verzerrungszustand. In Abhängigkeit des Gewichtes des überliegenden Gebirges ist eine Auflast von 13,57 MPa aufgetragen. Der Erhitzer beginnt in einer Tiefe von 2,21 m unterhalb der Sohle, er ist 2,59 m lang und hat einen Radius von 0,162 m. Berücksichtigt ist eine Raumhöhe von 5,5 m und eine halbe Raumbreite von 2,75 m. Die Raumkanten sind durch den maschinellen Ausbau etwas ausgerundet und nicht in einem 90°-Winkel erstellt. Dies wurde bei der Modellierung mitberücksichtigt. Außerdem wurde um die Streckenkontur eine besonders feine Diskretisierung angewendet.

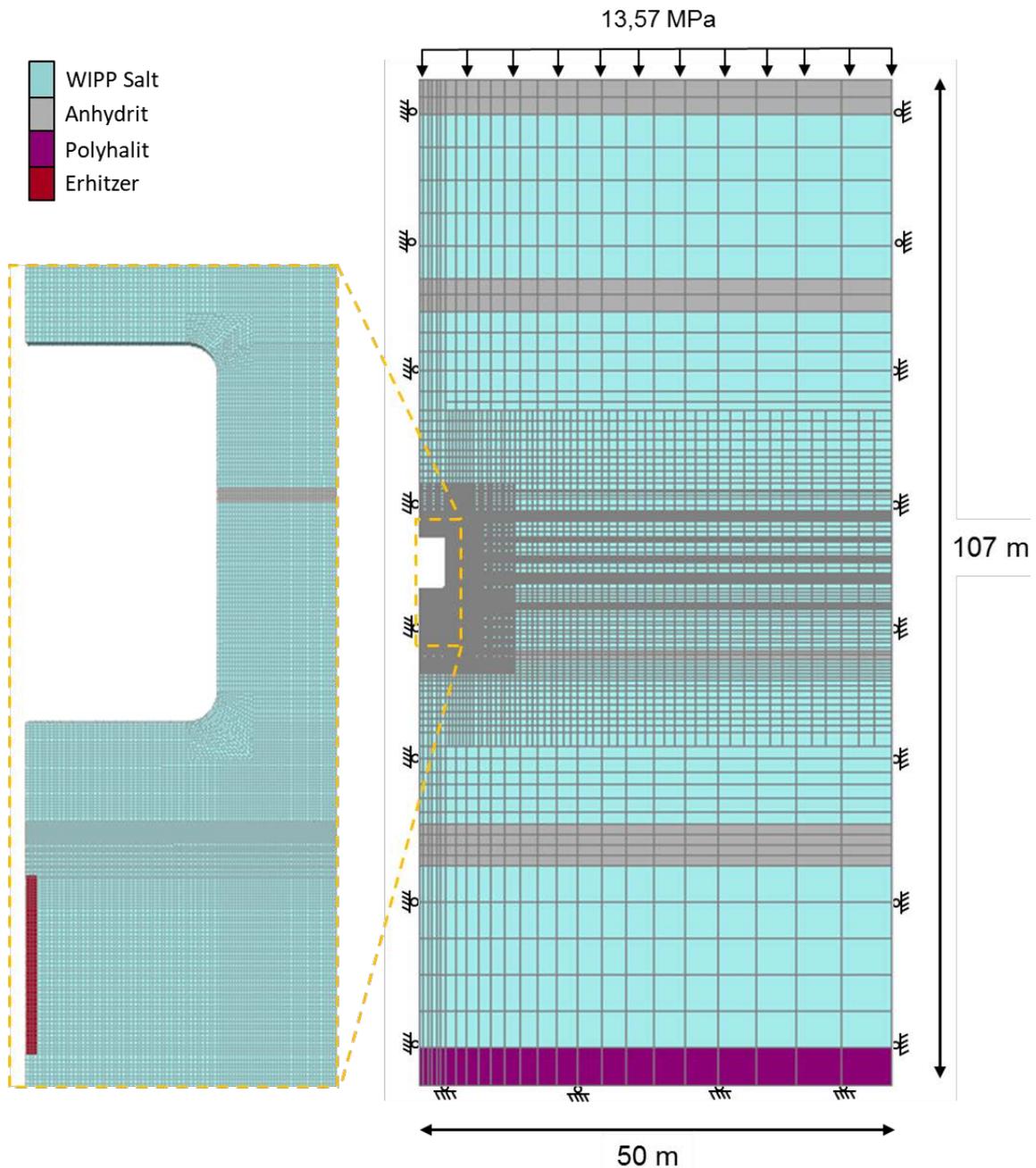


Bild 6.30: WIPP Room D – Berechnungsmodell.

Das zeitabhängige Kriechverhalten von Steinsalz wurde mit Lubby-CF mit den in Abschnitt 3.3.3 angegebenen Kennwertsätzen für WIPP salt modelliert. Polyhalit wurde nach dem Potenzgesetz und Anhydrit nach Mohr-Coulomb berechnet. Die Dichte, die Erdbeschleunigung, der E-Modul, die Querkontraktionszahl sowie die temperaturabhängigen, thermischen Materialparameter wurden von Sandia bereitgestellt. Diese sind unter anderem in Rath & Argüello 2012 /32/ näher erläutert. Die Werte für Anhydrit und Polyhalit wurden aus der Erfahrung vom Verbundpartner, dem Institut für Geomechanik GmbH (IfG), übernommen.

6.5.3 Simulation RD01

Die Simulation RD01 wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF, jedoch mit der Stoffmodell Version wie von Yildirim 2016 /67/ vorgestellt, berechnet. Die verwendete Version entspricht somit der Version von Lubby-CF, wie zu Beginn des WEIMOS Projektes, ohne die Berücksichtigung der im Vorhaben durchgeführten Modifikationen und Weiterentwicklungen im Stoffmodell. Vernachlässigt werden in Simulation RD01 somit Zugversagen sowie Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge von Schädigungsprozessen. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben.

Bild 6.31 zeigt die Volumendehnung nach $t = 30$ a Simulationszeit. Es werden geringfügige Dilatanzen von bis zu $\varepsilon_{vol} = 0.002$ [-] im Bereich der Eckkonturen berechnet. Eine ringförmige Ausbreitung der Dilatanz ist leicht angedeutet.

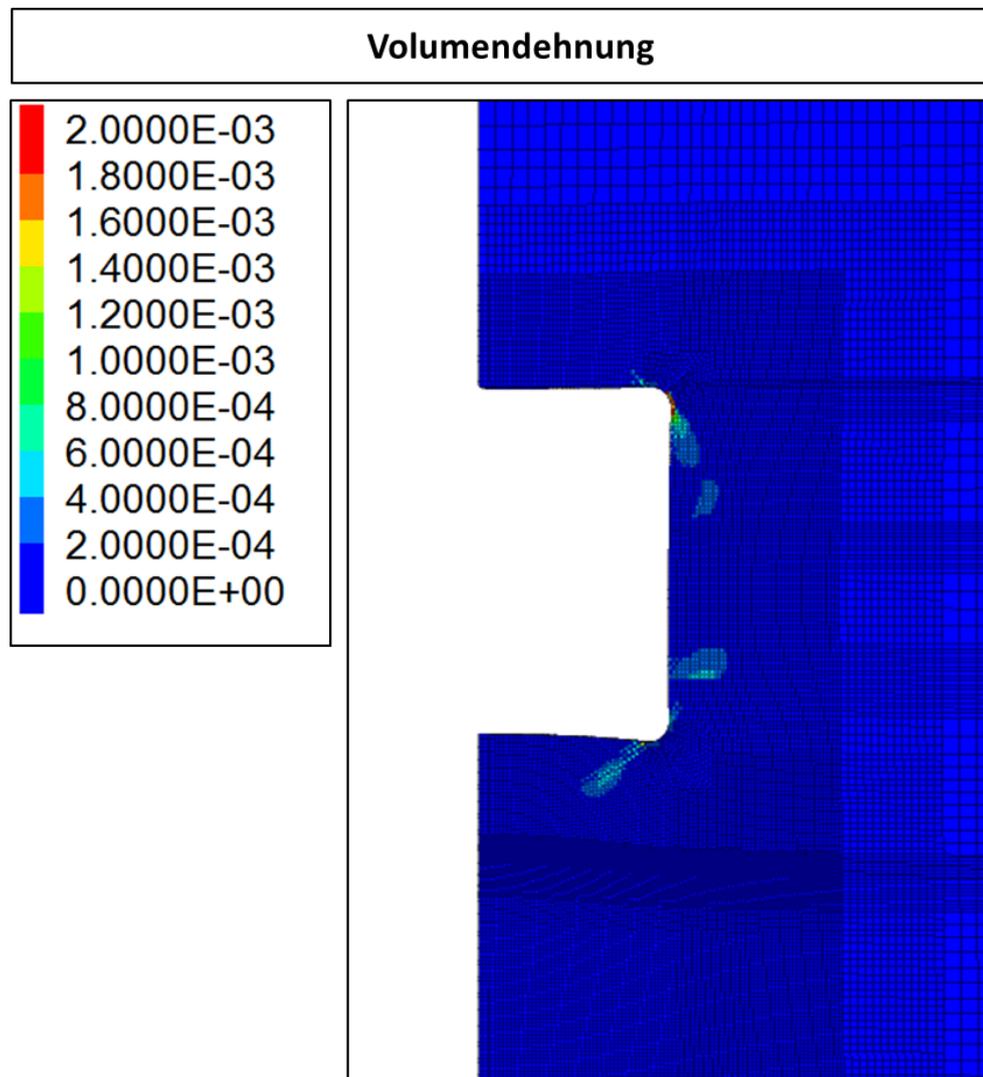


Bild 6.31: WIPP Room D – Simulation RD01 - Volumendehnung, $t = 30$ a.

Betrachtet man die in Bild 6.32 dargestellten Aufnahmen aus der WIPP zeigen die gezeigten Beispiele im Gegensatz zu den Berechnungsergebnissen aus der Simulation RD01 eine weit- aus stärkere Dilatanzentwicklung an der Streckenkontur. Durch die Horizontalkonvergenzen kommt es in der Firste zu einer starken Rissbildung und Auflockerung des konturnahen Gebirges (Bild 6.32, links). Die dargestellte Firste ist an der Kontur soweit geschädigt, dass dieser Gebirgsbereich durch Anker, Stahlprofile sowie Stahlnetze gegen Herabfallen gesichert werden muss. Das rechte Bild zeigt eine Aufnahme einer Eckkontur, bei der eine typische ringförmig Rissausbreitung am Stoß aufgetreten ist, wobei der Riss in der Stoßmitte etwa einen Meter ins Gebirge hineinragt. Die dargestellten Beispiele sind keine Einzelfälle, vielmehr zeigen Sie den allgemeinen Zustand der Salzkontur in der WIPP.

Der Vergleich mit realen Strukturen aus der WIPP zeigt, dass die Dilatanzentwicklung in der Simulation RD01 stark unterschätzt wird.



Bild 6.32: WIPP Site – In-situ-Beispiele. Links: Rissbildung in Firste, infolge Horizontalkonvergenzen hervorgerufene Durchbiegung der Firste, rechts: ringförmige Abplatzung am Stoß.

6.5.4 Simulation RD02

In der Simulation RD02 wird im Gegensatz zu Simulation RD01 für die Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz das Stoffmodell Lubby-CF in seiner aktuellen Version, wie in Absatz 2 vorgestellt, verwendet. Somit werden in Simulation RD02 plastisches Zugversagen nach Absatz 2.8 und eine Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 berücksichtigt. Die schädigungsfreie Zugfestigkeit wird mit $\sigma_0^t = 1,0$ MPa angenommen. Die Zugfestigkeit sinkt mit steigender Schädigung. Ferner wird eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 berücksichtigt. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben.

Bild 6.33 zeigt Volumendehnung im Konturplot am Ende der Simulation von $t = 30$ a. Dargestellt sind getrennt betrachtet die schubspannungsinduzierten Volumendehnungen (links), die zugspannungsinduzierten Volumendehnungen (Mitte) sowie die gesamte Kriechschädigung aus der Summe der beiden (rechts).

Zu erkennen ist, dass schubschädigungsinduzierte Volumendehnungen konzentriert an den Ecken und eine erhöhte Dilatanzentwicklung infolge von Zugbeanspruchung in den übrigen Bereichen der Hohlraumkontur auftreten, wobei die zugspannungsinduzierte Dilatanzentwicklung den Hauptteil der Gesamtvolumendehnung ausmachen. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus Simulation RD01 ist weiterhin zu erkennen, dass weitaus größere Randbereiche einer dilatanten Auflockerung ausgesetzt sind.

In Bild 6.34 sind die Schädigungsentwicklung (rechts) sowie die schädigungsabhängige Zugfestigkeit β^T (links) dargestellt. Betrachtet man die Schädigungsvariable ω ist eine charakteristische ringförmige Ausbreitung der Schädigung im Konturbereich der Kammer sowie in einer etwa halben Meter Gebirgstiefe auftretende und sich aus der Anhydrit-Schicht senkrecht ausbreitende Schädigung bis hin zu versagenden Zonen zu erkennen, welcher etwa 1,0 – 1,5 m ins Gebirge hineinragt. Durch die steigende Instabilität der Stöße infolge Dilatanz steigt die Belastung auf den First, wodurch weitere Schädigungen in der Firste hervorgerufen werden. Die auftretende Schädigung führt zu einer Reduzierung der Zugfestigkeit (Bild 6.34). In den versagenden Zonen sinkt die Zugfestigkeit bis auf null.

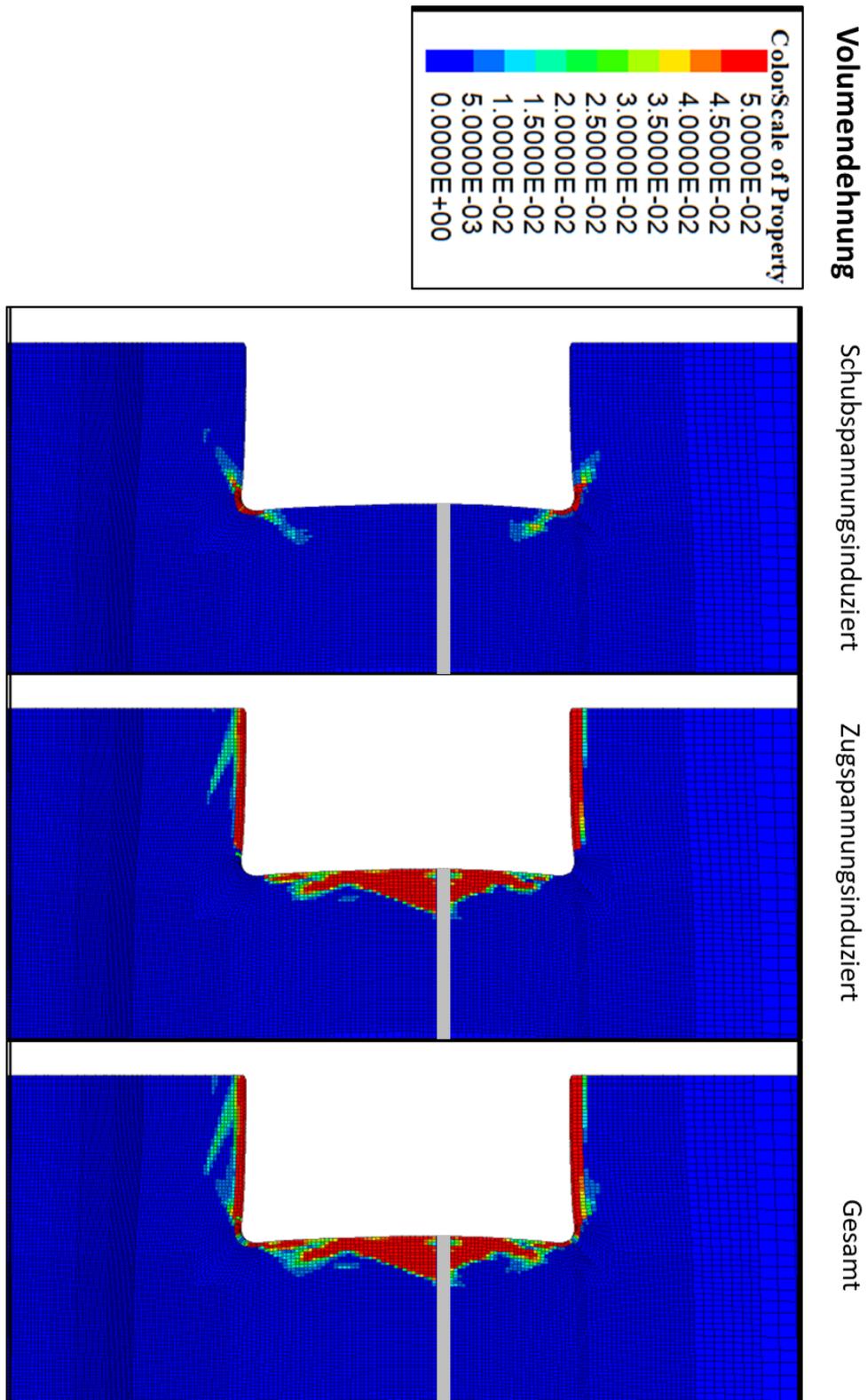


Bild 6.33: WIPP Room D – Simulation RD02 – Volumendehnung, $t = 30$ a.

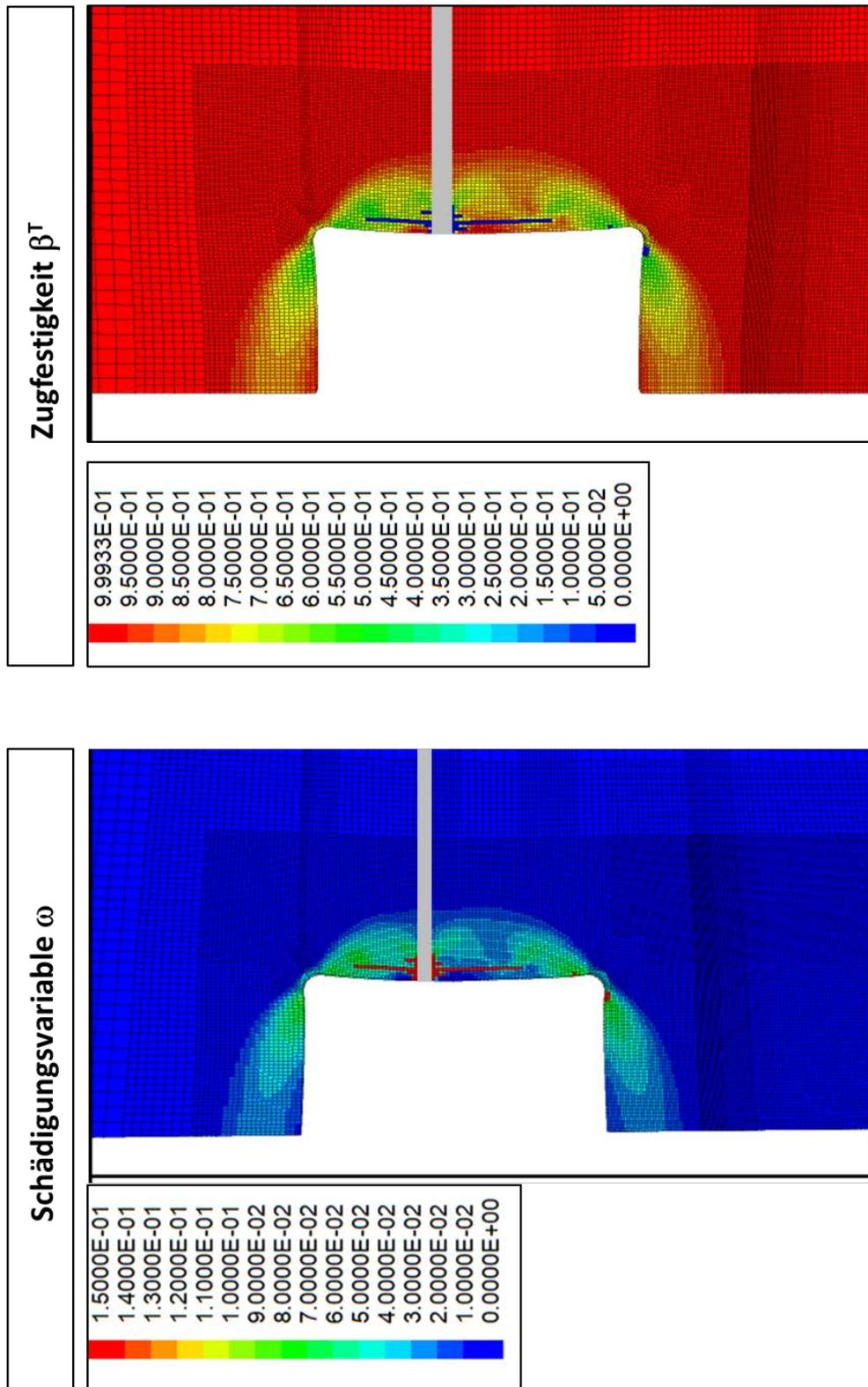


Bild 6.34: WIPP Room D – Simulation RD02 – Schädigungsvariable ω unten, Zugfestigkeit β^T oben, $t = 30$ a.

Bild 6.35 zeigt ein In-situ-Beispiel aus der WIPP mit einer charakteristischen Rissbildung im Steinsalz an einer tonigen Gleitfläche und zwei Schichten mit unterschiedlichen Eigenschaften im Materialverhalten. An der dargestellten Kontur ist es zu vertikalen sowie auch einer horizontalen Rissausbreitung an der tonhaltigen „Schichtgrenze“ zwischen dem mit Volumenanteilen von Ton oder Beimengungen anderer Minerale mehr verunreinigtem WIPP salt und dem weniger verunreinigtem bzw. reinem WIPP salt gekommen. Stellt man die in Bild 6.35 dargestellte charakteristische Rissbildung an „Schichtgrenzen“ der berechneten Schädigungsentwicklung an der Grenze zur Anhydrit-Schicht, wie in Bild 6.34 dargestellt, gegenüber, ist eine Übereinstimmung der vorhandenen und berechneten Rissbildung zu erkennen.

Vergleicht man die berechnete Dilatanz bzw. Schädigung mit realen Strukturen in der WIPP wie z.B. in den Beispielen in Bild 6.32 und Bild 6.35 dargestellt, erkennt man, dass mit dem weiterentwickelten Stoffmodell Lubby-CF die realen Verhältnisse im Endlager WIPP sehr gut wiedergegeben werden können.

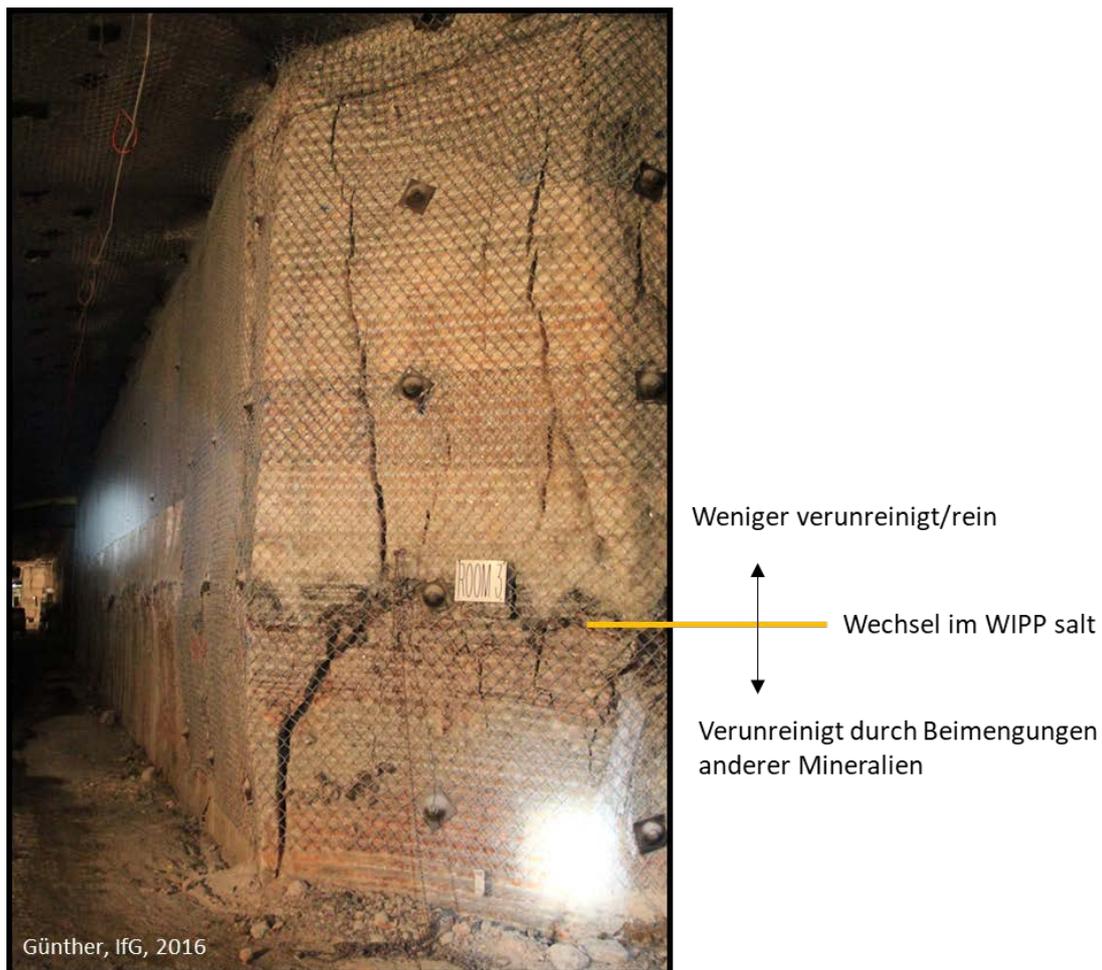


Bild 6.35: WIPP Site – In-situ-Beispiel – Welches zwischen mehr verunreinigtem und weniger verunreinigtem bzw. reinem WIPP salt mit einer zwischenliegenden tonigen Gleitfläche.

