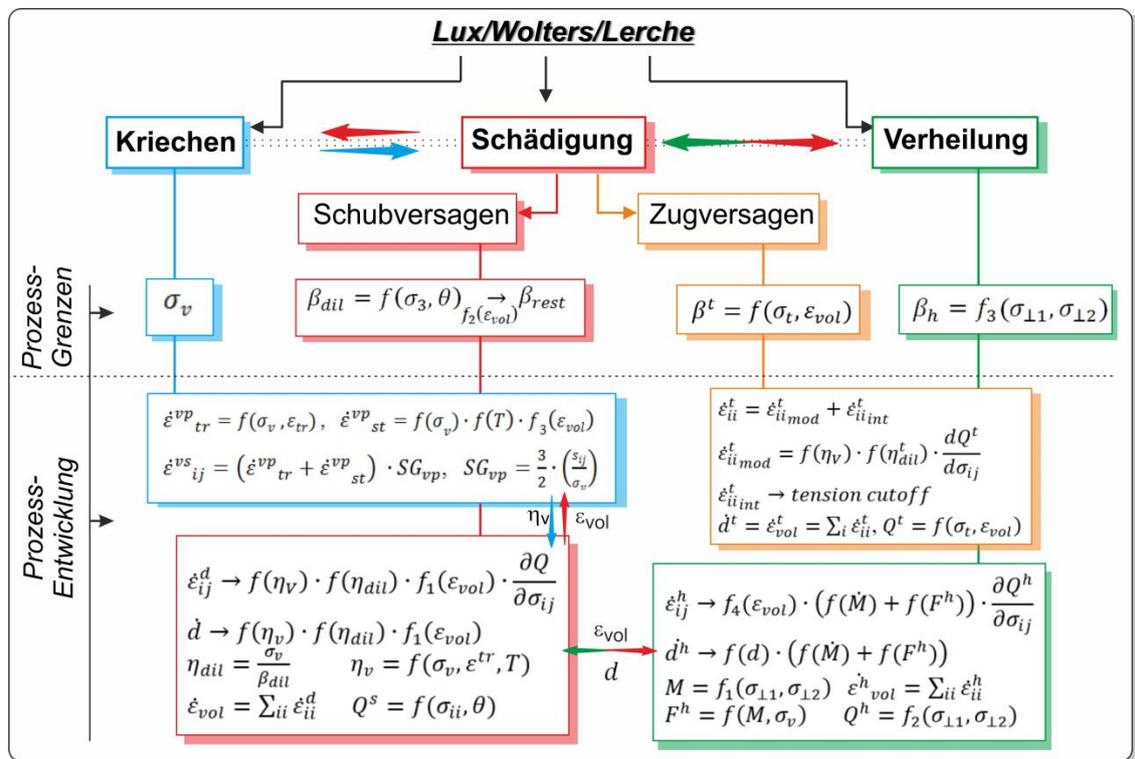




Verbundprojekt: Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für HAW-Endlagerung im Steinsalz (WEIMOS) (Teilprojekt E: TUC)



Einzelbericht zum BMWi-geförderten Forschungsprojekt

mit dem Förderkennzeichen 02 E 11446

– Zeitraum 01.04.2016 - 31.03.2022 –

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Einzelbericht

zum BMWi-geförderten Forschungsprojekt

**Verbundprojekt: Weiterentwicklung und Qualifizierung
der gebirgsmechanischen Modellierung für
HAW-Endlagerung im Steinsalz (WEIMOS)
(Teilprojekt E: TUC)**

Förderkennzeichen 02 E 11446
Zeitraum 01.04.2016 - 31.03.2022

Sachbearbeiter: Dr.-Ing. R. Wolters
M.Sc. J.Q. Sun-Kurczinski
Dipl.-Ing. K. Herchen

Projektleiter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux

Clausthal-Zellerfeld, im März 2022

Dr.-Ing. R. Wolters

M.Sc. J.Q. Sun-Kurczinski

Dipl.-Ing. K. Herchen

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde im Zeitraum 01.04.2016 - 31.03.2022 mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02 E 11446 gefördert.

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

Danksagung

Der vorliegende Bericht entstand am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme (bis Oktober 2021: Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik) der Technischen Universität Clausthal (TU Clausthal / TUC) im Rahmen der Bearbeitung des Forschungsprojektes WEIMOS, das im Zeitraum vom 01.04.2016 bis zum 31.03.2022 vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie gefördert worden ist. Ein besonderer Dank der Autoren geht daher an das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie für die Förderung des Forschungsprojektes WEIMOS. Ebenfalls ein besonderer Dank der Autoren geht an den Projektträger Karlsruhe, namentlich insbesondere an Herrn Dr. Bühler, für die ausgesprochen hilfreiche fachliche und organisatorische Betreuung des Projektes.

An Herrn apl. Prof. Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh richten die Autoren Ihren Dank für die Organisation und Durchführung zahlreicher laborativer Untersuchungen im Rahmen des Forschungsprojektes WEIMOS im gesteinsmechanischen Labor des Lehrstuhls.

Clausthal-Zellerfeld, im März 2022

Kurzfassung

Der Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme (bis Oktober 2021: Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik) der TU Clausthal war am Forschungsprojekt WEIMOS im Rahmen des Teilprojektes E einerseits mit der Durchführung von umfangreichen laborativen Untersuchungen sowie andererseits an den gemeinsamen numerischen Simulationen zunächst mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* und ab 2019 dann mit dem weiterentwickelten Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* beteiligt.

Die Struktur des vorliegenden Einzelberichtes orientiert sich an den im Verbundprojekt vorgesehenen Arbeitspaketen. Dementsprechend werden im vorliegenden Einzelbericht zum einen die am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme der TU Clausthal im Rahmen der Projektbearbeitung durchgeführten numerischen Simulationen dokumentiert und die entsprechenden Simulationsergebnisse diskutiert, zum anderen aber auch die am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme der TU Clausthal im Rahmen der Projektbearbeitung verwendeten und weiterentwickelten Stoffmodelle.

Im Rahmen der Projektbearbeitung wurden am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme eine Vielzahl an laborativen Untersuchungen durchgeführt, die wie folgt zusammengefasst werden können:

- Durchführung von Verheilungsversuchen (Serie 1 bis 4) unter unterschiedlichen Randbedingungen mit Asse-Speisesalz bei unterschiedlicher Beanspruchung und Temperatur, um entsprechende funktionale Abhängigkeiten ableiten zu können,
- Durchführung einiger weniger Verheilungsversuche mit Prüfkörpern von der WIPP-Site, die allerdings nicht erfolgreich waren, da leider die meisten der untersuchten Prüfkörper bereits während der Schädigungsphase unerwartet überbeansprucht und mehr oder weniger zerbrochen sind. Die Prüfkörper konnten daher gar nicht erst hinsichtlich ihrer Verheilungseigenschaften untersucht werden,
- Untersuchung der Bruchfestigkeit sowie der Dilatanzfestigkeit zunächst vorgeschädigter und anschließend teilweise wieder verheilter Steinsalzprüfkörper aus Asse-Speisesalz mittels konventioneller kurzzeitiger triaxialer Kompressionsversuche, um die entsprechenden Materialfestigkeiten nach einer längeren Verheilungsphase einschätzen zu können,
- Durchführung einiger Zugversuche an vorgeschädigten Steinsalzprüfkörpern aus Asse-Speisesalz zur Ermittlung einer Abhängigkeit der Zugfestigkeit vom Auflockerungszustand des Steinsalzes.

Neben den laborativen Arbeiten lag ein weiterer Schwerpunkt der Projektbearbeitung auf der Durchführung numerischer Simulationen. Dabei sind mit Fokussierung auf die flache Lagerung zwei sogenannte virtuelle Demonstratoren entwickelt worden, um anhand typischer untertägiger Hohlraumstrukturen im Salinargebirge die Leistungsfähigkeit der von den verschiedenen Projektpartnern eingesetzten Stoffmodellansätze zu veranschaulichen und die Implementierung der jeweiligen Stoffmodelle in die verwendete numerische Simulationssoftware zu überprüfen. Diese virtuellen Demonstratoren sind an untertägigen Situationen in der WIPP-Site angelehnt worden. Gegenstand der numerischen Simulationen waren u.a. die Entwicklung der Gefügeschädigung unter deviatorischer Beanspruchung sowie unter Zugbeanspruchung in unausgebauten Strecken mit eher rechteckigem Querschnitt, die Rückbildung von Gefügeschädigungen im Bereich von Abdichtungsbauwerken und der Einfluss von Zwischenlagen (Anhydrit, Tonstein) auf das Tragverhalten des Salinargebirges. Zudem wurden im Rahmen der projektbegleitenden Weiterentwicklung der verschiedenen Stoffmodellansätze auch diverse numerische Funktionsstudien durchgeführt.

Abstract

The Chair of Geomechanics and multiphysics Systems (until October 2021: Chair of Disposal Technologies and Geomechanics) at Clausthal University of Technology was involved in the processing of subproject E of the WEIMOS joint project by performing extensive laboratory tests as well as by participating the joint numerical simulations, initially with the *Lux/Wolters* constitutive model and since 2019 with the further developed *Lux/Wolters/Lerche* constitutive model for rock salt.

The structure of this individual report is based on the work packages of the joint project. Accordingly, within this individual report, the numerical simulations performed by the Chair for Geomechanics and multiphysics Systems at Clausthal University of Technology as well as the simulation results are documented and discussed, and so are the constitutive models used during the project.

During the project, a large number of laboratory investigations have been performed at the Chair of Geomechanics and multiphysics Systems, which can be summarized as follows:

- Various healing tests (series 1 to 4) have been performed on Asse salt samples, investigating the healing behavior at different stresses and temperatures in order to be able to derive corresponding functional dependencies.
- A few healing tests were made with salt samples from the WIPP site, but these tests were unsuccessful because unfortunately most of the tested samples had already broken during the damage phase. Therefore, the test samples could not be investigated with regard to their healing properties.
- The failure strength as well as the dilatancy strength of initially damaged and then partially healed rock salt samples from Asse mine has been investigated in order to be able to assess the corresponding material strengths after a longer healing phase.
- Some tensile tests have been performed on pre-damaged rock salt samples from Asse mine to determine the dependency of the tensile strength on the loosening state of the rock salt.

In addition to the laboratory work, another focus of the project was the performance of numerical simulations. In this context, two so-called virtual demonstrators were modelled in order to illustrate the capabilities of the constitutive model approaches used by the various project partners on the basis of typical underground cavity structures in the salt rock mass as well as to check the implementation of these constitutive models into the used numerical simulation software. In addition, various numerical functional studies have been performed as part of the project-related further development of the various constitutive model approaches.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung, Ziele und Arbeitsprogramm	1
2	Stoffmodelle <i>Lux/Wolters</i> und <i>Lux/Wolters/Lerche</i> für Steinsalz	5
2.1	Überblick	5
2.2	Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i>	8
2.3	Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i>	8
3	Arbeitspaket 1: Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen	31
3.1	Einleitung und Zielstellung	31
3.2	Laborative Untersuchungen zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen	33
4	Arbeitspaket 2: Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung	39
4.1	Einleitung und Zielstellung	39
4.2	Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung erster Materialkennwerte vor der Durchführung der Verheilungsversuche	40
4.3	Versuchstechnik und Versuchsaufbau	42
4.4	Versuchsbegleitende Erfassung der Prüfkörpergeometrie, der Prüfkörperbelastung und des Schädigungszustandes	46
4.5	Versuchsdurchführung	49
4.6	Übersicht zu den durchgeführten Verheilungsversuchen sowie Auswertung und Interpretation der erhaltenen Messergebnisse	53
4.7	Ergänzende Festigkeitsversuche an Asse-Speisesalz im Anschluss an die durchgeführten Verheilungsversuche	97
4.7.1	Motivation	97
4.7.2	Versuchsaufbau und Versuchstechnik	97
4.7.3	Versuchsprogramm und Versuchsauswertung	98
5	Arbeitspaket 3: Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen	110
5.1	Einleitung und Zielstellung	110
5.2	Laborative Untersuchungen / indirekte Zugversuche unter triaxialer Extensionsbeanspruchung	112

5.2.1	Vorbemerkungen	112
5.2.2	Vorgehensweise bei der Versuchsdurchführung sowie bei der Versuchsauswertung	114
5.2.3	Zusammenfassende Ergebnisdarstellung zu den durchgeführten Zugversuchen	117
6	Numerische Funktionsstudien	119
6.1	Vorbemerkung	119
6.2	Funktionsstudie zur Auswirkung einer Berücksichtigung der Spannungsgeometrie bei der Modellierung von Schädigungsprozessen sowie einer zusätzlichen Berücksichtigung der Rissgeometrie bei der Modellierung von Verheilungsprozessen im Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i>	119
6.3	Funktionsstudie zum Einfluss der Berücksichtigung von Stahldruckstücken bei der retrospektiven Analyse von laborativen Untersuchungen zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten von Steinsalz	132
6.4	Funktionsstudien zur Modellierung des Zugversagens von Steinsalz mit dem Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i>	140
6.4.1	Numerische Simulation eines Spaltzugversuchs	140
6.4.2	Numerische Simulation des Zugbruchverhaltens eines Balkenträgers unter punktueller Einzellast-Beanspruchung	144
6.5	Funktionsstudie zur Modellierung thermomechanisch gekoppelter Prozesse im Steinsalz mit dem Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i> am Beispiel des in der Schachanlage Asse II durchgeführten HFCEP-Versuchs	152
6.6	Funktionsstudie zur Modellierung des Kriechverhaltens von Steinsalz bei kleinen deviatorischen Spannungen am Beispiel der Halokinese von Salzstöcken	162
7	Arbeitspaket 5: Virtueller Demonstrator 1	168
7.1	Einleitung und Zielstellung	168
7.2	Beschreibung der Berechnungsmodells zum Virtuellen Demonstrator 1 und der angesetzten Randbedingungen	168
7.3	Vorstellung und Diskussion der Simulationsergebnisse	172
7.3.1	Aufbau der Ergebnisdarstellung	172
7.3.2	Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – K. Herchen	173
7.3.2.1	Übersicht zu den betrachteten Simulationsvarianten	173
7.3.2.2	Simulationsergebnisse der Varianten A bis E mit dem Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i>	174
7.3.3	Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – J.Q. Sun-Kurczinski	180

7.3.3.1	Analyse von numerisch bedingten Anomalien beim Übergang zwischen den FLAC ^{3D} -Berechnungsmodi <i>set small</i> und <i>set large</i>	180
7.3.3.2	Simulationsergebnisse zur Variante C mit dem Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i>	184
7.3.3.3	Simulationsergebnisse zur Variante E mit dem Stoffmodell <i>Lux/Wolters/Lerche</i>	195
7.3.4	Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – R. Wolters	198
8	Arbeitspaket 5: Virtueller Demonstrator 2	201
9	Zusammenfassung und Ausblick	207
9.1	Zusammenfassung	207
9.2	Ausblick	211
10	Literaturverzeichnis	213

1 Einleitung, Ziele und Arbeitsprogramm

In der Bundesrepublik Deutschland ist die Nutzung von Kernkraftwerken zur Energieerzeugung für das Ende des Jahres 2022 vorgesehen. Da allerdings in Deutschland bis zu diesem Zeitpunkt bereits erhebliche Mengen an hochradioaktiven Abfällen aus der Kernenergienutzung angefallen sein werden und auch weiterhin radioaktive Abfälle aus Forschung und Medizin anfallen werden, ist die Entsorgungsthematik für radioaktive Abfälle weiterhin von großer Bedeutung. Dies gilt insbesondere auch im internationalen Kontext, da viele Länder weltweit mit Blick auf die Vermeidung von CO₂-Emissionen weiterhin auf die Kernenergienutzung setzen bzw. sogar weitere Kernkraftwerke planen und bauen.

Die weltweit favorisierte Möglichkeit zur sicheren Entsorgung hochradioaktiver Abfälle ist die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen, z.B. in Steinsalzformationen oder in Tonsteinformationen. Langzeitsicherheit soll in diesem Fall durch den sicheren Einschluss der in den radioaktiven Abfällen enthaltenen Radionuklide in der jeweiligen Wirtsgesteinsformation gewährleistet werden, d.h. die Radionuklide sollen langfristig in der Wirtsgesteinsformation weitestgehend eingeschlossen und so von der Biosphäre isoliert werden. Die Wirtsgesteinsformation wird daher auch als geologische Barriere bezeichnet, deren Dichtheit zusammen mit den als geotechnische Barrieren bezeichneten Strecken- und Schachtverschlüssen maßgeblich ist für den langfristigen sicheren Einschluss der Radionuklide und somit für den Schutz der Biosphäre.

Salzgestein wird international als ein potenzielles Wirtsgestein nicht nur für die Entsorgung radioaktiver Abfälle, sondern auch für chemotoxische Abfälle angesehen, da die Verheilungseigenschaften von Salzgesteinen den langfristigen vollständigen bzw. sicheren Einschluss der chemotoxischen bzw. radioaktiven Abfälle begünstigen. So können im Zusammenhang mit der Auffahrung des Grubengebäudes und der Einlagerung der chemotoxischen bzw. radioaktiven Abfälle sekundär im Konturbereich von untertägigen Hohlräumen geschaffene Wegsamkeiten für Fluide in Salzgestein aufgrund seiner Verheilungseigenschaften im Lauf der Zeit in Verschluss- und Versatzbereichen wieder verschlossen werden.

Im Rahmen von Langzeitsicherheitsanalysen zur zukünftigen Entwicklung des Systemverhaltens von Untertagedeponien und Endlagern im Salinargebirge ist die Berücksichtigung der Verheilungseigenschaften von Salzgesteinen essentiell. Es ist zwingend notwendig, derartige Verheilungsprozesse in den numerischen Simulationen berücksichtigen zu können, weshalb die verwendeten Stoffmodelle über ein qualitativ und quantitativ möglichst realitätsnahes Submodell zur Simulation nicht nur der Schädigungsprozesse, sondern auch der Verheilungsprozesse (Schädigungsrückbildungsprozesse) verfügen müssen. Zu seiner Entwicklung werden Kenntnisse zu den

Verheilungseigenschaften von Salzgesteinen benötigt, die in laborativen Untersuchungen erarbeitet werden.

Vor dem Hintergrund der Entsorgung chemotoxischer und radioaktiver Abfälle wurden in den vergangenen Jahrzehnten national und international von verschiedenen Arbeitsgruppen diverse Stoffmodelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz entwickelt und angewendet. Zum Vergleich von Stoffmodellansätzen und mit dem Ziel eines wechselseitigen Erfahrungsaustausches wurden in der Vergangenheit drei Verbund-Forschungsprojekte (im Folgenden kurz: Verbundprojekte) vom BMBF bzw. vom BMWi gefördert mit den Titeln „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ (Laufzeit: 01.04.2004 bis 30.11.2006), „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz“ (Laufzeit: 01.08.2007 bis 31.07.2010) und „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ (Laufzeit: 01.10.2010 bis 31.03.2016).

Der Fokus der ersten beiden Verbundprojekte lag auf der untertägigen Entsorgung chemotoxischer Abfälle im Steinsalz mit den natürlich vorherrschenden Gebirgstemperaturen und wurde vom BMBF gefördert. Das erste Verbundprojekt „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ befasste sich ausschließlich mit dem mechanischen Kriech- und Schädigungsverhalten von Steinsalz anhand durchgeführter Laborversuche und 2D-Modellberechnungen, d.h. der Fokus des ersten Verbundprojektes lag auf dem transienten und stationären Kriechverhalten, dem Dilatanz- und Schädigungsverhalten sowie dem Bruch- und Kriechbruchverhalten von Steinsalz. Im zweiten Verbundprojekt „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten von realen Untertagebauwerken im Steinsalz“ wurden dann 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Tragverhalten von Steinsalz an einer realen und stärker belasteten Untertagestruktur im Steinsalzgebirge der Grube Angersdorf zur Überprüfung und zum Vergleich der Stoffmodelle durchgeführt. Dabei wurden auch die durch Schädigungsprozesse induzierte Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone und eine Langzeitextrapolation zum Tragverhalten des betrachteten Grubenausschnitts auf der Grundlage von 3D-Modellberechnungen einbezogen.

Der Schwerpunkt des dritten Verbundprojektes „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verhei-

lung von Steinsalz“ lag dann auf der untertägigen Entsorgung hochradioaktiver Abfälle mit Berücksichtigung deutlich erhöhter Temperaturen und wurde vom BMWi gefördert. Im Verlauf des dritten Verbundprojektes führten die verschiedenen Verbundpartner mit ihren jeweiligen Stoffmodellansätzen und verwendeten Programmsystemen Reanalysen von Laborversuchen zur salztypspezifischen Stoffmodellparameterbestimmung sowie Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung an realen charakteristischen Untertagestrukturen im Steinsalz durch.

Der vorliegende Einzel-Forschungsbericht ist aus dem vom BMWi geförderten vierten Verbundprojekt mit dem Titel „Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für HAW-Endlagerung im Steinsalz“ (Gesamtlaufzeit: 01.04.2016 bis 31.03.2022) hervorgegangen, in dem die vorangegangenen Verbundprojekte inhaltlich fortgesetzt und vertieft worden sind. An diesem Verbundprojekt hat der Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme der TU Clausthal mit dem Teilprojekt E teilgenommen. Darüber hinaus gab es im Verbundprojekt vier weitere ebenfalls vom BMWi geförderte Projektpartner sowie einen nicht vom BMWi geförderten assoziierten Projektpartner aus den USA.

Die im vierten Verbundprojekt durchgeführten Arbeiten hatten das Ziel, die Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle (HAW: high active waste) in untertägigen Steinsalzformationen weiterzuentwickeln und für die Anwendung zu qualifizieren. Zu den Instrumentarien gehören zum einen physikalisch fundierte und in numerische Rechenprogramme implementierte Stoffmodelle, mit denen in qualitätsgesicherten Simulationsberechnungen das thermomechanische Verhalten des Wirtsgesteins unter verschiedenen Einflüssen beschrieben und verlässlich in die Zukunft extrapoliert werden kann, zum anderen Verfahrenswesen zur Bestimmung charakteristischer salztypspezifischer Parameterkennwerte sowie Vorgehensweisen bei der numerischen Modellierung von untertägigen Strukturen im Steinsalz, die einen entscheidenden Einfluss auf die Zuverlässigkeit und Aussagekraft der Berechnungsergebnisse zur Beschreibung und zum Verhalten eines Endlagersystems haben können. Der Schwerpunkt des vierten Verbundprojektes lag damit auf der Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für die HAW-Endlagerung im Steinsalz, fokussiert auf die flache Lagerung. Das vierte Verbundprojekt bestand aus den folgenden fünf Arbeitspaketen:

- AP 1: Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner IfG)
- AP 2: Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner TUC)

- AP 3: Verformungsverhalten infolge von Zugbelastungen (Laboruntersuchungen durchgeführt von den Projektpartnern IfG und TUC)
- AP 4: Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung) (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner Sandia National Laboratories / RESPEC)
- AP 5: Virtuelle Demonstratoren 1 und 2 (numerische Simulationen durchgeführt von allen Projektpartnern)

2 Stoffmodelle *Lux/Wolters* und *Lux/Wolters/Lerche* für Steinsalz

2.1 Überblick

Zu Beginn des Verbundprojektes im Jahr 2016 wurde zur Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme (damals noch Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik) der TU Clausthal das Stoffmodell *Lux/Wolters* verwendet. Aufgrund der stetigen Weiterentwicklung des Stoffmodells vom Stoffmodell *Lux/Wolters* zum Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*, einer gleichzeitigen Aktualisierung der Simulationssoftware von FLAC^{3D} 5.01 auf FLAC^{3D} 7.0 sowie eines Übergangs vom Projektbearbeiter K. Herchen zu den Projektbearbeitern J.Q. Sun-Kurczinski und R. Wolters wurde zum Zeitpunkt der Bewilligung der Projektverlängerung am Lehrstuhl der Projektbearbeiter entschieden, nunmehr das verbesserte Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* für die weiteren noch ausstehenden Simulationen zu verwenden. Das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* weist insbesondere im Bereich des Schädigungsansatzes eine signifikante Weiterentwicklung gegenüber dem Stoffmodell *Lux/Wolters* auf, und zwar sowohl bei Schädigungsprozessen aufgrund von deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit wie auch bei zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen.

Das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ist zur physikalischen Modellierung des thermisch-mechanisch gekoppelten Materialverhaltens von Steinsalz am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der Technischen Universität Clausthal entwickelt worden. Es basiert auf dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Heusermann et al. (1982)* und *Lux (1984)* und wurde zunächst entsprechend *Hou (1997)*, *Hou (2002)* sowie *Hou (2003)* und dann weiter entsprechend *Lerche (2012)*, *Wolters (2014)*, *Lux et al. (2018)* sowie durch einige im Rahmen des WEIMOS-Verbundprojektes durchgeführte Erweiterungen und Modifizierungen bis zu seiner aktuellen Leistungsfähigkeit fortentwickelt.

Das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ist modular aufgebaut und besteht aus einem thermomechanischen Teilmodell, mit dem wesentliche mechanische Prozesse in Salinargesteinen wie transiente und stationäre Kriechprozesse, Schädigungsprozesse und Schädigungsrückbildungsprozesse thermisch-mechanisch gekoppelt beschrieben werden können, sowie aus einem im Verbundprojekt WEIMOS nicht relevanten mechanisch-hydraulischen Teilmodell, welches unter Berücksichtigung von thermisch-mechanisch oder hydraulisch induzierten Änderungen der Sekundärpermeabilität, der Sekundärporosität sowie des sogenannten *Biot*-Koeffizienten die Kopplung der thermomechanischen Prozesse mit hydraulischen Prozessen wie z.B. einem druckgetriebenen Infiltrationsprozess oder einem 2-Phasen-Strömungsprozess in Gebirgsbereichen mit erhöhter Sekundär-

permeabilität ermöglicht. Temperatureinflüsse, die sich unmittelbar auf die mechanischen Eigenschaften des Steinsalzes auswirken, sowie thermoelastische Deformationsprozesse und daraus gegebenenfalls resultierende thermisch induzierte Zusatzspannungen sind im thermomechanischen Teilmodell integriert.

Zur Durchführung thermisch-mechanisch gekoppelter numerischer Simulationen ist das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* mit seinem aktuellen Entwicklungsstand am Lehrstuhl in die Simulationssoftware FLAC^{3D} 7.0 der Firma Itasca Consulting Group implementiert worden. Zur im Verbundprojekt WEIMOS nicht relevanten, aber dennoch hier zur Vollständigkeit zu erwähnenden Kopplung thermomechanischer Prozesse mit hydraulischen Prozessen ist am Lehrstuhl eine Kommunikationsschnittstelle implementiert worden, die eine Verbindung der beiden Softwarepakete FLAC^{3D} 7.0 und TOUGH3 zum extrem leistungsfähigen FTK-Simulator (Version 4.0) ermöglicht.

Das im Verbundprojekt WEIMOS relevante thermomechanische Teilmodell des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* ist ein phänomenologisch-makroskopisch orientiertes Stoffmodell, das die Wirkungen der verschiedenen Deformationsmechanismen überwiegend integral erfasst. Dabei ermöglicht das thermomechanische Teilmodell zum einen die Modellierung von zeitunabhängigen linear-elastischen Deformationsprozessen durch einen Stoffmodellansatz auf Grundlage des *Hookeschen* Stoffmodells als auch die Modellierung inelastischer zeitabhängiger Verformungsprozesse auf der Grundlage des Stoffmodells *Lubby2* bzw. *modLubby2*. Diese im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* enthaltenen inelastischen viskosen Prozesse werden durch transiente, stationäre und akzelerierte Kriechprozesse modelliert, wobei die akzelerierten Kriechprozesse einerseits auf den bei deviatorisch bedingter Überschreitung der Schädigungsfestigkeitsgrenze (hier gleich Dilatanzgrenze bzw. Dilatanzfestigkeit) entstehenden Gefügeschädigungen und andererseits auf zugspannungsinduzierten Gefügeschädigungen basieren. Das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* kann unter Anwendung von Elementen der Continuum-Damage-Theorie (CDM) die Gefügeschädigung mit den damit verbundenen Prozessen wie rissbedingte Volumenzunahme (Dilatanz, Sekundärporosität), Erhöhung der Verzerrungsrate, Erhöhung der hydraulischen Leitfähigkeit (sekundäre Permeabilität) und weiterer Prozesse bei Beanspruchungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze modellieren. Neben dem im Stoffmodell enthaltenen Ansatz zur Modellierung der Schädigungsbildung einerseits bei Überschreitung der Dilatanzgrenze und andererseits bei Überschreitung der Zugfestigkeitsgrenze ist im Stoffmodell auch ein Ansatz enthalten, mit dem Schädigungsrückbildungsprozesse modelliert werden können. Diese bei Beanspruchungen unterhalb einer gleichfalls berücksichtigten Schädigungsrückbildungsgrenze (auch Verheilungsgrenze) auftretenden Rückbildungen von zuvor erzeugten Gefügeschädigungen im Steinsalz (auch bezeichnet

als Verheilung) sind dadurch gekennzeichnet, dass sich rissbedingte Volumenzunahme (Dilatanz) und Kriechrate wie auch die sekundäre Permeabilität wieder verringern. Das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ermöglicht je nach Datenbefunden und physikalischen Ansätzen durch entsprechende Parameterwahl die unterschiedliche Formulierung von Dilatanz- und Verheilungsgrenze oder aber auch die Gleichsetzung beider Grenzen.

Bild 2.1 zeigt einen schematischen Überblick über das thermomechanische Teilmodell des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche*. Dabei beschreiben die blau gekennzeichneten Stoffmodellteile die viskos-schädigungsfreien (volumentreuen) Prozesse, die rot gekennzeichneten Stoffmodellteile die schädigungsbedingten Prozesse, die grün markierten Stoffmodellteile die schädigungsrückbildenden Prozesse und schließlich die gelb hinterlegten Stoffmodellteile die schädigungsinduzierenden Prozesse infolge von Zugspannungen. Die zugehörigen Materialparameter können temperaturabhängig formuliert werden. Darüber hinaus ist es möglich, thermisch induzierte Zusatzspannungen zu bewerten und zu berücksichtigen.

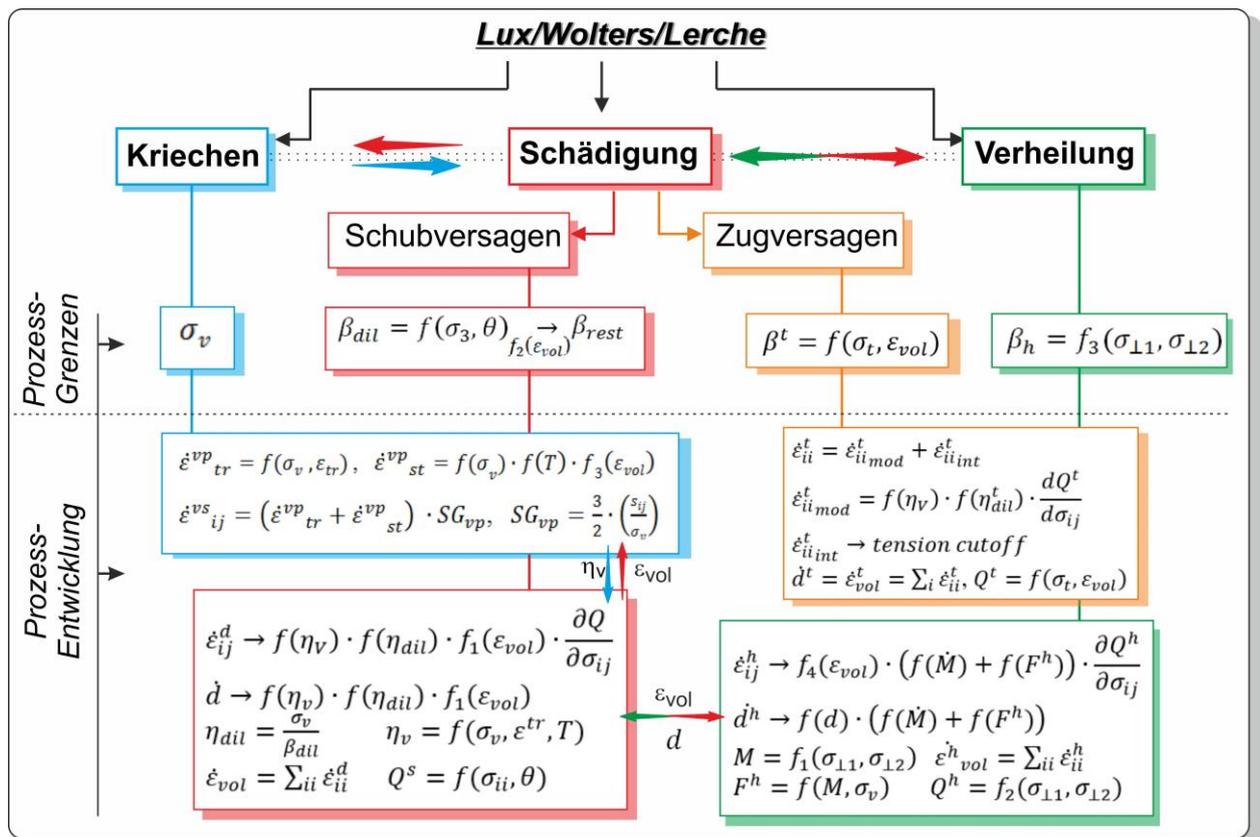


Bild 2.1: Schematische Darstellung des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche*

2.2 Stoffmodell *Lux/Wolters*

Da das Stoffmodell *Lux/Wolters* nur während etwa der ersten Hälfte des WEIMOS-Projektes für die numerische Simulation des Steinsalzmaterialverhaltens verwendet worden ist und dann durch das verbesserte Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ersetzt worden ist, wird an dieser Stelle auf eine detaillierte Beschreibung des inzwischen als überholt anzusehenden Stoffmodells *Lux/Wolters* verzichtet und stattdessen auf entsprechende ältere Beschreibungen dieses Stoffmodells verwiesen, die z.B. in *Wolters (2014)* und dort angegebener weiterführender Literatur zu finden sind.

2.3 Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

Im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* wird die Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$, die sich als Reaktion auf einen gegebenen Beanspruchungszustand einstellt, entsprechend der *Boltzmannschen* Hypothese von der Additivität der Verzerrungsratenanteile beschrieben durch eine additive Überlagerung linear-elastischer ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$), viskos-volumentreuer ($\dot{\epsilon}_{ij}^v$), schädigungsinduziert-dilatanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^d$) sowie verheilungsinduziert-kontraktanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^h$) Verzerrungsratenanteile. Damit folgt entsprechend Gl. (2.1):

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^{ie} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^v + \dot{\epsilon}_{ij}^d + \dot{\epsilon}_{ij}^h \quad (2.1)$$

mit

- $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ - elastische Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- $\dot{\epsilon}_{ij}^v$ - viskose Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- $\dot{\epsilon}_{ij}^d$ - schädigungsinduzierte Verzerrungsrate in d^{-1} und
- $\dot{\epsilon}_{ij}^h$ - verheilungsinduzierte Verzerrungsrate in d^{-1} .

Für die einzelnen Verzerrungsratenanteile sind geeignete Sub-Stoffmodelle formuliert, für die darauf abgestimmte Materialkennwerte auf Grundlage entsprechender labortechnischer Untersuchungen zu ermitteln sind. Durch die Art der Untersuchungen müssen die unterschiedlichen Verzerrungsraten jeweils getrennt identifizierbar und quantifizierbar sein. Im Folgenden werden die einzelnen Sub-Stoffmodelle zur Berechnung der Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$ vorgestellt.

(a) Elastische Verzerrungen

Der elastische Anteil der Gesamtverzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* basierend auf dem *Hookeschen* Stoffmodell unter Berücksichtigung des aktuellen Schädigungszustandes des Steinsalzes beschrieben. Der jeweilige aktuelle Schädigungszustand wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* bei den elastischen Materialkennwerten K und G in Form einer funktionalen Abhängigkeit von der Dilatanz ε_{vol} (= Volumenverzerrung aufgrund vorlaufender Schädigungs- und Schädigungsrückbildungsprozesse) berücksichtigt, d.h. für den elastischen Anteil der Gesamtverzerrungsrate gilt entsprechend Gl. (2.2):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{\dot{s}_{ij}}{2 \cdot G(\varepsilon_{vol})} + \frac{\dot{I}_1}{9 \cdot K(\varepsilon_{vol})} \cdot \delta_{ij} \quad (2.2)$$

mit

- $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ - Tensor der elastischen Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- \dot{s}_{ij} - Tensor der zeitlichen Änderungsrate der Deviatorspannung in MPa/d ,
- \dot{I}_1 - Tensor der zeitlichen Änderungsrate der ersten Spannungsinvarianten in MPa/d ,
- $G(\varepsilon_{vol})$ - dilatanzabhängiger Schubmodul in MPa ,
- $K(\varepsilon_{vol})$ - dilatanzabhängiger Kompressionsmodul in MPa und
- δ_{ij} - *Kronecker*-Symbol.

Die dilatanzabhängigen elastischen Materialkennwerte $K(\varepsilon_{vol})$ und $G(\varepsilon_{vol})$ des Steinsalzes werden entsprechend Gl. (2.3) bzw. Gl. (2.4) bestimmt, woraus zu ersehen ist, dass lediglich ein Einfluss des Schädigungszustandes auf den Elastizitätsmodul E des Steinsalzes angenommen wird, während ein Einfluss des Schädigungszustandes auf die *Poisson*-Zahl ν des Steinsalzes als vernachlässigbar angesehen wird:

$$K(\varepsilon_{vol}) = \frac{E(\varepsilon_{vol})}{3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu)} \quad (2.3)$$

$$G(\varepsilon_{vol}) = \frac{E(\varepsilon_{vol})}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (2.4)$$

mit

$E(\varepsilon_{vol})$ - dilatanzabhängiger Elastizitätsmodul in MPa und

ν - *Poisson-Zahl* in -.

Für den dilatanzabhängigen Elastizitätsmodul $E(\varepsilon_{vol})$ des Steinsalzes wird entsprechend Gl. (2.5) oberhalb eines Dilatanz-Schwellenwertes $\varepsilon_{vol,krit}$ eine lineare Abnahme des Elastizitätsmoduls bis hin zu einem minimalen Rest-Elastizitätsmodul E_{rest} für Steinsalz im Nachbruchbereich mit $\varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,rest}$ angenommen:

$$E(\varepsilon_{vol}) = \begin{cases} E_0 & \text{für } \varepsilon_{vol} < \varepsilon_{vol,krit} \\ E_0 - (E_0 - E_{rest}) \cdot f_2(\varepsilon_{vol}) & \text{für } \varepsilon_{vol,krit} < \varepsilon_{vol} < \varepsilon_{vol,rest} \\ E_{rest} & \text{für } \varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,rest} \end{cases} \quad (2.5)$$

mit

$$f_2(\varepsilon_{vol}) = \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,krit}}{\varepsilon_{vol,rest} - \varepsilon_{vol,krit}}$$

und

E_0 - Elastizitätsmodul von ungeschädigtem Steinsalz in MPa ,

E_{rest} - Elastizitätsmodul von geschädigtem Steinsalz im Nachbruchbereich in MPa ,

$\varepsilon_{vol,krit}$ - Dilatanzwert, ab dem eine allmähliche Abnahme des Elastizitätsmoduls angesetzt wird in -, und

$\varepsilon_{vol,rest}$ - Dilatanzwert, ab dem ein Erreichen des Nachbruchbereichs angenommen wird und somit der Elastizitätsmodul E_{rest} von geschädigtem Steinsalz im Nachbruchbereich angesetzt wird, in -.

(b) *Viskos-volumentreue Verzerrungen*

Die inelastische viskos-volumentreue Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* durch einen modifizierten *Lubby2*-Ansatz im Sub-Stoffmodell *modLubby2* ermittelt, angelehnt an *Lerche (2012)*. Gegenüber dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Lux (1984)* enthält der *modLubby2*-Ansatz nach *Lerche (2012)* nunmehr durch multiplikativ verknüpfte zusätzliche Potenzterme mit den Materialparametern a und b eine Erweiterung im *Maxwell*-Viskositätsmodul

sowie im *Kelvin*-Schubmodul, wodurch einerseits die Abhängigkeit der stationären Verzerrungsrate von der Vergleichsspannung zwischen einem Exponentialverlauf (*Lubby2*) und einem Potenzverlauf (*Norton/Hoff*) flexibel variiert werden kann und andererseits auch das Niveau der maximalen transienten Verzerrung vor Erreichen stationärer Kriechverhältnisse angepasst werden kann. Für $a = b = 0$ entspricht das Stoffmodell *modLubby2* dem Stoffmodell *Lubby2*.

Im Vergleich zu den in *Lerche (2012)* und in *Wolters (2014)* beschriebenen Entwicklungsständen des damaligen Stoffmodells *Lux/Wolters* wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* der Einfluss von Gefügeschädigung bzw. Gefügeschädigungsrückbildung auf die viskos-volumentreue Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ allerdings nicht mehr unter Einbindung eines Schädigungsparameters D realisiert, sondern nunmehr unter Einbindung der Dilatanz ε_{vol} .

Die viskos-volumentreue Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* durch einen rheologischen Modellansatz abgebildet und setzt sich dabei aus einem transienten *Kelvin*-Verzerrungsanteil sowie einem stationären *Maxwell*-Verzerrungsanteil zusammen entsprechend Gl. (2.6):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^v = \dot{\varepsilon}_{ij}^{tr} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{st} = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{1}{\bar{\eta}_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\bar{\eta}_m} \right) \cdot s_{ij} \quad (2.6)$$

mit

$$\max \varepsilon^{tr} = \frac{\sigma_v}{G_k},$$

$$\bar{G}_k = \begin{cases} \bar{G}_k^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v}{\sigma^*} \right)^b \cdot \exp(k_1 \cdot \sigma_v) \cdot \exp(l_k \cdot T) & (\varepsilon^{tr} < \max \varepsilon^{tr}, \text{Verfestigung}) \\ \bar{G}_{kE}^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v}{\sigma^*} \right)^b \cdot \exp(k_{1E} \cdot \sigma_v) \cdot \exp(l_{kE} \cdot T) & (\varepsilon^{tr} > \max \varepsilon^{tr}, \text{Erholung}) \end{cases},$$

$$\bar{\eta}_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp(k_2 \cdot \sigma_v),$$

$$\bar{\eta}_m = \bar{\eta}_m^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v}{\sigma^*} \right)^a \cdot \exp(m \cdot \sigma_v) \cdot \exp(l \cdot T) \cdot f_3(\varepsilon_{vol}),$$

$$f_3(\varepsilon_{vol}) = \begin{cases} 1 & \text{für } \varepsilon_{vol} \leq \varepsilon_{vol,rest} \\ \exp\left(-a_{K2} \cdot \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,rest}}{\varepsilon_{vol,rest}}\right) & \text{für } \varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,rest} \end{cases}$$

und

$\dot{\varepsilon}_{ij}^v$	-	Tensor der viskosen Verzerrungsrate in d^{-1} ,
$\dot{\varepsilon}_{ij}^{tr}$	-	Tensor der transient-viskosen Verzerrungsrate in d^{-1} ,
$\dot{\varepsilon}_{ij}^{st}$	-	Tensor der stationär-viskosen Verzerrungsrate in d^{-1} ,
ε^{tr}	-	effektive transiente Verzerrung in -,
σ_v	-	Vergleichsspannung nach <i>von Mises</i> in MPa ,
σ^*	-	Normierungsspannung $1 MPa$,
T	-	Temperatur in K ,
$\bar{G}_k^{**}, k_1, l_k, b$	-	Materialparameter in MPa, MPa^{-1}, K^{-1} und -,
$\bar{G}_{kE}^{**}, k_{1E}, l_{kE}$	-	Materialparameter in MPa, MPa^{-1} und K^{-1} ,
$\bar{\eta}_k^*, k_2$	-	Materialparameter in $MPa \cdot d$ und MPa^{-1} ,
$\bar{\eta}_m^{**}, m, l, a$	-	Materialparameter in $MPa \cdot d, MPa^{-1}, K^{-1}$ und -,
a_{K2}	-	Materialparameter in - und
$\varepsilon_{vol,rest}$	-	Dilatanzwert, ab dem ein Erreichen des Nachbruchbereichs angenommen wird, in -.

Zur Ermittlung der meisten für die Modellierung der viskos-volumentreuen Verzerrungen mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* benötigten Materialparameter können einerseits die Ergebnisse von im Labor bei unterschiedlichen Temperaturniveaus und mit Beanspruchungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführten Kriechversuchen herangezogen werden, d.h. bei denen keine Gefügeschädigung der Prüfkörper aufgrund zu hoher deviatorischer Spannungen aufgetreten sind, andererseits auch – sofern verfügbar – geeignete Feldmessdaten aus in situ-Beobachtungen, und zwar insbesondere zur Ableitung der beiden Materialparameter a und b . Lediglich zur Bestimmung des Materialparameters a_{K2} werden Messdaten aus Laboruntersuchungen an geschädigten Prüfkörpern benötigt, bei denen der Nachbruchbereich erreicht worden ist, also insbesondere Messdaten aus triaxialen Festigkeitsversuchen.

(c) *Schädigungsinduzierte Verzerrungen*

Eine schädigungsinduzierte Verzerrung kann im Steinsalz einerseits aufgrund einer deviatorischen Beanspruchung mit Überschreitung der sogenannten Dilatanzfestigkeit auftreten und andererseits aufgrund von Zugspannungen bei Überschreitung der Zugfestigkeit. Die schädigungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^d$ ergibt sich somit im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.7) als Summe eines durch zu große deviatorische Beanspruchungen induzierten Verzerrungsratenanteils $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ds}$ und eines durch zu große Zugspannungen induzierten Verzerrungsratenanteils $\dot{\varepsilon}_{ij}^{dt}$:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^d = \dot{\varepsilon}_{ij}^{ds} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{dt} \quad (2.7)$$

(c/1) *Schädigungsinduzierte Verzerrungen aufgrund deviatorischer Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze*

Eine wesentliche Weiterentwicklung vom Stoffmodell *Lux/Wolters* zum Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* betrifft den Modellierungsansatz für den Schädigungsprozess aufgrund von deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze und somit für die schädigungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ds}$. Im Rahmen der Stoffmodellerweiterung ist allerdings nicht nur der Ansatz zur physikalischen Modellierung dieses Prozesses überarbeitet worden, sondern es ist vielmehr auch von *Lerche & Dyogtyev (2017)* eine neue laborative Untersuchungsmethodik zur Parameterbestimmung für diesen Stoffmodellteil entwickelt worden. Im bisherigen Schädigungsmodell des Stoffmodells *Lux/Wolters* nach *Wolters (2014)* basierten die laborativen Untersuchungen zur Ermittlung der schädigungsbezogenen Materialparameter wie in *Lerche (2012)* dokumentiert auf mehrstufigen triaxialen Kriechversuchen, die zur Identifizierung und Charakterisierung der einzelnen Verzerrungsanteile mit Laststufen im schädigungsfreien wie im schädigungsbehafteten Belastungsregime durchgeführt wurden. Aufgrund der verschiedenen Laststufen umfasste die Versuchsdauer pro Mehrstufenkriechversuch (vereinfachend auch häufig als Langzeitversuch oder Langzeitkriechversuch bezeichnet) bis zu 120 Tagen, wobei sich allerdings im Lauf der Zeit gezeigt hat, dass zeitaufwendige Wiederholungsversuche erforderlich werden können, falls die aus dem Datenkollektiv von triaxialen Festigkeitsversuchen (vereinfachend auch häufig als Kurzzeitversuche bezeichnet) abgeleitete Gefügeschädigungsgrenze (Dilatanzgrenze) sich für die im Mehrstufenkriechversuch tatsächlich prüfkörperindividuell vorliegende Dilatanzgrenze aufgrund einer unvermeidlichen Materialstreuung als nicht passend darstellt oder falls es im Rahmen der Langzeitversuche zu Messungenauigkeiten oder anderen technischen Problemen kommt. Vor diesem Hintergrund stellt die in *Lerche & Dyogtyev (2017)* neu entwickelte und in *Lux et al. (2018)*

publizierte laborative Untersuchungsmethodik zur Bestimmung der schädigungsbezogenen Materialparameter im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* eine signifikante Reduzierung des versuchstechnischen Aufwands dar, da nunmehr aus den weniger aufwendigen und versuchstechnisch zuverlässiger durchführbaren triaxialen Kurzzeitversuchen (verformungsgeregelte Festigkeitsversuche) neben der Ableitung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit (= Gefügefestigkeit) auch die Materialparameter mit Bezug zum Schädigungsprozess aufgrund von deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze bestimmt werden können. Dazu sind nunmehr diese Versuche unter- und oberhalb der prüfkörperindividuellen Dilatanzgrenze bis in den Nachbruchbereich bei unterschiedlichen Mantelspannungen und unterschiedlichen Verformungsraten durchzuführen. Die Langzeitkriechversuche dienen in diesem Konzept entsprechend Bild 2.2 nur noch ergänzend zur Überprüfung der Validität und der Übertragbarkeit der aus den standortbezogenen Kurzzeitversuchen ermittelten Schädigungsparameter auf die in situ relevanten geringeren Deformationsraten sowie zur weiteren Präzisierung bei der Ermittlung der Schädigungsgrenze und der Schädigungsentwicklung. Damit ergibt sich insgesamt der Vorteil, dass nunmehr die zur Bestimmung der Materialparameter mit Bezug zum Schädigungsprozess aufgrund von deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze herangezogenen und versuchstechnisch sehr zuverlässig durchführbaren triaxialen Kurzzeitversuche mit unterschiedlichen Verzerrungsraten im Zentrum

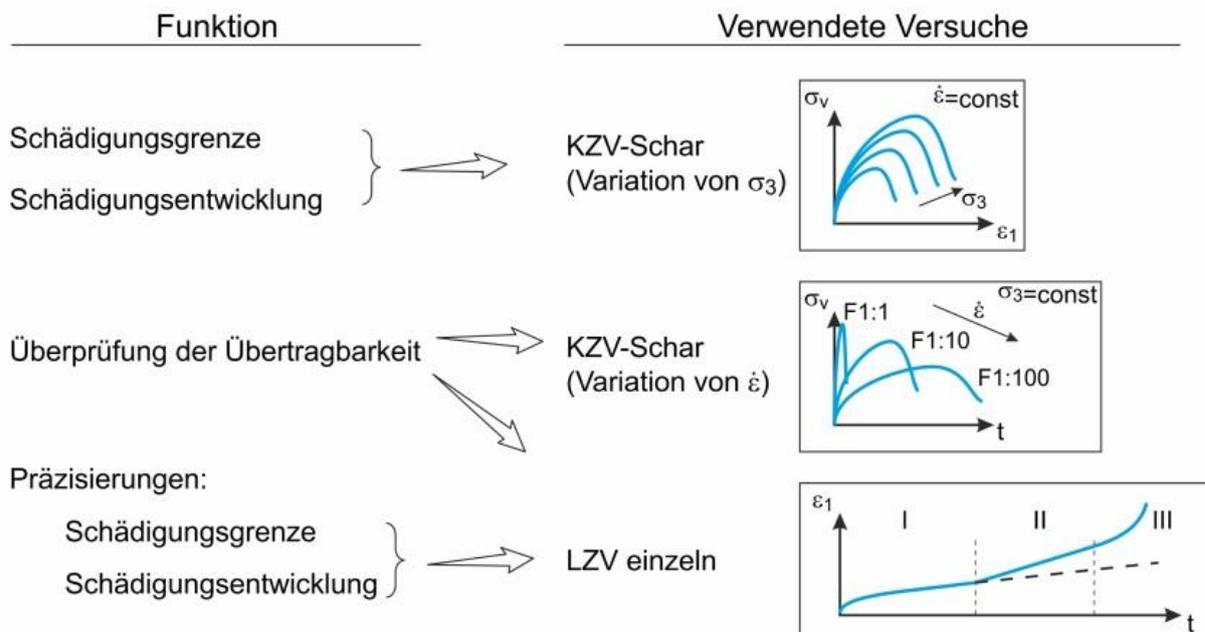


Bild 2.2: Laborative Versuchsbasis für den Schädigungsanteil aufgrund von deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* nach *Lerche & Dyogtyev (2017)*

der Materialparameterbestimmung stehen und die zeitintensiven mehrstufigen Kriechversuche mit mindestens zwei unterschiedlichen Laststufen unterhalb der Dilatanzgrenze sowie mindestens zwei Laststufen oberhalb der Dilatanzgrenze lediglich zur Überprüfung der zuvor ermittelten Materialparameter dienen und somit nur in einem geringeren Umfang erforderlich sind.

Grundsätzlich könnte es zunächst als wenig plausibel eingeschätzt werden, die Datenbasis zur Ermittlung der Schädigungsparameter für deviatorische Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze von triaxialen kraftgeregelten Langzeitversuchen hin zu verzerrungsgeregelten Kurzzeitversuchen zu verschieben, da die langfristigen Schädigungsprozesse in situ im Vergleich zu den Versuchsrandbedingungen der Kriechversuche bei noch geringeren Verformungsraten ablaufen. Demgegenüber stehen allerdings wesentliche Vorteile der neu entwickelten Untersuchungsmethodik, wobei hier insbesondere die um den Faktor 20 geringere Versuchsdauer von Kurzzeitversuchen gegenüber Langzeitversuchen zu nennen ist, was bei gleichem Zeitaufwand die Möglichkeit einer wesentlich höheren Versuchsanzahl und Ergebnisdichte bietet. Darüber hinaus bietet sich mit Hilfe dieser Untersuchungsmethodik die Möglichkeit, eine vergrößerte Datenbasis hinsichtlich eines erweiterten Beanspruchungsbereichs zur verbesserten Beschreibung der Abhängigkeit des Schädigungsprozesses vom Beanspruchungsniveau und von der Deformationsrate zu generieren, resultierend in einer Verringerung der Extrapolationsweite von den Laborversuchen auf den in situ relevanten Kriechratenbereich. Zudem ist auch hervorzuheben, dass die verzerrungsgeregelten Kurzzeitversuche einen intensiven akzelerierten Schädigungsprozess bis hin zur Restfestigkeit bei messtechnischer Beobachtung beinhalten und damit auch die Einbeziehung des Materialverhaltens von Steinsalz nach einem Bruch der untersuchten Prüfkörper in die physikalische Modellierung ermöglichen.

Im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* setzen aus deviatorischen Beanspruchungen resultierende schädigungsinduzierte Prozesse eine Überschreitung der Dilatanzgrenze β_{dil} durch die Vergleichsspannung σ_v nach *von Mises* voraus. Die Dilatanzgrenze β_{dil} wird laborativ aus triaxialen Festigkeitsversuchen abgeleitet und ist definiert als dasjenige Beanspruchungsniveau, ab dessen Überschreitung der Beginn des Schädigungsprozesses beobachtet wird. Die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierende schädigungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend *Lerche & Dyogtyev (2017)* bzw. *Lux et al. (2018)* mit Hilfe von Gl. (2.8) bestimmt:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{ds} = a_3 \cdot f(\eta_v) \cdot f(\eta_{dil}) \cdot f_1(\epsilon_{vol}) \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.8)$$

mit

$$f(\eta_v) = \frac{\sigma_v}{\eta_v},$$

$$f(\eta_{dil}) = f\left(\frac{\sigma_v}{\beta_{dil}}\right) = \exp\left(a_1 \cdot \frac{\langle \sigma_v - \beta_{dil} \rangle}{\beta_{dil}}\right) \cdot \left(\frac{\langle \sigma_v - \beta_{dil} \rangle}{\beta_{dil}}\right)^{a_{1,2}} = \exp\left(a_1 \cdot \frac{\langle F^{ds} \rangle}{\beta_{dil}}\right) \cdot \left(\frac{\langle F^{ds} \rangle}{\beta_{dil}}\right)^{a_{1,2}},$$

$$f_1(\varepsilon_{vol}) = \begin{cases} 1 & \text{für } \varepsilon_{vol} \leq \varepsilon_{vol,krit} \\ \exp\left(a_2 \cdot \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,krit}}{\varepsilon_{vol,rest}}\right) & \text{für } \varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,krit} \end{cases},$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$$

und

- $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ds}$ - aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierender schädigungsinduzierter Verzerrungsratentensor in d^{-1} ,
- η_v - kombinierter *Kelvin-Maxwell*-Viskositätsmodul entsprechend

$$\frac{1}{\eta_v} = \frac{1}{\eta_m} + \frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}}\right) \text{ in } MPa \cdot d,$$
- η_{dil} - Ausnutzungsgrad bezogen auf die Dilatanzgrenze entsprechend

$$\eta_{dil} = \frac{\sigma_v}{\beta_{dil}} \text{ in } -,$$
- ε_{vol} - Dilatanz in -,
- Q^{ds} - Potentialfunktion für deviatorische Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze in *MPa*,
- σ_{ij} - Spannungstensor in *MPa*,
- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in *MPa*,
- F^{ds} - Fließfunktion für deviatorische Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze in *MPa*,
- β_{dil} - Dilatanzgrenze in *MPa*,

-
- $\varepsilon_{vol,krit}$ - kritischer Dilatanzwert für eine beginnende Akzeleration des Schädigungsprozesses in -,
- $\varepsilon_{vol,rest}$ - Dilatanzwert, ab dem ein Erreichen des Nachbruchbereichs angenommen wird, in - und
- a_1, a_{1-2}, a_2, a_3 - Materialparameter in -.

Die sogenannte Fließfunktion F^{ds} , d.h. die Differenz aus der Vergleichsspannung σ_v nach von *Mises* und der Dilatanzgrenze β_{dil} , ist ein maßgeblicher Faktor für die Intensität des Schädigungsprozesses und wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.9) charakterisiert:

$$F^{ds} = \sigma_v - \beta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol}, \theta) \quad (2.9)$$

mit

$$\beta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol}, \theta) = \eta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol}) \cdot \beta(\sigma_3, \theta),$$

$$\eta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol}) = 1 - a_4(\varepsilon_{vol}) \cdot \exp(-a_5(\varepsilon_{vol}) \cdot \sigma_3),$$

$$a_4(\varepsilon_{vol}) = a_{4,0} + (a_{4,rest} - a_{4,0}) \cdot f_2(\varepsilon_{vol}),$$

$$a_5(\varepsilon_{vol}) = a_{5,0} + (a_{5,rest} - a_{5,0}) \cdot f_2(\varepsilon_{vol}),$$

$$f_2(\varepsilon_{vol}) = \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,krit}}{\varepsilon_{vol,rest} - \varepsilon_{vol,krit}},$$

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\theta),$$

$$\beta^{TC}(\sigma_3) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3),$$

$$k_\beta(\theta) = \left[\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right]^{-a_{10}}$$

und

$\beta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol}, \theta)$ - Schädigungs-/Dilatanzgrenze in *MPa* ,

$\eta_{dil}(\sigma_3, \varepsilon_{vol})$ - Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form eines Ausnutzungsgrades in -,

-
- $\beta(\sigma_3, \theta)$ - Bruchfestigkeitsfunktion aus triaxialen Festigkeitsversuchen in MPa ,
 - $\beta^{TC}(\sigma_3)$ - Festigkeitsfunktion unter TC-Beanspruchungen in MPa ,
 - $k_\beta(\theta)$ - Funktion zur Beschreibung des Spannungsgeometrieinflusses auf die Festigkeit in -,
 - $\varepsilon_{vol,krit}$ - kritischer Dilatanzwert für eine beginnende Akzeleration des Schädigungsprozesses in -,
 - $\varepsilon_{vol,rest}$ - Dilatanzwert, ab dem ein Erreichen des Nachbruchbereichs angenommen wird, in -,
 - σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,
 - σ_3 - Minimalspannung in MPa ,
 - θ - *Lode*-Winkel in rad ,
 - $a_{4,0}, a_{4,rest}, a_9, a_{10}$ - Materialparameter in -,
 - $a_{5,0}, a_{5,rest}, a_8$ - Materialparameter in MPa^{-1} und
 - a_6, a_7 - Materialparameter in MPa .

Die Richtungsverteilung der aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierenden schädigungsinduzierten Verzerrungsratenkomponenten $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ds}$ für triaxiale Kompressionsbeanspruchungszustände (TC), für triaxiale Extensionsbeanspruchungszustände (TE) sowie für beliebige dreiaxiale Beanspruchungszustände erfolgt im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* mittels der in Gl. (2.10), Gl. (2.11) und Gl. (2.12) dargestellten Ableitungen der Potentialfunktion Q^{ds} in Richtung der Hauptspannungen:

$$\frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_1} = \frac{3}{2} \cdot \frac{s_1}{\sigma_v} \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{s_2}{\sigma_v} + a_0 \cdot c_0 \cdot \frac{1}{2} \cdot \cos\left(\frac{3}{2} \cdot \theta + \frac{\pi}{4}\right) \quad (2.11)$$

$$\frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_3} = \frac{3}{2} \cdot \frac{s_3}{\sigma_v} + a_0 \cdot c_0 \cdot \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \cos\left(\frac{3}{2} \cdot \theta + \frac{\pi}{4}\right)\right) \quad (2.12)$$

mit

- s_1, s_2, s_3 - Hauptkomponenten des deviatorischen Spannungstensors in MPa ,
- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,
- θ - *Lode*-Winkel in rad und
- a_0, c_0 - Materialparameter in -.

Die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierende Gefügeschädigung mit einhergehender Rissbildung führt zu einer Volumenzunahme bzw. dilatanten Deformation des Steinsalzes. Die zugehörige Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}^{ds}$ ergibt sich im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.13) als erste Invariante bzw. als Spur des zugehörigen Verzerrungsratentensors $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ds}$:

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^{ds} = \sum_i \dot{\varepsilon}_{ii}^{ds} \quad (2.13)$$

Neben den schädigungsinduzierten Verzerrungen ε_{ij}^d und der Dilatanz ε_{vol} wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* auch noch die Schädigungsvariable d berücksichtigt, die laborativ anhand der Messwerte zur Ultraschallwellenlaufgeschwindigkeit v entsprechend Gl. (2.14) ermittelt werden kann, wobei v_0 der Ultraschallwellenlaufgeschwindigkeit zu Versuchsbeginn vor der ersten Prüfkörperbelastung entspricht:

$$d = \left[1 - \left(\frac{v}{v_0} \right)^2 \right] \quad (2.14)$$

Es ist an dieser Stelle darauf hinzuweisen, dass die Schädigungsvariable d im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* lediglich eine mitlaufende Variable ohne Rückkopplung zu anderen Materialgrößen im Stoffmodell ist.

Die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierende Erhöhung der Schädigungsvariable d wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.15) bestimmt:

$$\dot{d}^{ds} = a_{15} \cdot f(\eta_v) \cdot f(\eta_{dil}) \cdot f_1(\varepsilon_{vol}) \quad (2.15)$$

mit

- a_{15} - Materialparameter in -.

(c/2) *Schädigungsinduzierte Verzerrungen aufgrund von Zugspannungen*

Wie bereits vorstehend angedeutet, können neben deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze auch Zugspannungen im Steinsalz zu einer Gefügeschädigung führen. Die Materialfestigkeit hinsichtlich Zugspannungsbeanspruchungen wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* analog zur Materialfestigkeit hinsichtlich deviatorischer Beanspruchungen unterschieden in eine Zugbruchfestigkeit $\beta_{failure}^{dt}$ und eine Zugdilatanzfestigkeit $\beta_{dilatancy}^{dt}$.

Die Zugbruchfestigkeit $\beta_{failure}^{dt}$ ist im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.16) definiert:

$$\beta_{failure}^{dt}(\varepsilon_{vol}) = \beta_0^{dt} + (\beta_{rest}^{dt} - \beta_0^{dt}) \cdot f_5(\varepsilon_{vol}) \quad (2.16)$$

mit

$$f_5(\varepsilon_{vol}) = \begin{cases} 0 & \text{für } \varepsilon_{vol} < \varepsilon_{vol,ugr} \\ 1 - \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,ogr}}{\varepsilon_{vol,ogr} - \varepsilon_{vol,ugr}} & \text{für } \varepsilon_{vol,ugr} < \varepsilon_{vol} < \varepsilon_{vol,ogr} \\ 1 & \text{für } \varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,ogr} \end{cases}$$

und

β_0^{dt} - Zugbruchfestigkeit von ungeschädigtem Steinsalz in *MPa* ,

β_{rest}^{dt} - Zugbruchfestigkeit von geschädigtem Steinsalz mit einer Dilatanz $\varepsilon_{vol} > \varepsilon_{vol,ogr}$ in *MPa* ,

$\varepsilon_{vol,ugr}$ - Dilatanzwert, ab dem eine Abnahme der Zugbruchfestigkeit beobachtet wird, in - und

$\varepsilon_{vol,ogr}$ - Dilatanzwert, ab dem die Rest-Zugbruchfestigkeit β_{rest}^{dt} erreicht wird, in -.

Sobald in einem Iterationsschritt für eine Berechnungszone eine Zugspannung oberhalb der Zugbruchfestigkeit ausgewiesen wird, wird diese Spannung instantan auf das Niveau der Zugbruchfestigkeit zurückgeführt und es werden die zugehörigen schädigungsinduzierten Verzerrungen inkl. der zugehörigen Volumenzunahme bzw. Dilatanz mit Hilfe des *Hookeschen* Stoffmodells berechnet. Dieser Modellierungsansatz zum Umgang mit Zugspannungen oberhalb der Materialzugfestigkeit wird in der Literatur üblicherweise als „tension cut-off“-Methode bezeichnet.

Die Zugdilatanzfestigkeit $\beta_{dilatancy}^{dt}$ ist im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.17) definiert:

$$\beta_{dilatancy}^{dt}(\varepsilon_{vol}) = \frac{\beta_{failure}^{dt}(\varepsilon_{vol})}{z_2} \quad (2.17)$$

mit

z_2 - Materialparameter in -.

Liegen in einer oder mehreren Hauptspannungsrichtungen Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit $\beta_{dilatancy}^{dt}$ vor, so wird in die entsprechende Richtung eine aus Zugspannungen resultierende schädigungsinduzierte Hauptverzerrungsrate nach Gl. (2.18) berechnet:

$$\dot{\varepsilon}_i^{dt} = z_3 \cdot f(\eta_v) \cdot f(\eta_{dilatancy}^{dt}) \cdot \frac{\partial Q^{dt}}{\partial \sigma_i} \quad \text{für } i \in \{1, 2, 3\} \quad (2.18)$$

mit

$$f(\eta_v) = \frac{\sigma_v}{\eta_v},$$

$$f(\eta_{dilatancy}^{dt}) = f\left(\frac{(-\sigma_i)}{\beta_{dilatancy}^{dt}}\right) = \left(\frac{\langle(-\sigma_i) - \beta_{dilatancy}^{dt}\rangle}{\beta_{dilatancy}^{dt}}\right)^{z_1} = \left(\frac{\langle F_{dilatancy}^{dt,i} \rangle}{\beta_{dilatancy}^{dt}}\right)^{z_1} \quad \text{für } i \in \{1, 2, 3\},$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$$

und

$\dot{\varepsilon}_i^{dt}$ - bei Zugbeanspruchung oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit in Richtung dieser Zugbeanspruchung resultierende schädigungsinduzierte Hauptverzerrungsrate in d^{-1} ,

η_v - kombinierter *Kelvin-Maxwell*-Viskositätsmodul entsprechend

$$\frac{1}{\eta_v} = \frac{1}{\eta_m} + \frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}}\right) \text{ in } MPa \cdot d,$$

$\eta_{dilatancy}^{dt}$ - Ausnutzungsgrad bezogen auf die Zugdilatanzfestigkeit entsprechend

$$\eta_{dilatancy}^{dt} = \frac{(-\sigma_i)}{\beta_{dilatancy}^{dt}} \text{ in -},$$

-
- Q^{dt} - Potentialfunktion für Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit in MPa ,
 σ_i - Hauptspannungen ($i \in \{1, 2, 3\}$) in MPa ,
 σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,
 $F_{dilatancy}^{dt,i}$ - Fließfunktion bezogen auf die Hauptspannungen σ_i ($i \in \{1, 2, 3\}$) für Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit in MPa ,
 $\beta_{dilatancy}^{dt}$ - Zugdilatanzfestigkeit in MPa und
 z_1, z_3 - Materialparameter in -.

Die Fließfunktion $F_{dilatancy}^{dt,i}$ bezogen auf die Hauptspannungen σ_i ($i \in \{1, 2, 3\}$) für Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit $\beta_{dilatancy}^{dt}$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* entsprechend Gl. (2.19) charakterisiert:

$$F_{dilatancy}^{dt,i} = (-\sigma_i) - \beta_{dilatancy}^{dt} \quad \text{für } i \in \{1, 2, 3\} \quad (2.19)$$

mit

- σ_i - Hauptspannungen ($i \in \{1, 2, 3\}$) in MPa und
 $\beta_{dilatancy}^{dt}$ - Zugdilatanzfestigkeit in MPa .

Analog zur Richtungsverteilung der aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze resultierenden schädigungsinduzierten Verzerrungsratenkomponenten $\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}$ für triaxiale Kompressionsbeanspruchungszustände (TC), für triaxiale Extensionsbeanspruchungszustände (TE) sowie für beliebige dreiaxiale Beanspruchungszustände erfolgt die Richtungsverteilung der aus Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugdilatanzfestigkeit im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* mittels der in Gl. (2.20) dargestellten Ableitung der Potentialfunktion Q^{dt} in Richtung der Hauptspannungen σ_i :

$$\frac{\partial Q^{dt}}{\partial \sigma_i} = \begin{cases} 1 & \text{für } \sigma_i > \beta_{dilatancy}^{dt} \\ 0 & \text{für } \sigma_i \leq \beta_{dilatancy}^{dt} \end{cases} \quad \text{für } i \in \{1, 2, 3\} \quad (2.20)$$

mit

- σ_i - Hauptspannungen ($i \in \{1, 2, 3\}$) in MPa und

$\beta_{dilatancy}^{dt}$ - Zugdilatanzfestigkeit in MPa .

Die Bestimmung der zugschädigungsinduzierten Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}^{dt}$ erfolgt mit Hilfe von Gl. (2.21):

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^{dt} = \sum_i \dot{\varepsilon}_i^{dt} . \quad (2.21)$$

Aufgrund fehlender laborativer Daten wird zudem angenommen, dass sich die zugschädigungsinduzierte Erhöhung des Schädigungsparameters d parallel zur zugschädigungsinduzierten Erhöhung der Dilatanz ε_{vol} entwickelt, d.h. es gilt entsprechend Gl. (2.22):

$$\dot{d}^{dt} = \dot{\varepsilon}_{vol}^{dt} . \quad (2.22)$$

(d) *Schädigungsrückbildungsinduzierte Verzerrungen*

Die Modellierung der schädigungsrückbildungsinduzierten Verzerrungen erfolgt im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* basierend auf dem in *Lerche (2012)* sowie in *Eberth (2008)* und *Wolters (2014)* vorgestellten Schädigungsrückbildungsmodell (vereinfacht auch als Verheilungsmodell bezeichnet), welches seinerseits auf dem Verheilungsansatz nach *Eberth (2008)* basiert. In diesem Verheilungsmodell sind die drei Spannungen σ_{\parallel} , σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} von signifikanter Bedeutung, da mit Hilfe dieser Spannungen im Rahmen des Dilatanz- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesses die vorhandene Rissgeometrie berücksichtigt wird. Die Berücksichtigung der Rissgeometrie erfolgt dabei derart, dass bei einem beliebigen Verheilungsbeanspruchungszustand zunächst der gegebene Spannungstensor nach Gl. (2.23)

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (2.23)$$

in ein Koordinatensystem überführt wird, das parallel und normal zur Hauptrissrichtung ausgerichtet ist. Da im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* der Schädigungsparameter d kein Tensor, sondern ein skalarer Wert ist, wird die Koordinatentransformation des Spannungstensors $\underline{\underline{\sigma}}$ ausgerichtet am Tensor der aus der Vorgeschichte resultierenden Summe der schädigungsinduzierten und der schädigungsrückbildungsinduzierten Verzerrungen entsprechend Gl. (2.24):

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^{dh} = \underline{\underline{\varepsilon}}^d + \underline{\underline{\varepsilon}}^h = \begin{pmatrix} \varepsilon_x^d + \varepsilon_x^h & \frac{1}{2}(\gamma_{xy}^d + \gamma_{xy}^h) & \frac{1}{2}(\gamma_{xz}^d + \gamma_{xz}^h) \\ \frac{1}{2}(\gamma_{yx}^d + \gamma_{yx}^h) & \varepsilon_y^d + \varepsilon_y^h & \frac{1}{2}(\gamma_{yz}^d + \gamma_{yz}^h) \\ \frac{1}{2}(\gamma_{zx}^d + \gamma_{zx}^h) & \frac{1}{2}(\gamma_{zy}^d + \gamma_{zy}^h) & \varepsilon_z^d + \varepsilon_z^h \end{pmatrix}. \quad (2.24)$$

Aufbauend auf dem Ansatz, dass die Risse sich vornehmlich normal zur Rissrichtung aufweiten, wird die größte schädigungsinduzierte Dehnung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse als normal zur Rissrichtung gerichtet definiert und mit $\varepsilon_{\perp_2}^{dh}$ bezeichnet, während die größte schädigungsinduzierte Stauchung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse als parallel zur Rissrichtung gerichtet definiert und mit $\varepsilon_{\parallel}^{dh}$ bezeichnet wird. Die Richtung der in einem rechtwinkligen Koordinatensystem verbleibenden schädigungsinduzierten Verzerrung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse ergibt sich somit zwangsläufig als normal zu der von $\varepsilon_{\perp_2}^{dh}$ und $\varepsilon_{\parallel}^{dh}$ aufgespannten Ebene. Die schädigungsinduzierte Verzerrung in dieser Richtung unter Berücksichtigung eventuell bereits abgelaufener Schädigungsrückbildungsprozesse wird mit $\varepsilon_{\perp_1}^{dh}$ bezeichnet. In Abhängigkeit von der aus der vorlaufenden Beanspruchung resultierenden Rissgeometrie ist die Verzerrung $\varepsilon_{\perp_1}^{dh}$ entweder eine Stauchung oder eine Dehnung. Die Verzerrungen $\varepsilon_{\perp_2}^{dh}$, $\varepsilon_{\parallel}^{dh}$ und $\varepsilon_{\perp_1}^{dh}$ lassen sich bestimmen, indem der Tensor $\underline{\underline{\varepsilon}}^{dh}$ entsprechend Gl. (2.25) in sein Hauptachsensystem transformiert wird mit Hilfe einer Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$:

$$\underline{\underline{A}}^T \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{xy}^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{xz}^{dh} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx}^{dh} & \varepsilon_y^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{yz}^{dh} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx}^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{zy}^{dh} & \varepsilon_z^{dh} \end{pmatrix} \cdot \underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} \varepsilon_1^{dh} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_2^{dh} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_3^{dh} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{\parallel}^{dh} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{\perp_1}^{dh} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{\perp_2}^{dh} \end{pmatrix}. \quad (2.25)$$

Dabei gilt $\varepsilon_1^{dh} \geq \varepsilon_2^{dh} \geq \varepsilon_3^{dh}$, da die Verzerrungen $\varepsilon_{\perp_2}^{dh}$, $\varepsilon_{\parallel}^{dh}$ und $\varepsilon_{\perp_1}^{dh}$ identisch sind mit den schädigungsinduzierten Hauptverzerrungen ε_3^{dh} , ε_1^{dh} und ε_2^{dh} . Die Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$ ergibt sich entsprechend Gl. (2.26) wie folgt:

$$\underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{pmatrix}. \quad (2.26)$$

Unter Verwendung der gleichen Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$ kann mit Gl. (2.27)

$$\underline{\underline{A}}^T \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \cdot \underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} \sigma_{\parallel} & & \\ & \sigma_{\perp_1} & \\ & & \sigma_{\perp_2} \end{pmatrix} \quad (2.27)$$

analog zu Gl. (2.25) der Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ nach Gl. (2.23) in das gewünschte Koordinatensystem parallel und normal zur Rissrichtung transformiert werden, wobei allerdings nicht davon auszugehen ist, dass sich die Nebendiagonaleinträge des Spannungstensors nach der Koordinatentransformation zu 0 ergeben. Durch Einsetzen von Gl. (2.26) in Gl. (2.27) ergeben sich die drei Spannungen σ_{\parallel} , σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} zu:

$$\begin{aligned} \sigma_{\parallel} = & (a_{11}\sigma_x + a_{21}\tau_{yx} + a_{31}\tau_{zx}) \cdot a_{11} + (a_{11}\tau_{xy} + a_{21}\sigma_y + a_{31}\tau_{zy}) \cdot a_{21} + \\ & + (a_{11}\tau_{xz} + a_{21}\tau_{yz} + a_{31}\sigma_z) \cdot a_{31} \end{aligned} \quad (2.28)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\perp_1} = & (a_{12}\sigma_x + a_{22}\tau_{yx} + a_{32}\tau_{zx}) \cdot a_{12} + (a_{12}\tau_{xy} + a_{22}\sigma_y + a_{32}\tau_{zy}) \cdot a_{22} + \\ & + (a_{12}\tau_{xz} + a_{22}\tau_{yz} + a_{32}\sigma_z) \cdot a_{32} \end{aligned} \quad (2.29)$$

und

$$\begin{aligned} \sigma_{\perp_2} = & (a_{13}\sigma_x + a_{23}\tau_{yx} + a_{33}\tau_{zx}) \cdot a_{13} + (a_{13}\tau_{xy} + a_{23}\sigma_y + a_{33}\tau_{zy}) \cdot a_{23} + \\ & + (a_{13}\tau_{xz} + a_{23}\tau_{yz} + a_{33}\sigma_z) \cdot a_{33} \end{aligned} \quad (2.30)$$

Neben den drei Spannungen σ_{\parallel} , σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} hat im Verheilungsmodell des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* auch der als Rissgeometriewinkel θ_R bezeichnete Parameter eine signifikante Bedeutung. Dieser Rissgeometriewinkel θ_R wird berechnet aus dem Verzerrungstensor $\underline{\underline{\varepsilon}}^{dh}$ nach Gl. (2.24) analog zum *Lode*-Winkel einer beliebigen Belastungsgeometrie.

Es ist somit festzustellen, dass der auf die Rissgeometrie ausgerichtete Spannungstensor konsequent bei allen Aspekten der Schädigungs- bzw. Dilatanrückbildung angewendet wird, insbesondere auch bei der Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanrückbildung (= Verheilungsgrenze) F^h .

Mit Blick auf die vorstehend skizzierten Überlegungen werden die schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze beschrieben durch den in *Lerche (2012)* entwickelten Ansatz entsprechend Gl. (2.31):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left(\frac{\langle \dot{M} \rangle}{fc_1} + \frac{\langle F^h \rangle}{fs_1} \right) \cdot \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.31)$$

mit

$$M = \frac{1}{2} \cdot \left(\sigma_{\perp_2} + \frac{\frac{\pi}{6} - \theta_R}{\frac{\pi}{3}} \cdot \sigma_{\perp_1} \right),$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$$

und

- θ_R - Rissgeometriewinkel in *rad* ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in *MPa* ,
- $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ - Tensor der schädigungsrückbildungsinduzierten Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- ε_{vol} - Dilatanz in - ,
- F^h - Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung in *MPa* ,
- Q^h - Potentialfunktionen für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung in *MPa* ,
- σ_{ij} - Tensor der Spannungen in *MPa* ,
- fc_1 - Materialparameter in *MPa* und
- fs_1 - Materialparameter in *MPa · d* ,

wobei die in Gl. (2.31) verwendete Fließfunktion F^h für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* als Weiterentwicklung gegenüber *Lerche (2012)* und *Wolters (2014)* definiert ist entsprechend Gl. (2.32):

$$F^h = \left(1 - \frac{a_4(\varepsilon_{vol})}{a_{11}} \cdot \exp(-a_5(\varepsilon_{vol}) \cdot \sigma_{\perp_2}) \right) \cdot \left(a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_{\perp_2}) \right) \cdot k_b(\theta_R) - \sigma_v \quad (2.32)$$

mit

$$a_4(\varepsilon_{vol}) = a_{4,0} + (a_{4,rest} - a_{4,0}) \cdot f_2(\varepsilon_{vol}),$$

$$a_5(\varepsilon_{vol}) = a_{5,0} + (a_{5,rest} - a_{5,0}) \cdot f_2(\varepsilon_{vol}),$$

$$f_2(\varepsilon_{vol}) = \frac{\varepsilon_{vol} - \varepsilon_{vol,krit}}{\varepsilon_{vol,rest} - \varepsilon_{vol,krit}},$$

$$k_b(\theta_R) = \left[\cos\left(\theta_R + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta_R + \frac{\pi}{6}\right) \right]^{-a_{10}}$$

und

- $\varepsilon_{vol,krit}$ - kritischer Dilatanzwert für eine beginnende Akzeleration des Schädigungsprozesses in -,
- $\varepsilon_{vol,rest}$ - Dilatanzwert, ab dem ein Erreichen des Nachbruchbereichs angenommen wird, in -,
- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in *MPa* ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in *MPa* ,
- θ_R - Rissgeometriewinkel in *rad* ,
- $a_{4,0}, a_{4,rest}, a_9, a_{10}, a_{11}$ - Materialparameter in -,
- $a_{5,0}, a_{5,rest}, a_8$ - Materialparameter in *MPa*⁻¹ und
- a_6, a_7 - Materialparameter in *MPa* .

Gl. (2.33) beschreibt die von *Lerche (2012)* vorgeschlagene Potentialfunktion Q^h für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*:

$$Q^h = \frac{1}{3} \cdot (1 + k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^n + \frac{1}{3} \cdot (1 - k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^n \quad (2.33)$$

mit

$$k_\theta = \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}}$$

und

- θ_R - Rissgeometriewinkel in *rad* ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in *MPa* ,
- σ^* - Normierungsspannung 1 *MPa* und
- n - Materialparameter in -.

Die zeitliche Entwicklung des Schädigungsparameters d wird bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* modelliert durch die kinetische Gleichung entsprechend Gl. (2.34)

$$\dot{d}^h = -d^h \cdot \left(\frac{\langle \dot{M} \rangle}{fc_1 \cdot fc_2} + \frac{\langle F^h \rangle}{fs_1 \cdot fs_2} \right) \quad (2.34)$$

mit

$$M = \frac{1}{2} \cdot \left(\sigma_{\perp_2} + \frac{\frac{\pi}{6} - \theta_R}{\frac{\pi}{3}} \cdot \sigma_{\perp_1} \right),$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$$

und

- θ_R - Rissgeometriewinkel in *rad* ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in *MPa* ,
- \dot{d}^h - Schädigungsrückbildungsrate in d^{-1} ,
- fc_1 - Materialparameter in *MPa* ,
- fs_1 - Materialparameter in *MPa* · d und
- fc_2, fs_2 - Materialparameter in - ,

Anzumerken ist auch hier nochmals, dass der Schädigungsparameter d im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* derzeit nur ein mitlaufender Parameter ist und keine mechanische Auswirkung auf die weiteren ablaufenden Prozesse hat.

Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} wird bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* analog zum Schädigungs-Teilmodell beschrieben durch eine schädigungsrückbildungsinduzierte Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}^h$ als Summe der drei schädigungsrückbildungsinduzierten Hauptverzerrungsraten entsprechend Gl. (2.35)

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = \dot{\varepsilon}_1^h + \dot{\varepsilon}_2^h + \dot{\varepsilon}_3^h \quad (2.35)$$

mit

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{vol}^h & - \text{schädigungsrückbildungsinduzierte Dilatanzrate in } d^{-1} \text{ und} \\ \dot{\varepsilon}_1^h, \dot{\varepsilon}_2^h, \dot{\varepsilon}_3^h & - \text{schädigungsrückbildungsinduzierte Hauptverzerrungsraten in } d^{-1} \end{aligned}$$

bzw. als Summe der drei schädigungsrückbildungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten entsprechend Gl. (2.36)

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = \dot{\varepsilon}_x^h + \dot{\varepsilon}_y^h + \dot{\varepsilon}_z^h \quad (2.36)$$

mit

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{vol}^h & - \text{schädigungsrückbildungsinduzierte Dilatanzrate in } d^{-1} \text{ und} \\ \dot{\varepsilon}_x^h, \dot{\varepsilon}_y^h, \dot{\varepsilon}_z^h & - \text{schädigungsrückbildungsinduzierte Koordinatenverzerrungsraten in } d^{-1}. \end{aligned}$$

Mit Berücksichtigung der schädigungsrückbildungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten nach Gl. (2.31) in Gl. (2.36) ergibt die kinetische Gleichung entsprechend Gl. (2.37) für die zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*:

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left(\frac{\langle \dot{M} \rangle}{fc_1} + \frac{\langle F^h \rangle}{fs_1} \right) \cdot \frac{1}{3} \cdot n \cdot \left((1+k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^{n-1} + (1-k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^{n-1} \right) \quad (2.37)$$

mit

$$M = \frac{1}{2} \cdot \left(\sigma_{\perp_2} + \frac{\frac{\pi}{6} - \theta_R}{\frac{\pi}{3}} \cdot \sigma_{\perp_1} \right),$$

$$k_\theta = \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}},$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$$

und

- θ_R - Rissgeometriewinkel in *rad* ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in *MPa* ,
- $\dot{\varepsilon}_{vol}^h$ - schädigungsrückbildungsinduzierte Dilatanzrate in d^{-1} ,
- ε_{vol} - Dilatanz in - ,
- F^h - Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung in *MPa* ,
- σ^* - Normierungsspannung 1 *MPa* ,
- fc_1 - Materialparameter in *MPa* ,
- fs_1 - Materialparameter in *MPa · d* und
- n - Materialparameter in - .

Abschließend ist noch darauf hinzuweisen, dass eine Rückbildung (Verheilung) von Schädigungen und dilatanten Deformationen nicht möglich ist, wenn zuvor keine Schädigung erfolgt ist.

3 Arbeitspaket 1: Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen

3.1 Einleitung und Zielstellung

Das Konvergenzverhalten des Steinsalzgebirges bei untertägigen offenen Hohlräumen wird nicht nur vom räumlich begrenzten konturnahen Spannungsfeld mit zeitweise relativ hohen Deviatorspannungen, sondern auch und möglicherweise sogar maßgeblich vom Spannungsfeld in der großräumigen Hohlraumumgebung mit relativ kleinen Deviatorspannungen (hier auch als Differenzspannungen bezeichnet) geprägt. Auch im Nahfeld eines Hohlraums können sich die Deviatorspannungen im Lauf der Zeit signifikant hin zu relativ kleinen Deviatorspannungen reduzieren, z.B. durch das Aufkriechen des Steinsalzgebirges auf ein Verschlussbauwerk bzw. auf ein in den Hohlraum eingebrachtes Versatzmaterial, das mit zunehmender Verformung zum Aufbau eines Kontaktdrucks zwischen Gebirge und Verschlussmaterial und somit zu einem Abbau der konturnahen Deviatorspannungen führt. Der zeitliche Verlauf des Kontaktdruckaufbaus ist einerseits von den Kriecheigenschaften des Gebirges und andererseits auch von den Steifigkeitseigenschaften des in den Hohlraum eingebrachten Materials abhängig. Bei einem relativ steifen Material (z.B. Sorelbeton als Material für ein Abdichtungsbauwerk) resultiert bei gleicher Kriechfähigkeit des Steinsalzgebirges ein schnellerer Kontaktdruckaufbau als bei einem weicheren und kompressibleren Material (z.B. Salzgrus als Hohlraumversatzmaterial). Hierbei ist hervorzuheben, dass sowohl das Steinsalzgebirge im Fernfeld des Hohlraums mit geringen Deviatorspannungen wie auch das Steinsalzgebirge im Nahfeld des Hohlraums mit zeitweise relativ hohen und im Lauf der Zeit dann abnehmenden Deviatorspannungen zum Aufkriechen des Gebirges auf das in den Hohlraum eingebrachte Material beitragen.

Zur rechnerischen Simulation des Tragverhaltens eines Steinsalzgebirges im Umfeld untertägiger Hohlräume sind mit Blick auf die vorstehenden Ausführungen möglichst verlässliche Kenntnisse zum Kriechverhalten von natürlichem Steinsalz bei in situ vorliegenden Gebirgstemperaturen und kleinen deviatorischen Spannungen in Verbindung mit einem geeigneten Ansatz zur physikalischen Modellierung der ablaufenden Verformungsmechanismen notwendig. Grundlage dafür ist eine solide experimentelle Datenbasis. Vor diesem Hintergrund sind zunächst Untersuchungen von *Bérest et al. (2005)* und *Bérest et al. (2012)* zu nennen. Das Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen wurde dabei in Kriechversuchen unter Tage untersucht, um angesichts der Temperatursensibilität des Kriechverhaltens und der langen Untersuchungszeiträume aufgrund der nur sehr geringen Deformationen eine gleichbleibende Temperatur sicherzustellen. Hierzu wurden wenige uniaxiale Versuche bei einer axialen Spannung von weit unter

1 MPa durchgeführt, die aber aufgrund sehr geringer zu erfassender Deformationen und eines nicht auszuschließenden Schädigungseinflusses keine zuverlässige Ermittlung der stationären Kriechrate erlauben. Des Weiteren ist als natürliches Analogon zu Existenz und Auswirkung kleiner Deviatorspannungen im Salinargebirge das Absinken von Anhydrit-Einschlüssen in Steinsalzegebirge zu nennen, welches von *Li et al. (2012)* numerisch modelliert wurde. Dieses Verhalten ist messtechnisch allerdings nicht erfassbar.

Die extrem geringen Verformungsraten bei kleinen Deviatorspannungen führen dazu, dass zur laborativen Untersuchung des Kriechverhaltens von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen bis zum Erreichen eines stationären Kriechverhaltens sehr lange Versuchszeiten benötigt werden. Zudem erfordern derartige laborative Untersuchungen sowohl eine hochauflösende Messtechnik wie auch nahezu perfekt konstante Versuchsrandbedingungen, da schon geringe Schwankungen bei der Versuchstemperatur oder der Belastung zu signifikant unterschiedlichen Kriechraten führen können, weshalb aus der Vergangenheit bisher nur wenige diesen versuchstechnisch äußerst anspruchsvollen Anforderungen entsprechende Versuchsdaten vorliegen. Aufgrund der als nicht hinreichend eingestuften Datenbasis zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen wurden daher im Verbundprojekt WEIMOS eigene Laborversuche zu dieser Thematik durchgeführt. Ziel dieser Untersuchungen war es, die im vorangegangenen Verbundprojekt ermittelten stationären Kriechraten bei Deviatorspannungen von $\sigma_v \geq 4 \text{ MPa}$ für den Steinsalztyp *clean salt* aus der Waste Isolation Plant (WIPP) mit Daten auch für kleinere Deviatorspannungen zu ergänzen. Bild 3.1 zeigt die vorhandene Datenbasis aus vor Beginn des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführten Laborversuchen zur Ermittlung der stationären Kriechrate mit Fokussierung auf kleine Deviatorspannungen. Die folgenden zwei zentralen Befunde sind aus Bild 3.1 zu ersehen:

- (1) Die Versuche sind bei sehr unterschiedlichen Temperaturen und Deviatorspannungen durchgeführt worden. Auch die Steinsalzarten waren unterschiedlich.
- (2) In dem doppelt-logarithmischen Diagramm sind für Deviatorspannungen $\sigma_v \leq 5 \text{ MPa}$ Kriechraten zu verzeichnen, die deutlich größer sind als sie nach dem Stoffmodell von *Norton-Hoff* (Potenzansatz) zu erwarten wären und die durch einen exponentiellen Ansatz wie im Stoffmodell *Lubby2* besser zu beschreiben wären.

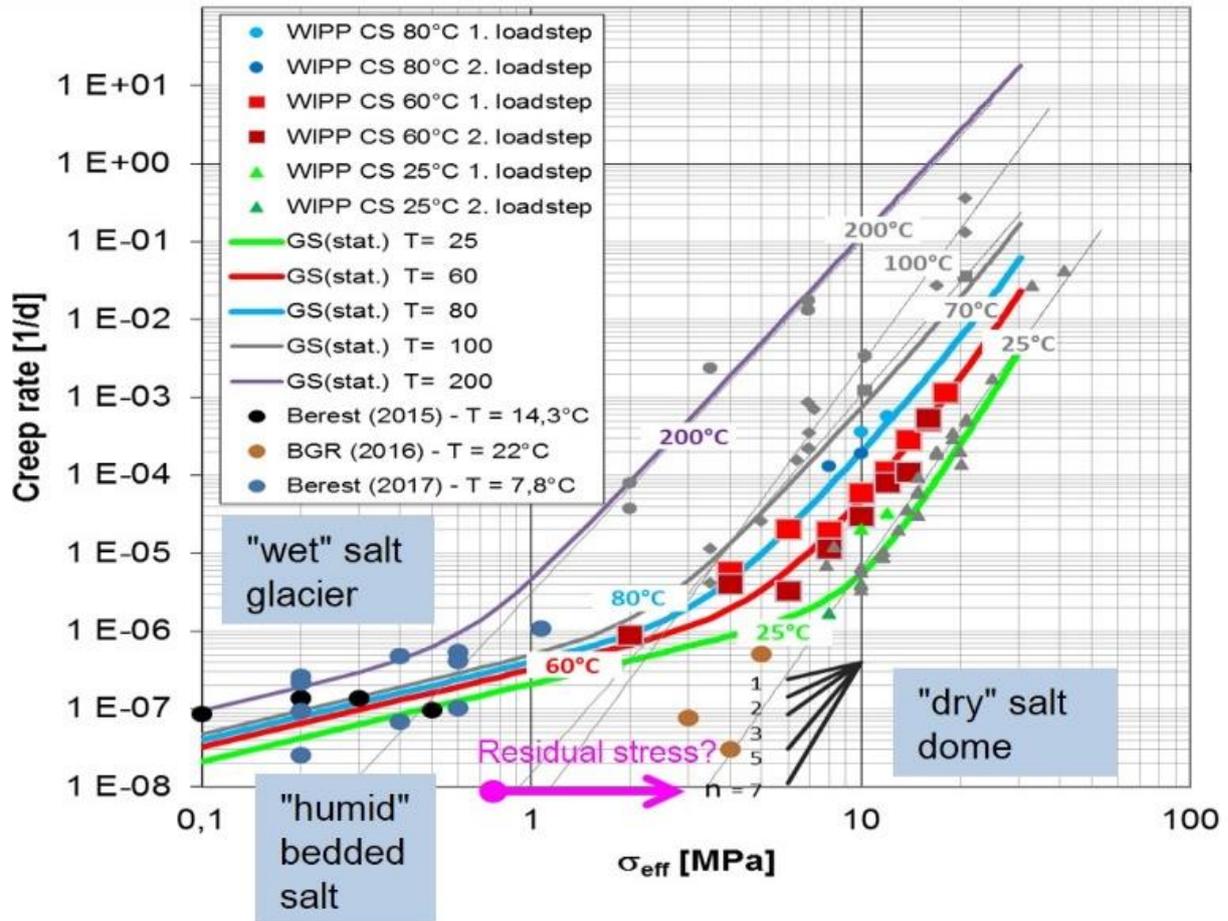


Bild 3.1: Darstellung der stationären Kriechraten aus Versuchen mit unterschiedlichen Temperaturen und Deviatorspannungen sowie Steinsalzarten

3.2 Laborative Untersuchungen zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen

Laborative Untersuchungen zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen bedeuten aus experimenteller Sicht insbesondere die Realisierung von Kriechversuchen bei $\sigma_v \leq 6 \text{ MPa}$. Damit ergänzen die im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten Laborversuche zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen die bereits im Rahmen des vorangegangenen Verbundprojektes vom IfG durchgeführten laborativen Untersuchungen zur Bestimmung der stationären Kriechrate, die je nach Versuchstemperatur mit Deviatorspannungen im Bereich von $\sigma_v = 4\text{--}22 \text{ MPa}$ erfolgten. Bei diesen Langzeitkriechversuchen kam ein neu entwickelter Versuchsansatz des Projektpartners IfG zur systematischen Durchführung von Kriechversuchen zur Anwendung, bei dem eine Einschätzung bzw. eine Ableitung der stationären Kriechrate in vergleichsweise kurzer Versuchsdauer von lediglich etwa 2 Monaten über eine Ein-

grenzung der Kriechrate für ein vorgegebenes Beanspruchungsniveau durch Be- und Entlastungsphasen in mehreren Versuchen möglich ist. Für die Untersuchungen im Verbundprojekt WEIMOS sind ausschließlich triaxiale Kriechversuche mit einer vorhergehenden Rekompaktionsphase (Konsolidierungsphase) durchgeführt worden, um eine Verfälschung der Messergebnisse durch vorschädigungsbedingte Kompaktionseffekte zu vermeiden und eine möglichst dilatanzfreie Versuchsdurchführung zu gewährleisten. Unter den hier relevanten Versuchsrandbedingungen sind im Steinsalz extrem kleine stationäre Kriechraten mit $\dot{\epsilon}^{st} \approx 10^{-6} - 10^{-9} d^{-1}$ zu erwarten, so dass für eine zuverlässige laborative Bestimmung der stationären Kriechrate eine extreme Messgenauigkeit bei den Verformungsmessungen und eine sehr hohe Stabilität der Versuchsrandbedingungen während einer praktikablen Versuchszeit von z.B. $\geq 100 d$ pro Laststufe gewährleistet sein muss. Aus diesem Grund wurden beim Projektpartner IfG in Leipzig drei neue Versuchsanlagen konstruiert und gebaut, bei denen kapazitive Verschiebungsmesssysteme mit einer theoretischen Messauflösung von $1,5 \cdot 10^{-10} m$ zur Messung der Deformationen eingesetzt wurden. Zudem wurde eine Konstruktion aus Quarzgestängen gewählt, wodurch die Messungen unempfindlicher gegenüber thermischen Schwankungen sind (siehe Bild 3.2). Durch den Aufbau der Prüfmaschi-

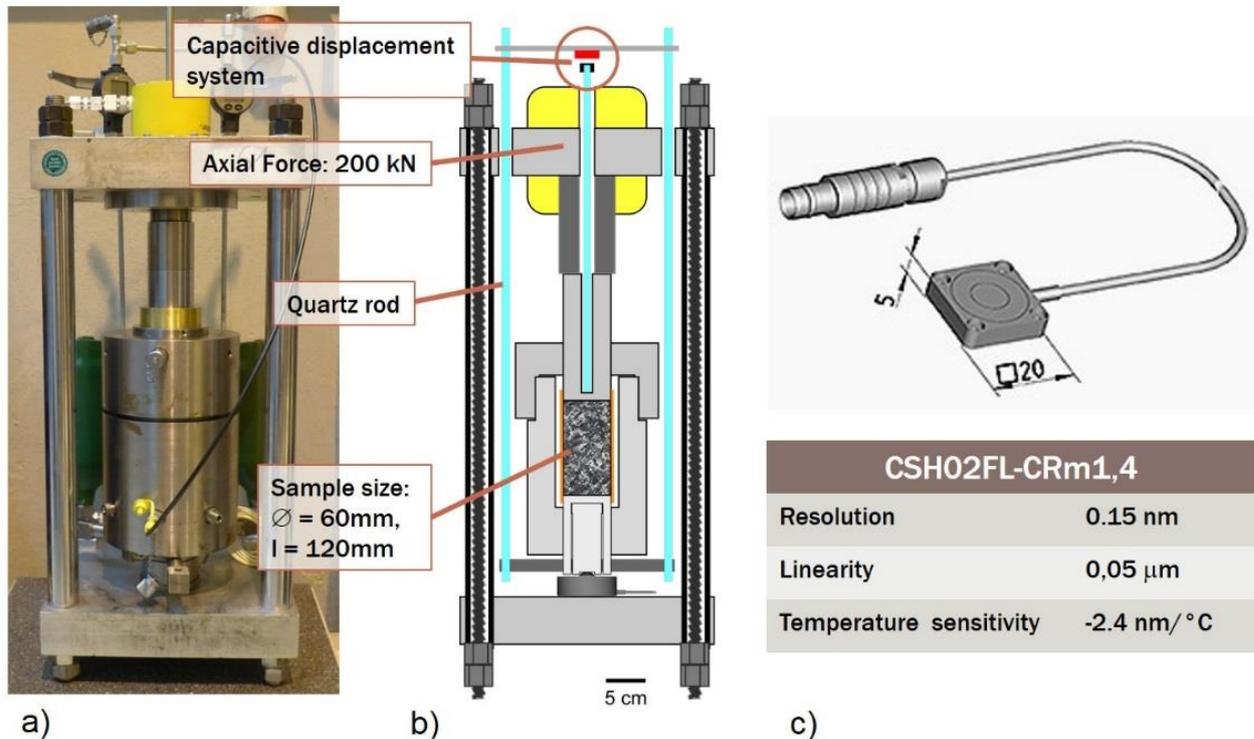


Bild 3.2: Konstruktion und technisches Konzept der neu gebauten Versuchsanlagen zur laborativen Untersuchung des Kriechverhaltens von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen: a) Versuchsanlage b) Schematische Darstellung der Versuchsanlage mit dem Messsystem; c) Beschreibung des Sensors zur Verformungsmessung

nen innerhalb einer Klimakammer wird außerdem eine Langzeit-Temperaturstabilität von $\pm 0,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ gewährleistet.

Bevor die Klimakammer und die neuen Versuchsanlagen einsatzbereit waren, wurden im Vorfeld der Laborversuche zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen in bereits vorhandenen Versuchsanlagen sieben fünfstufige triaxiale Vorversuche mit einer Versuchsdauer von jeweils etwa 400 Tagen durchgeführt, um so das Messprogramm und die Randbedingungen für die Hauptversuche zu optimieren. Bild 3.3(rechts) zeigt tabellarisch die Belastungs- und Temperaturstufen der ausgeführten Vorversuche mit Deviatorspannungen von $\sigma_v = 2 - 8\text{ MPa}$ und einer Vorkompaktionsphase bei einer 10-tägigen isotropen Beanspruchung von 20 MPa . Die Deviatorspannungen wurden bei den meisten Versuchen von einem anfänglich höheren Niveau stufenweise reduziert und die Temperaturen entweder über die Versuchszeit konstant gehalten oder stufenweise erhöht. Da die Kriechrate bei höheren Deviatorspannungen größer ist, wird bei einem Absenken der Deviatorspannung kein weiteres transientes Kriechen mehr beobachtet, sondern lediglich ein relativ kurzes inverses transientes Kriechen, so dass zum Erreichen der neuen stationären Kriechphase nur eine vergleichsweise kurze Beobachtungszeit erforderlich

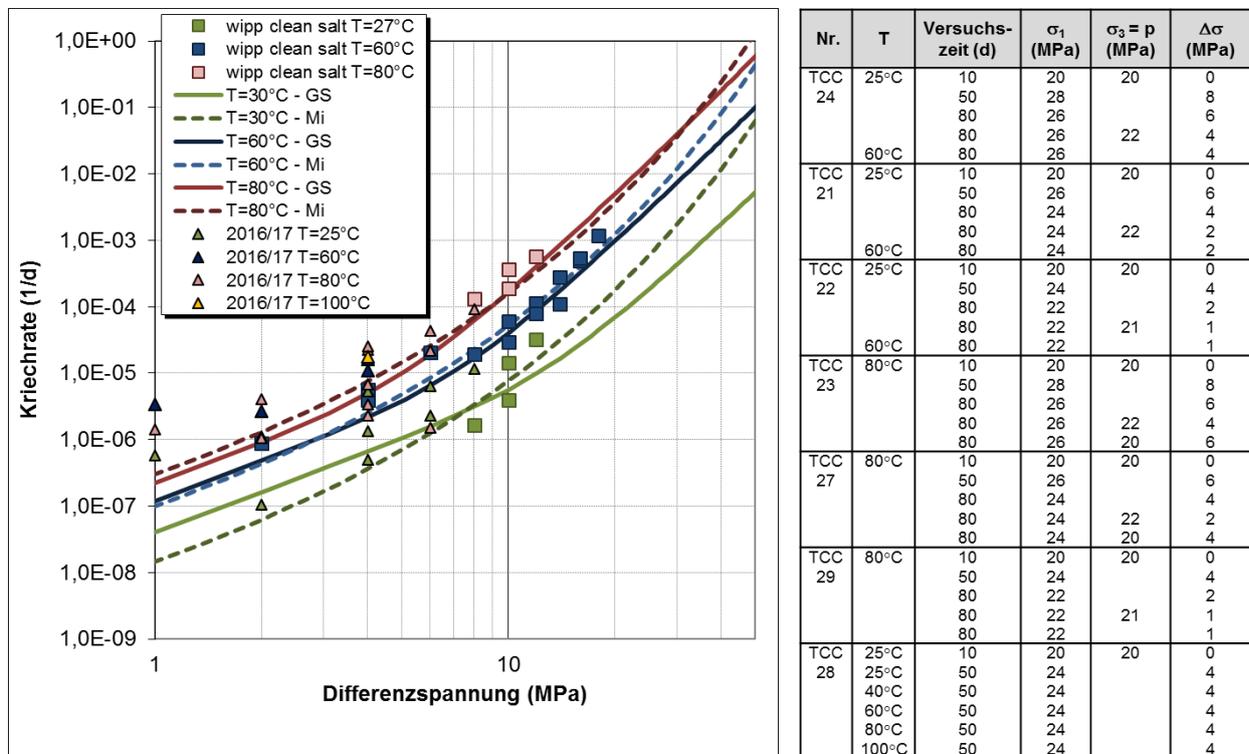


Bild 3.3: Darstellung der stationären Kriechraten aus Versuchen mit unterschiedlichen Temperaturen und Deviatorspannungen sowie Steinsalzarten (links) und tabellarische Übersicht zu den durchgeführten Versuchen (rechts)

ist. Auf Belastungsstufen mit Deviatorspannungen von $\sigma_v \leq 1 \text{ MPa}$ wurde verzichtet, da sich nach bisherigen Erfahrungen bei dieser Größenordnung keine stationären Kriechraten in vertretbaren Zeiträumen ermitteln lassen. Die in der Tabelle von Bild 3.3 dargestellten Temperaturstufen wurden derart gewählt, dass die Ergebnisse aus früheren Versuchsserien mit *clean salt* bei höheren Spannungen hin zu niedrigen Spannungen im gleichen Temperaturbereich fortgeschrieben werden können.

Bild 3.3(links) zeigt in einem Diagramm die ermittelten stationären Kriechraten aus Langzeitkriechversuchen sowohl aus dem vorangegangenen Verbundprojekt wie auch aus dem Verbundprojekt WEIMOS. Die quadratischen Symbole kennzeichnen die stationären Kriechraten aus den Laborversuchen bei tendenziell höheren deviatorischen Beanspruchungen aus dem vorangegangenen Verbundprojekt, während die dreieckigen Symbole die stationären Kriechraten der durchgeführten Vorversuche im Verbundprojekt WEIMOS darstellen. Die eingetragenen Kurven charakterisieren die aus den Laborversuchen des vorangegangenen Verbundprojektes abgeleiteten und für kleinere Spannungen extrapolierten Kriechraten. Im Vergleich zu diesen extrapolierten Kurven sind die Messergebnisse zu den stationären Kriechraten, die aus den Vorversuchen abgeleitet wurden (dreieckige Symbole), relativ hoch. Möglicherweise ist dieser Sachverhalt auf eine nicht ausreichend lange Vorkompaktionsphase zurückzuführen. Aus diesem Grund wurde in einem weiteren Versuch die Dauer der isotropen Phase deutlich erhöht.

Dieser beim IfG Leipzig durchgeführte Laborversuch mit der Bezeichnung 527-TCC34 ist in Bild 3.4 dargestellt. Er zeichnet sich aus durch zwei Vorkompaktionsphasen mit einer isotropen Beanspruchung von 20 MPa über einen Gesamtzeitraum von 130 Tagen sowie mehrere weitere Versuchsphasen bei einer konstanten Deviatorspannung von $\sigma_v = 4 \text{ MPa}$ bei einer schrittweisen Temperaturabsenkung, beginnend mit einer Temperatur von $120 \text{ }^\circ\text{C}$. Die einzelnen Temperaturstufen wurden über einen Zeitraum von jeweils etwa 120 Tagen konstant gehalten. Da die Kriechrate bei höheren Temperaturen größer ist, wird ähnlich wie beim Absenken der deviatorischen Beanspruchung kein weiteres transientes Kriechen beobachtet, sondern lediglich ein relativ kurzes inverses transientes Kriechen, so dass sich kurz nach der Temperatursenkung die neue stationäre Kriechphase einstellt. Die isotropen Vorkompaktionsphasen zur Rückbildung („Verheilung“) einer möglichen Vorschädigung des Prüfkörpers sind mit 50 Tagen bei $25 \text{ }^\circ\text{C}$ sowie mit 80 Tagen bei $120 \text{ }^\circ\text{C}$ gegenüber der Kompaktionsdauer der bisherigen Vorversuche von nur 10 Tagen deutlich länger gewählt, um so die Vorschädigung möglichst weit zu reduzieren. Dennoch ist auch zum Ende der zweiten isotropen Phase noch eine axiale Verzerrung messbar. Diese Beobachtung kann

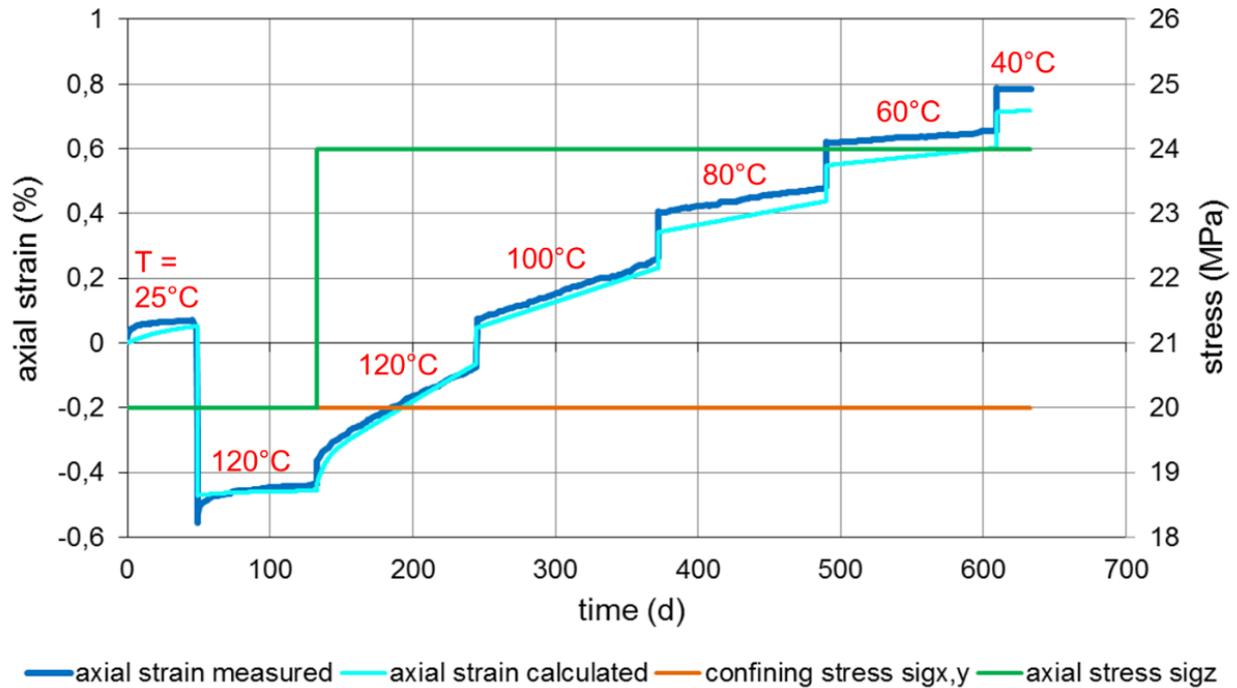


Bild 3.4: Nachrechnung des IfG-Laborversuchs 527-TCC34 (dunkelblaue Kurve) mit dem Stoffmodell Lux/Wolters (hellblaue Kurve) unter Berücksichtigung einer angenommenen Vorschädigung zu Versuchsbeginn

darauf hindeuten, dass trotz der langen Rekompaktionszeit und der erhöhten Temperatur weiterhin noch eine Kompaktion des Gesteinsgefüges erfolgt, die auf eine immer noch vorhandene Vorschädigung zurückzuführen ist.

Bild 3.4 zeigt zusätzlich zu den laborativ ermittelten Messdaten des Laborversuchs das Ergebnis einer vom Projektbearbeiter K. Herchen mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* durchgeführten retrospektiven Analyse dieses Laborversuchs. Es ist darauf hinzuweisen, dass mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* bei einer während der Rekompaktionsphase vorliegenden Deviatorspannung von $\sigma_v = 0 \text{ MPa}$ grundsätzlich keine Kriechnrate bzw. keine Verformung berechnet wird. Aus diesem Grund wurde für die retrospektive Analyse des Laborversuchs eine initiale Vorschädigung entsprechend eines Dilatanzwertes von $\varepsilon_{vol} = 0,2 \%$ angesetzt, wodurch unter Anwendung des Stoffmodells für die beiden Kompaktionsphasen mit den zwei unterschiedlichen Temperaturen jeweils eine isotrope Schädigungsrückbildung (Verheilung) berechnet wird. Die Größenordnung der gewählten Vorschädigung mit einem Dilatanzwert von $\varepsilon_{vol} = 0,2 \%$ liegt dabei im Bereich der primären Porosität von natürlichem Steinsalz. Für die retrospektive Analyse wurde der aus dem vorangegangenen Verbundprojekt ermittelte Parametersatz für das Stoffmodell *Lux/Wolters* mit einer geringfügigen Modifizierung der Parameter für das transiente Kriechverhalten verwendet. Zu sehen ist eine gute zeitliche Übereinstimmung der berechneten Verzerrungen mit den Messwerten.

Die thermisch bedingten instantanen Verformungen zu den Zeitpunkten der jeweiligen Temperaturwechsel basieren auf thermoelastischen Verformungen. Hierfür wurde im Rahmen der retrospektiven Analyse ein mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient von $\alpha_T = 5,5 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ aus den Messwerten abgeschätzt. Dieser Wärmeausdehnungskoeffizient ist höher als der üblicherweise für Steinsalz verwendete Wärmeausdehnungskoeffizient von $\alpha_T = 4,2 \cdot 10^{-5} K^{-1}$, wobei allerdings zu berücksichtigen ist, dass der Messwert zur thermisch induzierten Deformation bei der Temperaturerhöhung zwangsläufig nicht nur aus der Verformung des Steinsalzprüfkörpers selbst resultieren kann, sondern auch Verformungen des Messsystems sowie der Stahl Druckplatten zwischen Prüfkörper und Messsensor beinhaltet.

4 Arbeitspaket 2: Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung

4.1 Einleitung und Zielstellung

Steinsalz wird wegen seiner im unverritzten Zustand vorhandenen Impermeabilität gegenüber Flüssigkeiten und Gasen, seines Kriechverhaltens und seiner Selbstverheilungsfähigkeit als geeignetes Wirtsgestein für die Endlagerung radioaktiver Abfälle angesehen. Spannungszustand und Temperatur haben in diesem Zusammenhang einen signifikanten Einfluss auf den Prozess der Rissrückbildung und -verheilung.

Beim Projektpartner TU Clausthal sind erste theoretische Arbeiten zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und dessen Modellierung im Rahmen eines Stoffmodells bereits in *Hou (2002)* dokumentiert worden, damals noch für das Stoffmodell *Hou/Lux*. Erste beim Projektpartner TU Clausthal durchgeführte laborative Untersuchungen sowie vertiefende theoretische Arbeiten zum Verheilungsverhalten von Steinsalz sind in der Folgezeit in *Eberth (2008)* beschrieben worden. Basierend auf diesen noch eher exemplarischen und wenig systematischen laborativen Untersuchungen ist der Modellierungsansatz für den Verheilungsprozess beim Projektpartner TU Clausthal entsprechend der in *Lerche (2012)* und *Wolters (2014)* dokumentierten Weiterentwicklungen und Modifikationen mit Übergang vom Stoffmodell *Hou/Lux* zum Stoffmodell *Lux/Wolters* kontinuierlich verbessert worden zunächst bis zu seinem Entwicklungsstand zu Beginn des Verbundprojektes WEIMOS.

Im vorangegangenen Verbundprojekt sind dann bereits erste systematische laborative Untersuchungen zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und insbesondere zur Dilatanzrückbildung durchgeführt worden. Ergebnisse dieser Versuche sind im zugehörigen Einzelbericht des Projektpartners TU Clausthal dokumentiert, *Lux et al. (2016)*. Die im vorangegangenen Verbundprojekt durchgeführten Laborversuche zum Verheilungsverhalten sind an Steinsalz der Lokation Asse durchgeführt worden und sie sind gekennzeichnet durch eine zeitlich vergleichsweise kurze Schädigungsphase bei einer deviatorischen Beanspruchung oberhalb der Dilatanzfestigkeit mit nachfolgender Verheilungsphase unter isotroper Beanspruchung bei einer Versuchstemperatur von $T = 35^\circ\text{C}$. Ein sogenanntes EMC-System (siehe Abschnitt 4.3) zur Messung der Dilatanz stand damals noch nicht zur Verfügung, sondern die Dilatanzmessung erfolgte noch mit Hilfe eines beweglichen Kolbens in einem Dilatanzzyylinder. Dieses System ist konstruktionsbedingt insbesondere bei den relativ hohen Manteldrücken in der Verheilungsphase der Versuche anfällig für Ölleckagen, die um Größenordnungen oberhalb der aus der Dilatanzrückbildung resultierenden Volumenänderungen

liegen können. Daraus können somit erhebliche Messfehler resultieren. Im Rahmen der laborativen Untersuchungen zum Verheilungsverhalten von Steinsalz im Verbundprojekt WEIMOS ist die Messung der Dilatanzrückbildung daher mittels eines EMC-Systems durchgeführt worden.

Ziele der im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten Verheilungsversuche waren, die verfügbare verheilungsbezogene Datenbasis zu erweitern sowie die verheilungsbezogenen Stoffmodellansätze und Stoffmodellkennwerte hinsichtlich des Einflusses unterschiedlicher thermischer und mechanischer Randbedingungen zu präzisieren. Auf Basis der resultierenden Labordaten sollte die Entwicklung bzw. die Weiterentwicklung der Modellierungsansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz in den Stoffmodellen der verschiedenen Projektpartner des Verbundprojektes WEIMOS erfolgen. Zudem sollten die neuen Labordaten zu einer grundsätzlichen Verbesserung des Prozessverständnisses mit Blick auf die Schädigungsrückbildung und -verheilung im Steinsalz beitragen, und zwar insbesondere im Hinblick auf vorhandene Temperatur- und Spannungsabhängigkeiten in diesem Prozess.

Zur Erreichung der vorstehend genannten Ziele wurden von allen Projektpartnern gemeinsam soweit möglich unter Berücksichtigung der unterschiedlichen stoffmodellspezifischen Anforderungen geeignet erscheinende Verheilungsversuche zur systematischen laborativen Untersuchung des Schädigungsrückbildungs- und -verheilungsprozesses geplant, die dann anschließend im geomechanischen Labor des Projektpartners TU Clausthal durchgeführt wurden. Die Ergebnisse dieser Verheilungsversuche bilden die Grundlage für die Entwicklung bzw. Weiterentwicklung der vorhandenen Stoffmodellansätze im Sinne einer Integration des Schädigungsrückbildungs- und -verheilungsprozesses in die jeweiligen Stoffmodelle, die Bestimmung der zugehörigen verheilungsbezogenen Stoffmodellparameter und die anschließende numerische Simulation des Systemverhaltens geologischer und geotechnischer Barrieren.

Die Versuchsrandbedingungen und die neu erarbeiteten Versuchsdaten der im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführten laborativen Untersuchungen zum Verheilungsverhalten von Steinsalz werden in den folgenden Teilabschnitten vorgestellt.

4.2 Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung erster Materialkennwerte vor der Durchführung der Verheilungsversuche

Die zylindrischen Prüfkörper für die Verheilungsversuche mit einem Längen-Durchmesser-Verhältnis von $300\text{ mm}:150\text{ mm}$ sind aus Großbohrkernen hergestellt worden, indem diese zunächst

auf einer Drehbank auf die gewünschten Abmessungen gebracht und mit planparallelen Endflächen sowie einer glatten Mantelfläche versehen worden sind. Die Ermittlung der genauen Prüfkörperabmessungen erfolgte mit einer Schieblehre auf halber Prüfkörperhöhe bzw. längs der Mittelachse der zylindrischen Prüfkörper.

Die Ermittlung der Gesteinswichte der Prüfkörper erfolgte nach Gl. (4.1):

$$\gamma = \frac{4 \cdot m}{\pi \cdot d_0^2 \cdot h_0} \cdot g \quad (4.1)$$

mit

- γ - Gesteinswichte in N/m^3 ,
- m - Prüfkörpermasse in kg ,
- d_0 - Durchmesser des unbeanspruchten Prüfkörpers in m ,
- h_0 - Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers in m und
- g - Erdbeschleunigung in m/s^2 .

Zur Dokumentation von Habitus und Gefüge des untersuchten Prüfkörpermaterials wurden die Prüfkörper sowohl vor als auch nach Durchführung der gesteinsmechanischen Untersuchungen fotografiert und in einem in Bild 4.1 dargestellten Dehnwellenmessgerät der Firma Geotron-Elektronik in axialer Richtung durchschallt. Die gemessenen Ultraschallwellengeschwindigkeiten charakterisieren die Gefügedichte des Materials und können als Indikator für mögliche Auflockerungen resultierend aus Vorschädigungen dienen. Zusätzlich werden aus der gemessenen P- bzw. Longitudinalwelle (v_p) und aus der gemessenen S- bzw. Transversalwelle (v_s) mit Hilfe von Gl. (4.2) und Gl. (4.3) der dynamische Elastizitätsmodul E_{dyn} sowie die dynamische *Poisson*-Zahl

v_{dyn} berechnet:

$$E_{dyn} = \frac{v_s^2 \cdot \rho \cdot (3 \cdot v_p^2 - 4 \cdot v_s^2)}{v_p^2 - v_s^2} \quad (4.2)$$

$$v_{dyn} = \frac{v_p^2 - 2v_s^2}{2 \cdot (v_p^2 - v_s^2)} \quad (4.3)$$

mit

- E_{dyn} - dynamischer Elastizitätsmodul in kPa ,



Bild 4.1: Dehnwellenmessplatz des Lehrstuhls für Geomechanik und multiphysikalische Systeme

- v_{dyn} - dynamische *Poisson-Zahl* in - ,
- ρ - Gesteinsdichte in t/m^3 ,
- v_p - Longitudinalwellengeschwindigkeit in m/s und
- v_s - Transversalwellengeschwindigkeit in m/s .

Eine Dokumentation der jeweiligen Prüfkörperabmessungen, der jeweiligen Wichte sowie der jeweiligen dynamischen Materialkennwerte erfolgt in Abschnitt 4.6.

4.3 Versuchstechnik und Versuchsaufbau

Die Verheilungsversuche sind auf den in Bild 4.2(links) abgebildeten Triaxialprüfanlagen, die auch als Triaxialzellen bezeichnet werden, durchgeführt worden. Diese Prüfanlagen sind im Eigenbau am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik (heute: Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme) des Projektpartners TU Clausthal konstruiert und hergestellt worden. Ihr Aufbau ist gemäß der Prinzipskizze in Bild 4.3(rechts) charakterisiert durch die vier



Bild 4.2: Triaxialprüfanlagen des Lehrstuhls für Geomechanik und multiphysikalische Systeme (links) und Hydraulikaggregat zur Erzeugung und Regelung der Axialdrücke (rechts)

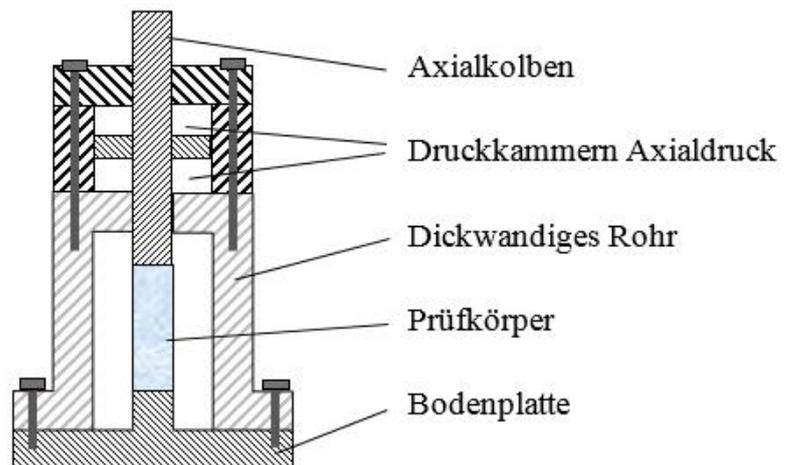


Bild 4.3: Triaxialprüfanlage mit integrierter Axiallasterzeugung (links) und zugehörige Prinzipskizze zum Anlagenaufbau (rechts)

Module Axialkolben, Druckkammer, Prüfwelle und Bodenplatte. Eine konstruktive Besonderheit dieser Triaxialzellen gegenüber klassischen Prüfanlagen ist die Integration der Axiallasterzeugung in die Triaxialzelle, wodurch gegenüber klassischen Prüfanlagen, bei denen die Axiallast über einen externen Zylinder unter- oder oberhalb der eigentlichen Triaxialzelle aufgebracht wird, auf die sonst erforderliche Rahmenkonstruktion zur Ableitung der Axialkräfte verzichtet werden kann. Der Axialdruck wird in den auf der Prinzipskizze in Bild 4.3(rechts) dargestellten zwei Kammern im Anlagenkopf der Triaxialzelle erzeugt. Während durch die Beaufschlagung der oberen Kammer eine Druckerzeugung für Kompressionsversuche erfolgt, führt die Druckbeaufschlagung der unteren Kammer dazu, dass der Kolben aus der Anlage nach oben herausgeschoben wird, wodurch die Durchführung von Zugversuchen möglich ist. Zur Druckgenerierung dient das in Bild 4.2(rechts)

abgebildete Hydraulikaggregat mit so genannter Bedarfsregelung. Dabei werden durch die versuchsbegleitende Online-Messung der Hydraulikdrücke kontinuierlich deren Soll- und Istwert verglichen. Bei Überschreitung eines vorgegebenen Differenzdruckes erfolgt computergesteuert die Aktivierung von Hydraulikmotor und Pumpe. Nachdem gegen die geschlossenen Ventile des jeweiligen Hydraulikkreislaufes der Sollwert erreicht ist, erfolgt die computergestützte Öffnung des zugehörigen Elektromagnetventils mit nachfolgender Angleichung von Soll- und Istwert, Schließung des Elektromagnetventils und Abschaltung des Hydraulikaggregates. Damit wird erreicht, dass bei Langzeitversuchen über die gesamte Versuchsdauer die vorgegebene Druckbelastung sehr präzise geregelt werden kann.

Neben der Ansteuerung der Axiallast durch ein Hydraulikaggregat erfolgt die Regelung des Manteldrucks mittels eines in Bild 4.4 dargestellten Elektromechanischen Hubzylinders (EMC), womit der auf die Mantelfläche des Prüfkörpers wirkende laterale Fluidruck (= Manteldruck) und der Axialdruck unabhängig voneinander geregelt werden können. Durch den Einsatz des EMC-Systems kann der Hub des angeschlossenen Stahlkolbens zum Druckaufbau durch einen Elektromotor äußerst präzise reguliert werden, wobei beliebige Zwischenpositionen auch bei höheren Kräften und unterschiedlichen Geschwindigkeiten möglich sind. Die angeschlossene Zylinderstange wird dabei in einen hydraulikölgefüllten Stahlzylinder geschoben, wodurch der Öldruck im Zylinder durch Ölverdrängung reguliert wird. Nachdem auch in diesem Hydraulikkreislauf zunächst gegen die geschlossenen Elektromagnetventile der Prüfanlage der vorgegebene Sollwert des Manteldrucks erreicht ist, erfolgt die computergestützte Öffnung des zugehörigen Elektromag-



Bild 4.4: Gesamtansicht zweier in einem Auflagerrahmen installierter EMC-Systeme (links), Steuerungsmotor des EMC-Systems (rechts im Hintergrund) und die durch den Elektromotor verfahrbare Zylinderstange des EMC-Systems (mittig im Vordergrund), mit der in dem mittig im Hintergrund sowie auch rechts im Vordergrund dargestellten Ölzylinder durch Ölverdrängung die Regulierung des Manteldrucks in der Prüfanlage erfolgt

netventils mit nachfolgender Angleichung von Soll- und Istwert. Durch die Messung des Druckes im Hydraulikzylinder und der Position des Kolbens kann die durch das EMC-System in die Prüfanlage zu- oder abgeführte Ölmenge messtechnisch äußerst präzise erfasst werden, so dass in Verbindung mit der Verformungsmessung in axialer Richtung eine Volumenänderung der untersuchten Prüfkörper kontinuierlich aufgezeichnet werden kann.

Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass die Messung der Volumenänderung des untersuchten Prüfkörpers trotz des Einsatzes der hochpräzisen elektromechanischen Regelung aus Sicht der Versuchs- und Messtechnik eine große Herausforderung darstellt, da mit Blick auf die extrem kleinen zu messenden Prüfkörpervolumenänderungen die Öl- und Anlageneigenschaften sowie äußere Randbedingungen einen signifikanten Einfluss haben auf das Ölvolumen in der gesamten Prüfanlage. Zu nennen sind hier insbesondere der Einfluss der Öl- und Anlagenkompressibilität bei Manteldruckänderung sowie Temperaturschwankungen. Der Temperatureinfluss wird minimiert durch eine Temperierung der Triaxialzelle, des EMC-Systems sowie der Raumtemperatur auf einem möglichst konstanten Wert während der Versuchszeit. Zur Kontrolle und Temperaturregelung der Versuchstemperatur sind im Ringraum zwischen Triaxialzelle und Prüfkörper Pt-100-Sensoren installiert. Die Triaxialzelle sowie das EMC-System werden durch außen anliegende Heizmanschetten beheizt. Die Temperaturregelung der Anlagenelemente sowie der Raumtemperatur erfolgt computergesteuert. Der Einfluss der Öl- und Anlagenkompressibilität auf die Volumenmessung sowie die Dichtheit des Anlagensystems wird aus Vorversuchen mit einem verformungsstabilen Stahlzylinder als Steinsalzprüfkörperersatz ermittelt.

Die zur Versuchsauswertung erforderliche messtechnische Erfassung der Axialstauchung des untersuchten Prüfkörpers erfolgt mit Hilfe eines Induktivwegaufnehmers. Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wird durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmern im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt. Der Manteldruck entspricht dem im Manteldruckkreislauf gemessenen hydraulischen Druck. Zum Schutz gegen ein Eindringen des den Manteldruck generierenden Druckmediums werden die Prüfkörper vor dem Einbau in die Triaxialzellen mit einer Gummimanschette ummantelt.

Der Versuchsablauf gestaltet sich wie folgt: Zum Einbau des Prüfkörpers in die Triaxialzelle erfolgen zunächst das Lösen der reversiblen Schraubverbindungen an der Bodenplatte und das Anheben der Zellenglocke. Nach Einsetzen des Prüfkörpers auf das untere Druckstück der Bodenplatte wird die Triaxialzelle wieder verschlossen und es erfolgt die Befüllung mit dem Manteldruckmedium (Hydrauliköl) über eine in der Bodenplatte befindliche Zuleitung. Nach vollständi-

ger Befüllung der Triaxialzelle (Austritt des Manteldruckmediums über eine stirnseitige Entlüftungsbohrung) werden Zuleitung und Entlüftung verschlossen. Vor dem eigentlichen Start der Laborversuche mit den spezifischen Belastungsrandbedingungen werden zunächst durch simultane Erhöhung von Axiallast und Manteldruck ein isotropes Spannungsniveau von $\sigma_{1,2,3} = 30 \text{ MPa}$ (Rekompaktion) sowie die versuchstechnisch vorgegebene Temperatur eingestellt. Die Zeitdauer der Rekompaktions- und Temperierphase beträgt etwa 8 Tage und erfolgt mit dem Ziel einer Rückbildung von gegebenenfalls durch die Bohrkernentnahme aus dem Gebirge, den Transport und die Lagerung der Bohrkern und/oder die Prüfkörperherstellung induzierten Vorschädigungen im Prüfkörper. Nach Abschluss der Rekompaktions- und Temperierphase erfolgt dann zunächst eine simultane Absenkung des Axial- und Manteldruckes bis auf das für den spezifischen Versuch vorgegebene Niveau des Manteldruckes. Ausgehend von diesem isotropen Spannungszustand erfolgt anschließend dann die Durchführung der eigentlichen Verheilungsversuche.

4.4 **Versuchsbegleitende Erfassung der Prüfkörpergeometrie, der Prüfkörperbelastung und des Schädigungszustandes**

Während der Verheilungsversuche werden in vorgegebenen Zeitintervallen die Messwerte des Induktivwegaufnehmers sowie der Absolutdruckaufnehmer abgefragt und elektronisch gespeichert. Anhand dieser Daten erfolgt die Berechnung der Axialverzerrung ε_1 der Prüfkörper.

Bei einer Beschränkung auf kleine Verformungen ($\varepsilon \leq 2 \%$) kann die Berechnung der Verzerrungen entsprechend der üblichen Verzerrungsdefinition als technische Verzerrung ε_t durchgeführt werden. Die technische Verzerrung ergibt sich entsprechend Gl. (4.4) als Quotient aus der vertikalen Veränderung der Prüfkörperlänge Δl und der Anfangslänge l_0 des Prüfkörpers:

$$\varepsilon_t = \frac{\Delta l}{l_0} \cdot 100 \% \quad (4.4)$$

mit

ε_t - technische Verzerrung in % ,

l_0 - Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers in *mm* und

Δl - gemessene Axialverformung des Prüfkörpers in *mm*.

Bei großen Prüfkörperverformungen ($\varepsilon > 2 \%$) wird anstelle der technischen Verzerrung ε_t die natürliche oder auch wahre (logarithmische) Verzerrung ε_{ln} verwendet, die sich entsprechend

Gl. (4.5) als das Integral des Quotienten aus der momentanen (infinitesimalen) Änderung der Prüfkörperlänge dl und der momentanen (aktuellen) Länge l des Prüfkörpers berechnet:

$$\varepsilon_{\text{in}} = \left| \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \right| \cdot 100 \% = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| \cdot 100 \% = |\ln(1 - \varepsilon_t)| \cdot 100 \% \quad (4.5)$$

mit

- ε_{in} - wahre (logarithmische) Verzerrung in % ,
- l - aktuelle Länge des (beanspruchten) Prüfkörpers ($= l_0 - \Delta l$) in *mm* und
- l_0 - Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers in *mm*.

Der aufgebrachte Axialdruck wird aus dem messtechnisch ermittelten Hydraulikdruck im Prüfzylinder unter Berücksichtigung des Querschnittsflächen-Verhältnisses zwischen dem Druckkolben des Hydraulikzylinders und dem Prüfkörper gemäß Gl. (4.6) berechnet:

$$P_p = P_K \cdot \frac{A_K}{A_p} \quad (4.6)$$

mit

- P_p - Axialdruck auf Prüfkörper in *MPa* ,
- P_K - Axialdruck im Hydraulikzylinder in *MPa* ,
- A_K - Querschnittsfläche des Druckkolbens (Hydraulikzylinder) in *mm*² und
- A_p - Querschnittsfläche des Prüfkörpers in *mm*² .

Zur Dokumentation der Versuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung sind im nächsten Abschnitt 4.6 zu jedem Versuch die Axialspannung, die Mantelspannung und die Axialverzerrung über der Versuchszeit aufgetragen. Während die grafische Auftragung der Axial- und Mantelspannung über der Versuchszeit die Einhaltung des versuchstechnisch vorgegebenen Belastungspfades dokumentiert, zeigt die Darstellung der Axialverzerrung über der Versuchszeit die entsprechend den Materialeigenschaften erhaltene Deformationscharakteristik der Prüfkörper.

Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverzerrung und Temperatur hinaus sind auch noch die Volumenänderung der Prüfkörper sowie die Änderung der Ultraschallwellenlaufzeiten während der Versuche messtechnisch bestimmt worden. Zur Erfassung der Volumenänderung (= Dilatanz) wird entsprechend Bild 4.5 neben der induktiven Messung der axialen

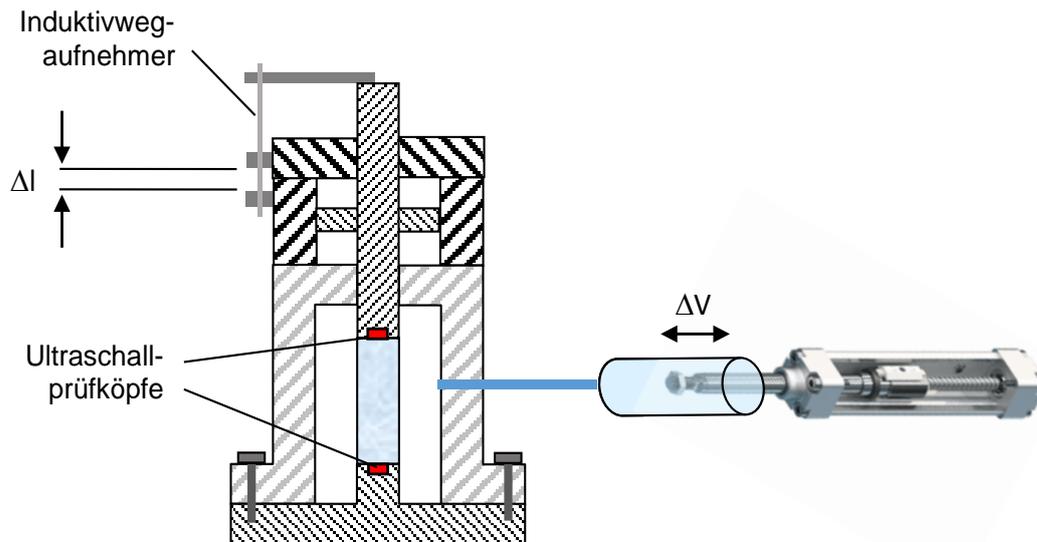


Bild 4.5: Prinzipskizze der Dilatanzmessung

Prüfkörperdeformation Δl die volumetrische Änderung des Ölolumens in der Triaxialzelle ermittelt, indem das während des Versuchs in der Triaxialzelle verdrängte Ölolumen $\pm \Delta V$ über einen Ölzyylinder des EMC-Systems geführt wird. Die Ermittlung der Ölolumina erfolgt rechnerisch durch Multiplikation der gegebenen Querschnittsfläche des in den Ölzyylinder ein- oder ausfahrenden Kolbens mit dem jeweils gemessenen Kolbenhub.

Zur weiteren Präzisierung der im Prüfkörper induzierten Schädigungs- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesse sind entsprechend Bild 4.5 in die kopf- und fußseitigen Druckstücke Ultraschallprüfköpfe integriert, die eine kontinuierliche Durchschallung der Prüfkörper während des Versuchs mit messtechnischer Aufzeichnung der Schallwellenlaufzeiten ermöglichen. Die bei einer Verdichtung des Prüfkörpergefüges (Volumenkompaktion, kontraktante Versuchsphase) beobachtete Abnahme der Schallwellenlaufzeit bzw. Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit und die vice versa bei einer Schädigung des Prüfkörpergefüges beobachtete Zunahme der Schallwellenlaufzeit bzw. Abnahme der Schallwellengeschwindigkeit sind qualitative Indikatoren für die im Prüfkörper ablaufenden Schädigungs- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesse.

Bezüglich inhaltlicher Ausführungen zur Auswertung der nach Abschluss der Verheilungsversuche an einigen Prüfkörpern realisierten Festigkeitsversuche wird auf die Ausführungen in Abschnitt 4.7 verwiesen. Dieses betrifft insbesondere die Ausführungen zur Spannungskorrektur der unkorrigierten Axialspannung (σ_{lu}) in die korrigierten Axialspannungen (σ_{luc}) und (σ_{luc-lu}).

4.5 Versuchsdurchführung

Die beim Projektpartner TU Clausthal am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme durchgeführten Verheilungsversuche sind bezüglich der jeweils gewählten Belastungsgeschichte im Grundsatz in die folgenden zwei voneinander verschiedenen Versuchstypen zu unterteilen:

- **Versuchstyp 1** schließt an die bereits im vorangegangenen Verbundprojekt realisierten Verheilungsversuche an und ist gekennzeichnet durch insgesamt drei Versuchsphasen (siehe Bild 4.6). Die Versuche vom Versuchstyp 1 starten ausgehend von einem nahezu isotropen Spannungsniveau des vorgegebenen Manteldrucks in Versuchsphase 1 (Schädigungsphase) mit einer relativ kurzzeitigen, innerhalb weniger Stunden erfolgenden Erhöhung der deviatorischen Prüfkörperbeanspruchung auf ein Niveau oberhalb der Dilatanzgrenze mit Ausbildung einer determinierten Schädigungsintensität, charakterisiert durch einen erreichten Dilatanzwert in der Größenordnung von $\varepsilon_{vol} \approx 1,5\%$, so dass im Rahmen einer rechnerischen Reanalyse das Stoffmodell anhand der zeitabhängigen Akkumulation der Dilatanz ε_{vol} bzw. des Schädigungsparameters d validiert werden kann. Nach Erreichen einer versuchstechnisch vorgegebenen Axialverzerrung von etwa $\varepsilon_{axial} \approx 9\%$ und/oder einer Dilatanz von etwa

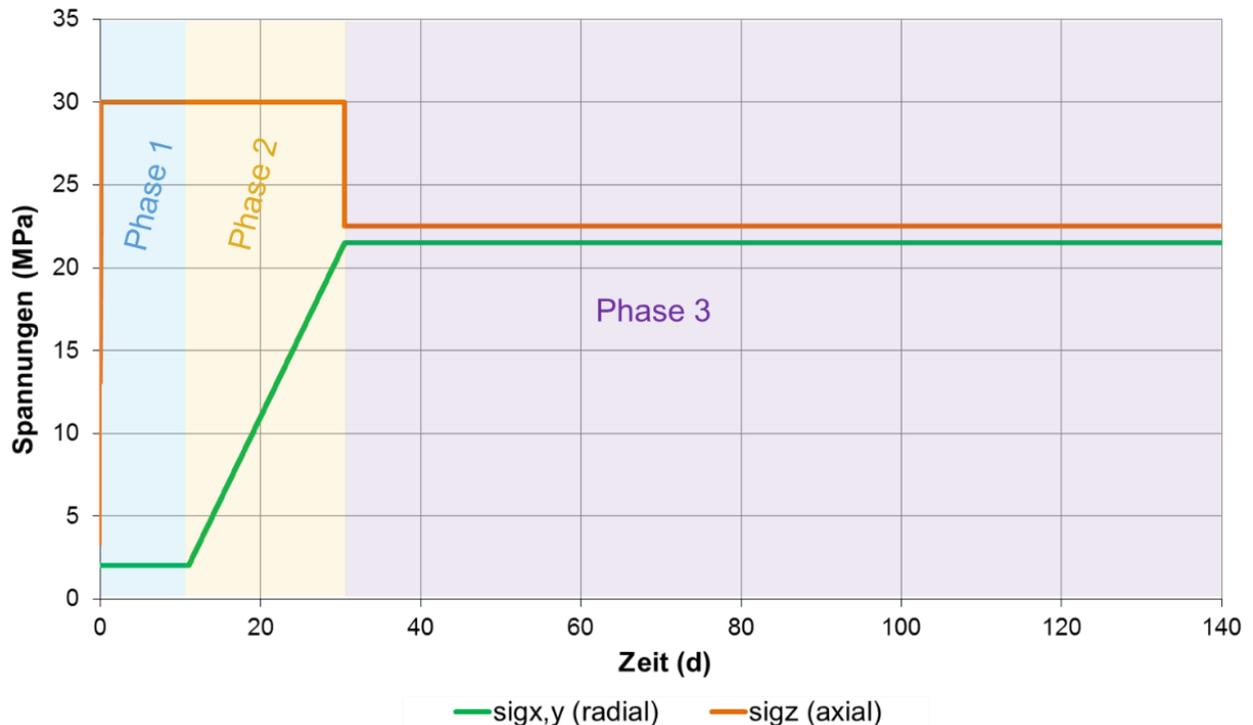


Bild 4.6: Belastungsgeschichte beim Verheilungsversuch des Versuchstyps 1

- $\varepsilon_{vol} \approx 1,5\%$ in dieser Schädigungsphase wird anschließend in Versuchsphase 2 die Minimalspannung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_3 = 1-2 \text{ MPa/d}$ unter Konstanthaltung von Axialspannung und Versuchstemperatur bis zum Erreichen des versuchsspezifisch definierten Manteldruckes für die Versuchsphase 3 (Verheilungsphase) erhöht. Je nach Versuch erfolgt danach eine Anpassung der Axialspannung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_1 = -1 \text{ MPa/min}$ bis auf das festgelegte Spannungsniveau der Versuchsphase 3, für das dann der Verheilungsprozess beobachtet werden soll. Basierend auf den Messergebnissen aus Versuchsphase 2 bei Anhebung der Mantelspannung kann im Rahmen einer computergestützten retrospektiven Analyse zunächst das gegebenenfalls von der Intensität der Unterschreitung der Dilatanzgrenze bzw. der Verheilungsgrenze abhängige Verheilungsverhalten bei veränderlicher Beanspruchungssituation ermittelt werden. Versuchsphase 3 ist schließlich gekennzeichnet durch ein konstantes Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze sowie auch unterhalb der Verheilungsgrenze, so dass im Rahmen einer computergestützten retrospektiven Analyse zeitabhängige Effekte der Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung bei konstanter Beanspruchungssituation analysiert werden können. Innerhalb der Versuchsphase 3 sind im Rahmen der durchgeführten Versuchsserien unterschiedliche Spannungsniveaus angefahren worden, die entweder ein nahezu isotropes Spannungsniveau aufwiesen (Versuchsserien 1 und 3) oder Lastzustände mit variierenden deviatorischen Beanspruchungen (Versuchsserien 2 und 4).
- **Versuchstyp 2** unterscheidet sich deutlich vom Versuchstyp 1 und ist gekennzeichnet durch eine über die gesamte Versuchszeit konstante Deviatorspannung (Vergleichsspannung nach *von Mises*) bei variierenden Axial- und Radialspannungen. Bild 4.7 zeigt beispielhaft einen Versuch, der hinsichtlich seiner Spannungszustände in drei Versuchsphasen unterteilt werden kann. Dieser Versuchstyp beginnt ausgehend von einem näherungsweise isotropen Spannungsniveau auf dem Niveau des vorgegebenen Manteldrucks in Versuchsphase 1 durch eine nahezu instantane Erhöhung der deviatorischen Prüfkörperbeanspruchung auf ein Niveau, das im Gegensatz zu Versuchstyp 1 allerdings unterhalb der Dilatanzgrenze liegt. Bild 4.8 zeigt den Spannungszustand der Versuchsphase 1 mit $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_v = 28 \text{ MPa}$ hinsichtlich seiner Lage (= Position 1 in Bild 4.8) zur Dilatanzgrenze, die exemplarisch aus Kurzzeitfestigkeitsversuchen abgeleitet wurde. Im Rahmen einer retrospektiven Analyse können das transiente und das stationäre Kriechverhalten ohne Schädigungseinfluss für diesen Beanspruchungszustand und für die jeweils vorliegende Steinsalzart validiert werden. Zum Ende der Versuchsphase 1 werden entsprechend Bild 4.7 sowohl die Radial- wie auch die Axialspan-

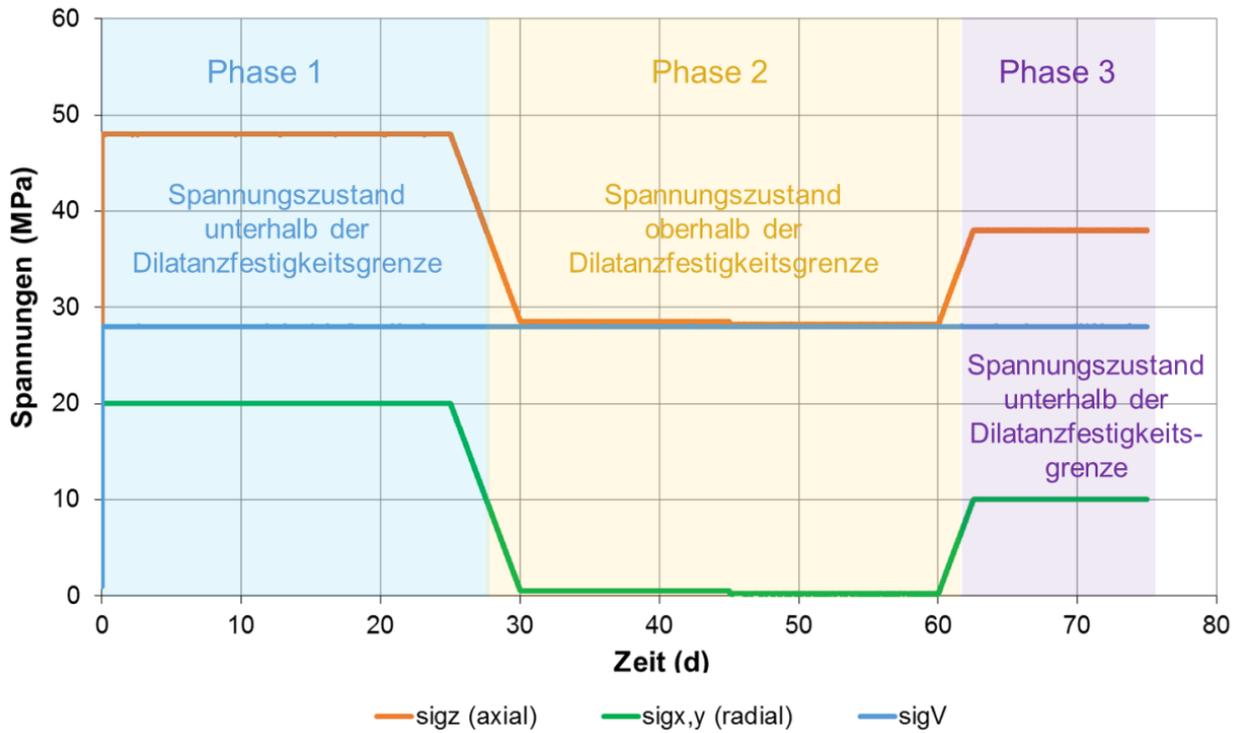


Bild 4.7: Belastungsgeschichte beim Verheilungsversuch des Versuchstyps 2

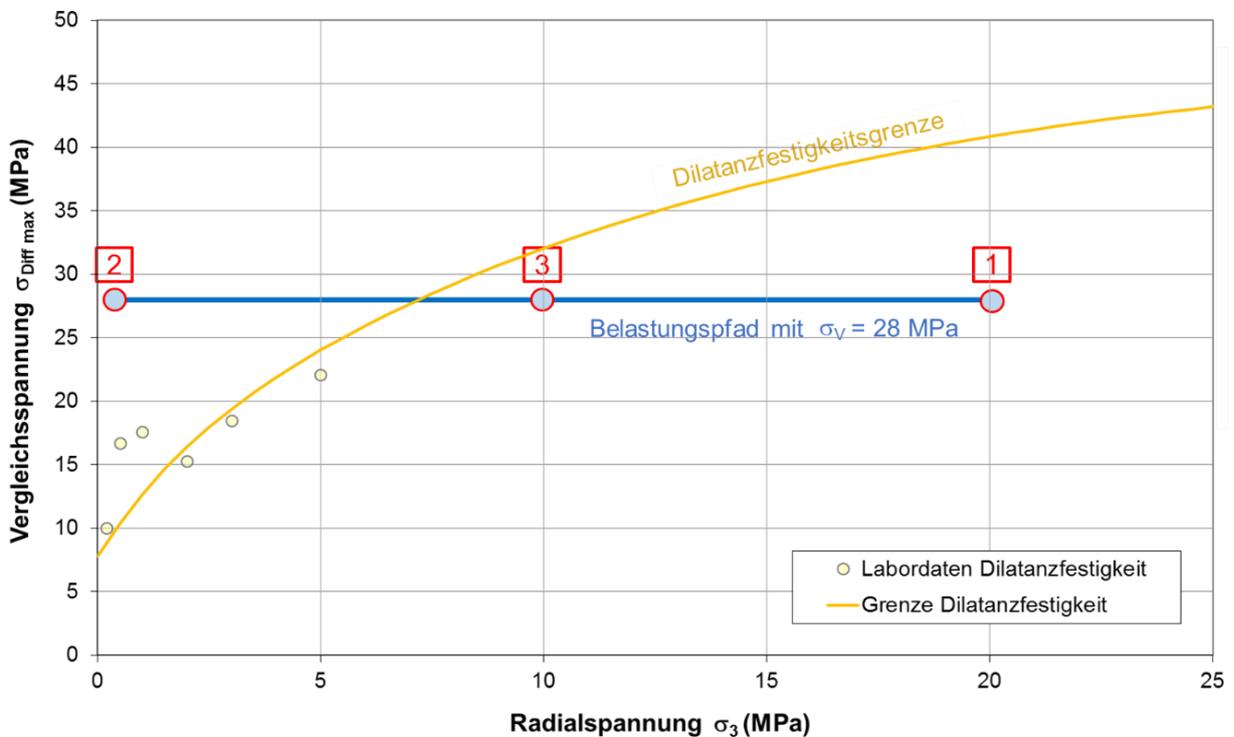


Bild 4.8: Darstellung des Lastpfades während des Verheilungsversuchs des Versuchstyps 2 in Bezug auf die Dilatanzfestigkeitsgrenze

nung simultan bei konstanter Vergleichsspannung σ_v abgesenkt auf ein Spannungsniveau oberhalb der Dilatanzgrenze (= Position 2 in Bild 4.8), d.h. es wird im Übergangsbereich von Versuchsphase 1 zu Versuchsphase 2 die minimalspannungsabhängige Dilatanzgrenze überschritten. Durch eine versuchsbegleitende Dilatanzmessung und dabei insbesondere durch eine Fokussierung auf den Beginn der Dilatanzentwicklung im Übergangsbereich von Versuchsphase 1 zu Versuchsphase 2 kann somit prüfkörperbezogen die jeweilige Dilatanzfestigkeit zumindest für die bei einsetzender Dilatanzentwicklung anliegende Minimalspannung messtechnisch identifiziert werden und damit punktuell die aus Kurzzeitfestigkeitsversuchen ermittelte Dilatanzgrenze überprüft und gegebenenfalls präzisiert werden. Die Ermittlung der Dilatanzgrenze aus den üblichen Kurzzeitfestigkeitsversuchen liefert selbst bei als homogen eingeschätztem, aber dennoch natürlichem Prüfkörpermaterial eine unvermeidliche Materialstreuung, so dass die resultierende Dilatanzgrenze üblicherweise nicht exakt mit der prüfkörperbezogen ermittelten Dilatanzfestigkeit übereinstimmt.

Aufgrund der Überschreitung der Dilatanzgrenze in Versuchsphase 2 werden zusätzlich zu den schädigungsfreien volumentreuen Kriechverformungen auch schädigungsbehaftete Verformungen induziert, die auch als entfestigungsbedingte Zusatzverformungen interpretiert werden können. Die Versuchsführung mit in beiden Versuchsphasen identischer Vergleichsspannung ermöglicht eine wesentlich präzisere Trennung der schädigungsbedingten und der schädigungsfreien Deformationsanteile als die üblichen Schädigungsversuche mit zwei Laststufen unterhalb und zwei Laststufen oberhalb der Dilatanzgrenze. Dieser Sachverhalt ist darauf zurückzuführen, dass der von der Vergleichsspannung abhängige schädigungsfreie Kriechanteil für Versuchsphase 2 durch die Entwicklung der Versuchsphase 1 gut validiert werden kann und die Differenz zur gemessenen Gesamtverzerrung ausschließlich dem schädigungsbehafteten Kriechen zugerechnet werden kann. Somit ist hier keine Extrapolation der schädigungsfreien Kriechraten auf ein höheres Beanspruchungsniveau mehr erforderlich. Zudem wird auf dieser versuchstechnischen Grundlage der Schädigungsprozess im nahezu stationären Zustand quantifiziert, da die transiente Kriechphase vor Eintritt der Schädigung weitestgehend abgeklungen ist.