7 Simulation von zwei komplexen Gebirgsmechanischen Modellen

7.1 Einführung

In den Abschnitten 4 bis 5 wurden die im WEIMOS Verbundvorhaben durchgeführten Modellberechnungen und die resultierten Simulationsergebnisse mit Bezug auf die weiterentwickelten Stoffmodellterme in Lubby-CF vorgestellt. In diesem Abschnitt werden die erarbeiteten Erkenntnisse an zwei komplexen gebirgsmechanischen 3D-Modellen (virtueller Demonstrator I und II) zusammengeführt. Anhand der komplexen gebirgsmechanischen Berechnungsmodelle werden die Auswirkungen der verbesserten physikalischen Modellierung tiefer analysiert.

Der virtuelle Demonstrator I besteht aus einer Strecke mit Abdichtungsbauwerk in einem generischen HAW-Endlager in flacher Lagerung, angelehnt an die geologischen Verhältnisse der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico, USA. Mit dem virtuelle Demonstrator II wird ein weiteres Demonstrationsmodell, ebenfalls angelehnt an die Verhältnisse in der WIPP aufgebaut und berechnet, bei der eine intensiv geschädigte Kontur an Strecken und Schächten zu erwarten ist. Die Demonstrationsmodelle ermöglichen den Vergleich und kritischen Diskurs der von den Partnern verwendeten Modellierungsansätze und der dabei erzielten Ergebnisse.

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse aus den Berechnungen mit dem Stoffmodell Lubby-CF näher vorgestellt. Die Ergebnisse im kritischen Vergleich mit den Ergebnissen der Projektpartner sind Teil des Syntheseberichts zum Vorhaben.

7.2 Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)

Die Waste Isolation Pilot Plant, kurz: 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. Seit 1999 werden in der WIPP schädliche Abfälle gelagert. Das geologische Tiefenlager WIPP ist mehr als nur ein Ort für die Entsorgung gesundheitsschädlicher Abfälle - es ist auch ein wissenschaftliches Labor. Bereits in den 1980er Jahren wurden Teststrecken hergestellt und viele Jahre In-situ-Großversuche durchgeführt. Der Untergrund der WIPP hat sich als hervorragende Umgebung für eine Vielzahl wissenschaftlicher Disziplinen erwiesen, um Experimente unter landesweit einzigartigen Laborbedingungen durchzuführen. Da die WIPP seit mehreren Jahrzehnten als Endlager genutzt wird und über einen noch längeren Zeitraum als Erkundungsstandort für geowissenschaftliche Untersuchungen diente, ist für diesen Standort eine große Wissensdatenbank vorhanden, weshalb sich dieser hervorragend für die wissenschaftliche numerische Nachbetrachtung von In-situ-Beispielen eignet.



Bild 7.1: WIPP Site – Isometrie und Untertagestruktur (WIPP 2019). Darstellung der Verbindungsstrecken und Einlagerungspanels in der 658 m Ebene. In blau: Panels mit eingelagerten Abfällen, rot: Verschlussene Flächen, grün: Einlagerung von Abfällen, gelb: in der Bergbaulichen Herstellung.

7.3 Virtueller Demonstrator I

Zur Beurteilung der Auswirkungen der verbesserten physikalischen Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz wurde von den Projektpartnern gemeinsam der Virtuelle Demonstrator I entworfen. Das Modell besteht aus einem 26 m langen Streckenabschnitt mit quadratischem Querschnitt von 5 m × 5 m. Nach 30 Jahren offener Strecke wird ein 10 m langes Verschlussbauwerk eingebracht. Die Nachbetriebsphase wird für weitere 70 Jahre berechnet. Das Berechnungsmodell wurde dabei hinsichtlich der Diskretisierung mehrfach von verschiedenen Projektpartnern modifiziert, die Berechnungen wiederholt und die Ergebnisse der Partner verglichen. Mit der optimierten Diskretisierung wurde ein Kompromiss zwischen einer adäquaten Abbildung der physikalischen Prozesse und einer akzeptablen Rechenzeit erarbeitet.

Die bergbauliche und geologische Situation lehnt sich an die Verhältnisse der WIPP an. Der Berechnungsablauf umfasst die folgenden Punkte:

1. Primärspannungszustand vor Auffahrung der Strecke,
2. Konvergenz der offenen Strecke in der Betriebsphase (mehrere Jahrzehnte) mit Entwicklung der Auflockerungszone unter dem Einfluss von Zugbelastungen,
3. Einbau eines vereinfachten Abdichtungsbauwerkes in einem Abschnitt der Strecke,
4. Aufkriechen des Gebirges auf das Abdichtungsbauwerk mit Schädigungsrückbildung in der Auflockerungszone,
5. Wechselwirkung der Situation am Abdichtungsbauwerk mit derjenigen am offenen Streckenabschnitt,
6. Langzeitkonvergenz unter Einfluss kleiner Spannungsdeviatoren.

Die ersten Berechnungen dokumentieren den Stand der Stoffmodelle vor deren Weiterentwicklung. Damit wurde die Grundlage für die Bewertung der Auswirkungen der weiterentwickelten Stoffmodelle geschaffen. In einem zweiten Schritt wurde der Virtuelle Demonstrator unter Einbeziehung der im Rahmen des Vorhabens erfolgten Modifizierungen am Stoffmodell berechnet.

7.3.1 Berechnungsmodell

Der Virtuelle Demonstrator I ist ein auf Basis des in Bild 7.2 dargestellten Modells von Sandia erstelltes 3D-Berechnungsmodell (Bild 7.3) eines Streckenabschnitts mit vereinfachtem Abdichtungsbauwerk (*Plug*, grau) im Steinsalz der WIPP (hellblau) mit mehreren Anhydritschichten (rot) und einer Polyhalitschicht (blau). 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). Der Streckenabschnitt beträgt 27 m und das Abdichtungsbauwerk wird mit 10 m angenommen. Das Modell ist im Bereich der Strecke feiner diskretisiert, als die zur Strecke entfernteren Gebirgsbereiche. Das Gesamtmodell besteht aus 108.000 Zonen und 116.039 Knotenpunkten.

An den Auswertpunkten A-G erfolgt die Auswertung von Berechnungsergebnissen.

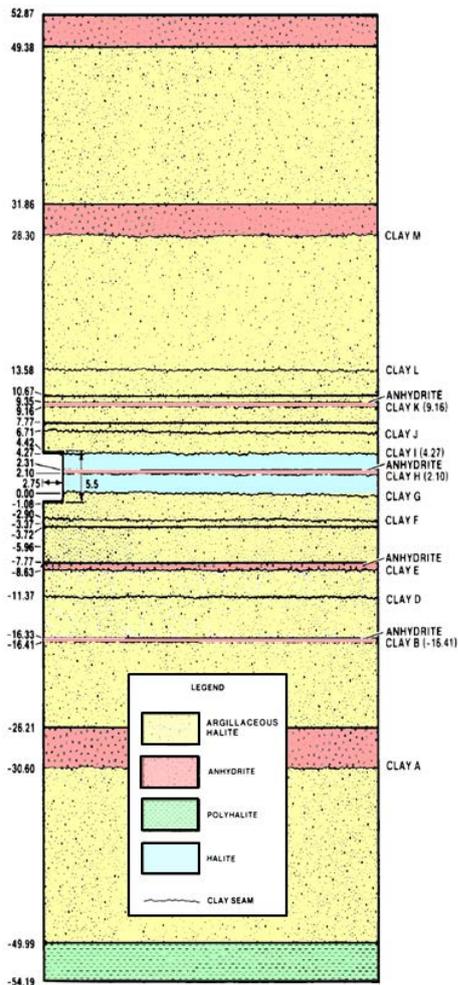
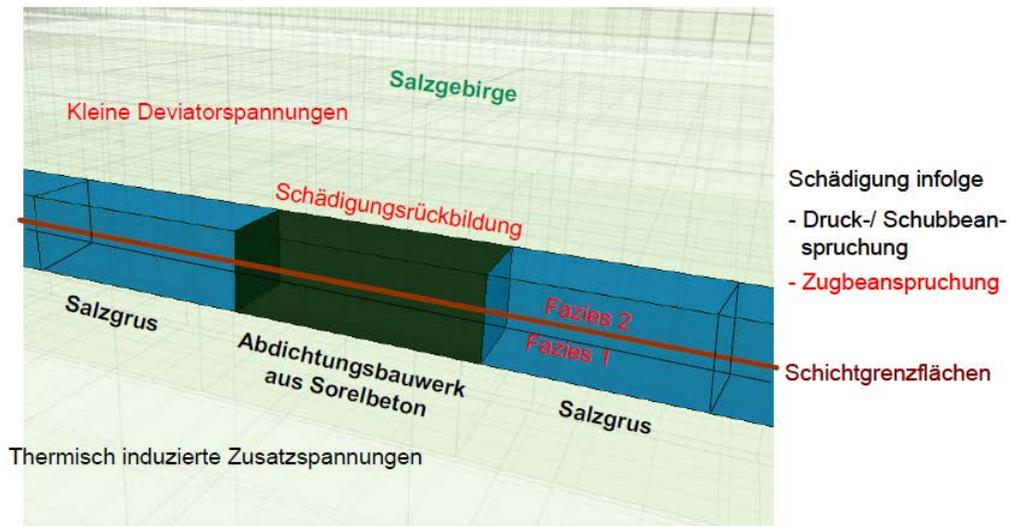


Bild 7.2: Virtueller Demonstrator I – Basismodell von Sandia

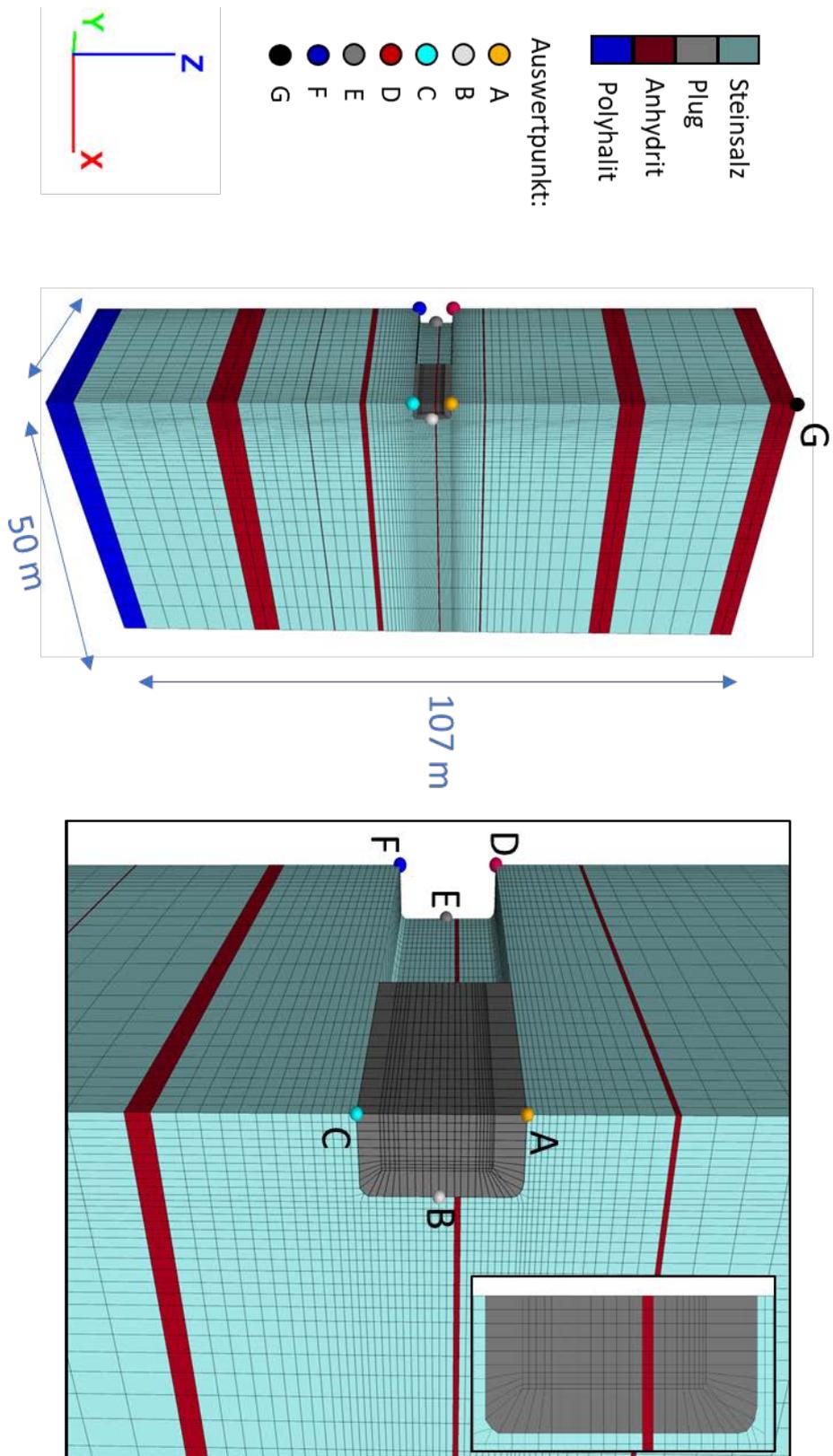


Bild 7.3: Virtueller Demonstrator I – Berechnungsmodell. Unten: gesamtes Modell, oben: Ausschnitt.

7.3.2 Simulation VD11

Um ein besseres Verständnis für die Berechnungsergebnisse zu erhalten und einen generellen Vergleich zu ermöglichen, wird in Simulation VD11 zunächst Zugversagen sowie Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge von Schädigungsprozessen vernachlässigt. Beispiel VD11 wird mit dem Stoffmodell Lubby-CF, jedoch mit der Stoffmodell Version wie von Yıldırım 2016 /67/ vorgestellt, berechnet. Die verwendete Version entspricht somit der Version von Lubby-CF, wie zu Beginn des WEIMOS Projektes, ohne die Berücksichtigung der im Vorhaben durchgeführten Modifikationen und Weiterentwicklungen im Stoffmodell. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben.

Polyhalit wurde nach dem Potenzgesetz und Anhydrit nach Mohr-Coulomb berechnet. Die für Anhydrit und Polyhalit angenommenen Werte sind in Tabelle 7.1 gegeben.

Tabelle 7.1: Stoffmodellannahmen und Kennwerte für Anhydrit und Polyhalit.

Material	Stoffmodell	Kompressionsmodul K [MPa]	Schubmodul G [MPa]	Dichte ρ [g/cm ³]	Friction f [°]	A	n
Anhydrit	Mohr-Coulomb	40.000	24.000	2,30	30,0	-	-
Polyhalit	Power law	19.000	12.000	2,30	-	4,5e-11	4,0

Neben der Auswertung von Berechnungsergebnissen an den Auswertpunkten A-G (Bild 7.3), erfolgt die Darstellung von Ergebnissen anhand von Konturplots der offenen Strecke sowie des Abdichtungsbauwerks.

Bild 7.4 zeigt im Konturplot der Modellausschnitte der offenen Strecke und des Abdichtungsbauwerks die Volumendehnung ε_{Vol} . Betrachtet man die Dilatanzentwicklung ist eine charakteristische ringförmige Ausbreitung der Auflockerungszone, welche sich etwa 1,9 m in des Gebirgsinnere hinein erstreckt, zu erkennen. An der offenen Strecke (Bild 7.4, links) ergeben sich nach 100 Jahren an der Streckenkantur Volumendehnungen von bis zu 77 % (Bild 7.14, links). In der Ansicht Plug (Bild 7.4, rechts) ist zu erkennen, dass im Konturbereich des Abdichtungsbauwerks die in den 30 Jahren offener Strecke entwickelte Dilatanz (hier nicht näher dargestellt) infolge von Schädigungsrückbildungsprozessen auf Werte kleiner 15 % zurückgegangen ist.

In Bild 7.5 sind die schubspannungsinduzierten Anteile und die zugspannungsinduzierten Anteile der Dilatanzentwicklung nach 100 Jahren Simulationszeit getrennt voneinander ausgewertet und dargestellt. Zu erkennen ist, dass die Dilatanzentwicklung infolge von Zugbeanspruchungen deutlich größer ausfällt als die Dilatanzentwicklung infolge von Schubbeanspruchungen. Die berechneten schubschädigungsinduzierten Volumendehnungen erreichen Werte von ca. 1 % bis maximal 30 % an den Streckenecken. Die Dilatanzentwicklung infolge von Zugbeanspruchungen erreicht an der Streckenkontur Werte von 60 – 75 % und erstreckt sich wie auch die schubschädigungsinduzierten Volumendehnungen bis zu 1,9 m ins Salzgebirge hinein. Bei diesen Dilatanzen sind größere Abplatzungen an der Streckenkontur zu erwarten. In-situ-Beispiele mit ähnlichen Querschnitten in ähnlichen Teufen mit vergleichbaren Betriebszeiten zeigen, wie z.B. in Bild 6.32 und Bild 6.35 dargestellt, das Auftreten von Abschaltungen an der Streckenkontur.

Bild 7.6 zeigt die Auswertung der Volumendehnung über die Zeit in den Auswertzonen A-F. In den ersten 30 Jahren Simulation liegt die Volumendehnung in den ausgewerteten Zonen bei etwa 16 – 21 %. Nachdem das Abdichtungsbauwerk installiert wird, kommt es infolge von Verheilungsprozessen zu einer Rückbildung der Dilatanz im abdichtungsbauwerknahe Steinsalzgebirge. Folglich sinkt die Volumendehnung in den ausgewerteten Zonen A-C und liegt nach 100 Jahren bei etwa 6 – 12 %. In den an der offenen Strecke ausgewerteten Zonen D-F steigt die Dilatanz weiter an. Nach 100 Jahren ergeben sich in den streckenkonturnahen Salzgebirge ausgewerteten Zonen D-F Volumendehnungen von etwa 42 – 44 %. Bei diesen Werten ist von einem Versagen des Steinsalzes auszugehen.

In Bild 7.7 (Konturplot) und Bild 7.8 (Auswertung über die Zeit in den Auswertzonen A-G) sind die Verschiebungen dargestellt. Um den Abdichtungsbauwerk (Bild 7.7, rechts, Ansicht Plug) treten Verschiebungen von bis zu 0,65 m auf. Hierbei handelt es sich um die in 30 Jahren bei offener Strecke ergebenden Verschiebungen, welche nach Installation des Abdichtungsbauwerks nahezu unverändert bleiben. In der offenen Strecke treten nach 100 Jahren Simulation Verschiebungen von bis zu 1,86 m auf (Bild 7.16, links, Ansicht Strecke).

Der zeitliche Verlauf der Verschiebungen in den Auswertzonen A-F ist in Bild 7.8 dargestellt. Zu erkennen ist, dass nach 30 Jahren Simulation in den ausgewerteten Zonen Verschiebungen von etwa 0,4 – 0,6 m auftreten. Nach Installation des Abdichtungsbauwerks bleiben die Verschiebungen in den ausgewerteten Zonen A-C (Zonen am Abdichtungsbauwerk) konstant. In den Auswertzonen D-F (Zonen an der offenen Strecke) erreichen die Verschiebungen nach 100 Jahren Werte zwischen 1,25 m bis 1,70 m. Zu erkennen ist zudem, dass die Verschiebungskurven der Zonen D-F nach etwa 80 Jahren abflachen. Dies ist damit begründet, dass mit

fortlaufender Konvergenz die Firste, die Stirnseiten und der Boden aneinander aufdrücken und sich gegenseitig stützen, mit der Folge, dass Kriechraten reduziert werden.

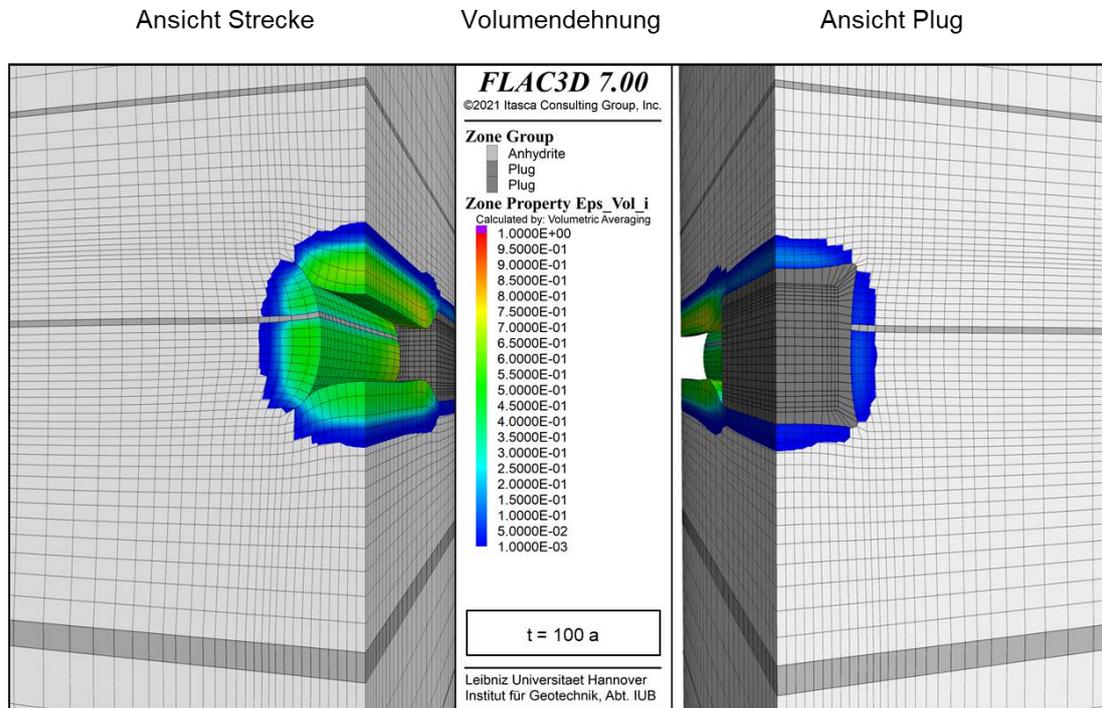


Bild 7.4: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Volumendehnung im Konturplot, $t = 100$ a.

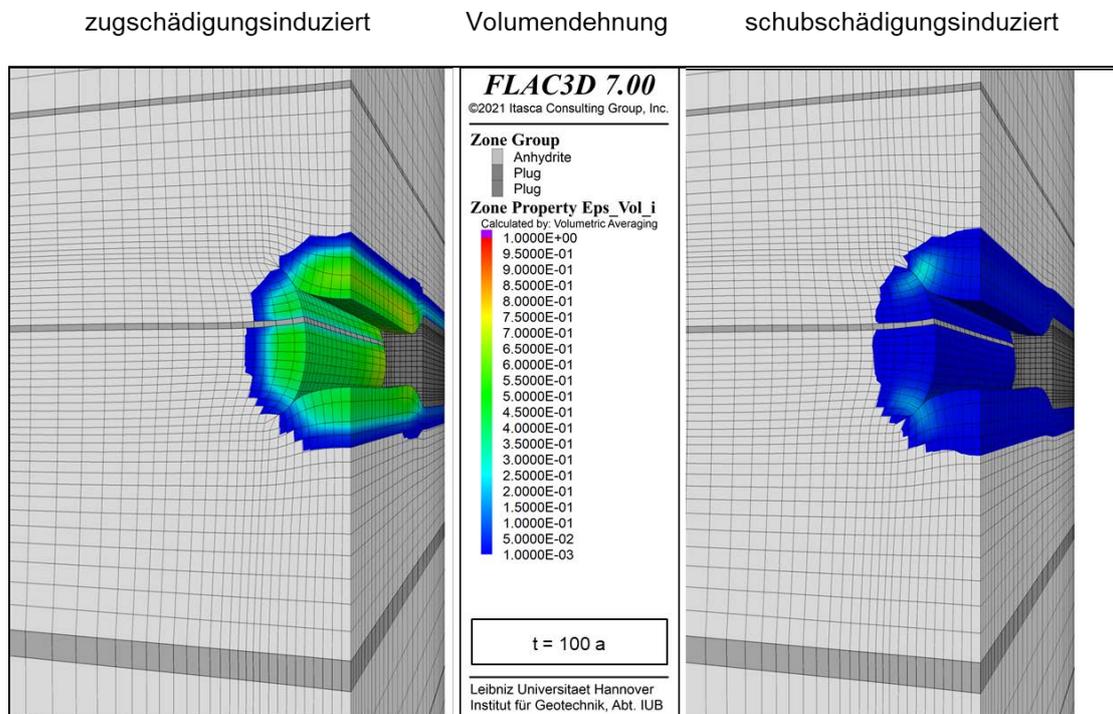


Bild 7.5: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Volumendehnungsanteile im Konturplot, $t = 100$ a.