Nach 30 Tagen in Versuchsphase 2 zeigt Bild 4.7 eine simultane Anhebung der Radial- sowie der Axialspannung bei weiterhin unveränderter Vergleichsspannung, und zwar nunmehr bis auf ein Spannungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze (= Position 1 in Bild 4.8). Hierdurch sollen verheilungsinduzierte Verzerrungen aktiviert und ein Rückgang der zuvor aufgebauten

Dilatanz bewirkt werden (Rekompaktion des Prüfkörpermaterials). Durch die erneute Durchführung der Dilatanz- und/oder Verheilungsgrenze kann diese Grenze in ihrer Minimalspannungsabhängigkeit für die Vergleichsspannung von $\sigma_v = 28 \text{ MPa}$ geprüft werden. Von besonderem Interesse könnte hier die Antwort auf die Frage sein, ob die Dilatanzrückbildung beim gleichen Spannungszustand einsetzt wie zuvor der Beginn der Dilatanzentwicklung oder bei einem anderen Spannungszustand. Durch eine computergestützte retrospektive Analyse können die zeit- und spannungsabhängigen Effekte der Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung untersucht und die stoffmodelltechnische Umsetzung überprüft bzw. angepasst werden.

Mit dem Ziel einer ersten Einschätzung zu der Fragestellung, ob und inwieweit die während der Verheilungsversuche messtechnisch beobachtete Rückbildung von Dilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit auch im Sinne einer Wiederherstellung der festigkeitsmechanischen Eigenschaften des Steinsalzes interpretiert werden kann, sind an einigen Prüfkörpern nach Abschluss der Verheilungsphase klassische Kurzzeitfestigkeitsversuche mit verzerrungsgeregelter deviatorischer Belastung zur Bestimmung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit nach der Dilatanzrückbildung durchgeführt worden. Dazu sind die Prüfkörper nach dem Verheilungsversuch zunächst aus der Prüfanlage ausgebaut worden und auf einer Drehbank wieder auf eine zylindrische Form verkleinert worden. Anschließend sind die Prüfkörper wieder in die Versuchsanlage eingebaut worden. Die nach der Verheilung durchgeführten Festigkeitsversuche sind in Abschnitt 4.7 dokumentiert.

4.6 Übersicht zu den durchgeführten Verheilungsversuchen sowie Auswertung und Interpretation der erhaltenen Messergebnisse

Tabelle 4.1 zeigt eine Übersicht zu den im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführten Verheilungsversuchen. Es ist zu ersehen, dass während der Projektlaufzeit insgesamt fünf Versuchsserien mit jeweils mehreren Verheilungsversuchen durchgeführt worden sind.

Die erste Versuchsserie mit drei Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 466, 470 und 471) wurde im Frühjahr 2017 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 120 Tagen im August 2017 beendet. Für alle drei Prüfkörper wurde eine identische Belastungsgeschichte angesetzt.

Die zweite Versuchsserie mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 478, 479, 480 und 481) wurde im September 2017 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 110 Tagen im Januar 2018 beendet. Alle vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchs-

Serie Nr.	Ver- suchs Nr.	Herkunft der Probe	Versuchs- temperatur [°C]	Kriechphase (Axialspannung/ Mantelspannung) [MPa]	Schädigungsphase (Axialspannung/ Mantelspannung) [MPa]	Verheilungsphase (Axialspannung/ Mantelspannung) [MPa]		An- schlie- ßender Festig- keits- versuch
						1. Stufe	2. Stufe	
1. Serie	466	Asse	35	-	30/2	30/29	-	-
	470	Asse	35	-	30/2	30/29	-	-
	471	Asse	35	-	30/2	30/29	-	-
2. Serie	478	Asse	35	-	30/2	30/9	-	-
	479	Asse	35	-	30/2	30/12,5	-	-
	480	Asse	35	-	30/2	30/20	-	-
	481	Asse	35	-	30/2	30/25	-	-
3. Serie	482	Asse	35	-	30/2	7/6	30/6	ja
	483	Asse	35	-	30/2	15/14	30/14	ja
	485	Asse	35	-	30/2	23/22	30/22	ja
	486	Asse	35	-	30/2	30/29	30/29	ja
4. Serie	4a: 487,488, 490,491	Asse	35	-	30/2	21/11	-	ja
	4b: 492,493, 494,495	Asse	35	-	30/2	31/6	27/6	ja
	4c: 496,497, 498,499	Asse	35	-	30/2	26/8,5	26/16	-
	4d: 500,501, 502,503	Asse	70	-	30/2	15/14	-	-
	4e: 505,506, 109,110	2xAsse / 2xWIPP	35	-	30/2	15/14	-	-
	4f: 111,112, 113,114	WIPP	35	-	30/2	15/14	-	-
	4g: 115,116, 117,118	WIPP	35	30/20	30/2	15/14	-	-
5. Serie	765	Asse	30	48/20	28,5/0,5	38/10	-	-
	769	Asse	30	-	30/2	38/10	48/20	-

Tabelle 4.1: Übersicht zu den durchgeführten Verheilungsversuchen

temperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und anschließend bei unterschiedlichen deviatorischen Beanspruchungen verheilt, um so den Einfluss des Spannungszustandes auf das Verheilungsverhalten von Steinsalz zu untersuchen.

Die dritte Versuchsserie mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 482, 483, 485 und 486) wurde im Mai 2018 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 280 Tagen im Februar 2019 beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchstemperatur

von $T = 35\text{ }^{\circ}\text{C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend bei zwei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen zurückgebildet. Direkt nach der Schädigungsphase erfolgte dabei zuerst eine Verheilung unter für die vier Prüfkörper unterschiedlichen nahezu isotropen Beanspruchungen für etwa 175 Tage, anschließend erfolgte ein Wechsel hin zu einer deviatorischen Beanspruchung, wobei die minimale Hauptspannung konstant gehalten wurde, um so unmittelbar den Unterschied im Verheilungsverhalten von Steinsalz bei isotroper und deviatorischer Beanspruchung untersuchen zu können.

Im Rahmen der zweiten sowie der dritten Versuchsserie wurden die Verheilungsphasen an den jeweils vier untersuchten Prüfkörpern zwar zum gleichen Zeitpunkt begonnen, allerdings wurden für die Verheilungsphasen an den Prüfkörpern unterschiedliche Spannungsniveaus eingestellt. Durch diese Vorgehensweise sollte zeitlich möglichst effizient der Einfluss vieler verschiedener Belastungssituationen auf das Verheilungsverhalten des Steinsalzes untersucht werden. Die Regelung des jeweiligen Manteldrucks erfolgte dabei mit Hilfe eines gemeinsamen EMC-Systems und eines komplexen Systems aus computergesteuerten Ventilen zwischen den vier Triaxialzellen und dem EMC-System. Leider hat sich diese Vorgehensweise im Verlauf der zweiten und der dritten Versuchsserie als sehr fehleranfällig und damit wenig praktikabel erwiesen, weswegen dann bei den im Rahmen der bewilligten Projektverlängerung durchgeführten Verheilungsversuchen wieder mit zeitgleich identischen Manteldrücken auf allen vier Versuchsanlagen gearbeitet worden ist.

Für die vierte Versuchsserie waren ursprünglich die vier Varianten 4a, 4b, 4c und 4d mit jeweils vier untersuchten Prüfkörpern aus Asse-Speisesalz geplant. Diese vier Varianten wurden bei identischer mittlerer Beanspruchung, aber unterschiedlicher deviatorischer Beanspruchung der Prüfkörper und teilweise auch unterschiedlicher Versuchstemperatur durchgeführt. Im Anschluss an die vier ursprünglich geplanten Varianten wurden noch die drei weiteren Varianten 4e, 4f und 4g zur Untersuchung des Verheilungsverhaltens von Steinsalz aus der WIPP-Site durchgeführt.

Die Versuchsserie 4a mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 487, 488, 490 und 491) wurde im Juli 2019 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 120 Tagen im Oktober 2019 beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ }^{\circ}\text{C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend unter einer Axialspannung von 21 MPa und einem Manteldruck von 11 MPa zurückgebildet.

Die Versuchsserie 4b mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 492, 493, 494 und 495) wurde im November 2019 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 120 Tagen im März 2020 beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend zurückgebildet, und zwar zuerst für etwa 45 Tage unter einer Axialspannung von 31 MPa und einem Manteldruck von 6 MPa . Aufgrund einer dabei weiter ansteigenden Axialstauchung in Richtung eines versuchstechnisch kritischen Stauchungsniveaus wurde die Axialspannung anschließend auf 27 MPa reduziert mit dem Ziel einer Begrenzung der Axialstauchung auf ein Niveau von maximal 10 %.

Die Versuchsserie 4c mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 496, 497, 498 und 499) wurde im Mai 2020 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 140 Tagen im September 2020 beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend zurückgebildet, und zwar zuerst für etwa 64 Tage unter einer Axialspannung von 26 MPa und einem Manteldruck von $8,5\text{ MPa}$. Aufgrund einer auch bei dieser Versuchsserie weiter ansteigenden Axialstauchung in Richtung eines versuchstechnisch kritischen Stauchungsniveaus wurde der Manteldruck anschließend auf 16 MPa angehoben mit dem Ziel einer Begrenzung der Axialstauchung auf ein Niveau von maximal 10 %.

Die Versuchsserie 4d mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 500, 501, 502 und 503) wurde im November 2020 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 90 Tagen im Februar 2021 beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper wurden bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 70\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend unter einer Axialspannung von 15 MPa und einem Manteldruck von 14 MPa zurückgebildet.

Die Versuchsserie 4e mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 505, 506, 109 und 110) wurde im März 2021 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 100 Tagen im Juni 2021 beendet. Bei den vier untersuchten Prüfkörpern handelte es sich um zwei Prüfkörper der Lokation Asse sowie um zwei Prüfkörper der Lokation WIPP. Die vier untersuchten Prüfkörper sollten bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend unter einer Axialspannung von 15 MPa und einem Manteldruck von 14 MPa zurückgebildet werden. Da die beiden WIPP-Prüf-

körper in der Schädigungsphase überraschend eine deutlich größere Axialverzerrung gezeigt haben als die beiden Asse-Prüfkörper, konnte diese Versuchsserie aufgrund zu unterschiedlicher Deformationseigenschaften der beiden Salzarten nicht sinnvoll abgeschlossen werden.

Die Versuchsserie 4f mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 111, 112, 113 und 114) wurde im Juni 2021 gestartet und nach einer nur relativ kurzen Versuchsdauer von etwa 15 Tagen bereits im Juli 2021 wieder beendet. Die vier untersuchten Prüfkörper der Lokation WIPP sollten bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend unter einer Axialspannung von 15 MPa und einem Manteldruck von 14 MPa zurückgebildet werden. Leider sind während der Schädigungsphase bereits drei der vier Prüfkörper zerbrochen, weshalb es zu der Entscheidung kam, die gesamte Versuchsserie abzubrechen und mit einer weniger intensiven Schädigungsphase mit einer vorsichtig-stufenweisen Lasterhöhung zu wiederholen.

Die Versuchsserie 4g mit vier Verheilungsversuchen (Versuchsnummern 115, 116, 117 und 118) wurde im August 2021 gestartet und nach einer Versuchsdauer von etwa 190 Tagen im März 2022 beendet. Analog zur Versuchsserie 4f sollten die vier untersuchten Prüfkörper der Lokation WIPP sollten bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 35\text{ °C}$ zunächst bei einer identischen Belastung geschädigt und die dabei erzeugte dilatante Verformung anschließend unter einer Axialspannung von 15 MPa und einem Manteldruck von 14 MPa zurückgebildet werden. Im Gegensatz zur Versuchsserie 4f sollte bei der Versuchsserie 4g allerdings die Schädigungsinduzierung in den Prüfkörpern durch eine vorsichtig-stufenweise Lasterhöhung ausgehend von einer Axialspannung von 12 MPa und einem Manteldruck von 2 MPa bei einer Erhöhung der Axialspannung um jeweils 2 MPa alle 2 Tage erfolgen. Im Vorfeld der Schädigungsphase wurde zudem eine 30-tägige Kriechphase unter einer Axialspannung von 30 MPa und einem Manteldruck von 20 MPa durchgeführt. Leider sind auch bei der Versuchsserie 4g während der Schädigungsphase erneut drei der vier Prüfkörper zerbrochen, wobei der Bruch jeweils relativ spontan und ohne erkennbare Vorankündigung nach einer Lasterhöhung erfolgte. Obwohl damit nur noch ein Prüfkörper zur weiteren Untersuchung zur Verfügung stand, ist die Versuchsserie 4g bis zum Ende der Projektlaufzeit mit dem verbleibenden Prüfkörper fortgeführt worden, da die Durchführung einer weiteren Versuchsserie zeitlich nicht mehr im Projektzeitraum machbar gewesen wäre. Während die vorstehend aufgeführten Versuchsserien entsprechend des in Abschnitt 4.5 beschriebenen Versuchstyps 1 durchgeführt worden sind, sind im Rahmen einer fünften Versuchsserie zwei weitere Asse-Prüfkörper (Versuchsnummern 765 und 769) entsprechend des in Abschnitt 4.5

beschriebenen Versuchstyps 2 untersucht worden. Diese beiden Laborversuche sind bei einer konstanten Versuchstemperatur von $T = 30^\circ\text{C}$ und einer konstanten Deviatorspannung von $\sigma_v = 28\text{ MPa}$ durchgeführt worden. Der Prüfkörper mit der Versuchsnummer 765 wurde zunächst einer 25-tägigen schädigungsfreien Kriechphase mit einer Axialspannung von 48 MPa und einem Manteldruck von 20 MPa unterzogen, dann einer Schädigungsphase mit einer Axialspannung von $28,5\text{ MPa}$ und einem Manteldruck von $0,5\text{ MPa}$ und abschließend einer 60-tägigen Verheilungsphase mit einer Axialspannung von 38 MPa und einem Manteldruck von 10 MPa . Beim Prüfkörper mit der Versuchsnummer 769 wurde auf die vorlaufende Kriechphase verzichtet und stattdessen der Prüfkörper direkt zunächst einer Schädigungsphase mit einer Axialspannung von 30 MPa und einem Manteldruck von 2 MPa unterzogen und anschließend einer zweigeteilten Verheilungsphase zuerst mit einer Axialspannung von 38 MPa und einem Manteldruck von 10 MPa und anschließend mit einer Axialspannung von 48 MPa und einem Manteldruck von 20 MPa .

Nachfolgend zusammenfassend zusammengestellt sind die Messergebnisse der im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS beim Projektpartner TU Clausthal an Steinsalz der Lokation Asse sowie der Lokation WIPP durchgeführten Verheilungsversuche. Zur Dokumentation der Verheilungsversuche sind in den nachfolgenden Bildern folgende Informationen aufgetragen:

- Versuchsnummer, Prüfkörperherkunft (Lokation, Stratigraphie), Durchmesser d , Länge l , Masse m und Wichte γ sowie die dynamischen Materialkennwerte E_{dyn} und ν_{dyn} der untersuchten Prüfkörper vor Versuchsbeginn, Versuchstemperatur T sowie fotografische Aufnahmen der Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung,
- Axialspannung, Mantelspannung und Axialverzerrung über der Versuchszeit,
- Axialspannung, Mantelspannung und Dilatanz ε_{vol} über der Versuchszeit,
- Axialspannung, Mantelspannung und normierte Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p/v_{p0} über der Versuchszeit,
- Axialspannung, Mantelspannung und Versuchstemperatur über der Versuchszeit.

Versuchs-Nr.	466	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11499,9	
Wichte (kN/m ³)	21,699	
E _{dyn} (MPa)	37480	
v _{dyn} (-)	0,298	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.9: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 466)

Versuchs-Nr.	470	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11468,7	
Wichte (kN/m ³)	21,633	
E _{dyn} (MPa)	38389	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.10: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 470)

Versuchs-Nr.	471	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11467,8	
Wichte (kN/m ³)	21,639	
E _{dyn} (MPa)	37363	
v _{dyn} (-)	0,296	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.11: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 471)

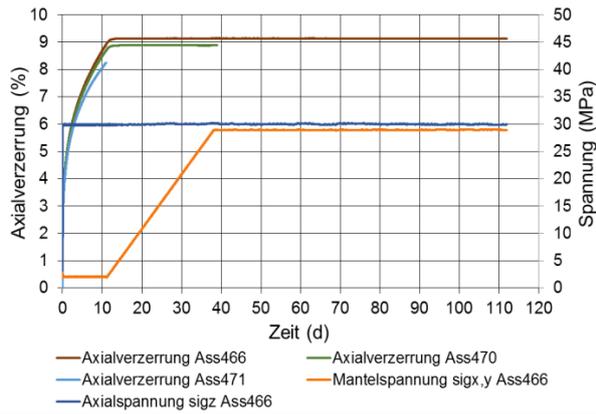


Bild 4.12: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung bei den Verheilungsversuchen 466, 470 und 471

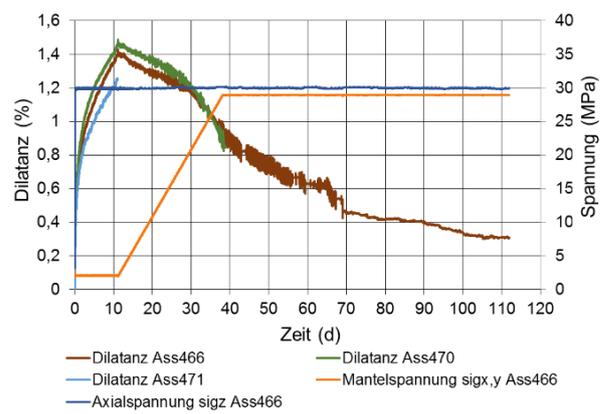


Bild 4.13: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz bei den Verheilungsversuchen 466, 470 und 471

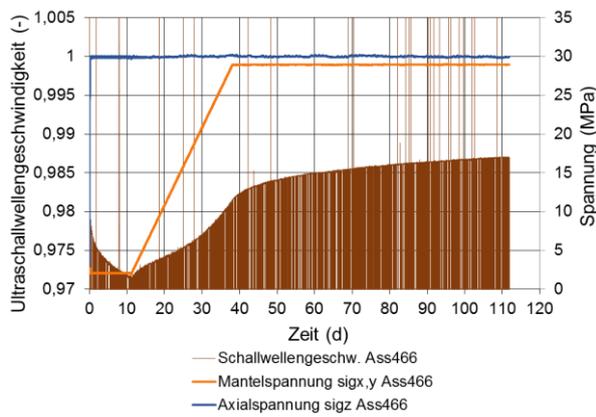


Bild 4.14: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 466

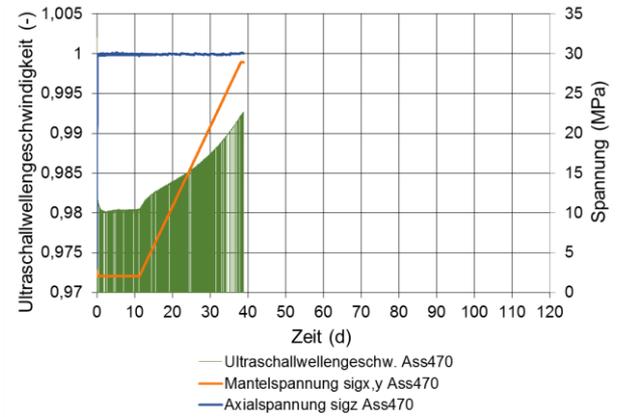


Bild 4.15: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 470

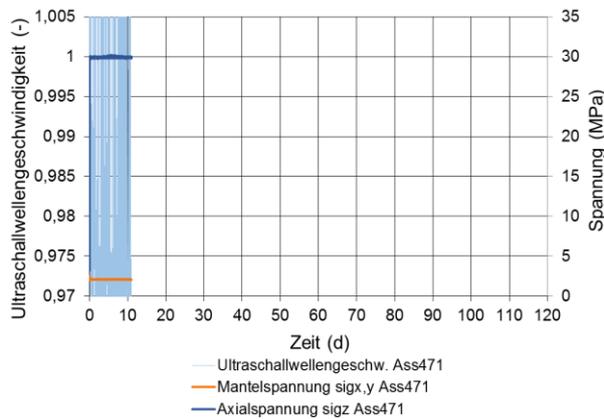


Bild 4.16: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 471

Versuchs-Nr.	478	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11487,1	
Wichte (kN/m ³)	21,668	
E _{dyn} (MPa)	38475	
v _{dyn} (-)	0,297	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.17: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 478)

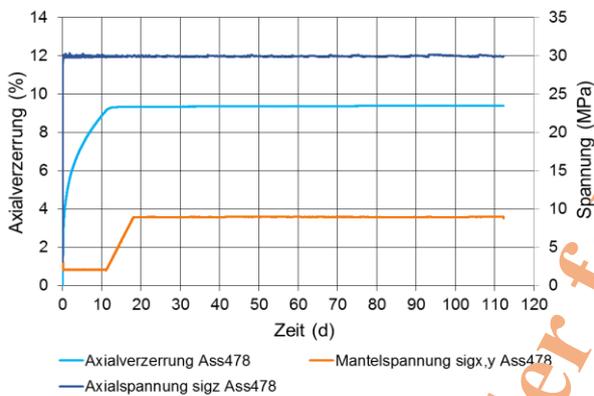


Bild 4.18: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 478

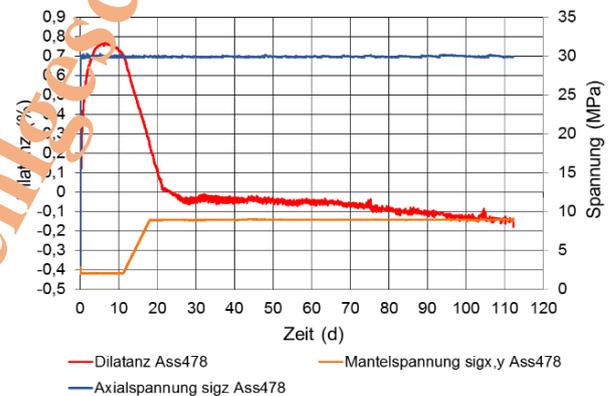


Bild 4.19: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 478

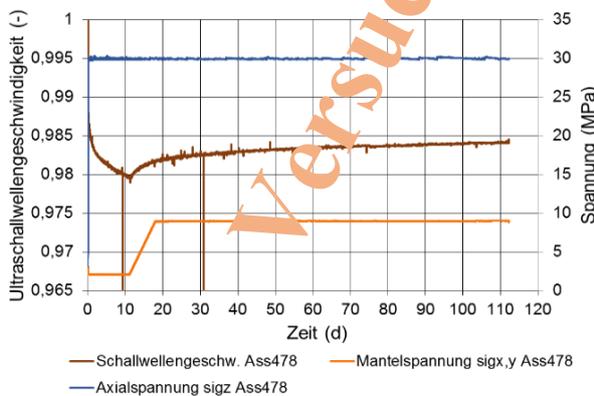


Bild 4.20: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 478

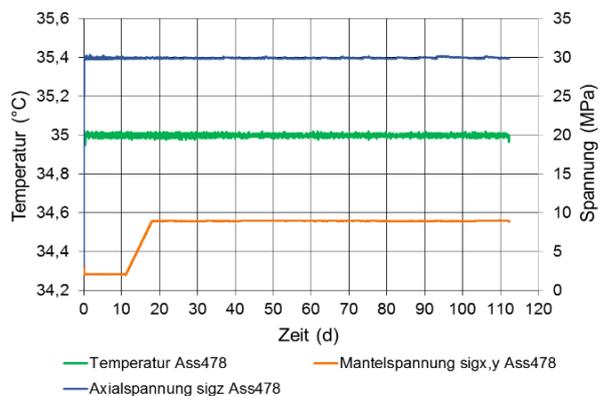


Bild 4.21: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 478

Versuchs-Nr.	479	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staufurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11511,5	
Wichte (kN/m ³)	21,714	
E _{dyn} (MPa)	38559	
v _{dyn} (-)	0,29	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.22: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 479)

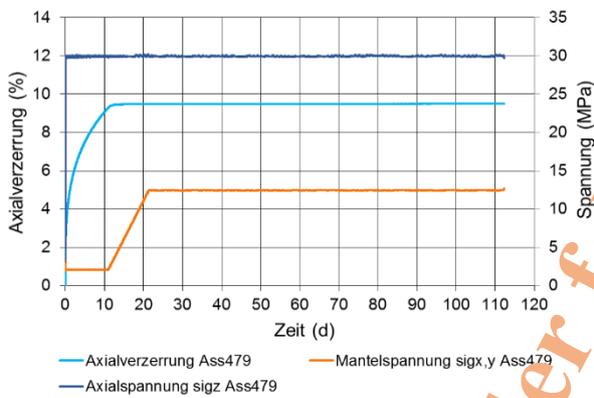


Bild 4.23: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 479

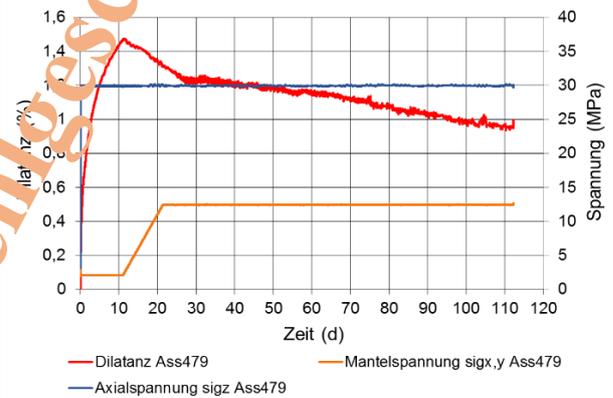


Bild 4.24: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 479

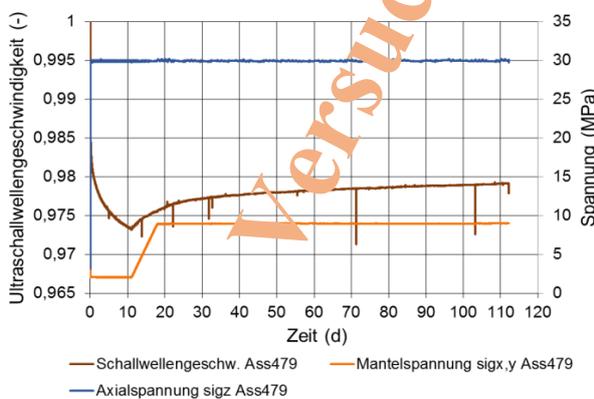


Bild 4.25: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 479

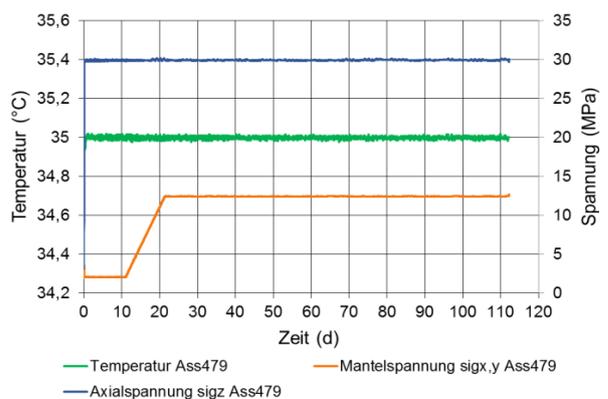


Bild 4.26: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 479

Versuchs-Nr.	480	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11473,4	
Wichte (kN/m³)	21,649	
E_{dyn} (MPa)	37322	
ν_{dyn} (-)	0,287	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.27: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 480)

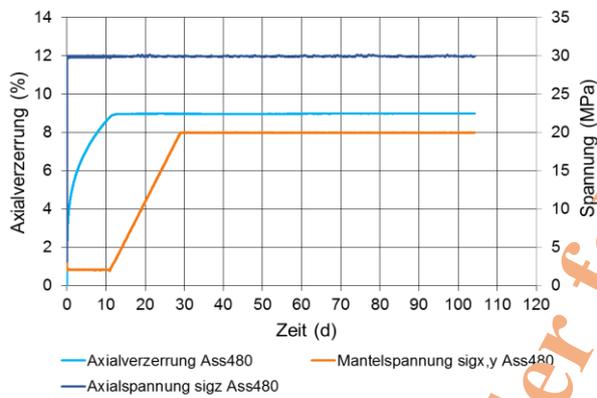


Bild 4.28: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 480

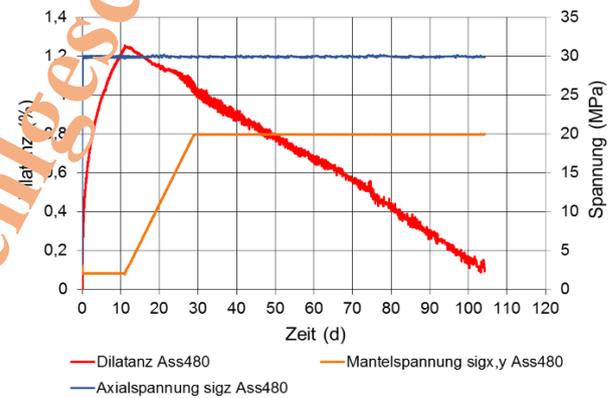


Bild 4.29: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 480

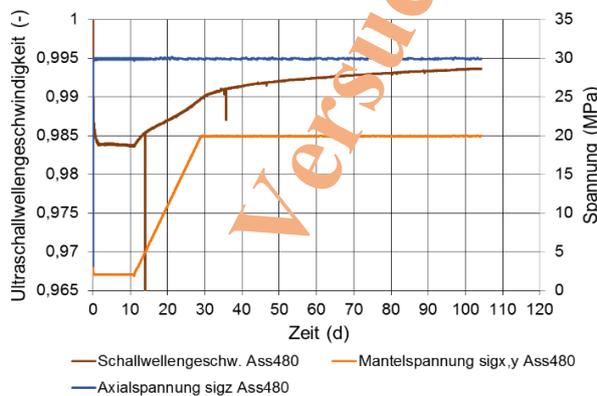


Bild 4.30: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 480

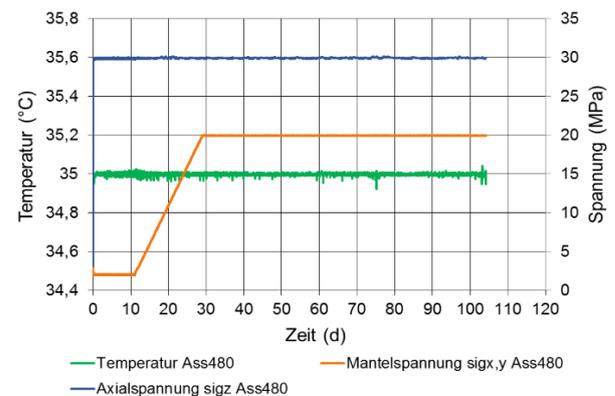


Bild 4.31: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 480

Versuchs-Nr.	481	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2ß (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11486,9	
Wichte (kN/m³)	21,668	
E_{dyn} (MPa)	38450	
ν_{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.32: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 481)

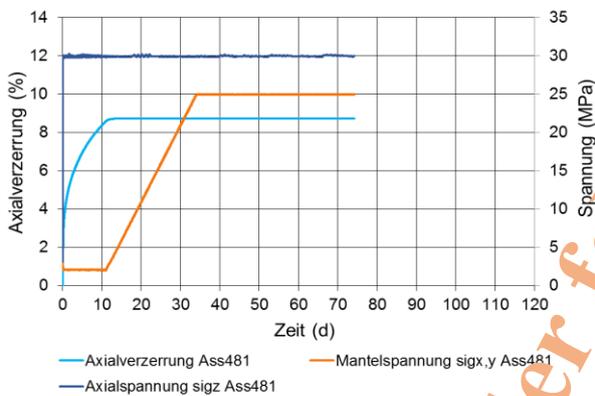


Bild 4.33: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 481

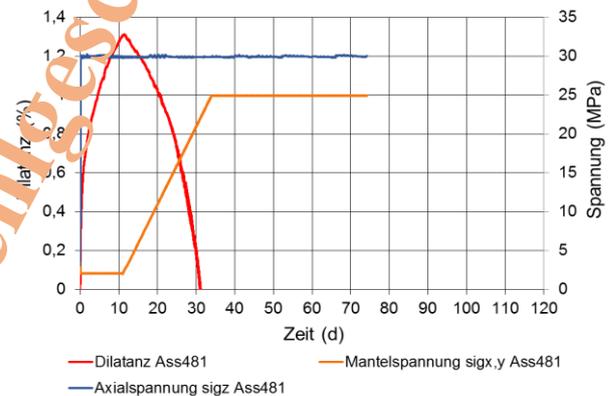


Bild 4.34: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 481

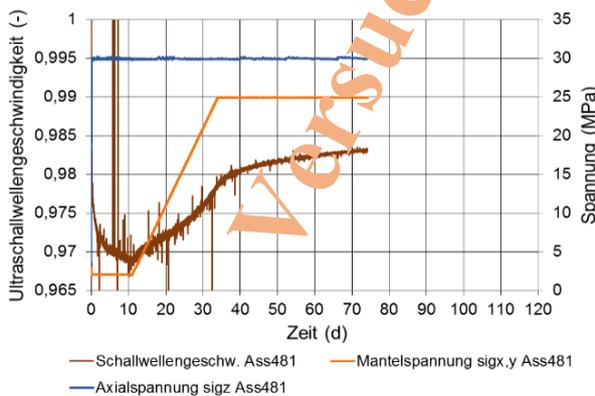


Bild 4.35: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 481

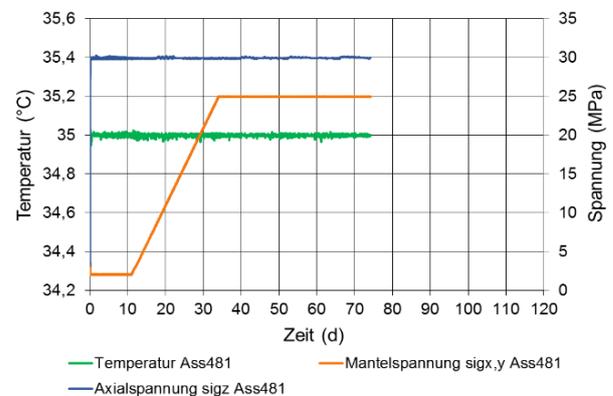


Bild 4.36: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 481

Versuchs-Nr.	482	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11528,2	
Wichte (kN/m ³)	21,774	
E _{dyn} (MPa)	38666	
v _{dyn} (-)	0,290	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.37: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 482)

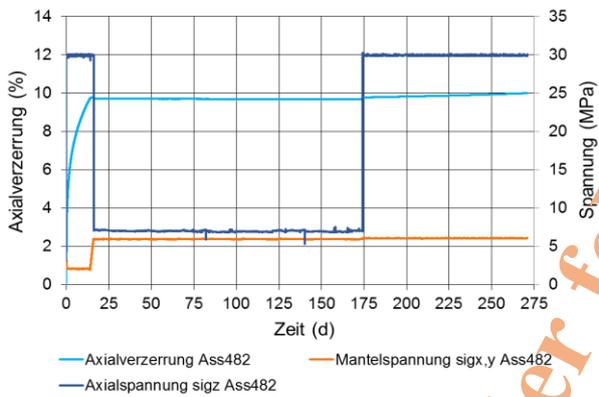


Bild 4.38: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 482

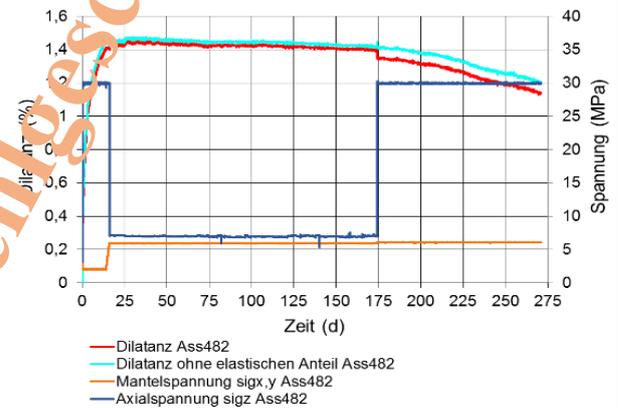


Bild 4.39: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 482

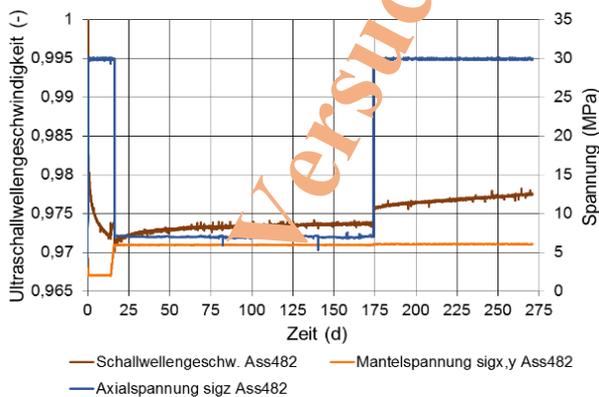


Bild 4.40: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 482

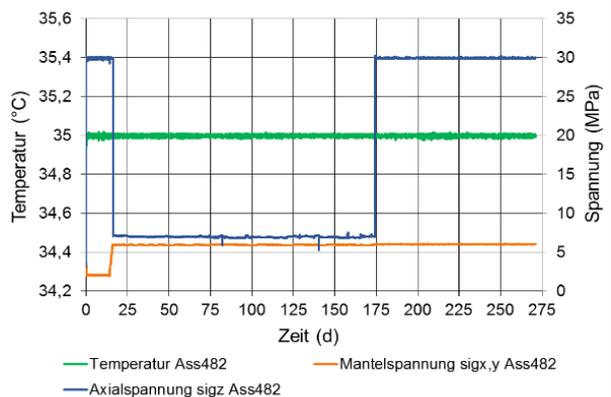


Bild 4.41: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 482

Versuchs-Nr.	483	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11507,6	
Wichte (kN/m ³)	21,707	
E _{dyn} (MPa)	38520	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.42: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 483)

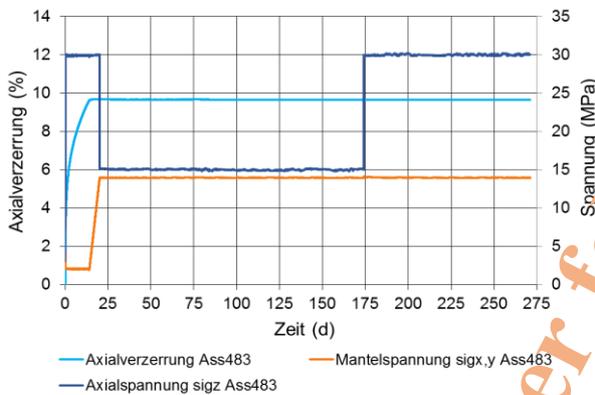


Bild 4.43: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 483

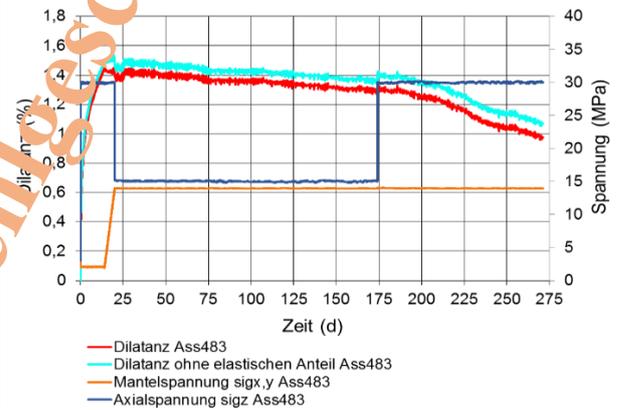


Bild 4.44: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 483

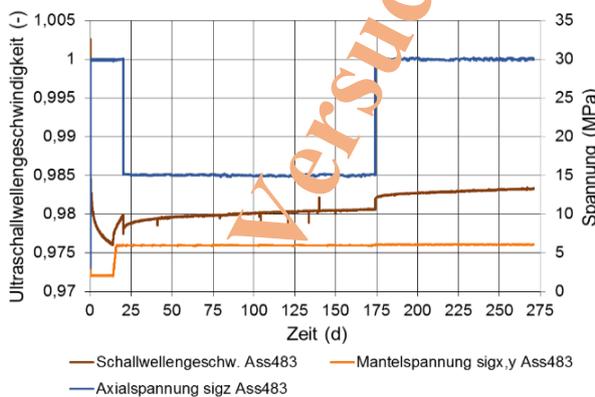


Bild 4.45: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 483

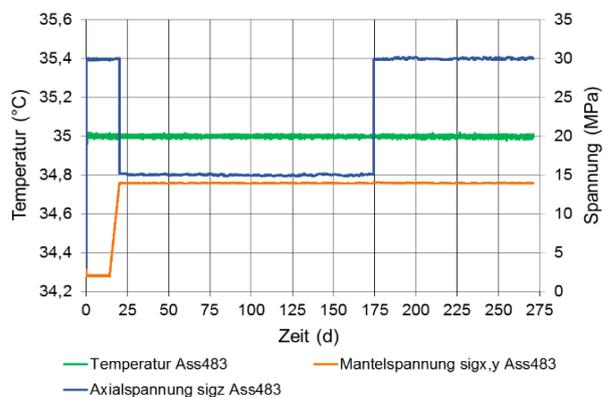


Bild 4.46: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 483

Versuchs-Nr.	485	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11491,7	
Wichte (kN/m ³)	21,677	
E _{dyn} (MPa)	38480	
v _{dyn} (-)	0,288	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.47: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 485)

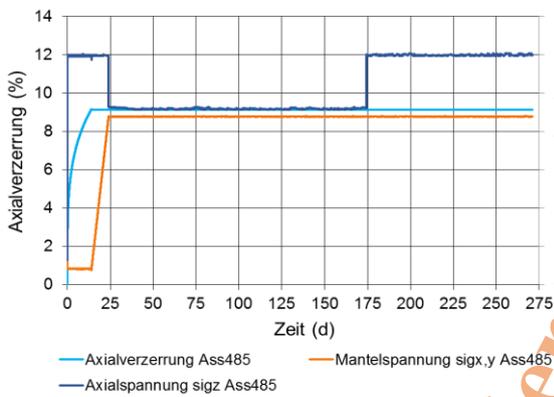


Bild 4.48: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 485

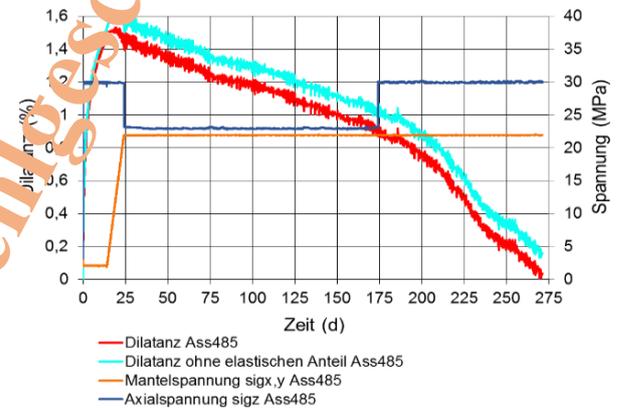


Bild 4.49: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 485

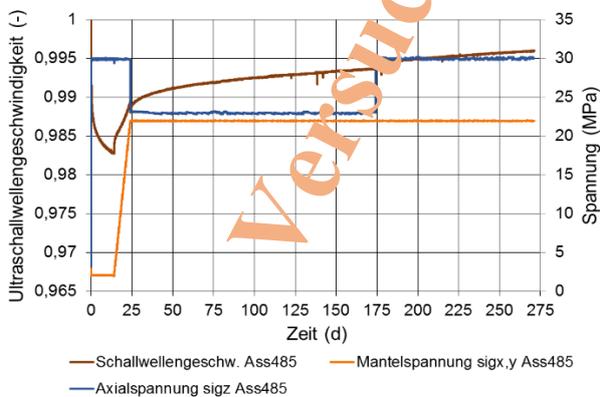


Bild 4.50: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 485

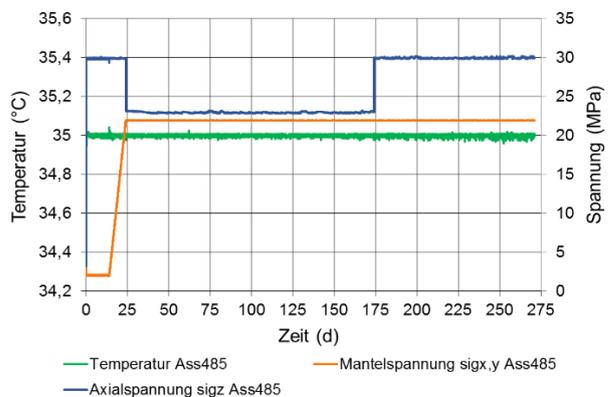


Bild 4.51: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 485

Versuchs-Nr.	486
Lokation	Asse 800 m-Sohle
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)
Durchmesser (mm)	149,9
Länge (mm)	300
Masse (g)	11476,9
Wichte (kN/m ³)	21,678
E _{dyn} (MPa)	38467
v _{dyn} (-)	0,286
Versuchstemperatur (°C)	35



Bild 4.52: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 486)

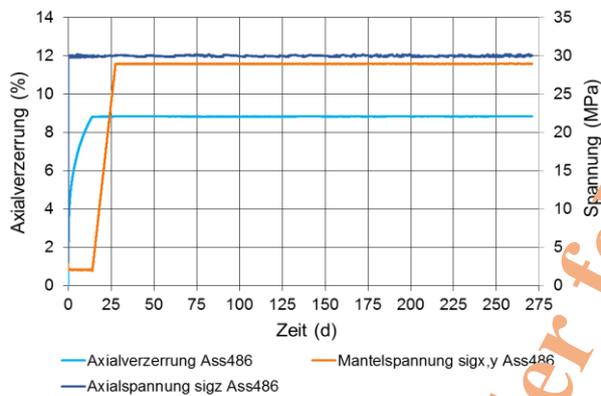


Bild 4.53: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 486

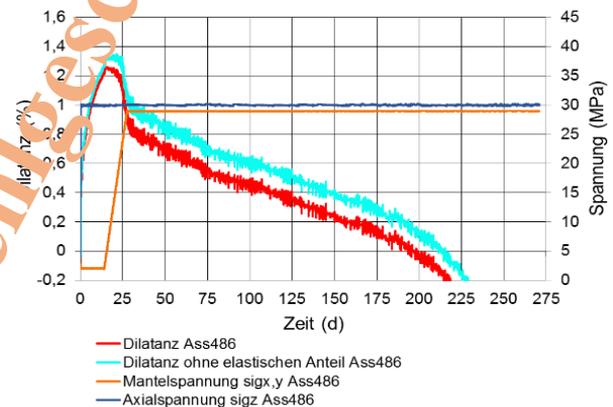


Bild 4.54: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 486

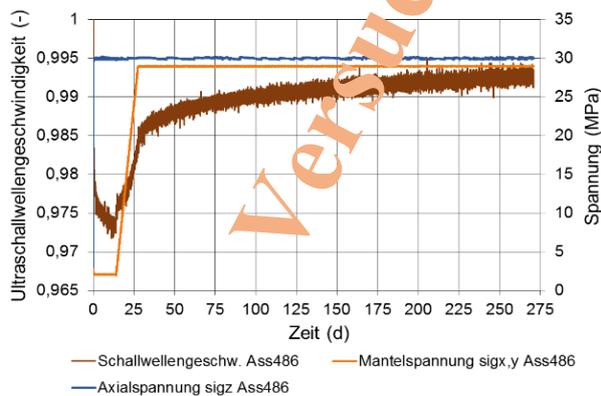


Bild 4.55: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 486

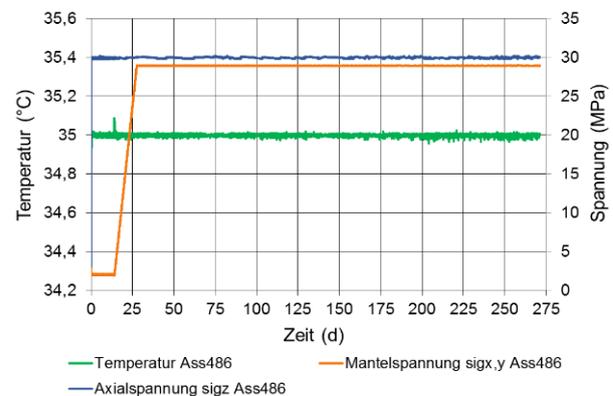


Bild 4.56: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 486

Versuchs-Nr.	487	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Steißfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150	
Länge (mm)	300	
Masse (g)	11483	
Wichte (kN/m ³)	21,660	
E _{dyn} (MPa)	38450	
v _{dyn} (-)	0,288	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.57: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 487)

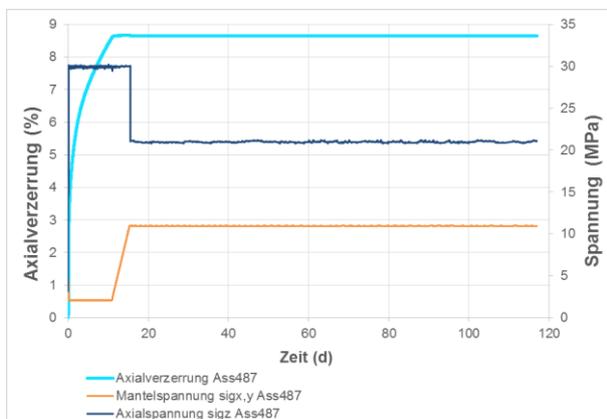


Bild 4.58: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 487

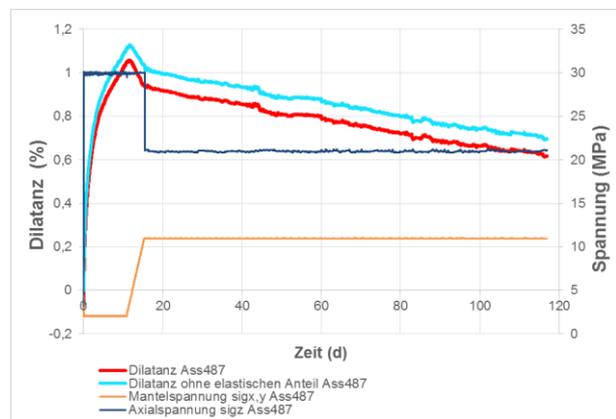


Bild 4.59: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 487

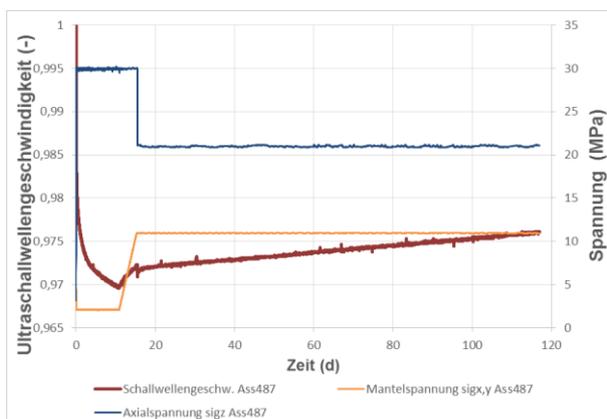


Bild 4.60: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 487

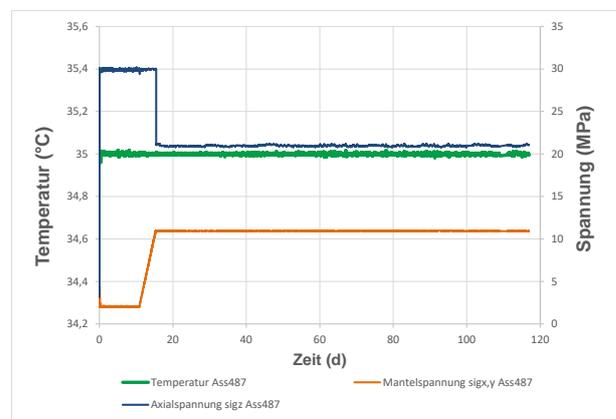


Bild 4.61: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 487

Versuchs-Nr.	488	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Steißfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150	
Länge (mm)	300	
Masse (g)	11481	
Wichte (kN/m ³)	21,656	
E _{dyn} (MPa)	37373	
v _{dyn} (-)	0,289	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.62: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 488)

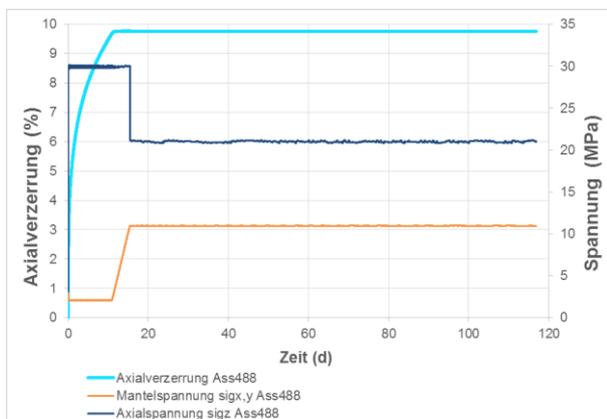


Bild 4.63: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 488

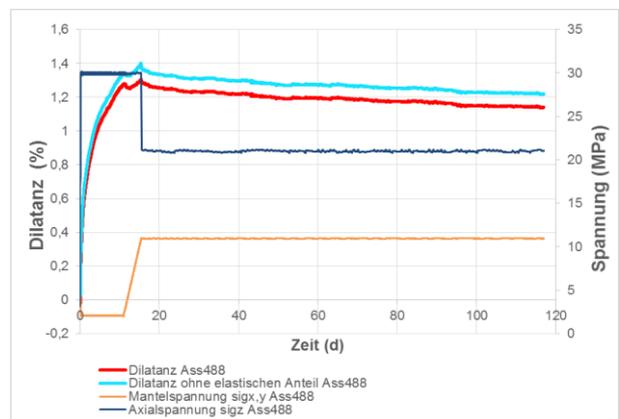


Bild 4.64: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 488

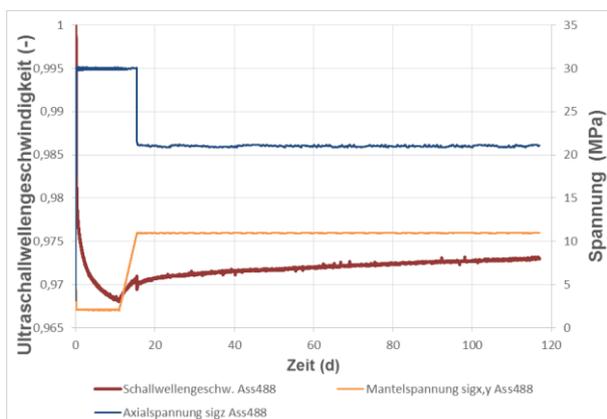


Bild 4.65: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 488

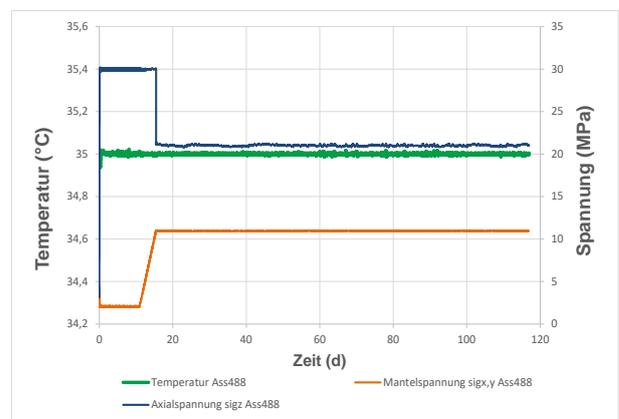


Bild 4.66: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 488

Versuchs-Nr.	490	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Steißfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11497	
Wichte (kN/m ³)	21,694	
E _{dyn} (MPa)	38386	
v _{dyn} (-)	0,273	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.67: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 490)

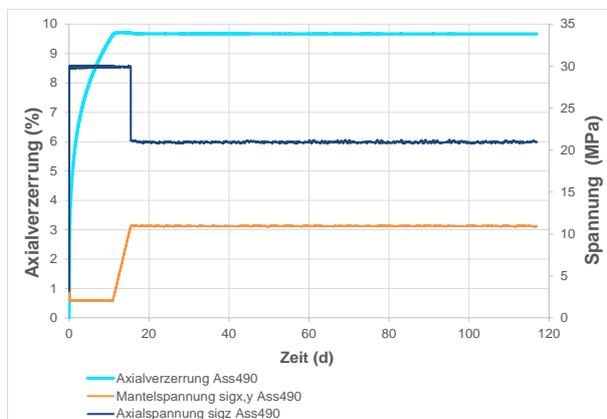


Bild 4.68: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 490

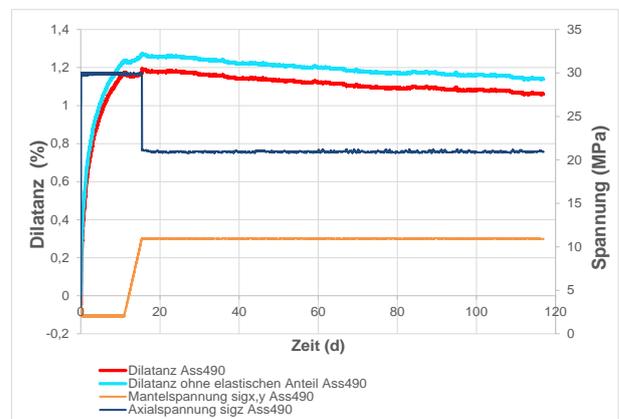


Bild 4.69: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 490

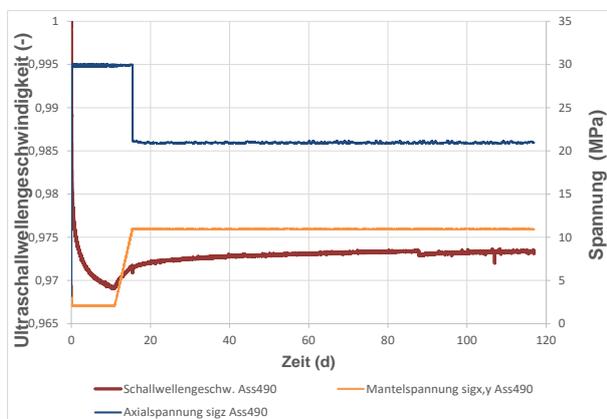


Bild 4.70: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 490

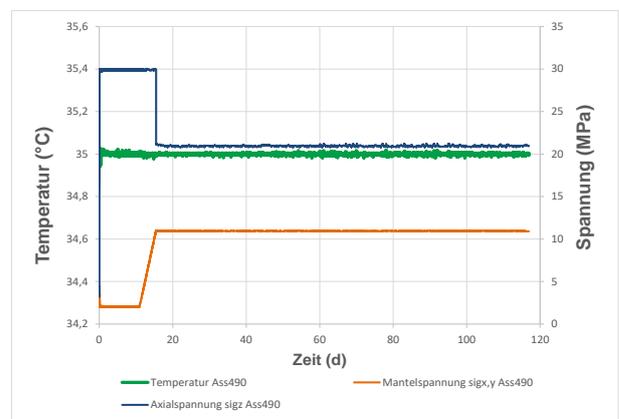


Bild 4.71: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 490

Versuchs-Nr.	491	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Steißfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11483	
Wichte (kN/m ³)	21,667	
E _{dyn} (MPa)	38512	
v _{dyn} (-)	0,299	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.72: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 491)

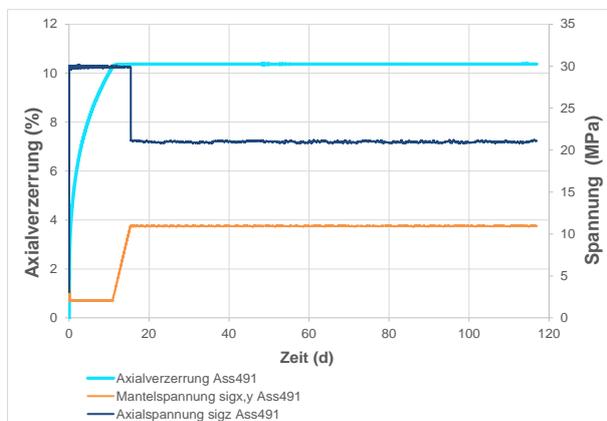


Bild 4.73: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 491

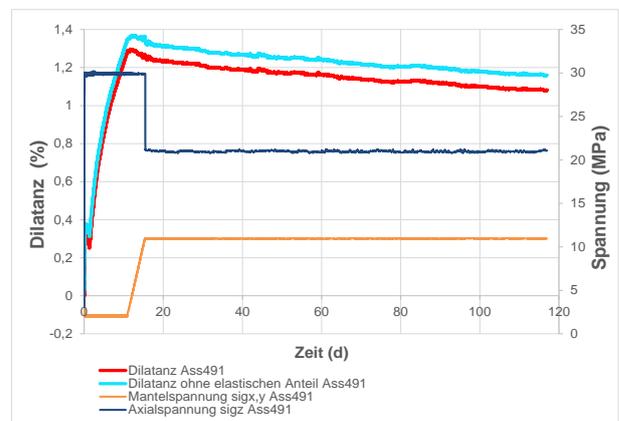


Bild 4.74: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 491

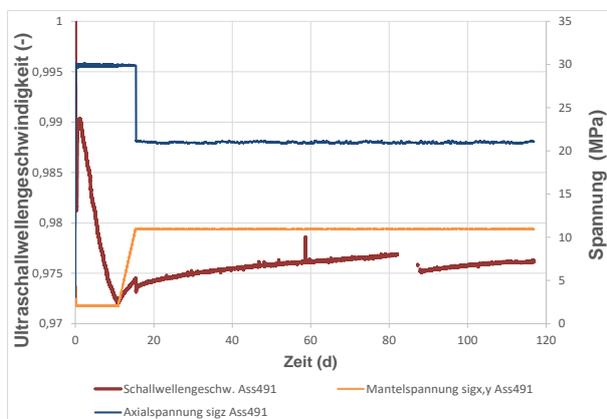


Bild 4.75: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 491

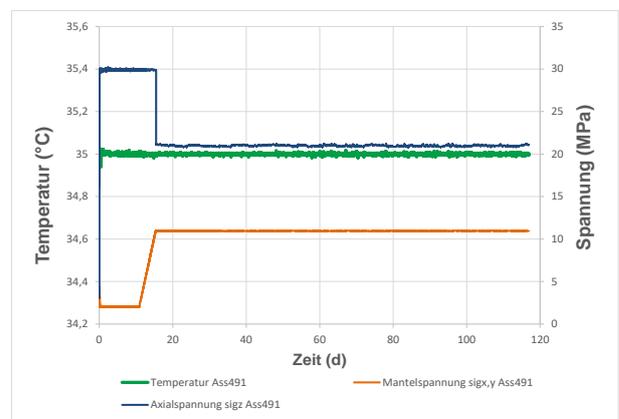


Bild 4.76: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 491

Versuchs-Nr.	492	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11530	
Wichte (kN/m ³)	21,749	
E _{dyn} (MPa)	38620	
v _{dyn} (-)	0,290	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.77: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 492)

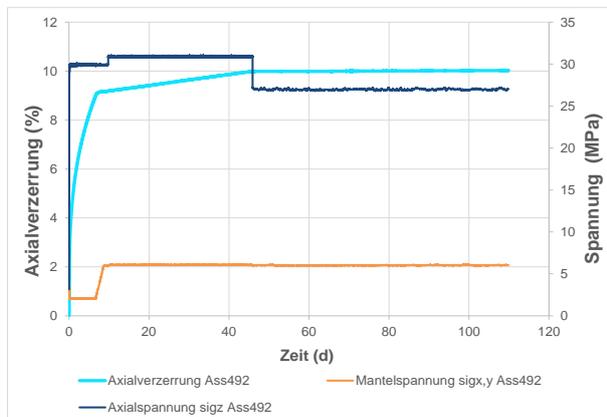


Bild 4.78: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 492

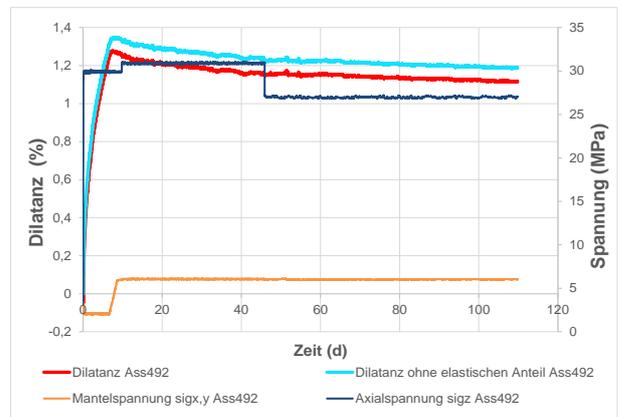


Bild 4.79: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 492

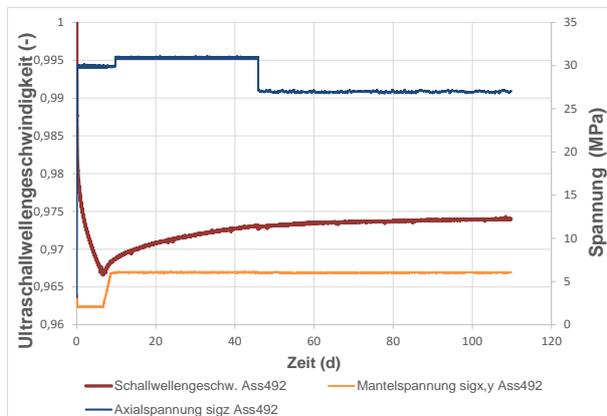


Bild 4.80: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 492

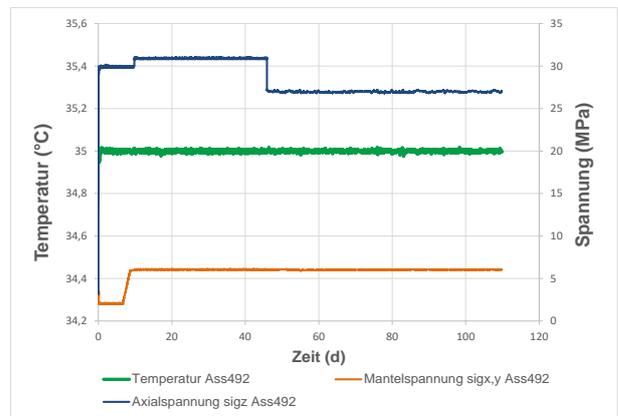


Bild 4.81: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 492

Versuchs-Nr.	493	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11500	
Wichte (kN/m ³)	21,721	
E _{dyn} (MPa)	38545	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.82: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 493)

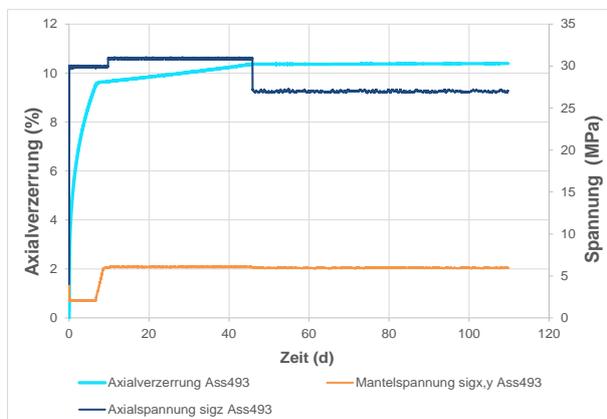


Bild 4.83: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 493

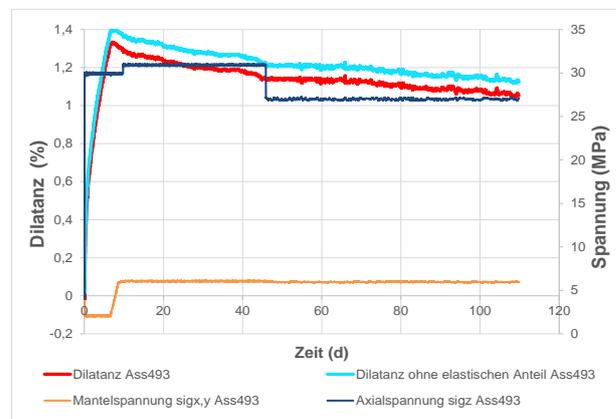


Bild 4.84: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 493

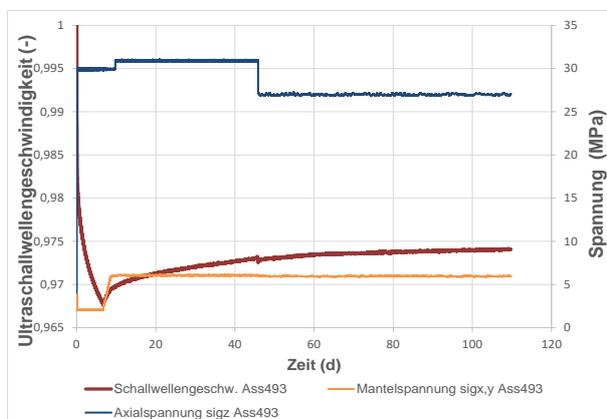


Bild 4.85: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 493

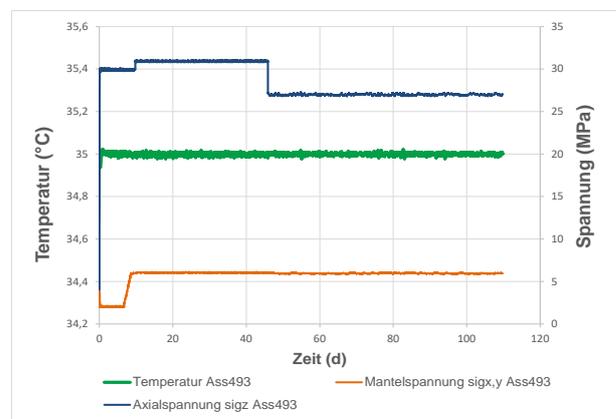


Bild 4.86: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 493

Versuchs-Nr.	494	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11528	
Wichte (kN/m ³)	21,745	
E _{dyn} (MPa)	38614	
v _{dyn} (-)	0,290	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.87: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 494)

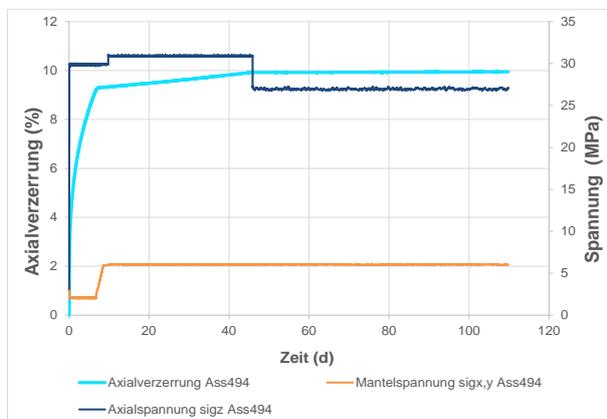


Bild 4.88: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 494

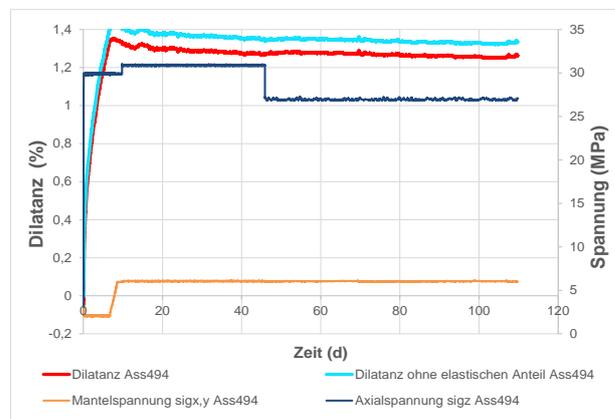


Bild 4.89: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 494

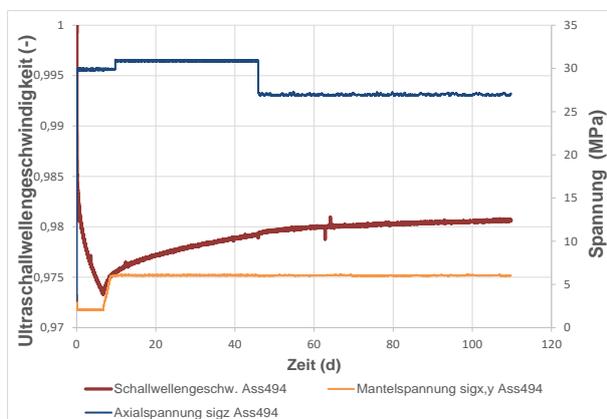


Bild 4.90: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 494

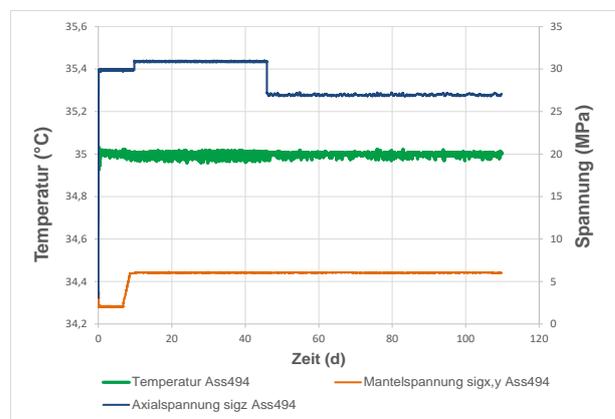


Bild 4.91: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 494

Versuchs-Nr.	495	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Steißfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11490	
Wichte (kN/m ³)	21,702	
E _{dyn} (MPa)	38509	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.92: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 495)

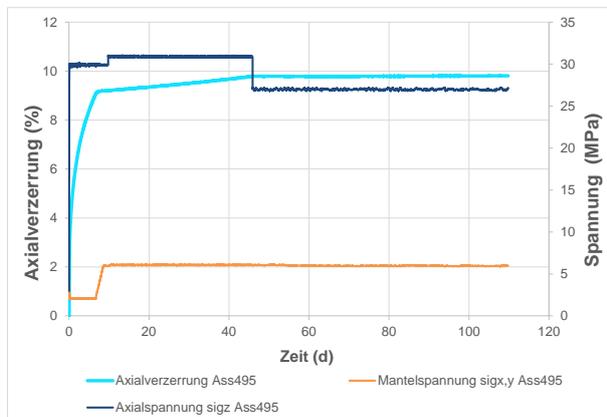


Bild 4.93: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 495

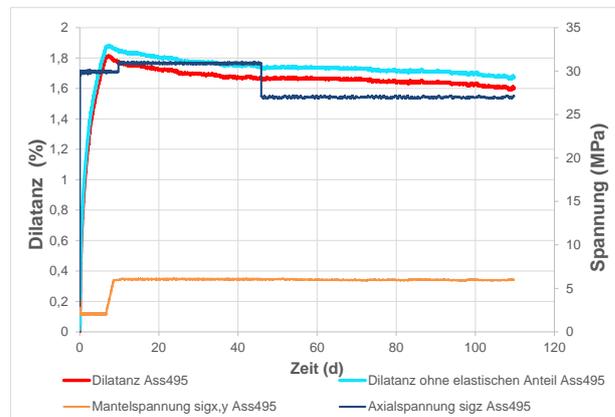


Bild 4.94: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 495

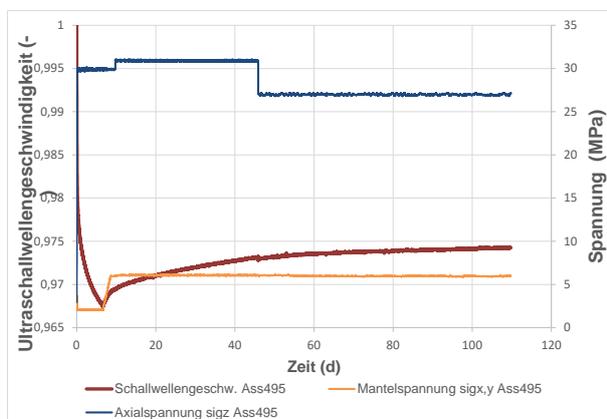


Bild 4.95: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 495

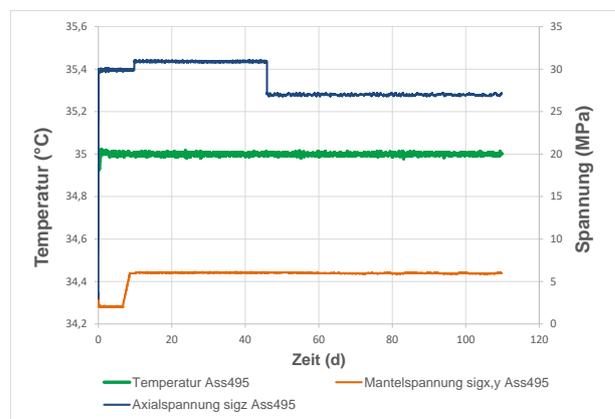


Bild 4.96: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 495

Versuchs-Nr.	496	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11498	
Wichte (kN/m ³)	21,688	
E _{dyn} (MPa)	38468	
v _{dyn} (-)	0,283	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.97: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 496)

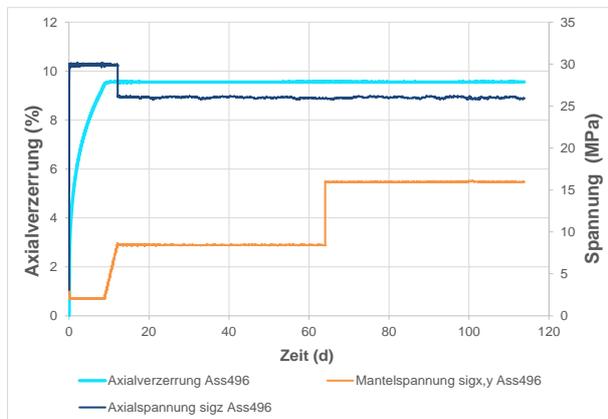


Bild 4.98: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 496

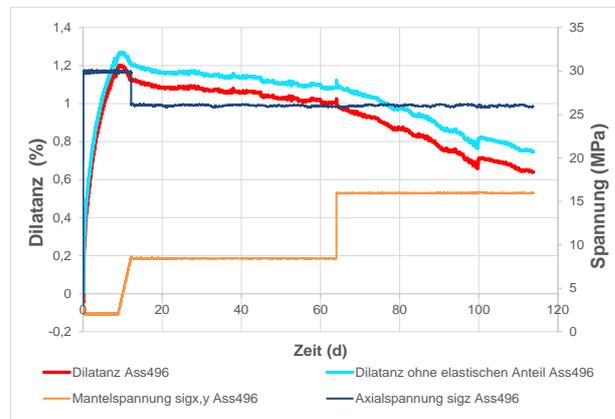


Bild 4.99: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 496

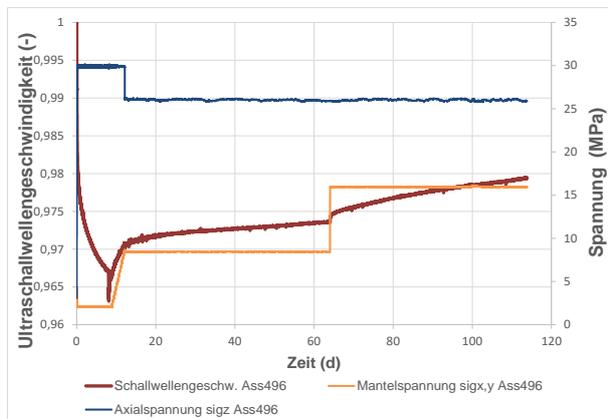


Bild 4.100: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 496

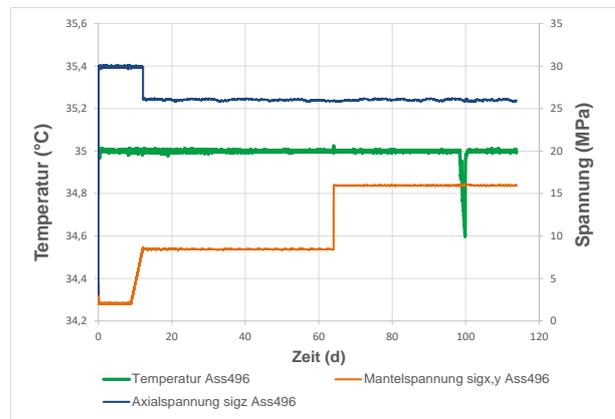


Bild 4.101: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 496

Versuchs-Nr.	497	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11493	
Wichte (kN/m ³)	21,679	
E _{dyn} (MPa)	38451	
v _{dyn} (-)	0,283	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.102: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 497)

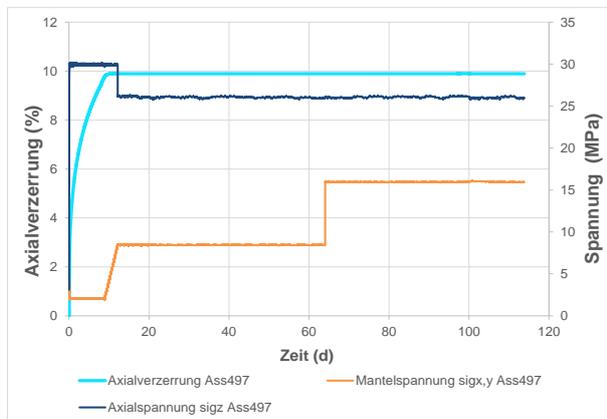


Bild 4.103: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 497

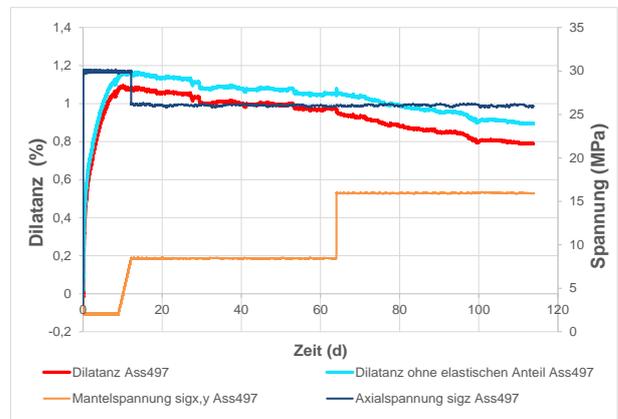


Bild 4.104: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 497

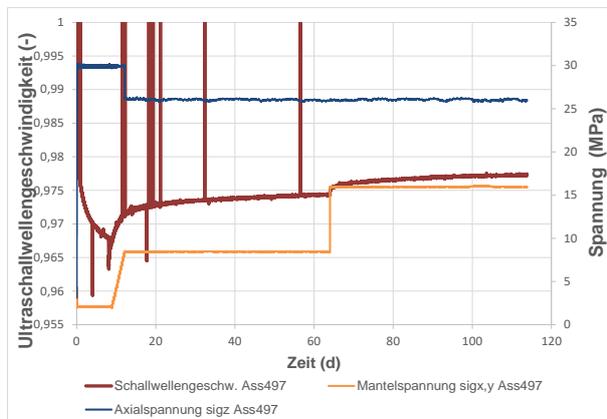


Bild 4.105: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 497

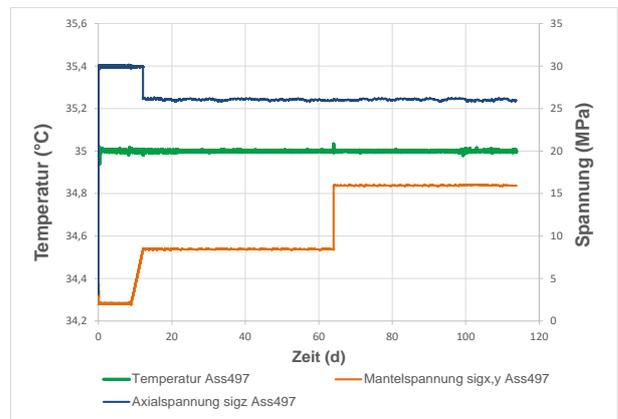


Bild 4.106: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 497

Versuchs-Nr.	498	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11445,9	
Wichte (kN/m ³)	21,619	
E _{dyn} (MPa)	38363	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.107: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 498)

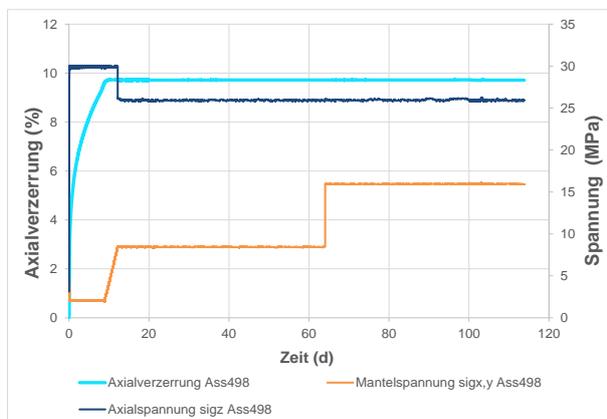


Bild 4.108: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 498

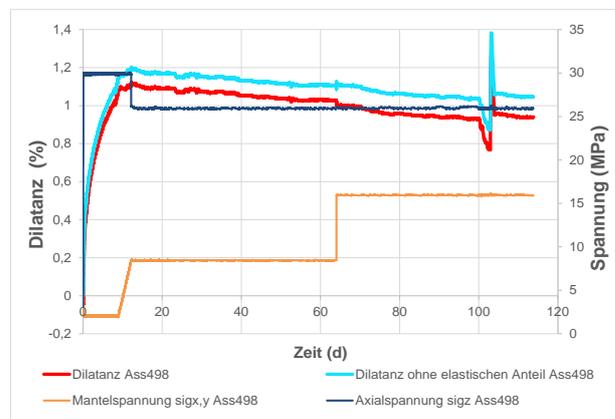


Bild 4.109: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 498

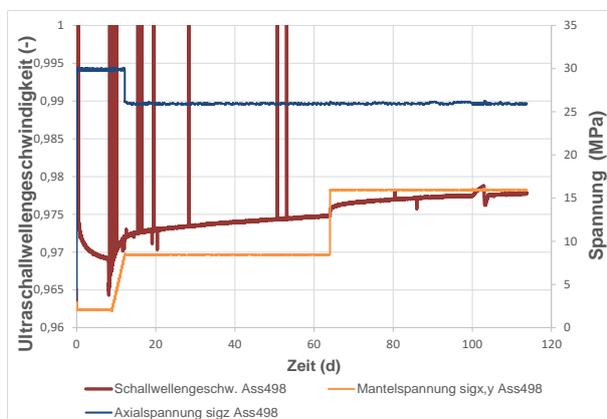


Bild 4.110: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 498

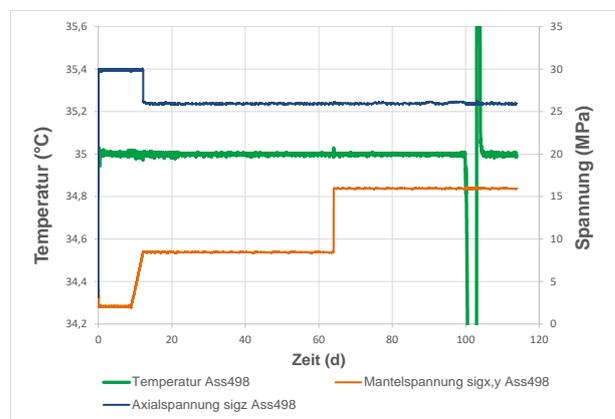


Bild 4.111: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 498

Versuchs-Nr.	499	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11552	
Wichte (kN/m ³)	21,790	
E _{dyn} (MPa)	38636	
v _{dyn} (-)	0,281	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.112: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 499)

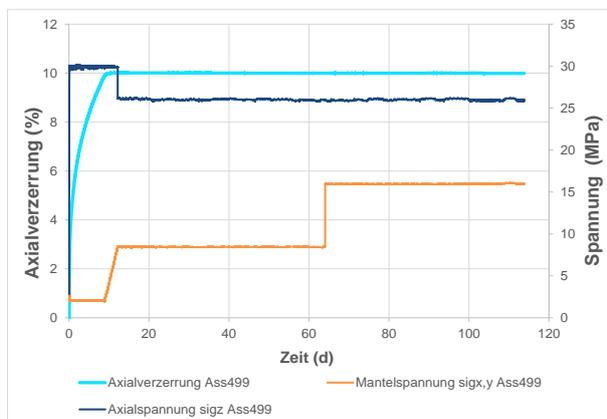


Bild 4.113: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 499

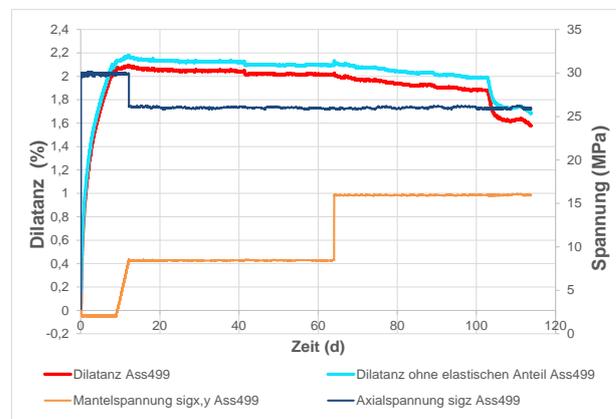


Bild 4.114: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 499

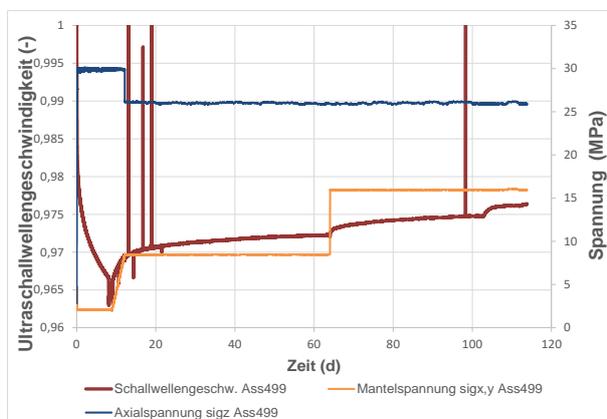


Bild 4.115: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 499

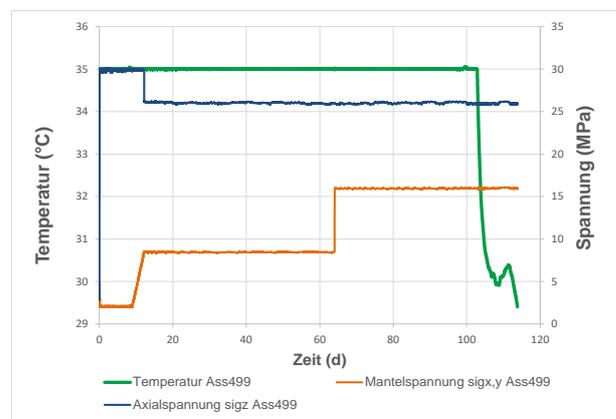


Bild 4.116: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 499

Versuchs-Nr.	500	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,1	
Masse (g)	11511	
Wichte (kN/m ³)	21,677	
E _{dyn} (MPa)	37450	
v _{dyn} (-)	0,292	
Versuchstemperatur (°C)	70	

Bild 4.117: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 500)

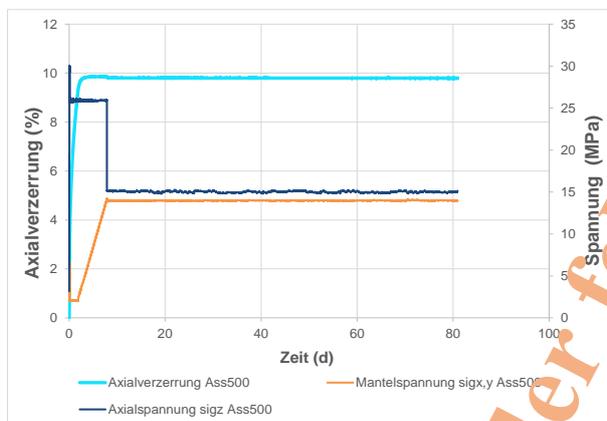


Bild 4.118: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 500

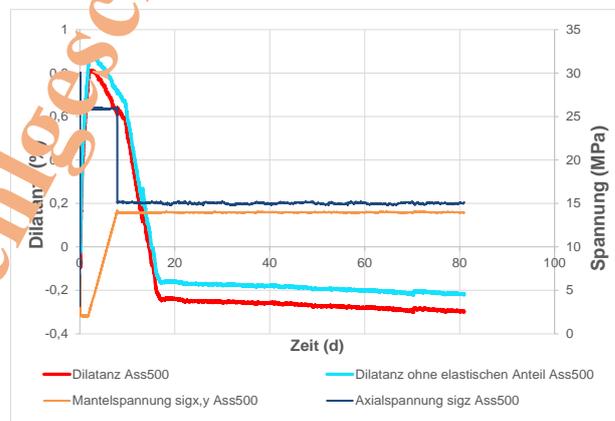


Bild 4.119: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 500

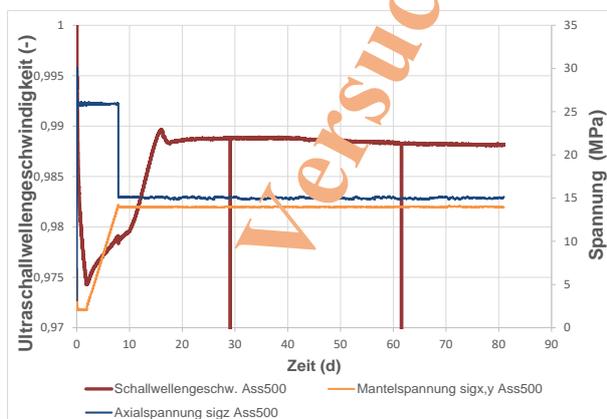


Bild 4.120: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 500

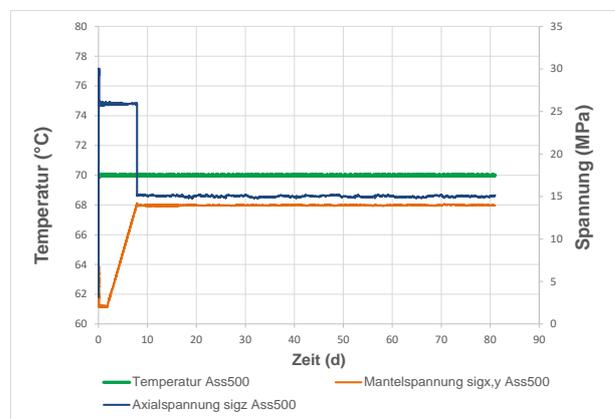


Bild 4.121: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 500

Versuchs-Nr.	501	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,1	
Masse (g)	11508	
Wichte (kN/m ³)	21,671	
E _{dyn} (MPa)	38483	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	70	

Bild 4.122: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 501)

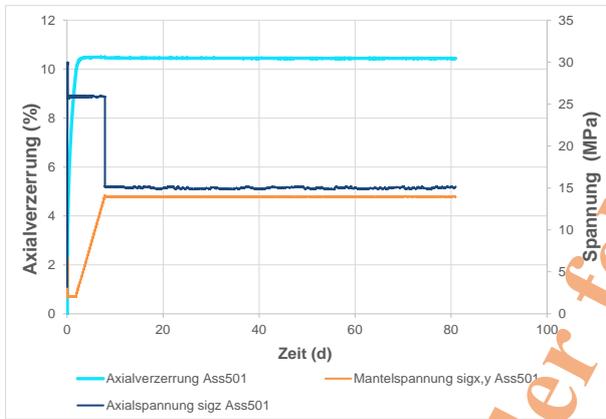


Bild 4.123: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 501

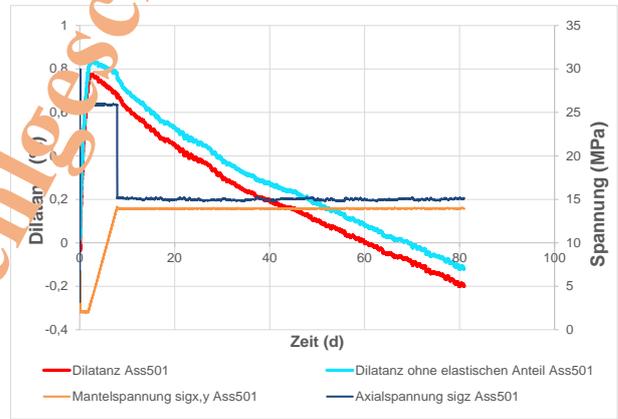


Bild 4.124: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 501



Bild 4.125: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 501

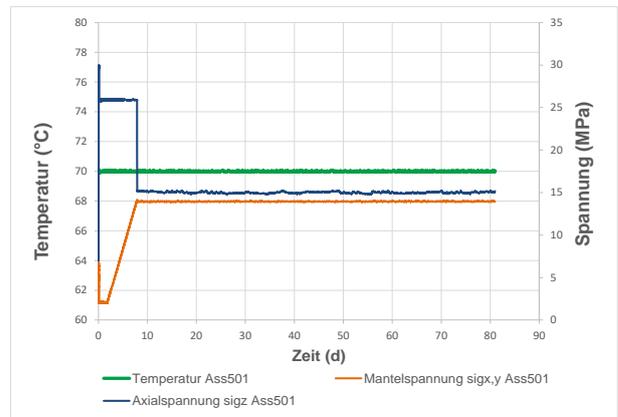


Bild 4.126: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 501

Versuchs-Nr.	502	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11520	
Wichte (kN/m ³)	21,701	
E _{dyn} (MPa)	38572	
v _{dyn} (-)	0,295	
Versuchstemperatur (°C)	70	

Bild 4.127: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 502)

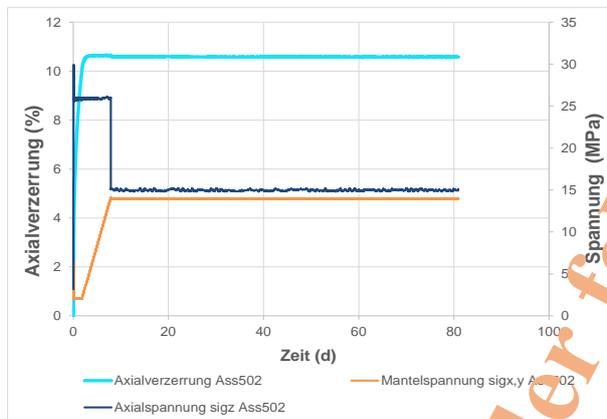


Bild 4.128: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 502

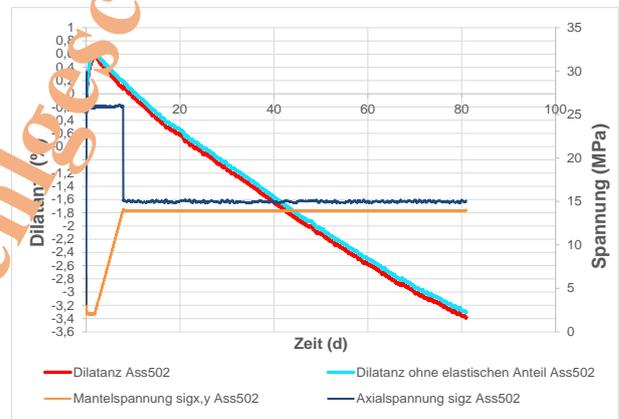


Bild 4.129: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 502

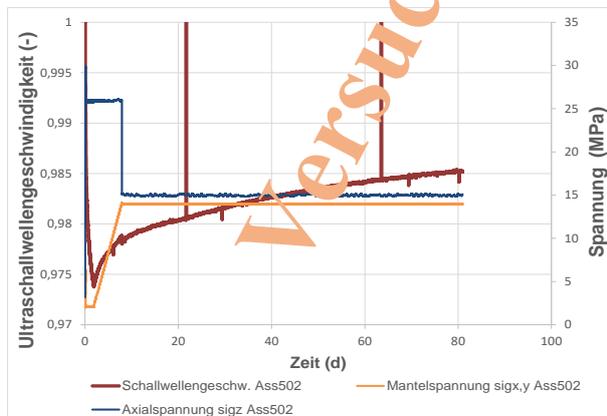


Bild 4.130: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 502

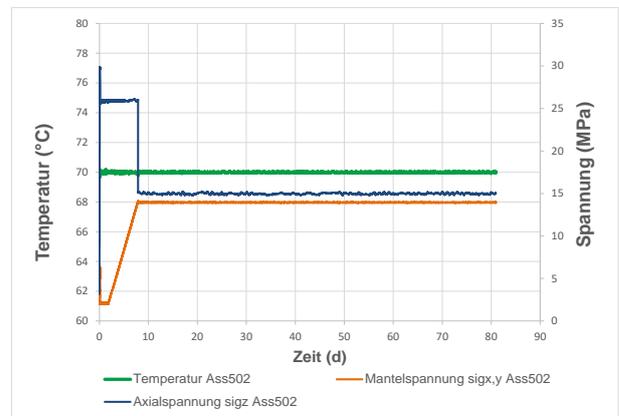


Bild 4.131: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 502

Versuchs-Nr.	503	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11487	
Wichte (kN/m ³)	21,639	
E _{dyn} (MPa)	38369	
v _{dyn} (-)	0,281	
Versuchstemperatur (°C)	70	

Bild 4.132: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 503)

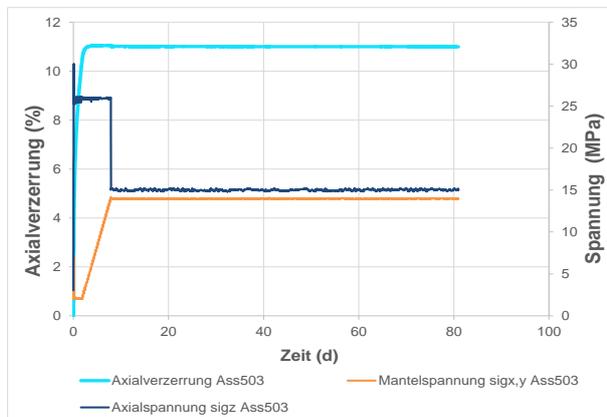


Bild 4.133: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 503

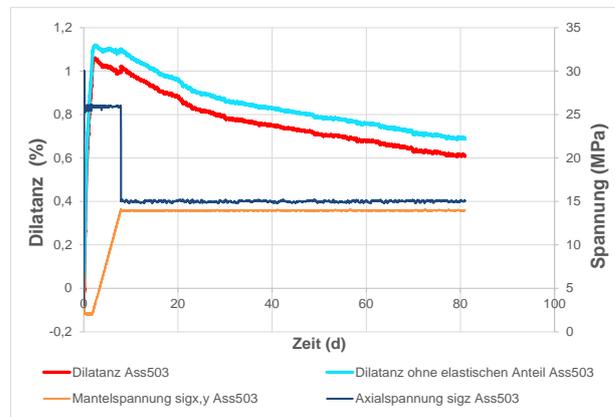


Bild 4.134: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 503

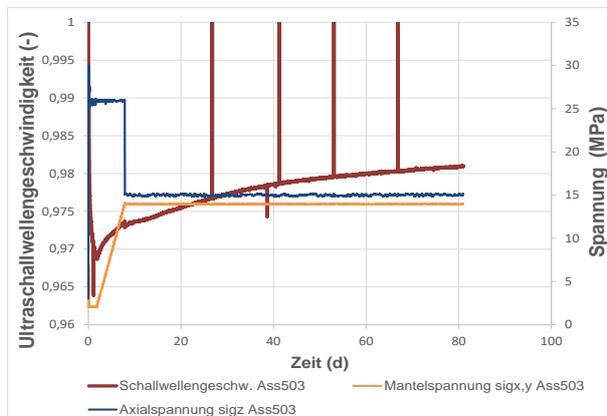


Bild 4.135: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 503

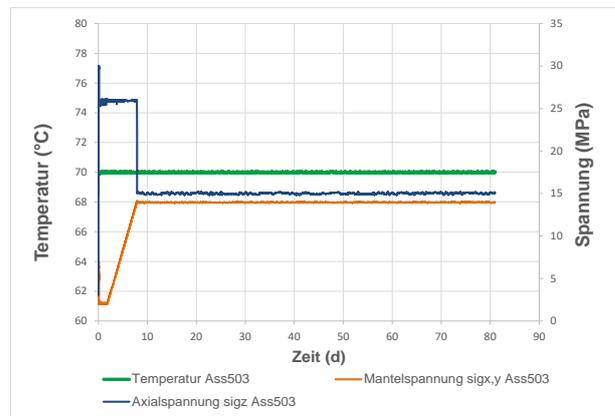


Bild 4.136: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 503

Versuchs-Nr.	505	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staufurt-HS)	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11461	
Wichte (kN/m ³)	21,648	
E _{dyn} (MPa)	38415	
v _{dyn} (-)	0,286	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.137: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 505)

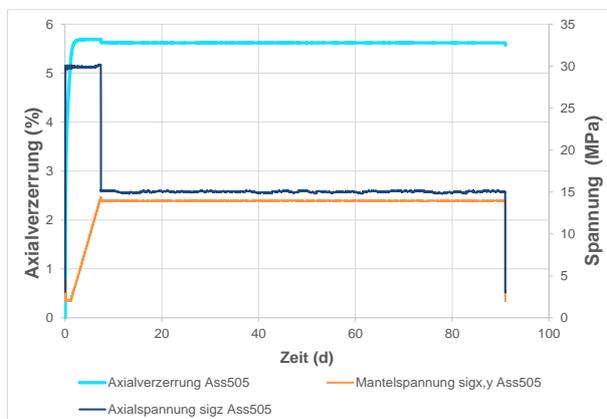


Bild 4.138: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 505

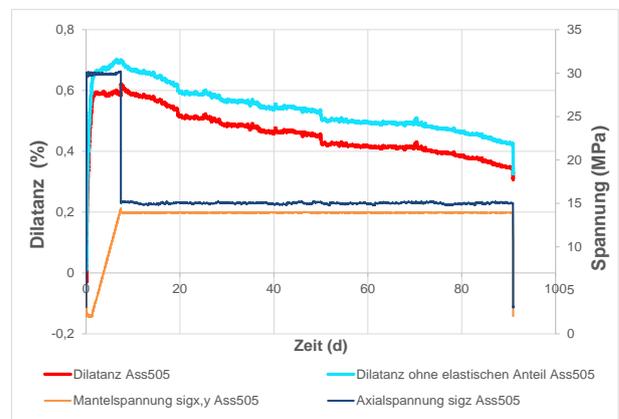


Bild 4.139: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 505

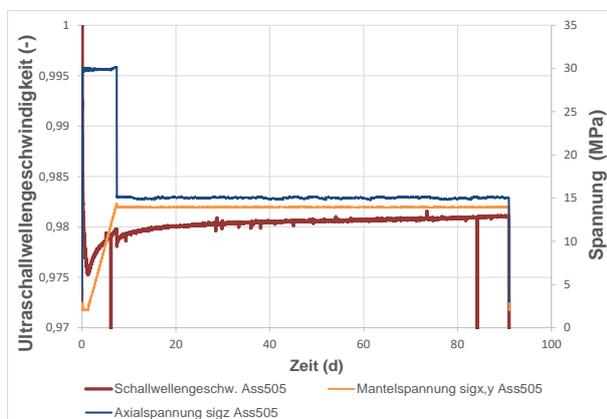


Bild 4.140: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 505

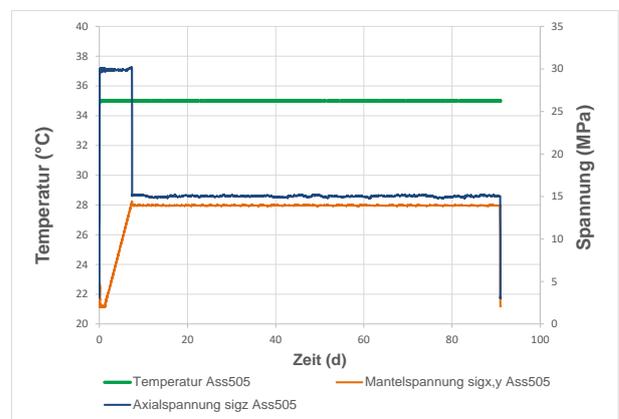


Bild 4.141: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 505

Versuchs-Nr.	506	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Stratigraphie	Na2β (Staßfurt-HS)	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11467	
Wichte (kN/m ³)	21,637	
E _{dyn} (MPa)	38399	
v _{dyn} (-)	0,290	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.142: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 506)

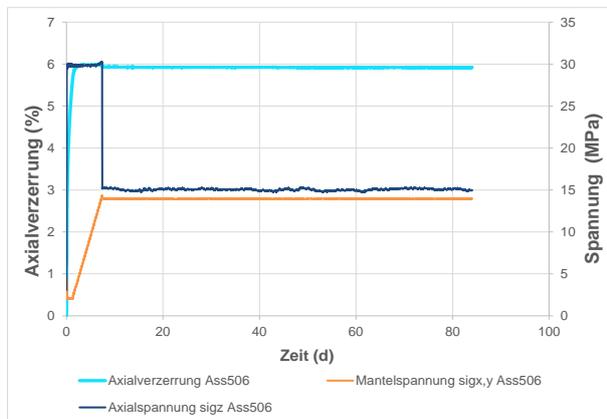


Bild 4.143: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 506

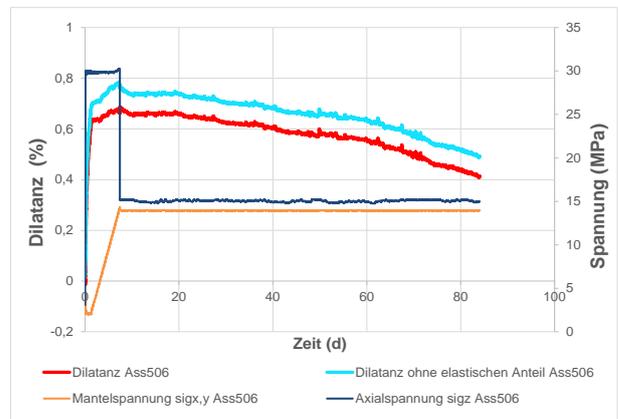


Bild 4.144: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 506

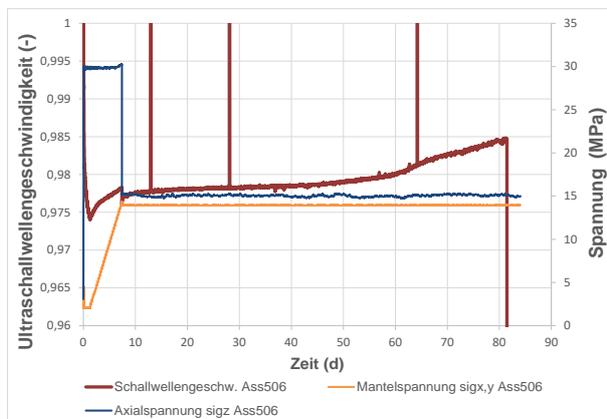


Bild 4.145: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 506

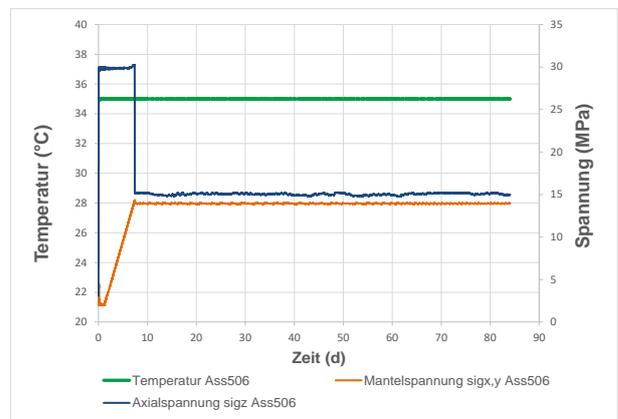


Bild 4.146: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 506

Versuchs-Nr.	109	
Lokation	WIPP-site	
Stratigraphie	argillaceous salt	
Durchmesser (mm)	150,1	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11421	
Wichte (kN/m ³)	21,515	
E _{dyn} (MPa)		
v _{dyn} (-)		
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.147: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 109)

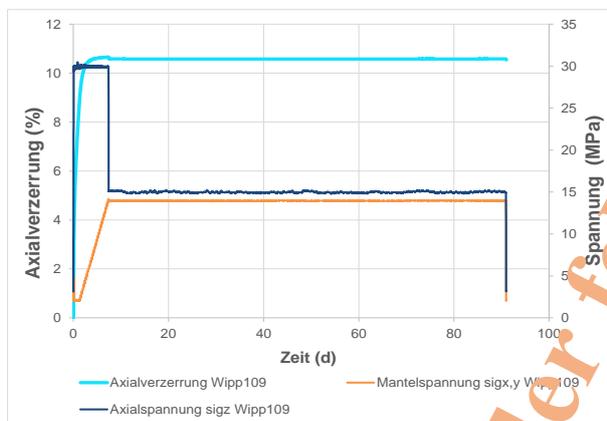


Bild 4.148: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 109

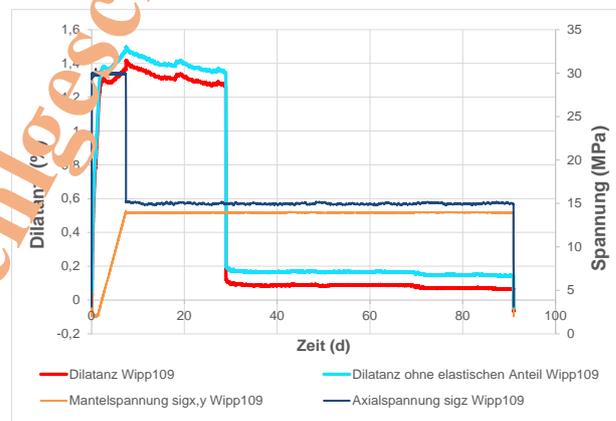


Bild 4.149: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 109

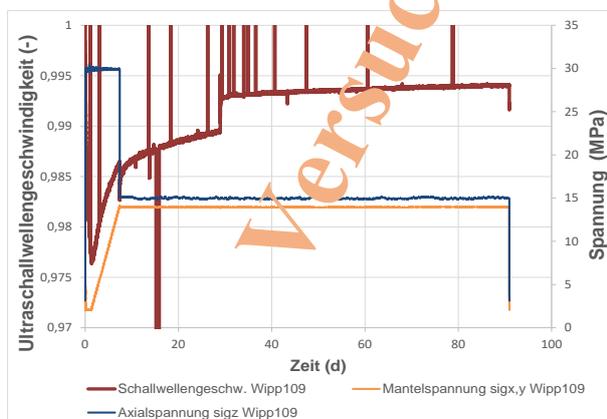


Bild 4.150: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 109

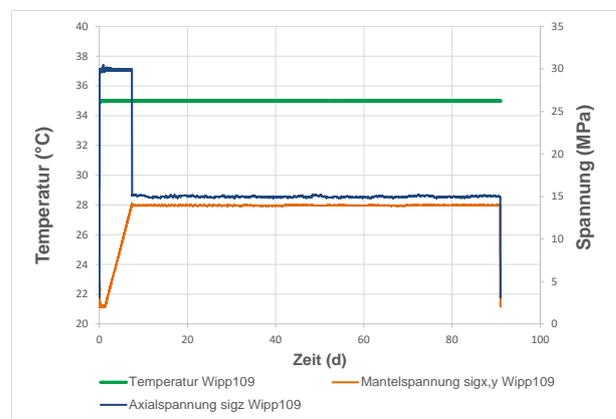


Bild 4.151: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 109

Versuchs-Nr.	110
Lokation	WIPP-site
Stratigraphie	argillaceous salt
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,1
Masse (g)	11403
Wichte (kN/m ³)	21,502
E _{dyn} (MPa)	33116
v _{dyn} (-)	0,308
Versuchstemperatur (°C)	35



Bild 4.152: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 110)

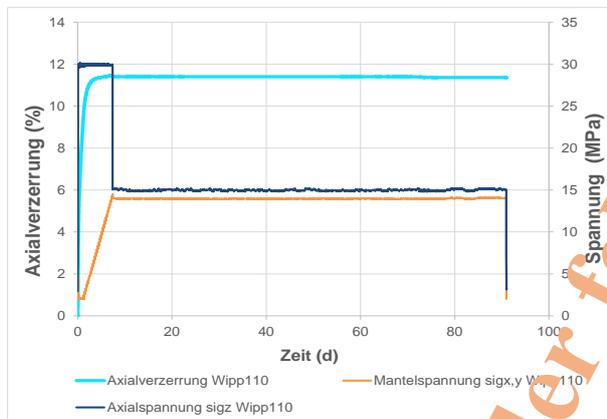


Bild 4.153: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 110

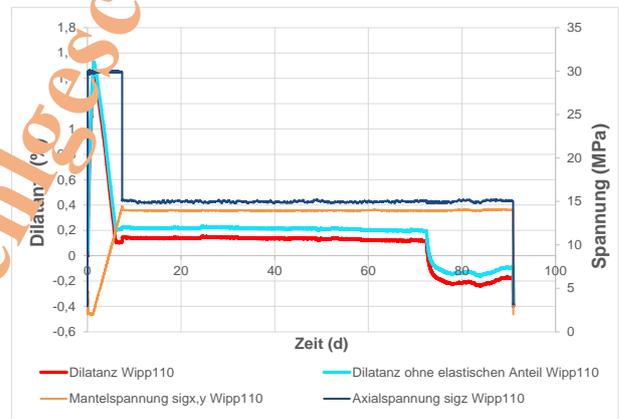


Bild 4.154: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 110

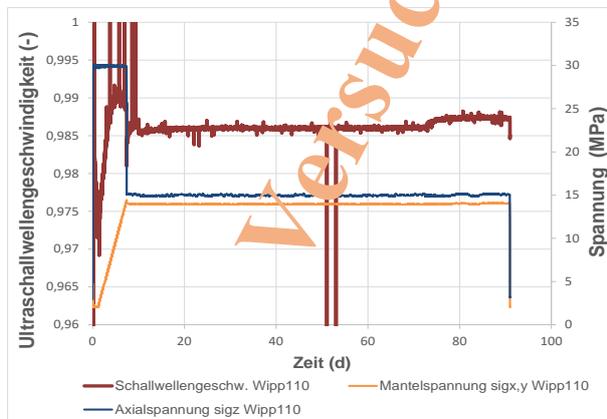


Bild 4.155: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 110

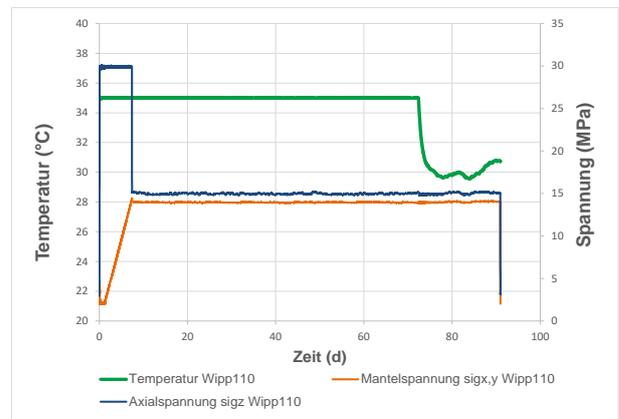


Bild 4.156: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 110

Versuchs-Nr.	111
Lokation	WIPP-site
Stratigraphie	argillaceous salt
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11428
Wichte (kN/m ³)	21,556
E _{dyn} (MPa)	31338
v _{dyn} (-)	0,331
Versuchstemperatur (°C)	35



Bild 4.157: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 111)

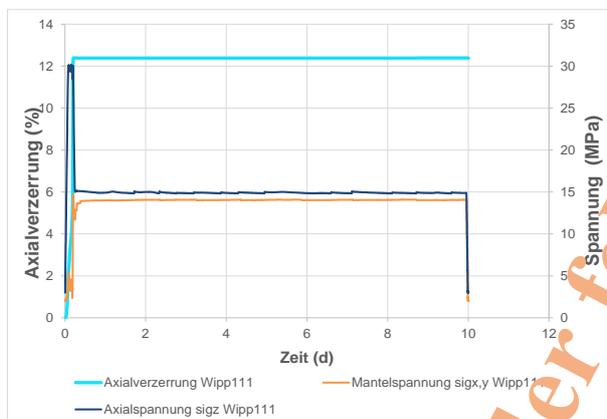


Bild 4.158: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 111

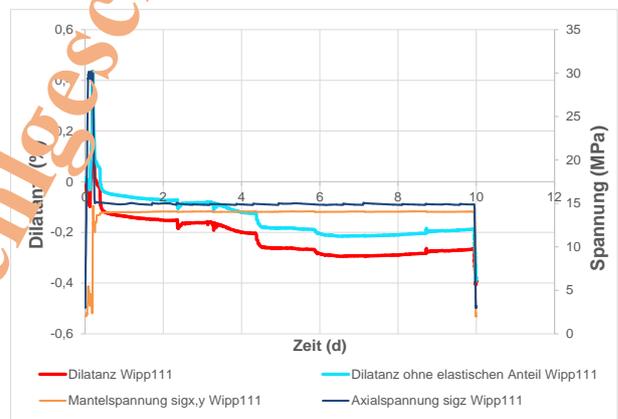


Bild 4.159: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 111

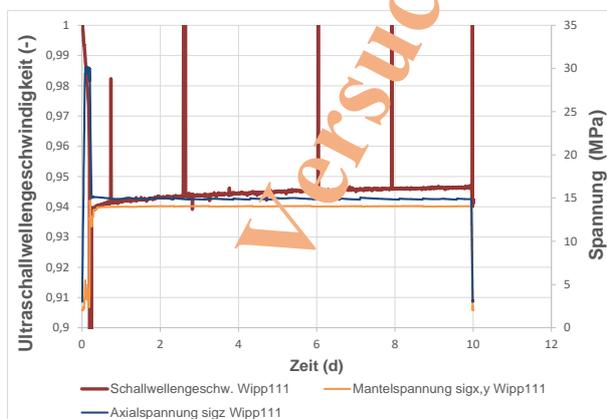


Bild 4.160: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 111

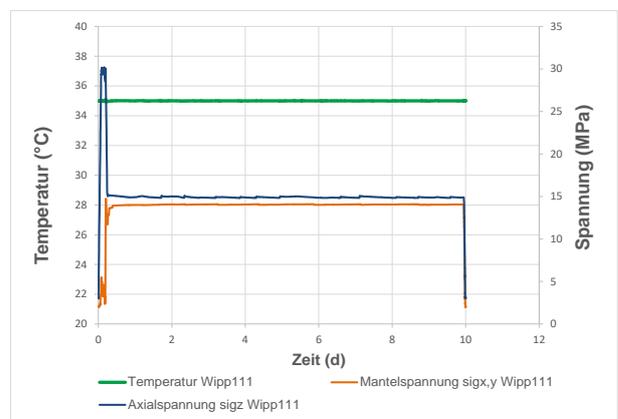


Bild 4.161: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 111

Versuchs-Nr.	112	
Lokation	WIPP-site	
Stratigraphie	argillaceous salt	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	300,0	
Masse (g)	11398	
Wichte (kN/m ³)	21,500	
E _{dyn} (MPa)	27430	
v _{dyn} (-)	0,324	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.162: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 112)

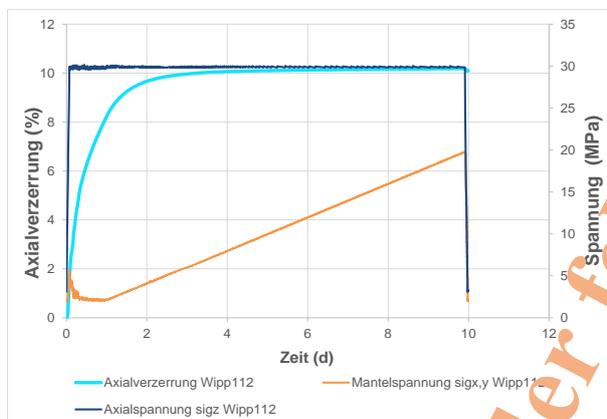


Bild 4.163: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 112

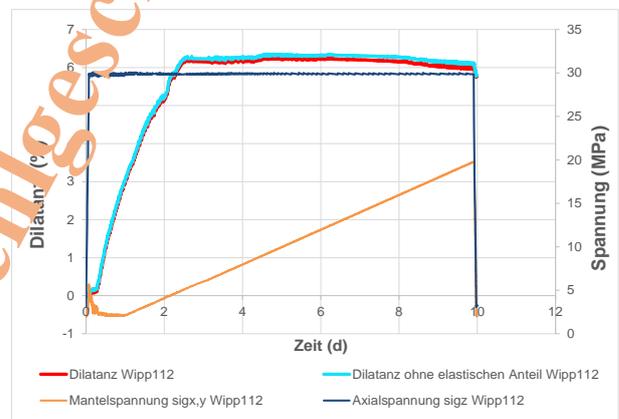


Bild 4.164: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 112

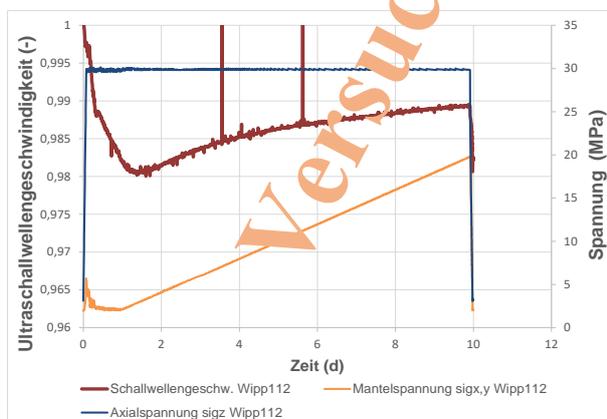


Bild 4.165: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 112

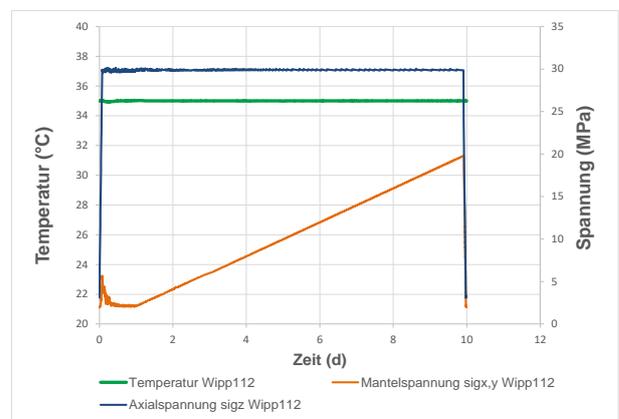


Bild 4.166: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 112

Versuchs-Nr.	113		<p style="color: red; text-align: center;">Leider kein Foto vorhanden, da der Prüfkörper bereits in der Schädigungsphase zerbrochen ist.</p>
Lokation	WIPP-site		
Stratigraphie	argillaceous salt		
Durchmesser (mm)	150,0		
Länge (mm)	300,0		
Masse (g)	11423		
Wichte (kN/m ³)	21,547		
E _{dyn} (MPa)	30302		
v _{dyn} (-)	0,323		
Versuchstemperatur (°C)	35		

Bild 4.167: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor Durchführung des Verheilungsver-suchs (Versuchsnummer 113)

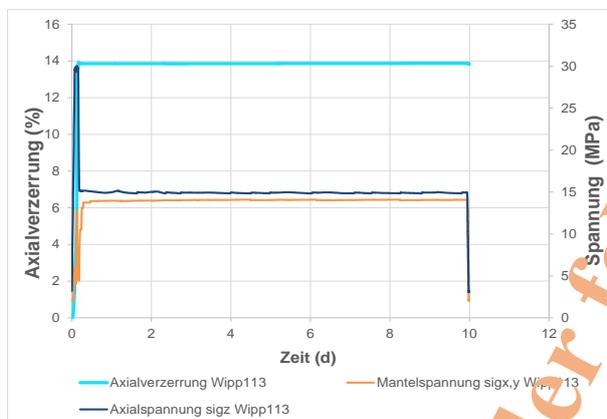


Bild 4.168: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 113

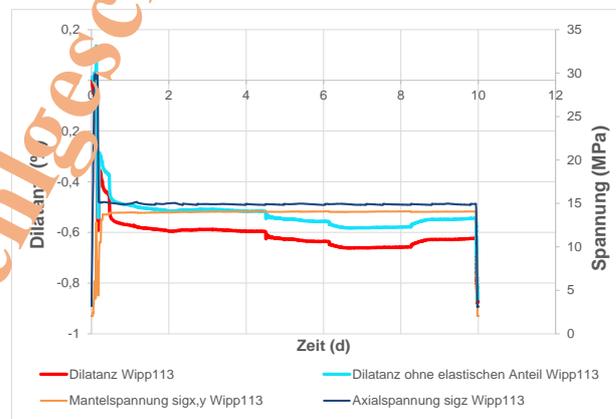


Bild 4.169: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 113

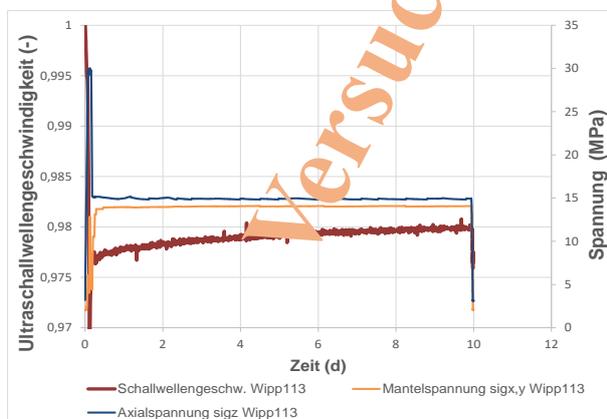


Bild 4.170: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 113

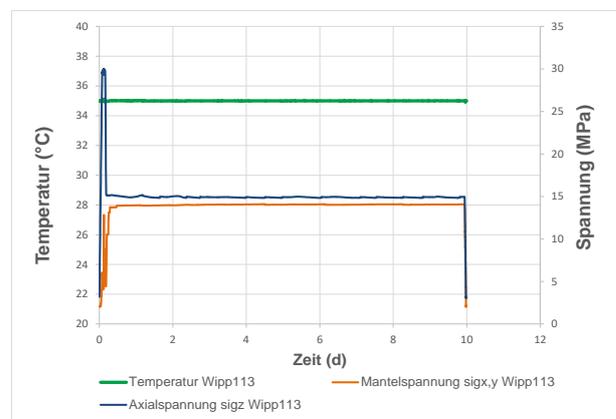


Bild 4.171: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 113

Versuchs-Nr.	114	
Lokation	WIPP-site	
Stratigraphie	argillaceous salt	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11404	
Wichte (kN/m ³)	21,547	
E _{dyn} (MPa)	33152	
v _{dyn} (-)	0,310	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.172: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfotos vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 114)

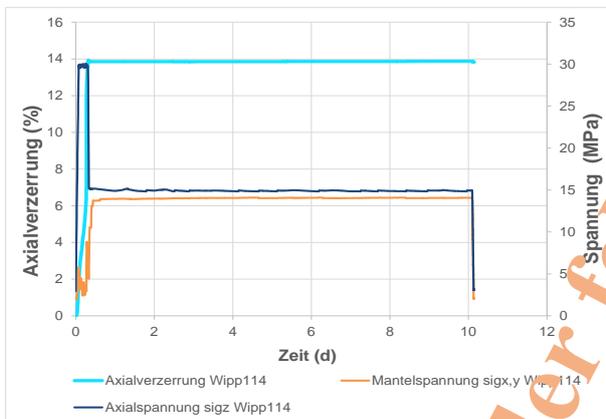


Bild 4.173: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 114

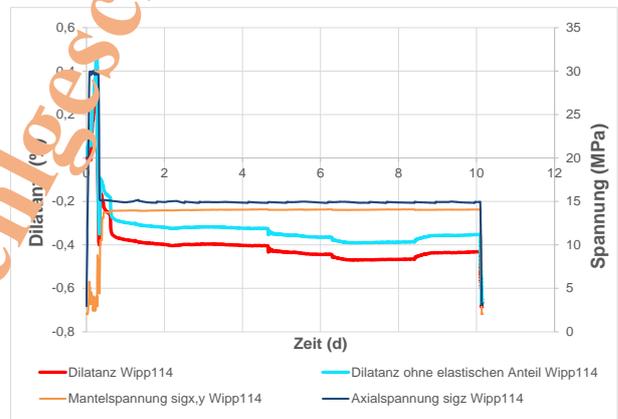


Bild 4.174: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 114

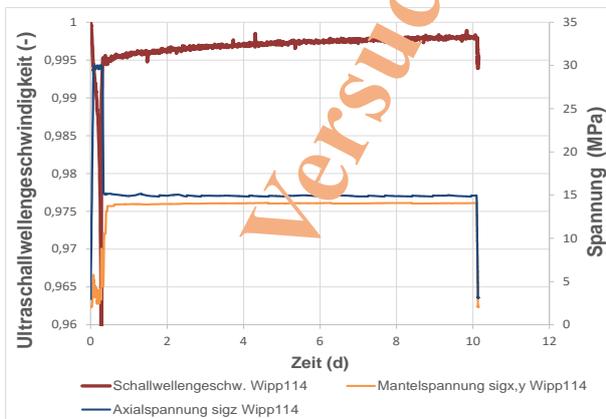


Bild 4.175: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 114

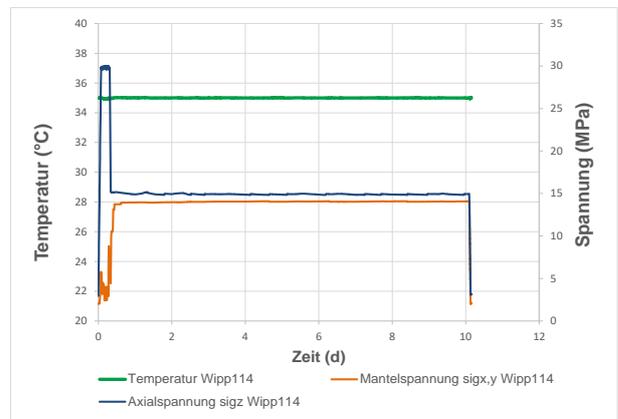


Bild 4.176: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 114

Versuchs-Nr.	115		<p style="color: red; text-align: center;">Leider kein Foto vorhanden, da der Prüfkörper bereits in der Schädigungsphase zerbrochen ist.</p>
Lokation	WIPP-site		
Stratigraphie	argillaceous salt		
Durchmesser (mm)	149,8		
Länge (mm)	300,0		
Masse (g)	11390		
Wichte (kN/m ³)	21,542		
E _{dyn} (MPa)	32164		
v _{dyn} (-)	0,308		
Versuchstemperatur (°C)	35		

Bild 4.177: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor Durchführung des Verheilungsver-suchs (Versuchsnummer 115)

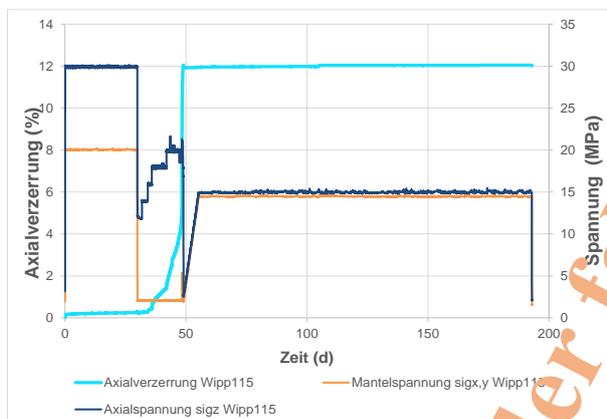


Bild 4.178: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 115

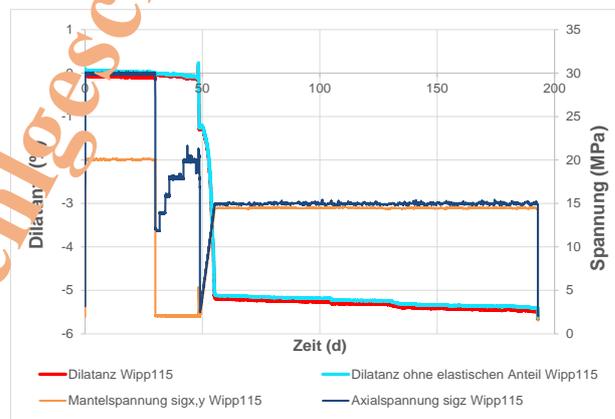


Bild 4.179: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 115

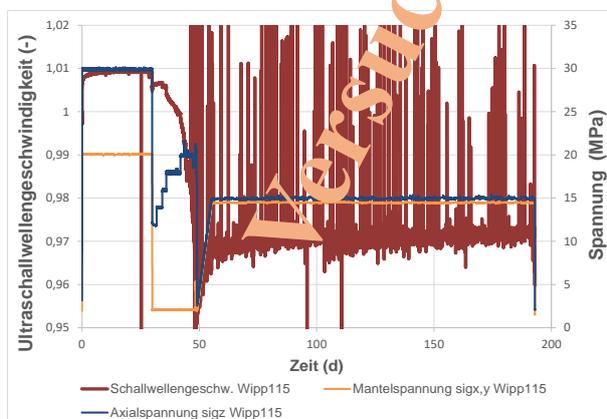


Bild 4.180: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 115

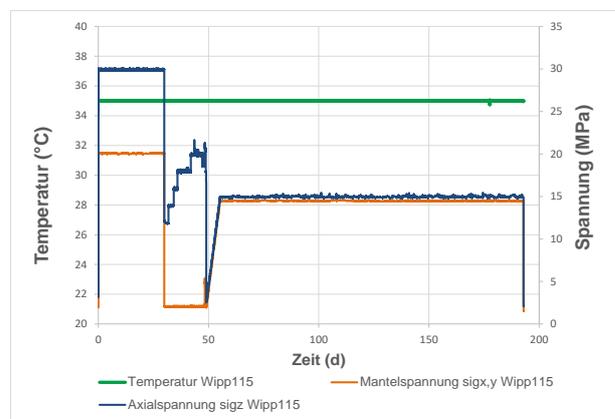


Bild 4.181: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 115

Versuchs-Nr.	116
Lokation	WIPP-site
Stratigraphie	argillaceous salt
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11407
Wichte (kN/m ³)	21,517
E _{dyn} (MPa)	31250
v _{dyn} (-)	0,326
Versuchstemperatur (°C)	35



Leider kein Foto vorhanden, da der Prüfkörper bereits in der Schädigungsphase zerbrochen ist.

Bild 4.182: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor Durchführung des Verheilungsver-suchs (Versuchsnummer 116)

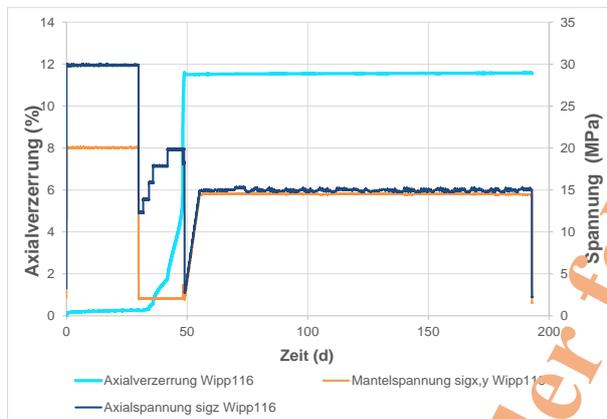


Bild 4.183: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsver-such 116

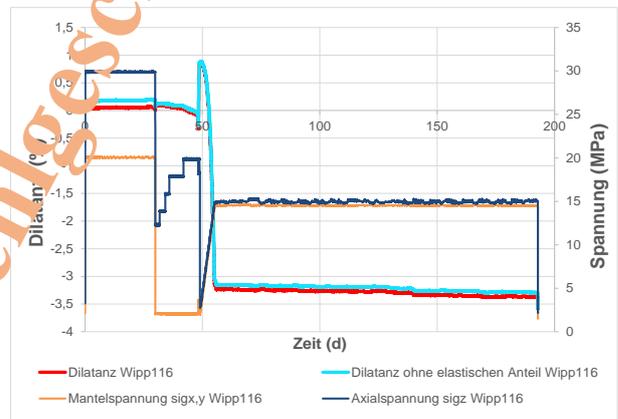


Bild 4.184: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsver-such 116

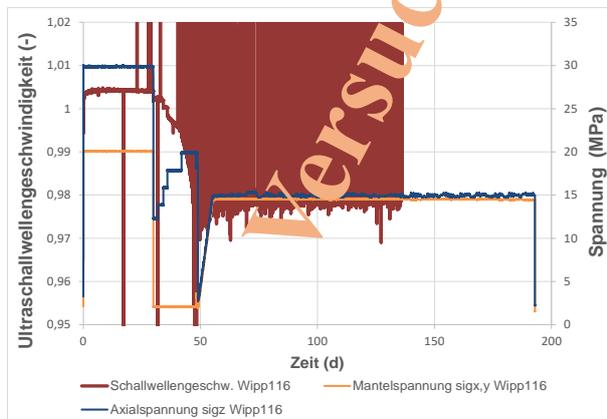


Bild 4.185: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsver-such 116

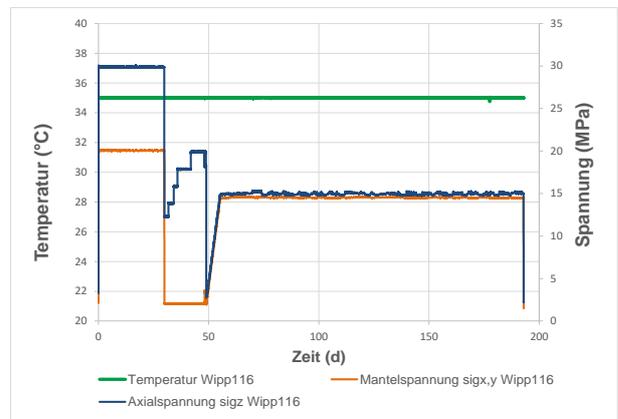


Bild 4.186: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsver-such 116

Versuchs-Nr.	117	
Lokation	WIPP-site	
Stratigraphie	argillaceous salt	
Durchmesser (mm)	149,9	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11347	
Wichte (kN/m ³)	21,439	
E _{dyn} (MPa)	27168	
v _{dyn} (-)	0,291	
Versuchstemperatur (°C)	35	

Bild 4.187: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor und nach Durchführung des Verheilungsversuchs (Versuchsnummer 117)

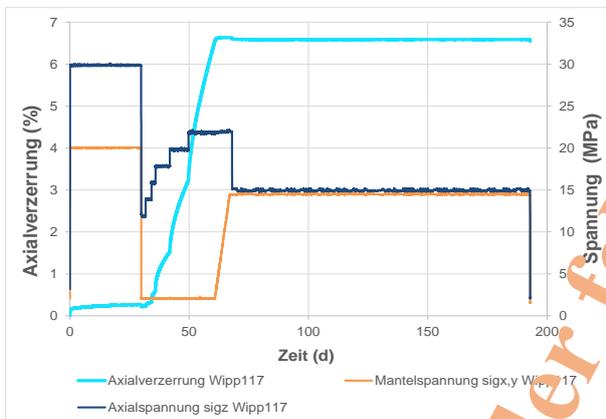


Bild 4.188: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 117

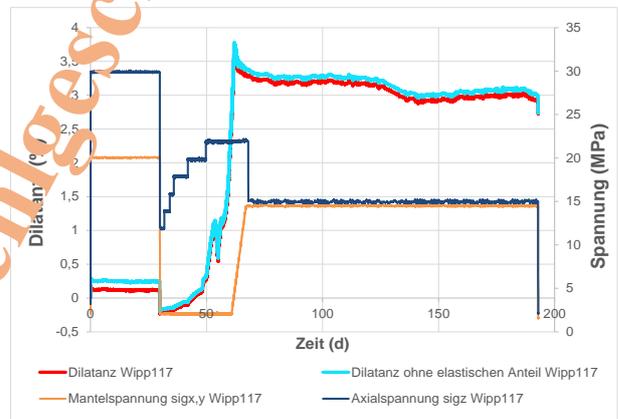


Bild 4.189: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 117

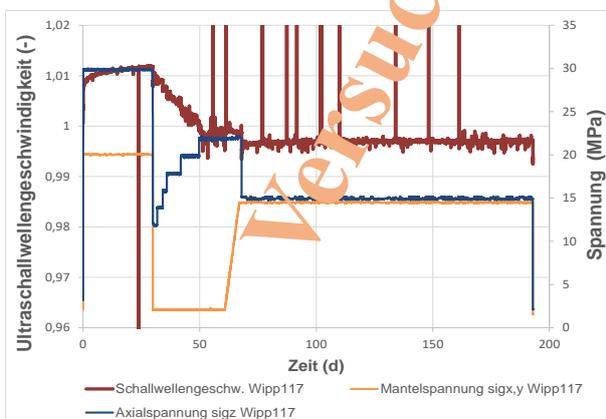


Bild 4.190: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 117

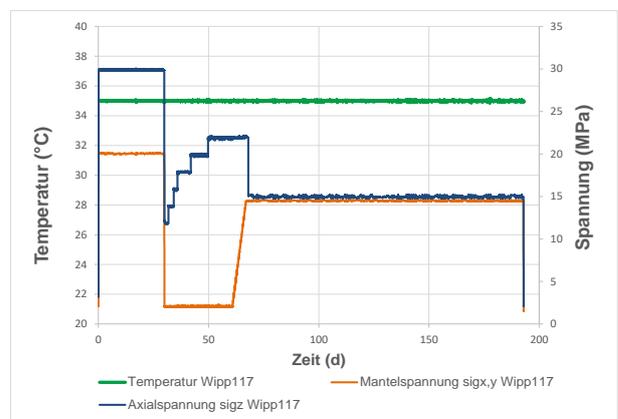


Bild 4.191: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 117

Versuchs-Nr.	118
Lokation	WIPP-site
Stratigraphie	argillaceous salt
Durchmesser (mm)	149,9
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11443
Wichte (kN/m ³)	21,614
E _{dyn} (MPa)	26689
v _{dyn} (-)	0,328
Versuchstemperatur (°C)	35



Leider kein Foto vorhanden, da der Prüfkörper bereits in der Schädigungsphase zerbrochen ist.

Bild 4.192: Initiale Prüfkörperdaten sowie Prüfkörperfoto vor Durchführung des Verheilungsver-suchs (Versuchsnummer 118)

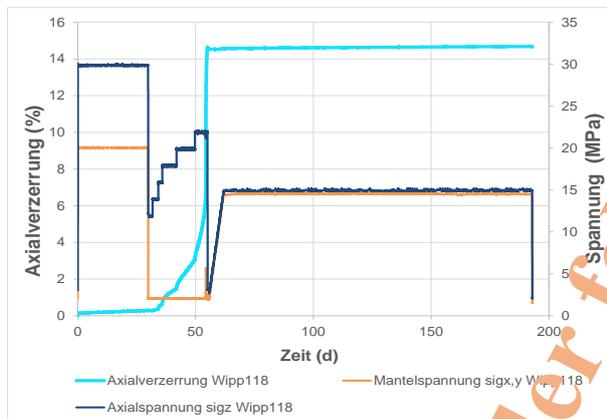


Bild 4.193: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Verheilungsversuch 118

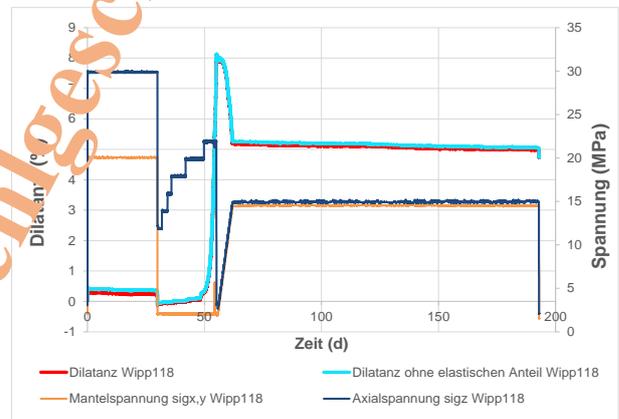


Bild 4.194: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz beim Verheilungsversuch 118

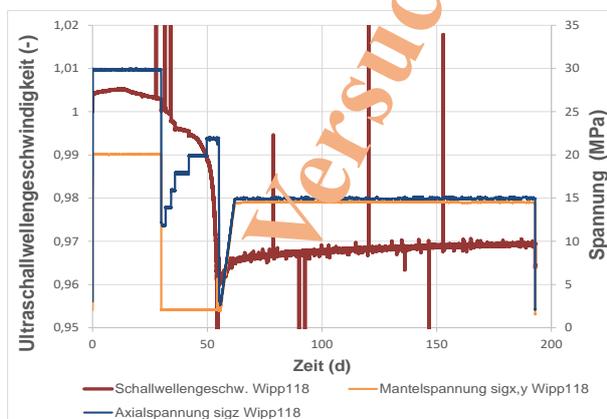


Bild 4.195: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeit beim Verheilungsversuch 118

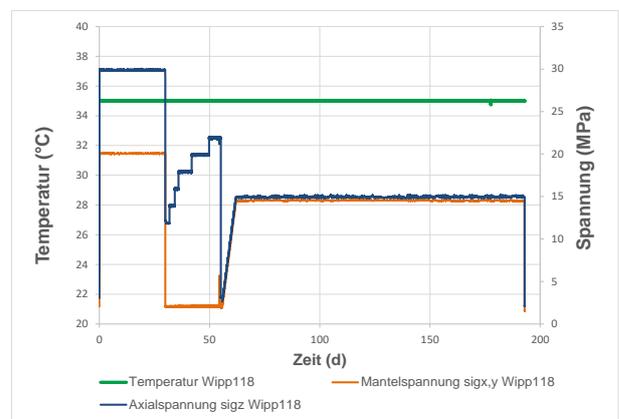


Bild 4.196: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Versuchstemperatur beim Verheilungsversuch 118

4.7 Ergänzende Festigkeitsversuche an Asse-Speisesalz im Anschluss an die durchgeführten Verheilungsversuche

4.7.1 Motivation

Um die Bruchfestigkeit sowie die Dilatanzfestigkeit von Steinsalz im Anschluss an die Rückbildung einer zuvor induzierten Gefügeschädigung zu bestimmen, sind an den Prüfkörpern der Verheilungsversuche Nr. 482, 483, 485, 486, 487, 488, 490, 491, 492, 493, 494 und 495 triaxiale Festigkeitsversuche durchgeführt worden.

4.7.2 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Die Festigkeitsversuche sind im geomechanischen Labor des Lehrstuhls für Geomechanik und multiphysikalische Systeme des Projektpartners TU Clausthal durchgeführt worden. Dabei sind die zuvor geschädigten und dann verheilten Steinsalzprüfkörper in eine Triaxialversuchsanlage eingebaut und dann unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung (TC = Triaxial Compression) auf die Dilatanz- und Bruchfestigkeit untersucht worden. In den verwendeten Triaxialversuchsanlage können der auf die Mantelfläche des Prüfkörpers wirkende laterale Fluidruck (Manteldruck) $\sigma_2 = \sigma_3$ sowie der Axialdruck σ_1 unabhängig voneinander geregelt werden, wobei Manteldrücke bis zu 75 MPa erzeugt werden können.

Die messtechnische Überwachung der Festigkeitsversuche erfolgte u.a. mittels dreier um jeweils 120° versetzt angeordneter Induktivwegaufnehmer zur Erfassung der axialen Prüfkörperstauchung sowie zweier Absolutdruckaufnehmer zur Messung der axialen und radialen Prüfkörperbelastung. Um die Prüfkörper gegen das Eindringen des Manteldruckmediums zu schützen, wurden sie vor dem Einbau in die Triaxialversuchsanlage mit einer Gummiummantelung versehen. Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Triaxialversuchsanlage wurden der Axialdruck und der Manteldruck gleichmäßig bis auf das Niveau des versuchsbezogen festgelegten Manteldruckes angehoben. Ausgehend von diesem isotropen Spannungszustand wurde der Prüfkörper bei konstantem Manteldruck $\sigma_2 = \sigma_3$ mit einer konstanten Stauchungsrate von $\dot{\epsilon}_1 = 0,25 \text{ \%}/\text{min}$ zunächst bis zum Erreichen einer vorgegeben Axialstauchung von $1\text{--}1,5 \text{ \%}$ belastet. Anschließend wurde unter Beibehaltung des konstanten Manteldrucks ein spannungsgeregelter Ent- und Wiederbelastungszyklus mit $\dot{\sigma}_1 = 1 \text{ MPa}/\text{min}$ zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls durchgeführt. Abschließend wurde die Prüfkörperstauchung bei konstanter Stauchungsrate fortgesetzt bis zum Erreichen

des Bruchzustandes und darüber hinaus bis in den Nachbruchbereich hinein. Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wurde durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmer im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt.

4.7.3 Versuchsprogramm und Versuchsauswertung

Tabelle 4.2 zeigt eine Übersicht zu den im Rahmen des Forschungsprojektes WEIMOS am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme durchgeführten Festigkeitsversuchen an zuvor verheilten Asse-Speisesalz-Prüfkörpern. Die jeweilige Versuchsnummer ist dabei identische mit der Versuchsnummer des Verheilungsversuchs.

Zur Dokumentation der durchgeführten Festigkeitsversuche sind im Folgenden zu jedem Versuch die Axialspannung, der Manteldruck sowie die Axialverzerrung über der Versuchszeit aufgetragen. Zudem ist das zugehörige Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit der unkorrigierten

Versuchs-Nr.	Manteldruck [MPa]	Temperatur [°C]	Verzerrungsrate [%/min]
482	2	30	0,25
483	2	30	0,25
485	5	30	0,25
486	5	30	0,25
487	2	35	0,25
488	2	35	0,25
490	5	35	0,25
491	5	35	0,25
492	2	35	0,25
493	2	35	0,25
494	5	35	0,25
495	5	35	0,25

Tabelle 4.2: Übersicht zu den durchgeführten Festigkeitsversuchen an zuvor verheilten Asse-Speisesalz-Prüfkörpern

Axialspannung σ_{lu} nach Gl. (4.7) sowie mit den korrigierten Axialspannungen σ_{luc} nach Gl. (4.8) bzw. σ_{luc-ln} nach Gl. (4.9) beigefügt.

$$\sigma_{lu} = \frac{F_1}{A_0} \text{ mit } A_0 = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \quad (4.7)$$

$$\sigma_{luc} = \frac{F_1}{A} \text{ mit } A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_t} \quad (4.8)$$

$$\sigma_{luc-ln} = \frac{F_1}{A} \text{ mit } A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_{ln}} \quad (4.9)$$

mit

- σ_{lu} - unkorrigierte Axialspannung in *MPa* ,
- σ_{luc} - linear korrigierte Axialspannung in *MPa* ,
- σ_{luc-ln} - logarithmisch korrigierte Axialspannung in *MPa* ,
- F_1 - Axialkraft in *MN* ,
- A - Querschnittsfläche des beanspruchten Prüfkörpers in m^2 ,
- A_0 - Querschnittsfläche des unbeanspruchten Prüfkörpers in m^2 ,
- l_0 - Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers in *m* ,
- ε_t - technische Verzerrung in - und
- ε_{ln} - wahre (logarithmische) Verzerrung in -.

Während die grafische Auftragung der gemessenen Axialstauchung über der Versuchszeit die Einhaltung der versuchstechnisch vorgegebenen konstanten Verzerrungsrate dokumentiert, zeigt die Darstellung der Messwerte im Spannungs-Verzerrungs-Diagramm die entsprechend den Materialeigenschaften erhaltene Arbeitskennlinie der Prüfkörper.

Zur Bestimmung der Dilatanzfestigkeit β_{dil} sind zudem versuchsbegleitend während der durchgeführten Festigkeitsversuche die Volumenverzerrung ε_{vol} sowie die Änderung der Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p bei Durchschallung der Prüfkörper gemessen worden. Die Dilatanzfestigkeit ergibt sich anhand dieser Messdaten als Beanspruchungszustand mit minimalem Prüfkörpervolumen bzw. mit maximaler Ultraschallwellengeschwindigkeit, wobei zu beachten ist, dass diese beiden Beanspruchungszustände üblicherweise unterschiedlich sind und daher konservativ

der zuerst eintretende Beanspruchungszustand als Dilatanzfestigkeit β_{dil} herangezogen wird. Sowohl die Entwicklung der Volumenverzerrung ε_{vol} wie auch der Änderung der normierten Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p/v_{p0} werden im Folgenden in den Bildern 4.197-4.244 für jeden durchgeführten Festigkeitsversuch in Abhängigkeit von der Axialverzerrung dargestellt. Anschließend werden in Bild 4.245 sowie in Bild 4.246 die wesentlichen Ergebnisse der durchgeführten Festigkeitsuntersuchungen zusammenfassend dargestellt und entsprechenden Messdaten aus klassischen Festigkeitsversuchen ohne eine vorlaufende Schädigungs- und Verheilungsphase gegenübergestellt.