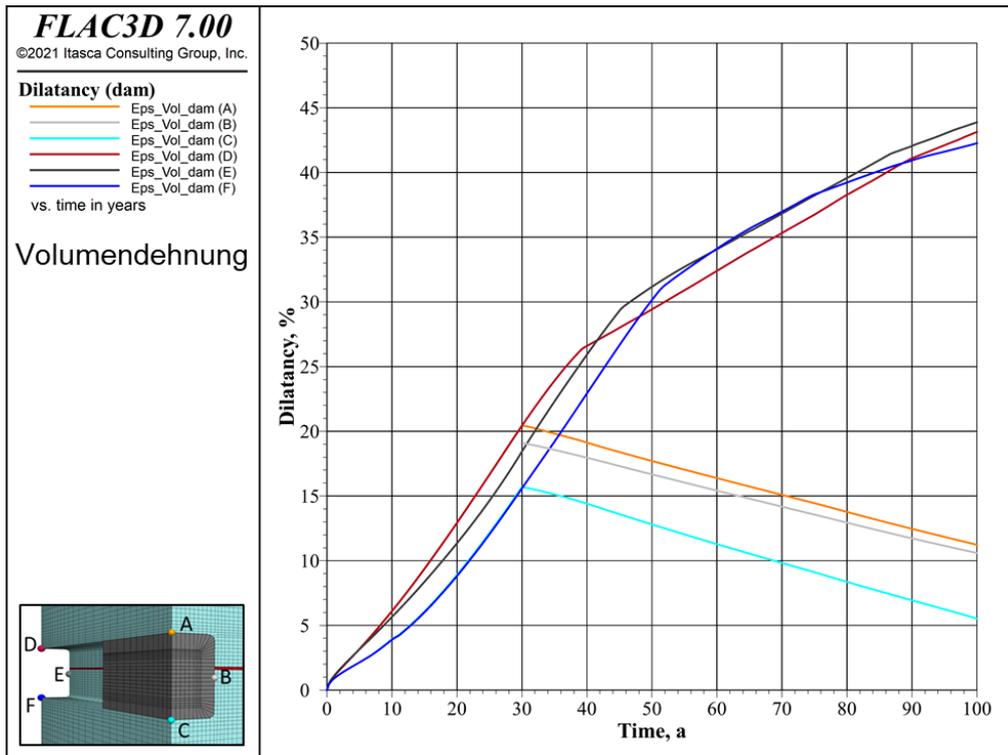


Bild 7.6: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Volumendehnung über die Zeit in den Auswertpunkten A-F.

Ansicht Strecke

Verschiebungen

Ansicht Plug

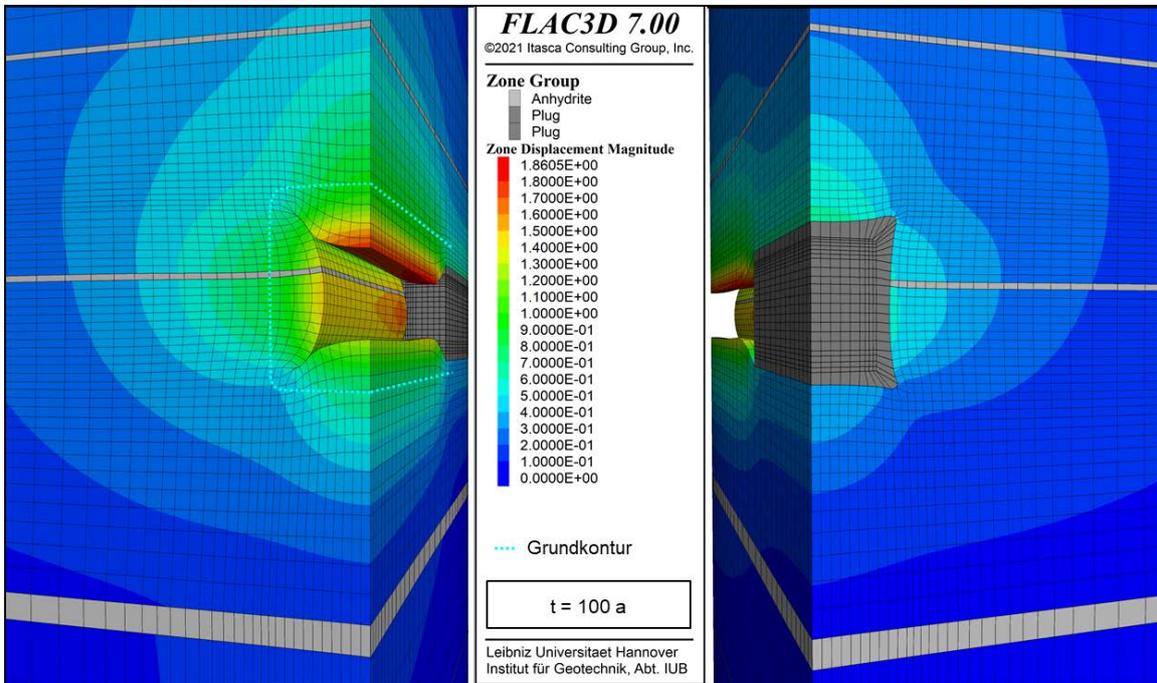


Bild 7.7: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Verschiebung im Konturplot, t = 100 a.

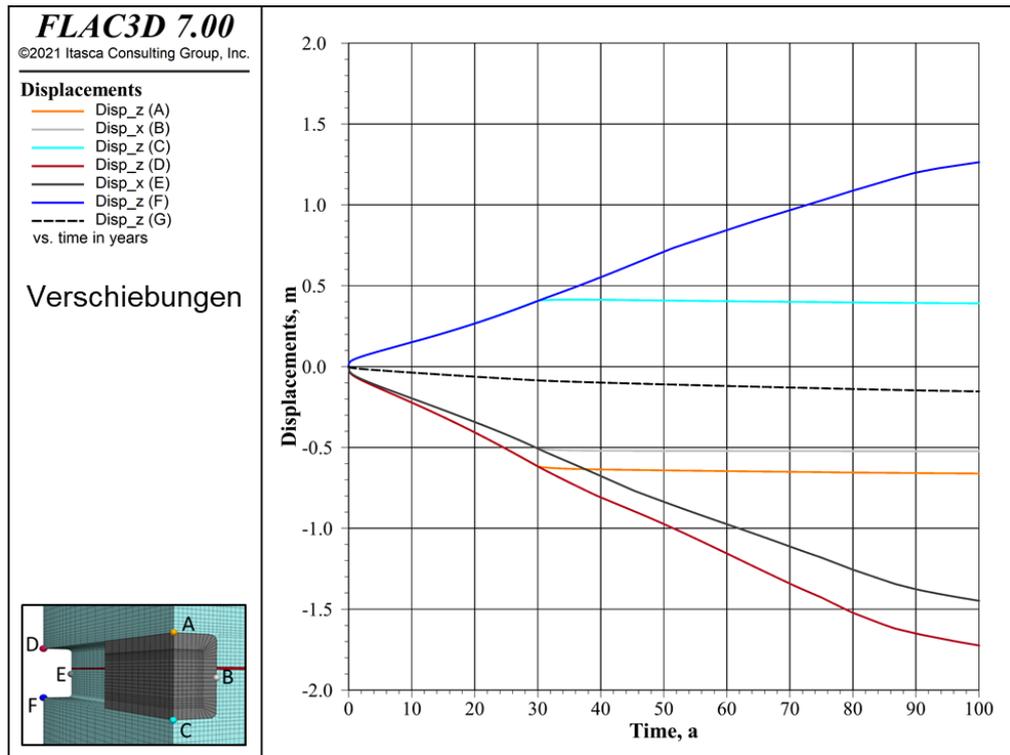


Bild 7.8: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Verschiebung über die Zeit in den Auswertpunkten A-G.

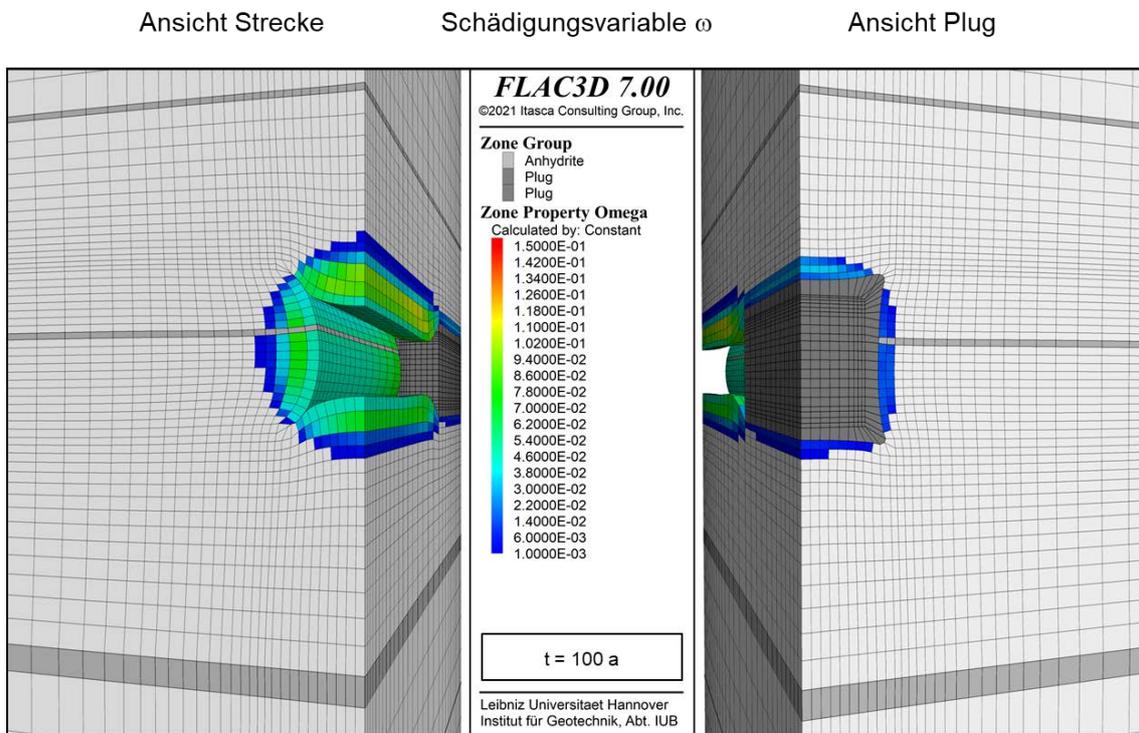


Bild 7.9 Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Schädigungsvariable ω im Konturplot, $t = 100$ a.

7.3.3 Simulation VD12

Die Zugfestigkeit von Steinsalz ist im Gegensatz zur Druckfestigkeit relativ gering. Schon 1 bis 3 MPa Zugbeanspruchung genügen, um einen Spaltriss im Steinsalz zu verursachen. Zur Berücksichtigung der Phänomene im Materialverhalten von Steinsalz unter Zugüberbeanspruchungen (Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugfestigkeit) werden in Simulation VD12, zusätzlich zu den Stoffmodellansätzen zur Beschreibung des zugspannungsinduzierten Schädigungskriechens, plastisches Versagen bei Zugbruch (Absatz 2.8) aktiviert und eine Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 berücksichtigt. Ferner wird eine Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 berücksichtigt. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben. Die Stoffmodellannahmen und die Materialwerte für Anhydrit und Polyhalit sind in Tabelle 7.1 gegeben.

Die schädigungsfreie Zugfestigkeit wird mit $\sigma_0^t = 1,0$ MPa angenommen. Die Zugfestigkeit sinkt mit steigender Schädigung. In Zugspannungsbereichen, in denen die Zugfestigkeit nicht überschritten wird, wird die Entwicklung von Mikrorissen infolge von Zugbelastung berücksichtigt. Es kommt zur Auflockerung des Materials mit zunehmenden zugspannungsinduzierten Schädigungskriechvorgängen. Zugbruch tritt ein, wenn die Zugfestigkeit überschritten wird. Das Steinsalz verliert seine Festigkeit und seine Steifigkeit verringert sich. Die plastischen Zonen können die Belastungen im Vergleich zu intakten, schädigungsfreies Material nicht mehr aufnehmen. Weitere Spannungsumlagerungen sind zu erwarten. In die Schädigungsfunktion ω fließen die zugspannungsinduzierten Schädigungen ein. Bei Zugbruch erreicht die Schädigungsvariable ihren Maximalwert.

Bild 7.10 zeigt die infolge Zugversagen aufgetretenen plastischen Verformungen im Konturplot am Ende der Simulation nach 100 Jahren. Abgebildet ist zum einen ein Modellausschnitt mit Sicht zur offenen Strecke (Bild 7.10, links) und zum anderen ein Ausschnitt mit Sicht zur Modellseite mit dem Abdichtungsbauwerk (Plug, Bild 7.10, rechts). Im Bereich der offenen Strecke sind im streckenkonturnahen Gebirgszonen plastische Verformungen infolge von Zugversagen von etwa 2,8 – 44,2 % aufgetreten. Weiterhin ist zu erkennen, dass plastische Zugversagen an der Streckenkontur hauptsächlich an und um die Schichtgrenzen zum Anhydrit aufgetreten sind. Eine mögliche Erklärung hierfür ist, dass an den kraftschlüssig verbundenen Schichtgrenzen zum weniger kriechfähigen Anhydrit das Steinsalzgebirge an den Schichtgrenzen bzw. schichtgrenznahen Zonen nicht die Deformationen erfahren kann wie in den zu den schichtgrenznahen

Zonen angrenzenden streckenkonturnahen Gebirgszonen, mit der Folge, dass an den Schichtgrenzen bzw. schichtgrenznahen Gebirgszonen zum Anhydrit Zugspannungen generiert werden, welche die Zugfestigkeit vom Steinsalz lokal überschreiten.

Die Ansicht Plug in Bild 7.10 zeigt die Entwicklung der plastischen Verformungen um das Abdichtungsbauwerk (Plug), welches nach 30 Jahren Simulation mit offener Strecke installiert und für weitere 70 Jahre simuliert wurde. In den ersten 30 Jahren Simulation mit offener Strecke treten an der Streckenkontur plastische Dehnungen auf (hier nicht näher dargestellt). Mit Installation des Abdichtungsbauwerks finden an den zum Abdichtungsbauwerk angrenzenden Gebirgszonen keine weiteren Schädigungsprozesse mehr statt. Vielmehr werden infolge des Aufkriechens des Steinsalzes an das Abdichtungsbauwerk Schädigungsrückbildungsprozesse im konturnahen Salzgebirge aktiviert. Die in den ersten 30 Jahren Simulation mit offener Strecke im konturnahen Salzgestein generierten plastischen Dehnungen werden in den folgenden 70 Jahren Simulation mit Abdichtungsbauwerk infolge von Rissverheilungsprozessen zum größten Teil reduziert. In einigen Gebirgszonen an der Schichtgrenze zum Anhydrit sind weiterhin plastische Dehnungen mit Werten um 0,1 – 10,0 % vorhanden.

Der Grad der Schädigung im Steinsalz wird im Allgemeinen über die Schädigungsvariable ω beschrieben. Berücksichtigt werden hierbei Schädigungsprozesse aus Schub- und Zugbeanspruchungen, Bruch- und Zugversagen sowie die Möglichkeit der Schädigungsrückbildung. In Bild 7.11 ist die Schädigungsvariable ω im Konturplot dargestellt. Zu sehen ist, dass sich nach 100 Jahren an der offenen Strecke eine charakteristische ringförmige Schädigung (Auflockerung) um die Streckenkontur mit Werten von etwa $\omega = 0,001$ bis 0,15 entwickelt. Die Auflockerungszone reicht hierbei bis zu 2 m in das Gebirge hinein.

Im Vergleich zu den Ergebnissen aus der Simulation VD11 ist zu erkennen, dass in Simulation VD012 infolge von zusätzlichen plastischen Zugversagen erhöhte Schädigungen auftreten. Weiterhin ist zu erkennen, dass eine maximale Schädigung ($\omega = 0,15$) an und in der Nähe der Schichtgrenzen zum Anhydrit erreicht werden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei lokalen Versagenszuständen im Salzgestein, in diesem Fall durch die Überschreitung der Zugfestigkeit, die Schädigungsvariable ω instantan ihren Maximalwert erreicht.

Beispiele mit Versagen des Steinsalzgebirges an Grenzen zu Schichten mit anderen Materialeigenschaften ist in-situ zu beobachten. Die berechnete Schädigungsentwicklung bestätigt somit mögliche Abplatzungen an derartigen Schichtgrenzen.

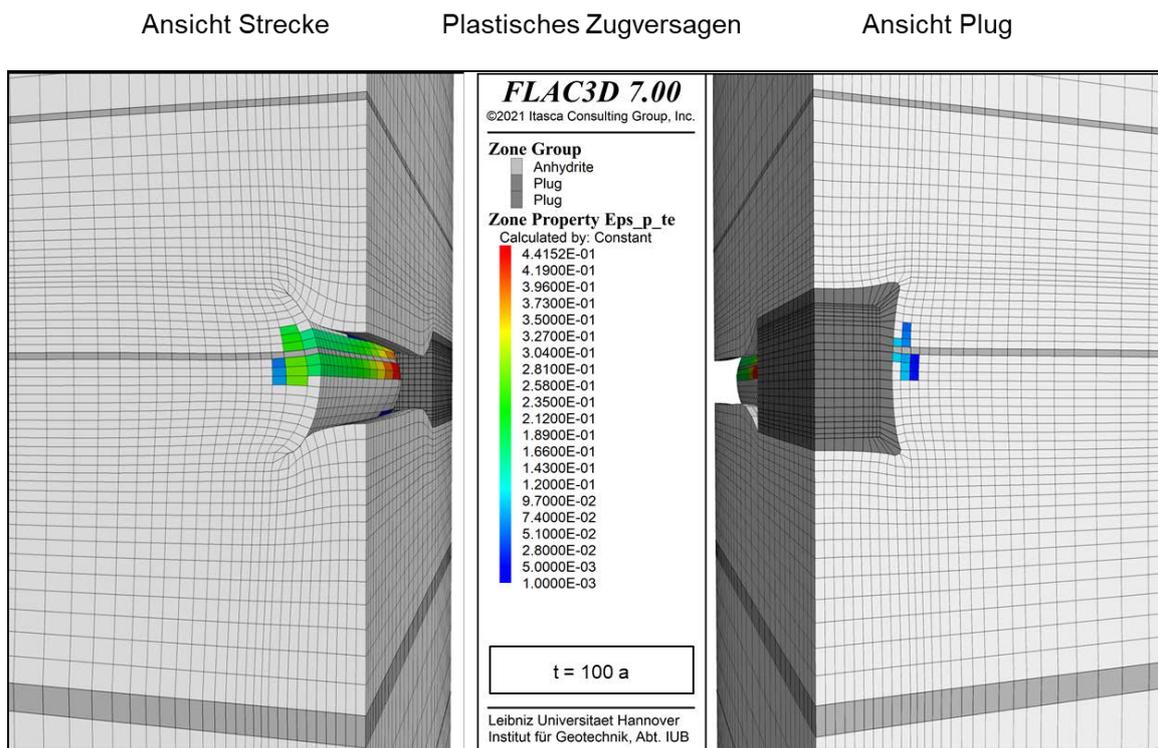


Bild 7.10: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Plastisches Zugversagen ε_{pl} im Konturplot, $t = 100$ a.

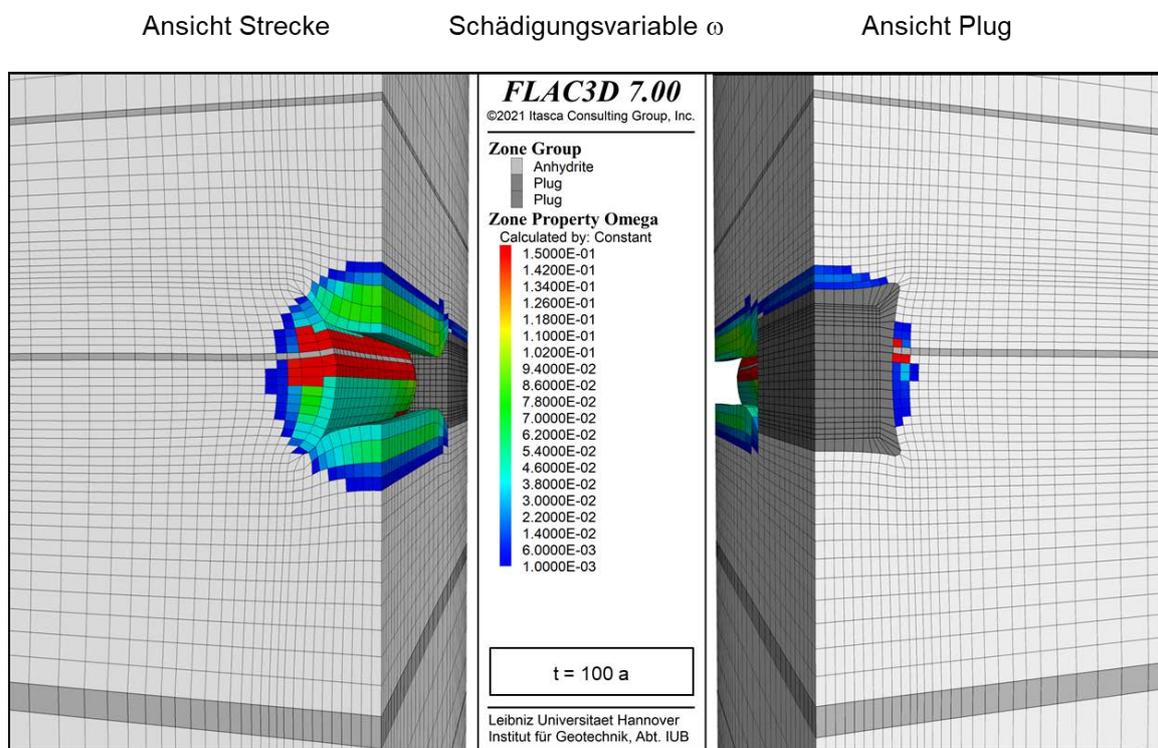


Bild 7.11 Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Schädigungsvariable ω im Konturplot, $t = 100$ a.

Bild 7.12 zeigt die Auswertung der schädigungsabhängigen Zugfestigkeit $\beta^T(\omega)$ im Konturplot nach 100 Jahren. In den nichtgeschädigten Bereichen entspricht die Zugfestigkeit wie angenommen der schädigungsfreien Zugfestigkeit $\beta^T(\omega) = \sigma_0^t = 1,0$ MPa (dargestellt in rot). In Abhängigkeit vom Grad der Schädigung sinkt die Zugfestigkeit im Auflockerungsbereich der Streckenkontur auf Werte zwischen $0 < \beta^T(\omega) < 1,0$ MPa. Mit wachsender Schädigung strebt die Zugfestigkeit gegen null und bei maximaler Schädigung ($\omega = \omega_{max} = 0,15$) verliert das Steinsalz seine Zugfestigkeit gänzlich ($\beta^T(\omega) = 0$ MPa, dargestellt in blau). In diesem Fall ist ein Zugversagen bereits bei Eintritt einer der Spannungskomponenten in den Zugspannungsbereich möglich.

Die Entwicklung von Schädigung kann das Materialverhalten von Steinsalz und damit den Spannungszustand in und um geschädigte Bereiche maßgeblich verändern. Infolge von Schädigungsprozessen kommt es auch zu veränderten elastischen Eigenschaften des Salzgesteinskörpers. In den geschädigten Zonen wird das Steinsalz weicher und kann weniger Spannungen aufnehmen als in den weniger bzw. nichtgeschädigten Zonen. In Bild 7.13 ist der schädigungsabhängige Elastizitätsmodul $E(\omega)$ im Konturplot dargestellt. Der Elastizitätsmodul des intakten Salzgesteins ($E_0 = 35.256,9$ MPa, in rot dargestellt) sinkt im Streckenkonturbereich mit zunehmender Schädigung, bis sich bei maximaler Schädigung ein Elastizitätsmodul im Restfestigkeitsbereich von etwa $E(\omega) = E_r = 4.029$ MPa (in blau dargestellt) ergibt. Bei entsprechenden Belastungszuständen können infolge von Schädigungsrückbildung die Steifigkeitseigenschaften des intakten Salzgesteins wiederhergestellt werden. Somit erreicht der Elastizitätsmodul in den „verheilten“ Gebirgszonen ($\omega = \omega_0 = 0,0001$) wieder den Wert für das intakte Steinsalz ($E(\omega) = E_0 = 35.256,9$ MPa).

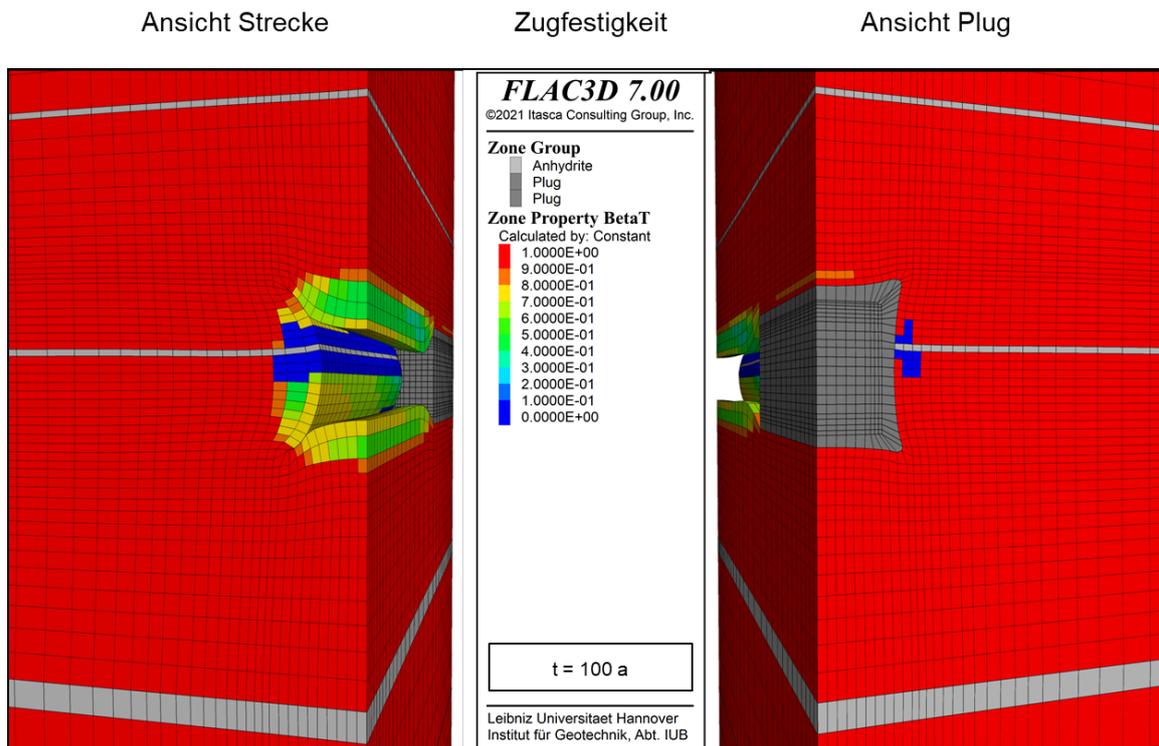


Bild 7.12: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Schädigungsabhängige Zugfestigkeit im Konturplot, $t = 100$ a.