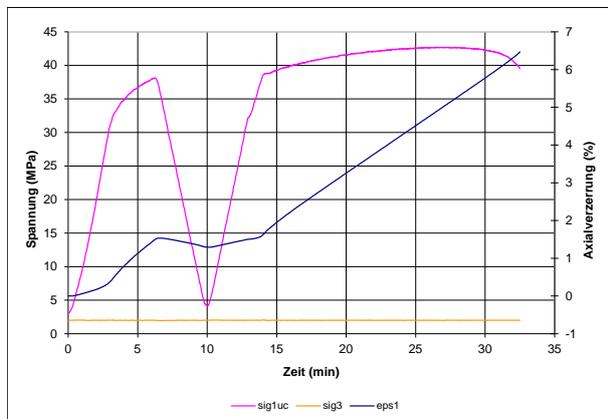


Bild 4.197: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 482

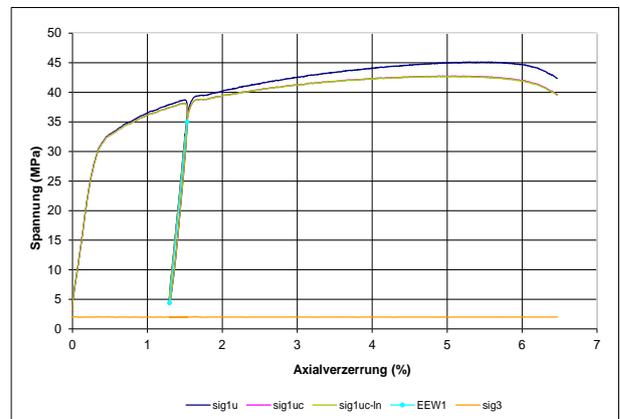


Bild 4.198: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 482

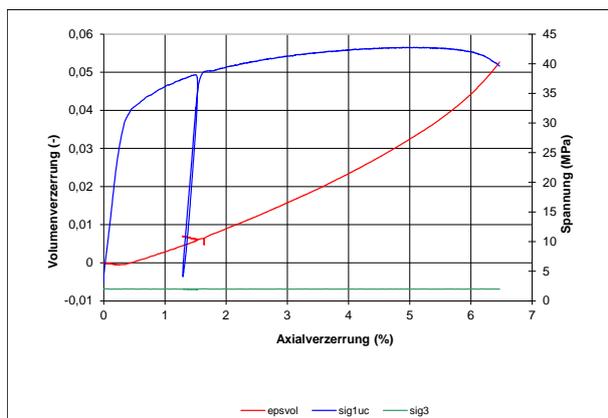


Bild 4.199: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 482

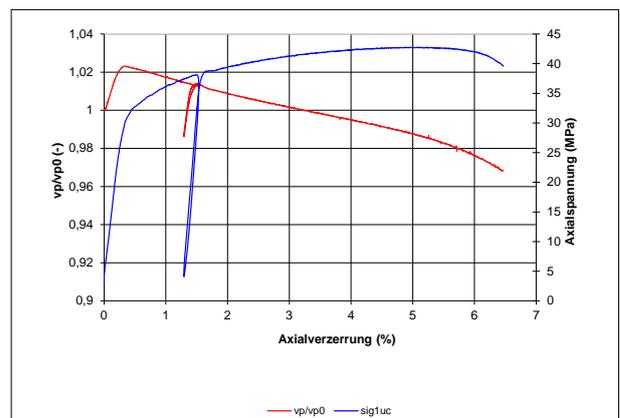


Bild 4.200: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 482

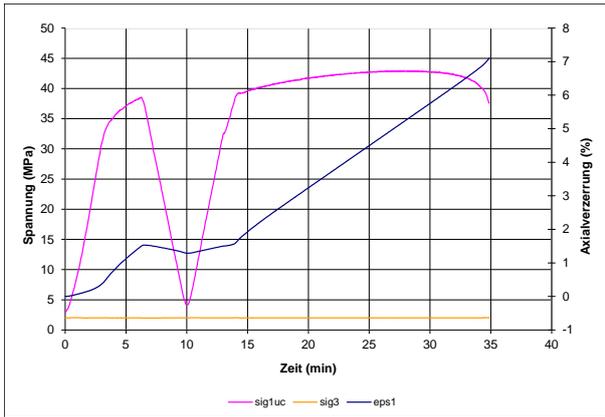


Bild 4.201: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 483

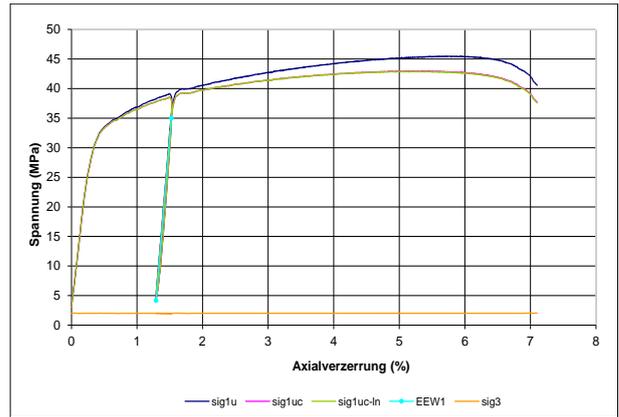


Bild 4.202: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 483

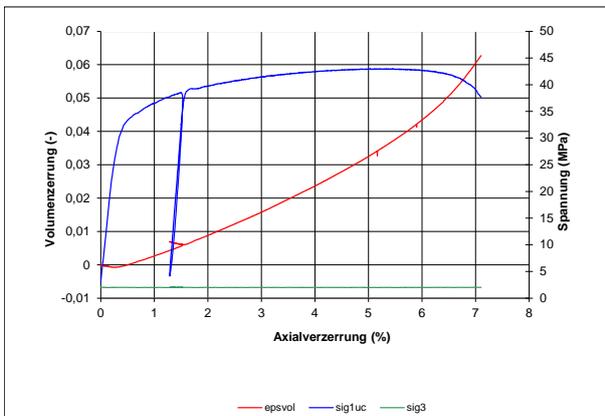


Bild 4.203: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 483

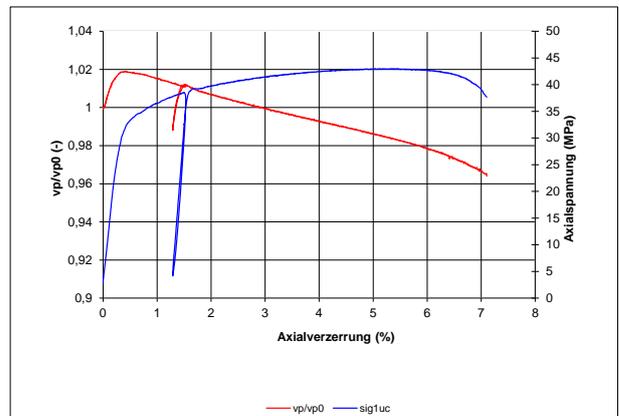


Bild 4.204: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 483

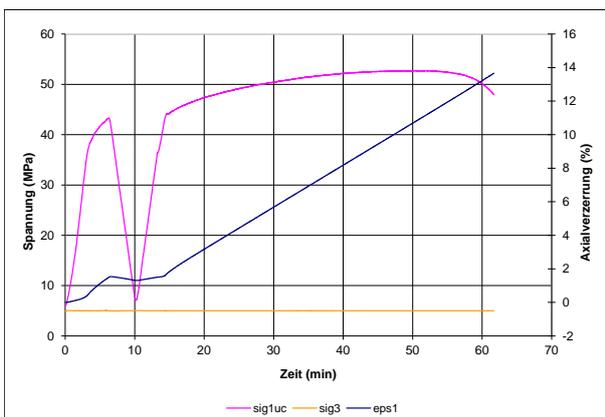


Bild 4.205: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 485

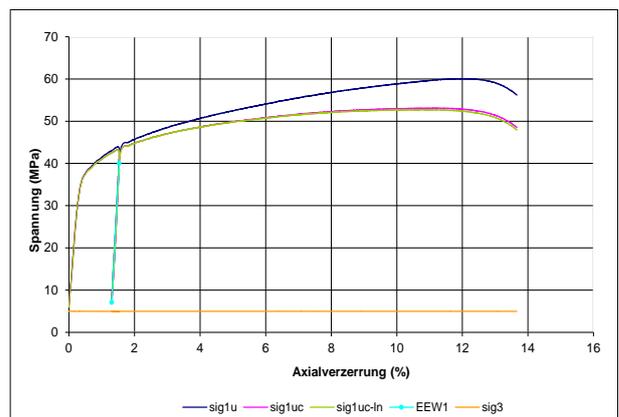


Bild 4.206: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 485

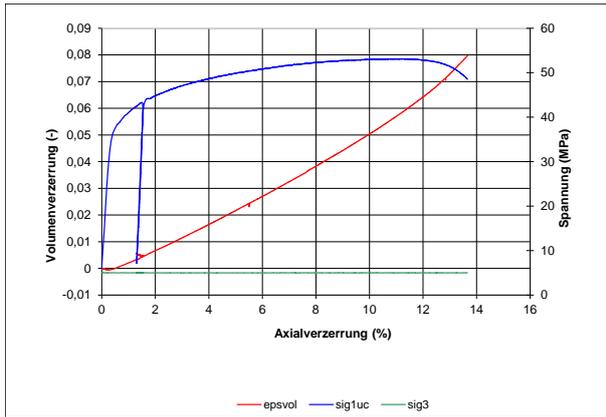


Bild 4.207: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 485

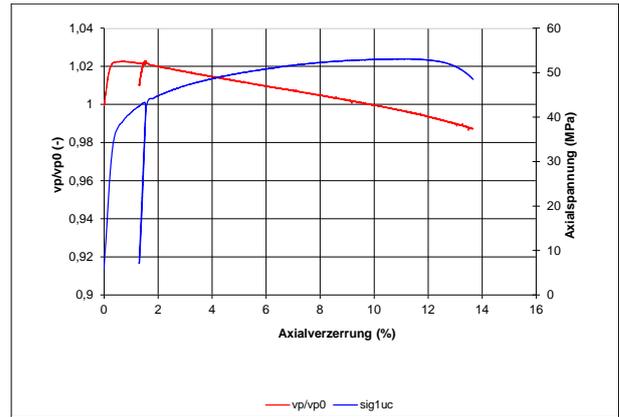


Bild 4.208: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 485

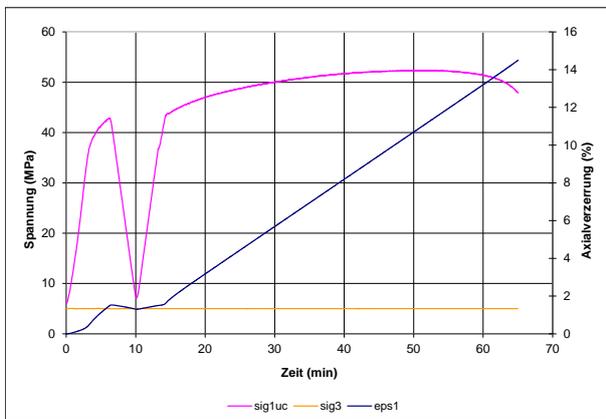


Bild 4.209: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 486

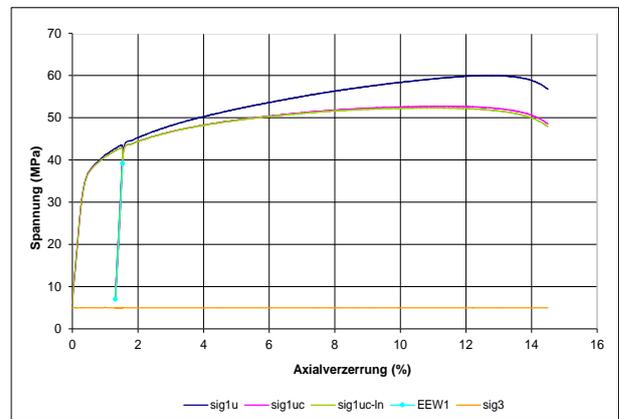


Bild 4.210: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 486

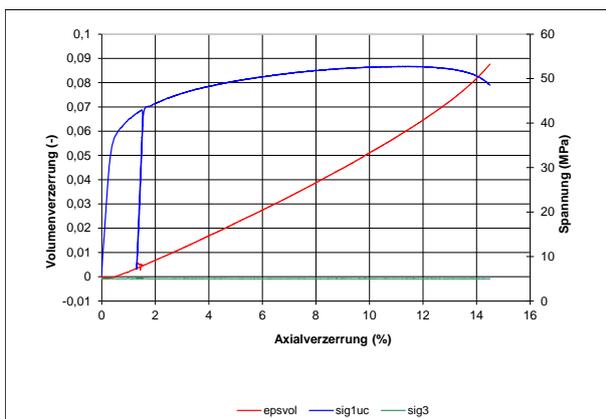


Bild 4.211: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 486

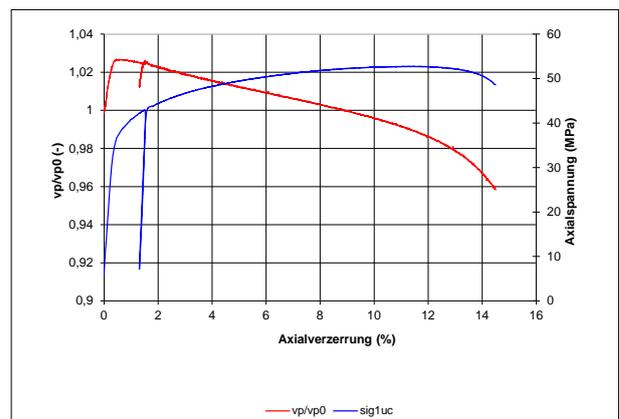


Bild 4.212: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 486

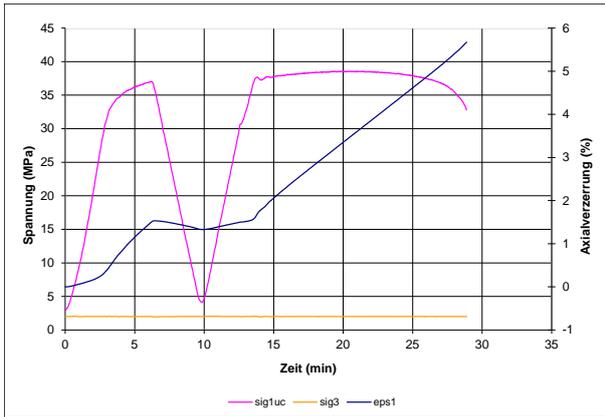


Bild 4.213: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 487

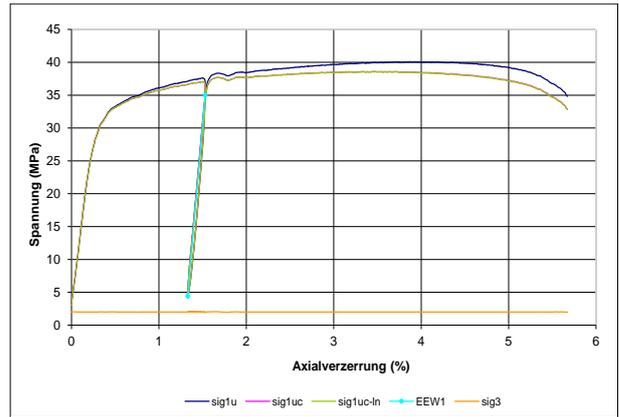


Bild 4.214: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 487

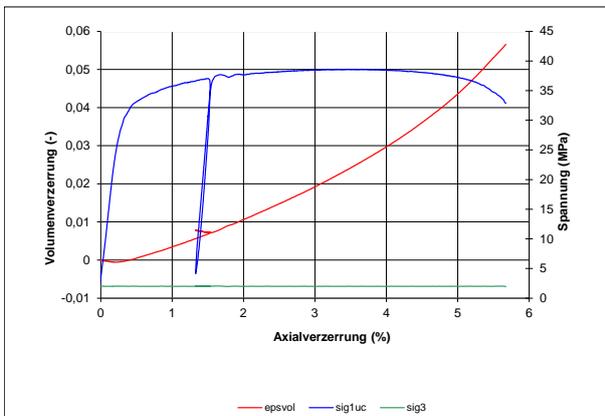


Bild 4.215: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 487

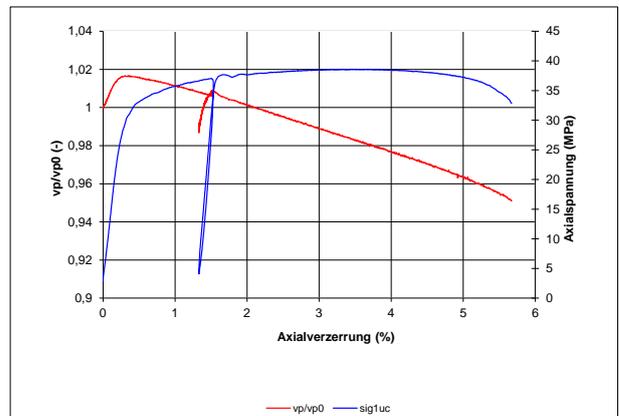


Bild 4.216: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 487

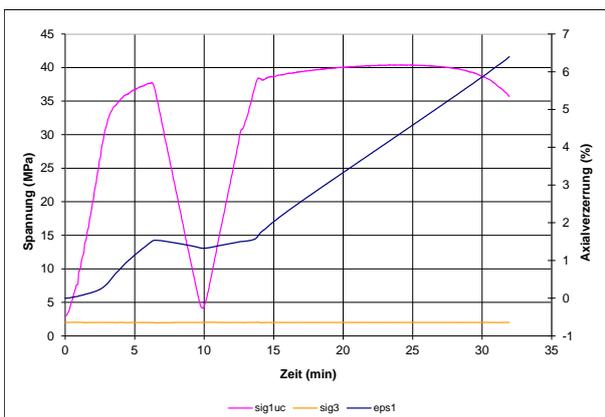


Bild 4.217: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 488

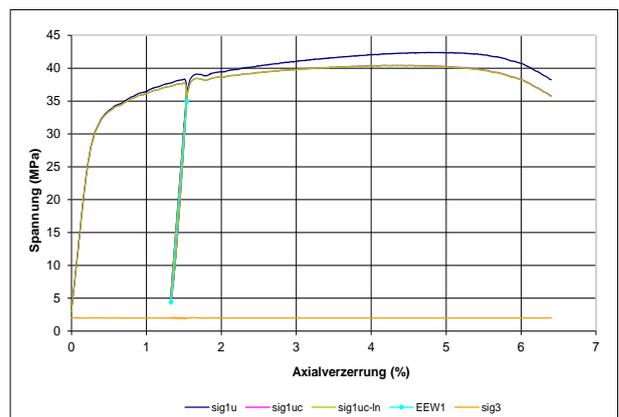


Bild 4.218: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 488

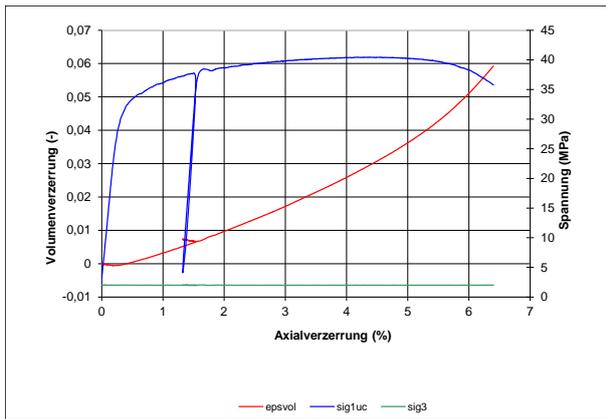


Bild 4.219: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 488

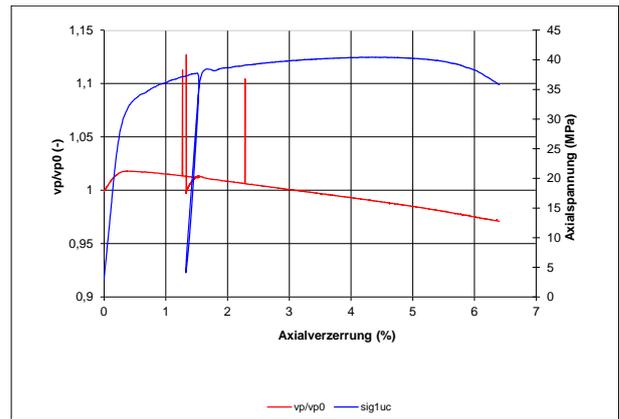


Bild 4.220: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 488

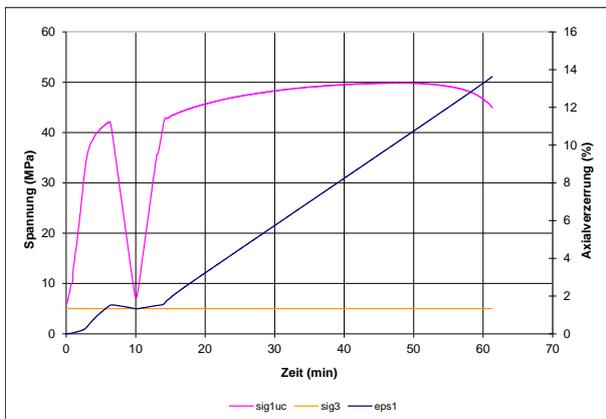


Bild 4.221: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 490

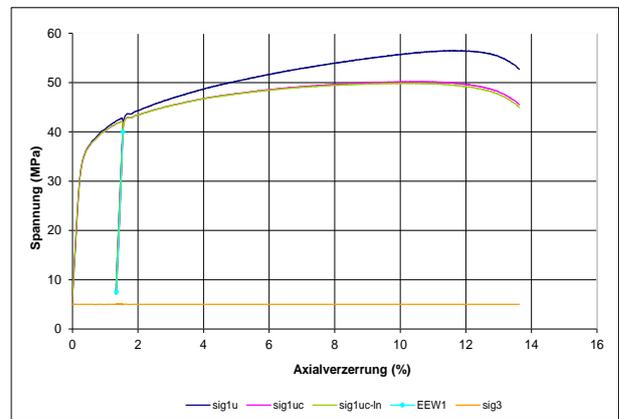


Bild 4.222: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 490

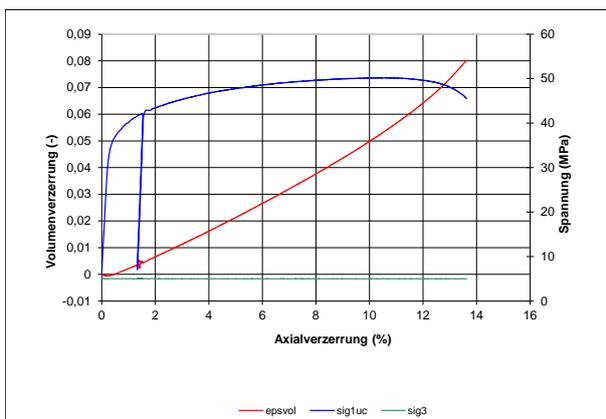


Bild 4.223: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 490

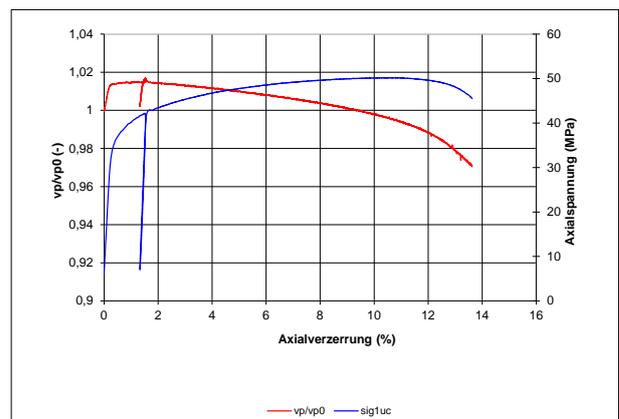


Bild 4.224: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 490

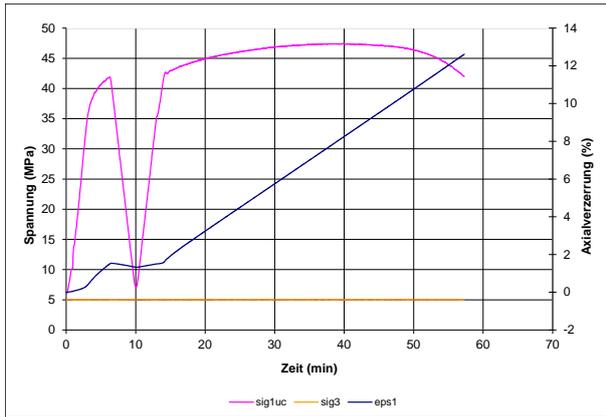


Bild 4.225: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 491

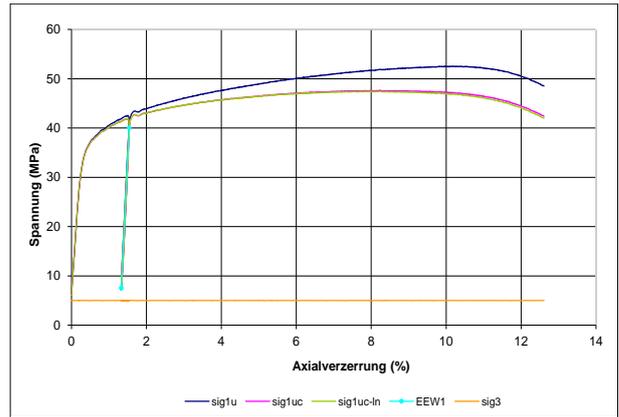


Bild 4.226: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 491

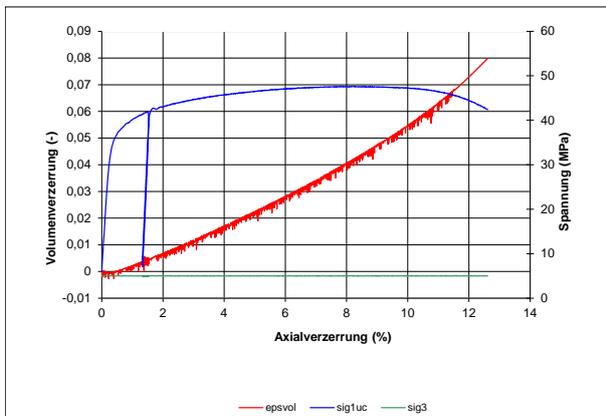


Bild 4.227: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 491

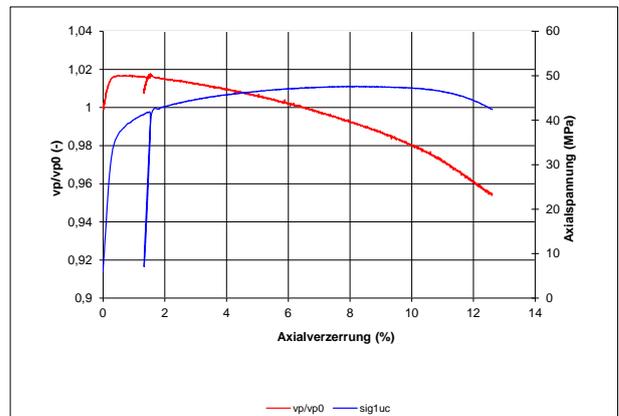


Bild 4.228: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 491

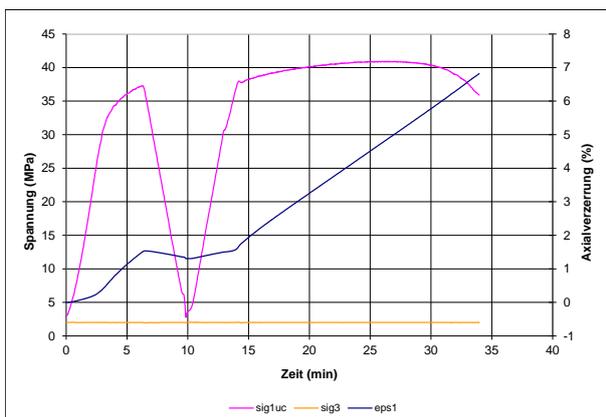


Bild 4.229: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 492

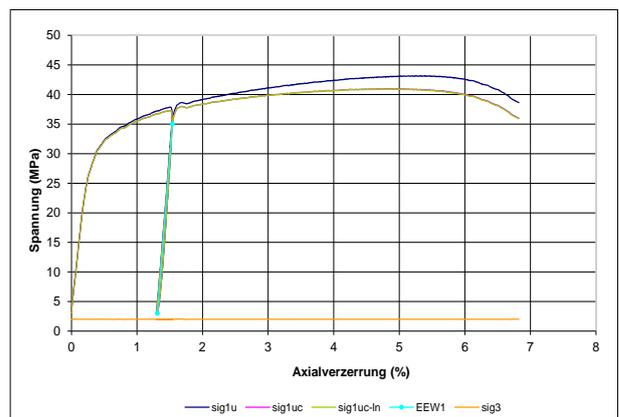


Bild 4.230: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 492

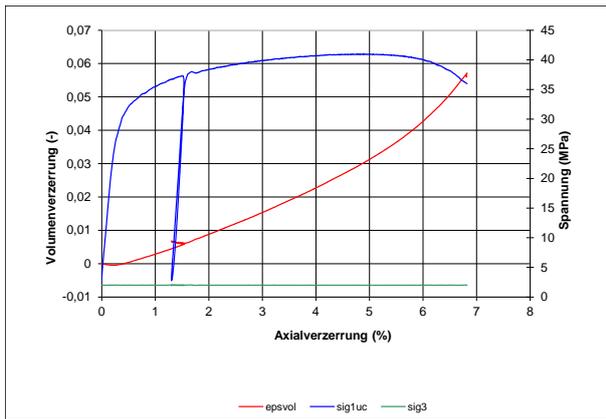


Bild 4.231: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 492

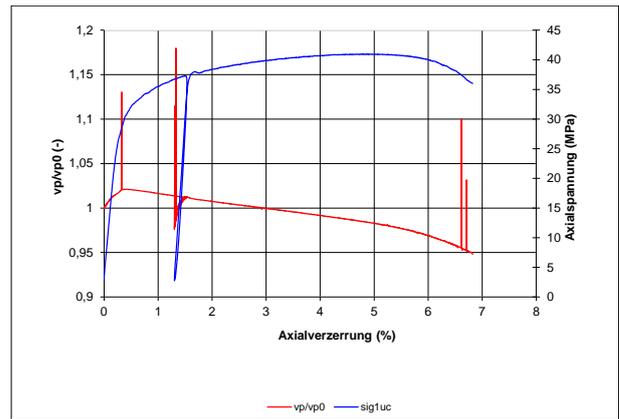


Bild 4.232: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 492

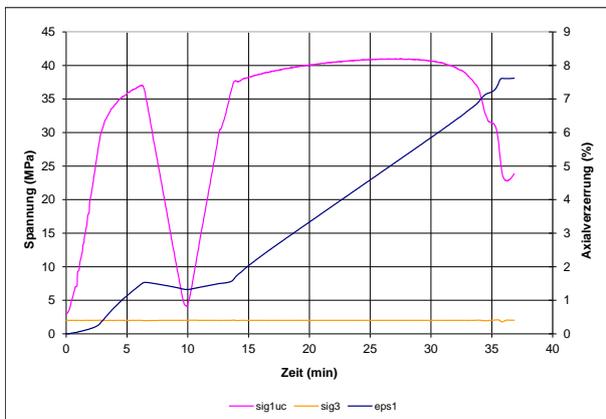


Bild 4.233: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 493

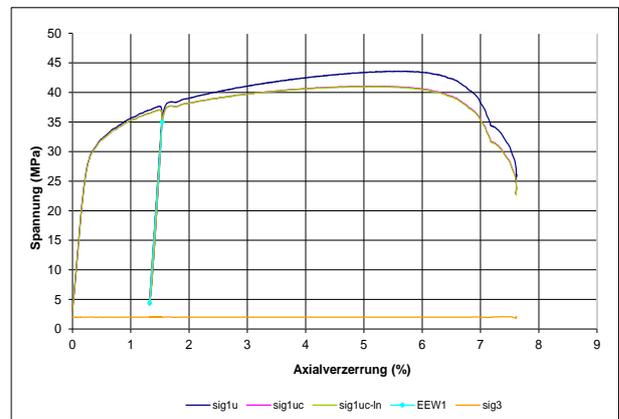


Bild 4.234: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 493

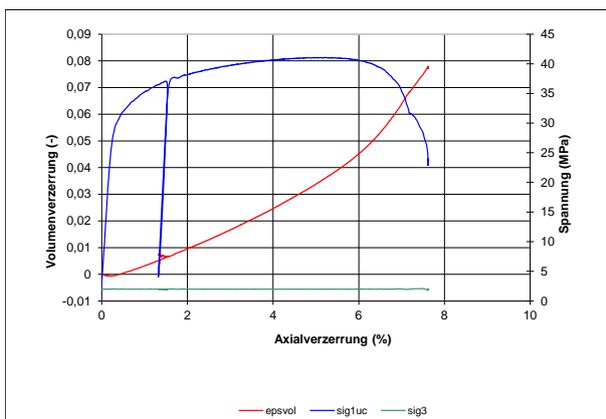


Bild 4.235: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 493

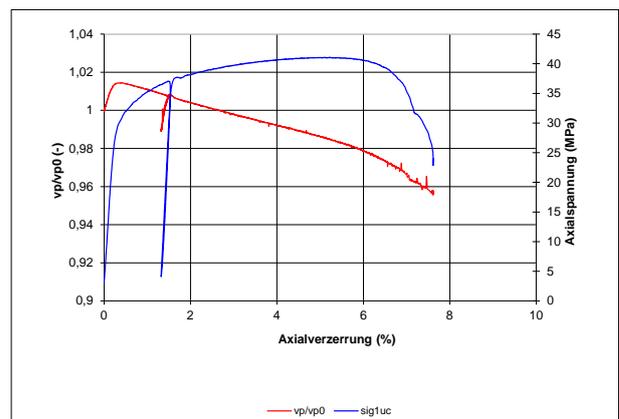


Bild 4.236: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 493

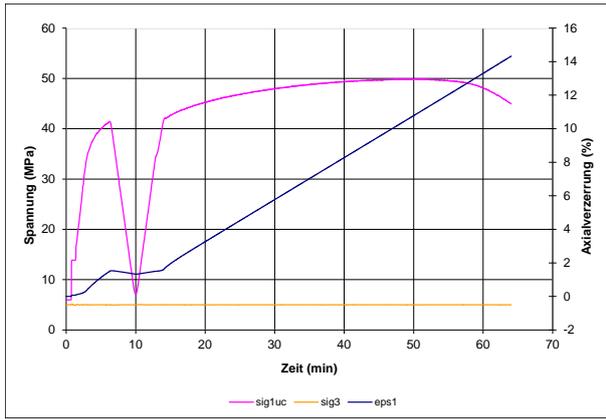


Bild 4.237: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 494

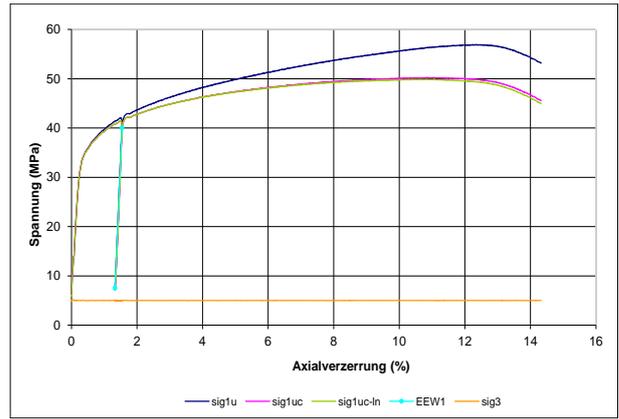


Bild 4.238: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 494

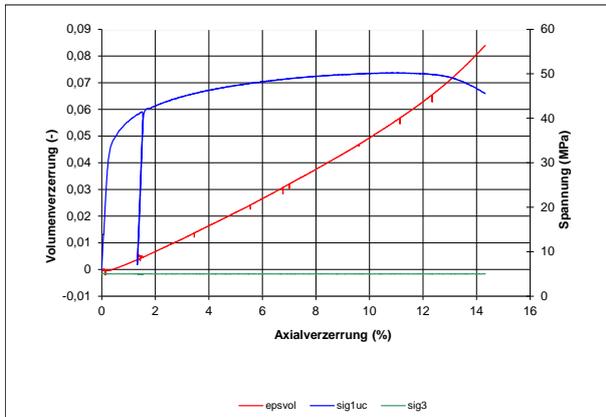


Bild 4.239: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 494

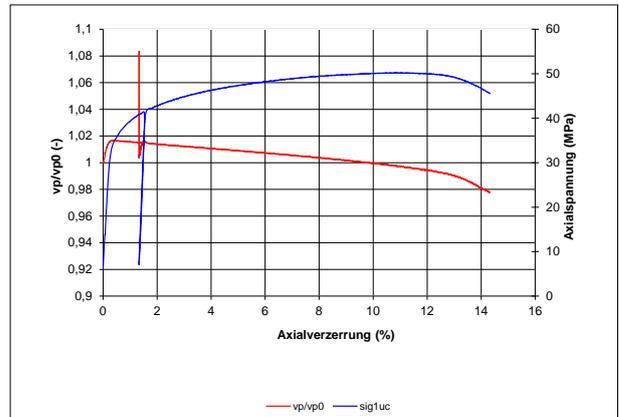


Bild 4.240: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 494

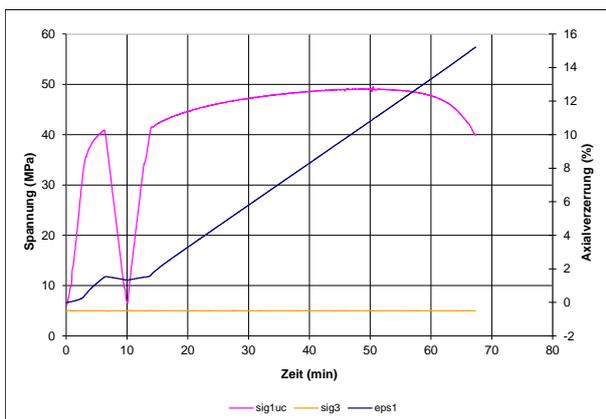


Bild 4.241: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 495

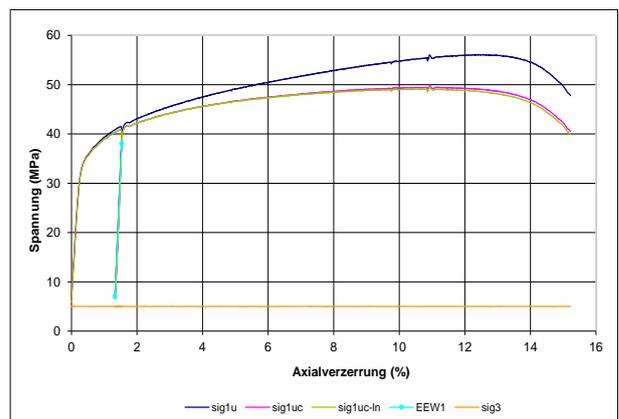


Bild 4.242: Spannungsverlauf in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 495

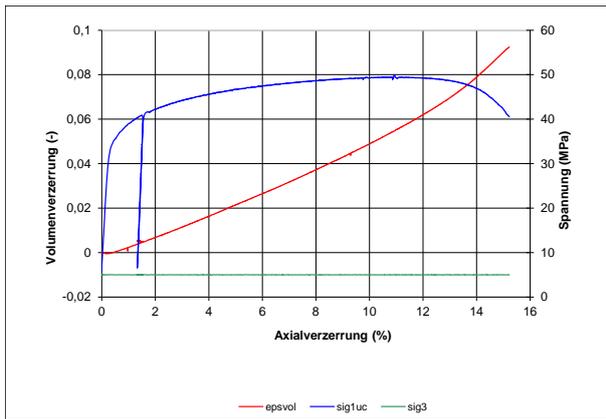


Bild 4.243: Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 495

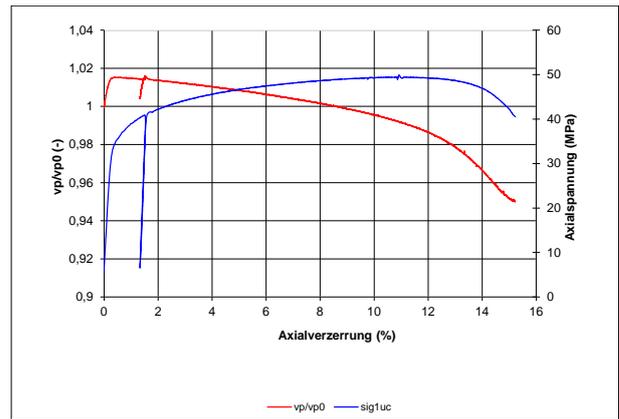


Bild 4.244: Entwicklung der Ultraschallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Axialverzerrung beim Festigkeitsversuch 495

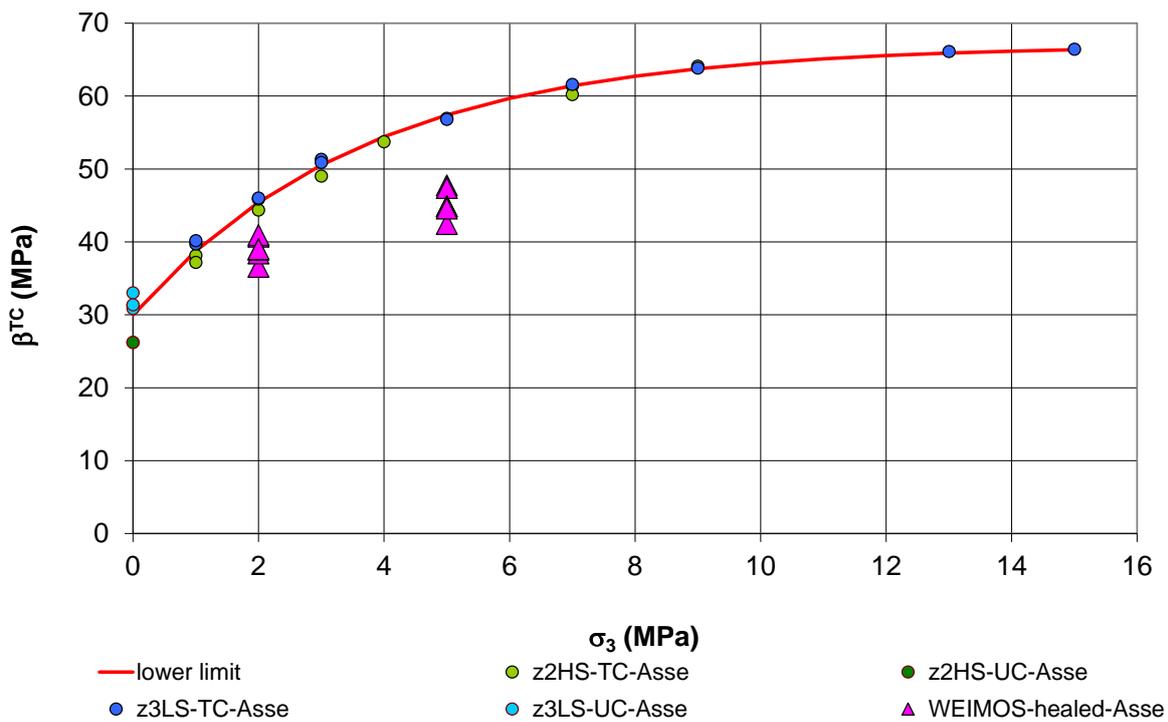


Bild 4.245: Zusammenfassende Gegenüberstellung der laborativ ermittelten Bruchfestigkeiten von Asse-Speisesalz an Prüfkörpern mit bzw. ohne vorlaufende Schädigungs- und Verheilungsphase

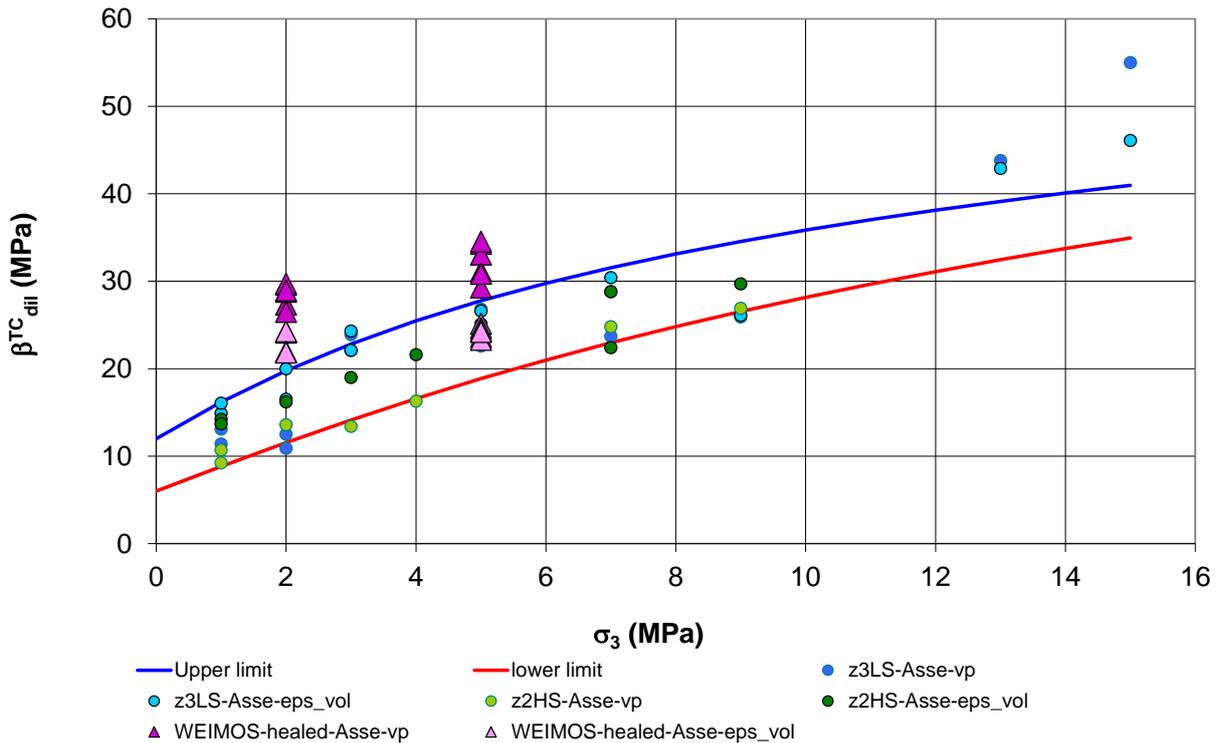


Bild 4.246: Zusammenfassende Gegenüberstellung der laborativ ermittelten Dilatanzfestigkeiten von Asse-Speisesalz an Prüfkörpern mit bzw. ohne vorlaufende Schädigungs- und Verheilungsphase

Werden die vorstehend für jeden einzelnen durchgeführten Festigkeitsversuch separat dargestellten Laborergebnisse zusammenfassend dargestellt und an Prüfkörpern ohne vorlaufende Schädigungs- und Verheilungsphase erhobenen Bruch- und Dilatanzfestigkeitsdaten gegenübergestellt, so ergibt sich zum Einen entsprechend Bild 4.245 eine geringere Bruchfestigkeit des Steinsalzes nach vorherlaufender Schädigungs- und Verheilungsphase, zum Anderen allerdings entsprechend Bild 4.246 eine etwa gleiche Dilatanzfestigkeit bezogen auf die gemessene Volumenverzerrung und sogar eine höhere Dilatanzfestigkeit bezogen auf die gemessenen Ultraschallwellengeschwindigkeiten. Die geringere Bruchfestigkeit ist nicht überraschend, da alle untersuchten Prüfkörper am Ende der Verheilungsphase noch eine nicht zu vernachlässigende Dilatanz aufgewiesen haben. Die Ergebnisse zur Dilatanzfestigkeit sind allerdings so nicht erwartet worden, könnten allerdings auf die nach der Verheilungsphase notwendige Reduzierung der Prüfkörperabmessungen zurückzuführen sein, da nach dem Abdrehen der Prüfkörper auf eine erneut zylindrische Form nicht mehr das ansonsten für Laborversuche übliche Längen-Durchmesser-Verhältnis von 2:1 vorlag, sondern eher ein Längen-Durchmesser-Verhältnis von 5:3.

5 Arbeitspaket 3: Verformungsverhalten infolge von Extensionsbelastungen

5.1 Einleitung und Zielstellung

Schädigungen im konturnahen Steinsalzgebirge von Grubenbauen in Form von Gefügebrauchlockerungen können einerseits aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit und andererseits auch aus Zugspannungen resultieren. Bei deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit ist zu beachten, dass die Dilatanzfestigkeit abhängig ist vom Belastungszustand bzw. präziser vom *Lode*-Winkel, d.h. es ist zwischen Kompressionsbelastungen mit einem *Lode*-Winkel von $\theta = -30^\circ$, Extensionsbelastungen mit einem *Lode*-Winkel von $\theta = 30^\circ$ und Belastungen mit einem *Lode*-Winkel von $-30^\circ < \theta < 30^\circ$ zu unterscheiden. Im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* wird entsprechend Gl. (2.9) durch die Funktion $k_\beta(\theta)$ berücksichtigt.

Zugbelastungen können als eine Sonderform von Extensionsbelastungen angesehen werden, z.B. bei axial gerichteten Zugbeanspruchungen an zylindrischen Prüfkörpern, wo dann auch die Bedingung $\sigma_{axial} < \sigma_{radial}$ erfüllt wäre und ein *Lode*-Winkel von $\theta = 30^\circ$ vorliegen würde. Vor dem Hintergrund, dass die Zugfestigkeit von Steinsalz um ein Vielfaches kleiner ist als die Dilatanzfestigkeit von Steinsalz, müssen Zugbelastungen allerdings im Rahmen von Stoffmodellen separat betrachtet werden und können mit Blick auf ihre Wirkung im Steinsalz nicht wie andere Extensionsbelastungen behandelt werden. Im Steinsalz können aufgrund der geringen Zugfestigkeit schon durch relativ geringe Zugspannungen Rissbildungen und Gefügebrauchentfestigungen und die damit einhergehenden Spannungsumlagerungen induziert werden. Im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS wurde daher der Fokus der Arbeiten im Arbeitspaket 3 auf die laborative Untersuchung des Steinsalzverhaltens bei Zugspannungen und insbesondere auf den Einfluss einer bereits vor dem Auftreten von Zugspannungen durch deviatorische Beanspruchungen induzierten Gefügebrauchlockerung auf die Zugfestigkeit des Steinsalzes gelegt. Extensionsbelastungen ohne Zugspannungskomponente wurden im Verbundprojekt WEIMOS nicht betrachtet.

Es ist in diesem Zusammenhang darauf hinzuweisen, dass aus Hohlraumauffahrungen im Steinsalzgebirge resultierende mechanisch induzierte Zugspannungen üblicherweise eher in räumlich eng begrenzten Bereichen um die jeweilige Hohlraumkontur zu lokalisieren sind und dabei auch eher nur relativ geringe Zugspannungsniveaus von maximal einigen wenigen *MPa* aufweisen. Dennoch ist die Berücksichtigung von Zugversagensprozessen bei der Beurteilung der Standsicherheit und Integrität von insbesondere geologischen und geotechnischen Barrieren im Endlagerbereich besonders bei zugspannungsfördernden Hohlraumquerschnittsgeometrien mit flacher Konturierung von Bedeutung.

Neben mechanisch induzierten Zugspannungen können in der Umgebung von untertägigen Hohlräumen im Steinsalzgebirge auch thermisch induzierte Zugspannungen von Bedeutung bei der Beurteilung der Integrität des Gebirges sein, insbesondere auch im Zusammenhang mit der der Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. Durch wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle wird zunächst nach der Abfalleinlagerung im Umfeld dieser Abfälle eine Temperaturerhöhung induziert. Später erfolgt dann langfristig auch wieder eine Temperaturabsenkung aufgrund der im Lauf der Zeit abnehmenden Wärmeleistung der eingelagerten Abfälle. Diese Temperaturänderungen bedingen thermisch induzierte Zusatzbeanspruchungen im Steinsalz, die auch bis hin zu Zugspannungen führen können, welche dann wiederum in mehr oder weniger intensiven thermisch induzierten Rissbildungen im Gebirge resultieren können.

Bisher sind in der nationalen und internationalen Literatur lediglich vereinzelte laborative Untersuchungen zum Schädigungs- und Deformationsverhalten von Steinsalz unter Extensions- und Zugbeanspruchungen dokumentiert. So sind triaxiale Laborversuche mit zwischen Kompressions- und Extensionsbedingungen wechselnder Belastung ohne Zugspannungskomponente von *Mellegard et al. (2007)* durchgeführt worden. Die jeweilige Beanspruchung lag dabei allerdings unterhalb der Dilatanzgrenze, so dass nur schädigungsfreies Materialverhalten mit transientem und stationärem Kriechen berücksichtigt wurde. Bei der BGR wurden dagegen entsprechend *Hunsche (1993)* Zugversuche an knochenförmigen Prüfkörpern durchgeführt und mit Ergebnissen aus Spaltzugversuchen verglichen. Darüber hinaus dokumentiert sind an verschiedenen Salztypen durchgeführte triaxiale Extensions- und Spaltzugversuche in *Düsterloh (2009)* sowie im Rahmen der geotechnischen Erkundung des Salzstocks Gorleben durchgeführte Spaltzugversuche in *Bräuer et al. (2012)*.

Maßgebende Messgröße bei den vorstehend aufgeführten laborativen Untersuchungen stellte stets die Zugfestigkeit dar, wobei nicht explizit untersucht worden ist, inwieweit diese von einer bereits erreichten Vorschädigung im Sinne einer Dilatanz abhängt. Gerade diese Abhängigkeit ist für die physikalische Modellierung in Stoffmodellen, bei denen die Verformungen auch von der Dilatanz abhängig sind, von Bedeutung. Ein Einfluss der Dilatanz auf die Zugfestigkeit konnte bisher nur aufgrund von Plausibilitätsüberlegungen vorgenommen werden und ist daher im Vorfeld der im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten Zugversuche laborativ auch nicht belegt gewesen.

Im Verbundprojekt WEIMOS sollten die unterschiedlichen Modellansätze zur Beschreibung des Verformungsverhaltens auch unter Zugbeanspruchung anhand von Benchmark-Simulationen verglichen und diskutiert werden. Hierzu wurden zunächst Spaltzugversuche aus der Literatur nach-

gerechnet sowie eine numerische Studie zur Versagensmodellierung eines Biegebalkens durchgeführt. Neben den kraftbezogenen physikalischen Größen mit Belastungen und Versagen bei Erreichen der Zugfestigkeit wurde überprüft, ob die beim Spaltzugversuch beobachteten Zugrissmuster qualitativ zutreffend durch die numerische Simulation mit den Stoffmodellen abgebildet werden können. Des Weiteren sind rechnerische Simulationen zu ausgewählten In-situ-Situationen an der WIPP-Site bei erhöhten Temperaturen (→ Room B mit Erhitzern unter der Sohle) mit Berücksichtigung des Einflusses von Zugspannungen auf die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung durchgeführt worden.

Während der zunächst dreijährigen Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS haben die Projektpartner für die vorstehend genannten Anwendungen ihre in den jeweiligen Stoffmodellen enthaltenen Ansätze zur physikalischen Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz bei auftretenden Zugspannungen weiterentwickelt. Die im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten numerischen Simulationen zu den vorstehend genannten Anwendungen werden im Rahmen des vorliegenden Einzelberichtes als numerische Grundsatzstudien bezeichnet, da diese Simulationen nicht unmittelbar den im Projektantrag definierten Arbeitspaketen zuzuordnen sind. Die Ergebnisse dieser numerischen Grundsatzstudien sind in Abschnitt 6 dieses Einzelberichtes dokumentiert.

Eine weitere numerische Studie zur Anwendung und Überprüfung der weiterentwickelten Stoffmodelle erfolgt im Rahmen des Arbeitspaketes 5 anhand der so genannten Virtuellen Demonstratoren. Während der bewilligten Projektverlängerungsphase sind dann systematische Laborversuche mit Zugbelastung unter definierten Randbedingungen wie unterschiedlichen Vorschädigungsgraden durchgeführt worden, die zur Überprüfung der jeweiligen Stoffmodellansätze der verschiedenen Projektpartner herangezogen werden konnten und auf deren Basis die Stoffmodellansätze bei Bedarf modifiziert werden konnten.

5.2 Laborative Untersuchungen / indirekte Zugversuche unter triaxialer Extensionsbeanspruchung

5.2.1 Vorbemerkungen

Ein Zugversuch ist eine Methode zur Bestimmung der Zugfestigkeit des zu untersuchenden Materials und wird je nach Material unterschiedlich durchgeführt. Für Steinsalz werden zur Bestimmung seiner Zugfestigkeit üblicherweise direkte und/oder indirekte Zugversuche durchgeführt.

Gessler (1983) hat Spaltzug-, Biegezug- und einaxiale Zugversuche am Asse-Steinsalz durchgeführt und die dabei erhaltenen Ergebnisse miteinander verglichen. Anhand dieser vergleichenden Betrachtung wurde abgeleitet, dass einaxiale Zugversuche nicht nur eine geeignete Methode, sondern auch eine empfohlene Methode zur Bestimmung der Zugfestigkeit von Steinsalz ist. Einige weitere Forscher *Liu et al. (2011)* haben direkte und indirekte Zugversuche miteinander verglichen und abgeleitet, dass direkte Zugversuche zuverlässiger durchzuführen sind. Dabei muss allerdings darauf hingewiesen werden, dass in *Liu et al. (2011)* mit indirekten Zugversuchen die sogenannten „Brazilian Tests“ gemeint sind.

Die versuchstechnische Herausforderung bei der Bestimmung der Zugfestigkeit aus direkten Zugversuchen besteht grundsätzlich darin, dass die Krafteinleitung parallel zur Achse des Prüfkörpers erfolgen sollte. Um sicherzustellen, dass die Krafteinleitung tatsächlich möglichst parallel zur Achse des Prüfkörpers erfolgen kann, wird der zu untersuchende Prüfkörper normalerweise an den Stirnflächen mit Klebstoff oder Klemmen an der Prüfmaschine befestigt. Bei einem direkten Zugversuch mit Klebstoff kann eine axial gerichtete Zugspannung nach *Liu et al. (2011)* einfacher sichergestellt werden als bei einem sogenannten „Brazilian Test“ oder als bei einem direkten Zugversuch mit Klemmbefestigung.

Im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS wurden zur Bestimmung der Zugfestigkeit von Steinsalz direkte Zugversuche vom Projektpartner IfG und indirekte Zugversuche vom Projektpartner TU Clausthal durchgeführt, wobei es sich bei den indirekten Zugversuchen beim Projektpartner TU Clausthal allerdings nicht um Brazilian Tests handelt, sondern lediglich eine indirekte Aufbringung der axialen Zugspannung mit Hilfe des Manteldrucks gemeint ist. Die zugehörige Versuchsbeschreibung ist Abschnitt 5.2.2 zu entnehmen.

Die im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführten Zugversuche wurden an intakten sowie an im Vorfeld unter TC-Versuchsrandbedingungen vorgeschädigten Steinsalzprüfkörpern durchgeführt, um so den Einfluss der Dilatanz auf die Zugfestigkeit von Steinsalz zu untersuchen. Es wurde dabei versucht, für die Zugversuche möglichst homogene Prüfkörper zu verwenden, da die Zugfestigkeit von Steinsalz sehr stark von der Prüfkörperstruktur, der Kristallgrößenverteilung sowie möglichen Anisotropien und Inhomogenitäten beeinflusst werden kann.

5.2.2 Vorgehensweise bei der Versuchsdurchführung sowie bei der Versuchsauswertung

Im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS sind beim Projektpartner TU Clausthal 14 Zugversuche an zylindrischen Steinsalzprüfkörpern mit einem Durchmesser $d = 90 \text{ mm}$ und einer Höhe $h = 180 \text{ mm}$ durchgeführt worden. Es wurden dabei 7 Prüfkörper der Lokation Asse sowie 7 „argillaceous salt“-Prüfkörper der Lokation WIPP-Site untersucht. Die Prüfkörper sind vor dem Einbau in die Triaxialprüfanlage zum Schutz vor einem Eindringen des Manteldrucköls in die Prüfkörper mit einer Gummimanschette ummantelt worden.

Da die Zugfestigkeit der Prüfkörper in Abhängigkeit einer aus Vorschädigungsprozessen resultierenden Gefügebrauchlockerung untersucht werden sollte, sind die Prüfkörper vor der Durchführung des eigentlichen Zugversuchs zunächst in einem weggeregelten Versuch unter TC-Randbedingungen bei einem Manteldruck von $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$ und einer Versuchstemperatur von $T = 50 \text{ °C}$ vorgeschädigt worden. Die Wegregulierung erfolgte in dieser Vorschädigungsphase bei jedem Versuch mit einer konstanten Axialverzerrungsrate von $\dot{\varepsilon}_{axial} = 0,25 \text{ \%}/\text{min}$, bis je nach Prüfkörper eine Axialverzerrung von 2 %, 4 %, 6 %, 8 %, 10 % oder 12 % erreicht worden ist. Bild 5.1 zeigt exemplarisch für den Prüfkörper mit der zugeordneten Versuchsnummer 796 die Entwicklung der in der Schädigungsphase ansteigenden Axialspannung sowie der Prüfkörperdilatanz über der Axialverzerrung. Es ist zu ersehen, dass der Dilatanzwert zunächst aufgrund der durch die allmähliche Axialspannungserhöhung induzierten elastischen Prüfkörperkompaktion abnimmt, bis der Dilatanzwert bei $\varepsilon_{vol} \approx -0,15 \text{ \%}$ ein Minimum erreicht. Anschließend wird dieser elastische Kompaktionsprozess aufgrund einer über die Dilatanzfestigkeit hinaus ansteigenden deviatorischen Beanspruchung zunehmend dominiert durch einen Gefügeschädigungsprozess und einen daraus resultierenden Anstieg des Dilatanzwertes. Bei einer Axialverzerrung von $\varepsilon_{axial} \approx 2,8 \text{ \%}$ wird der Dilatanzwert schließlich positiv und steigt in der Folge bis zum Erreichen der finalen Axialverzerrung weiter kontinuierlich an bis zu einem Endwert von $\varepsilon_{vol} \approx 2,94 \text{ \%}$.

Im Anschluss an die Vorschädigungsphase sind die Prüfkörper wieder aus der Triaxialprüfanlage ausgebaut und für den anschließenden Zugversuch vorbereitet worden. Im Rahmen dieser vorbereitenden Maßnahmen sind die Endflächen der Prüfkörper mit den Druckstempeln der Prüfmaschine mit dem Zweikomponentenkleber „Araldite“ verklebt worden. Die Zugfestigkeit dieses Klebers ist wesentlich höher als die Zugfestigkeit von Steinsalz, so dass kein Zugversagen entlang der Verklebung auftreten sollte, sondern nur im Steinsalzprüfkörper. Anschließend sind die vor-

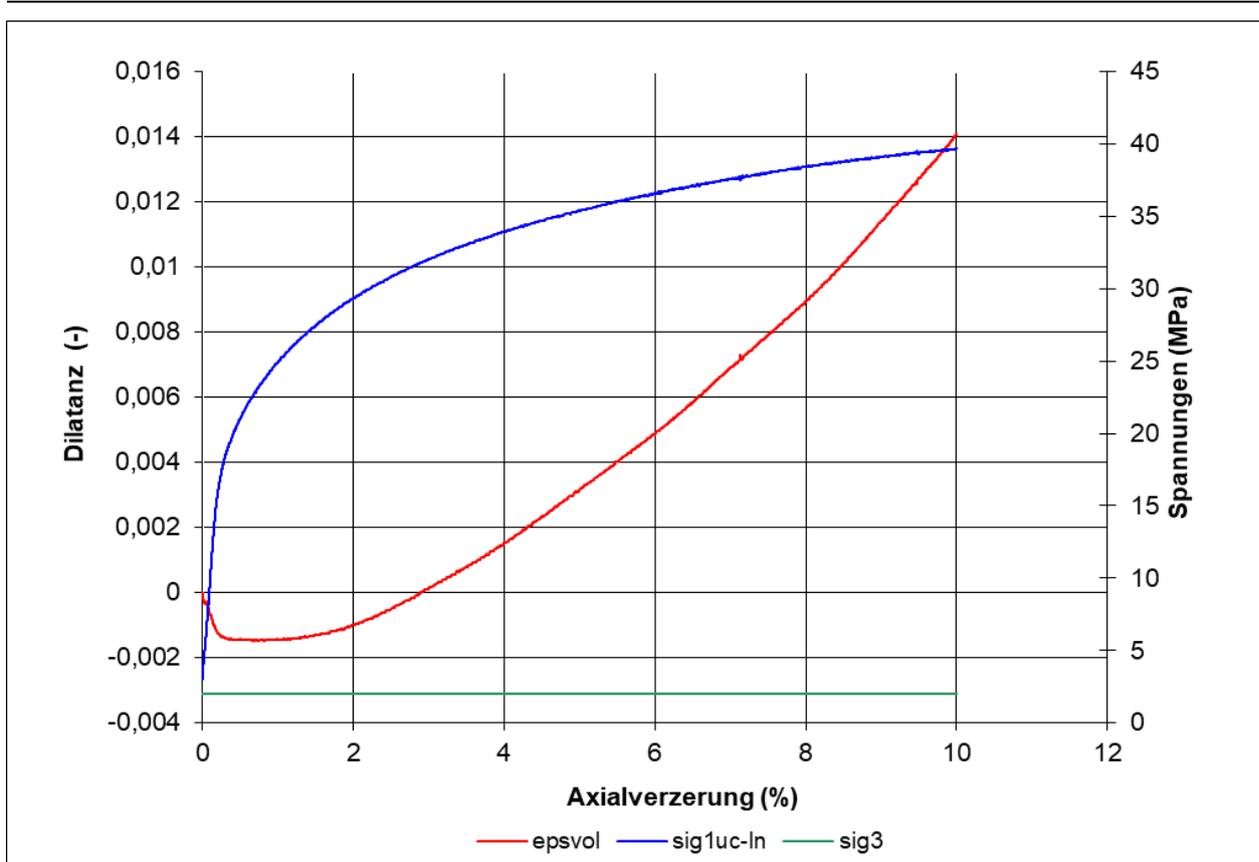


Bild 5.1: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads sowie der Dilatanz in der Vorschädigungsphase unter TC-Versuchsrandbedingungen

bereiteten Prüfkörper wieder in die Triaxialprüfanlage eingebaut und unter einer triaxialen Extensionsbeanspruchung und unter einer Versuchstemperatur von $T = 25\text{ °C}$ bis zum Zugbruch belastet worden. Die Regelung der triaxialen Extensionsbeanspruchung erfolgte im Rahmen dieser indirekten Zugversuche mit Hilfe des Manteldrucks, der entsprechend des in Bild 5.2 dargestellten prinzipiellen Aufbaus der Prüfanlage nicht nur auf die Mantelfläche des Prüfkörpers wirkt, sondern auch auf die freie Ringfläche des axialen Druckstempels. Diese freie Ringfläche ergibt sich aus dem gegenüber dem Prüfkörperdurchmesser größeren Druckstempeldurchmesser von $d = 115\text{ mm}$. Die allmähliche Manteldruckerhöhung wurde während der Zugversuche so geregelt, dass sich für den Prüfkörper eine Axialdehnungsrate von $\dot{\varepsilon}_{axial}^+ = 0,01\text{ \%}/min$ eingestellt hat.

Aufgrund der Verklebung des Prüfkörpers mit den Druckstempeln steigt die im Prüfkörper wirkende axiale Zugspannung proportional zum anliegenden Manteldruck. Dieser Sachverhalt ist exemplarisch für den Prüfkörper mit der zugeordneten Versuchsnummer 796 aus Bild 5.3 zu ersehen. Es ist zudem zu ersehen, dass bei diesem Prüfkörper die axiale Zugspannung ihr Maximum bei $\sigma_1^+ \approx 0,93\text{ MPa}$ erreicht, bevor ein Zugversagen im Prüfkörper auftritt.

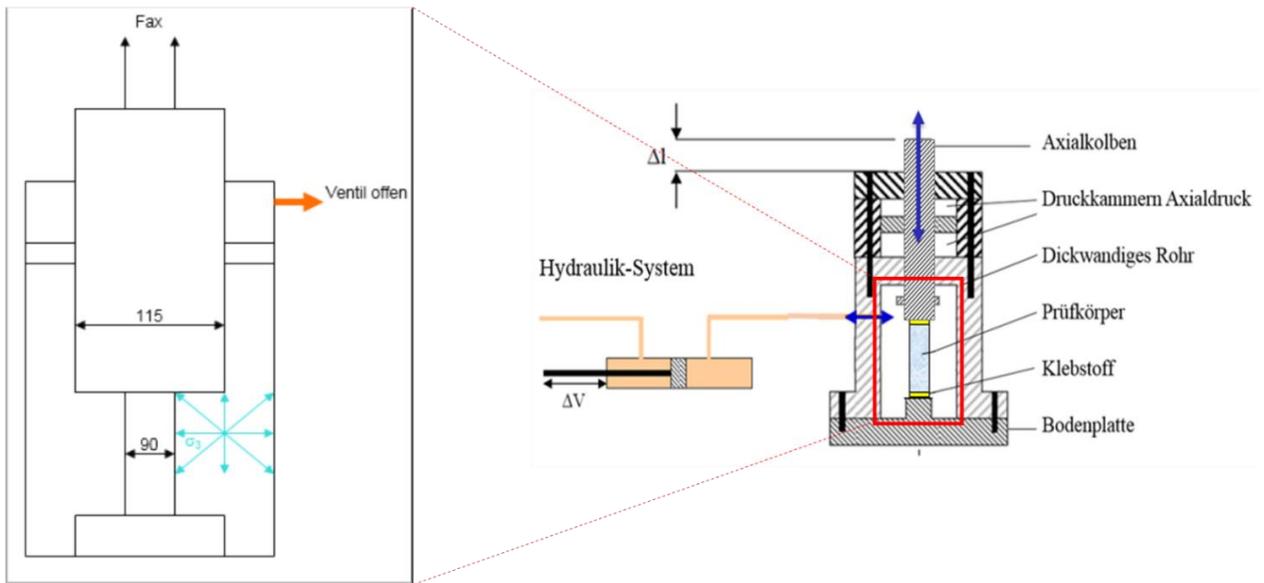


Bild 5.2: Prinzipskizze zum Versuchsaufbau bei den durchgeführten indirekten Zugversuchen

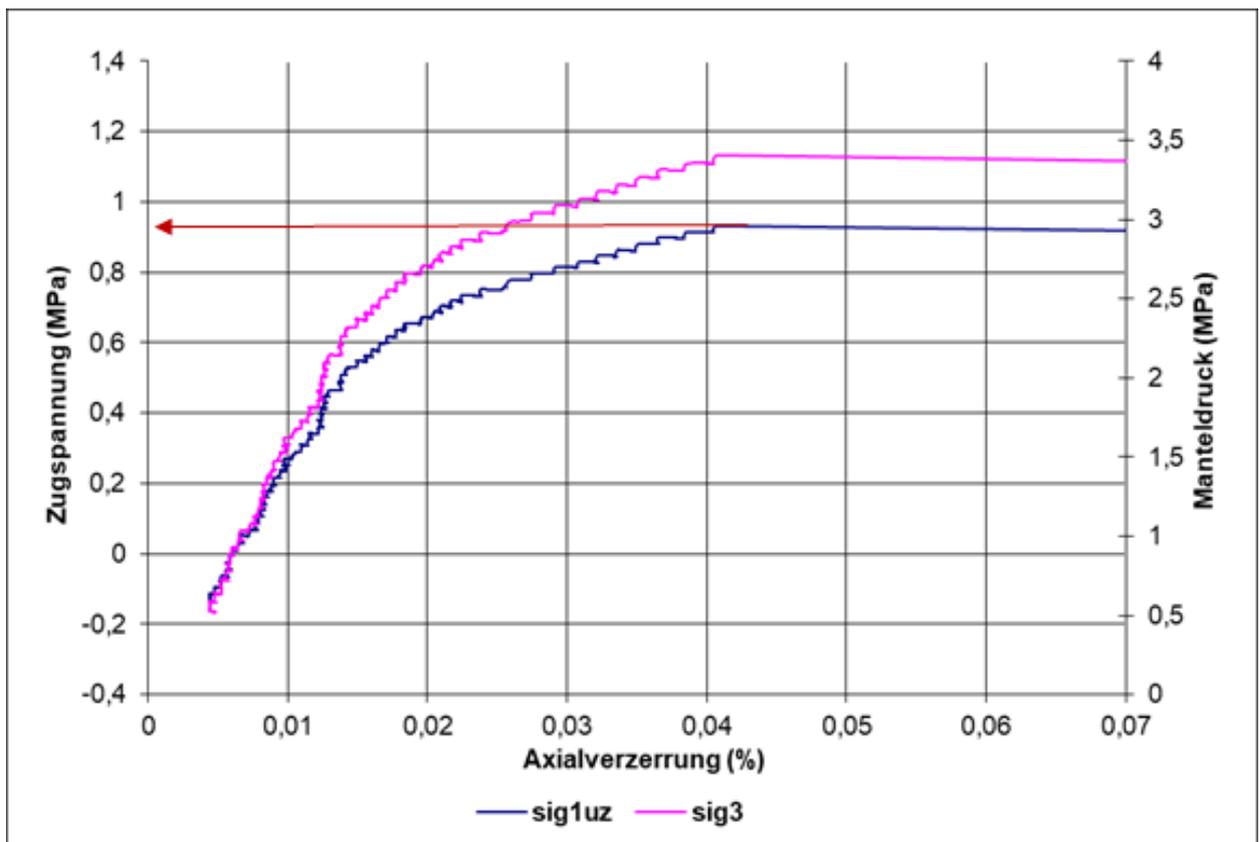


Bild 5.3: Zeitabhängiger Verlauf des Lastpfads in der Zugbeanspruchungsphase

5.2.3 Zusammenfassende Ergebnisdarstellung zu den durchgeführten Zugversuchen

Nachfolgend in Tabelle 5.1 zusammenfassend zusammengestellt sind die im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS beim Projektpartner TU Clausthal erhaltenen Messergebnisse aus den an Steinsalz der Lokationen Asse und WIPP-Site durchgeführten Zugversuchen. Werden die in Tabelle 5.1 aufgelisteten Daten zur Dilatanzabhängigkeit der Zugfestigkeit von Steinsalz entsprechend Bild 5.4 grafisch aufbereitet, so lässt sich in erster Näherung eine lineare Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Dilatanz ersehen, d.h. die Zugfestigkeit von Steinsalz nimmt ausgehend von der Zugfestigkeit von ungeschädigtem Steinsalz nahezu proportional mit einer aus Vorschädigungsprozessen resultierenden Dilatanz ab. Diese nunmehr laborativ belegte Abhängigkeit zwischen der Dilatanz und der Zugfestigkeit von Steinsalz ist im Rahmen der Verlängerungsphase des Verbundprojektes WEIMOS durch Gl. (2.16) in Form der dilatanzabhängigen Zugbruchfestigkeit $\beta_{failure}^{dz}$ als Weiterentwicklung des am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systems verwendeten Simulationsinstrumentariums in das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* integriert worden. Erreicht in einer numerischen Simulation die maximale Zugspannung die dilatanzabhängige Zugbruchfestigkeit, so wird einer weiteren Erhöhung der Zugspannung durch Spannungsumlagerungen entsprechend der „tension cut-off“-Methode entgegengewirkt, d.h. eine Überschreitung der dilatanzabhängigen Zugbruchfestigkeit ist nicht möglich.

Steinsalztyp	Versuchsnummer	Proben-durchmesser [mm]	Probenlänge [mm]	Axialverzer-rung am Ende der Vorschädigung [%]	Dilatanz am Ende der Vorschädigung [%]	Zugfestigkeit [MPa]
WIPP-Salz (argillaceous)	101	89,9	180,0	0,00	0	1,10
	107	89,9	180,0	2,00	-0,20	0,71
	106	90,0	180,1	4,00	0,01	0,71
	105	90,0	180,0	6,00	0,52	0,58
	104	90,0	180,0	8,00	1,12	0,40
	103	90,0	179,9	10,00	0,54	0,32
	102	89,9	180,0	12,00	2,55	0,26
Asse-Salz	794	90,0	179,9	0,00	0	2,59
	800	90,0	180,0	2,00	-0,09	0,73
	799	90,0	180,1	4,00	0,35	0,72
	798	89,9	180,0	6,00	1,98	0,70
	797	90,0	180,0	8,00	2,94	0,60
	796	90,0	180,0	10,00	1,41	0,93
	795	90,0	180,0	12,00	2,27	0,41

Tabelle 5.1: Übersicht zu den Versuchsergebnissen der beim Projektpartner TU Clausthal durchgeführten Zugversuchen

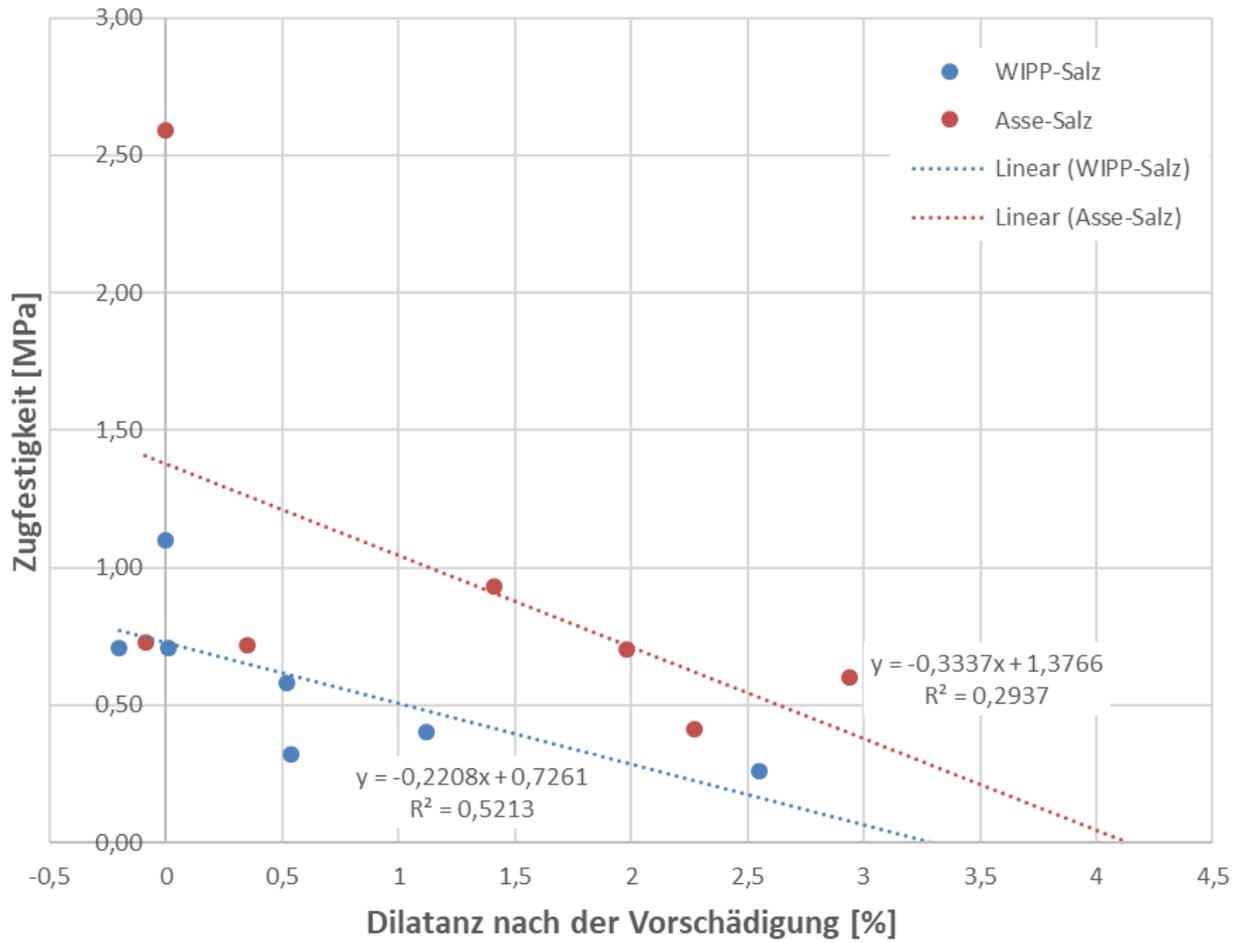


Bild 5.4: Gemessene Zugfestigkeit in Abhängigkeit der aus der Vorschädigungsphase resultierenden Prüfkörperdilatanz

6 Numerische Funktionsstudien

6.1 Vorbemerkung

Ziel der im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten Funktionsstudien war es, die Funktionsweise der von den verschiedenen Projektpartnern eingesetzten Stoffmodelle zur Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz anhand geometrisch überschaubarer Berechnungsmodelle aufzuzeigen. Es ist in diesem Zusammenhang allerdings darauf hinzuweisen, dass die Stoffmodelle während der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS von den verschiedenen Projektpartnern je nach Bedarf mehr oder weniger stark weiterentwickelt worden sind. Da die im vorliegenden Abschnitt betrachteten numerischen Funktionsstudien bereits relativ früh in der Projektlaufzeit durchgeführt worden sind, konnten später in die Modellweiterentwicklung eingeflossene Erkenntnisse im Rahmen der durchgeführten numerischen Funktionsstudien nicht berücksichtigt werden.