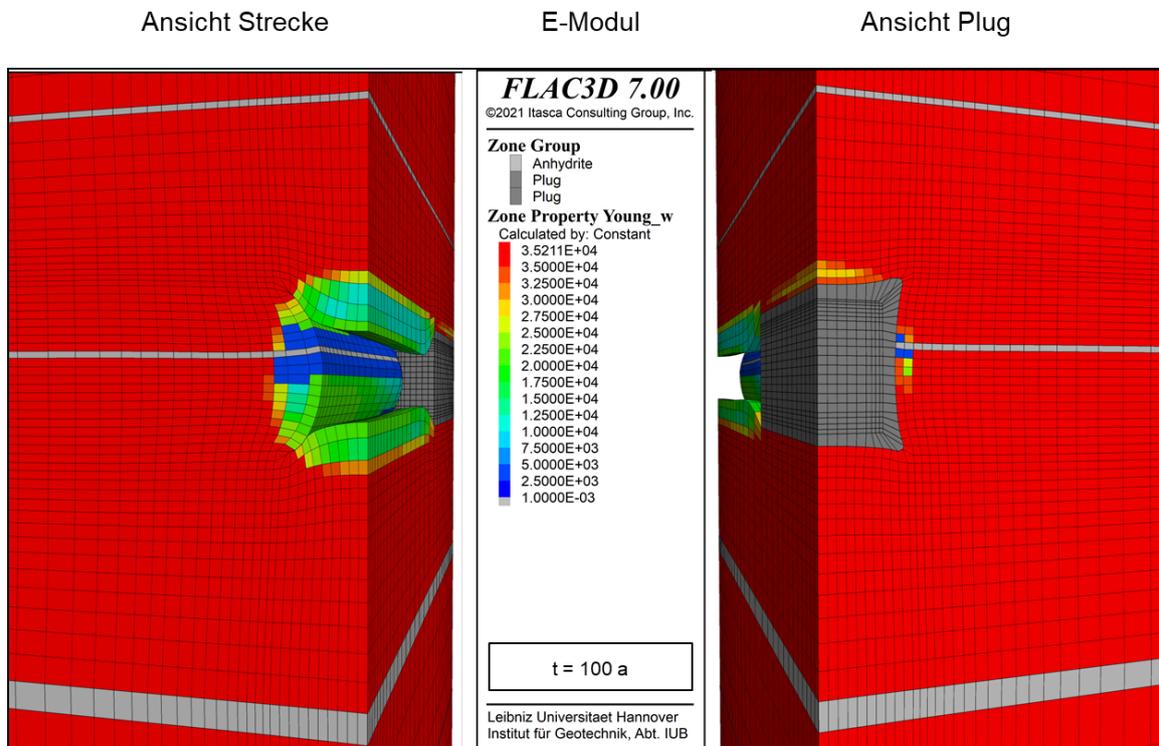


Bild 7.13: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Schädigungsabhängiger Elastizitätsmodul im Konturplot, $t = 100$ a.

Im Folgenden werden die infolge von Gefügeschädigung aufgelockerten Zonen (Dilatanz) im streckennahen Gebirgsbereich dargestellt. Bild 7.14 zeigt im Konturplot der Modellausschnitte der offenen Stecke und des Abdichtungsbauwerks die Volumendehnung ε_{Vol} . An der offenen Stecke ergeben sich nach 100 Jahren an der Streckenkantur Volumendehnungen von bis zu 97 % (Bild 7.14, links). In der Ansicht Plug (Bild 7.14, rechts) ist zu erkennen, dass im Konturbereich des Abdichtungsbauwerks die Volumendehnungen infolge von Schädigungsrückbildungsprozessen auf Werte kleiner 10 % zurückgegangen sind.

Betrachtet man die Dilatanzentwicklung an der offenen Strecke und vergleicht die Ergebnisse mit denen aus der Simulation VD11, erkennt man eine höhere Dilatanzentwicklung an der Streckenkantur in der Simulation VD12. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in der Simulation VD12 neben Schädigungskriechen zusätzlich auch plastisches Zugversagen sowie ein schädigungsabhängiges elastisches Verhalten berücksichtigt werden.

Bild 7.15 zeigt die Auswertung der Volumendehnung über die Zeit in den Auswertzonen A-F. In den ersten 30 Jahren Simulation liegt die Volumendehnung in den ausgewerteten Zonen bei etwa 16 – 22 %. Nachdem das Abdichtungsbauwerk installiert wird, kommt es infolge von Verheilungsprozessen zu einer Rückbildung der Dilatanz im abdichtungsbauwerknahen Steinsalzgebirge. Folglich sinkt die Volumendehnung in den ausgewerteten Zonen A-C und liegt nach 100 Jahren bei etwa 1 – 7 %. In den an der offenen Strecke ausgewerteten Zonen D-F steigt die Dilatanz weiter an. Nach 100 Jahren ergeben sich in den streckenkonturnahen Salzgebirge ausgewerteten Zonen Volumendehnungen von etwa 43 – 50 %. Bei diesen Werten ist von einem Versagen des Steinsalzes auszugehen.

In Bild 7.16 (Konturplot) und Bild 7.17 (Auswertung über die Zeit in den Auswertzonen A-G) sind die Verschiebungen dargestellt. In Ansicht Plug sind Verschiebungen bis 0,7 m zu erkennen. Hierbei handelt es sich um die in 30 Jahren bei offener Strecke simulierten Verschiebungen, welche nach Installation des Abdichtungsbauwerks nahezu unverändert bleiben. In der offenen Strecke treten nach 100 Jahren Simulation Verschiebungen von bis zu 1,99 m auf (Bild 7.16, Ansicht Strecke, links). Betrachtet man Bild 7.17 ist zu erkennen, dass die Verschiebungskurven der Zonen D-F nach etwa 60 – 70 Jahren abflachen. Dies ist damit begründet, dass mit fortlaufender Konvergenz die Firste, die Stirnseiten und der Boden aneinander aufdrücken und sich gegenseitig stützen, mit der Folge, dass Kriechraten reduziert werden.

Die Ergebnisse aus den Simulationen VD01 und VD12 zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF das gebirgsmechanische Verhalten einer offenen Strecke im Steinsalzgebirge sowie ein Aufkriechen des Salzgebirges auf ein Abdichtungsbauwerk (Plug) mit Schädigungsrückbildung in der Auflockerungszone sehr gut wiedergegeben werden kann.

Ansicht Strecke

Volumendehnung

Ansicht Plug

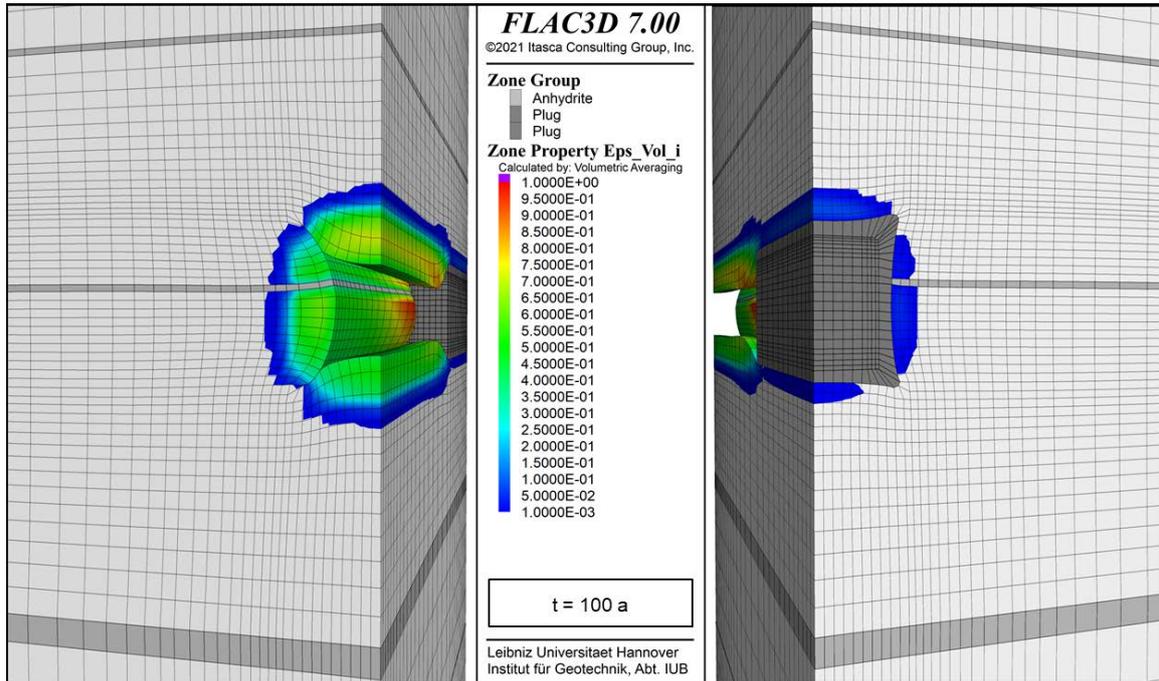


Bild 7.14: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Volumendehnung im Konturplot, t = 100 a.

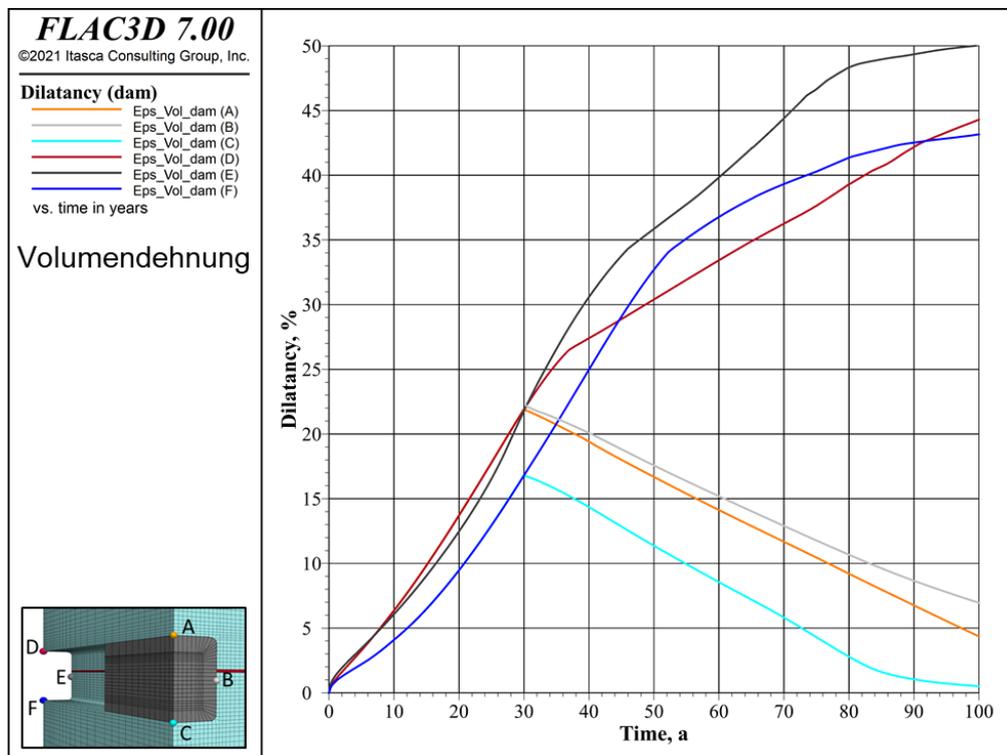


Bild 7.15: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Volumendehnung über die Zeit in den Auswertpunkten A-F.

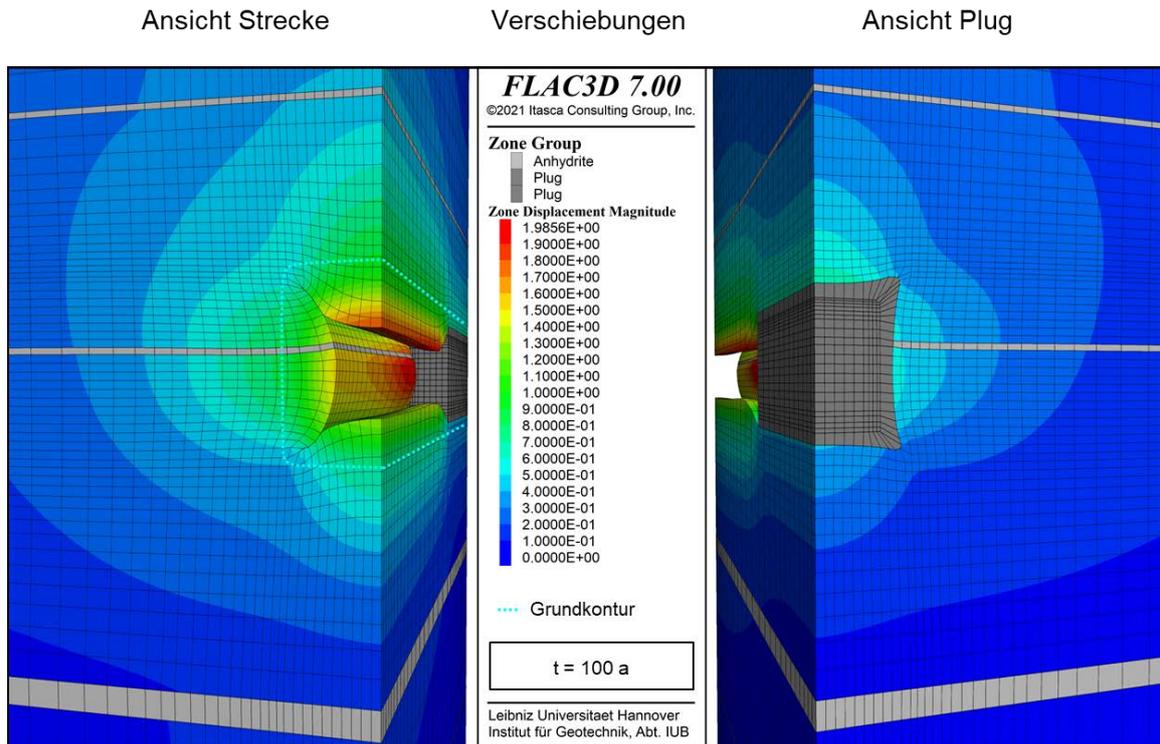


Bild 7.16: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Verschiebung im Konturplot, $t = 100$ a.

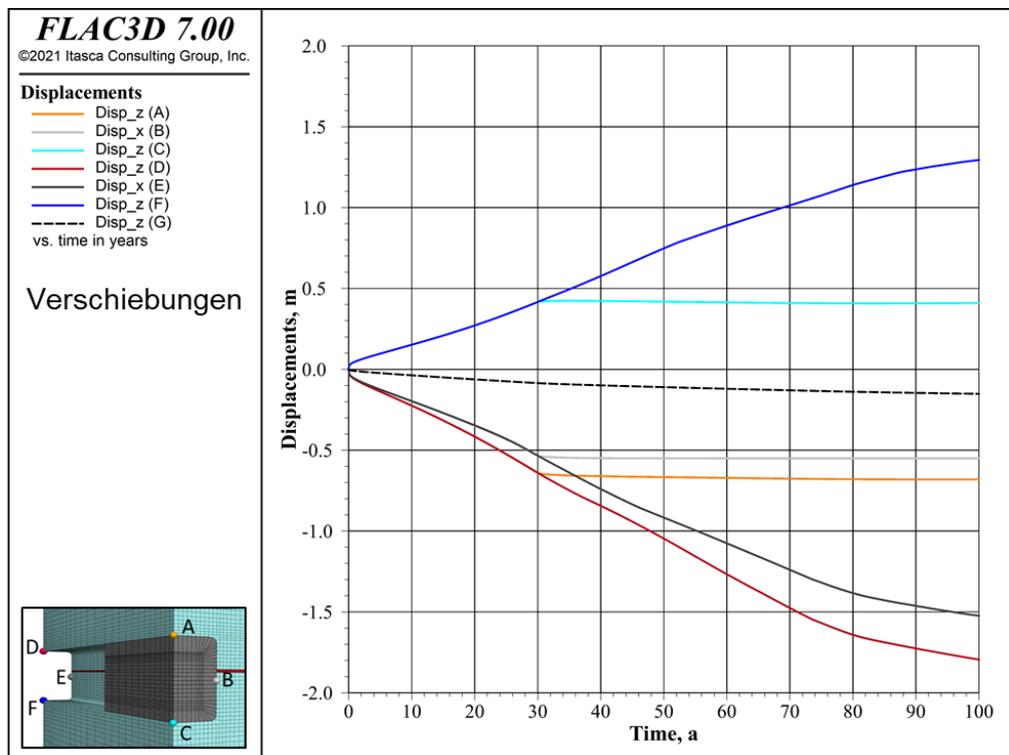


Bild 7.17: Virtueller Demonstrator I – Simulation VD12 – Verschiebung über die Zeit in den Auswertpunkten A-G.

7.4 Virtueller Demonstrator II

In Simulation VD12 (Abschnitt 7.3.3) treten intensive Schädigungen und Versagenszustände an der Schichtgrenze zum Anhydrit auf. Intensive Zugschädigungen bis hin zur Ablösung von größeren Salzblöcken im Firstbereich der Strecke, welche einen Einfluss auf die Betriebssicherheit haben und in der WIPP ohne weitere Sicherungsmaßnahmen (z.B. durch Anker) zu erwarten wären, treten in dem in Abschnitt 7.3 vorgestellten Virtuellen Demonstrator I nicht auf.

Zur phänomenologischen Analyse von intensiven Schädigungsmustern und der Ausdehnung der Auflockerungszone im Firstbereich einer Strecke werden Berechnungen mit einem weiteren Modell durchgeführt. Mit dem Virtuellen Demonstrator II wird ein weiteres Demonstrationsmodell aufgebaut und berechnet, welches sich an der realen Situation in der WIPP orientiert und bei dem intensive Schädigungsprozesse an der Hohlraumkontur von Strecken im Fokus stehen. Die zuverlässige Modellierung solcher Vorgänge ist wichtig für die Betriebssicherheit und Abdichtung von Grubenbereichen.

Weiterhin wird mit dem Virtuellen Demonstrator II, wie in der WIPP oft vorzufinden, zwei Meter über der Hauptstrecke eine horizontale Trennschicht aus Tonlösemern berücksichtigt. Wegen seiner unterschiedlichen geomechanischen Eigenschaften stellt die Tonschicht eine Störung im Salzkontinuum dar. An der Grenze zwischen der Salzstruktur und der Tonschicht können Gleitprozesse und Trennungen auftreten, welche zu weiteren Verformungen und Spannungsumlagerungsprozessen im Salzgestein führen und Schädigungsprozesse im Dachbereich der Strecke intensivieren können.

Simuliert werden offene Strecken und Paneele mit einer angenommenen Betriebsdauer von 30 Jahren für das Endlager. Verschlussbauwerke bleiben unberücksichtigt. Auch bei diesem Berechnungsmodell sollen verschiedene Beispielsituationen simuliert werden. Im Detail vorgestellt werden Ergebnisse aus einer Berechnung, welche den Stand des Stoffmodells vor deren Weiterentwicklung dokumentiert und einer weiteren Berechnung, welche unter Einbeziehung der im Rahmen des Vorhabens erfolgten Modifizierungen am Stoffmodell durchgeführt wird.

7.4.1 Berechnungsmodell

Das Berechnungsmodell wird in Anlehnung an einen Grubenabschnitt in der WIPP erstellt, welcher durch Strecken sowie Einlagerungspaneele durchkreuzt wird. Bild 7.18 zeigt einen Grubenriss der WIPP. Der hellblaue Balken zeigt einen Abschnitt, welcher durch den Virtuellen Demonstrator II prinzipiell beschrieben wird.

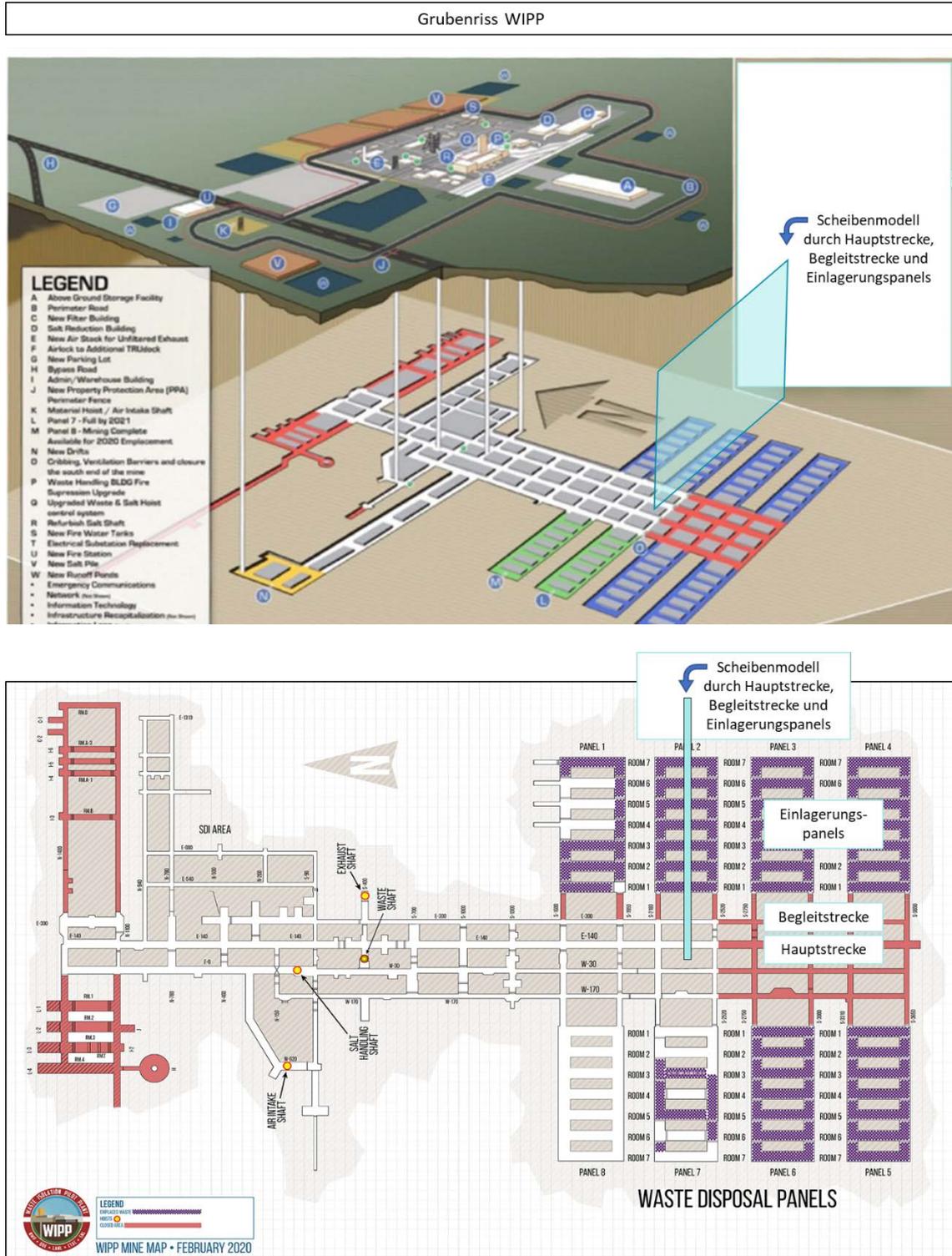


Bild 7.18: Virtueller Demonstrator II – Grubenriss WIPP und prinzipielles Scheibenmodell durch Hauptstrecke, Begleitstrecke und Einlagerungspanels.

Für den Virtuellen Demonstrator II wurde ein 3D-Scheibenmodell mit einer Tiefe von 2,0 m (Bild 7.19) gewählt. Mit einer Modellhöhe von 315 m wird die Teufe von 435 m bis 750 m berücksichtigt. Die Modellbreite beträgt 500 m. Weiterhin werden jeweils eine Haupt- und eine Nebenstrecke sowie sieben Einlagerungspaneelle berücksichtigt. Die Hauptstrecke hat einen Querschnitt von 8 m x 8 m und die Begleitstrecke einen Querschnitt von 5 m x 5 m. Die sieben Einlagerungspaneelle sind identisch und haben eine Höhe von 5 m und eine Breite von 10 m. Der Abstand zwischen Hauptstrecke und Begleitstrecke beträgt 28 m. Der Abstand zum ersten Panel beträgt 84 m von der Hauptstrecke. Die Panelpfeiler sind 31 m breit.

Die Tonschicht wird durch ein Interface (Schnittstelle) beschrieben. Interfaces sind Grenzflächen im Modell, die eine dünne Schicht oder eine Schicht ohne Dicke zwischen Kontinua in einer Finite-Elemente-Analyse (bzw. Finite-Differenzen-Analyse) modellieren. Interfaceelementen kann man Materialverhalten und -eigenschaften zuordnen. In FLAC3D wird ein Coulomb-Gleitmodell mit Zug- und Scherhaftung verwendet.

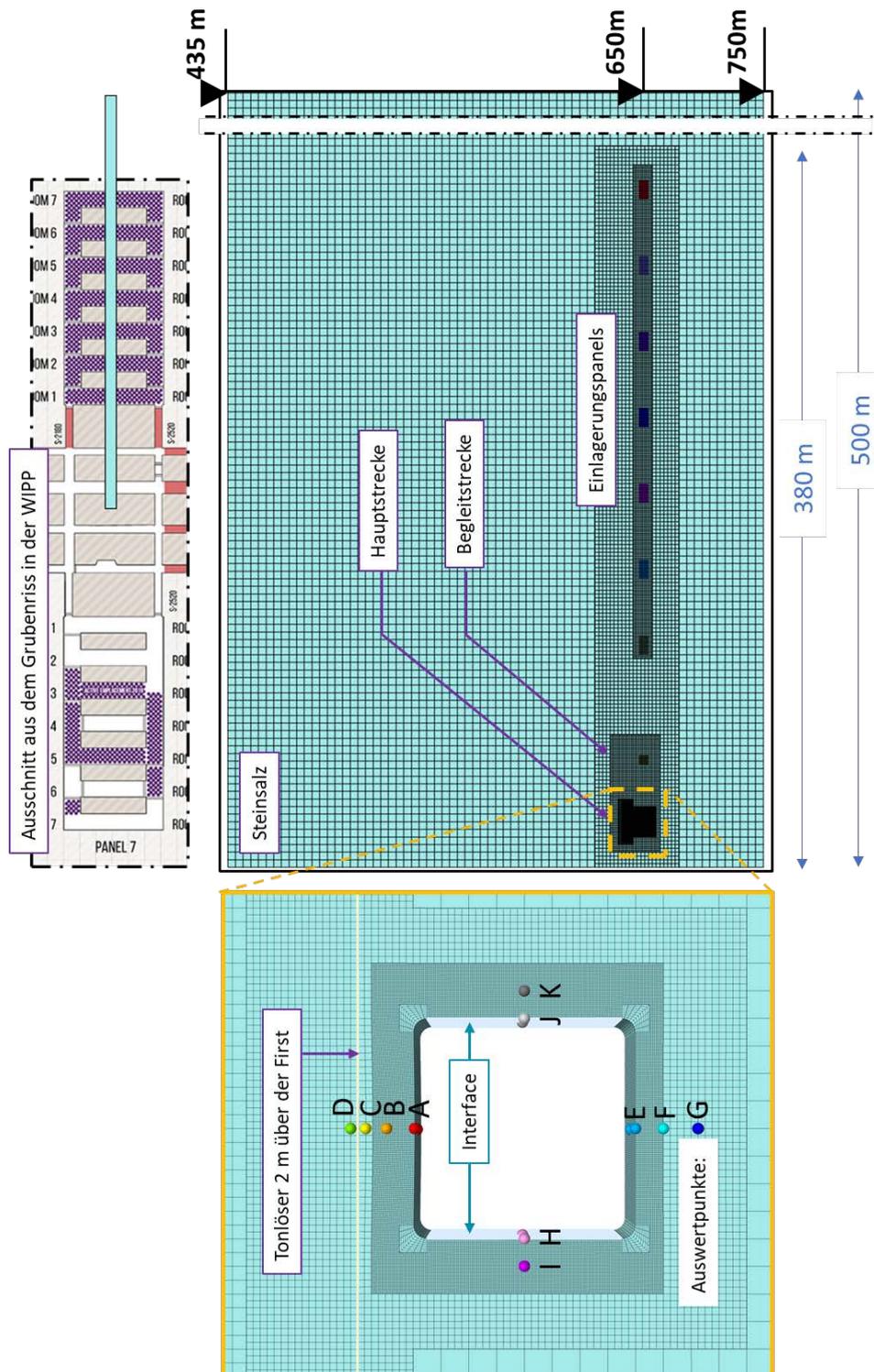


Bild 7.19: Virtueller Demonstrator II – Berechnungsmodell. Oben: Gesamtmodell mit Hauptstrecke, Nebenstrecke und sieben Einlagerungspanels, unten: Ausschnitt der Hauptstrecke mit Darstellung des Tonlösers, der Interfaceelemente an der Wandkontur (zur Verhinderung der Durchdringung von Zonen untereinander bei erhöhten Verformungen) und der Auswertungspunkte für die spätere Ergebnisauswertung.

7.4.2 Simulation VD21

In Simulation VD21 wird zunächst wieder Zugversagen sowie Veränderungen im elastischen Materialverhalten infolge von Schädigungsprozessen vernachlässigt. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben.

Die in einem Abstand von 2 m zur Firste verlaufende Tonschicht wird als dünne Trennschicht im Salzgestein angenommen und über Interfaceelemente, die eine Schicht ohne Dicke zwischen Kontinua modellieren, berücksichtigt. Weiterhin werden Interfaceelemente an den Wandkonturen berücksichtigt. Diese sollen bei Auftreten von starken Verformungen das durchdringen von Zonenelemente der Decke und der Wände untereinander verhindern. Die für die Tonschicht und den Interfaceelementen an der Wandkontur angenommenen Werte sind in Tabelle 7.2 gegeben.

Tabelle 7.2: Modellannahme und Kennwerte für die Tonschicht und den Interfaceelementen an der Wandkontur (Res.: residual = nach Versagen übrig).

Bereich	Modell	Kohäsion c / (res.) [MPa]	Zugfestigkeit σ_t / (res.) [MPa]	Innerer Reibungswinkel ρ / (res.) [-]	Normalsteifigkeit [MPa/m]	Schersteifigkeit [MPa/m]
Tonschicht	Interface	0,05 / (0,0)	0,25 / (0,0)	15,0 / (10,0)	2.500	1.500
Wandkontur	Interface	-	-	-	20.000	0

Das Verformungs- und Schädigungsverhalten vom Salzgebirge wird an der Kontur der Hauptstrecke betrachtet. Um den Rechenaufwand gering zu halten, wird das Schädigungsverhalten an der Nebenstrecke sowie an den Einlagerungspaneeelen vernachlässigt. Die Ergebnisse als Konturplots sowie als Zeitdiagramme werden an ausgewählten Auswertpunkten, wie in Bild 7.19 dargestellt.

Bild 7.20 zeigt die Dilatanzentwicklung ε_{Vol} als Konturplot nach 30 Jahren Simulation. Wie erwartet kommt es in Simulation VD21 zu einer charakteristischen ringförmigen Auflockerung im streckenkonturnahen Salzgestein. Die Auflockerungszone erstreckt sich im Bereich der Streckenwände und des Bodens etwa 1,9 m in des Gebirgsinnere hinein. Im Bereich der Decke reicht die Auflockerungszone bis zur Tonschicht und zum Teil darüber hinaus. Dem Bild 7.20 ist weiterhin zu entnehmen, dass insbesondere im Bereich der Streckenecken und unmittelbar unter der Tonschicht Volumendehnungen von 30 % (Begrenzung der Skala, da bei diesen Werten

längst von einem Materialversagen auszugehen ist) und mehr erreicht werden. Der Firstbereich der Strecke wird mit einer maximalen Volumendehnung von ca. 8 – 9 % im Vergleich zu den Ecken der Strecke sowie zu Gebirgsabschnitten unter der Tonschicht weniger geschädigt. In den stärker geschädigten Bereichen ergeben sich nach 30 Jahren Simulation Volumendehnungen von bis zu 77 % (hier nicht näher dargestellt).

Das Simulationsergebnis deutet an, dass infolge von Schädigungsprozessen mit dem Versagen des Daches zu rechnen ist, sofern sich zwischen den Streckenecken im Dachbereich eine durchgehende ringförmige makroskopische Rissausbreitung bildet. Die Ausbreitung der Auflockerungszone wird im Dachbereich durch die überliegende Tonschicht begünstigt, wie Ergebnisse aus Berechnungen ohne die Berücksichtigung der Tonschicht gezeigt haben (hier nicht näher dargestellt).

In Bild 7.21 ist die Dilatanzentwicklung, aufgeteilt in den Schubspannungsinduzierten Anteil und den zugspannungsinduzierten Anteil dargestellt. Bei der Auswertung nach 30 Jahren Simulation ist zu erkennen, dass die Dilatanzentwicklung infolge von Schubbeanspruchungen deutlich größer ausfällt als die Dilatanzentwicklung infolge von Zugbeanspruchungen. Die berechneten zugschädigungsinduzierten Volumendehnungen erreichen Werte von ca. 1 % bis maximal 10 %. Die Dilatanzentwicklung infolge von Schubbeanspruchungen dominiert und erreicht im streckenkonturnahen Salzgestein Werte von 60 – 77 % (hier nicht näher dargestellt).

Bild 7.22 zeigt die Auswertung der Volumendehnung über die Zeit in den ausgewählten Auswertungszonen A, B, E, H und J. Die ausgewerteten Punkte liegen alle an der Streckenkontur bis auf Auswertungspunkt B, dieser liegt 1,0 m über der Firste des unverformten Modells. Vergleicht man die Dilatanzkurven untereinander ist eine ähnliche zeitliche Entwicklung der Dilatanz in den Wand-, Boden- und Dachabschnitten der Streckenkontur ausgewerteten Zonen zu erkennen. Nach 30 Jahren Simulation erreicht die Volumendehnung in den ausgewerteten Zonen Werte von etwa 7 – 10 %.

Dilatanzentwicklung Gesamt

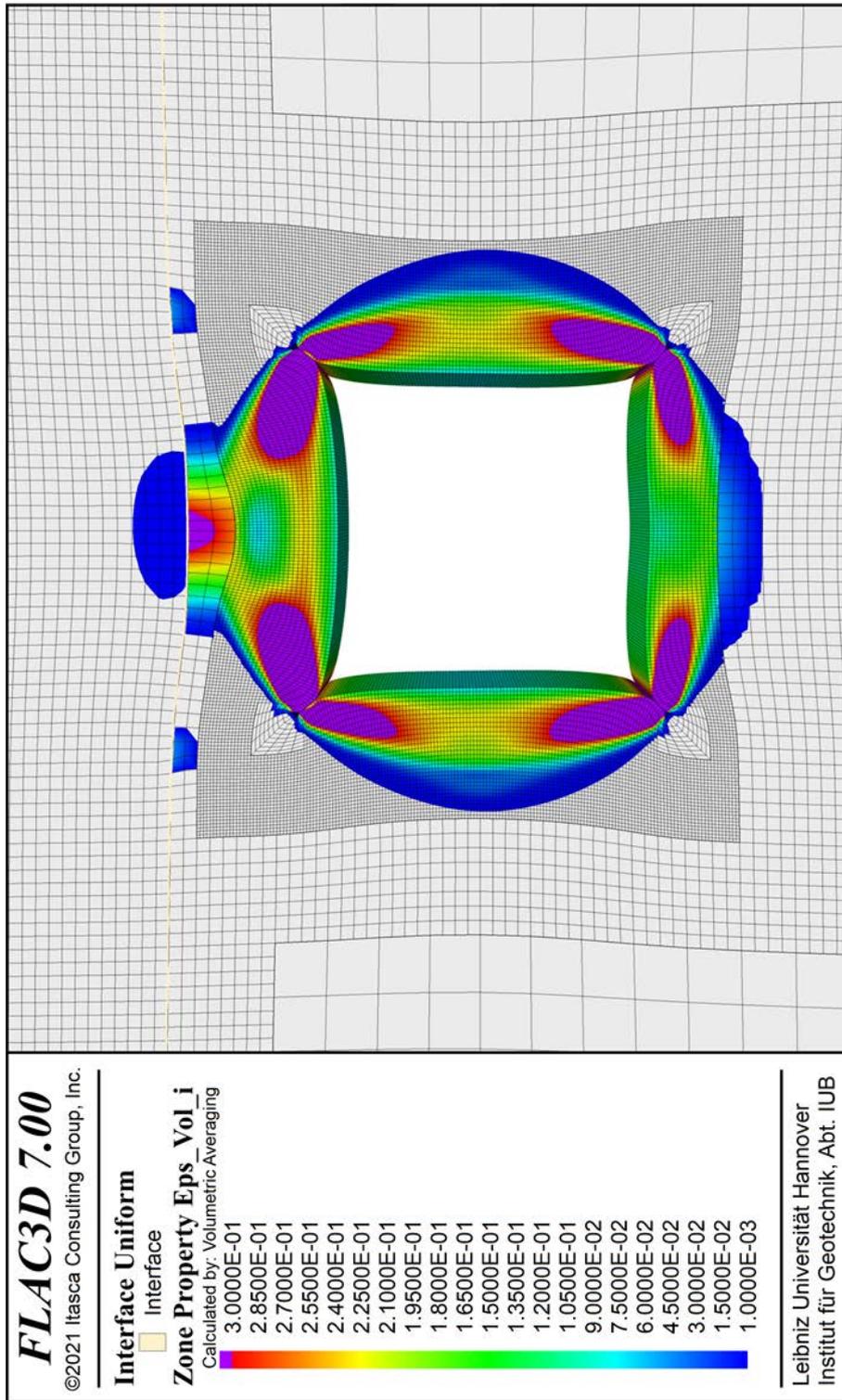


Bild 7.20: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD21 – Volumendehnung im Konturplot, $t = 30$ a.

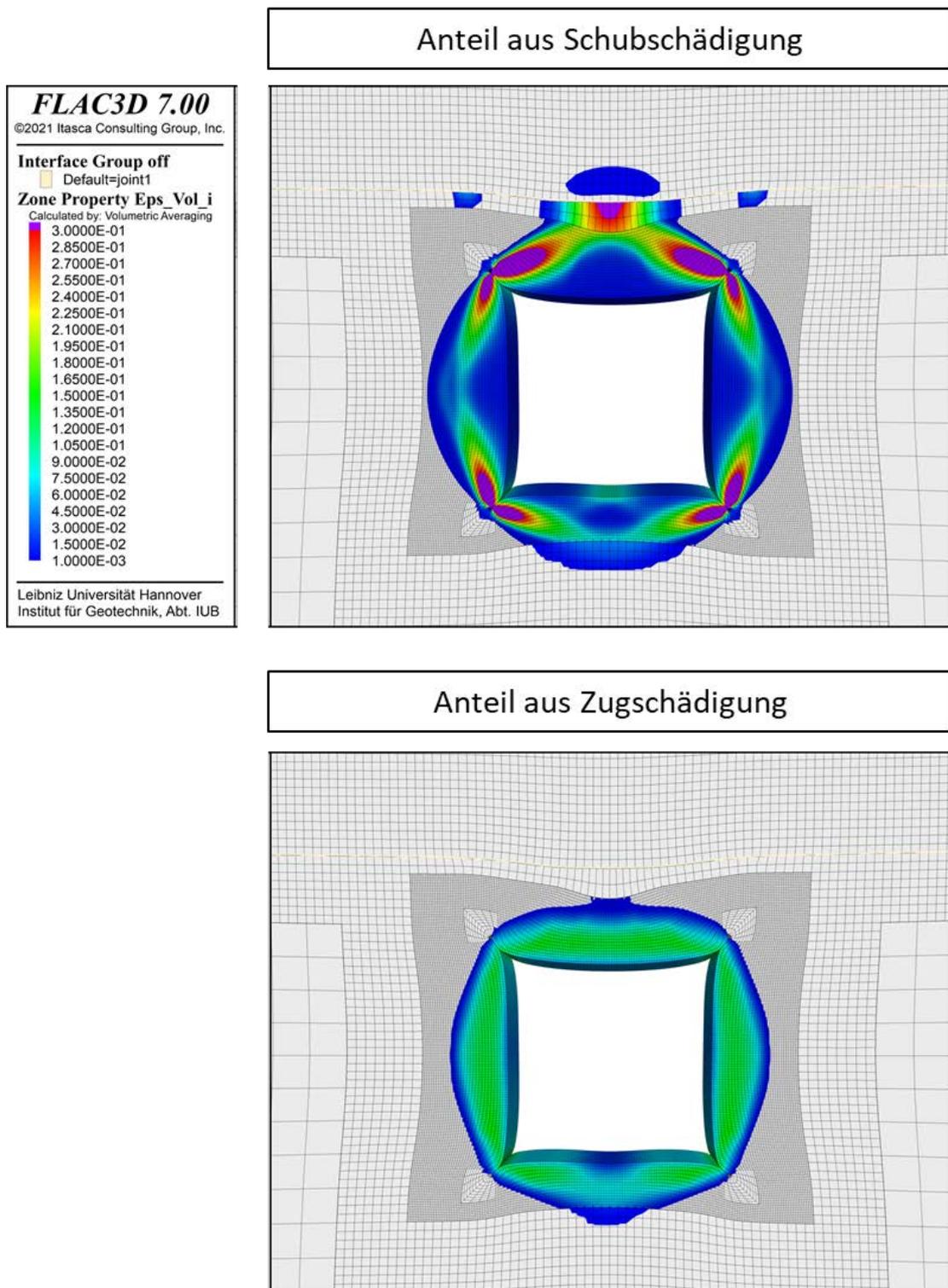


Bild 7.21: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD21 – Volumendehnungsanteile (schubspannungsinduziert und zugspannungsinduziert) im Konturplot, $t = 30$ a.

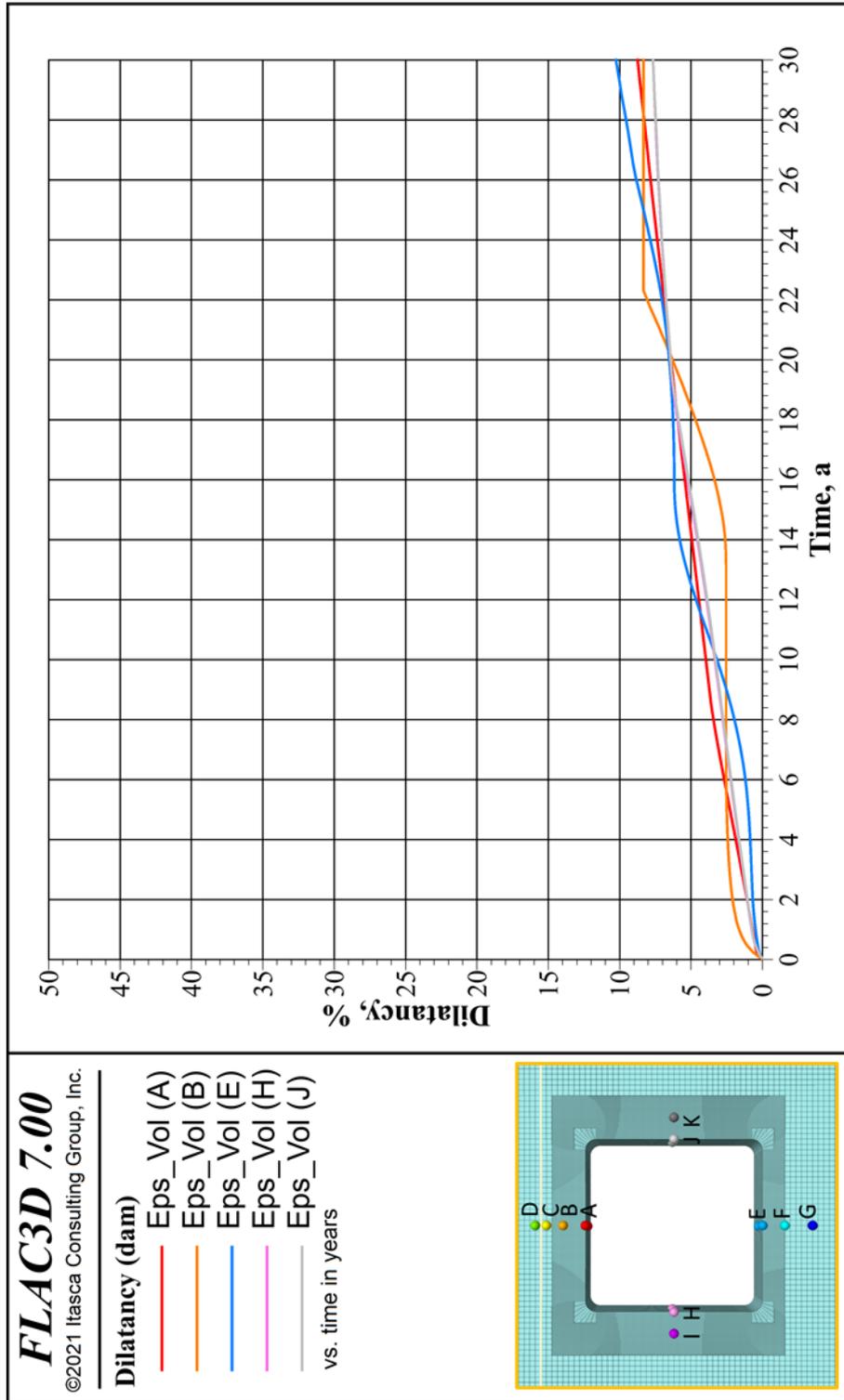


Bild 7.22: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD21 – Volumendehnung über die Zeit in den Auswertpunkten A, B, E, H und J.

In Bild 7.23 sind die Verschiebungen im Konturplot dargestellt. An und um die Strecke kommt es zu Verschiebungen von etwa 0,7 – 1,5 m. Begünstigt durch das erhöhte Auftreten von Schädigungen und damit verbundenen zusätzlichen Kriechprozessen im Dachbereich der Strecke sowie unterhalb der Tonschicht, treten die größten Verschiebungen mit einem Maximalwert von 1,57 m im Firstbereich der Strecke auf. Die Verformungen werden mit Abstand zur Strecke kleiner und im Bereich der Tonschicht erreichen die Verschiebungen Werte von etwa 0,8 – 0,9 m.

Der zeitliche Verlauf der Verschiebungen in den Auswertzonen A-F ist in Bild 7.23 dargestellt. Nach 30 Jahren Simulation treten in den ausgewerteten Zonen Verschiebungen von etwa 0,36 – 1,57 m auf. Zu erkennen ist weiterhin, dass die Verschiebungskurven in den Zonen mit erhöhten Verschiebungen nach etwa 22 Jahren abflachen. Dies ist damit begründet, dass mit fortlaufender Konvergenz die Firste, die Stirnseiten und der Boden aneinander aufdrücken und durch die „Stützwirkung“ weitere Verformung gehemmt werden.

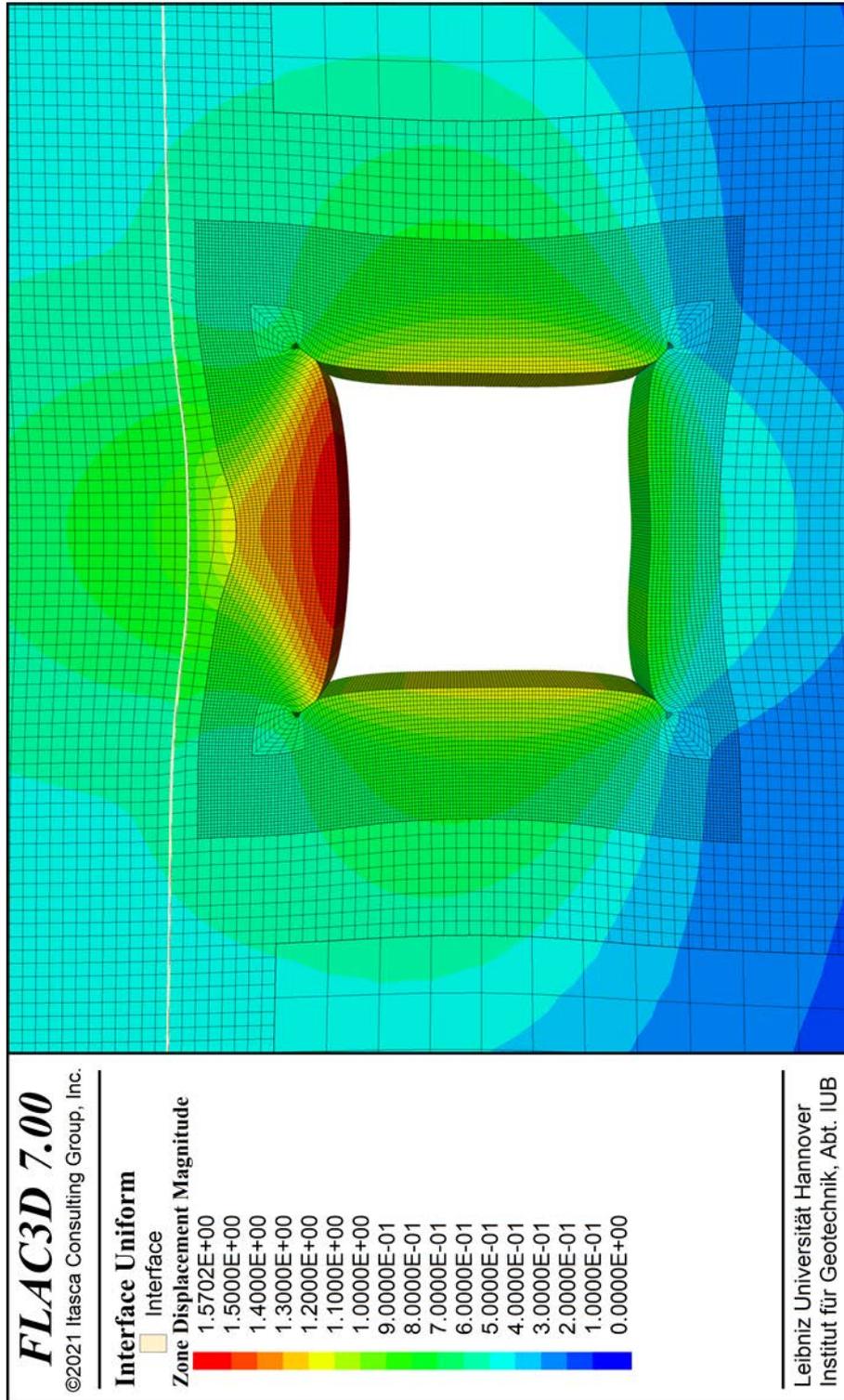


Bild 7.23: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD21 – Verschiebungen im Konturplot, $t = 30$ a.