Beim Projektpartner TU Clausthal ist das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* während der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS ausgehend vom Stoffmodell *Lux/Wolters* hin zum Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ebenfalls kontinuierlich weiterentwickelt worden. Die in Abschnitt 2 vorgestellte Version des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* zeigt den Entwicklungsstand des Stoffmodells am Ende der Projektlaufzeit. Die hier betrachteten Funktionsstudien sind mit zu den jeweiligen Bearbeitungszeitpunkten in der Übergangszeit zwischen den Stoffmodellen *Lux/Wolters* und *Lux/Wolters/Lerche* verfügbaren Stoffmodell-Zwischenversionen durchgeführt worden. Die in den durchgeführten Funktionsstudien verwendeten Materialparameter für diese Stoffmodell-Zwischenversionen sind nicht bei jeder Modifikation des Stoffmodells komplett neu aus den verfügbaren Labordaten abgeleitet worden, sondern im Rahmen der Funktionsstudie zur Hervorhebung der im Fokus der jeweiligen Funktionsstudie stehenden Prozesse qualitativ eingeschätzt worden.

6.2 Funktionsstudie zur Auswirkung einer Berücksichtigung der Spannungsgeometrie bei der Modellierung von Schädigungsprozessen sowie einer zusätzlichen Berücksichtigung der Rissgeometrie bei der Modellierung von Verheilungsprozessen im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

Ziel der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie ist es, anhand eines geometrisch einfachen Berechnungsmodells die Funktionsweise des richtungsabhängigen Modellierungsansatzes für Schädigungs- und Verheilungsprozesse im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* aufzuzeigen.

Diese Funktionsstudie ist mit einer Vorversion des in Abschnitt 2 dokumentierten Stoffmodells durchgeführt worden, welche seinerzeit noch in FLAC^{3D} 5.01 implementiert gewesen ist und im Hinblick auf die verwendeten Gleichungen damals noch mehr Ähnlichkeiten hatte mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* nach *Wolters (2014)* als mit dem in Abschnitt 2 dokumentierten Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*. Die grundsätzliche Modellierungsphilosophie, bei der Modellierung von Schädigungsprozessen im Steinsalz die anliegende Spannungsgeometrie und bei der Modellierung von Verheilungsprozessen im Steinsalz zusätzlich auch die Rissgeometrie zu berücksichtigen, war allerdings in der damaligen Stoffmodell-Version bereits vorhanden, so dass die aus der durchgeführten Funktionsstudie erhaltenen Ergebnisse im Grundsatz übertragbar sind auf die für das Ende der Projektlaufzeit dokumentierte Version des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche*.

Zur Durchführung der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie ist in der Simulationssoftware FLAC^{3D} das in Bild 6.1 dargestellte würfelförmige Berechnungsmodell mit einer Kantenlänge von $l = 1\text{ m}$ diskretisiert worden. Als Randbedingungen für die Simulationen werden die äußeren Lasten an drei Seitenflächen des Würfelmodells parallel zu den drei kartesischen Koordinatenrichtungen aufgebracht bei gleichzeitig in Normalenrichtung unverschieblich angenommener Lagerung der drei gegenüberliegenden Seitenflächen. Auch diese Randbedingungen sind aus Bild 6.1 zu ersehen.

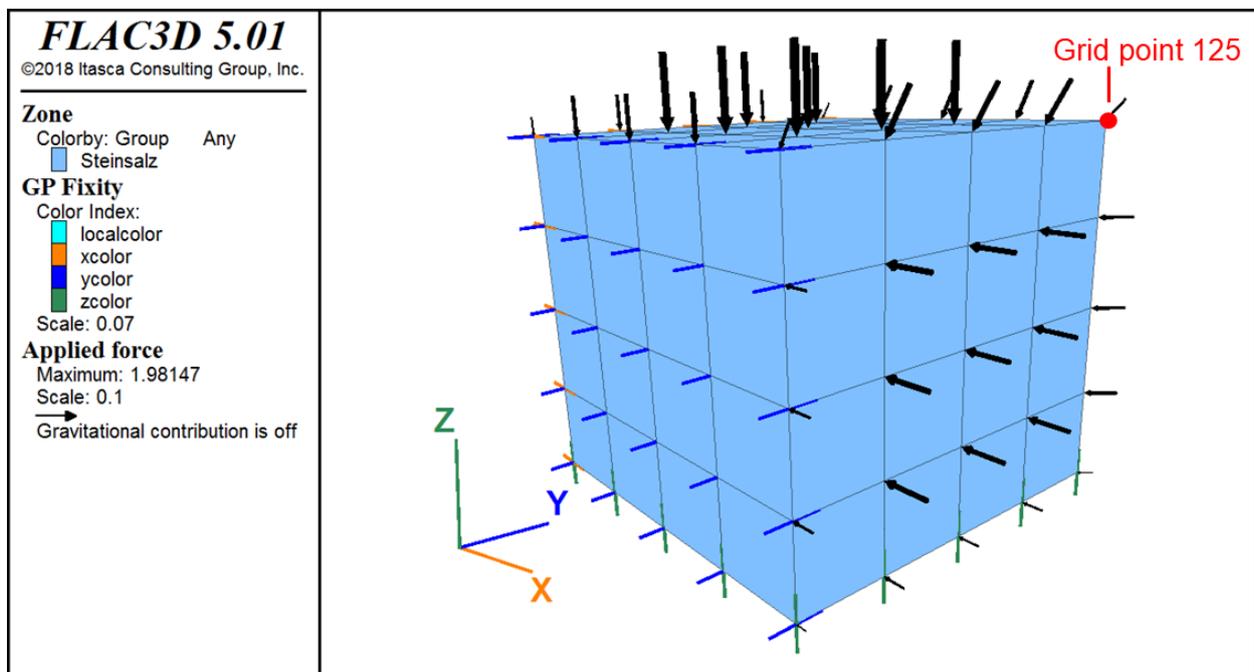


Bild 6.1: Würfelförmiges Berechnungsmodell zur Visualisierung der Funktionsweise des richtungsabhängigen Modellierungsansatzes für Schädigungs- und Verheilungsprozesse im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

Insgesamt sind elf unterschiedliche Simulationen durchgeführt worden. In den ersten drei Simulationen (T1 bis T3) wird der Prüfkörper lediglich in einer 30-tägigen Belastungsstufe geschädigt, wobei die Belastungsgeometrie für die jeweilige Schädigungsphase in diesen drei Simulationen unterschiedlich gewählt worden ist. In den acht weiteren Simulationen (T4 bis T11) wird im Anschluss an die 30-tägige Schädigungsphase eine weitere 70-tägige Belastungsstufe mit einem Belastungszustand unterhalb der Verheilungsgrenze angesetzt, so dass verheilungsinduzierte Verzerrungen und eine Rückbildung der Dilatanz induziert werden. In der Simulation T9 wird vor der Schädigungsphase zunächst noch eine Kriechphase mit einer Belastungsstufe unterhalb der Dilatanzfestigkeit angenommen, anschließend dann die Schädigungsphase und darauffolgend die Verheilungsphase.

Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass sich bei Überschreitung der Dilatanzfestigkeit und auch bei der Überschreitung der Zugdilatanzfestigkeit im Steinsalz schädigungsinduzierte Mikrorisse ausbilden, die sich bei zunehmender Schädigungsintensität vernetzen. Im Rahmen des Modellierungsansatzes für Schädigungsprozesse wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* in Anlehnung an die in *Schulze et al. (2001)* publizierte schematische Darstellung zur Rissanordnung unter TE- bzw. TC-Beanspruchungen entsprechend Bild 6.2 davon ausgegangen, dass sich die schädigungsinduzierten Mikrorisse vornehmlich in Richtung der kleinsten Druckspannung öffnen, d.h. der

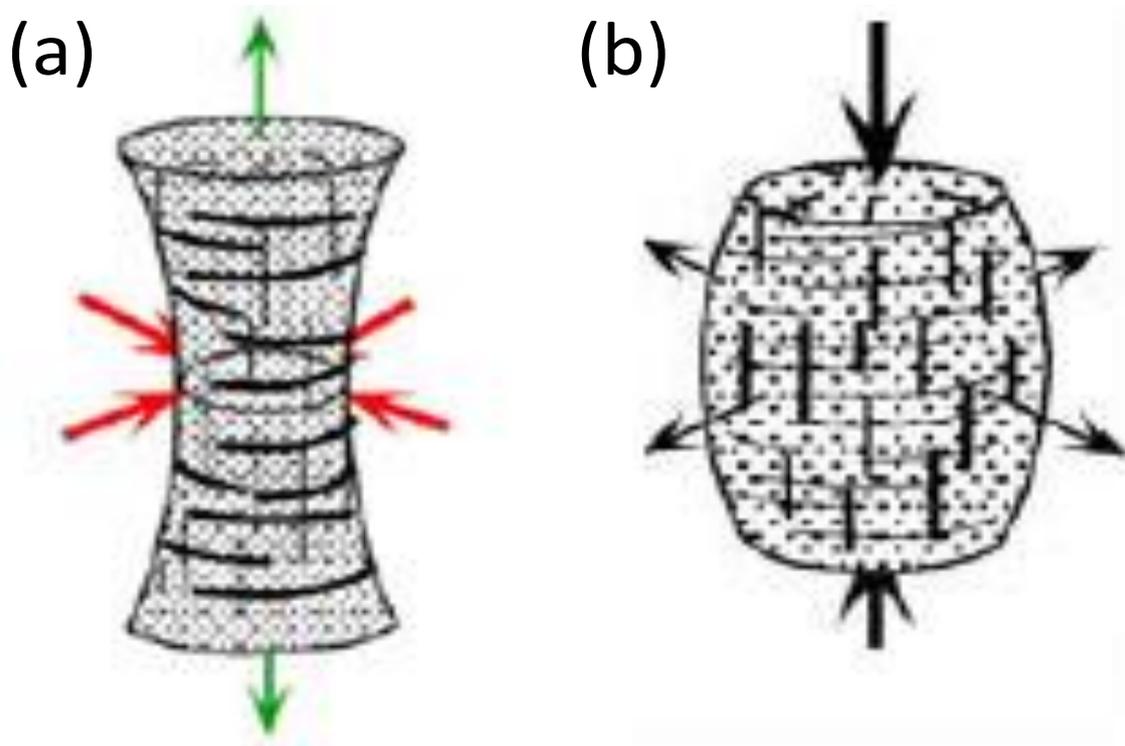


Bild 6.2: Schematische Darstellung der Rissanordnung (a) unter TE-Beanspruchungen und (b) unter TC-Beanspruchungen nach Schulze et al. (2001)

Schädigungsprozess weist eine von der vorliegenden Spannungsgeometrie vorgegebene Richtungsabhängigkeit auf. Die im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ausgewiesene Dilatanz ε_{vol} sowie der Schädigungsparameter d sind jeweils skalare Zustandsgrößen, d.h. eine Berücksichtigung richtungsabhängiger Effekte im Schädigungsprozess ist auf Basis lediglich dieser beiden Zustandsgrößen nicht möglich. Vielmehr erfolgt die Modellierung des richtungsabhängigen Schädigungsprozesses im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* auf Basis des schädigungsinduzierten Verzerrungstensors. Die Modellierung des richtungsabhängigen Verheilungsprozesses erfolgt analog auf Basis der Summe des schädigungsinduzierten Verzerrungstensors und des verheilungsinduzierten Verzerrungstensors.

Basierend auf dem vorstehend beschriebenen Modellierungsansatz ist die in diesem Abschnitt dokumentierte Funktionsstudie durchgeführt worden. Nachfolgend werden die aus den elf in dieser Funktionsstudie durchgeführten numerischen Simulationen erhaltenen Berechnungsergebnisse diskutiert. Dabei zeigen die zugehörigen Ergebnisdarstellungen jeweils

- im Diagramm oben links die zeitliche Entwicklung der Belastung des würfelförmigen Berechnungsmodells mit Blick auf die drei Koordinatenspannungen σ_x , σ_y und σ_z sowie auf die Vergleichsspannung nach *von Mises* σ_v ,
- im Diagramm oben rechts die resultierende zeitliche Entwicklung der Summe aus schädigungsinduzierten und verheilungsinduzierten Verzerrungen ε_x^{dh} , ε_y^{dh} und ε_z^{dh} ,
- im Diagramm unten links die resultierende zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} sowie
- im Diagramm unten rechts die räumlich-zeitliche Verschiebung des Knotenpunktes Nr. 125 an der oberen hinteren rechten Modellecke.

Bild 6.3 zeigt die Ergebnisse der Simulationsvariation T1, bei der eine 30-tägige Schädigungsphase unter nahezu triaxialer Kompressionsbeanspruchung mit $\sigma_x = 2\text{MPa}$, $\sigma_y = 3\text{MPa}$ und $\sigma_z = 30\text{MPa}$ angesetzt wurde. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* ergibt sich somit zu $\sigma_v \approx 27,5\text{MPa}$. Dem Verzerrungs-Zeit-Diagramm ist zu entnehmen, dass die schädigungsinduzierten Verzerrungen ε_x^d und ε_y^d eine zunehmende Dehnung ausweisen bei gleichzeitig zunehmender Stauchung in z -Richtung. Es ist darauf hinzuweisen, dass die berechnete schädigungsinduzierte Verzerrung ε_x^d aufgrund der geringeren Stützwirkung in x -Richtung mit $\sigma_x = 2\text{MPa}$ et-

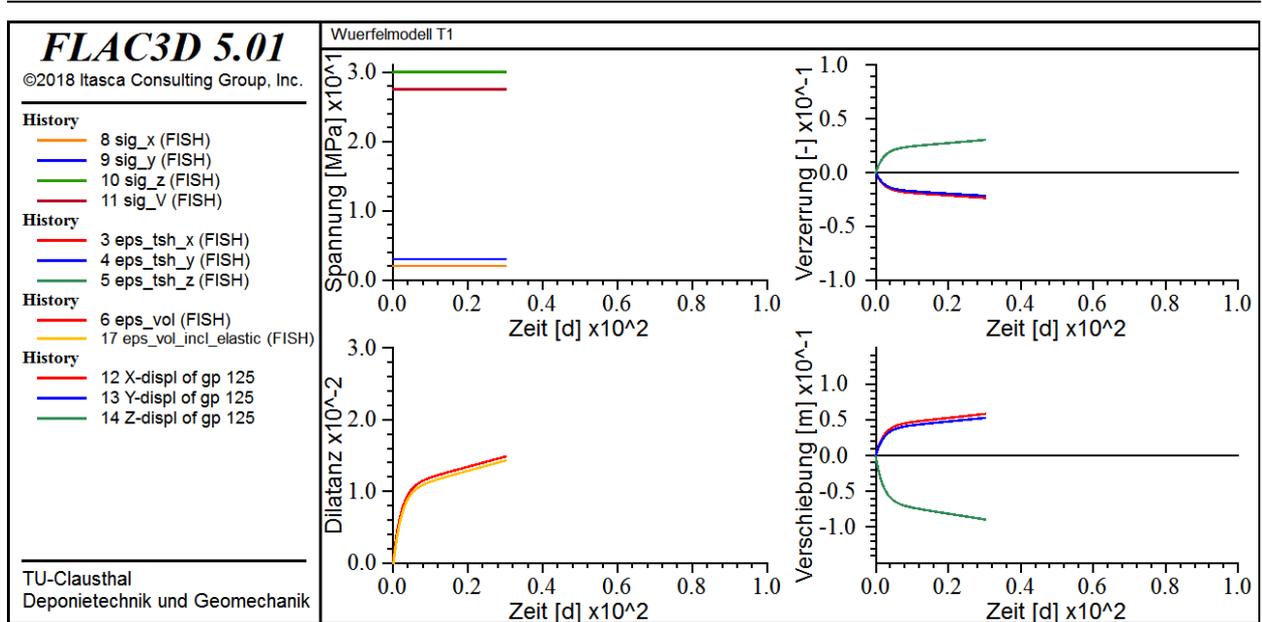


Bild 6.3: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T1

was größer ist als die berechnete schädigungsinduzierte Verzerrung ε_y^d , die sich gegen die etwas höheren Stützwirkung in y -Richtung von $\sigma_y = 3 \text{ MPa}$ entwickelt hat. Die Zunahme der Dilatanz bis zu einem Endwert von $\varepsilon_{vol} \approx 1,6 \%$ nach 30-tägiger Schädigungsphase ist ein weiterer Beleg dafür, dass der Belastungszustand oberhalb der Dilatanzfestigkeit liegt, da insgesamt eine nicht volumentreue dilatante Verformung des Prüfkörpers resultiert, d.h. unter diesen Beanspruchungsbedingungen wären tatsächlich Schädigungsprozesse im Gesteinsgefüge zu erwarten, die in Form von Gefügauflockerungen bzw. Rissbildungen auftreten würden.

Bild 6.4 zeigt die Ergebnisse der Simulationsvariation T2, bei der in der 30-tägigen Schädigungsphase mit $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$ eine gegenüber der Simulationsvariation T1 erhöhte Druckspannung in y -Richtung angesetzt wurde. Die Vergleichsspannung nach von Mises ergibt sich somit nunmehr zu $\sigma_v \approx 25,2 \text{ MPa}$. Aus Bild 6.4 ist zu ersehen, dass die geringere Vergleichsspannung erwartungsgemäß zu einer geringeren maximalen Dilatanz von $\varepsilon_{vol} \approx 0,7 \%$ am Ende der Schädigungsphase führt. Es zeigt sich zudem, dass die schädigungsinduzierte Verzerrung ε_y^d aufgrund der höheren Stützwirkung in y -Richtung mit $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$ nunmehr eine deutlich geringere Dehnung ausweist als die schädigungsinduzierte Verzerrung ε_x^d . Der beobachtete Knotenpunkt Nr. 125 bewegt sich daher nur noch geringfügig in y -Richtung. Die unterschiedlich starken schädigungsinduzierten Verzerrungen in den x - und y -Richtung belegen anschaulich die im Stoffmodell

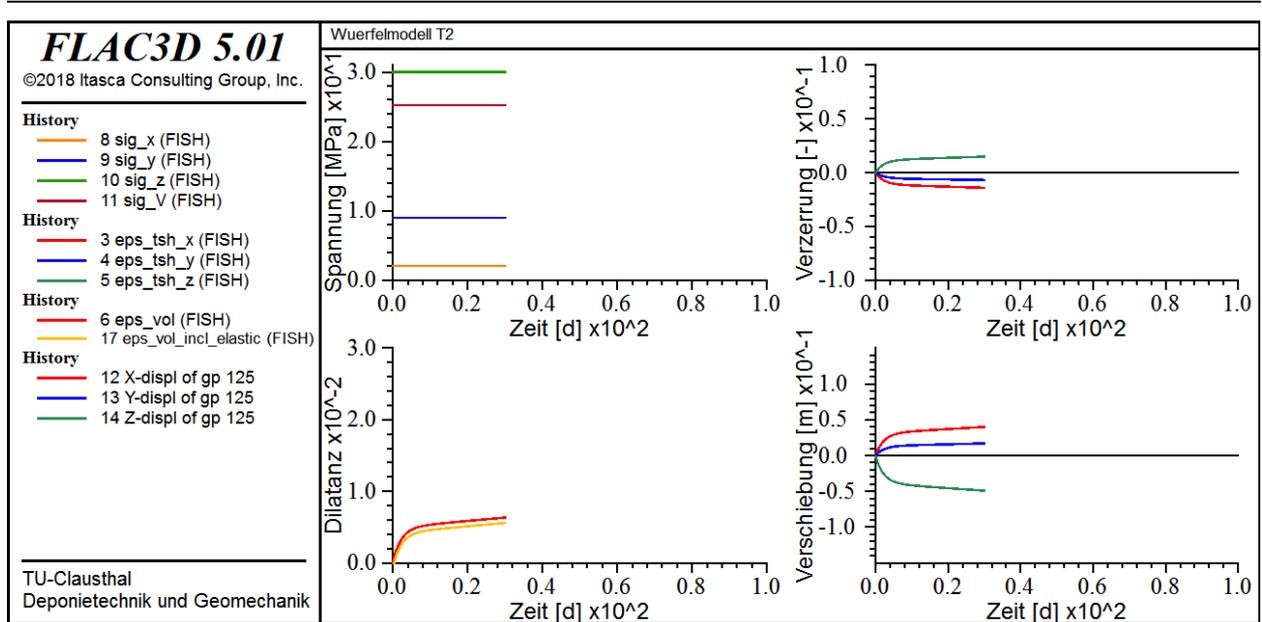


Bild 6.4: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T2

Lux/Wolters/Lerche implementierte Abhängigkeit der Schädigungsentwicklung von der vorliegenden Spannungsgeometrie.

Bild 6.5 zeigt die Ergebnisse der Simulationsvariation T3, bei der in der 30-tägigen Schädigungsphase mit $\sigma_y = 29 \text{ MPa}$ eine gegenüber den Simulationsvariationen T1 und T2 nochmals erhöhte Druckspannung in y -Richtung angesetzt wurde. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* ergibt sich somit in dieser Simulationsvariation ebenso wie in der Simulationsvariation T1 zu $\sigma_v \approx 27,5 \text{ MPa}$. Bei der Simulationsvariation ergibt sich allerdings unter der vorgegebenen Belastungsrandbedingung ein Spannungszustand, der nahezu einer TE-Belastung entspricht. Der geänderte Spannungszustand führt nunmehr dazu, dass sich in y -Richtung keine schädigungsinduzierte Dehnung mehr einstellt, sondern eine schädigungsinduzierte Stauchung. Die schädigungsinduzierte Dilatanz ist in der Simulationsvariation T3 mit $\varepsilon_{vol} \approx 1,3 \%$ überraschenderweise kleiner als in der Simulationsvariation T1, was aufgrund einer unter deviatorischer TE-Beanspruchung üblicherweise kleineren Dilatanzfestigkeit als unter deviatorischer TC-Beanspruchung als nicht korrekt modelliert eingestuft wurde. Aufgrund dieses Simulationsergebnisses wurde im Rahmen der Weiterentwicklung des Stoffmodells im Verbundprojekt WEIMOS die Berücksichtigung des *Lode*-Winkels bei der Gefügeschädigung überarbeitet, so dass in der zum Ende der Projektlaufzeit verfügbaren Stoffmodell-Version nunmehr der Einfluss der Spannungsgeometrie auf die Schädigungsentwicklung im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* auch unter TE-Bedingungen plausibel abgebildet wird.

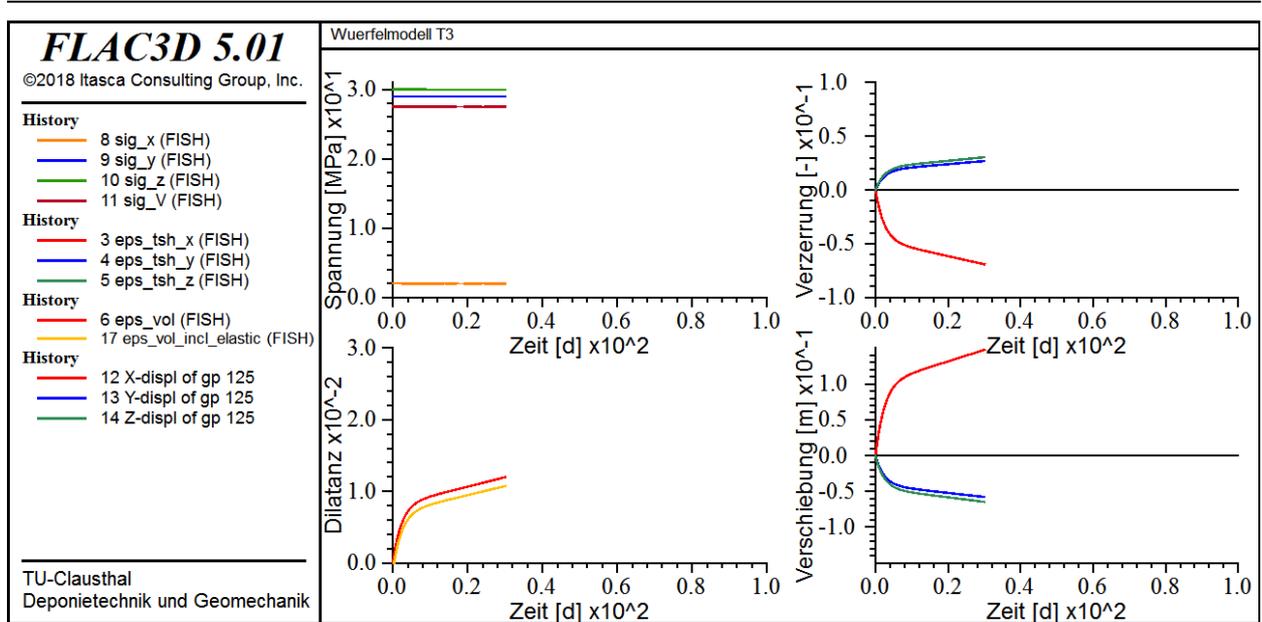


Bild 6.5: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T3

In den weiteren Simulationsvariationen T4 bis T11 wird zusätzlich zu der Schädigungsphase auch eine anschließende Schädigungsrückbildungsphase bzw. Verheilungsphase simuliert, um den Einfluss der Spannungsgeometrie auf den Verheilungsprozess zu visualisieren.

In der Simulationsvariation T4 wird das Würfelmodell zunächst unter einer TC-Beanspruchung von $\sigma_x = \sigma_y = 2 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30 \text{ MPa}$ für einen Zeitraum von 30 Tagen geschädigt. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* ergibt sich somit in Zeitraum zu $\sigma_v = 28 \text{ MPa}$. Die schädigungsinduzierte Dilatanz beträgt in der Simulationsvariation am Ende der Schädigungsphase entsprechend Bild 6.6 etwa $\varepsilon_{vol} \approx 1,8 \%$. Im Anschluss an die 30-tägige Schädigungsphase sind die Horizontalspannungen auf $\sigma_x = \sigma_y = 20 \text{ MPa}$ angehoben und daraus resultierend die Vergleichsspannung nach *von Mises* auf $\sigma_v = 10 \text{ MPa}$ abgesenkt worden. Aus Bild 6.6 ist zu ersehen, dass sich in die Dilatanz in der folgenden 70-tägigen Verheilungsphase kontinuierlich zurückbildet bis zu $\varepsilon_{vol} \approx 0,9 \%$ am Ende der Simulationszeit. Auch die schädigungsinduzierten horizontalen Dehnungen bilden sich in der Verheilungsphase langsam zurück. Physikalisch liegt diesem Prozess nach *Eberth (2008)* die Vorstellung zugrunde, dass sich die vornehmlich vertikal gerichteten Risse nach Erhöhung der Horizontalspannungen aufgrund der erhöhten, orthogonal zu den Rissflächen wirkenden Spannungen schließen. Erstaunlicherweise bilden sich auch die aus der Schädigungsphase resultierenden horizontalen Verschiebungen des Knotenpunktes Nr. 125 in der Verheilungsphase allmählich zurück, da die berechnete verheilungsinduzierte, horizontal gerichtete Kompak-

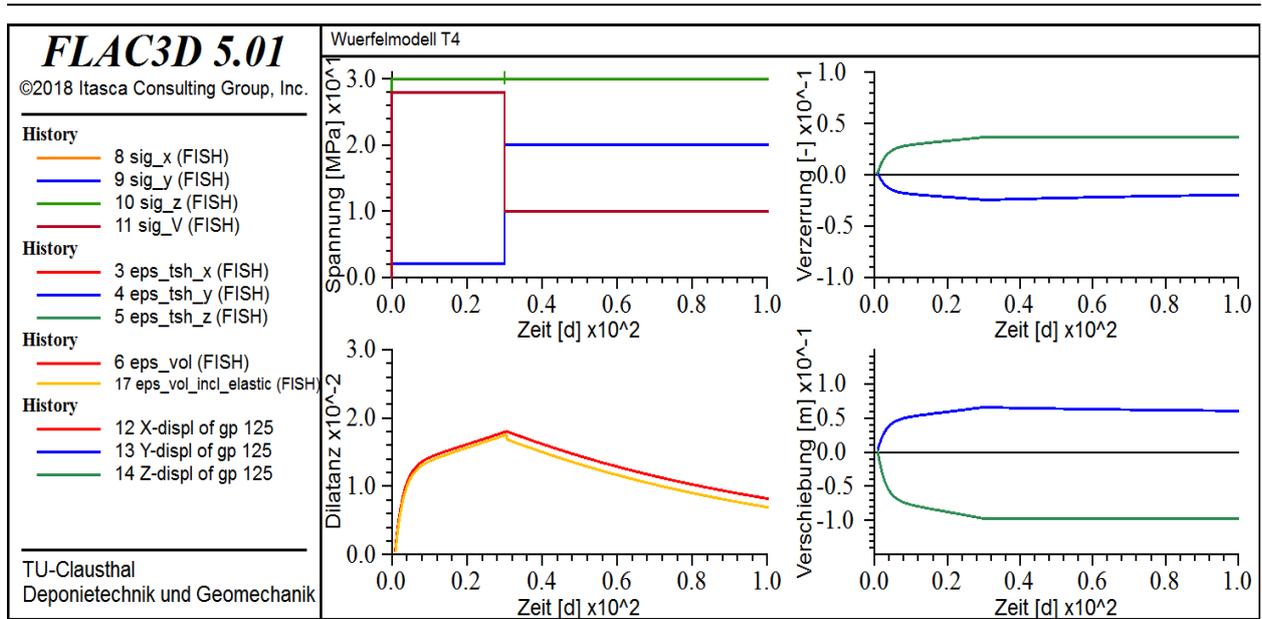


Bild 6.6: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T4

tionsverzerrungsrate größer ist als die weiterhin unter TC-Beanspruchung resultierende, horizontal gerichtete *Maxwell*-Dehnungsrate.

Bei der Simulationsvariation T5 ist die Schädigungsphase identisch zu der Schädigungsphase bei der Simulationsvariation T4. Am Ende der Schädigungsphase wird allerdings die Horizontalspannung in x -Richtung lediglich auf $\sigma_x = 10 \text{ MPa}$ angehoben, während die Horizontalspannung in y -Richtung weiterhin auf $\sigma_y = 20 \text{ MPa}$ angehoben wird. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* beträgt somit in der Verheilungsphase etwa $\sigma_v \approx 17,3 \text{ MPa}$. Aus Bild 6.7 ist zu ersehen, dass der Verbleib der Vergleichsspannung nach *von Mises* auf diesem im Vergleich zur Simulationsvariation T4 höheren Niveau zu einer geringeren Rückbildung der Dilatanz bis lediglich auf etwa $\varepsilon_{vol} \approx 1,1 \%$ führt. Es wird auch eine geringfügig geringere Rückbildung der schädigungsinduzierten Dehnung in x -Richtung ausgewiesen als in y -Richtung, was auf die geringer Horizontalspannung von $\sigma_x = 10 \text{ MPa}$ im Vergleich zu $\sigma_y = 20 \text{ MPa}$ in der Verheilungsphase zurückzuführen ist. Es wird somit deutlich, dass die Funktionalität der spannungsgeometrieabhängigen Schädigung und Schädigungsrückbildung auch bei dreiaxialen Beanspruchungsbedingungen mit deutlich unterschiedlichen Spannungskomponenten gewährleistet ist.

Auch bei der Simulationsvariation T6 ist die Schädigungsphase identisch zu der Schädigungsphase bei der Simulationsvariation T4. Am Ende der Schädigungsphase wird allerdings nur noch die Horizontalspannung in y -Richtung auf $\sigma_y = 20 \text{ MPa}$, die Horizontalspannung in x -Richtung bei

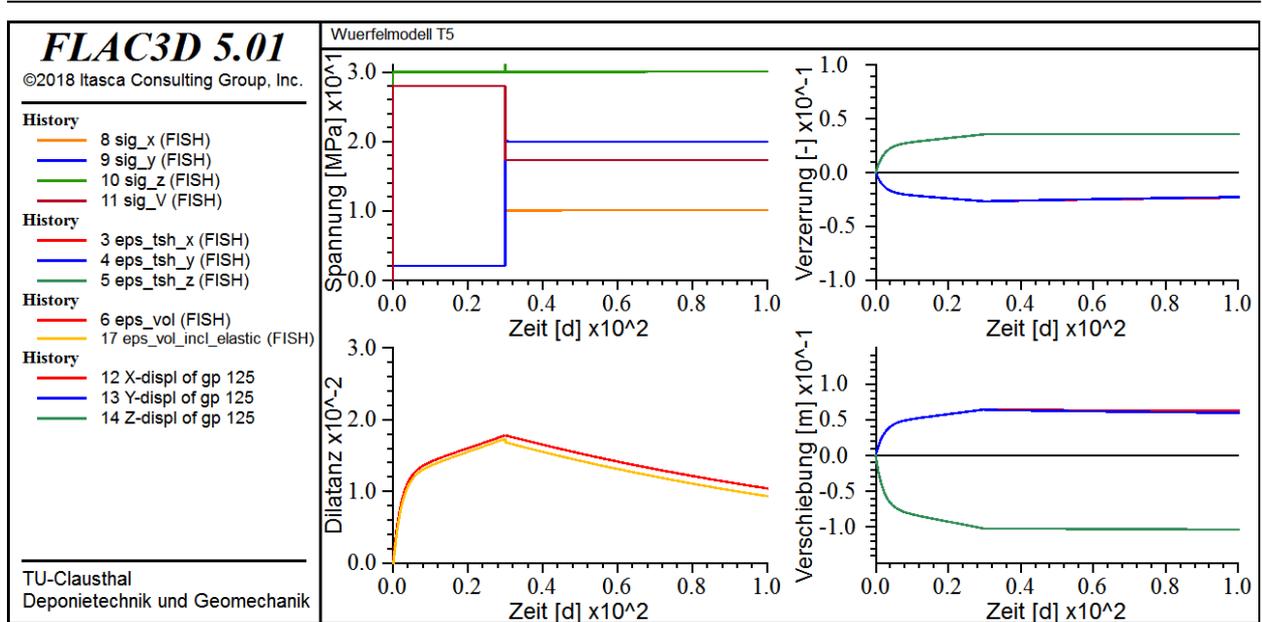


Bild 6.7: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T5

$\sigma_x = 2 \text{ MPa}$ verbleibt, d.h. die Vergleichsspannung nach von Mises beträgt $\sigma_v \approx 25,6 \text{ MPa}$. Aus Bild 6.8 ist zu ersehen, dass unter diesen Beanspruchungsbedingungen auch in der Verheilungsphase ein Zuwachs der schädigungsinduzierten Dehnung in x -Richtung ausgewiesen wird, während es in y -Richtung zu einer verheilungsinduzierten Reduzierung der schädigungsinduzierten Dehnung kommt. Es können im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* also unter Berücksichtigung der Spannungsgeometrie sowie der Rissgeometrie gleichzeitig Schädigungs- und Verheilungsprozesse

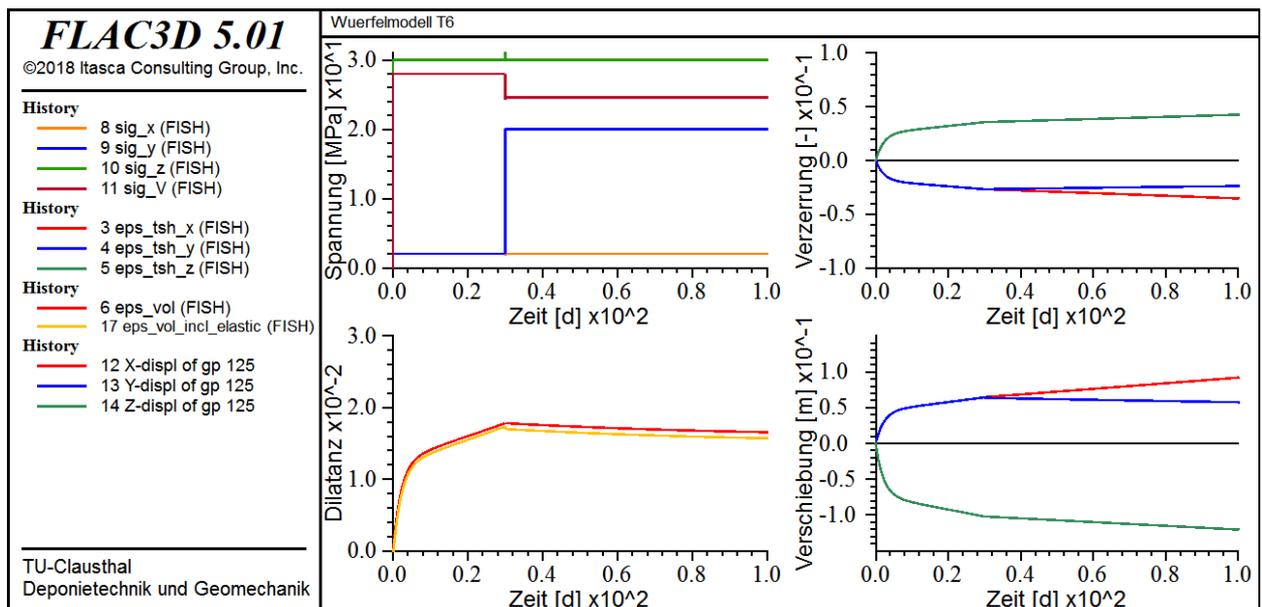


Bild 6.8: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T6

auftreten. Da die verheilungsinduzierte Verzerrungsrate in y -Richtung etwas größer ist als die schädigungsinduzierte Verzerrungsrate in x -Richtung, ergibt sich für die Verheilungsphase in toto eine leichte Rückbildung der Dilatanz bis auf etwa $\varepsilon_{vol} \approx 1,6\%$ am Ende des Simulationszeitraums.

In der Simulationsvariation T7 wird für die Schädigungsphase ein dreiaxialer Spannungszustand identisch zur Simulationsvariation T2 angesetzt, d.h. mit $\sigma_x = 2\text{ MPa}$, $\sigma_y = 9\text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30\text{ MPa}$. In der Verheilungsphase wird ein TC-Beanspruchungszustand identisch zur Simulationsvariation T4, d.h. mit $\sigma_x = \sigma_y = 20\text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30\text{ MPa}$. Aus der zugehörigen Ergebnisdarstellung in Bild 6.9 ist zu ersehen, dass verheilungsinduzierte Dilatanzrückbildungsrate in der Simulationsvariation T7 deutlich geringer ist als in der Simulationsvariation T4. Dieser Sachverhalt ist darauf zurückzuführen, dass die Dilatanzrückbildungsrate selbst abhängig ist von der Dilatanz, d.h. eine kleinere Dilatanz bildet sich bei gleicher Beanspruchungssituation langsamer zurück als eine höhere Dilatanz basierend auf der Annahme, dass die gegenüberliegenden Rissflächen eines Risses nicht perfekt glatt sind und bei geringeren Dilatanzen bereits an einigen lokalen Punkten Kontakt haben können, was eine weitere Reduzierung der Rissöffnungsweite erschwert. Aus Bild 6.9 ist zudem mit der gleichen Begründung zu ersehen, dass die Rückbildung der schädigungsinduzierten Dehnung in x -Richtung geringfügig schneller erfolgt als die Rückbildung der schädigungsinduzierten Dehnung in y -Richtung.

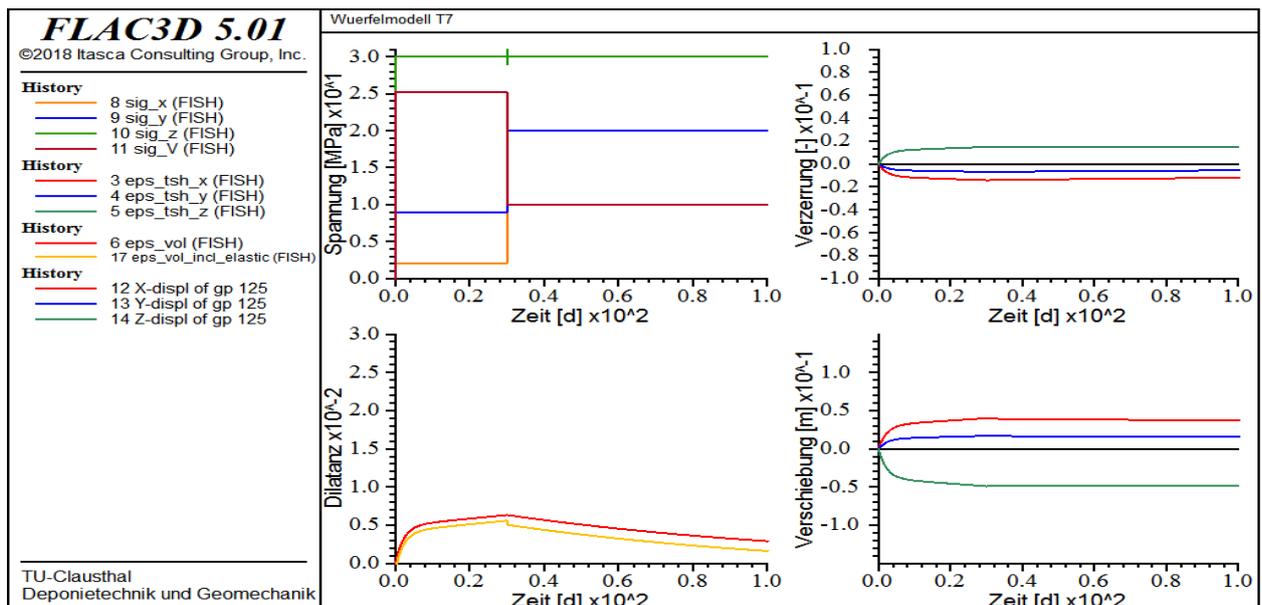


Bild 6.9: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T7

Die in Bild 6.10 für die Simulationsvariation T8 dargestellten Berechnungsergebnisse zeigen im Grundsatz ein ähnliches Verhalten wie die Berechnungsergebnisse der Simulationsvariation T7. Da allerdings in der Simulationsvariation T8 analog zur Simulationsvariation T3 in der Schädigungsphase eine Beanspruchung von $\sigma_x = 2 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 29 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30 \text{ MPa}$ angesetzt worden ist, die lediglich zu einer schädigungsinduzierten Dehnung in x -Richtung führt, ergeben sich in der Verheilungsphase auch nur in dieser Richtung verheilungsinduzierte Rückbildungen dieser schädigungsinduzierten Dehnung.

Die zeitliche Entwicklung der Belastung in der Simulationsvariation T9 ist angelehnt an die Belastungsentwicklung bei dem in Abschnitt 4.5 vorgestellten Versuchstyp 2, bei dem es drei Versuchsphasen mit einer über die gesamte Versuchsdauer konstanten Vergleichsspannung nach *von Mises* gibt. In der 30-tägigen ersten Versuchsphase werden die Spannungsrandbedingungen in der Simulationsvariation T11 mit $\sigma_x = \sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 48 \text{ MPa}$ so gewählt, dass die deviatorische Belastung unterhalb der Dilatanzfestigkeit liegt und somit eine schädigungsfreie Kriechphase resultiert. In der zweiten Versuchsphase, die ebenfalls 30 Tage andauert, werden die Spannungsrandbedingungen zu $\sigma_x = \sigma_y = 2 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30 \text{ MPa}$ geändert, d.h. die deviatorische Beanspruchung liegt damit oberhalb der Dilatanzfestigkeit und eine allmähliche Gefügeschädigung wird induziert. In der 40-tägigen dritten Versuchsphase werden die Spannungsrandbedingungen wieder zurück zu $\sigma_x = \sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 48 \text{ MPa}$ geändert, so dass eine allmähliche

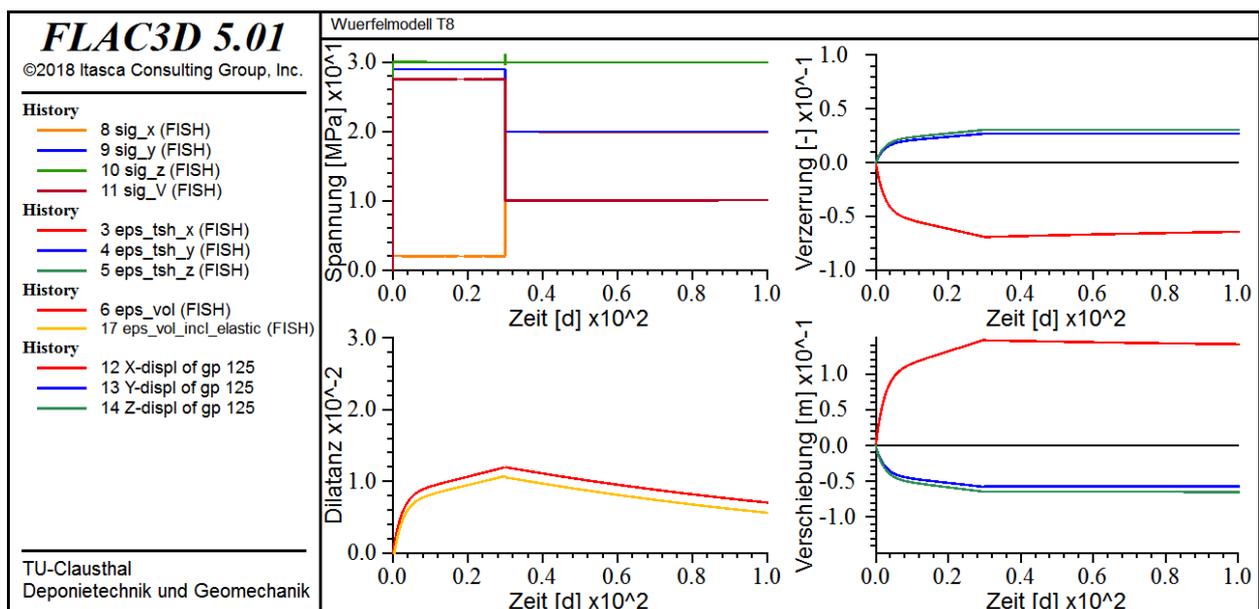


Bild 6.10: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T8

Schädigungsrückbildung resultiert. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* beträgt während aller drei Versuchsphasen $\sigma_v = 28 \text{ MPa}$. Die Belastungsgeschichte entspricht damit auch den Versuchsrandbedingungen beim Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 765.

Eine vergleichende Betrachtung der in Bild 6.11 für die Simulationsvariation T9 dargestellten Dilatanzentwicklung während der zweiten Versuchsphase (= Schädigungsphase) mit der in Bild 6.6 für die Simulationsvariation T4 dargestellten Dilatanzentwicklung während der ersten Versuchsphase (= Schädigungsphase) ergibt, dass die Dilatanzentwicklung in diesen beiden Schädigungsphasen trotz gleicher deviatorischer Beanspruchung über jeweils 30 Tage nicht gleich und noch nicht einmal ähnlich ist. Vielmehr ergibt sich in der Simulationsvariation T9 nach 30-tägiger Schädigung mit $\varepsilon_{vol} \approx 0,5 \%$ eine erheblich geringere Dilatanz als Simulationsvariation T4 mit $\varepsilon_{vol} \approx 1,8 \%$ nach 30-tägiger Schädigung. Dieser deutliche Unterschied bei der Dilatanzentwicklung lässt sich auf die im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* angenommene Kopplung der Schädigungs- und Kriechprozesse über die Stoffmodellgröße η_v zurückführen. Diese Kopplung bewirkt, dass die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung dann besonders intensiv erfolgen, wenn auch das transiente Kriechen noch besonders ausgeprägt ist. Je stärker das transiente Kriechen bereits abgeklungen ist, desto weniger intensiv fällt die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung. Unter diesem Blickwinkel unterscheiden sich die Schädigungsphasen in den Simulationsvariationen T4 und T9, da bei der Simulationsvariation T4 der Schädigungsprozess direkt zu Beginn der Simulation

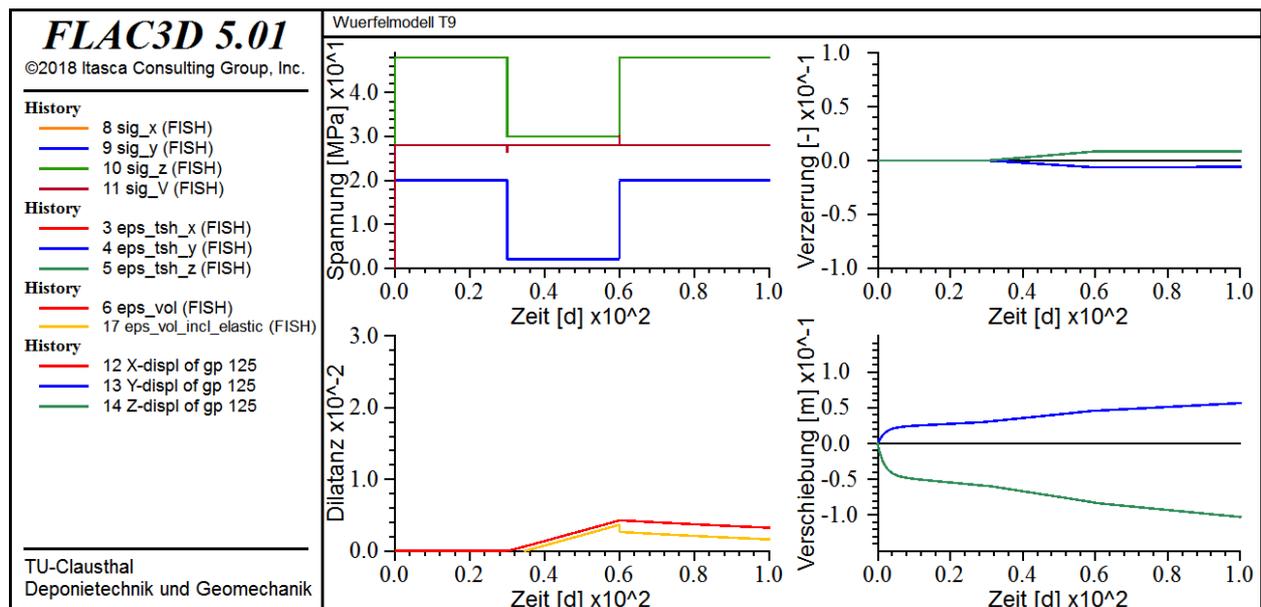


Bild 6.11: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T9

mit einem anfänglich noch hohen transienten Kriechpotential angesetzt wird, während bei der Simulationsvariation T9 der Schädigungsprozess erst im Anschluss an eine 30-tägige schädigungsfreie Kriechphase einsetzt, an deren Ende das transiente Kriechpotential für die Vergleichsspannung nach *von Mises* von $\sigma_v = 28 \text{ MPa}$ bereits nahezu vollständig abgebaut worden ist. Aus diesem Grund erfolgt die Dilatanzentwicklung in der Simulationsvariation T9 auch eher linear mit einer konstanten Rate, während die Dilatanzentwicklung in der Simulationsvariation T4 mit einer im Lauf der 30-tägigen Schädigungsphase abnehmenden Rate erfolgt. Die in der Simulationsvariation T9 ausgewiesene Dilatanzentwicklung ist tendenziell ähnlich auch in der Versuchsdaten des durchgeführten Verheilungsversuchs mit der Versuchsnummer 765 zu ersehen.

In den Simulationsvariationen T10 und T11 ist die Schädigungsphase wieder identisch zu den Schädigungsphasen in den Simulationsvariationen T4, T5 und T6. Die Verheilung erfolgt in der Simulationsvariation T10 unter einer TE-Beanspruchung von $\sigma_x = \sigma_y = 30 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 29 \text{ MPa}$ und damit unter einer annähernd isotropen Beanspruchung, in der Simulationsvariation T11 dagegen unter einer tatsächlich isotropen Beanspruchung von $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 30 \text{ MPa}$. Die Spannungszustände in der Verheilungsphase sind demnach relativ ähnlich. Aus diesem Grund unterscheiden sich auch die für die beiden Simulationsvariationen in Bild 6.12 und Bild 6.13 dargestellten Berechnungsergebnisse nur marginal.

Zusammenfassend konnte mit dieser Funktionsstudie gezeigt werden, dass das Stoffmodell

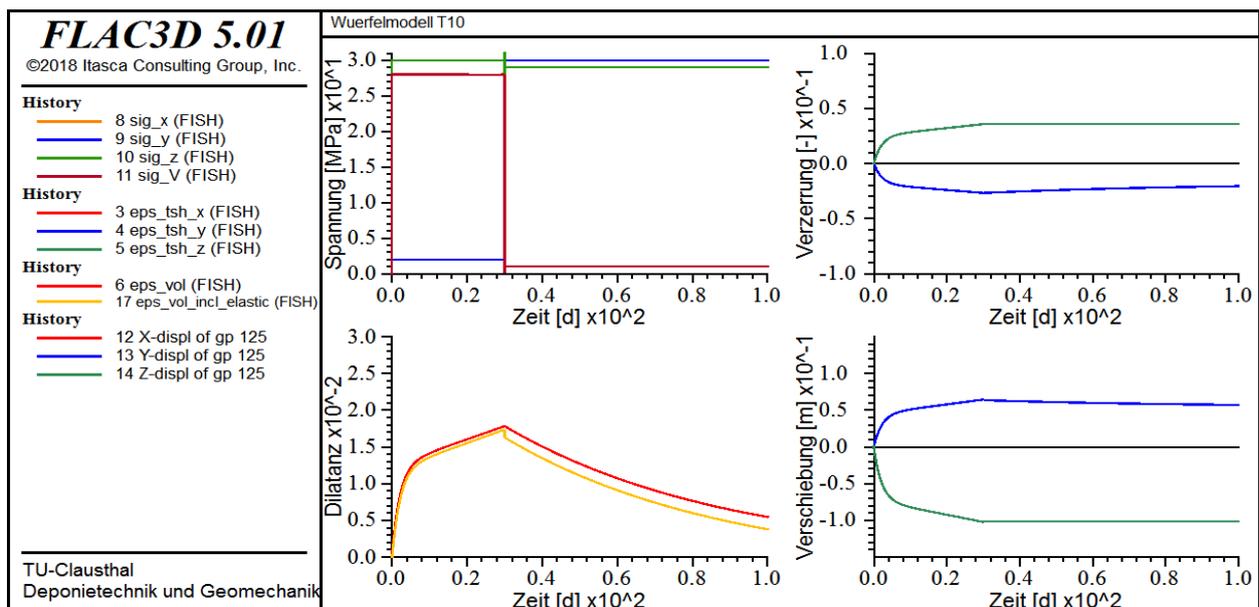


Bild 6.12: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T10

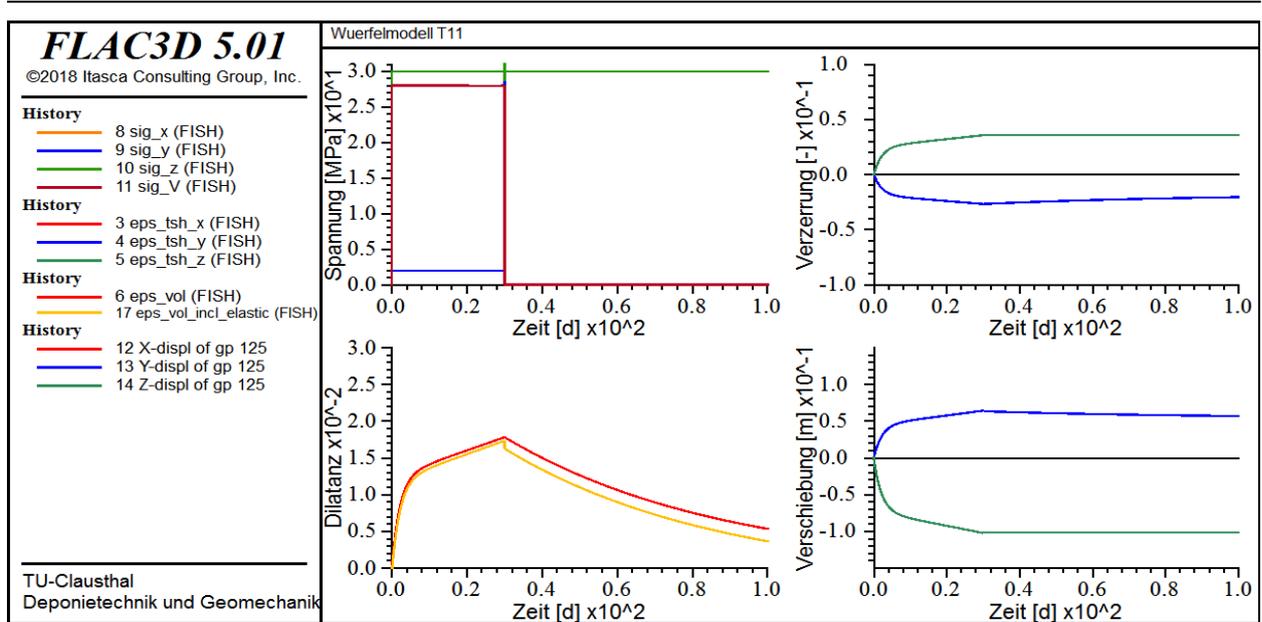


Bild 6.13: Zeitliche Entwicklung des Spannungszustandes, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Deformation in der Simulationsvariation T11

Lux/Wolters/Lerche die Abhängigkeiten von der Spannungsgeometrie Schädigungs- und Dilatanzentwicklung wie auch zusätzlich von der Rissgeometrie in der Schädigungsrückbildungsentwicklung bei dreidimensionalen Spannungszuständen zwar stilisiert, aber mechanisch plausibel und der zugrunde gelegten physikalischen Modellvorstellung entsprechend abbildet.

6.3 Funktionsstudie zum Einfluss der Berücksichtigung von Stahldruckstücken bei der retrospektiven Analyse von laborativen Untersuchungen zum Schädigungs- und Verheilungsverhalten von Steinsalz

In der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie werden die im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS an Prüfkörpern der Lokation Asse laborativ durchgeführten Verheilungsversuche mit den Versuchsnummern 466 und 482 mit Hilfe der Simulationssoftware FLAC^{3D} 5.01 und einer darin seinerzeit implementierten Vorversion des in Abschnitt 2 beschriebenen Stoffmodells Lux/Wolters/Lerche einer retrospektiven Analyse unterzogen. Ziel dieser Funktionsstudie ist die systematische Untersuchung des Einflusses einer simulationstechnischen Berücksichtigung bzw. Vernachlässigung der Stahldruckstücke, die bei der laborativen Untersuchung der Prüfkörper in den triaxialen Prüfanlagen an beiden Stirnflächen der Prüfkörper platziert sind und die Kräfte aus dem Axialdruckkolben in die Prüfkörper übertragen.

Die in Bild 4.9 bzw. in Bild 4.37 dargestellten Fotos der Prüfkörper zeigen nach Ende des jeweiligen Laborversuchs eine leichte Ausbauchung der Prüfkörper mit einem maximalen Prüfkörper-

durchmesser etwa auf halber Prüfkörperhöhe. Ursache für diese Art der geometrischen Prüfkörperverformung ist die Existenz einer sogenannten behinderten Querdehnung der Prüfkörper an den jeweiligen Kontaktflächen zwischen Prüfkörper und Stahldruckstück, die auf Reibungseffekte an den Kontaktflächen zurückzuführen sind. Dabei führen sowohl größere axiale Druckkräfte (normal gerichtet zu den Stirnflächen des Prüfkörpers) wie auch größere Reibungswiderstände (Reibungsbeiwert) in den Kontaktflächen zu einer größeren Reibungskraft in paralleler Richtung zu den Endflächen. Aus diesen lateralen Reibungskräften resultiert eine geringere Radialverformung in den Prüfkörperendbereichen als auf halber Prüfkörperhöhe, wo dieser zusätzliche reibungsinduzierte Beanspruchungszustand nicht ansteht. Die unterschiedliche Ausprägung der Radialverformung über die Prüfkörperhöhe resultiert daher aus einer unvermeidlich inhomogenen Spannungsverteilung im Prüfkörper. Während in Prüfkörpermitte eine Spannungsverteilung entsprechend der äußeren Belastung vorliegt, wird in den Prüfkörperendbereichen aufgrund des Reibungseinflusses eine davon abweichende Spannungsverteilung wirksam.

Zur systematischen Untersuchung des Einflusses der Stahldruckstücke auf die Prüfkörperdeformationen wie auch auf die Entwicklung der Dilatanz sind im Rahmen der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie die beiden Verheilungsversuche mit den Versuchsnummern 466 und 482 sowohl einerseits mit wie auch andererseits ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke im Berechnungsmodell numerisch simuliert worden. Bild 6.14 zeigt die für die im vorliegenden Abschnitt betrachtete Funktionsstudie diskretisierten Berechnungsmodelle. Die Prüfkörper sind aufgrund der vorhandenen Rotationssymmetrie als Sektormodelle mit einem Winkel von $11,25^\circ$ in Umfangsrichtung diskretisiert worden. Die Prüfkörperhöhe beträgt $h = 300 \text{ mm}$ und der Prüfkörperdurchmesser beträgt $d = 150 \text{ mm}$. Das links dargestellte Berechnungsmodell besteht ausschließlich aus Steinsalz ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke (= Druckplatten), so dass die Lastaufbringung an der oberen Modellkante und die vertikale Unverschieblichkeitsrandbedingung an der unteren Modellkante jeweils direkt an der Oberfläche des Steinsalzprüfkörpers erfolgen bzw. angeordnet sind. Beim rechts dargestellten Berechnungsmodell sind zusätzlich oben und unten Berechnungszonen zur Berücksichtigung der Stahldruckstücke angeordnet und diskretisiert worden. Die vertikale Unverschieblichkeitsrandbedingung ist im rechten Berechnungsmodell an der Unterseite des unteren Stahldruckstücks angeordnet, die vertikale Lastaufbringung erfolgt an der Oberseite des oberen Stahldruckstücks. Die lateral gerichtete Beanspruchung durch den Manteldruck wird bei beiden Berechnungsmodellen radial auf die Mantelfläche des jeweiligen Steinsalzprüfkörpers aufgebracht. Weitere symmetriebedingte Unverschieblichkeitsrandbedingungen sind entlang der Rotationsachse sowie normal zu den Planflächen in Umfangsrichtung an-

FLAC3D 5.01

©2014 Itasca Consulting Group, Inc.

Zone

Colorby: Group Any

 Stahl
 Steinsalz

Applied force

Maximum: 0.000136039

Scale: 250

Gravitational contribution is off

ColorScale of Property Dilatanz

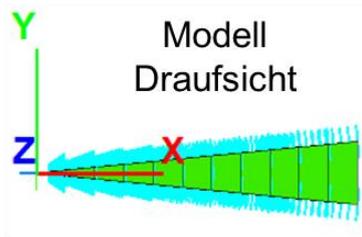
 0.0000E+00

GP Fixity

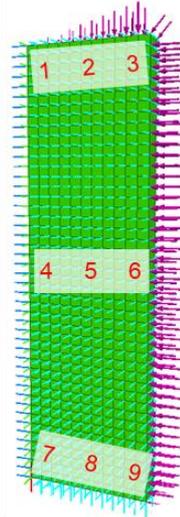
Color Index:

 localcolor
 xcolor
 ycolor
 zcolor

Scale: 0.01



Berechnungsmodell
ohne Druckplatten



Berechnungsmodell
mit Druckplatten

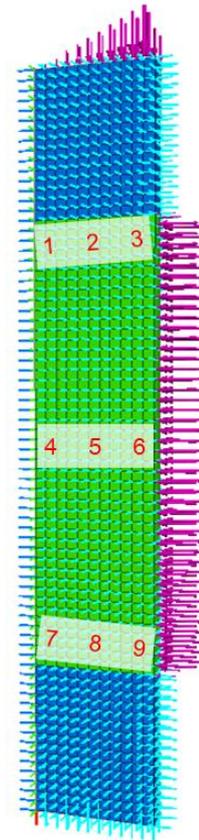


Bild 6.14: Prüfkörperberechnungsmodelle mit und ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke geordnet. Des Weiteren sind aus Bild 6.14 die Positionen der für die Darstellung der zeitlichen Dilatanzentwicklung neun ausgewählten Beobachtungspunkte zu ersehen.

Bild 6.15 zeigt die für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 erhaltenen Simulationsergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte in der Simulationsvariante ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke. Es ist zu ersehen, dass die einzelnen Dilatanzkurven erwartungsgemäß nahezu identisch verlaufen – ein Hinweis auf eine homogene Dilatanzverteilung im Prüfkörper resultierend aus der homogenen Spannungsverteilung im Prüfkörper. Während der etwa 11-tägigen Schädigungsphase mit einer Beanspruchungsrandbedingung von $\sigma_r = 2 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30 \text{ MPa}$ kommt es in allen neun Beobachtungspunkten zunächst zu einem gleichmäßigen Anstieg der Dilatanz, in der folgenden Ver-

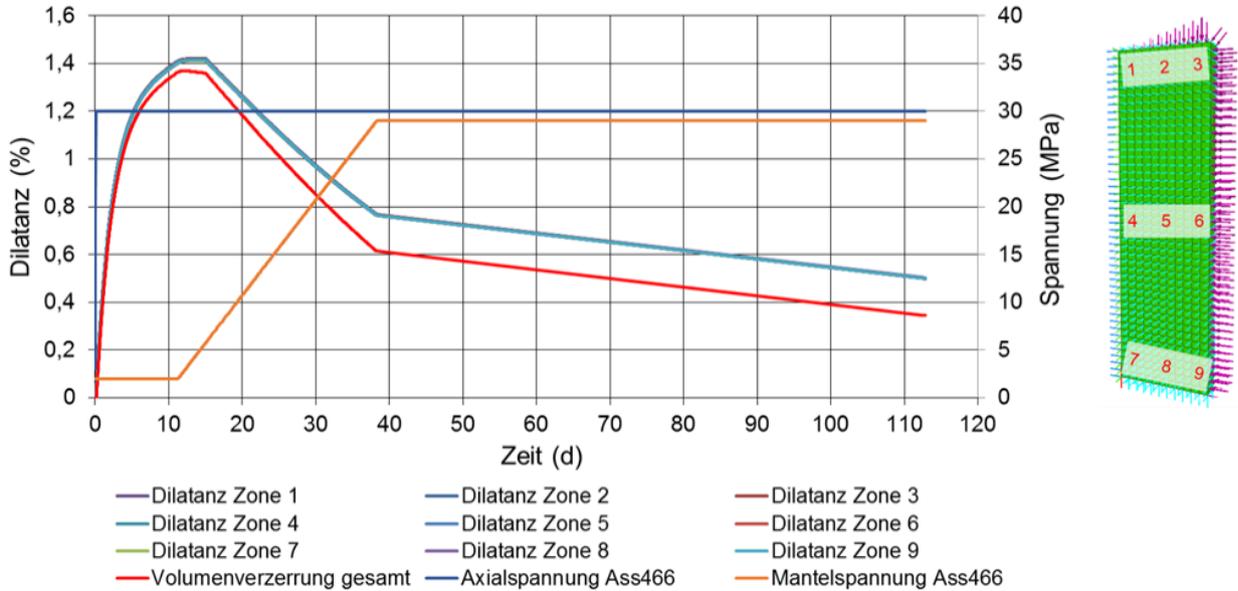


Bild 6.15: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 in der Simulationsvariante ohne Berücksichtigung der Stahl Druckstücke

heilungsphase dann zu einer ebenfalls gleichmäßigen Dilatanzrückbildung, und zwar zuerst relativ intensiv während der allmählichen Anhebung des Manteldrucks bis auf $\sigma_r = 29 \text{ MPa}$ über einen Zeitraum von etwa 27 Tagen und anschließend weniger intensiv bei dann konstanten Spannungsrandbedingungen in den folgenden etwa 75 Tagen. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass die Dilatanzrückbildung in der numerischen Simulation nicht unmittelbar mit der einsetzenden Manteldruckerhöhung beginnt, sondern erst einige Tage später nach der Unterschreitung der Verheilungsgrenze. Aus den in Bild 4.13 dargestellten laborativen Messdaten dieses Verheilungsversuchs zeigt sich allerdings, dass die Dilatanzrückbildung im Labor bei diesem Versuch nahezu zeitgleich mit der einsetzenden Manteldruckerhöhung beginnt, obwohl der deviatorische Spannungszustand zu diesem Zeitpunkt noch oberhalb der Dilatanzfestigkeit liegt. Auf Basis der bei dieser Simulationsvariation erarbeiteten Erkenntnisse ist Verheilungsansatz und insbesondere die Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* im Verlauf der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS in mehreren Teilschritten weiterentwickelt worden bis hin zu der in Abschnitt 2 beschriebenen Version des Verheilungsansatzes. Da allerdings nicht alle Verheilungsversuche unmittelbar mit der einsetzenden Erhöhung des Manteldrucks auch eine Dilatanzrückbildung gezeigt haben, kann die Frage zur Existenz einer Verheilungsgrenze auch zum Ende des Verbundprojektes WEIMOS leider noch nicht eindeutig beantwortet werden.

Die in Bild 6.15 dargestellte Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers beinhaltet neben der Dilatanz ε_{vol} auch zusätzlich die elastische Volumenverzerrung, die sich im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* infolge von Belastungsänderungen analog zum *Hookeschen* Stoffmodell ergibt. Die Volumenverzerrung liegt insgesamt unterhalb der Dilatanzkurven, da aus der äußeren Belastung des Prüfkörpers während der gesamten Simulationszeit eine elastische Kompaktion des Prüfkörpers resultiert. Der Differenzbetrag zwischen der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers und den Dilatanzkurven entspricht somit der Größe der elastischen volumetrischen Verformung.

Bild 6.16 zeigt die für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 berechneten Prüfkörperverzerrungen in axialer und radialer Richtung in Abhängigkeit von der Zeit. Beide Verzerrungen sind in Bild 6.16 als Beträge positiv ausgewiesen. Aus Bild 6.16 ergibt sich eine berechnete axiale Stauchung des Prüfkörpers von etwa $\varepsilon_{axial} \approx 8,5\%$ sowie eine berechnete radiale Dehnung des Prüfkörpers von maximal etwa $\varepsilon_{radial} \approx 5,2\%$, die dann in der Verheilungsphase leicht zurückgeht bis auf etwa $\varepsilon_{radial} \approx 5,1\%$.

Die Simulationsergebnisse zum Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 482 in der Simulationsvariante ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke zeigt Bild 6.17. Aus dieser Darstellung ist zu ersehen, dass die berechneten Dilatanzkurven in den verschiedenen Beobachtungspunkten

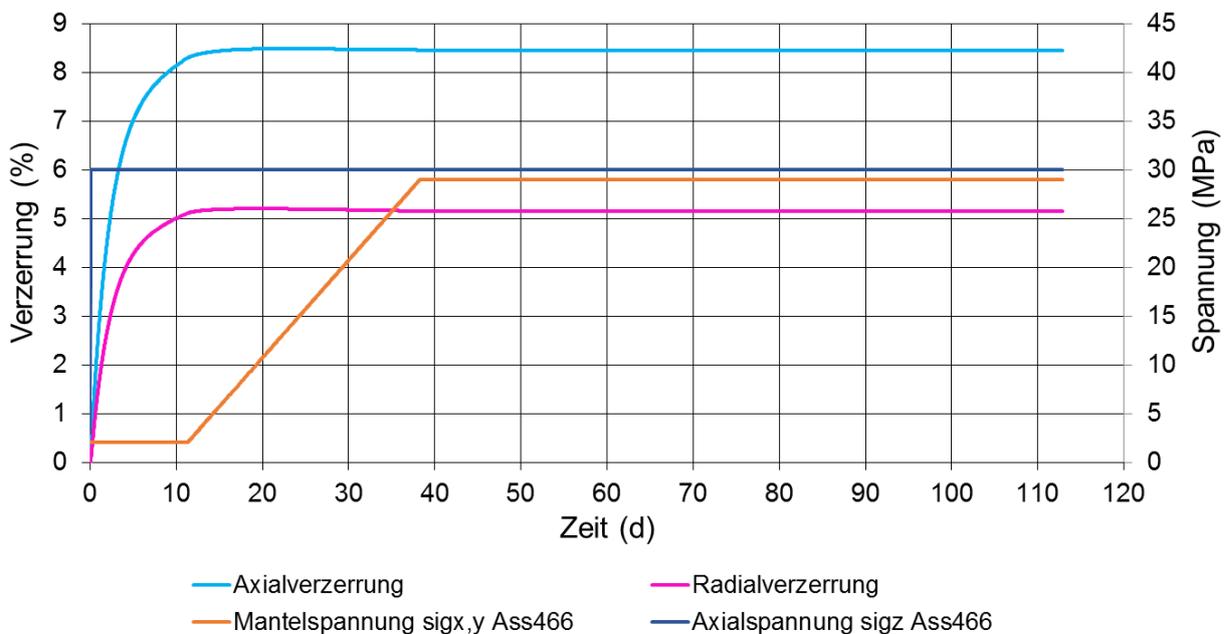


Bild 6.16: Zeitliche Entwicklung der Radial- und der Axialverzerrung des Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 in der Simulationsvariante ohne Berücksichtigung der Stahldruckstücke

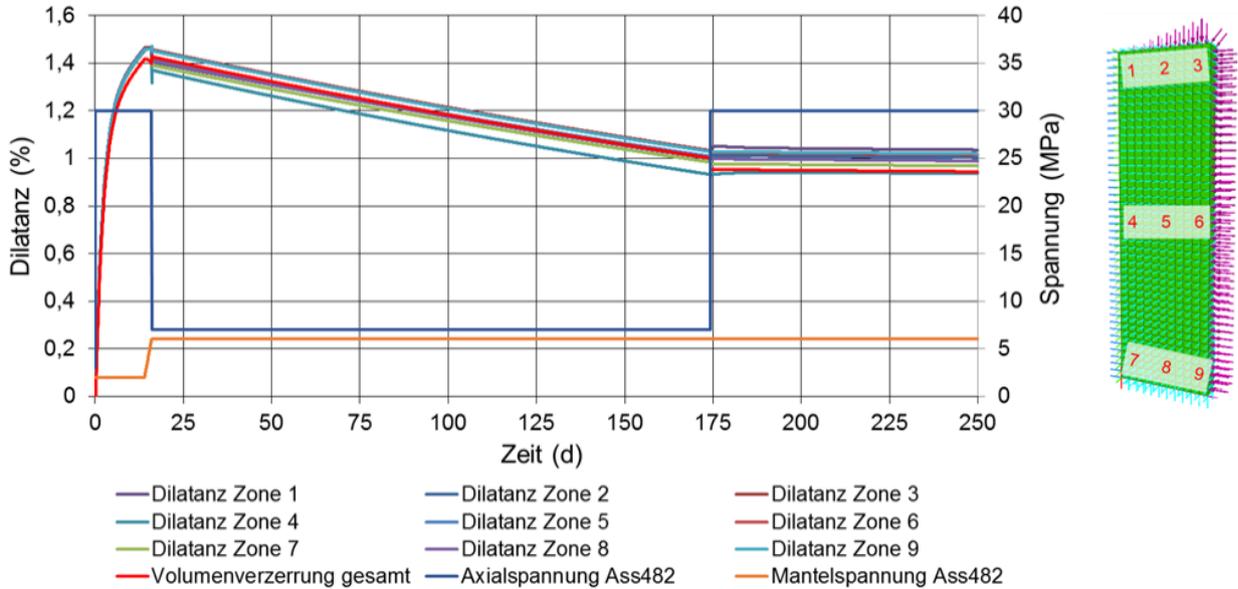


Bild 6.17: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 482 in der Simulationsvariante ohne Berücksichtigung der Stahl Druckstücke

nicht alle identisch sind, sondern aufgrund einer zu groben numerischen Zeitschrittsteuerung leicht streuen. Dieser Sachverhalt ist mit Blick auf die Ziele dieser Funktionsstudie von untergeordneter Bedeutung, da eine feinere Zeitschrittsteuerung zu einer Homogenisierung der für die verschiedenen Beobachtungspunkte berechneten Dilatanzkurven geführt hätte. Auf die Durchführung einer Simulation mit verfeinerter Zeitschrittsteuerung ist an dieser Stelle verzichtet worden, da eine vergleichende Betrachtung der in Bild 6.17 dargestellten zeitlichen Dilatanzentwicklung und der in Bild 4.39 für diesen Verheilungsversuch dargestellten laborativ ermittelten Dilatanzentwicklung zu folgendem überraschenden Ergebnis geführt hat: aus Bild 6.17 ist zu ersehen, dass die numerische Simulation für den Zeitraum zwischen etwa 17 Tagen und 175 Tagen bei einer nahezu isotropen Spannungsrandbedingung mit $\sigma_r = 6 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 7 \text{ MPa}$ eine wesentlich intensivere Dilatanzrückbildung ausweist als für den Zeitraum ab 175 Tagen mit einer deviatorischen Spannungsrandbedingung mit $\sigma_r = 6 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 30 \text{ MPa}$, während aus Bild 4.39 zu ersehen ist, dass sich in den zugehörigen Labormessdaten für den Zeitraum zwischen etwa 20 Tagen und 175 Tagen mit nahezu isotroper Spannungsrandbedingung eine deutlich geringere Dilatanzrückbildungsrate ergibt als für den anschließenden Zeitraum mit deviatorischer Spannungsrandbedingung. Aufbauend auf diesem unerwarteten Befund wurden weitere laborative Untersuchungen des Verheilungsverhaltens von Steinsalz während der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS veranlasst und parallel zu deren Durchführung wurde der Verheilungsansatz im Stoffmodell

Lux/Wolters/Lerche weiterentwickelt bis hin zu der in Abschnitt 2 beschriebenen Version des Verheilungsansatzes.