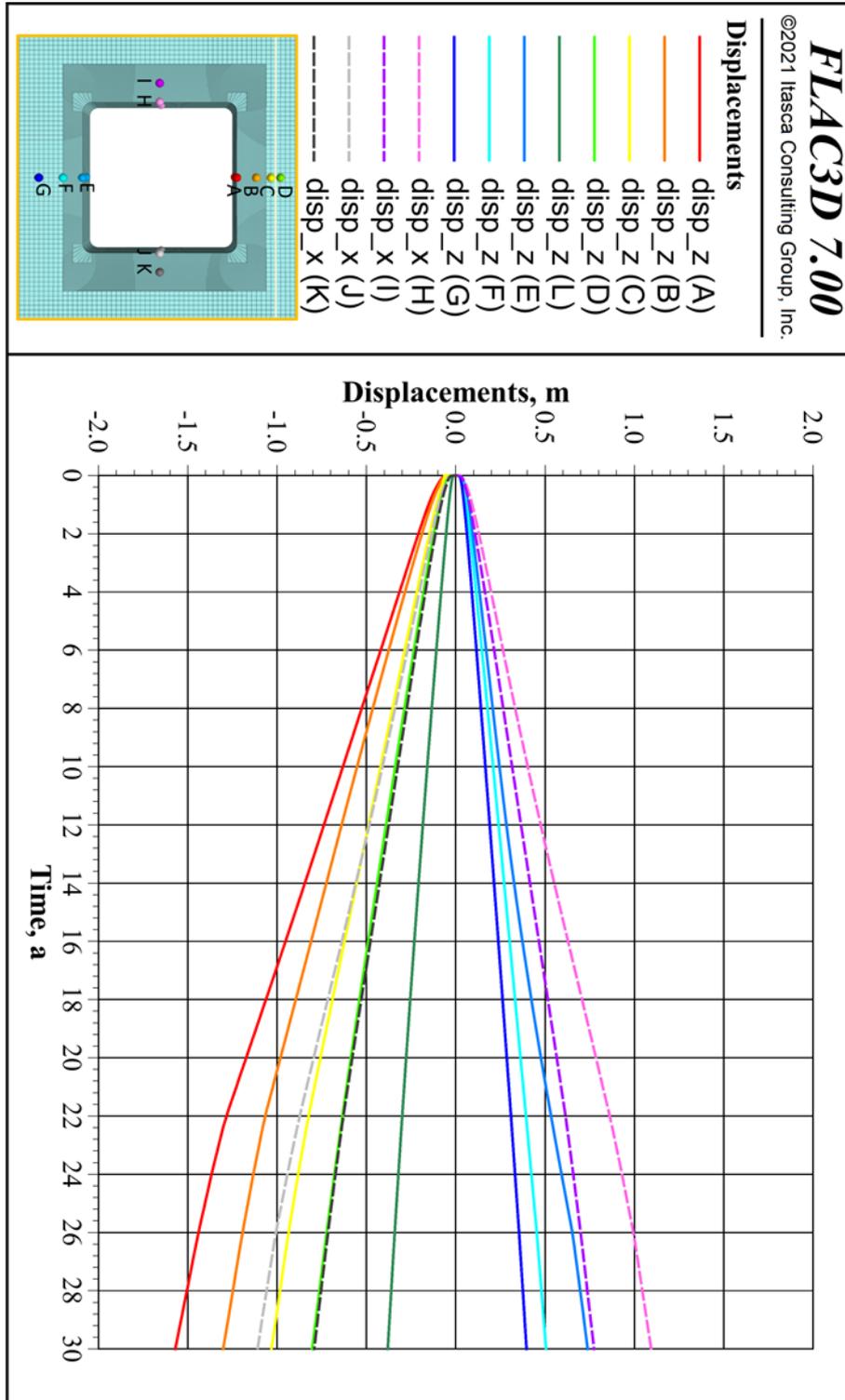


Bild 7.24: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD21 – Verschiebungen über die Zeit in den Auswertpunkten A bis K.

7.4.3 Simulation VD22

In einer weiteren Simulation VD22 wird plastisches Versagen bei Zugbruch (Absatz 2.8) mit einer Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung nach Absatz 2.9.4 und die Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung nach Absatz 2.13 und somit der aktuellste Stand des Stoffmodells Lubby-CF berücksichtigt. Das Materialverhalten von Steinsalz wird mit den salztypspezifischen Kennwerten für WIPP salt nach Abschnitt 3.3.3 beschrieben. Die Modellannahmen und die Materialwerte für die Tonschicht sind in Tabelle 7.2 gegeben.

Betrachtet wird zunächst wieder das Dilatanzverhalten im Konturplot. Dargestellt ist in Bild 7.25 die Dilatanzentwicklung nach 30 Jahren Simulation. Wie auch in Simulation VD21 ist eine erhöhte Dilatanzentwicklung im konturnahen Salzgestein zu erkennen. In Simulation VD22 treten jedoch im Gegensatz zu der Simulation VD21 weitaus höhere Schädigungen sowie Verformungen im Dachbereich der Strecke auf. Hervorgerufen wird diese starke Dilatanzentwicklung im Dachbereich durch die zusätzliche Berücksichtigung von Zugversagen. Die Aufteilung der Dilatanz in die Volumendehnungsanteile aus Schubschädigung, aus Zugschädigung sowie aus plastischem Zugversagen ist in Bild 7.26 dargestellt. Im Vergleich zu der Simulation VD21 erkennt man, dass infolge von plastischem Zugversagen aufgetretenen Schädigungsprozesse auch zu einer erhöhten Dilatanzentwicklung infolge von schub- und zugspannungsinduzierter Kriechschädigung führen.

Die Berücksichtigung von Zugversagen führt insbesondere im Firstbereich der Strecke zu einer weitaus stärkeren Dilatanzentwicklung als bei Vernachlässigung von Versagenszuständen oberhalb der Zugfestigkeit. Bild 7.27 zeigt die Dilatanzentwicklung über die Zeit für die Auswertzonen A, B, E, H und J. Die Kurve A zeigt die Volumendehnung an der Firste. Zu erkennen ist, dass die Dilatanz an dieser Stelle nach etwa 19 Jahren anfängt stark zu steigen. Dies ist etwa der Zeitpunkt, bei dem Versagenszustände infolge von Überschreitung der Zugfestigkeit auftreten. Nach 30 Jahren erreicht die Dilatanz am Auswertpunkt A einen Wert von etwa 59 %, wobei in den anderen ausgewerteten Zonen B, E, H und J nach 30 Jahren mit Werten von etwa 7 – 11 % ähnliche Dilatanzwerte auftreten wie in Simulation VD21.

Bild 7.28 zeigt die Schädigungsentwicklung im Konturplot und Bild 7.29 die Entwicklung der Schädigung über die Zeit für die Auswertpunkte A, B, E, H und J. Betrachtet man den zeitlichen Verlauf der Schädigungsentwicklung lässt sich der Zeitpunkt, bei dem Zugversagen in der Auswertzone A eintritt, feststellen. Nach etwa 19,3 Jahren steigt die Schädigungsvariable ω in dieser Zone instantan auf seinen Maximalwert von 0,15. Dieser instantane Anstieg der Schädigung

gibt den Zeitpunkt des Eintritts von Zugversagen in diesem Gebirgsabschnitt wieder. In Konturplot (Bild 7.28) ist zu erkennen, dass nahezu der gesamte Firstbereich die maximale Schädigung erreicht hat. Die Auflockerungszone reicht hierbei bis zu 2 m in das Gebirge hinein und erreicht im oberen Dachbereich der Strecke die Tonschicht. Ohne weitere Maßnahmen (wie z.B. Sicherung durch Anker, in der Simulation nicht berücksichtigt) ist das Herunterfallen von abgeplatzten Gesteinsbrocken von der Decke, welche sich bis zum Tonlöser erstrecken, zu erwarten.

Das Verhalten an der Tonschicht, welche durch ein Interface berücksichtigt wird, ist in Bild 7.30 ausgewertet. Dargestellt sind Versagenszustände infolge von Zug- (oben) und infolge von Schubbeanspruchungen (Mitte) sowie die Normalspannungen im Interface (unten) nach 30 Jahren Simulation. In Grün dargestellt sind intakte Flächen der Schnittstelle, die magentafarbenen Flächen zeigen die infolge von Zugbeanspruchung und die roten Flächen die infolge von Scherbeanspruchung „geöffneten“ Schnittstellen. Wie zu erkennen kommt es im mittleren Bereich der Schnittstelle, also über der Strecke, zu Aufspaltung der Tonschicht infolge von Versagenszuständen. Die Auswertung der Normalspannung zeigt, dass in den versagten Flächen keine Spannungen mehr aufgenommen bzw. übertragen werden können.

Beispiele mit Versagen des Steinsalzgebirges an Grenzen zu Schichten mit anderen Materialeigenschaften ist in-situ zu beobachten. Die berechnete Schädigungsentwicklung bestätigt somit mögliche Abplatzungen an derartigen Schichtgrenzen.

Das Verformungsverhalten des streckenumgebenden Gebirges ist in Bild 7.31 (Konturplot), Bild 7.32 und Bild 7.33 (Zeitdiagramme) dargestellt. Am Stoß und an der Bodenfläche der Strecke ergeben sich Verformungen von etwa 1,0 – 1,3 m. Am Streckendach kommt es infolge der erhöhten Dilatanzentwicklung in diesem Abschnitt zu weitaus größeren Verformungen. In der Spitze werden an der Firste Werte von etwa 4,84 m Verschiebungen berechnet. Die Auswertung der Verschiebung an dem Auswertpunkt A zeigt, dass nach Eintritt von Zugversagen nach etwa 19,3 Jahren und damit hergehender erhöhter Dilatanzentwicklung, die Verformung in diesem Gebirgsabschnitt ebenfalls beschleunigt steigt. Nach dem die Verschiebung am Auswertpunkt A nach 19,3 Jahren einen Wert von etwa 1,2 – 1,3 m erreicht, steigt sich nach Zugversagen rapide an und erreicht nach 30 Jahren einen Wert von 4,84 m.

In-situ-Beispiele mit ähnlichen Querschnitten in ähnlichen Teufen mit vergleichbaren Betriebszeiten, wie z.B. in Bild 7.25 und Bild 7.26 dargestellt, zeigen das Auftreten von Abschalungen an der Streckenkontur usw...

Dilatanzentwicklung Gesamt

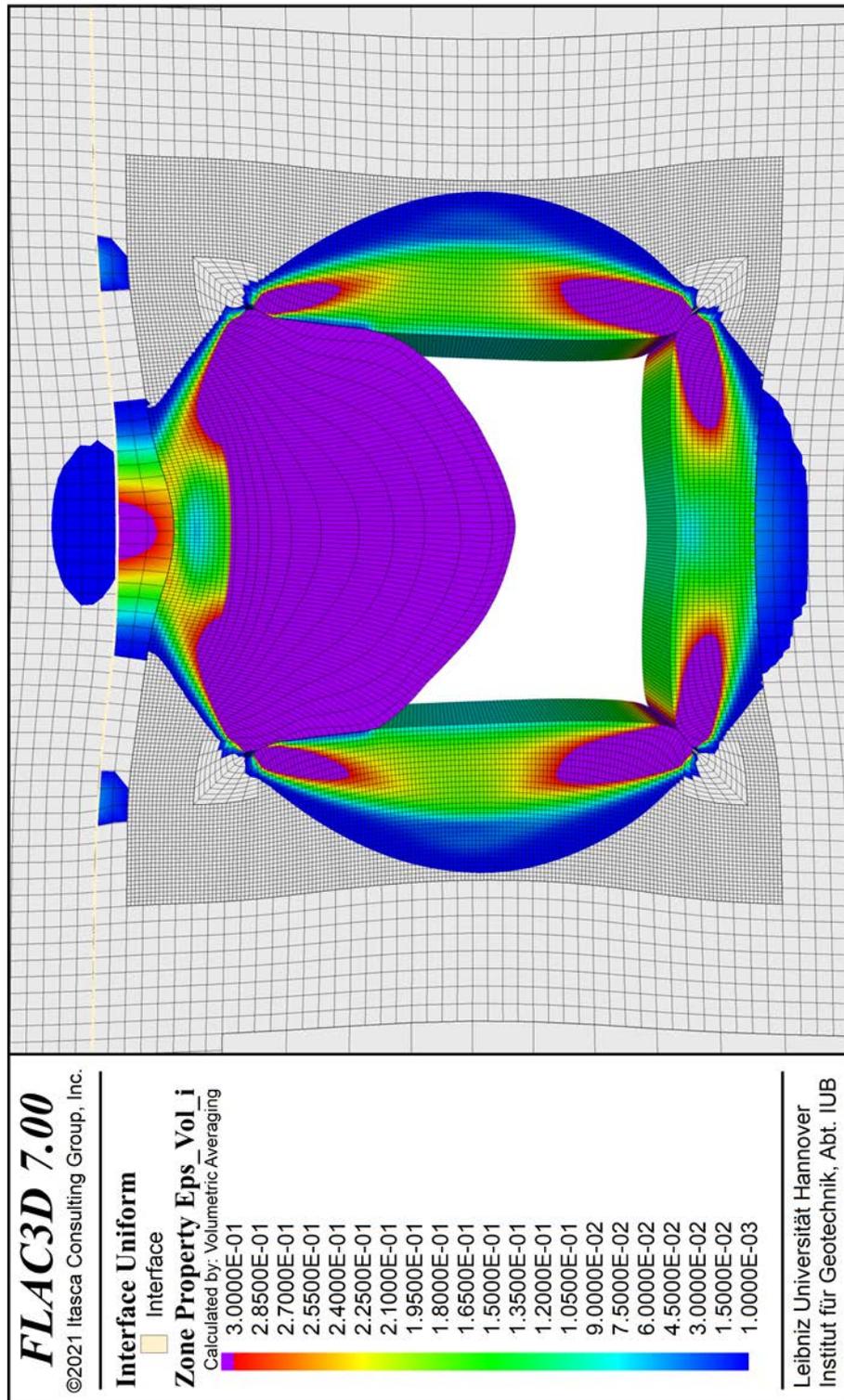
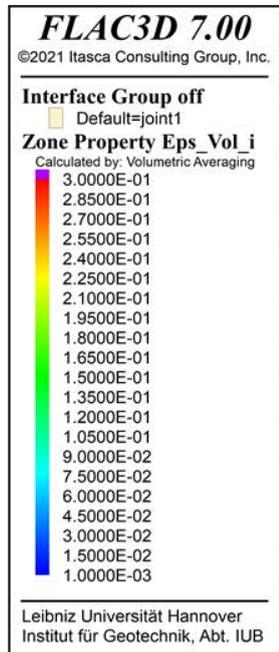
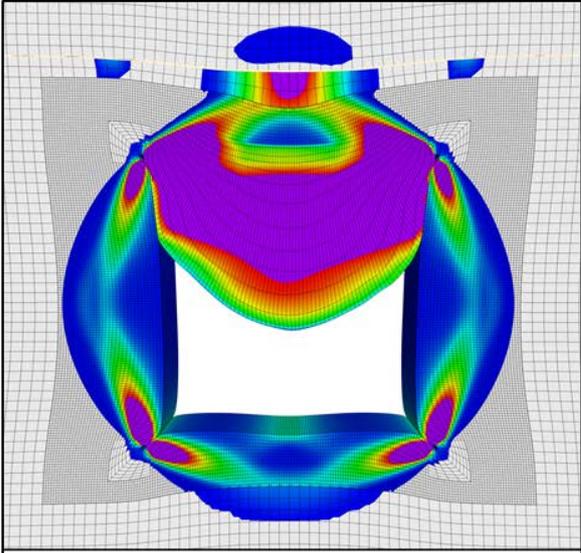


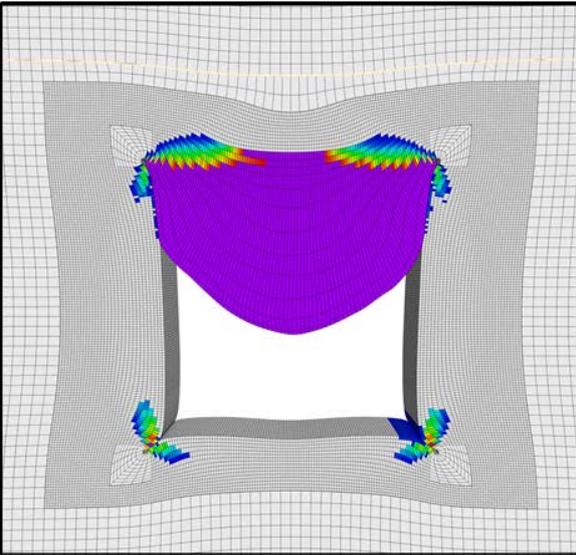
Bild 7.25: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Volumendehnung im Konturplot, $t = 30$ a.



Anteil aus Schubschädigung



Anteil aus plastischem Zugversagen



Anteil aus Zugschädigung

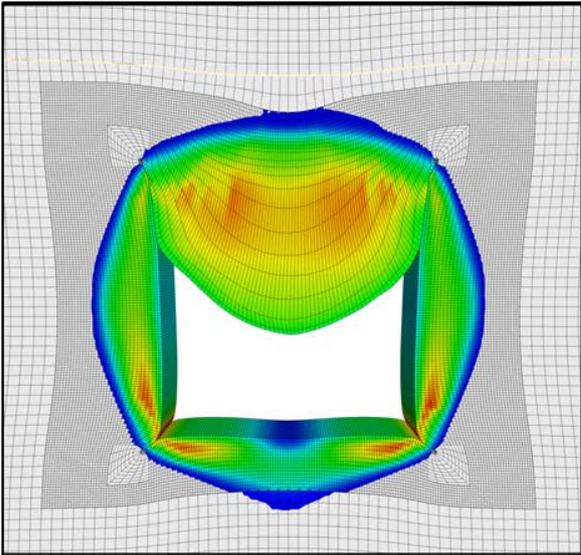


Bild 7.26: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Volumendehnungsanteile im Konturplot, $t = 30$ a.

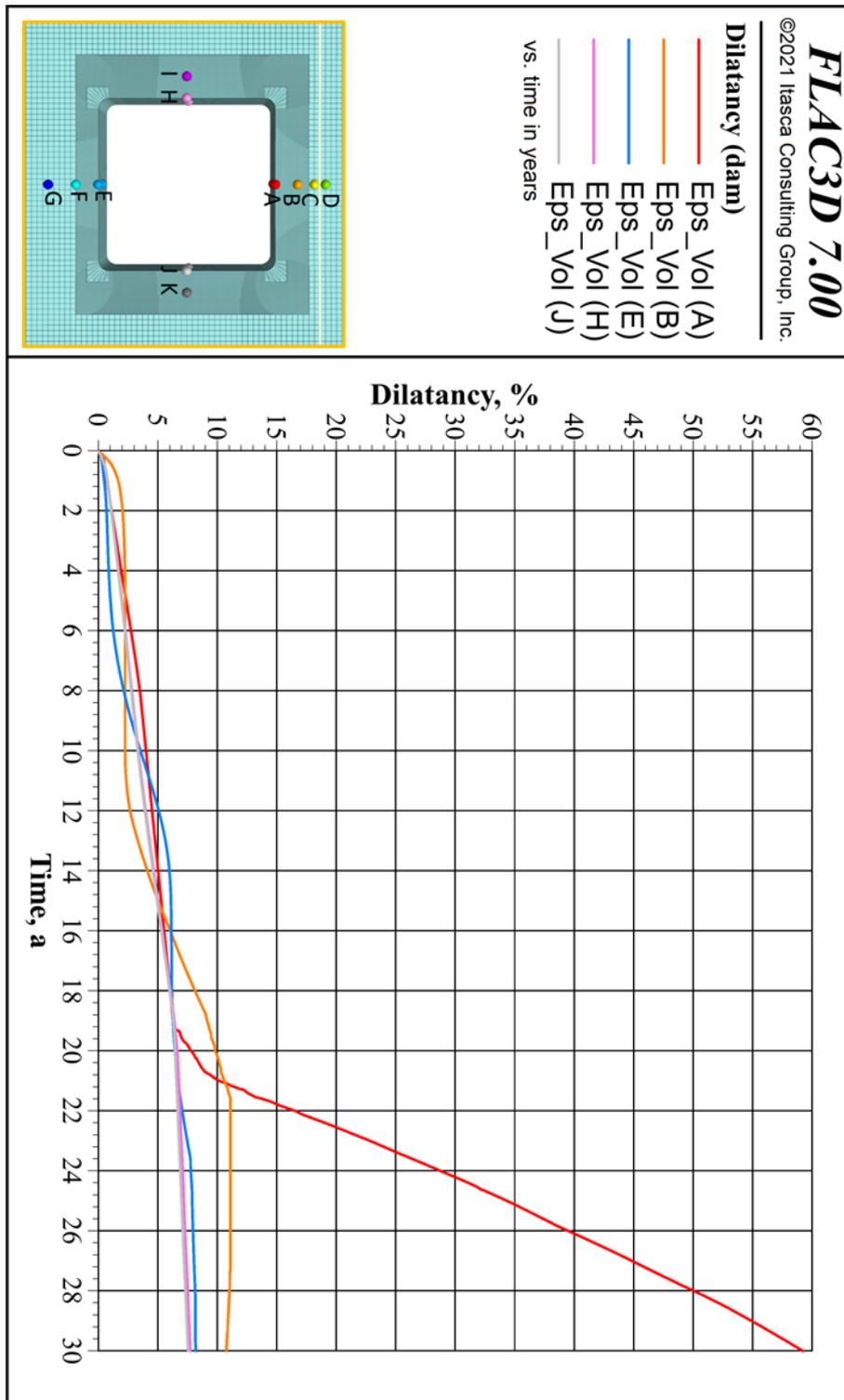


Bild 7.27: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Volumendehnung über die Zeit in den Auswertpunkten A, B, E, H und J.

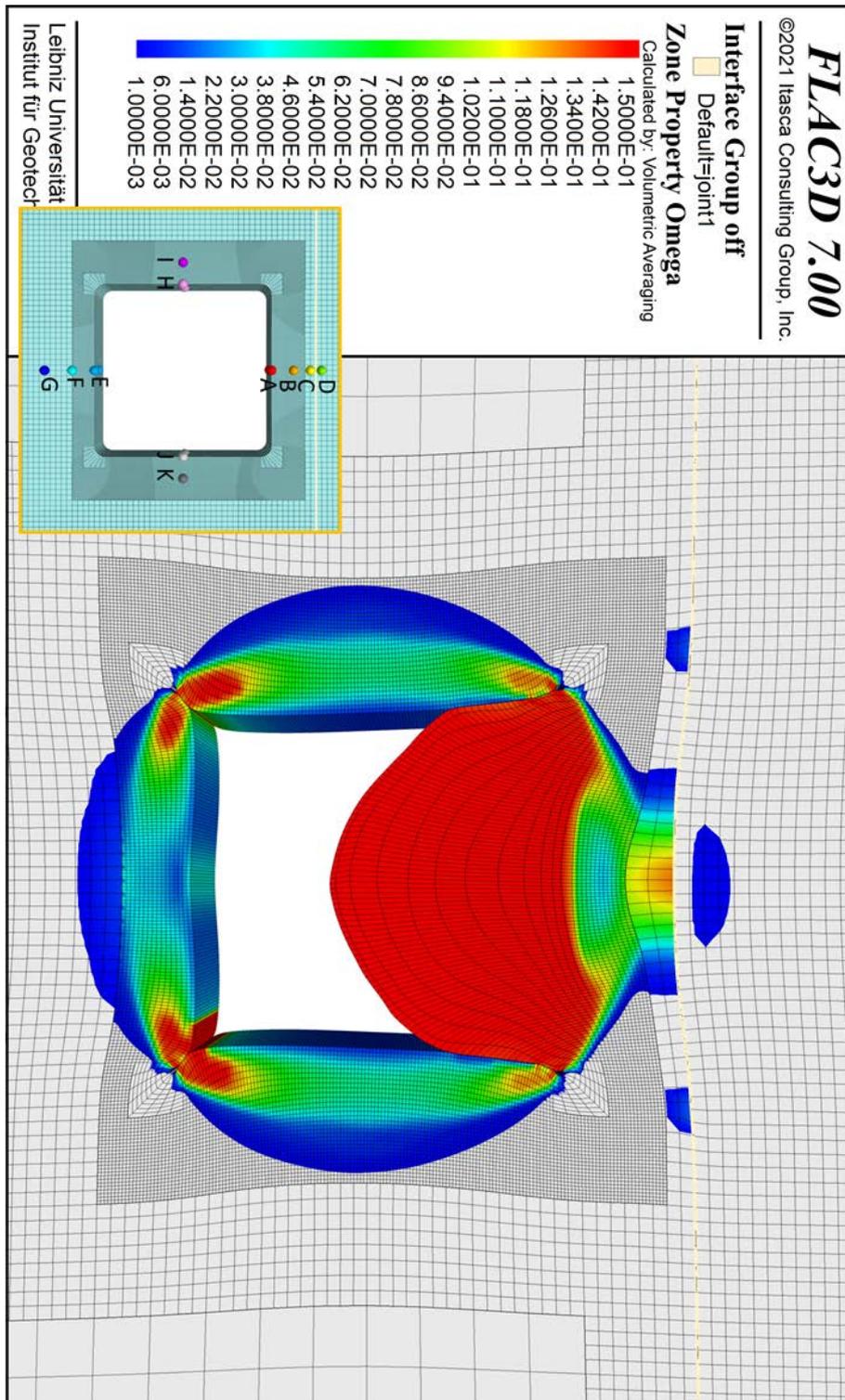


Bild 7.28: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Schädigungsvariable ω im Konturplot, $t = 30$ a.

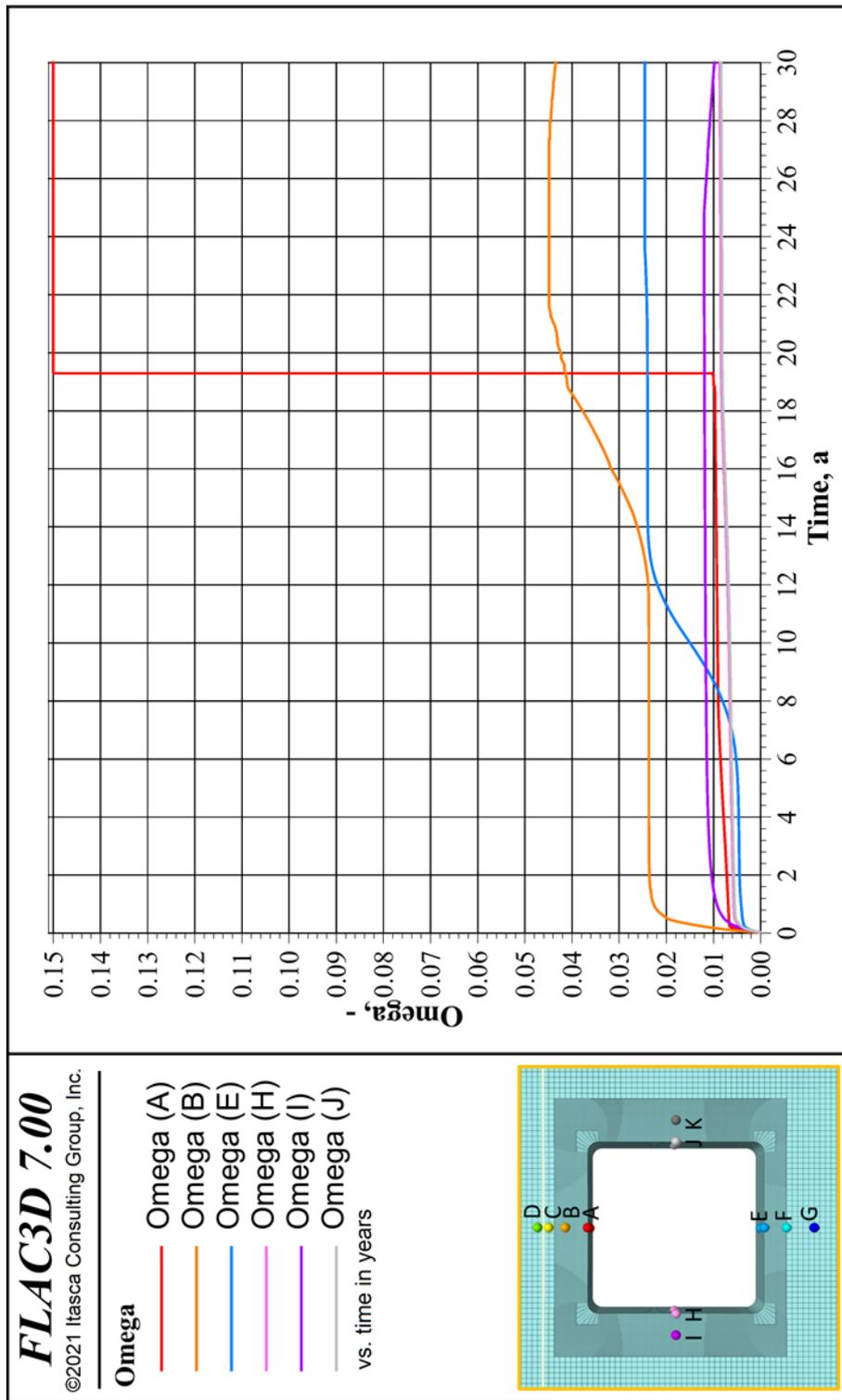


Bild 7.29: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Schädigungsvariable ω über die Zeit in den Auswertpunkten A, B, E, H und J.

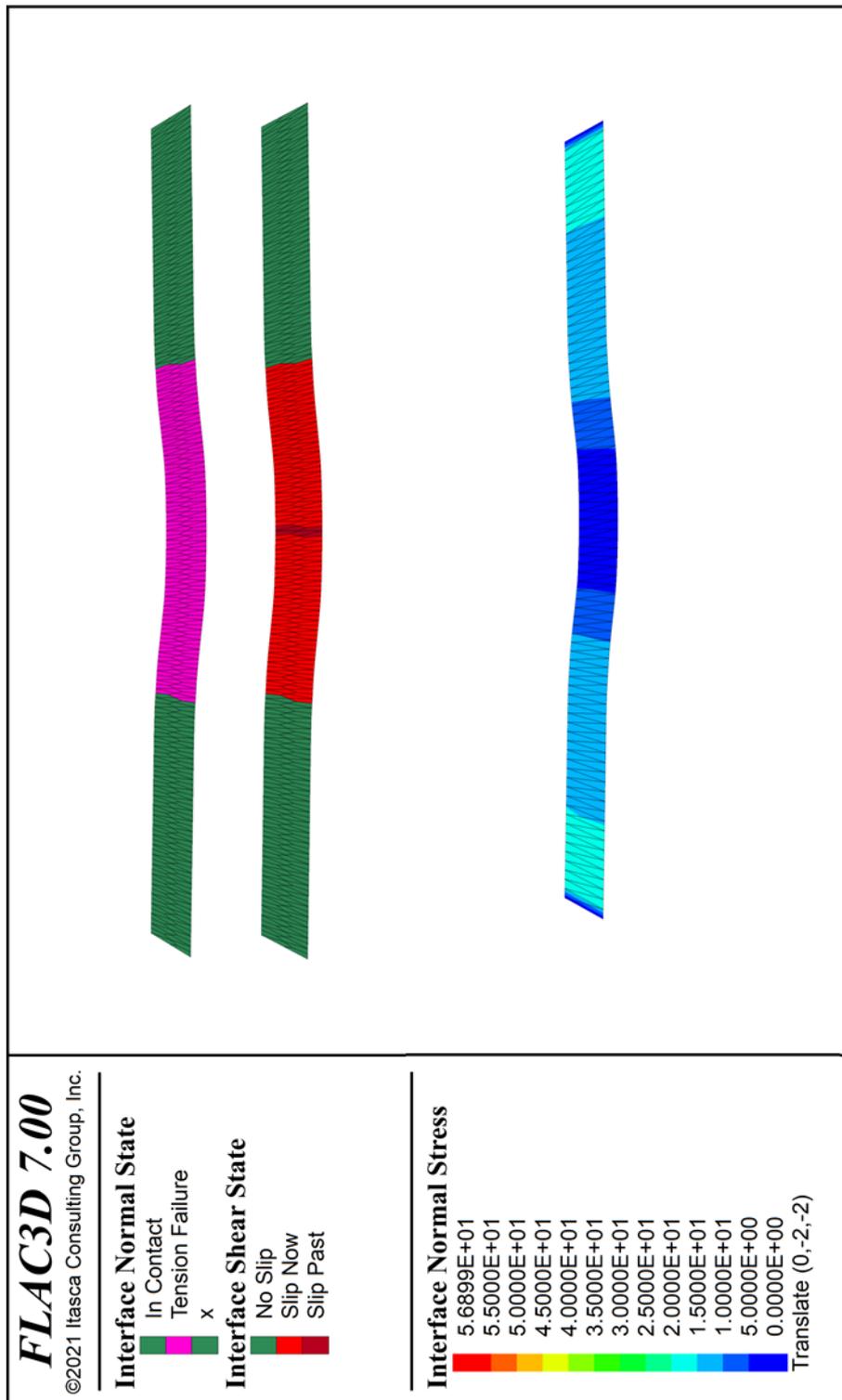


Bild 7.30: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Darstellung der Zug- und Scherversagenszustände sowie der Normalspannungen im Interface (Schnittstelle zwischen dünner Tonschicht und Salzstruktur), grün: intakte Schnittstelle, Magenta: Zugversagen, rot: Scherversagen, dunkelrot: Scherversagen in der Vergangenheit, $t = 30$ a.

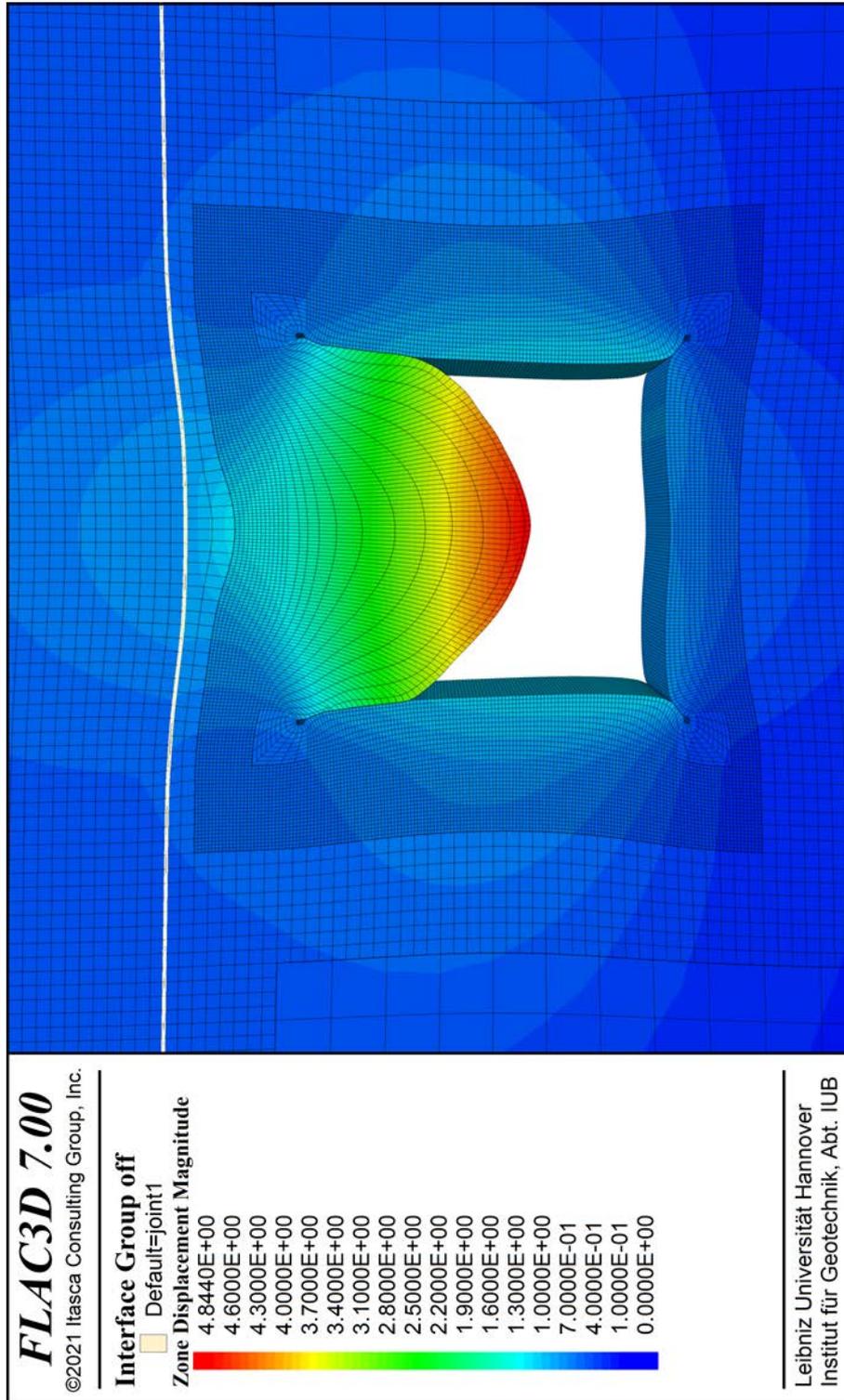


Bild 7.31: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Verschiebungen im Konturplot, $t = 30$ a.

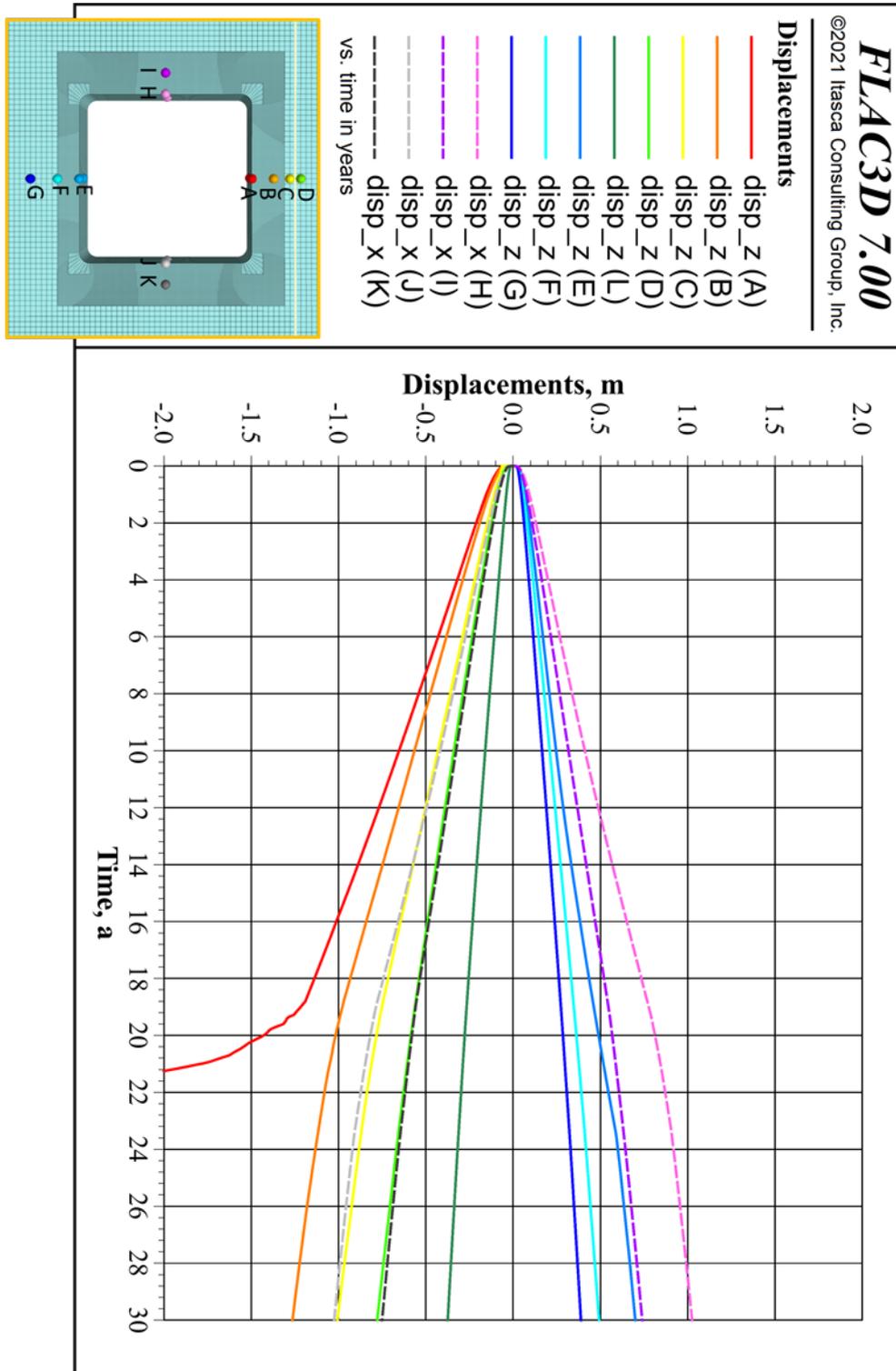


Bild 7.32: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Verschiebungen über die Zeit in den Auswertpunkten A bis K.

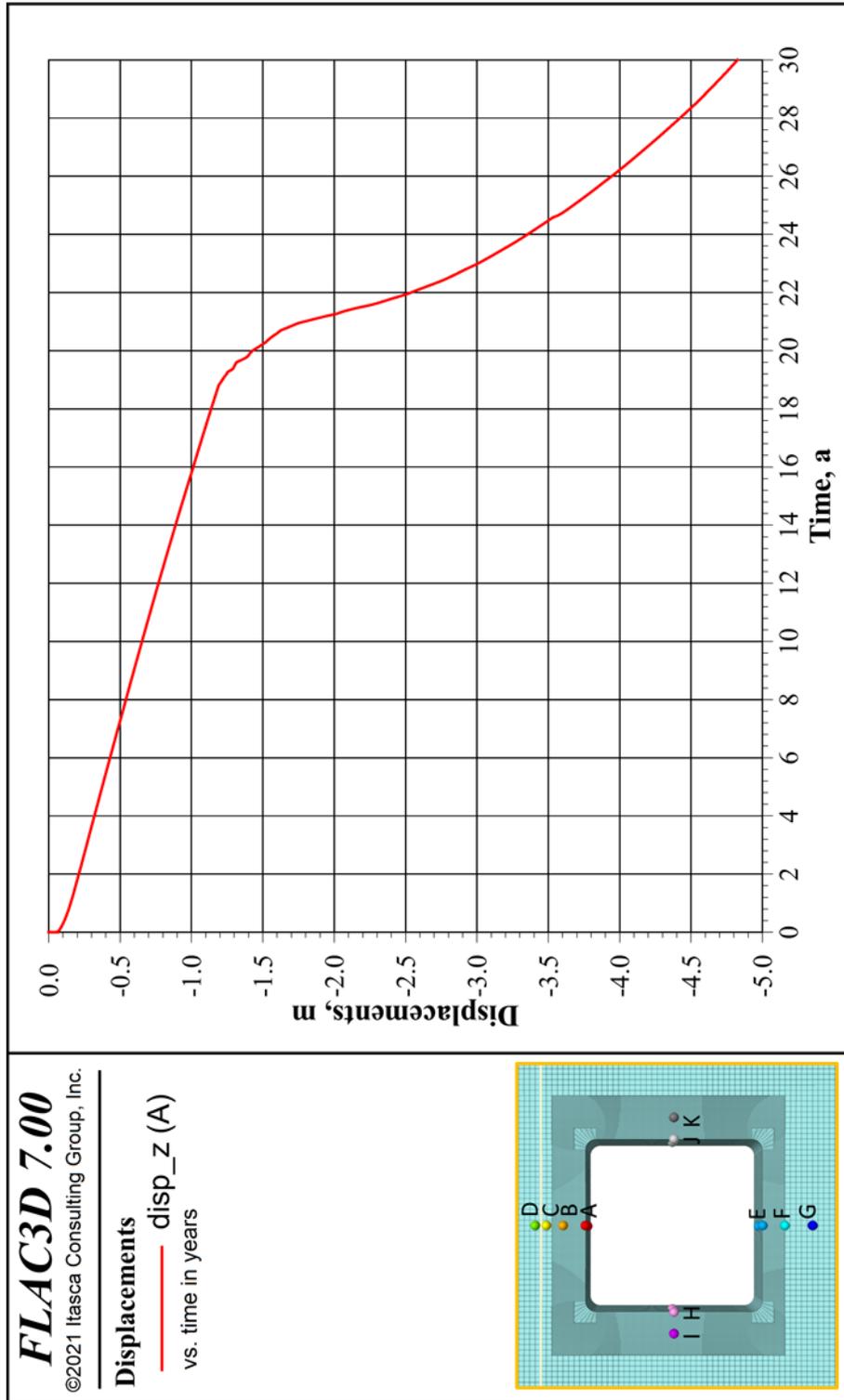


Bild 7.33: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Verschiebungen über die Zeit in den Auswertpunkten A.

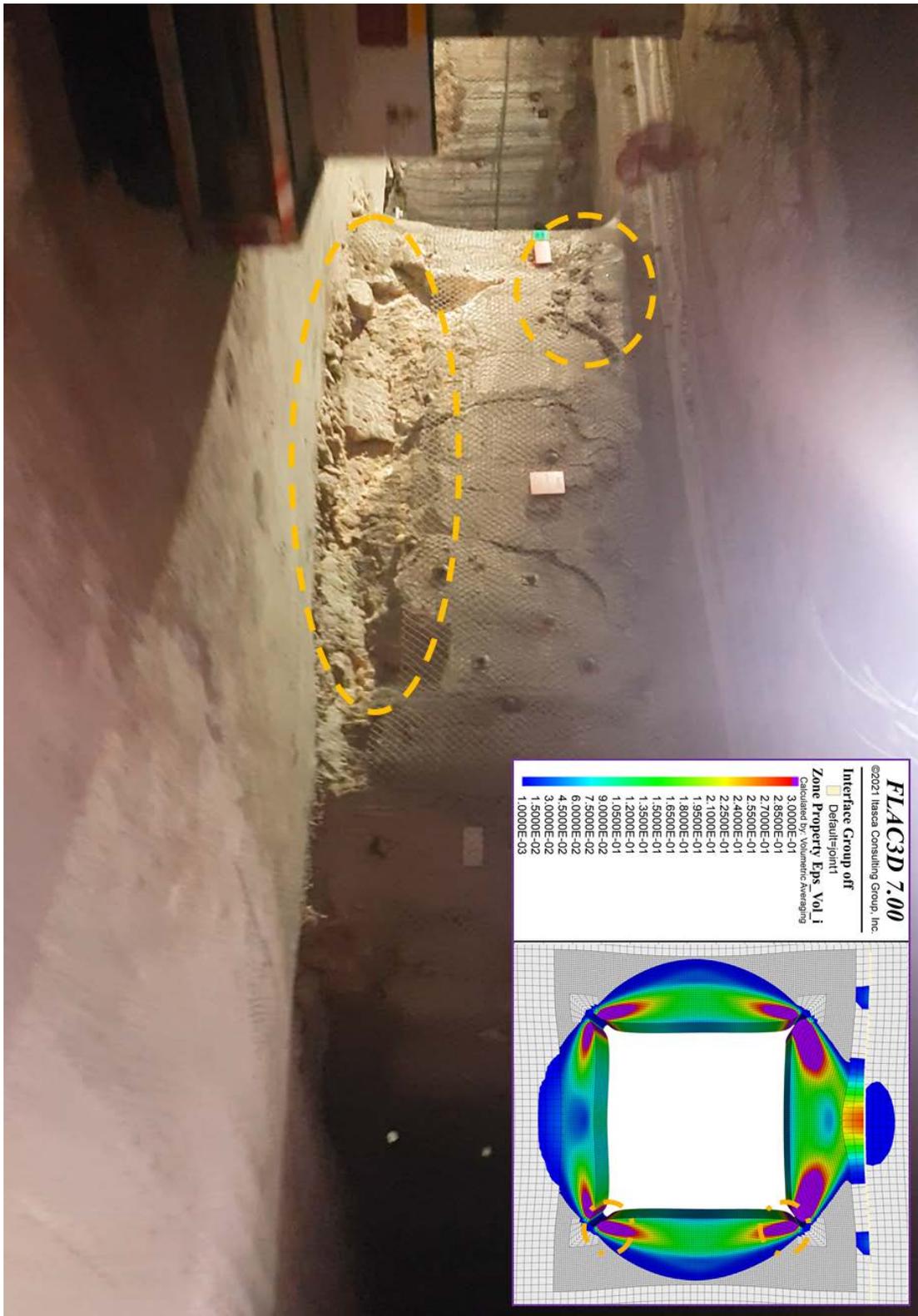


Bild 7.34: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Darstellung und Vergleich mit In-situ-Beispielen aus der WIPP, Beispiel I.

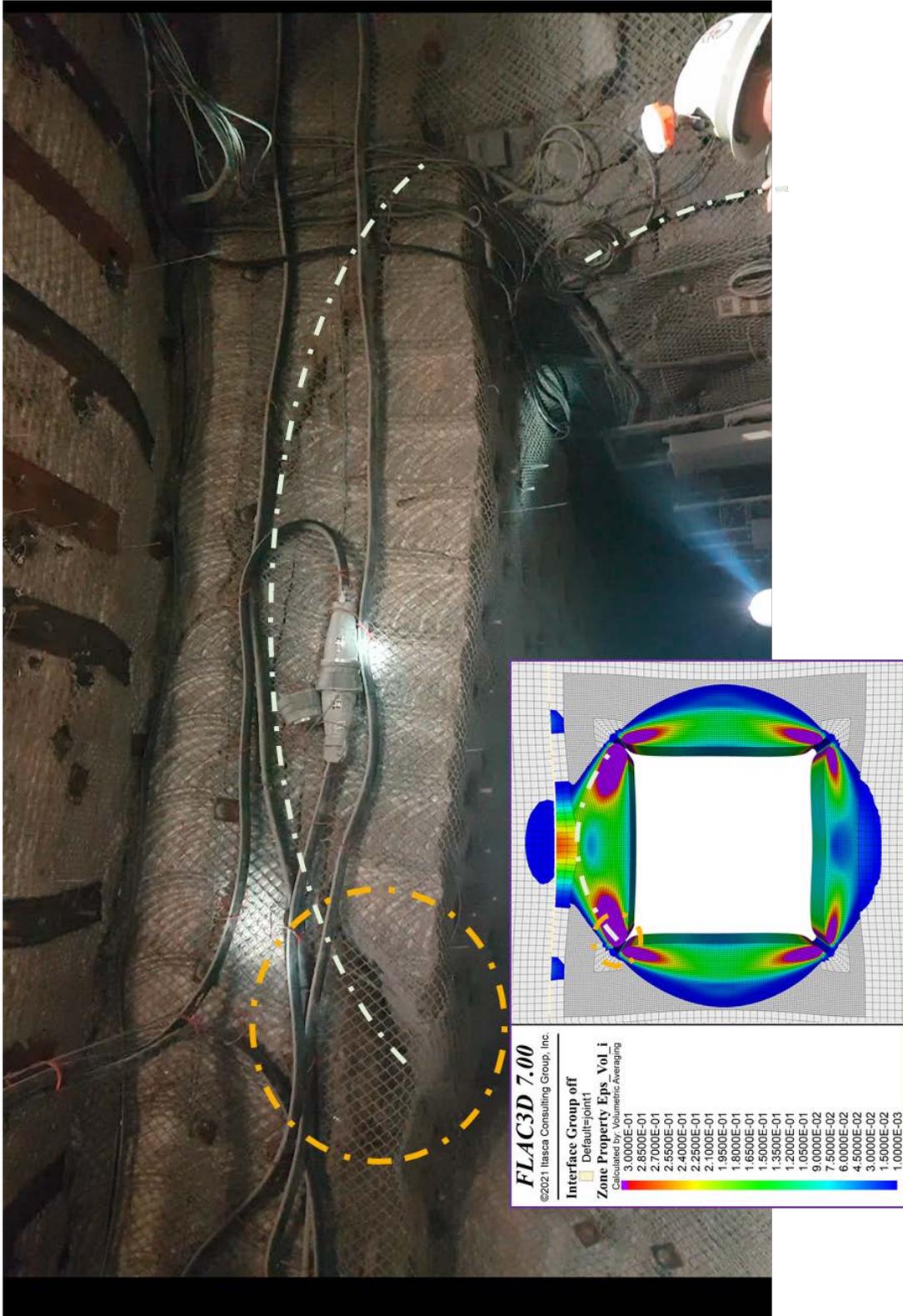


Bild 7.35: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Darstellung und Vergleich mit In-situ-Beispielen aus der WIPP, Beispiel II.