Bild 6.18 zeigt die zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahldruckstücke. Es ist zu ersehen, dass die berechnete räumliche Verteilung der Dilatanz nunmehr nicht mehr gleichmäßig ist, sondern vielmehr auf halber Prüfkörperhöhe größere Dilatanz von maximal $\varepsilon_{vol} \approx 1,25 - 1,5\%$ am Ende der Schädigungsphase ausgewiesen werden als in den Prüfkörperendbereichen einer relativ niedrigen bis extrem niedrigen berechneten Dilatanz. Dieser Sachverhalt wird durch die in Bild 6.19 für zwei verschiedene Berechnungszeitpunkte dargestellte berechnete räumliche Dilatanzverteilung im Prüfkörper bestätigt. Ein visueller Vergleich mit einem aufgeschnittenen Prüfkörper nach der Beprobung ergibt eine ähnliche räumliche Dilatanzverteilung.

Auch die in Bild 6.20 und Bild 6.21 dargestellten Simulationsergebnisse aus der numerischen Simulation des Verheilungsversuchs mit der Versuchsnummer 482 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahldruckstücke ergibt eine ähnlich inhomogene Verteilung der Dilatanzentwicklung aufgrund der reibungsbedingten Endflächeneffekte.

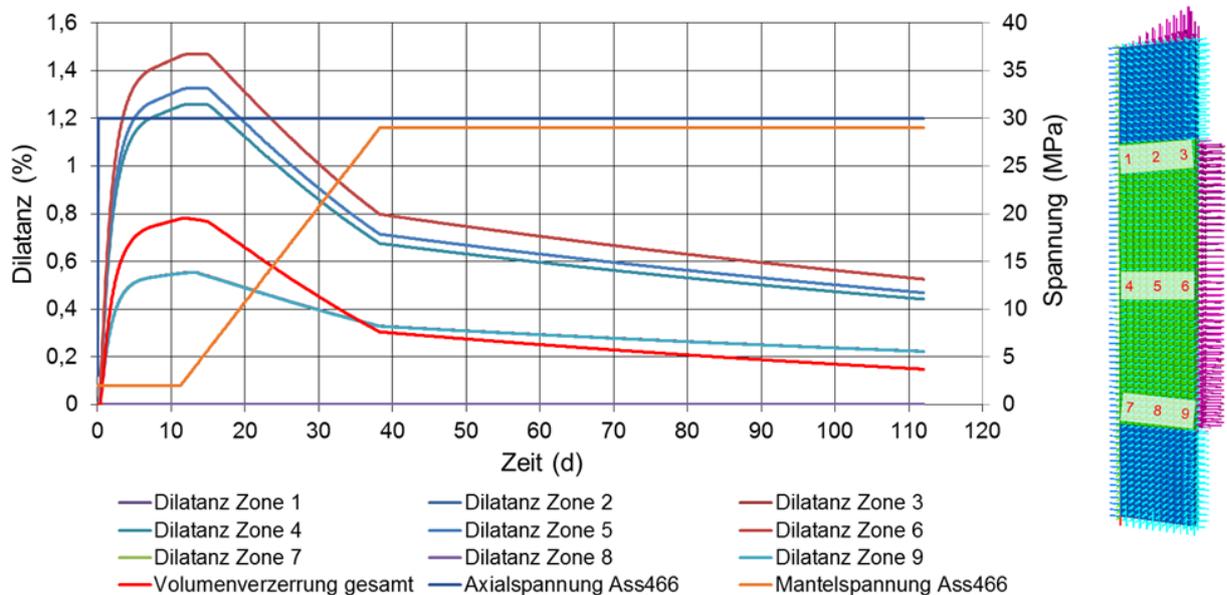


Bild 6.18: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahldruckstücke

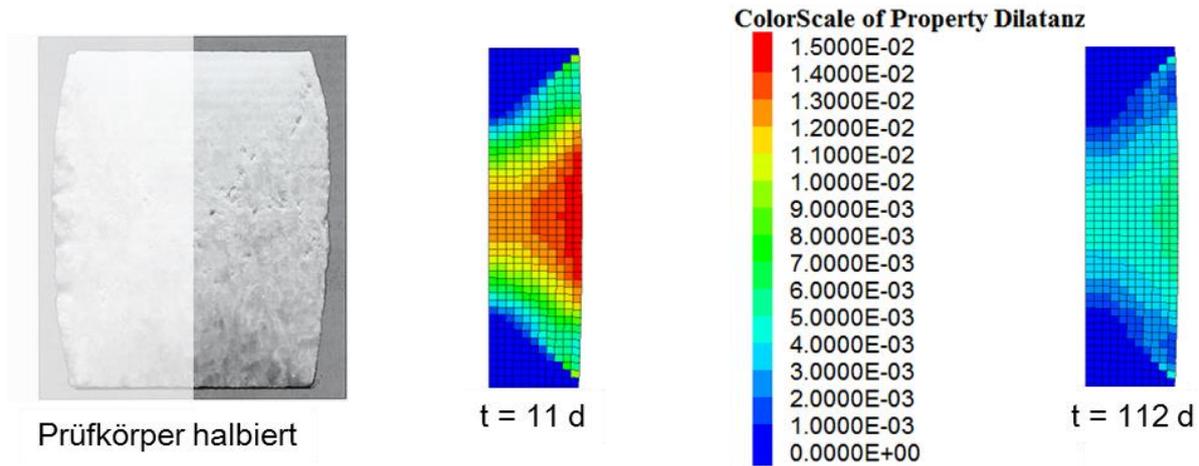


Bild 6.19: Berechnete räumliche Dilatanzverteilung zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 466 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahl Druckstücke und visueller Vergleich mit einem aufgeschnittenen Steinsalzprüfkörper nach der Beprobung

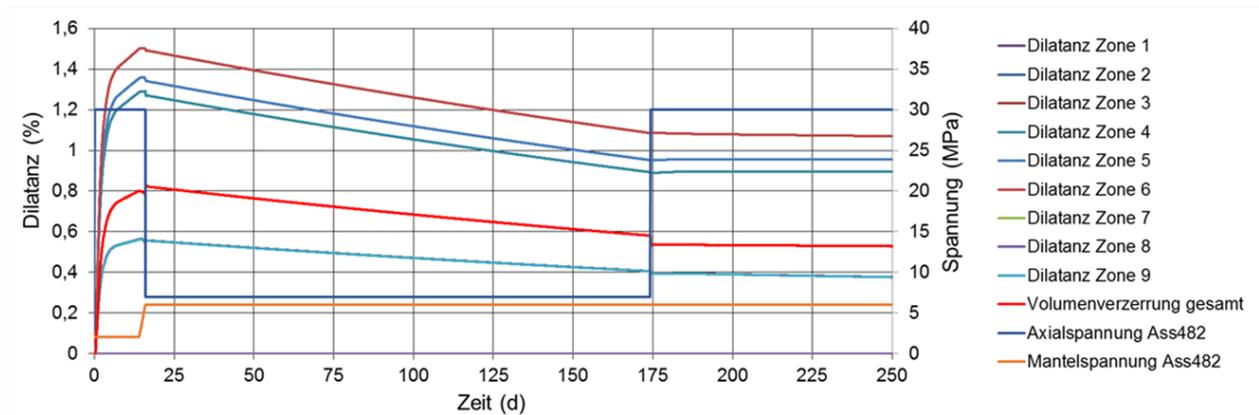


Bild 6.20: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} in den neun verschiedenen Beobachtungspunkten und der Volumenverzerrung des gesamten Prüfkörpers sowie die vorgegebene Belastungsgeschichte für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 482 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahl Druckstücke

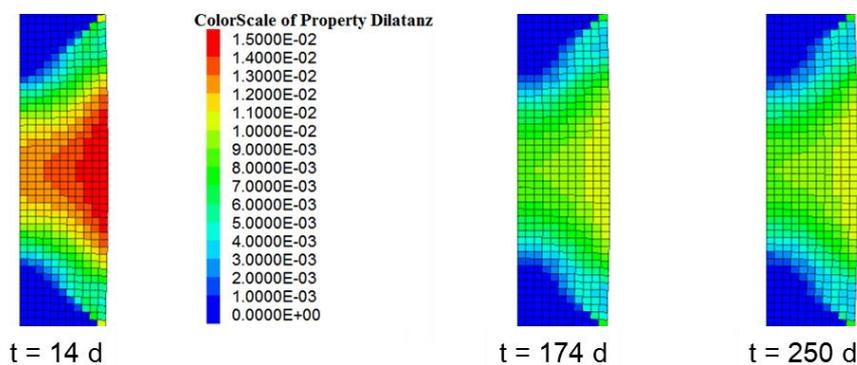


Bild 6.21: Berechnete räumliche Dilatanzverteilung zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten für den Verheilungsversuch mit der Versuchsnummer 482 in der Simulationsvariante mit Berücksichtigung der Stahl Druckstücke

Zusammenfassend ist zu der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie festzuhalten, dass die Berücksichtigung oder Nichtberücksichtigung der Stahldruckstücke Einfluss nimmt auf die berechnete Spannungsverteilung im Prüfkörper und damit auch auf die resultierende Entwicklung der Dilatanzverteilung. Dieser Sachverhalt sollte bei Ableitung der Stoffmodellkennwerte auf Basis integral für den gesamten Prüfkörper erfasster Labormessdaten unbedingt bedacht werden.

6.4 Funktionsstudien zur Modellierung des Zugversagens von Steinsalz mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

6.4.1 Numerische Simulation eines Spaltzugversuchs

Die Durchführung von laborativen Spaltzugversuchen, die auch als „Brazilian Test“ bezeichnet werden, ist eine international weit verbreitete materialwissenschaftliche Versuchsmethodik zur Bestimmung der Spaltzugfestigkeit von zylindrischen Prüfkörpern und wurde erstmalig von *Carneiro (1943)* auf der fünften Konferenz der Brasilianischen Gesellschaft für Technische Normung vorgestellt und später dann in die deutsche sowie in die europäische Normung aufgenommen. Bei einem Spaltzugversuch wird nach *InformationsZentrum Beton GmbH (2022)* entsprechend der Norm DIN EN 12390-6 ein zylindrischer Prüfkörper in einer Prüfmaschine zwischen zwei gegenüberliegenden Mantellinien mit vorgegebener Verformungsgeschwindigkeit bis zum Bruch belastet. Durch die Verwendung von Lastverteilungs- bzw. Zwischenstreifen zwischen Prüfkörper und Druckplatten entsprechend Bild 6.22(links) werden hohe Druckspannungen unmittelbar an der Lasteinleitungsstelle vermieden. Bedingt durch diese Versuchsanordnung wird eine vertikale linienförmige Lasteinleitung in den Prüfkörper sichergestellt und der Bruch in Form eines exemplarisch in Bild 6.22(rechts) dargestellten vertikalen Trennrisses durch weitgehend gleich große Zugspannungen im mittleren Querschnittsbereich des Prüfkörpers quer zur Belastungsebene ausgelöst.

Die numerische Simulation eines Spaltzugversuchs ist anhand des in Bild 6.23 dargestellten scheibenartigen Berechnungsmodells durchgeführt worden. In Bild 6.23 zu sehen ist der zylindrische Steinsalzprüfkörper sowie die ebenfalls diskretisierten Lastverteilungsstreifen ober- und unterhalb des Prüfkörpers. In der Simulation wird der obere Lastverteilungsstreifen mit einer vertikalen Verschiebungsgeschwindigkeit von $v = 0,045 \text{ cm/min}$ nach unten geführt, um so rechnerisch eine verzerrungsgeregelte Versuchsdurchführung zu simulieren.

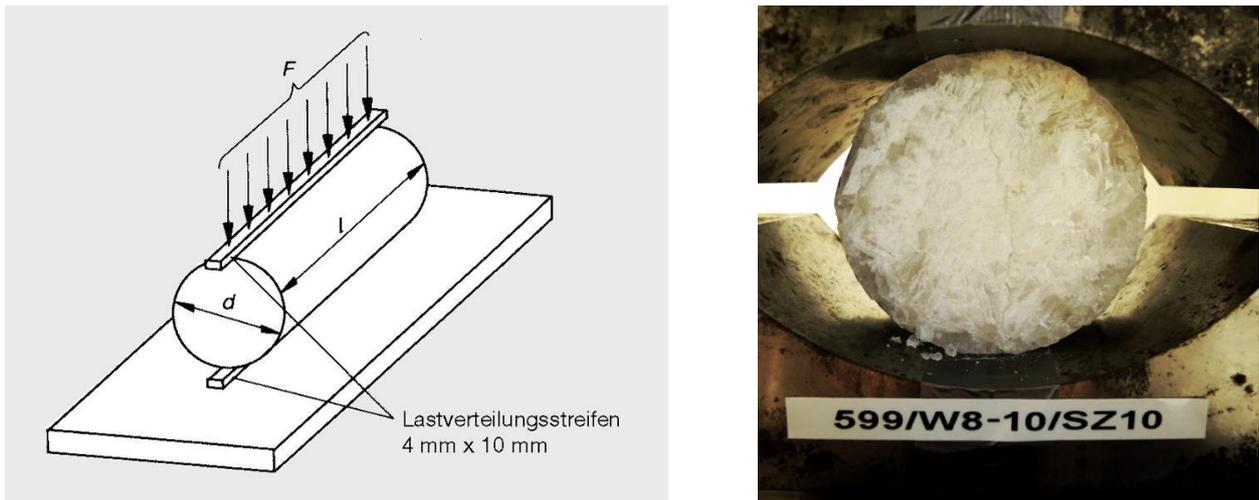


Bild 6.22: links: Prüfung der Spaltzugfestigkeit an einem zylindrischen Prüfkörper, InformationsZentrum Beton GmbH (2022); rechts: Spaltzugfestigkeitsversuchsanlage des Projektpartners IfG mit beprobtem Steinsalzprüfkörper mit vertikal verlaufendem Zugriss

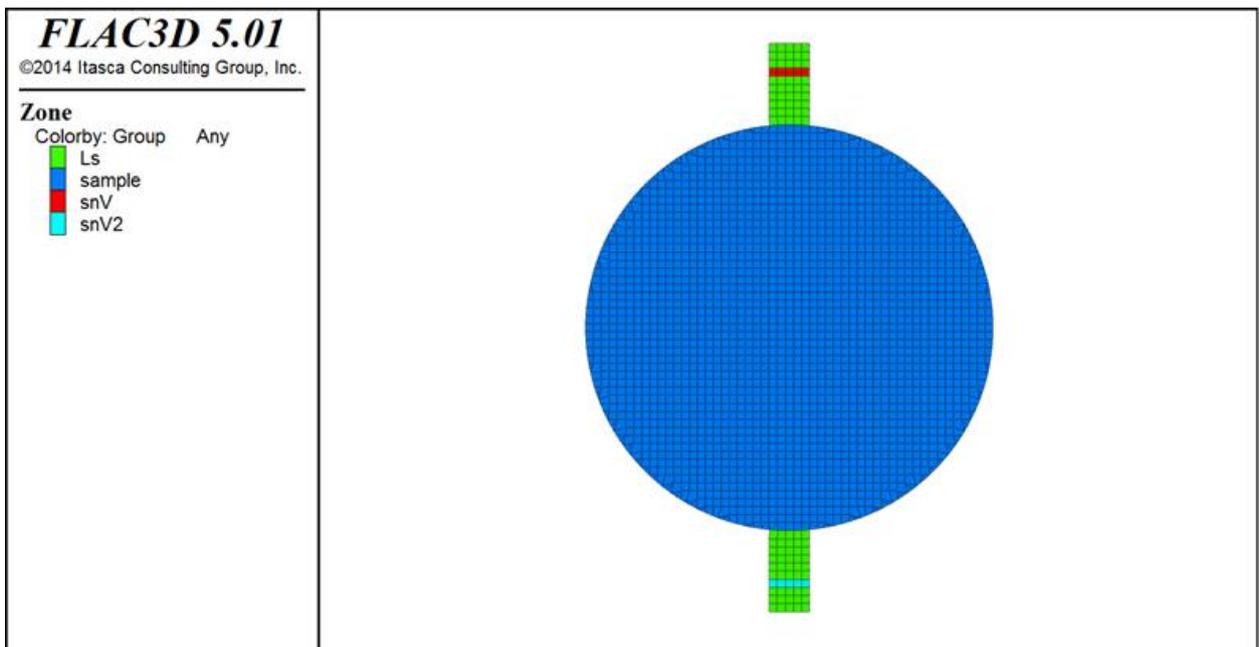


Bild 6.23: Berechnungsmodell zur numerischen Simulation eines Spaltzugversuchs

Es ist anzumerken, dass die im vorliegenden Abschnitt betrachtete Funktionsstudie bereits relativ frühzeitig während der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführt wurde. In der seinerzeit verwendeten Version des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* ist noch kein Zugbruchversagen entsprechend der „tension cut-off“-Methode integriert gewesen. Vielmehr ist in dieser Stoffmodell-Version das Zugbruchversagen oberhalb eines kritischen Dilatanzwertes von $\varepsilon_{vol,\beta} = 1\%$ noch durch eine instantane Erhöhung des damals noch, aber inzwischen nicht mehr im

Stoffmodell enthaltenen Materialparameters z_0 erfolgt, wodurch sich dann die weiterhin resultierende Dilatanzrate stark erhöht hat. Damit konnten Berechnungszonen mit einem ausgewiesenen Zugbruchversagen nur noch sehr geringe Lasten tragen.

Im Rahmen der durchgeführten Simulation des Spaltzugversuchs wurde für das ungeschädigte Steinsalz eine Zugfestigkeit von $\sigma_{zf} = 0,2 \text{ MPa}$ angenommen, d.h. erst bei einer Zugspannung von $\sigma_z > 0,2 \text{ MPa}$ resultieren zugspannungsinduzierte dilatante Verformungen. Der Materialparameters z_0 wurde mit $z_0 = 6$ initialisiert und bei Erreichen des kritischen Dilatanzwertes von $\varepsilon_{vol,\beta} = 1 \%$ auf $z_0 = 20$ erhöht.

Bild 6.24 zeigt für verschiedene Simulationszeitpunkte einerseits die flächenhafte Verteilung der minimalen Hauptspannung, d.h. der kleinsten kompressiven Hauptspannung (= negative Zahlenwerte) bzw. der höchsten Zugspannung (= positive Zahlenwerte), und andererseits die flächenhafte Verteilung der zugspannungsinduzierten Dilatanz. Es ist zu ersehen, dass zum Zeitpunkt $t = 2,3 \text{ s}$ die Zugspannung noch in keiner Berechnungszone des Prüfkörpers die angenommene Zugfestigkeit von $\sigma_{zf} = 0,2 \text{ MPa}$ erreicht hat und somit noch keine dilatanten Verformungen ausgewiesen werden. Nach einer Simulationszeit von $t = 4,2 \text{ s}$ liegt dann zumindest lokal mit einer Zugspannung von $\sigma_3 \approx 0,20024 \text{ MPa}$ bereits eine leichte Überschreitung der Zugfestigkeit vor, so dass in der Mitte des Prüfkörpers eine einsetzende Dilatanzentwicklung zu erkennen ist, wobei sich allmählich ein vertikal gerichteter Zugriss ausbildet. Die zugspannungsinduzierte Dilatanz liegt zu diesem Zeitpunkt allerdings mit maximal $\varepsilon_{vol} \approx 5 \cdot 10^{-19}$ noch weit unterhalb des kritischen Dilatanzwertes von $\varepsilon_{vol,\beta} = 1 \%$. Bis zum Simulationszeitpunkt $t = 61,95 \text{ s}$ steigt die Zugspannung im Prüfkörper weiter an bis auf $\sigma_3 \approx 1,74 \text{ MPa}$. Parallel steigt auch die zugspannungsinduzierte Dilatanz bis zu diesem Zeitpunkt auf maximal $\varepsilon_{vol} \approx 0,9991 \%$ an, d.h. der kritische Dilatanzwert von $\varepsilon_{vol,\beta} = 1 \%$ ist zu diesem Zeitpunkt bereits fast erreicht. Bereits etwa eine Viertelsekunde später ist zum Simulationszeitpunkt $t = 62,25 \text{ s}$ dann der kritische Dilatanzwert von $\varepsilon_{vol,\beta} = 1 \%$ bereits überschritten, so dass der Materialparameter z_0 auf $z_0 = 20$ erhöht worden ist. Es ist für diesen Simulationszeitpunkt aus Bild 6.24 zu ersehen, dass die Dilatanz in den betroffenen Berechnungszonen, die einen vertikal gerichteten Zugriss repräsentieren, nahezu instantan auf $\varepsilon_{vol} \approx 8 \%$ ansteigt und dass die Zugspannungen dort ebenfalls nahezu instantan auf $\sigma_3 \approx 0,2 \text{ MPa}$ und damit auf die Zugfestigkeit zurückgeführt werden. Eine dilatanzabhängige Reduzierung der Zugfestigkeit war in der hier verwendeten Stoffmodell-Version noch nicht enthalten.

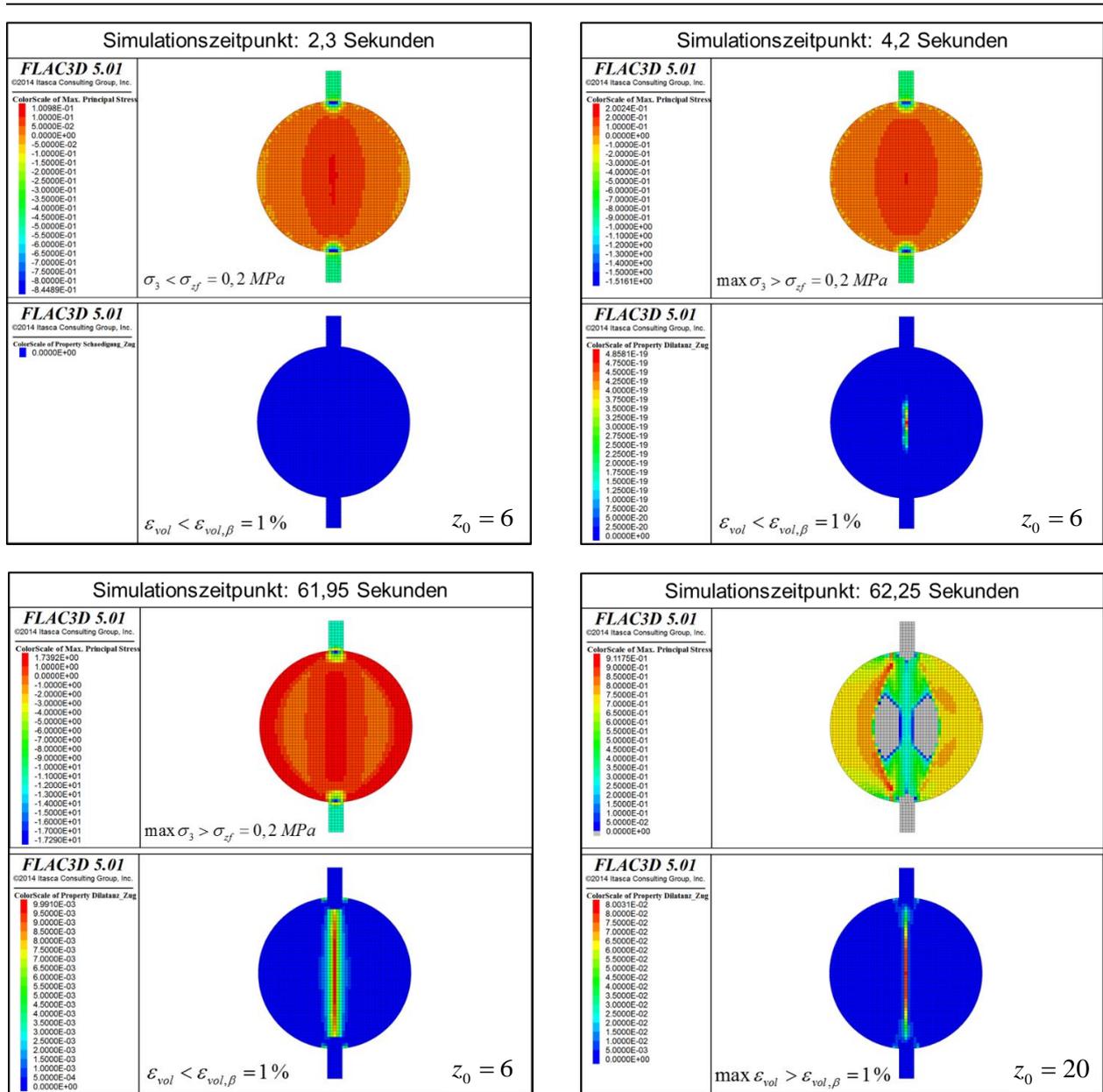


Bild 6.24: Berechnete Verteilung der minimalen Hauptspannung (= kleinste kompressive Druckspannung bzw. höchste Zugspannung) (jeweils oben) sowie der zugspannungsinduzierten Dilatanz (jeweils unten) für verschiedene Simulationszeitpunkte

Aus den rechnerischen Befunden dieser Funktionsstudie kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass sich das im Spaltzugversuch beobachtete Zugbruchversagen von Steinsalz auch im Rahmen der Kontinuumsmechanik mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* zumindest qualitativ simulieren lässt. Für eine quantitativ hochwertigere Modellierung des Zugbruchversagens im Steinsalz werden allerdings noch weitere laborative Untersuchungen zum Zugbruchversagen von Steinsalz mit unterschiedlichen Belastungs- und Verzerrungsgeschwindigkeiten benötigt. Nichtsdestotrotz ist im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS und insbesondere im Rahmen der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie ein erster Grundstein für eine deutlich verbesserte Simulation des Gebirgsverhaltens unter Zugbeanspruchung gelegt worden.

6.4.2 Numerische Simulation des Zugbruchverhaltens eines Balkenträgers unter punktueller Einzellast-Beanspruchung

Neben der im vorstehenden Abschnitt dokumentierten Funktionsstudie zum Zugbruchverhalten von Steinsalz bei einem Spaltzugversuch ist die Funktionalität des im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* enthaltenen Modellierungsansatzes zum Zugbruchverhalten von Steinsalz auch am Beispiel eines punktuell belasteten Balkenträgers mit den Abmessungen $0,6\text{ m} \times 0,15\text{ m} \times 0,15\text{ m}$ (Länge \times Breite \times Höhe) untersucht worden. In diesem Beispiel wurden im Rahmen zweier verschiedener Simulationsvariationen jeweils an der Oberseite des Balkens Einzellasten aufgeprägt, und zwar in der Simulationsvariation (a) mit einer Einzellast punktuell auf halber Balkenlänge und in der Simulationsvariation (b) mit zwei identischen Einzellasten jeweils punktuell links und rechts der halben Balkenlänge. Bild 6.25 zeigt das Berechnungsmodell des Balkenträgers mit den beiden Belastungsvariationen. Die vertikale Belastung wird über Stahldruckstücke aufgebracht, die sich mit einer konstanten Bewegungsgeschwindigkeit von $0,486\text{ m/d}$ vertikal nach unten bewegen. Der Balkenträger ist in beiden Simulationsvariationen an zwei Punkten der Unterseite vertikal unverschieblich gelagert.

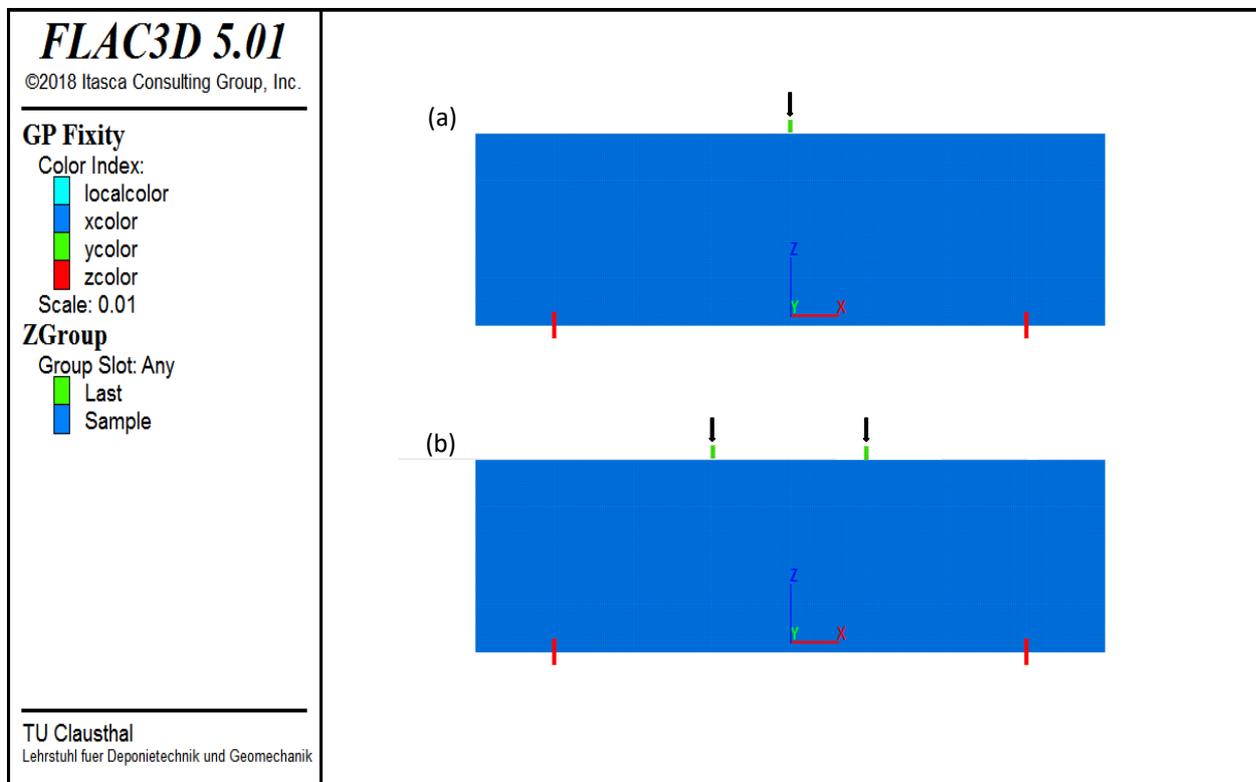


Bild 6.25: Berechnungsmodell der Balkenträgers mit (a) einer Einzellast und (b) zwei Einzellasten

Die aufgebrachte Belastung führt zu einer allmählichen Krümmung des Balkenträgers, wodurch eine horizontale Stauchung und eine horizontal gerichtete Druckspannung an der Oberkante des Balkenträgers sowie eine horizontale Dehnung und eine horizontal gerichtete Zugspannung an der Unterkante des Balkenträgers induziert werden. Aus der Biegebalkentheorie ist bekannt, dass die Zugspannung an der Unterseite des Balkenträgers maximal ist, so dass dort bei zunehmender vertikaler Belastung Zugrisse durch Biegung resultieren.

Die im vorliegenden Abschnitt betrachtete Funktionsstudie wurde mit einer im Vergleich zu Abschnitt 6.4.1. weiterentwickelten Version des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* durchgeführt, bei der bereits eine dilatanzabhängige Abnahme der Zugfestigkeit berücksichtigt wird. Die initiale Zugfestigkeit des Balkenträgers wurde mit $\sigma_{xf} = 3 \text{ MPa}$ angesetzt. Sobald die Zugfestigkeit erreicht wird, führt die einsetzende zugspannungsinduzierte Dilatanzentwicklung zu einer dilatanzabhängigen Reduzierung der Zugfestigkeit. Bei einer Dilatanz von $\varepsilon_{vol} = 3 \%$ reduziert sich die Zugfestigkeit bis auf 0 MPa .

(a) *Simulationsergebnisse für eine mittig angesetzte Einzellast*

Aus Bild 6.26 ist zu ersehen, dass die horizontal gerichtete Zugspannung schon 10 Sekunden nach Beginn der Simulation im unteren Bereich des Balkenträgers nahezu die Zugfestigkeit erreicht hat.

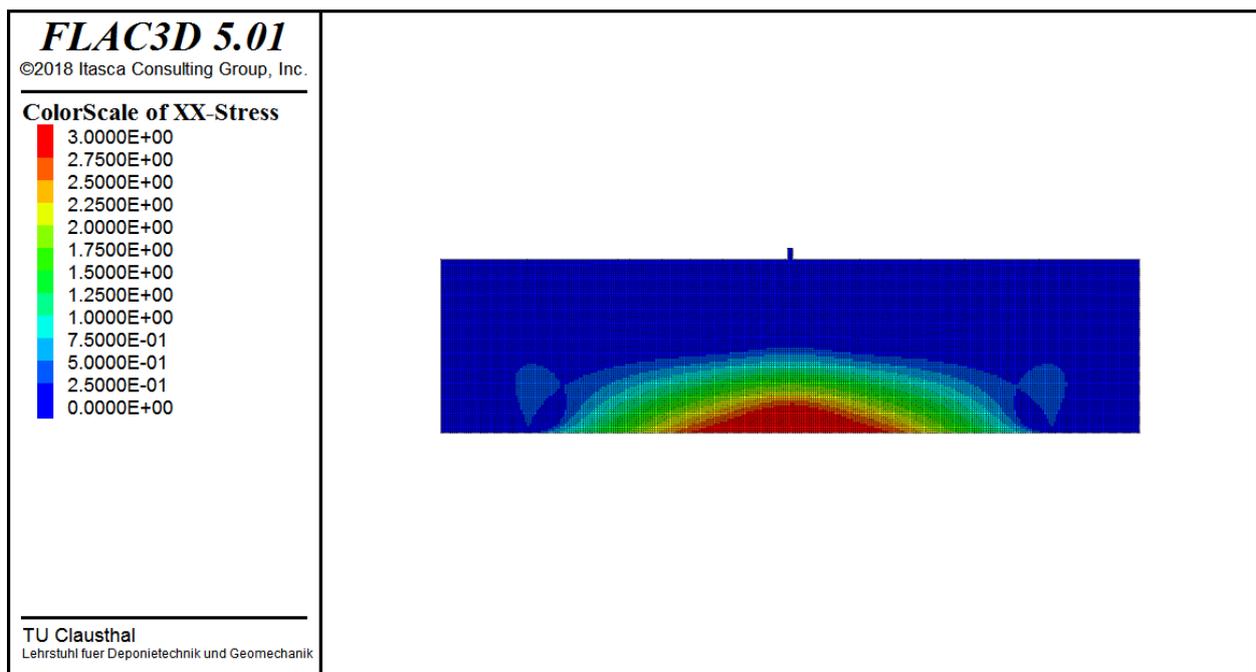


Bild 6.26: Zugspannungsverteilung zum Zeitpunkt $t = 10 \text{ s}$ bei mittig angesetzter Einzellast

Die Zugspannung liegt dort zu diesem Zeitpunkt bei $\sigma_3 = 2,75 - 3 \text{ MPa}$. Da die Zugfestigkeit zu diesem Zeitpunkt allerdings noch in keiner Berechnungszone des Balkenträgers erreicht wurde, werden in Bild 6.27 noch keine Berechnungszone mit reduzierter Zugfestigkeit ausgewiesen.

Aufgrund der kontinuierlich ansteigenden punktuellen Auflast ist allerdings schon weitere 10 Sekunden später aus Bild 6.28 eine einsetzende Rissbildung im Balkenträger zu erkennen, also zum Zeitpunkt $t = 20 \text{ s}$ nach Simulationsbeginn. Die Rissbildung beginnt in zwei verschiedenen Berechnungszone an der Unterkante des Balkenträgers, und zwar links und rechts unterhalb der Auflastposition. Von diesen beiden Berechnungszone ausgehend entwickeln sich bläulich-grünlich dargestellte Zugrisse mit einer bis auf 0 MPa abgesenkten Zugfestigkeit vertikal in den Balkenträger hinein. Zwischen diesen beiden Zugrissen wird entsprechend Bild 6.29 durch Spannungsumlagerungsprozesse auch die horizontal gerichtete Zugspannung abgebaut. Die höchsten horizontal gerichteten Zugspannungen werden für den Zeitpunkt $t = 20 \text{ s}$ nach Simulationsbeginn in Bild 6.29 im Bereich oberhalb der beiden Rissenden auf halber Balkenlänge ausgewiesen.

In der Folgezeit steigt die punktuelle Auflast weiterhin kontinuierlich an. Dieser Lastanstieg führt dazu, dass sich die Zugrisse im Lauf der Zeit immer weiter in den Balkenträger hineinentwickeln. Aus Bild 6.30 ist zu ersehen, dass sich die beiden Zugrisse bis zum Zeitpunkt $t = 100 \text{ s}$ nach Simulationsbeginn bis zur Oberkante des Balkenträgers fortentwickelt haben und dabei auch ihren Abstand verringert haben. Sie treffen dann direkt an der Position der angesetzten Einzellast aufeinander und verbinden sich dort.

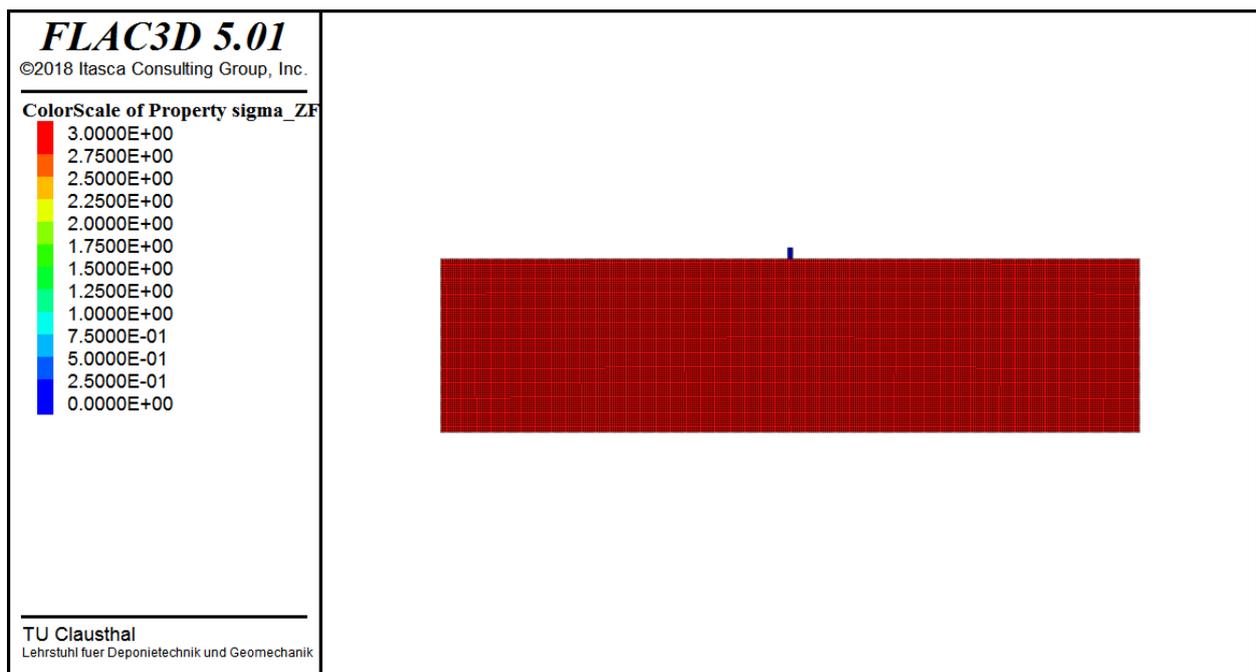


Bild 6.27: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 10 \text{ s}$ bei mittig angesetzter Einzellast

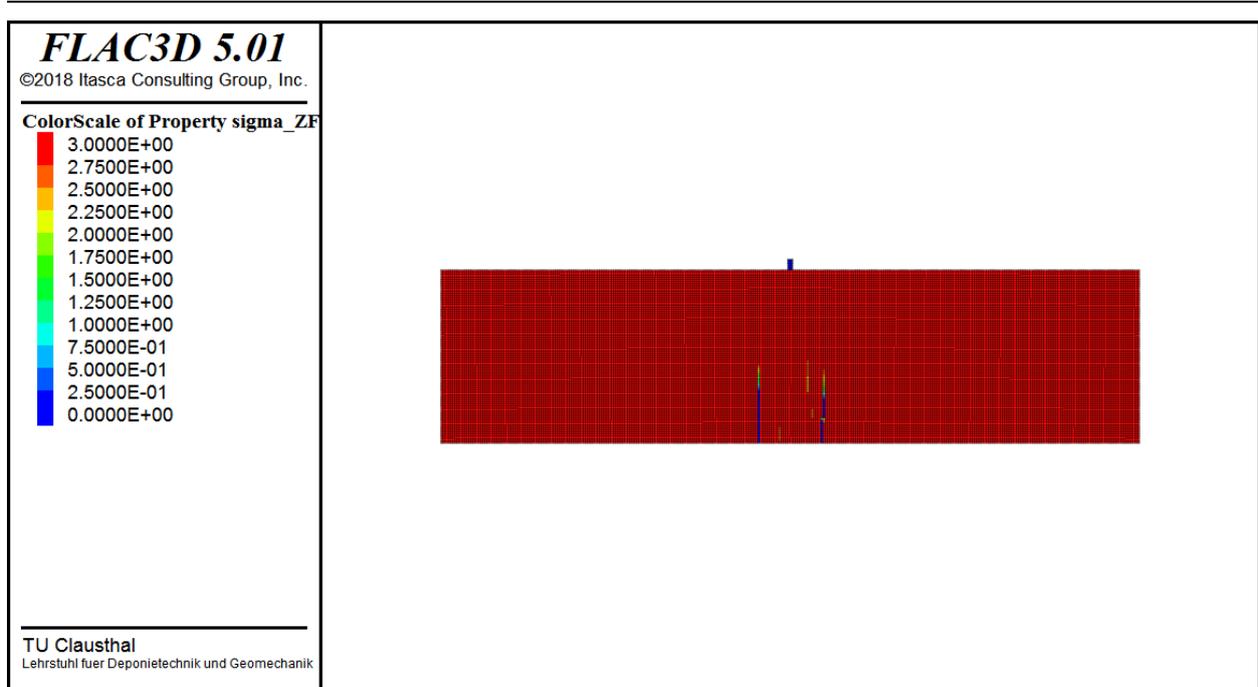


Bild 6.28: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 20$ s bei mittig angesetzter Einzellast

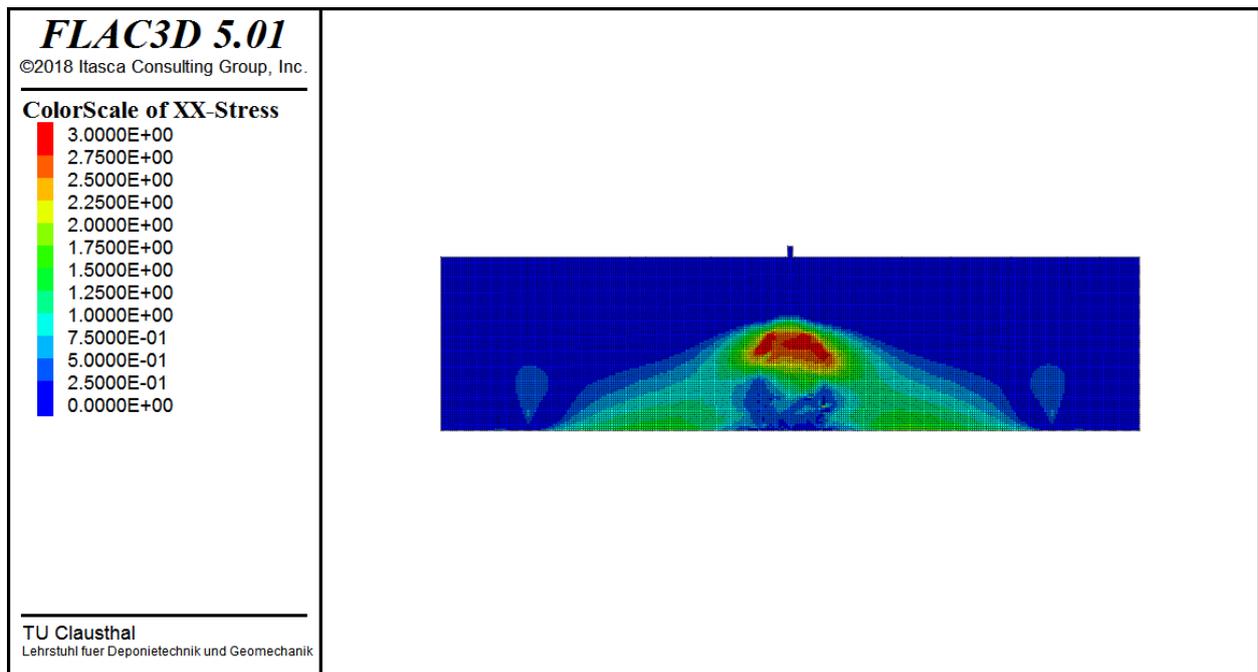


Bild 6.29: Zugspannungsverteilung zum Zeitpunkt $t = 20$ s bei mittig angesetzter Einzellast

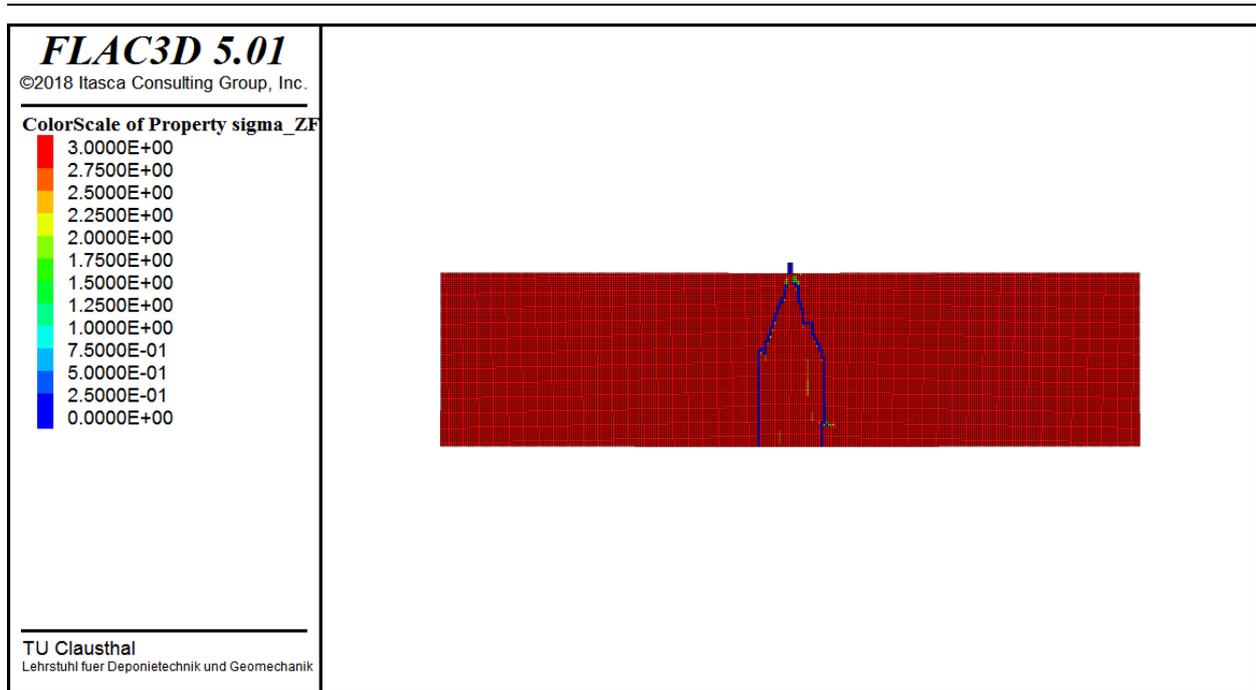


Bild 6.30: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 100 \text{ s}$ bei mittig angesetzter Einzellast

(b) Simulationsergebnisse für zwei parallel angesetzte Einzellasten

Auch bei der Simulationsvariation (b) mit zwei parallel angesetzten identischen Einzellasten zeigt sich schon innerhalb weniger Sekunden nach Simulationsbeginn ein starker Anstieg der horizontal gerichteten Zugspannung im unteren Bereich des Balkenträgers. Entsprechend Bild 6.31 wird die Zugfestigkeit bereits etwa 20 Sekunden nach Simulationsbeginn im unteren Bereich des Balkenträgers nahezu erreicht, wobei zu diesem Zeitpunkt allerdings entsprechend Bild 6.32 noch keine Reduzierung der Zugfestigkeit zu verzeichnen ist.

Schon 10 Sekunden später (= 30 Sekunden nach Simulationsbeginn) sind in Bild 6.33 aufgrund der zunehmenden Belastung erste leichte Reduzierungen der Zugfestigkeit auf etwa $2,5 \text{ MPa}$ als orange-rötliche Berechnungszonen zu erkennen. Die Reduzierung der Zugfestigkeit erfolgt in der Simulationsvariation (b) im Gegensatz zur Simulationsvariation (a) zunächst nicht so stark lokalisiert, sondern eher noch flächenhaft in einem relativ großen Bereich der unteren Hälfte des Balkenträgers. In diesem flächenhaften Bereich sind die in Bild 6.34 dargestellten horizontal gerichteten Zugspannungen ebenfalls bis auf etwa $2,5 \text{ MPa}$ abgesenkt.

In der Folgezeit bilden sich dann aufgrund der zunehmenden Belastung entsprechend Bild 6.35 allerdings zunehmend lokalisierte Zugrisse im Balkenträger aus, die aber nicht alle an der Unterkante des Balkenträgers beginnen, sondern teilweise auch im Inneren des Balkenträgers. Diese Zugrisse entwickeln sich dann entsprechend Bild 6.36 bis zu den Auflastpunkten fort.

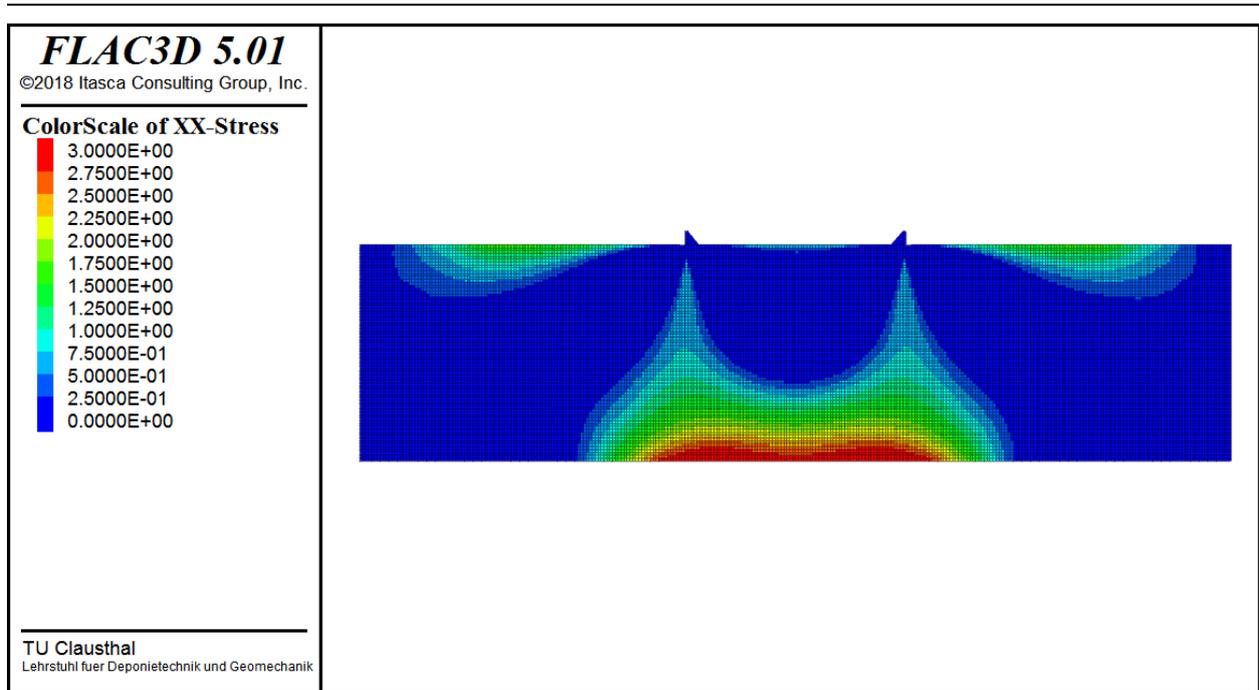


Bild 6.31: Zugspannungsverteilung zum Zeitpunkt $t = 20$ s bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

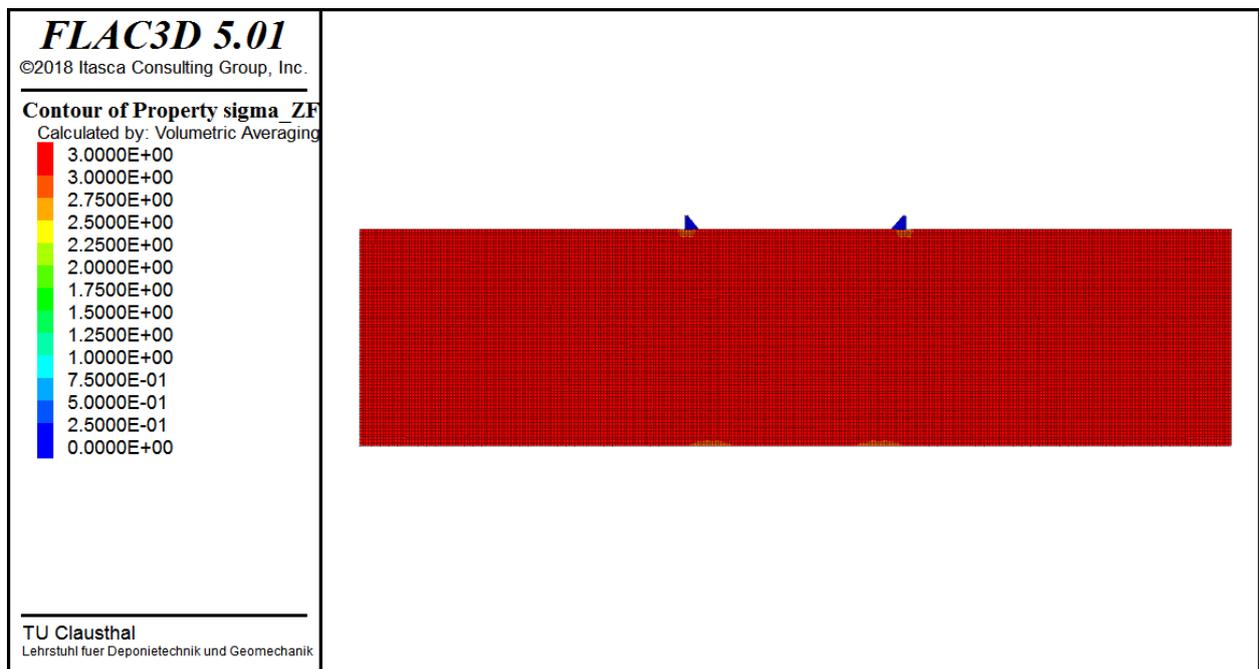


Bild 6.32: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 20$ s bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

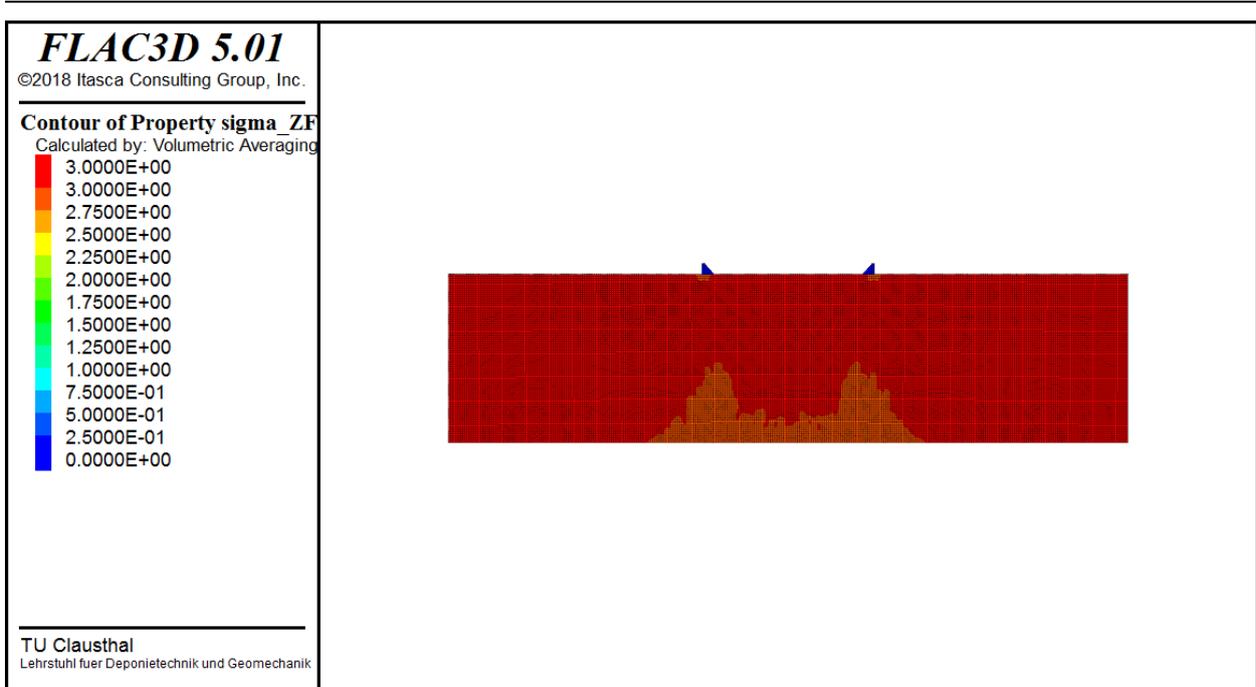


Bild 6.33: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 30\text{ s}$ bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

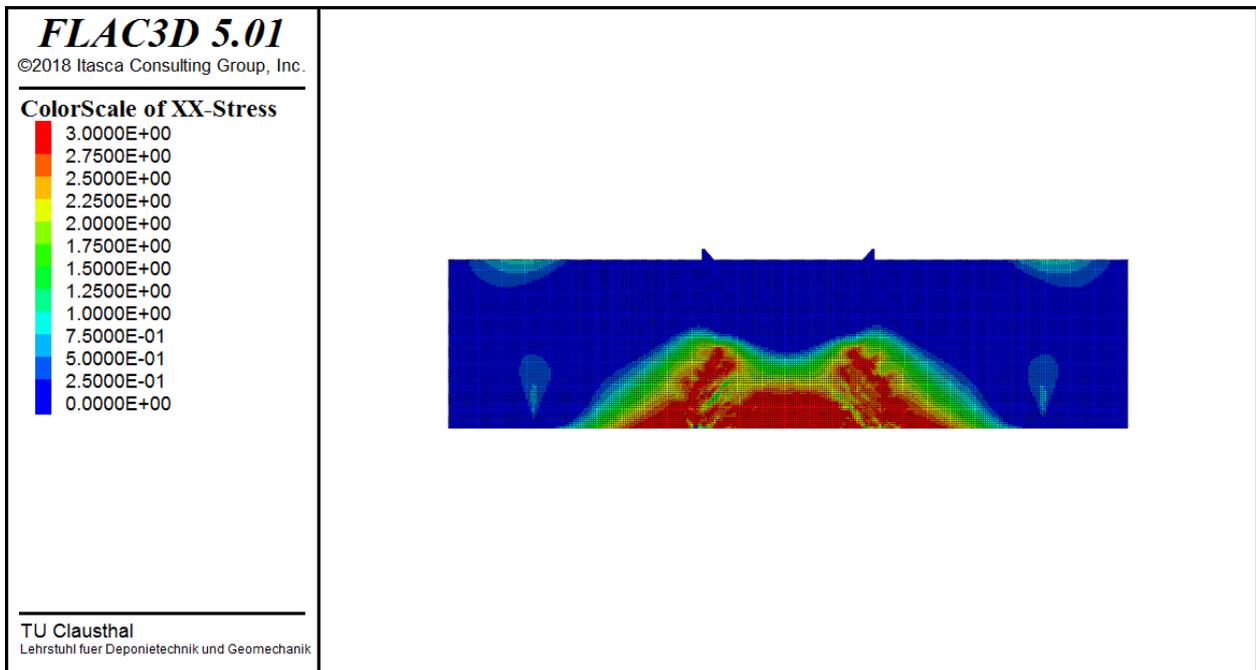


Bild 6.34: Zugspannungsverteilung zum Zeitpunkt $t = 30\text{ s}$ bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

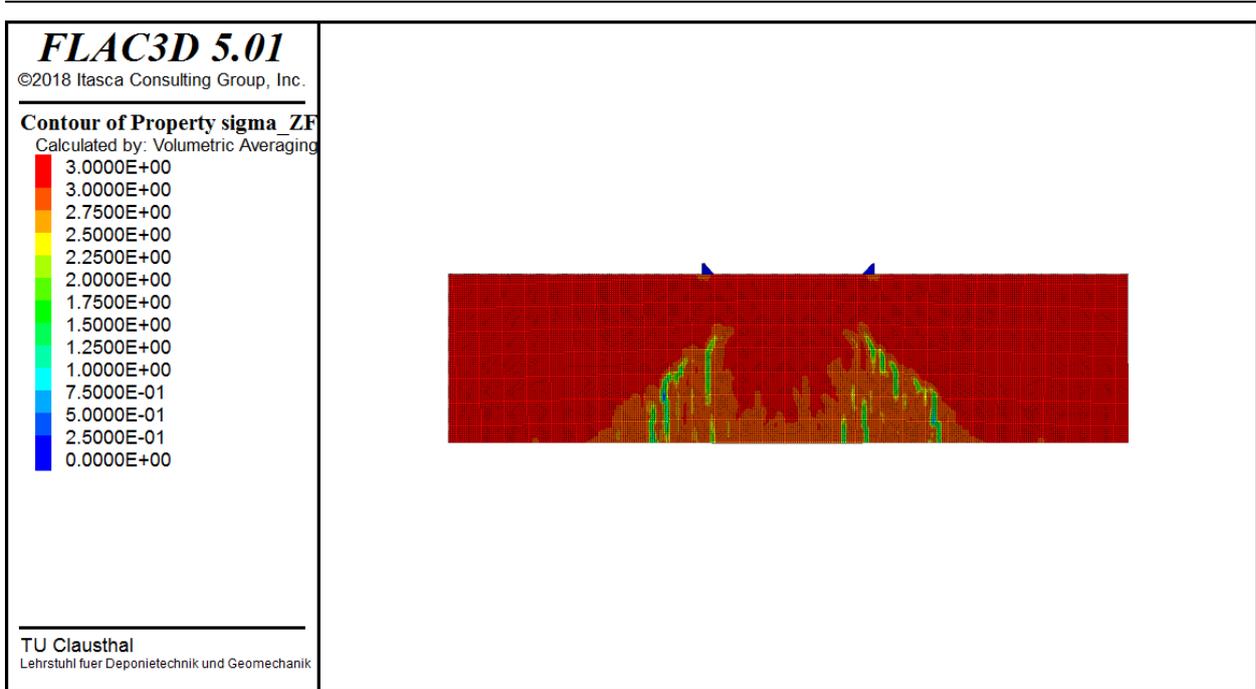


Bild 6.35: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 50 \text{ s}$ bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

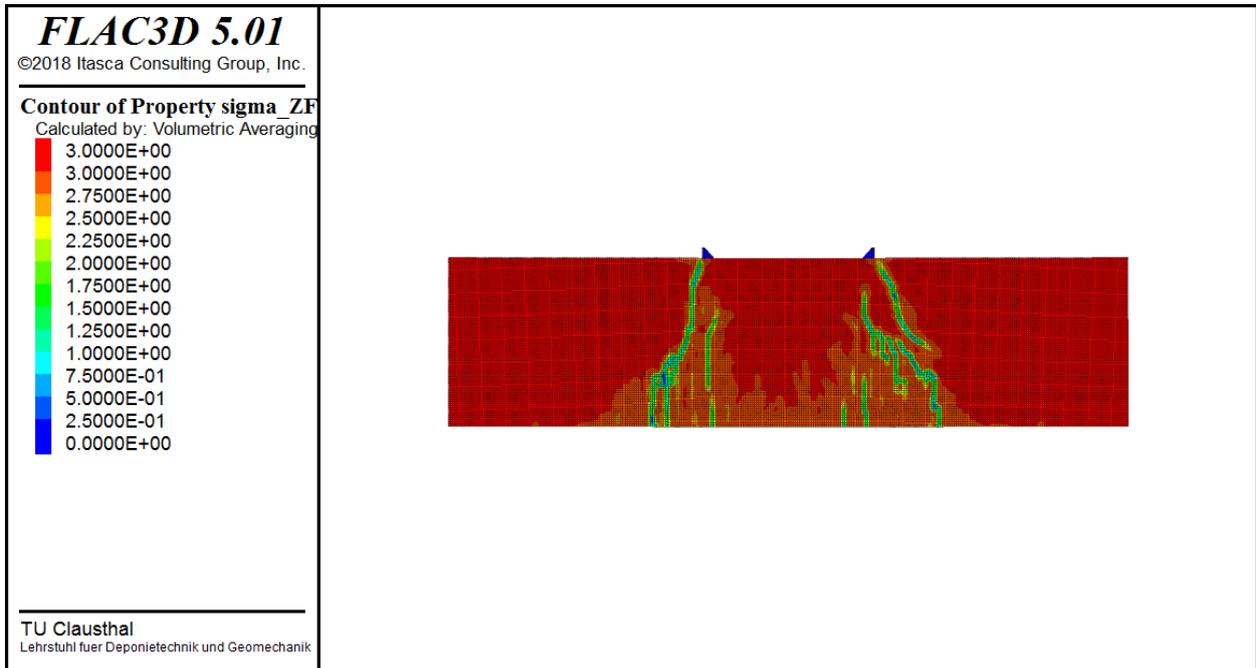


Bild 6.36: Zugfestigkeitsverteilung zum Zeitpunkt $t = 100 \text{ s}$ bei zwei parallel angesetzten Einzel-lasten

Zusammenfassend lässt sich anhand der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie feststellen, dass die Entstehung lokalisierter Zugrisse im Steinsalz mit Hilfe des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* plausibel modelliert werden können.

6.5 Funktionsstudie zur Modellierung thermomechanisch gekoppelter Prozesse im Steinsalz mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* am Beispiel des in der Schachanlage Asse II durchgeführten HFCP-Versuchs

Im Rahmen der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie zur Modellierung thermomechanisch gekoppelter Prozesse im Steinsalz standen thermisch induzierte Zugspannungen im Fokus der Untersuchung. Als Grundlage für diese Funktionsstudie wurde von den Projektpartnern im Verbundprojekt WEIMOS der HFCP-Versuch (Heated Free Convergence Probe) ausgewählt, bei dem es sich um ein in der Schachanlage Asse II durchgeführtes in situ-Erhitzerexperiment handelt. Der HFCP-Versuch wurde von den Projektpartnern bereits im Vorgängerverbundprojekt des Verbundprojektes WEIMOS numerisch analysiert, wobei allerdings die seinerzeit eingesetzten Stoffmodelle im Hinblick auf die Modellierung des Steinsalzverhaltens unter Zugbeanspruchungen aufgrund einer nur geringen laborativen Datenbasis noch weniger weit entwickelt waren als zum Zeitpunkt der Durchführung der hier betrachteten Funktionsstudie.

Grundlage der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie sind die von der Netherlands Energy Research Foundation (ECN) in der Schachanlage Asse II durchgeführten und in den Berichten *Doeven et al. (1983)*, *Prij et al. (1986)* sowie *Lowe & Knowles (1989)* dokumentierten Experimente. Eines von mehreren von der ECN durchgeführten Experimente fand in einem vertikalen ca. 300 m tiefen Bohrloch statt, das von der 750 m-Sohle aus in einen Bereich abgeteuft worden ist, der nur einen geringen bergmännischen Durchbaugrad aufweist. Der in den Berichten dokumentierte Bohrllochdurchmesser betrug zum Zeitpunkt des Abteufens im Jahr 1979 ca. $d = 300 \text{ mm}$. Nach dem Abteufen der Bohrung stand das Bohrloch bis Juni 1982 offen. Aufgrund des Kriechverhaltens des umgebenden Steinsalzgebirges erfolgten Deformationen der Bohrllochkontur bei konstanter Gebirgstemperatur, die messtechnisch im Rahmen des sogenannten IFC-Versuchs erfasst wurden. Nach dem bei Gebirgstemperatur durchgeführten IFC-Versuch fanden im anschließenden Zeitraum von Juni 1982 bis Juni 1985 mehrere Versuche mit einem im Bohrloch installierten Erhitzer statt. Einer dieser Erhitzerversuche war der HFCP-Versuch.

Die nach *Lowe & Knowles (1989)* für das HFCP-Experiment verwendete Mess- und Erhitzersonde bestand aus einer in fünf Sektoren unterteilten Röhre mit einem Durchmesser von 180 mm, die an

einem Gestänge in das Bohrloch herabgelassen worden ist. Von den fünf Sektoren wurden die beiden jeweils $1,5\text{ m}$ langen stirnseitigen Sektoren gegen die mittleren drei Sektoren der Sonde isoliert, so dass der Wärmefluss in axialer Richtung vermindert werden konnte. Die mittleren drei Sektoren mit einer Gesamtlänge von 3 m waren mit Heizelementen ausgestattet. Zwischen den Erhitzerelementen und der Bohrlochkontur befand sich ein Luftspalt, um eine freie Konvergenzentwicklung zu ermöglichen. In diesem Luftspalt waren entlang der Sondenlänge und an mehreren Positionen in Umfangsrichtung 30 Extensometer in Form von Schwenkarmen zur Messung der Hohlraumkonvergenz installiert. Zur Messung der Temperaturentwicklung waren an den Schwenkarmen wie auch an der Sonde selbst Temperaturfühler angebracht, so dass sowohl die Temperaturentwicklung an der Sondenoberfläche wie auch am äußeren Ende der Schwenkarme mit Kontakt zur Steinsalzkontur dokumentiert werden konnte.

Der von den Projektpartnern ausgewählte HFCEP-Versuch ist vom 14. Juli bis zum 06. August 1983 in einer Teufe von 981 m (Bohrlochtiefe: 231 m) durchgeführt worden. Der Erhitzer mit einer elektrischen Leistung von 6.000 W ist somit 1309 Tage nach Fertigstellung des Bohrlochs eingeschaltet worden und für 19 Tage bis zum Kontakt der Sonde mit der Steinsalzkontur eingeschaltet geblieben. Die Messung der Bohrlochkonvergenz wie auch der Temperaturentwicklung erfolgte während des gesamten Erhitzereinsatzes sowie darüber hinaus noch für weitere drei Tage nach Abschaltung des Erhitzers.

Für die Simulation wurde auf Grundlage der zwischen den Projektpartnern vereinbarten Randbedingungen das in Bild 6.37 dargestellte Berechnungsmodell erstellt. Das Berechnungsmodell hat eine Höhe sowie eine radiale Ausdehnung von jeweils 20 m und ist rotationssymmetrisch als Sektormodell mit einem Umfangswinkel von $11,25^\circ$ aufgebaut. Der initiale Bohrlochradius beträgt $r = 15,75\text{ cm}$. Der Erhitzerbereich befindet sich auf einer Länge von 3 m auf halber Modellhöhe. Die Modelldiskretisierung weist die feinste Zonenvernetzung am Hohlraumrand auf mit einer zunehmenden Vergrößerung der Berechnungszonen in radialer Richtung hin zum rechten Modellrand. Das Berechnungsmodell ist am äußeren Rand in radialer Richtung sowie am unteren Rand in vertikaler Richtung unverschieblich gelagert. Somit wird lediglich eine horizontale Deformation in Richtung des Bohrloches sowie eine vertikale Deformation in Richtung des oberen Modellrandes zugelassen. Der obere Modellrand wird mit einer vertikalen Flächenlast von $22,79\text{ MPa}$ beaufschlagt, wodurch die aus dem überlagernden Gebirge resultierende Auflast repräsentiert wird. Diese Auflast führt unter Berücksichtigung der Salinargebirgsdichte von $\rho = 2,187\text{ t/m}^3$ zu einer initialen Vertikalspannung in Modellmitte von $\sigma_z = 23\text{ MPa}$.

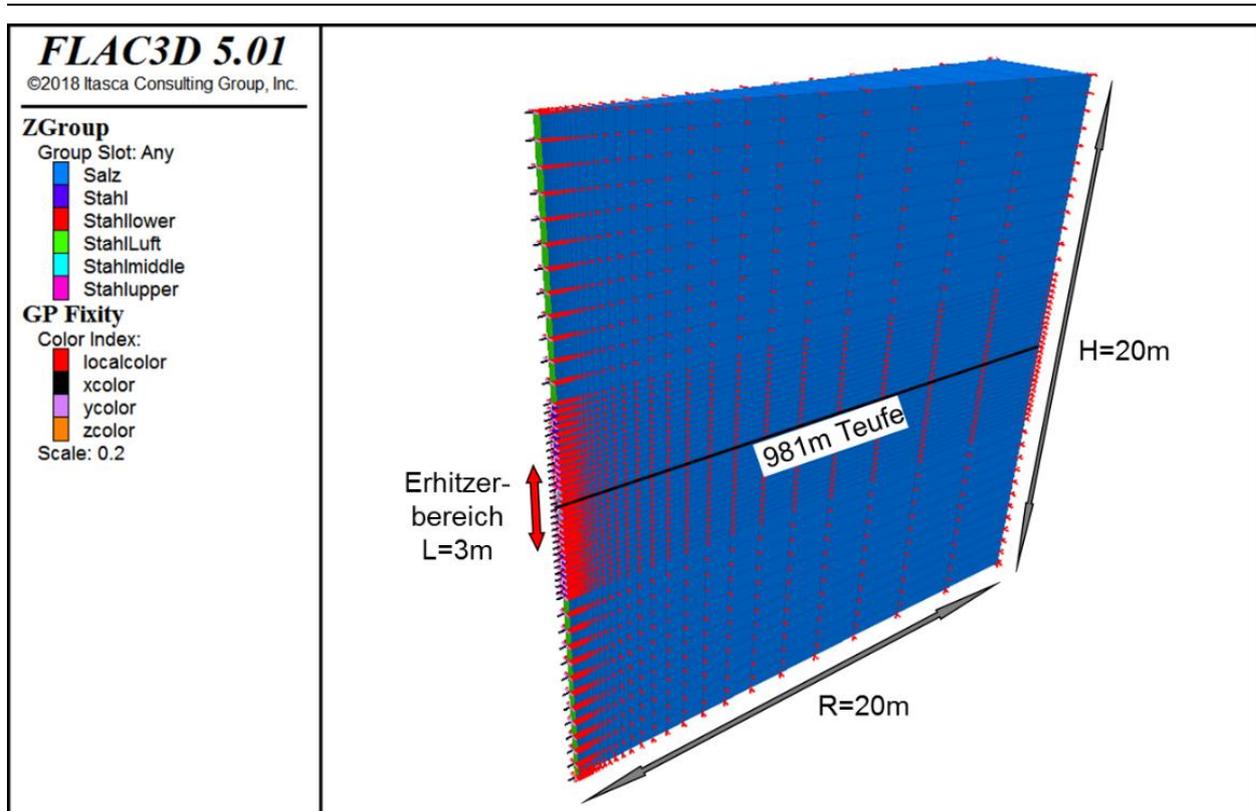


Bild 6.37: Berechnungsmodell für die HFCP-Simulation

Die initiale Gebirgstemperatur wurde am oberen Modellrand in der Teufe von 971 m mit $40,6\text{ }^{\circ}\text{C}$ und am unteren Modellrand in der Teufe von 991 m mit $41,0\text{ }^{\circ}\text{C}$ vorgegeben. Diese Vorgabe entspricht einem Temperaturgradienten von $0,02\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}$. In der Mitte des zu erheizenden Konturbereichs bei einer Teufe von 981 m ergibt sich somit eine initiale Gebirgstemperatur von $40,8\text{ }^{\circ}\text{C}$. Die aus der vom Erhitzer abgegebenen Wärmeleistung resultierende Erwärmung der Bohrlochkontur wurde als thermische Randbedingung im Teufenbereich des Erhitzers an der Bohrlochkontur entsprechend Bild 6.38 in Form einer zeitabhängigen Temperaturentwicklung angesetzt, die aus den in *Lowe & Knowles (1989)* dokumentierten Temperaturmessungen abgeleitet worden ist. Dieser Temperatureinleitungsbereichs befindet sich im Teufenbereich zwischen 979,5 m und 982,5 m und weist somit eine vertikale Ausdehnung von 3 m auf. Für die Bohrlochkonturbereiche, die sich ober- bzw. unterhalb des 3 m langen Erhitzerbereichs befinden, ist zwischen den Projektpartnern der Ansatz adiabater Temperaturbedingungen vereinbart worden.