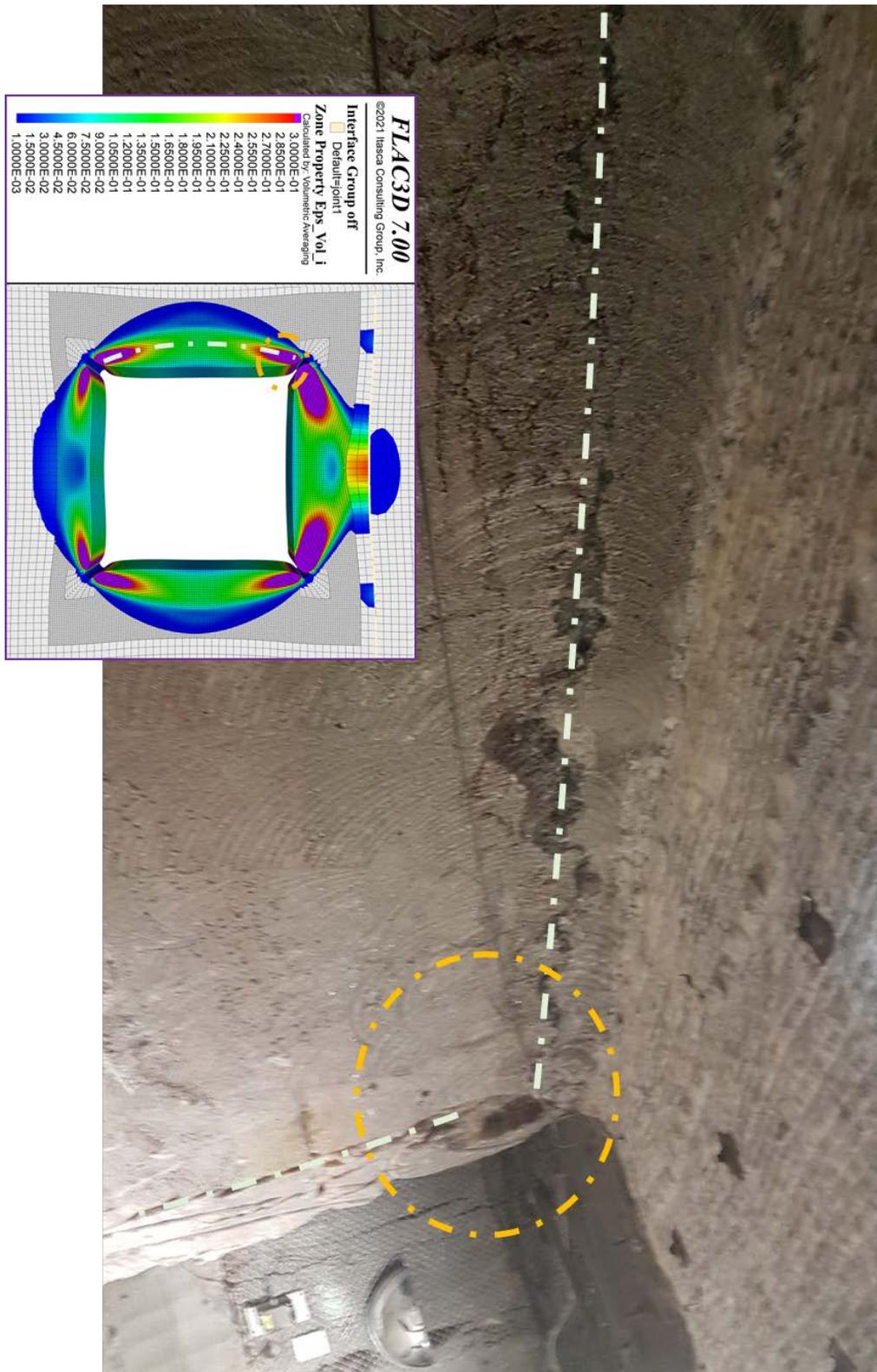


Bild 7.36: Virtueller Demonstrator II – Simulation VD22 – Darstellung und Vergleich mit In-situ-Beispielen aus der WIPP, Beispiel III:

8 Zusammenfassung

Modellberechnungen werden in allen Phasen eines Endlagers von der Dimensionierung eines Grubengebäudes bei der Planung und Errichtung über die Berechnung der Standsicherheit während des Betriebes bis zum Nachweis der langfristigen Integrität der geologischen Barriere gegenüber einem Schadstoffaustritt in die Biosphäre benötigt. Für diese Berechnungen sind zur Verbesserung der Prognosezuverlässigkeit qualitätsgesicherte Stoffmodelle und computergestützte Simulationsverfahren erforderlich. Zugleich hat die Vorgehensweise bei der numerischen Modellierung von untertägigen Strukturen im Steinsalz einen entscheidenden Einfluss auf die Genauigkeit und Aussagekraft der Berechnungsergebnisse zur Beschreibung und zum Verhalten eines Endlagersystems. Seit 2004 ist die LUH in Verbundprojekten beteiligt, in denen die Modellierung des thermo-mechanischen Verhaltens von Steinsalz detailliert überprüft und mit Ergebnissen der Projektpartner sowie von zahlreichen Laborversuchen und In-situ-Messungen verglichen wurde.

Ziel des Vorhabens war es, die in den vergangenen Vorhaben als wesentlich identifizierten Wissenslücken durch Dokumentation, Überprüfung, Vergleich und Weiterentwicklung von Verfahrensweisen bei der salztypspezifischen Parameterbestimmung und Vorgehensweisen bei der gebirgsmechanischen Modellierung von Untertagebauwerken im Steinsalz zu schließen und die Genauigkeit und Aussagekraft von Berechnungsergebnissen zur Beschreibung und insbesondere zum Langzeitverhalten eines untertägigen Endlagers im Steinsalz zu verbessern. Der Schwerpunkt des Verbundvorhabens liegt auf der Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz, hier fokussiert auf die flache Lagerung.

Das Teilprojekt C hat sich mit dem im Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen (IGtH-IUB) entwickelten Stoffmodell Lubby-CF an dem Verbundvorhaben beteiligt. Das Materialverhalten des Steinsalzes ist seit vielen Jahrzehnten national sowie international Gegenstand intensiver Forschung. Auf Grundlage der wissenschaftlichen Untersuchungen der letzten Jahre wurde Lubby-CF stetig weiterentwickelt und dem aktuellen Wissensstand angepasst. Lubby-CF ist in der Lage, das zeitabhängige Kriechverhalten von Steinsalz einschließlich des Schädigungs- und Verheilungskriechens, die Entwicklung von Dilatanz (Auflockerung) unter Berücksichtigung der Schädigungsrückbildung sowie Kriech- und Zugbruch zu beschreiben.

Basierend auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen im gesteinsmechanischen Labor wird das Stoffmodell Lubby-CF durch Nachberechnungen der Versuche und theoretische Überlegungen weiterentwickelt.

Die Kennwertbestimmung für Asse-Speisesalz sowie WIPP salt wird anhand der umfangreichen Laborversuche zu den einzelnen Salztypen durchgeführt. Es wird ein salztypspezifischer, einheitlicher Parametersätze ermittelt, mit denen die Ergebnisse aus den Laborversuchen trotz relativ großer Streuung in den Differenzspannungen, Versuchstemperaturen und Laufzeiten hinreichend genau nachsimuliert werden kann.

Zur Untersuchung der Auswirkung der Phänomene werden neben systematischen experimentellen Untersuchungen im gesteinsmechanischen Labor, exemplarische numerische Simulationsberechnungen mit Detailmodellen durchgeführt. Die Modellierung von In-situ-Strukturen gibt indirekte Hinweise auf das Materialverhalten von Steinsalz. Untersucht wird unter anderem ein Salzstockaufstieg, ein Würfel- sowie ein Prüfkörpermodell, ein indirekter Zugversuch, ein Biegebalken aus Steinsalz, ein In-situ-Erhitzerversuch, der Room D aus der WIPP Site sowie die virtuellen Demonstratoren VDI und VDII. Die Weiterentwicklung des Stoffmodells Lubby-CF erfolgt zudem auch anhand der Simulationsberechnungen von den oben genannten Modell- und In-situ-Beispielen. Außerdem erfolgt durch die Nachberechnung von Modellen eine Überprüfung der weiterentwickelten Modellierung.

Zu den Weiterentwicklungen im Stoffmodell gehören die Berücksichtigung des plastischen Versagens bei Zugbruch, einer Zugfestigkeit in Abhängigkeit vom Grad der Schädigung, der Veränderung im elastischen Materialverhalten infolge dilatanter Auflockerung sowie der Abhängigkeit der Verteilung von der mittleren Spannung σ_m .

Die Simulationsberechnungen eines generischen Salzdoms zeigen, dass mithilfe neu erlangter Erkenntnisse das Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen besser beschrieben werden kann und mit einer adäquaten Vorgehensweise bei der numerischen Modellierung Salzstockaufstiegsgeschwindigkeiten berechnet werden, welche im Rahmen der in der Literatur angegebenen Werten liegen. Die Simulationsergebnisse aus dem Würfel- bzw. Prüfkörpermodell zeigen, dass mit dem Lubby-CF Stoffmodell die richtungsabhängige Beschreibung der schädigungs- und verheilungsinduzierten Dehnungen und die daraus resultierenden Verformungen im Modell prinzipiell gut wiedergegeben werden können. Weiterhin zeigt der Vergleich mit einem Beispiel aus der Praxis, dass der tonnenförmige Bruchzustand eines Prüfkörpers sehr gut abgebildet und die berechnete Dilatanzentwicklung das Dilatanzverhalten eines Probekörpers wiedergegeben wird. Die Berechnungen zum Brazilian-Test zeigen, dass durch die Simulation von plastischen Zugversagen die Spannungsentwicklung in und um geschädigte Zonen besser berücksichtigt und das Festigkeitsversagen infolge Zugbeanspruchung und die Auswirkungen auf das mechanische Spannungsnahfeld im Salzgestein bei angemessener Anwendung mit Lubby-CF realitätsnah wiedergegeben werden kann. Weiterhin zeigen

die Simulationsergebnisse, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF auch ein vier-Punkt-Biegezugversuch mit plausiblen Zugrissen simuliert und das Verhalten eines Biegebalkens aus dem Werkstoff Steinsalz gut wiedergegeben werden kann. Die Auswertung der Ergebnisse aus der Simulation zum Erhitzerversuch zeigen, dass unter anderem thermisch induzierte Schädigungsprozesse und deren Einfluss auf das Kriechverhalten von Salzgestein unter Berücksichtigung von Zugversagen sowie des infolge Schädigung veränderten elastischen Materialverhaltens, wie in der aktuellsten Version im Stoffmodell Lubby-CF berücksichtigt, präziser beschrieben werden kann. Die Ergebnisse aus den Simulationen zum virtuellen Demonstrator I zeigen, dass mit dem Stoffmodell Lubby-CF das gebirgsmechanische Verhalten einer offenen Strecke im Steinsalzgebirge sowie ein Aufkriechen des Salzgebirges auf ein Abdichtungsbauwerk (Plug) mit Schädigungsrückbildung in der Auflockerungszone sehr gut wiedergegeben werden kann.

Beispiele mit Versagen des Steinsalzgebirges an Grenzen zu Schichten mit anderen Materialeigenschaften ist in-situ zu beobachten. Die Ergebnisse aus den Simulationen zum virtuellen Demonstrator II zeigen, dass Abplatzungen an derartigen Schichtgrenzen sowie an Streckenkonturen mit der weiterentwickelten gebirgsmechanischen Modellierung numerisch abgebildet werden können. Weiterhin zeigen die Berechnungen, dass unter Berücksichtigung von Materialversagen bei Überschreitung der Zugfestigkeit von Steinsalz, es zu einer weitaus größeren Dilatanzentwicklung und somit auch zu weitaus größeren Verformungen kommt, als ohne Berücksichtigung von Zugversagen.

Die Modellberechnungen haben gezeigt, dass mit Hilfe des Stoffmodells Lubby-CF komplexe Phänomene im thermo-mechanischen Verhalten von Steinsalz unter verschiedenen Einflussgrößen simuliert werden können. Weiterhin zeigen die Modellberechnungen, dass mit der weiterentwickelten Stoffmodellversion von Lubby-CF zufriedenstellende Nachberechnungen von In-situ-Versuchen durchgeführt sowie quantitativ plausible und genauere Ergebnisse zum Materialverhalten eines untertagebauwerksumliegenden Salzgebirges erhalten werden kann.

Bei der Modellierung von Trenn- bzw. Wechselschichten ist eine weiterführende Arbeit erforderlich.

Die für die Simulationsberechnungen herangezogene Programm FLAC3D hat seine Eignung zur Simulation von gebirgsmechanischen Problemstellungen erneut unter Beweis gestellt. Während der Projektlaufzeit erfolgte ein Umstieg auf eine neue Programmversion. Das Stoffmodell wurde in die Programmversion 7.00 implementiert und ausgetestet.

Literaturverzeichnis

- /1/ Ashby, M.F., 1983. Mechanisms of Deformation and Fracture. *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 23, S. 117-177.
- /2/ Ashby, M.F.; Embury, J.D.; Cooksley, S.H.; Teirlinck, D., 1985. Fracture Maps with Pressure as a Variable. *Scripta Metallurgica*, Vol.19, S. 385-390.
- /3/ BGR, 2016. Beratung der Endlagerkommission. Beratung der Kommission „Lagerung hoch radioaktiver Abfälle“ gemäß § 3 Standortauswahlgesetz. Antworten der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe zum Pflichtenheft „Literaturstudie Wärmeentwicklung-Gesteinsverträglichkeit“. Gz. B3/B50100-10/2014-0003/009, Hannover.
- /4/ Berest, P., Djizanne, H., Brouard, B., Hevin, G. 2012. Rapid Depressurizations: Can they lead to irreversible damage? SMRI Spring 2012 Technical Conference, Regina, Canada.
- /5/ Chan, K.S.; Munson, D.E.; Bodner, S.R.; Fossum, A.F., 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.
- /6/ Chan, K.S.; Bodner, S.R., 1996. Inelastic Flow Behavior of Argillaceous Salt. *International Journal of Damage Mechanics*, Vol. 5, S. 292-314.
- /7/ Chan, K.S.; Munson, D.E.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R., 1997. A damage mechanics treatment of creep failure in rock salt. *International Journal of Damage Mechanics*. Vol. 6, S. 121-152.
- /8/ Chan, K.S.; Munson, D.E.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R., 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.
- /9/ Chan, K.S.; Munson, D.E.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R., 1998b. Recovery and Healing of Damage in WIPP Salt, *Int. J. Damage Mech.*, Vol. 7, S. 143-166.
- /10/ DeVries, K.L.; Nieland, J.D.; Ratigan, J., 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.
- /11/ GeoDZ.com. Das Lexikon der Erde. Halokinese. <http://www.geodz.com/deu/d/Halokinese>. 2020.

-
- /12/ Günther, R.-M., 2009. Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz: Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens. Dissertation an der TU Bergakademie Freiberg.
- /13/ Hauck, R., 2001. Tragverhalten tiefliegender Salzkavernen bei atmosphärischem Innendruck, Universität Hannover.
- /14/ Hampel, A.; Schulze, O.; Heemann, U.; Zetschke, F.; Günther, R.M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Hou, Z.; Wolters, R.; Düsterloh, U.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Pudewills, A., 2007: BMBF-Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen. Synthesebericht. Projektlaufzeit: 01.04.2004 - 30.11.2006. FZK 02C1004 bis 02C1054.
- /15/ Hampel, A.; Günther, R.M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Pudewills, A.; Leuger, B.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Herchen, K.; Wolters, R.; Düsterloh, 2010: BMBF-Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz : Synthesebericht ; Projektlaufzeit: 01.08.2007 - 31.07.2010. FKZ 02C1577 bis 02C1617.
- /16/ Hampel, A.; Herchen, K.; Lux, K.-H., Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Pudewills, A.; Yıldırım, S.; Rokahr, R.; Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J., 2016: BMWi-Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Synthesebericht. Projektlaufzeit: 01.10.2010 – 30.09.2016. FKZ 02E10810 bis 02E10860.
- /17/ Hampel, A., 2016: Verbundprojekt Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Einzelbericht zum Teilvorhaben 1, BMWi – Verbundprojekt (TV 1: Hampel) FKZ 02E10810.
- /18/ Heusermann, S., 1982. Kritische Gegenüberstellung und Bewertung von Stoffgesetzen zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Steinsalz auf der Grundlage von Laboruntersuchungen und in-situ-Messungen. Universität Hannover, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Hannover.
- /19/ Heusermann, S.; Lux, K.-H.; Rokahr, R.B., 1983. 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.
- /20/ Hou, Z., 1997. Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedepositen im Salzgebirge. Dissertation TU Clausthal, Papierflieger.
-

- /21/ Hunsche, U.; Schulze, O., 1994. Das Kriechverhalten von Steinsalz. In: Kali- und Steinsalz, Band 11, Heft 8/9.
- /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/ Köthe, A., Hoffmann, N., Krull, P., Zirngast, M., Zwirner, R.: Projekt Gorleben, Standortbeschreibung Gorleben. Teil 2: Die Geologie des Deck- und Nebengebirges des Salzstocks Gorleben. Geologisches Jahrbuch, Vol. C 72, 201 Seiten, ISBN 978-3-510-95963-1, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2007.
- /25/ 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.
- /26/ Leuger, B.; Staudtmeister, K.; Yildirim, S.; 2010. Modeling of creep mechanisms and damage of rock salt. Proceedings of the 7th European conference on numerical methods in geotechnical engineering, NUMGE 2010. T. Benz, St. Nordal London, UK, 89-94, June 2-4, 2010, Trondheim, Norway.
- /27/ Munson, D.E., 1979. Preliminary Deformation Mechanism Map for Salt (with Application to WIPP). Sandia Report SAND79-0076, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- /28/ Munson, D.E.; 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.
- /29/ Munson, D.E.; Jones, R.L.; Hoag, D.L.; Ball, J.R., 1988. Mining Development Test (Room D): In Situ Data Report (March 1984 – May 1988) – Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND88-1460, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- /30/ Munson, D.E.; Fossum, A.F., Senseny, P.E., 1988. Advances in Resolution of Discrepancies Between Prediction and Measured In Situ WIPP Room Closure. Sandia Report SAND88-2948, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- /31/ 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.
-

-
- /32/ Rath, J. S. und J. G. Argüello, 2012. Revisiting Historic Numerical Analyses of the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) Room D and D in situ Experiments Regarding Thermal and Structural Response. Sandia Report SAND2012-7525, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- /33/ Rokahr, R.B.; Staudtmeister, K., 1985. Creep Rupture Criteria for Rock Salt. Proceedings of the 6th International Symposium on Salt. Schreiber, C. und Lincoln, L.H. (Hrsg.). Elsevier Science Publications, NY, Vol.1, S. 477-482.
- /34/ Urai, J.L.; Spiers, C.J., 2007. The Effect of Grain Boundary Water on deformation Mechanisms and Rheology of Rock Salt during long-term Deformation. In: The Mechanical Behavior of Salt. Proceedings of the 6th Conference, Hannover. S. 149-158. ISBN-13:978-0-415-44398-2, Taylor & Francis/Balkema, Leiden, 2007.
- /35/ Wolters, R., 2014. Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung. Dissertation an der TU Clausthal, Germany.
- /36/ Yıldırım, S., 2016. Modellberechnungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Einzelbericht zum Teilvorhaben 4, BMWi – Verbundprojekt (TV 4: LUH-IUB) FKZ 02E10850. Institut für Geotechnik, Abt. IUB, Leibniz Universität Hannover, Germany.
- /37/ Yıldırım, S., 2016b. 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.
- /38/ Yıldırım, S., 2018. The Lubby-CF constitutive model for the thermo-mechanical behavior of rock salt. Current version with recent developments, modifications and extensions. Proceedings of the 9th Conference on the Mechanical behavior of Salt (SaltMech IX), September 12-14, 2018, Eds.: S. Fahland et al., Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Hannover, Germany, ISBN 978-3-9814 108-6-0, S. 511-523.
- /39/ Yıldırım, S., 2019. Berücksichtigung des mechanischen Schädigungsverhaltens von Salzgestein bei der Berechnung von Infiltrationsrissen im Randbereich von Gasspeicherkavernen. Universität Hannover, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Hannover, Germany.
-

Formelzeichen

Symbol	Bezeichnung
α	Winkel des Spannungspfad
α_t	Wärmeausdehnungskoeffizient
β	Bruchgrenze, Kurzzeitfestigkeit
β^D	Dilatanzgrenze, Langzeitfestigkeit
β^H	Verheilungsgrenze
β^T	Zugfestigkeit
β_{eff}^T	Effektive Zugfestigkeit
ρ	Verunreinigungsparameter
ε	Dehnungen
ε^{el}	elastische Dehnungen
ε^{pl}	plastische Dehnungen
ε^{th}	thermische Dehnungen
ε^v	viskose Dehnungen
$\dot{\varepsilon}^{inel.}$	inelastische Dehnungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}$	Kriechrate aus Versetzungsmechanismen
$\dot{\varepsilon}_{st}^{cr}$	stationäre Kriechrate aus Versetzungsmechanismen
$\dot{\varepsilon}_{tr}^{cr}$	transiente Kriechrate aus Versetzungsmechanismen
$\dot{\varepsilon}_{tr}^{\mu}$	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 infolge von Schubspannungen
$\dot{\varepsilon}_{eq}^{\omega te}$	schädigungsinduzierte Dehnungsrate infolge 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
$\eta_{\omega_{sh}}$	prozentuale Bewertung der Überschreitung der Dilatanzgrenze auf Grundlage des Ausnutzungsgrades
θ	Lode-Winkel
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Verunreinigungsparameter
ν	Querkontraktionszahl
ρ	Gesteinsdichte
σ	Spannung
$\underline{\sigma}$	Spannungstensor
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Hauptspannungen in Koordinatenrichtung
$\sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}$	Schubspannungen in Koordinatenrichtung
σ_m	Mittlere Spannung
σ_{eq}^{cr}	Vergleichsspannung der Dehnungen aus Versetzungsmechanismen
$\sigma_{eq}^{\omega_{sh}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge von Schubspannungen
$\sigma_{eq}^{\omega_{te}}$	Vergleichsspannung der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge von Zugspannungen
σ_{eq}^h	Vergleichsspannung der heilungsinduzierten Dehnungen
σ_{pl}^{te}	Vergleichsspannung der instantanen plastischen Dehnungen
σ_0^t	Zugfestigkeit des schädigungsfreien Materials
σ_{sz}	Spaltzugfestigkeit, ermittelt aus indirektem Zugversuch
τ	charakteristische Zeitkonstante
ω	Schädigung
ω_0	Initialschädigung
ω_{max}	Maximale Schädigung
$\dot{\omega}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung
$\dot{\omega}_{sh}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung infolge von Schubspannung
$\dot{\omega}_{te}$	Entwicklungsfunktion der Schädigung infolge von Zugspannung

c_p	Spezifische Wärmekapazität
E	Elastizitätsmodul
E_0	Elastizitätsmodul des intakten Salzgesteins
$E(\omega)$	schädigungsabhängiger Elastizitätsmodul
F	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechens
$F^{\omega_{sh}}$	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechanteils der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge von Schubspannung
$F^{\omega_{sh}}$	Funktion zur Beschreibung des transienten Kriechanteils der schädigungsinduzierten Dehnungen infolge von Zugspannung
G	Schubmodul
$G(\omega)$	schädigungsabhängiger Schubmodul
G_K	Kelvin-Schubmodul
G_M	Maxwell-Schubmodul
$H()$	Heaviside-Schrittfunktion
\dot{h}	Entwicklungsfunktion der Schädigungsrückbildung
J_1	erste Invariante des Spannungstensors
$J_{1,\alpha}$	Transformierte Form der ersten Invariante des Spannungstensors
J_2^D	zweite Invariante des Spannungsdeviators
K_0	Seitendruckbeiwert
k	Funktion zur Beschreibung des linearen Verlaufs von β im Deviatorraum
p_i	Gasdruck
R	universelle Gaskonstante
T	Temperatur
T_0	Referenztemperatur
y_t	Temperaturabhängigkeitsfunktion der Festigkeit.

Der vorliegende Bericht wurde unter der Mitwirkung folgender Personen erstellt.

Dr.- Ing. Savaş Yıldırım

Dr.- Ing. Dirk Zapf

Hannover, den 31.03.2022