Der Steinsalzkonturbereich des Erhitzers ist zunächst für einen Simulationszeitraum von 1309 Tagen entsprechend des initial eingprägten Temperaturfeldes des Gebirges belegt werden. Anschließend wurde der Erhitzer eingeschaltet und die Gebirgstemperatur hat sich aufgrund der angesetzten Temperaturrandbedingung erhöht. 19 Tage nach der Erhitzeraktivierung wurden diese wieder

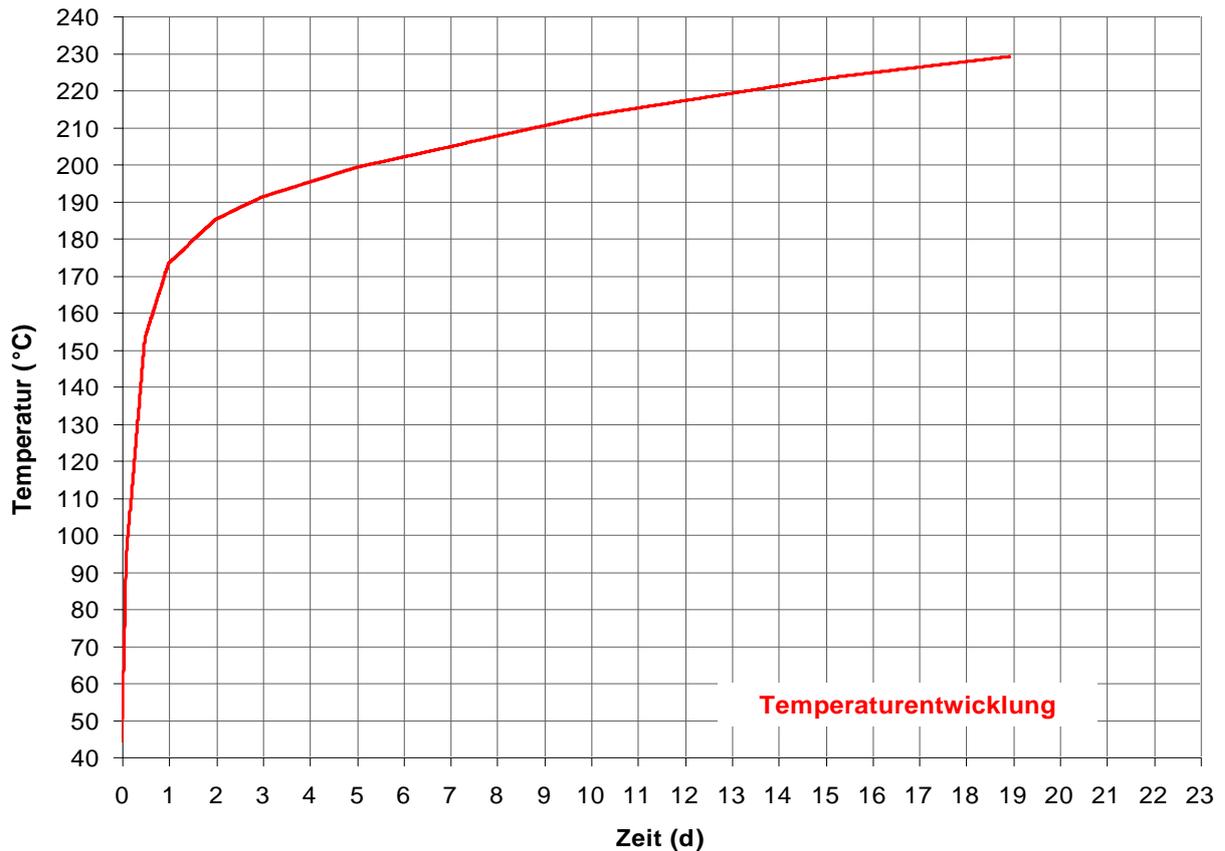


Bild 6.38: Thermische Randbedingung an der Bohrlochkontur im Teufenbereich des Erhitzers in Form einer angesetzten Temperaturentwicklung

deaktiviert und es wurden für die verbleibenden drei Tage bis zum Ende der Simulation adiabate Temperaturbedingungen angesetzt. Die Dauer des eigentlichen HFCEP-Erhiterversuchs beträgt damit 22 Tage.

Die elastischen und thermischen Materialparameter für das Steinsalzgebirge wurden für die durchgeführte Simulation aus dem COSA II-Bericht übernommen.

Die im vorliegenden Abschnitt betrachtete Funktionsstudie wurde mit einer Vorversion des in Abschnitt 2 dokumentierten Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* durchgeführt, welches seinerzeit noch in FLAC^{3D} 5.01 implementiert gewesen ist.

Bild 6.39 zeigt ausgewählte Simulationsergebnisse für den Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Erhitzeaktivierung, und zwar links das bohrlochnah resultierende Temperaturfeld mit einer maximalen Temperatur von etwa $T \approx 173^\circ\text{C}$, mittig die radiale Bohrlochkonturverschiebung mit maximal etwa 5 mm , oben rechts die Verteilung der Vergleichsspannung nach *von Mises* in Form eines Horizontalschnitts auf halber Modellhöhe mit maximal etwa $\sigma_v \approx 22\text{ MPa}$ und unten rechts die räum-

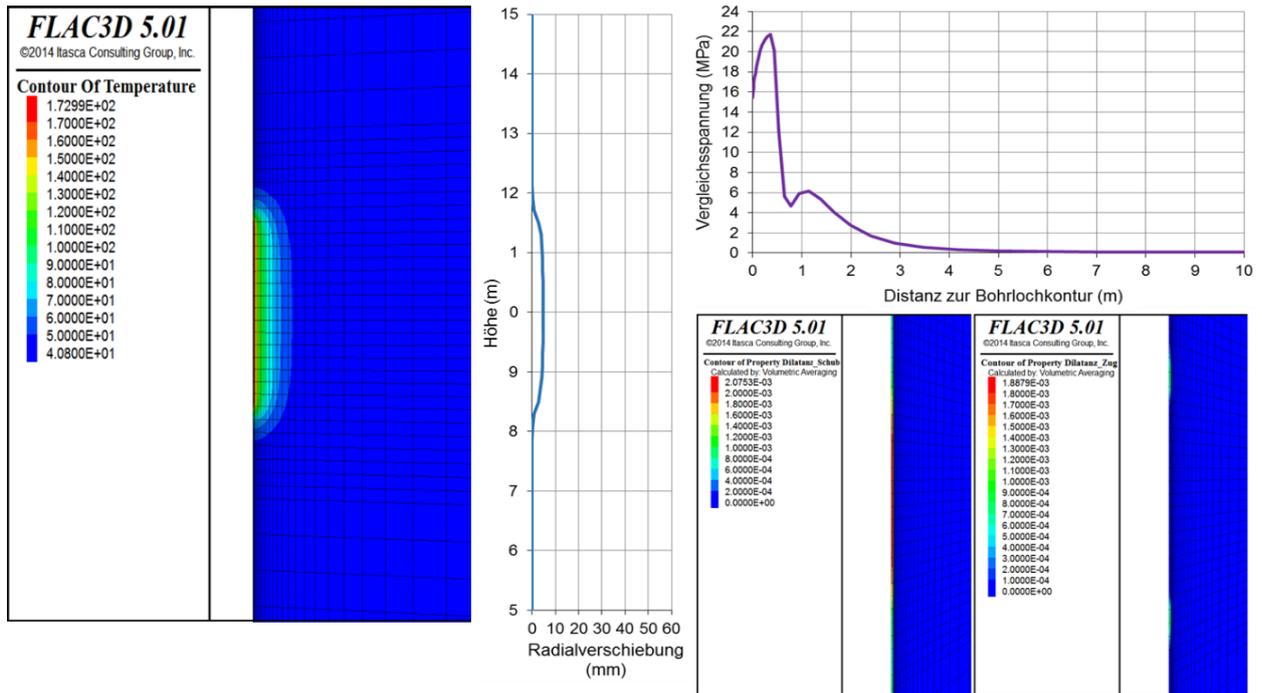


Bild 6.39: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der deviator- und zugspannungsinduzierten Dilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Erhitzeraktivierung

liche Verteilung der Dilatanz, und zwar unterteilt in die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit resultierende Dilatanz und die aus Zugspannungen oberhalb der Zugfestigkeit resultierenden Dilatanz. Es ist aus Bild 6.39 zu ersehen, dass sowohl die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit resultierende Dilatanz wie auch die aus Zugspannungen oberhalb der Zugfestigkeit resultierenden Dilatanz zum Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Erhitzeraktivierung bei etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,2\%$ liegen, allerdings werden zugspannungsinduzierte Dilatanz vornehmlich in den Bereichen der Bohrlochkontur ausgewiesen, an denen oberhalb und unterhalb des Erhitzers der höchste Temperaturgradient ausgewiesen wird, während im stark erwärmten Konturbereich mit hoher Radialverschiebung eher die aus deviatorischen Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit resultierende Dilatanz ausgewiesen wird.

Bild 6.40 zeigt die entsprechenden Simulationsergebnisse für den Zeitpunkt $t = 2 d$ nach Erhitzeraktivierung. Zu diesem Zeitpunkt ist die maximale Temperatur bis auf $T \approx 185^\circ C$ angestiegen, die maximale Radialverschiebung ist auf etwa 9 mm angestiegen, die Vergleichsspannung nach von Mises ist durch Spannungsumlagerungen auf etwa $\sigma_v \approx 19,5\text{ MPa}$ abgebaut und die Dilatanz

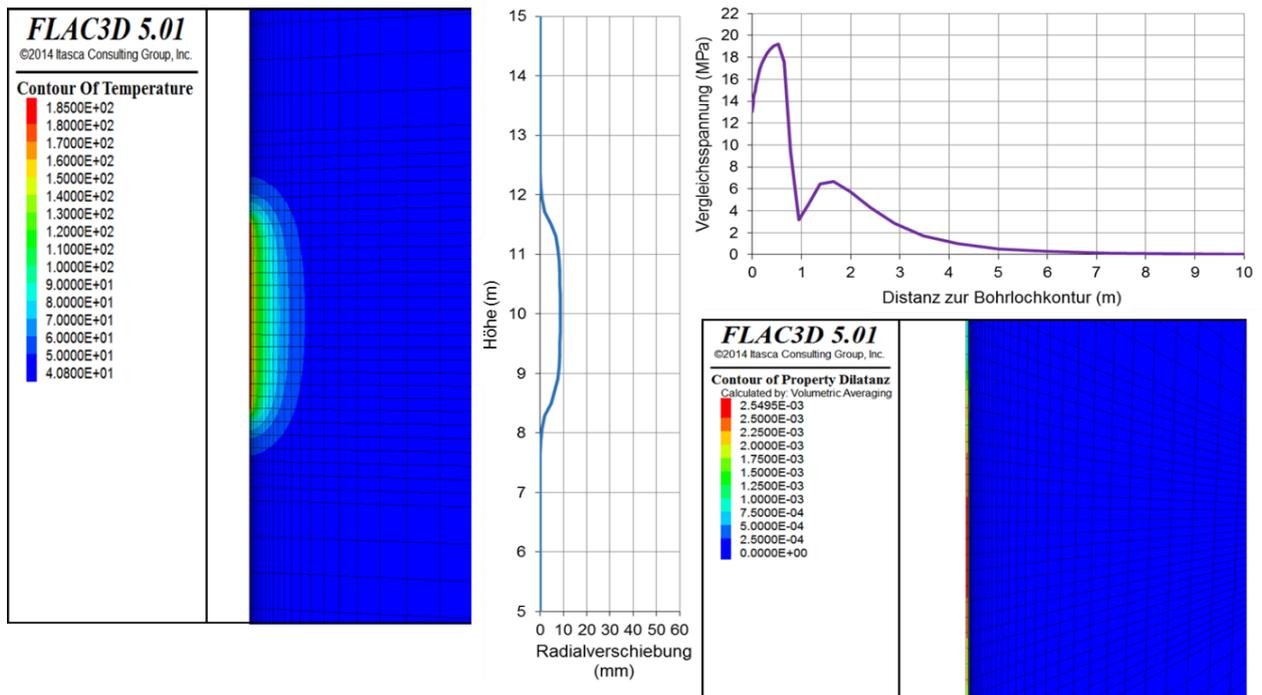


Bild 6.40: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 2 d$ nach Erhitzeraktivierung

ist auf etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,25 \%$ angestiegen. Diese Entwicklung setzt sich im weiteren Verlauf der ersten 19 Versuchstage kontinuierlich fort. So ergibt sich

- entsprechend Bild 6.41 für den Zeitpunkt $t = 8 d$ nach Erhitzeraktivierung eine maximale Temperatur von $T \approx 207,4^\circ C$, eine maximale radiale Bohrlochkonturverschiebung von 24 mm , ein Abbau der Vergleichsspannung nach von Mises auf etwa $\sigma_v \approx 14,5 \text{ MPa}$ und eine maximale Dilatanz von etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,34 \%$,
- entsprechend Bild 6.42 für den Zeitpunkt $t = 15 d$ nach Erhitzeraktivierung eine maximale Temperatur von $T \approx 223^\circ C$, eine maximale radiale Bohrlochkonturverschiebung von 39 mm , ein Abbau der Vergleichsspannung nach von Mises auf etwa $\sigma_v \approx 13,5 \text{ MPa}$ und eine maximale Dilatanz von etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,3865 \%$ und
- entsprechend Bild 6.43 für den Zeitpunkt $t = 19 d$ nach Erhitzeraktivierung eine maximale Temperatur von $T \approx 229^\circ C$, eine maximale radiale Bohrlochkonturverschiebung von 45 mm , ein Abbau der Vergleichsspannung nach von Mises auf etwa $\sigma_v \approx 12,8 \text{ MPa}$ und eine maximale Dilatanz von etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,454 \%$.

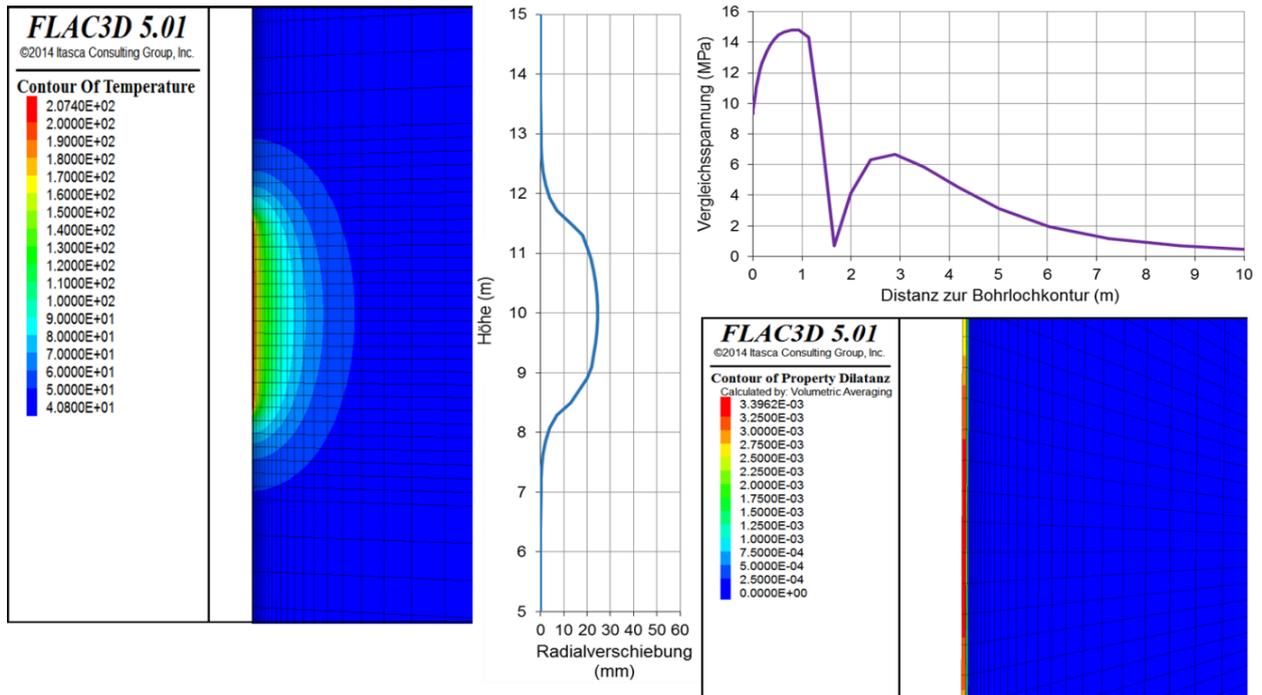


Bild 6.41: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 8 d$ nach Erhitzeraktivierung

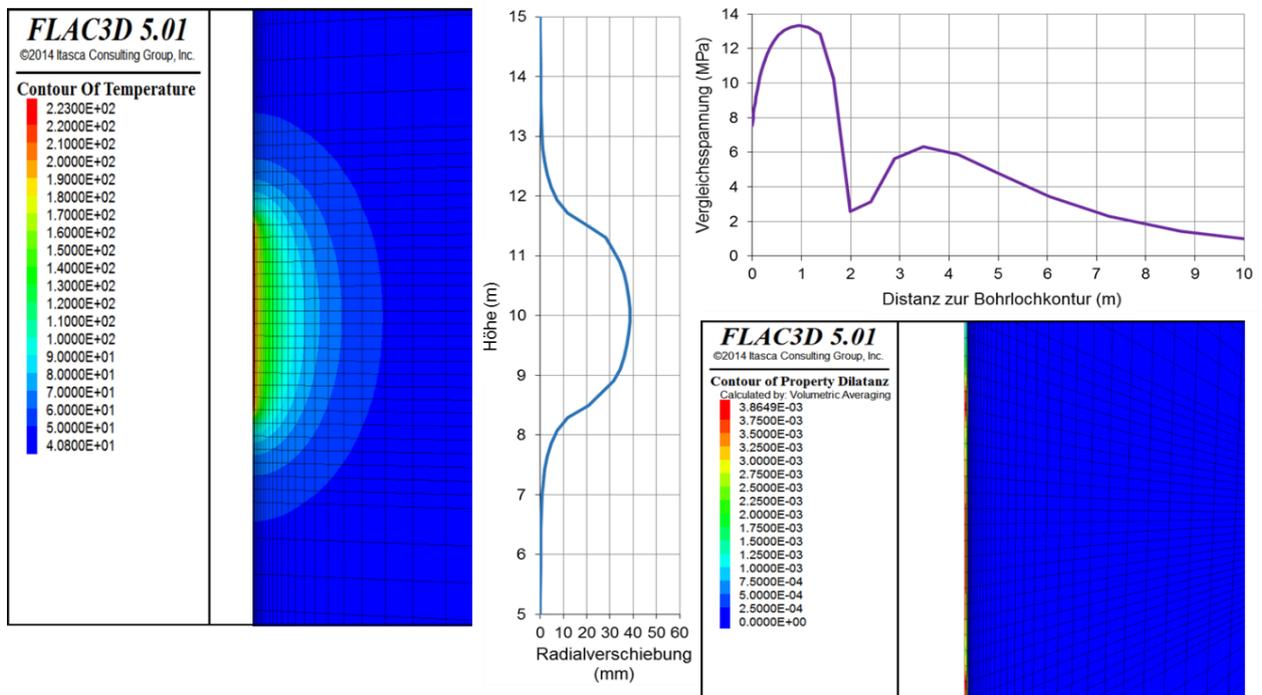


Bild 6.42: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 15 d$ nach Erhitzeraktivierung

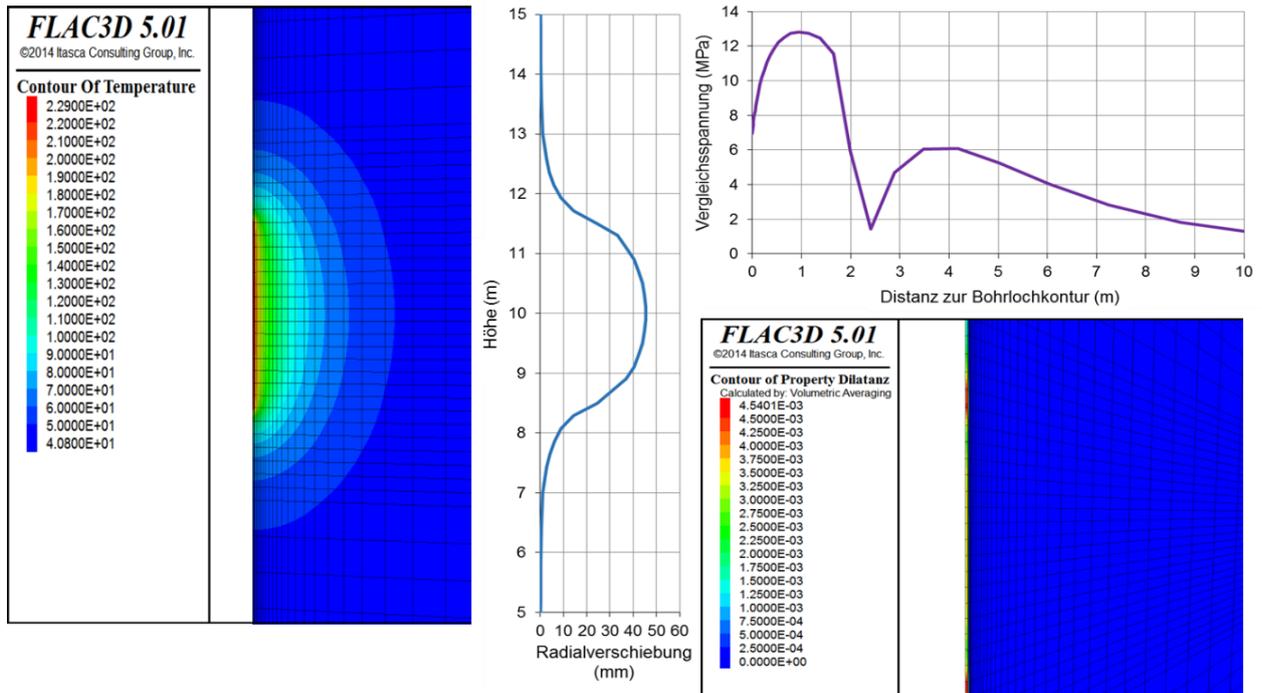


Bild 6.43: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 19 d$ nach Erhitzeraktivierung

Bereits einen Tag nach der Deaktivierung des Erhitzers kehrt sich der aus den vorstehenden Bildern erkennbare Trend teilweise um. So ist aus Bild 6.44 für den Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Deaktivierung des Erhitzers zu ersehen, dass die maximale Temperatur zu diesem Zeitpunkt nur noch bei etwa $T \approx 125,6^\circ\text{C}$ liegt. Die radiale Verschiebungsrates der Bohrlochkontur reduziert sich nach Deaktivierung des Erhitzers deutlich, so dass für den Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Deaktivierung des Erhitzers eine maximale Bohrlochkonturverschiebung von etwa 46 mm ausgewiesen wird, d.h. die Zunahme der radialen Bohrlochkonturverschiebung beträgt seit der Deaktivierung des Erhitzers lediglich 1 mm . Die Vergleichsspannung nach von Mises steigt nach der Deaktivierung des Erhitzers wieder allmählich an auf etwa $\sigma_v \approx 16,2 \text{ MPa}$ für den Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Deaktivierung des Erhitzers. Die maximal ausgewiesene Dilatanz steigt allerdings nach der Deaktivierung des Erhitzers signifikant an bis auf etwa $\varepsilon_{vol} \approx 0,98\%$ innerhalb des ersten Tages nach der Deaktivierung des Erhitzers. Dieser starke Dilatanstieg ist auf die Entstehung thermisch induzierter Zugspannungen bei der Abkühlung des Gebirges nach Deaktivierung des Erhitzers zurückzuführen. Diese thermisch induzierten Zugspannungen treten entsprechend Bild 6.45 entlang des ursprünglich durch den Erhitzer aufgeheizten und nach Deaktivierung des Erhitzers wieder schnell

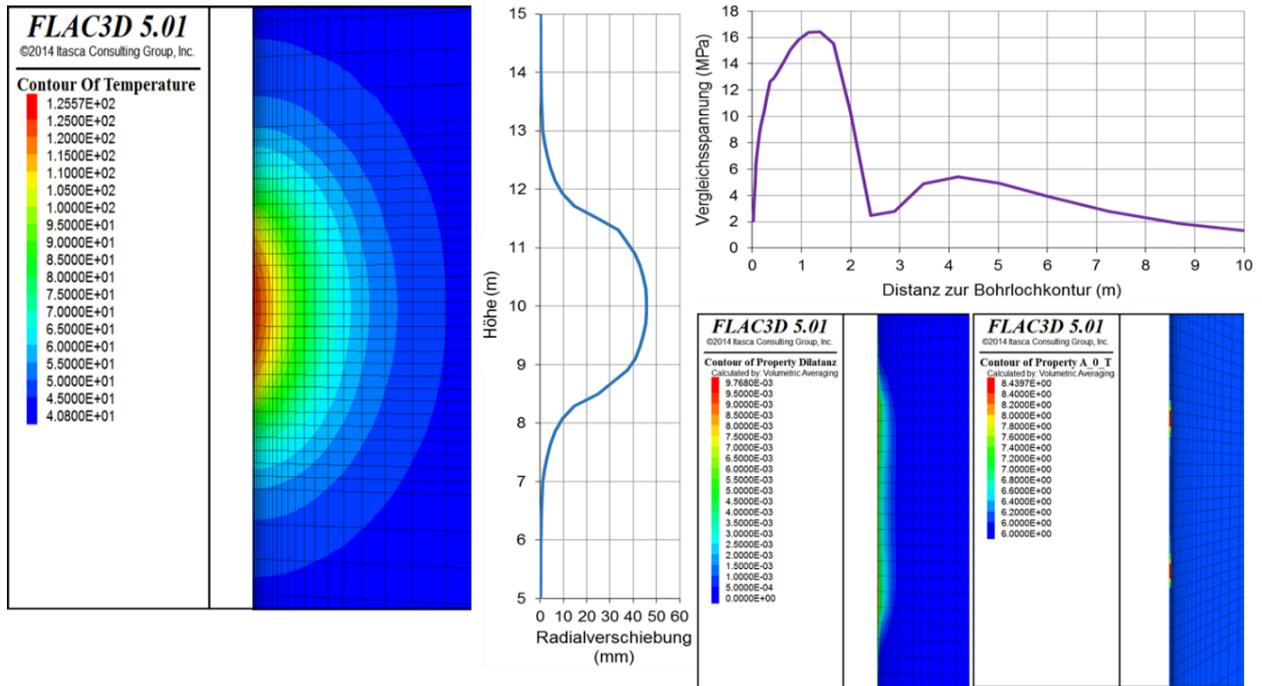


Bild 6.44: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz sowie des Stoffmodellparameters z_0 (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Deaktivierung des Erhitzers

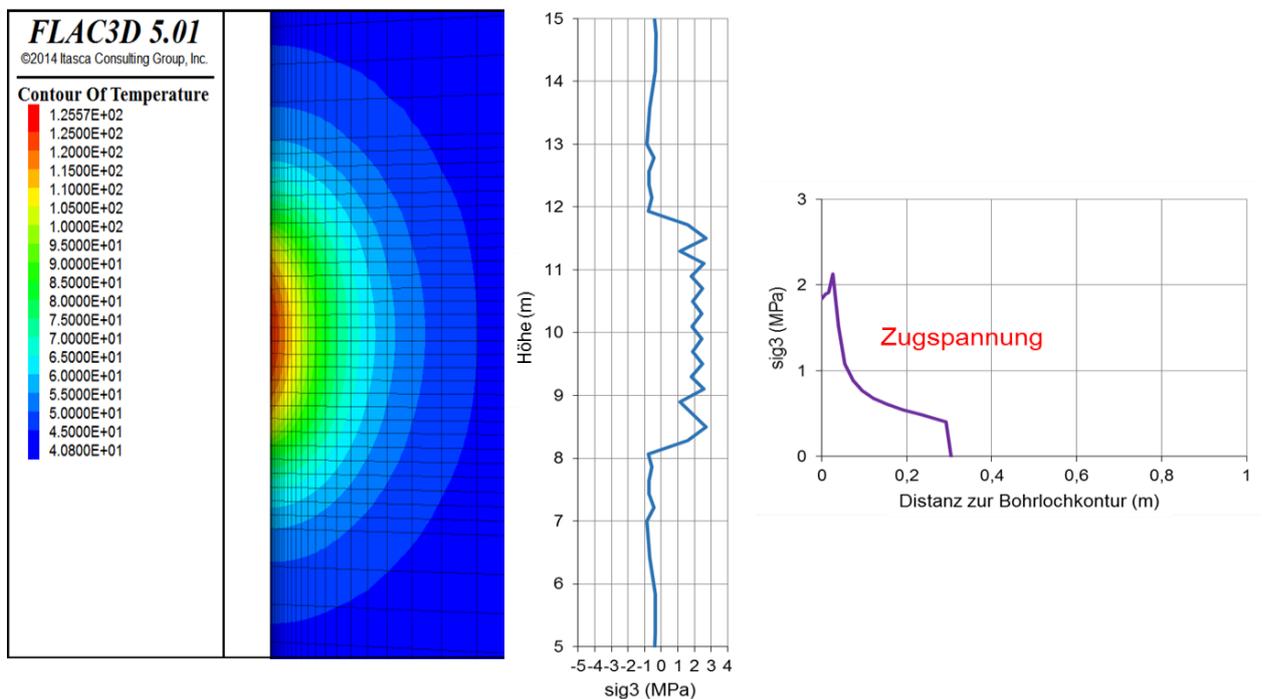


Bild 6.45: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Minimalspannung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig) und der Minimalspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (rechts) zum Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Deaktivierung des Erhitzers

abkühlenden Bohrlochkonturbereichs auf. Die Größenordnung der ausgewiesenen Zugspannungen liegt im Bohrlochkonturbereich entsprechend Bild 6.45 bei $2-3 \text{ MPa}$. Dabei erstrecken sich die thermisch induzierten Zugspannungen entsprechend Bild 6.45 etwa 30 cm in das Steinsalzgebirge hinein.

Bis zum Ende des Simulationszeitraums zum Zeitpunkt $t = 3 \text{ d}$ nach Deaktivierung des Erhitzers setzt sich der Abkühlungsprozess weiter fort, so dass für diesen Zeitpunkt in Bild 6.46 nunmehr eine maximale Temperatur von nur noch $T \approx 84,5 \text{ }^\circ\text{C}$ ausgewiesen wird. Die fortschreitende Abkühlung resultiert in einem weiteren Anstieg der Dilatanz bis auf maximal etwa $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 1,11 \%$. Die radiale Bohrlochkonturverschiebung sowie die Vergleichsspannung nach *von Mises* ändern sich im Zeitraum zwischen $t = 1 \text{ d}$ und $t = 3 \text{ d}$ nach Deaktivierung des Erhitzers nur noch marginal.

Zusammenfassend lässt sich anhand der im vorliegenden Abschnitt betrachteten Funktionsstudie schlussfolgern, dass das Materialverhalten eines Steinsalzgebirges, das zunächst einer Erwärmung und anschließend einer Abkühlung ausgesetzt wird, mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* plausibel nachvollzogen werden kann. Die Entwicklung thermisch induzierter Gefügeschädigung

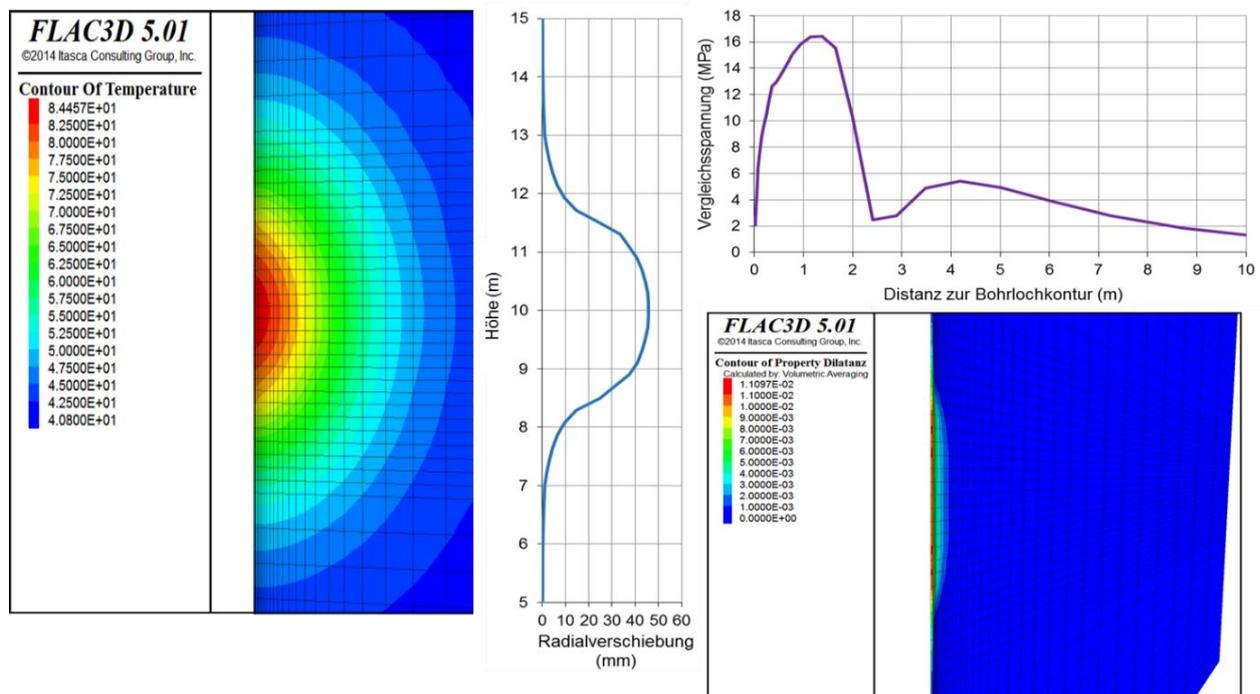


Bild 6.46: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung in einem Vertikalschnitt entlang der Bohrlochkontur (mittig), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Gesamtdilatanz (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 3 \text{ d}$ nach Deaktivierung des Erhitzers

gen, die auf die Entstehung von Zugspannungen während des Abkühlungsprozesses zurückzuführen sind, kann qualitativ gut erfasst werden. Ein quantitativer Vergleich mit entsprechenden Messdaten stand in der hier betrachteten numerischen Funktionsstudie nicht im Fokus, da sich das Stoffmodell zum Zeitpunkt der Durchführung der Funktionsstudie hinsichtlich der Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz unter Zugspannungsbeanspruchung noch in einer Weiterentwicklungsphase befand.

6.6 Funktionsstudie zur Modellierung des Kriechverhaltens von Steinsalz bei kleinen deviatorischen Spannungen am Beispiel der Halokinese von Salzstöcken

Im Verbundprojekt WEIMOS ist im Rahmen des Arbeitspakets 1 das Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen laborativ untersucht worden. Des Weiteren ist im Arbeitspaket 1 von den verschiedenen Projektpartnern auch einer der beim Projektpartner IfG durchgeführten Laborversuche zum Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen einer numerischen retrospektiven Analyse unterzogen worden. Diese vom Projektpartner TU Clausthal erhaltenen Ergebnisse dieser retrospektiven Analyse des Laborversuchs mit der Bezeichnung 527-TCC34 sind bereits in Abschnitt 3 des vorliegenden Berichtes dokumentiert.

Um die Funktionalität der verschiedenen Stoffmodellansätze bei der Modellierung großräumiger und über sehr lange Zeiten ablaufender Deformationsprozesse im Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen zu visualisieren, haben die Projektpartner ergänzend zu den experimentellen Arbeiten mit ihren jeweiligen Stoffmodellansätzen die im vorliegenden Abschnitt betrachtete Funktionsstudie zum Aufstieg eines generischen Salzstocks durchgeführt, bei der der Einfluss der stationären Kriechrate bei kleinen Deviatorspannungen von besonderer Bedeutung ist.

Die halokinetisch bedingte Genese von Salzstöcken ist auf die Existenz kleiner deviatorischer Gebirgsspannungen in der Salinarstruktur zurückzuführen. Der Salzstockaufstieg kann damit als natürliches Analogon zur Auswirkung kleiner deviatorischer Spannungen auf das Kriechverhalten des Salinargebirges mit Blick auf die Aufstiegsrate des Salzstockes herangezogen werden.

Die zur Durchführung der Funktionsstudie benötigten Anfangs- und Randbedingungen wurden durch die Projektpartner gemeinsam festgelegt. Es wurde insbesondere angenommen, dass der Salzstock in seiner geotektonisch-geometrischen Konfiguration schon zu Beginn der rechnerischen Simulation entwickelt ist. Dieser Struktur wird anfänglich ein primäres Spannungsfeld aufgeprägt, welches aus den unterschiedlichen Formationswichten der Salinargebirgsformation sowie der Neben- und Deckgebirgsformationen resultiert.

Bedingt durch die unterschiedlichen Formationswichten werden im Salinargebirge Kriechprozesse und daraus resultierende Spannungsumlagerungen und Deformationen induziert. Ziele der durchgeführten numerischen Funktionsstudie sind einerseits die Ermittlung des nahezu stationären sekundären Gebirgsspannungsfeldes mit geringen Deviatorspannungen und andererseits die Ermittlung der aus den geringen Deviatorspannungen resultierenden Hebungsraten, die als Bewertungsmaßstab für die Qualität des jeweiligen Stoffmodellansatzes bei der Modellierung des Deformationsverhaltens von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen herangezogen werden können.

Bild 6.47 zeigt das diskretisierte Berechnungsmodell mit der angesetzten geologischen Struktur und den unterschiedlichen Materialdichten. Zu ersehen ist in blauer Farbe der stilisierte Salzstock und in den weiteren Farben das nichtsalinare Neben- und Deckgebirge. Die aus der Simulation resultierenden Deformationen basieren auf den unterschiedlichen Dichten der Gesteinsformationen, da es aufgrund der größeren Dichten des Neben- und Deckgebirges und der geringeren Dichte des Salinargebirges mit der daraus resultierenden größeren Lastwirkung auf die seitlichen Flanken des Salzstocks zur Ausbildung von Deviatorspannungen im Salinargebirge kommt und in Folge zu einer der Halokinese entsprechenden aufwärts gerichteten Deformation des Steinsalzgebirges in der Modellmitte. Die Abmessungen des Modells betragen in horizontaler Ausdehnung $l = 12 \text{ km}$ und in vertikaler Ausdehnung $h = 3,5 \text{ km}$.

In Bild 6.48 ist die primäre Temperaturverteilung im Salinargebirge während der Simulation dargestellt. In der Simulation erfolgt die Berücksichtigung des Temperatureinflusses auf das Kriechverhalten des Salinargebirges durch den Ansatz eines primären Temperaturfeldes mit einem tiefenbezogenen Temperaturgradienten. Am oberen Modellrand wurde eine Temperatur von $T = 9^\circ\text{C}$ angesetzt, wobei die Temperatur mit zunehmender Teufenlage im Salzstock an um $\Delta T = 0,023 \text{ K/m}$ ansteigt.

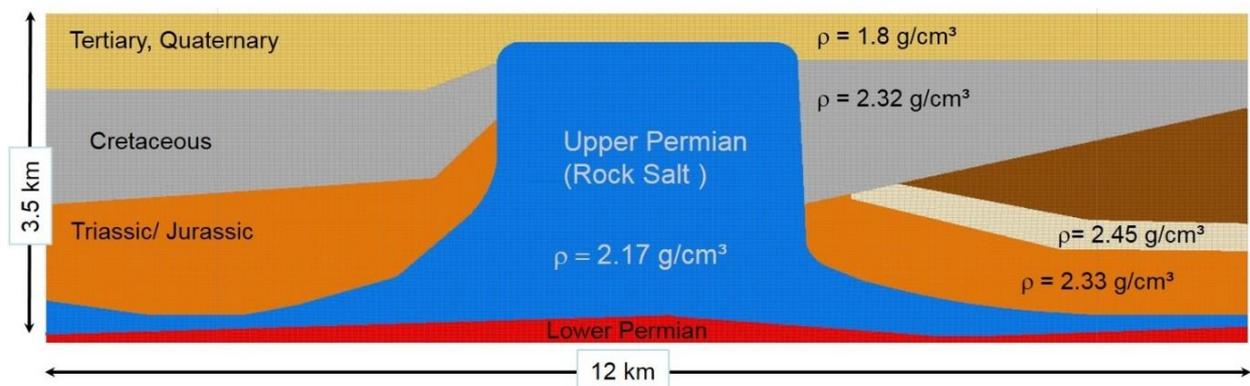


Bild 6.47: Ansicht des Berechnungsmodells mit Geologie und Materialdichten

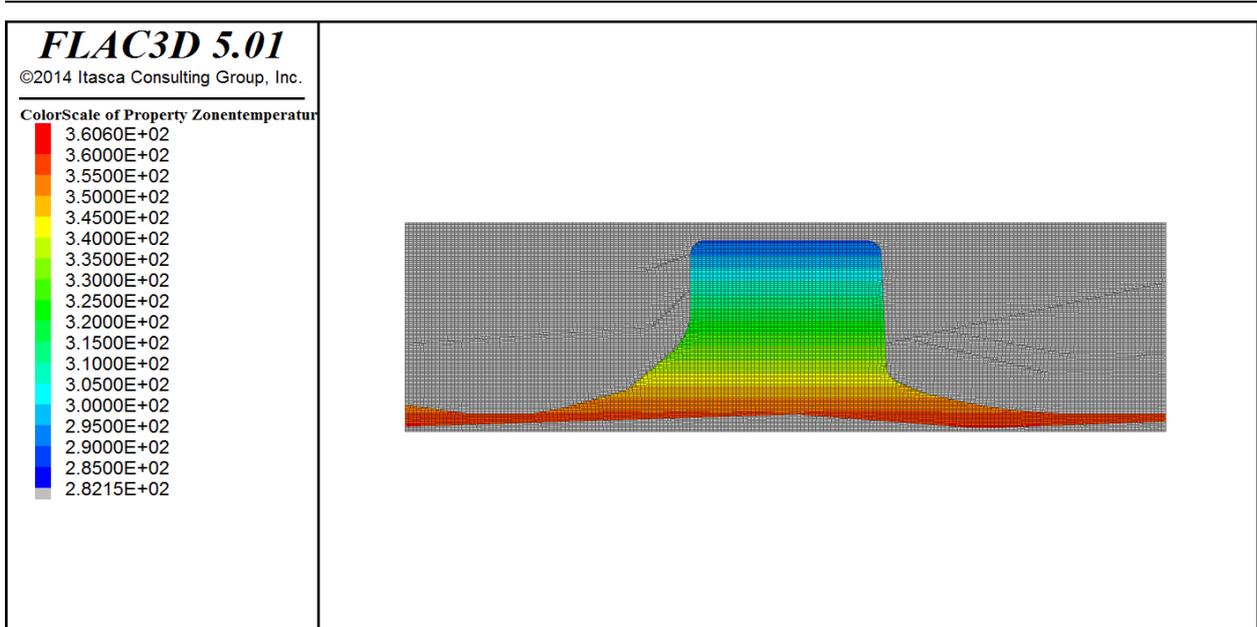


Bild 6.48: Berechnungsmodell mit primärer Gebirgstemperatur

Aus Bild 6.49 ist die räumliche Verteilung der Deviatorspannung σ_v für den Zeitpunkt $t = 2.000 a$ nach Simulationsbeginn zu sehen. Bild 6.49 ist zu entnehmen, dass die Deviatorspannung im Salzstock zu diesem Zeitpunkt größtenteils in der Größenordnung von etwa $\sigma_v \approx 0,6 - 0,8 MPa$ liegt. Mit fortschreitender Simulation ergibt sich entsprechend Bild 6.50 eine Reduzierung der Deviatorspannung auf etwa $\sigma_v \approx 0,05 MPa$ für den Zeitpunkt $t = 100.000 a$

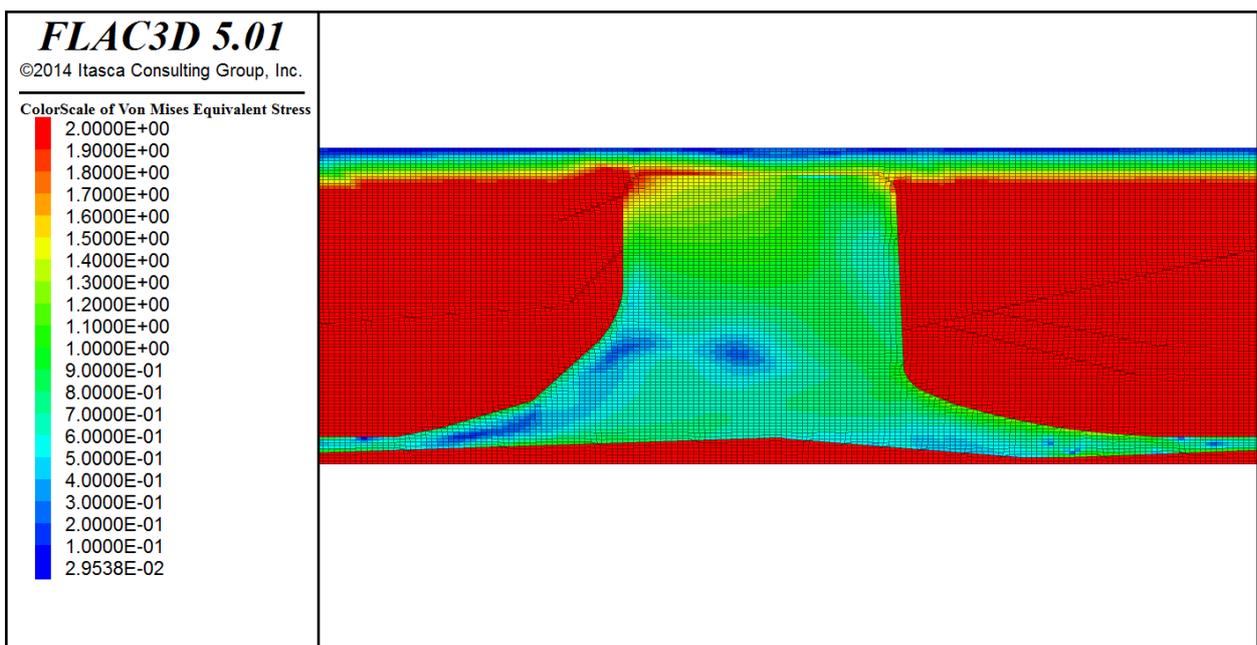


Bild 6.49: Räumliche Verteilung der Deviatorspannung σ_v für den Zeitpunkt $t = 2.000 a$ nach Simulationsbeginn

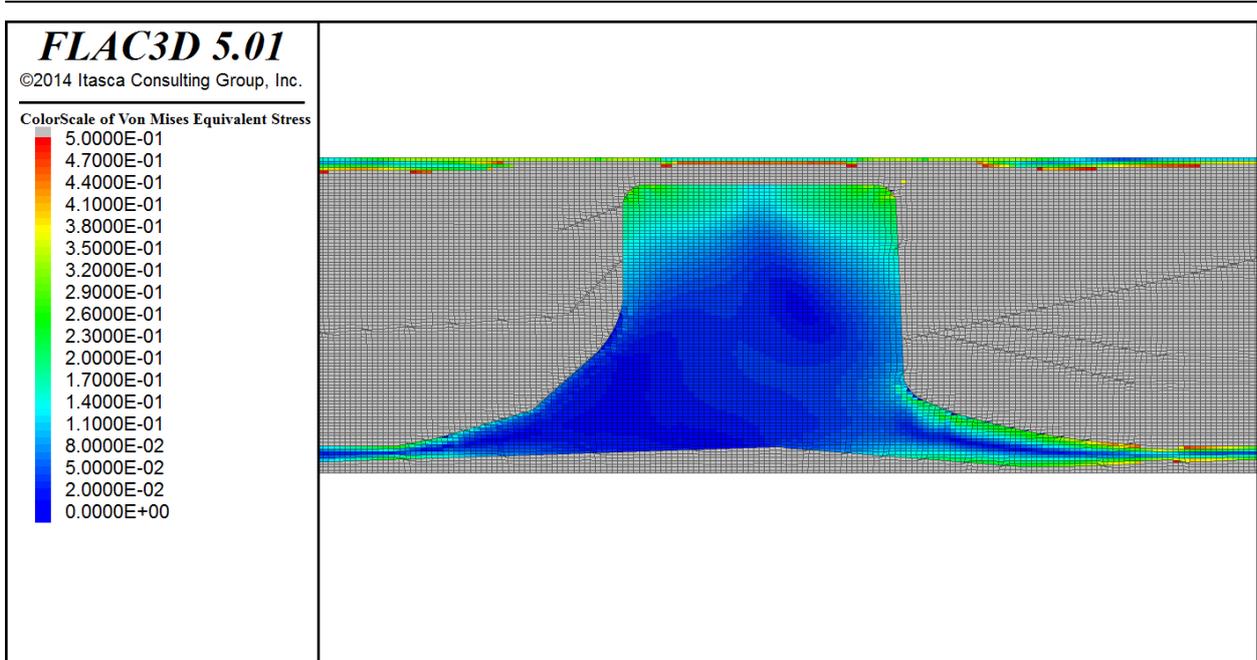


Bild 6.50: Räumliche Verteilung der Deviatorspannung σ_v für den Zeitpunkt $t = 100.000 a$ nach Simulationsbeginn

nach Simulationsbeginn. Dieser Sekundärspannungszustand ändert sich dann bis zum Zeitpunkt $t = 1.000.000 a$ nach Simulationsbeginn entsprechend Bild 6.51 nur noch marginal, d.h. es handelt sich hierbei um einen nahezu stationären Sekundärspannungszustand. Lediglich am oberen Salzstockrand liegen in den beiden Darstellungen für $t = 100.000 a$ nach Simulationsbeginn und für $t = 1.000.000 a$ nach Simulationsbeginn die Deviatorspannungen noch bei etwa $\sigma_v \approx 0,2 \text{ MPa}$.

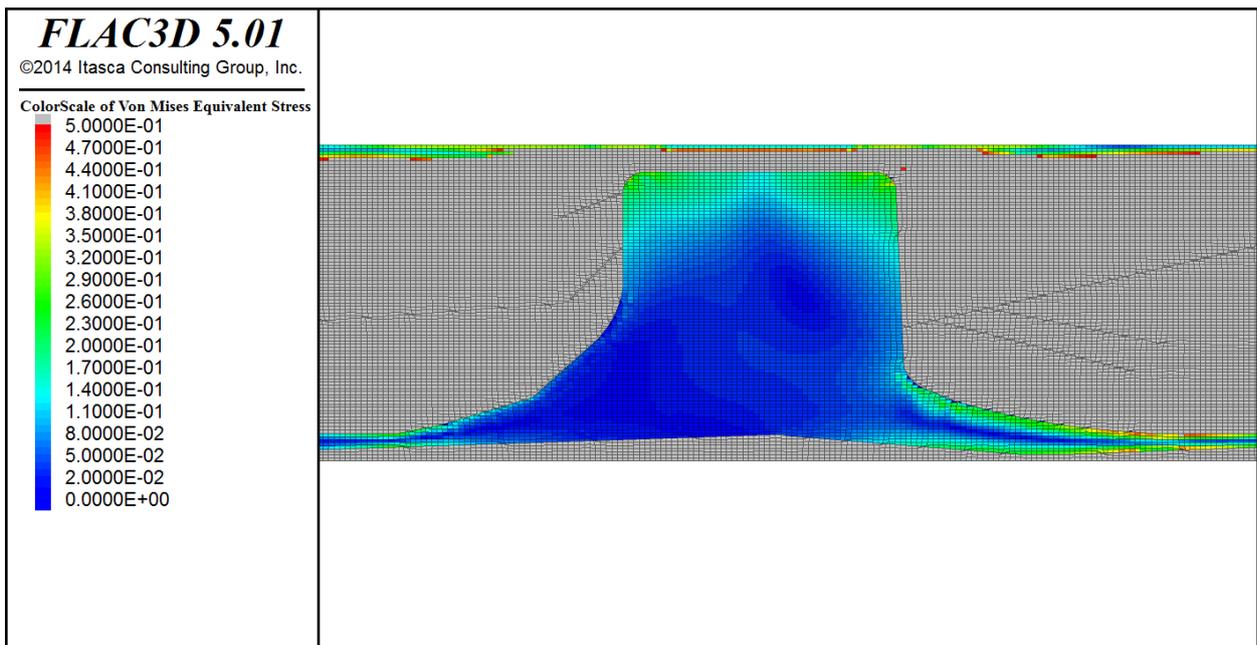


Bild 6.51: Räumliche Verteilung der Deviatorspannung σ_v für den Zeitpunkt $t = 1.000.000 a$ nach Simulationsbeginn

Zentrales Ziel dieser numerischen Simulation war auch, die aus den kleinen Deviatorspannungen im Salinargebirge resultierenden Salinargebirgsdeformationen für den Zeitpunkt $t = 1.000.000 a$ nach Simulationsbeginn zu ermitteln. Diese numerisch ermittelten Salinargebirgsdeformationen sind in Bild 6.52 flächenhaft sowie vektoriell dargestellt. Es ist zu ersehen, dass die größten Verformungen im Bereich der unteren rechten Salzstockflanke auftreten, bedingt durch die größere Gebirgsmasse oberhalb dieses rechten Flankenbereichs gegenüber dem linken Flankenbereich infolge der größeren Formationsvolumina mit höheren Dichten.

Ein Vergleich der vorstehend diskutierten Simulationsergebnisse mit den Abschätzungen der BGR zur aktuellen Aufstiegsgeschwindigkeit im Salzstock Gorleben ($0,001 - 0,005 \text{ mm/a}$) ergibt, dass mit der berechneten Hebungsrates von $\dot{\epsilon} \approx 0,06 \text{ mm/a}$ die tatsächlichen Hebungsrates um mindestens den Faktor 10 und damit deutlich überschätzt werden. In diesem Zusammenhang ist allerdings darauf hinzuweisen, dass für die Simulationen mit den jeweilig angesetzten Stoffmodellen eine Extrapolation der stationären Kriechrates bis in die Spannungsbereiche erfolgen musste, die um mindestens den Faktor 100 kleiner sind als die Deviatorspannungen, die im Rahmen der verfügbaren Laborversuche angesetzt worden sind. Somit wird nochmals die Notwendigkeit von zusätzlichen Laborversuchen in dem relevanten Temperatur- und Spannungsbereich deutlich. Die im

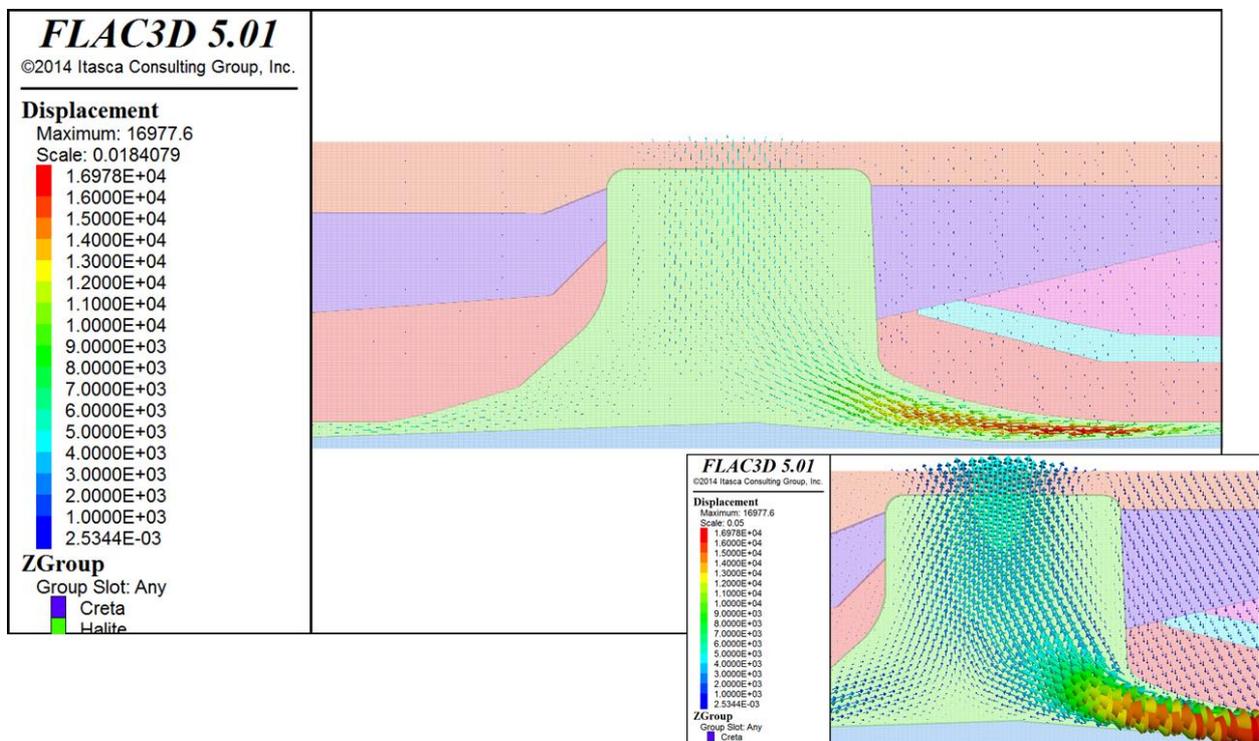


Bild 6.52: Darstellung der Salinargebirgsdeformationen für den Zeitpunkt $t = 1.000.000 a$ nach Simulationsbeginn

Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS durchgeführten Hauptversuche zum Kriechverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen standen zum Zeitpunkt der Durchführung dieser Simulation leider noch nicht zur Verfügung bzw. wurden gerade erst begonnen.

Im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* könnte eine Anpassung des in Gl. (2.6) verwendeten Stoffmodellparameters a zur Reduzierung der berechneten stationären Kriechrate des Steinsalzes im laborativ nicht abgedeckten Belastungsbereich sehr kleiner Deviatorspannungen erfolgen, da dieser relativ unabhängig von den an Steinsalzprüfkörpern ermittelten Labormessdaten bei höheren Deviatorspannungen gewählt werden kann. Auf diese Weise könnte die berechnete Hebungsrates des Salzstocks reduziert werden, ohne im laborativ abgedeckten Deviatorspannungsbereich das Deformationsverhalten des Steinsalzes zu unterschätzen.

7 Arbeitspaket 5: Virtueller Demonstrator 1

7.1 Einleitung und Zielstellung

In Arbeitspaket 5 des Verbundprojektes WEIMOS sollen die Auswirkungen der verbesserten physikalischen Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz entsprechend AP 1 bis AP 4 anhand von exemplarischen Berechnungen mit einem komplexen gebirgsmechanischen 3D-Modell (Virtueller Demonstrator 1) numerisch erprobt und analysiert werden. In diesem Zusammenhang sollen auch die unterschiedlichen Modellierungsansätze der verschiedenen Verbundpartner anhand der jeweiligen Berechnungsergebnisse miteinander verglichen werden.

Der Virtuelle Demonstrator 1 repräsentiert die Betriebs- und Nachbetriebsphase einer generischen Endlagersituation in der Wirtsgesteinsformation Steinsalz in flacher Lagerung und ist angelehnt an das Berechnungsmodell zur WIPP-Site aus dem vorangegangenen Verbundprojekt, welches in *Lux et al. (2016)* dokumentiert ist. Im Fokus der mit dem Virtuellen Demonstrator 1 durchgeführten Berechnungen stehen insbesondere die im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten Modifikationen der Stoffmodelle in den Modellansätzen für die Schädigungsrückbildung und für das Verformungsverhalten infolge von Zugspannungen. Das Berechnungsmodell wurde von den verschiedenen Projektpartnern gemeinsam entworfen und hinsichtlich der Diskretisierung mehrfach von unterschiedlichen Projektpartnern modifiziert, um einen akzeptablen Kompromiss zwischen einer adäquaten Abbildung der physikalischen Prozesse und der benötigten Rechenzeit der numerischen Simulationen zu erzielen. Die Berechnungen wurden im Verlauf der Projektlaufzeit mehrfach wiederholt, um einerseits den Einfluss von Änderungen in den Modellierungsansätzen zu analysieren und andererseits beim Wechsel der Projektbearbeiter die neuen Kollegen und Kolleginnen in die Anwendung der Simulationssoftware einzuführen. Die jeweiligen Simulationsergebnisse wurden bei diversen gemeinsamen Workshops zunächst in Präsenz und ab Beginn der Covid-19-Pandemie dann nur noch online diskutiert und miteinander verglichen.

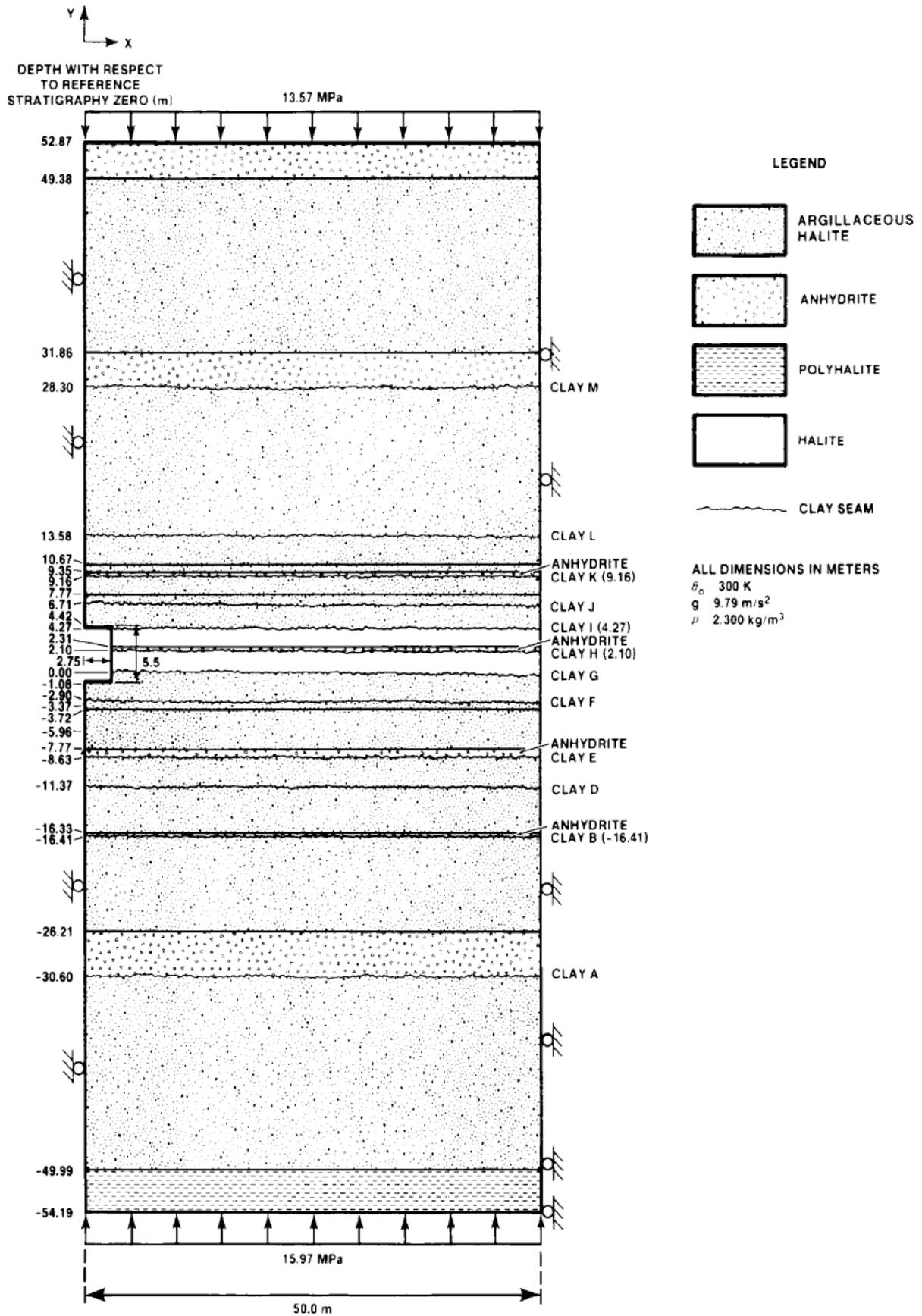
7.2 Beschreibung der Berechnungsmodells zum Virtuellen Demonstrator 1 und der angesetzten Randbedingungen

Die geometrischen Abmessungen des Berechnungsmodells Virtueller Demonstrator 1 sind weitgehend übernommen worden aus dem im vorangegangenen Verbundprojekt verwendeten 2D-Berechnungsmodell, das im Rahmen der retrospektiven Analyse von in den beiden Kammern Room B und Room D der WIPP-Site gewonnenen Messdaten genutzt worden ist. Die WIPP-Site befindet sich stratigrafisch in einer flach gelagerten Steinsalzformation in der Nähe von Carlsbad

(New Mexico, USA). Bild 7.1 zeigt eine schematische Darstellung der stratigrafischen Verhältnisse an der WIPP-Site im Bereich der beiden Kammern. Zu sehen ist, dass in Hohlraumnähe der Steinsalztyp *clean salt* ansteht, der im hangenden und liegenden Gebirge von mächtigen Schichten aus *argillaceous salt* umgeben ist. Des Weiteren sind sowohl im *clean salt* wie auch im *argillaceous salt* dünnbankige Lagen von Anhydrit sowie geringmächtige Tonschichten vorhanden. Da sich diese nach *Munson et al. (1989)* nicht als deutliche Tonschichten darstellen, sondern vorwiegend als lokale horizontale Konzentrationen von eingepprägten Tonverunreinigungen im Steinsalz, werden sie in den numerischen Berechnungen als Kontaktfugen mit geeigneten Scherparametern für die Schichtfläche zwischen Ton- und Salzgestein modelliert.

Das von allen Projektpartnern verwendete Berechnungsmodell ist aufbauend auf den in Bild 7.1 dargestellten geotektonischen Verhältnissen und geometrischen Abmessungen des früher schon von *Munson et al. (1989)* erarbeiteten 2D-Modells unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen nunmehr als ein 3D-Modell erstellt worden mit einer Höhe von $h_{Modell} = 107 \text{ m}$, einer horizontalen Ausdehnung von $b_{Modell} = 50 \text{ m}$ sowie einer Tiefenlänge von $l_{Modell} = 30 \text{ m}$. Die vertikale Symmetrieebene teilt den streckenartigen Kammerhohlraum in der Mitte. Die in der Mitte des Gebirgsmodells eingezeichnete Kammer ist mit einer Breite von $b = 2,75 \text{ m}$ für die halbe Kammerbreite und eine Höhe von $h = 5,5 \text{ m}$ angegeben. Die Ausdehnung des Modells von $l_{Modell} = 30 \text{ m}$ in Längsrichtung ermöglicht die zusätzliche Implementierung eines fiktiven Abdichtungsbauwerks in das Modell, um die Interaktion einer komplexen Salinargesteinsstruktur mit geotechnischer Barriere zu analysieren.

Das in Bild 7.2 dargestellte Berechnungsmodell ist entlang der Symmetrieffläche am linken Rand sowie am rechten äußeren Rand in Normalenrichtung sowie in vertikaler Richtung an der unteren Modellrandfläche unverschieblich gelagert. Die vordere sowie die hintere Modellrandfläche sind ebenfalls in Normalenrichtung unverschieblich gelagert. Die Konturflächen der Kammer sind frei verschieblich. Der vertikal verschiebliche obere Modellrand wird in der numerischen Simulation entsprechend der Teufenlage des oberen Modellrandes und der Dichte der überlagernden geologischen Schichten mit einer vertikalen Flächenlast von $P_v = 13,57 \text{ MPa}$ beaufschlagt. Die mittlere Dichte der Gesteinsschichten im Betrachtungsbereich des Berechnungsmodells wurde mit $\rho = 2,3 \text{ t/m}^3$ angesetzt. Der im Modell abgebildete Streckenabschnitt mit einer Länge von $l = 30 \text{ m}$ wird zunächst für einen Zeitraum von 30 Jahren als offene Strecke simuliert und anschließend auf halber Länge mit einem 15 m langen Abdichtungsbauwerk versehen. Nach dem Einbau des Abdichtungsbauwerkes wird eine 70-jährige Nachverschlussphase simuliert.



T/B-9251-23

Bild 7.1: Stratigraphie im Bereich der Kammer Room D, Munson et al. (1989), S. 55

modLubby2-Parameter			Festigkeitsparameter			Schädigungsparameter			Verheilungsparameter		
Symbol	Einheit		Symbol	Einheit		Symbol	Einheit		Symbol	Einheit	
\bar{G}_k^*	MPa d	3,64E+05	$a_{4,0}$	-	0,85	a_0	-	0,3	a_{11}	-	1
k_1	1 / MPa	-0,13	a_{4_rest}	-	0,85	a_1	-	0,7	fc_1	MPa	0
b	-	-1	$a_{5,0}$	1 / MPa	0,065	$a_{1,2}$	-	0,8	fs_1	MPa d	5500
$\bar{\eta}_k^*$	MPa d	4,80E+04	a_{5_rest}	1 / MPa	0,05	a_2	-	11	fc_2	-	0
k_2	1 / MPa	-0,12	a_6	MPa	67	a_{k2}	-	8	fs_2	-	1,3
$\bar{\eta}_m^{**}$	MPa d	8,32E+13	a_7	MPa	37	a_3	-	0,28	n	-	1,2
m	1 / MPa	-0,33	a_8	1 / MPa	0,27	a_{15}	-	0,3			
a	-	0	a_9	-	0,577	c_0	-	1,933			
l	1 / K	-0,05	a_{10}	1 / MPa	1	Dil _{krit}	-	0,02			
E	MPa	29935,53				Dil _{rest}	-	0,11			
ν	-	0,265	Zugfestigkeitsparameter			E_{rest}	MPa	2000			
			Symbol	Einheit		z_1	-	0,18			
			max σ_{ZF}	MPa	1	z_3	-	5,00E-13			
			min σ_{ZF}	MPa	1,00E-06						
			$\epsilon_{vol;uGR-ZF}$	-	0						
			$\epsilon_{vol;oGR-ZF}$	-	0,02						
			z_2	-	5						

Tabelle 7.1: Übersicht zu den im Stoffmodell Lux/Wolters/Lerche angesetzten Materialparametern für Steinsalz

Materialparameter Anhydrit (Stoffmodell Mohr-Coulomb)			Materialparameter Polyhalit (Stoffmodell Norton)		
Symbol	Einheit		Symbol	Einheit	
K	MPa	40000	K	MPa	19000
G	MPa	24000	G	MPa	12000
c	MPa	2	A	MPa	4,50E-11
ϕ	°	30	n	-	4

Tabelle 7.2: Übersicht zu den angesetzten Materialparametern für die Anhydritschichten und die Polyhalitschicht

7.3 Vorstellung und Diskussion der Simulationsergebnisse

7.3.1 Aufbau der Ergebnisdarstellung

Wie bereits in Abschnitt 1 des vorliegenden Berichtes ausgeführt, hat es am seinerzeitigen Lehrstuhl Deponietechnik und Geomechanik – nunmehr Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme – während der Projektlaufzeit des Verbundprojektes WEIMOS zwei Wechsel der zuständigen Projektbearbeiter gegeben. Das Projekt ist bis Mitte 2019 von K. Herchen bearbeitet worden, anschließend bis Ende Februar 2021 von J.Q. Sun-Kurczinski und ab August 2021 dann von R. Wolters. Im Rahmen der folgenden Darstellung zu den Simulationsergebnissen im Zusammenhang mit dem Virtuellen Demonstrator 1 werden die von den jeweiligen Projektbearbeitern zur Bearbeitung des Arbeitspaketes 5 produzierten Ergebnisdaten getrennt voneinander vorgestellt und diskutiert, da einerseits unterschiedliche und teilweise schwierig zu vergleichende

Entwicklungsstufen des Stoffmodells zur Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz verwendet worden sind und andererseits der Bearbeitungsfokus bei den verschiedenen Projektarbeitern unterschiedlich gesetzt worden ist. Während der Bearbeitungsfokus von K. Herchen auf der Weiterentwicklung des Stoffmodells *Lux/Wolters* zum Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* lag, ist der Bearbeitungsfokus von J.Q. Sun-Kurczinski eher im Sinne einer Nachwuchsförderung in der Einarbeitung in das am Lehrstuhl entwickelte und verwendete Simulationsinstrumentarium zu sehen. Der Bearbeitungsfokus von R. Wolters lag dann zum Ende der Projektlaufzeit auf einem vorläufigen Abschluss der Weiterentwicklungsarbeiten am Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* sowie auf der Darstellung der mit der finalen Version des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* am Ende der Projektlaufzeit erhaltenen Simulationsergebnisse.

7.3.2 Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – K. Herchen

7.3.2.1 Übersicht zu den betrachteten Simulationsvarianten

Zur Erarbeitung eines Grundverständnisses zum Tragverhalten der Strecke sind mit dem Virtuellen Demonstrator 1 zunächst mehrere Berechnungen mit Variation verschiedener Randbedingungen durchgeführt worden. Diese unterschiedlichen Ansätze betreffen die Abstraktion der Stratigraphie bezüglich des Steinsalzgebirgsaufbaus, den Berechnungsmodus mit bzw. ohne Berücksichtigung großer Verformungen in der Simulation (FLAC^{3D}-Modus *set small* bzw. FLAC^{3D}-Modus *set large*) sowie die Art der Simulation des Hohlraums während der Offenhaltungsphase. Insgesamt sind fünf Variationssituationen A bis E betrachtet worden. Bild 7.3 zeigt eine Übersicht dieser verschiedenen Berechnungsvarianten.

In Berechnungsvariante A sind für beide Steinsalztypen einheitlich die im vorangegangenen Verbundprojekt abgeleiteten und in *Lux et al. (2016)* dokumentierten Materialparameter für *argillaceous salt (AS)* angesetzt worden, in den Berechnungsvarianten B bis E dagegen für den Steinsalztyp *clean salt* die ebenfalls im vorangegangenen Verbundprojekt abgeleiteten und in *Lux et al. (2016)* dokumentierten Materialparameter für *clean salt (CS)*.

Weitere Variationen sind vor dem Hintergrund zu erwartender großer Deformationen während der Simulationszeit und in der Folge zu erwartender numerischer Instabilitäten durchgeführt worden. Dabei wurde die Wirkung unterschiedlicher FLAC^{3D}-Berechnungsmodi für größere Verformungen untersucht (FLAC^{3D}-Modus *set small* vs. FLAC^{3D}-Modus *set large*). Vor dem Hintergrund zu erwartender numerischer Instabilitäten ist zudem für den Bereich der offenen Strecke eine Va-

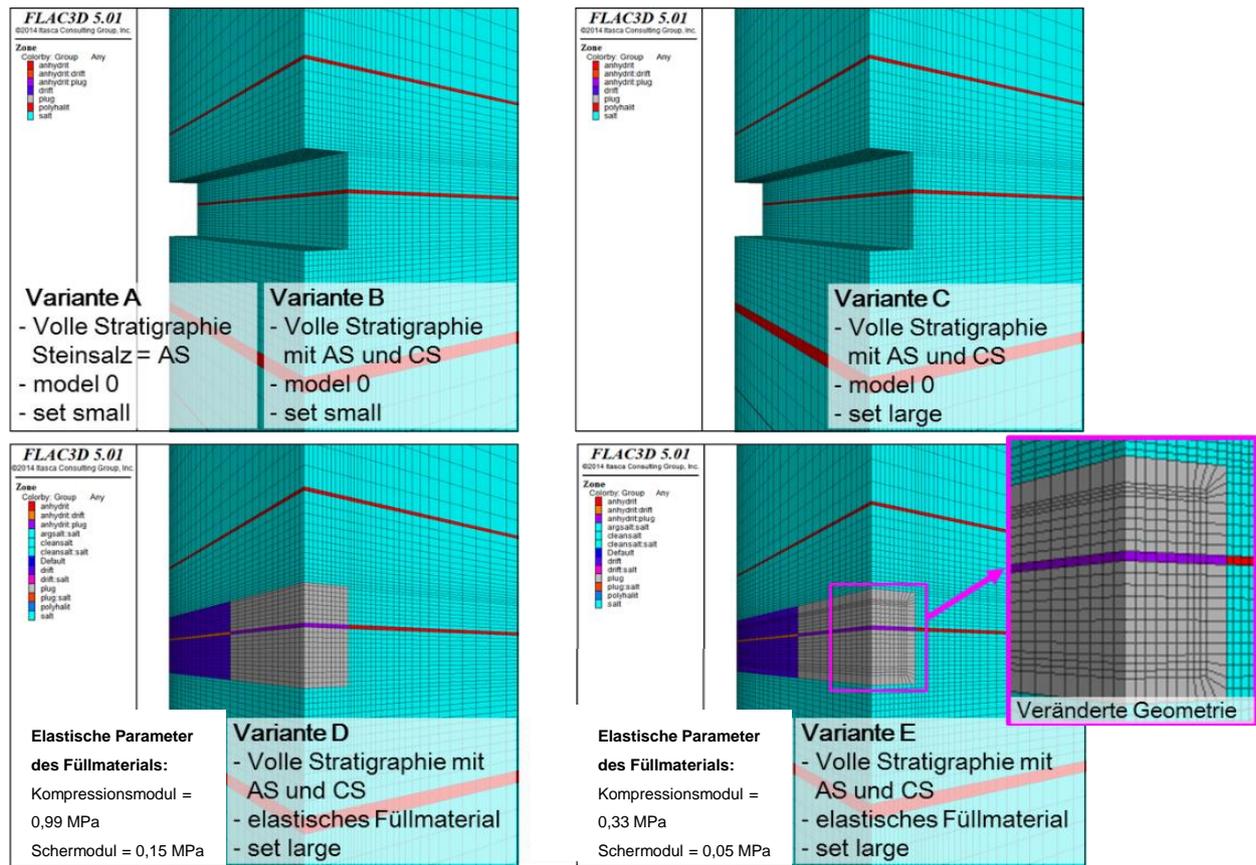


Bild 7.3: Darstellung der unterschiedlichen betrachteten Berechnungsvarianten

riation der Hohlraummodellierung durchgeführt worden, wobei einerseits ein sehr weiches Verfüllmaterial mit elastischem Materialverhalten im Hohlraum angenommen wurde, andererseits der Hohlraum mit dem $FLAC^{3D}$ -Stoffmodell *null* simuliert wurde, der die in der Strecke befindliche Diskretisierung mechanisch unberücksichtigt lässt. Bei Annahme eines elastischen Verfüllmaterials sind die zugehörigen elastischen Materialparameter so angesetzt worden, dass diese das Konvergenzverhalten der offenen Strecke nach Möglichkeit nur vernachlässigbar gering beeinflussen. In Variante E wurde darüber hinaus die Diskretisierung des Berechnungsmodells in der Strecke dahingehend modifiziert, dass die äußeren Randknoten in Richtung Streckenmitte verschoben wurden. Hierdurch sollte erreicht werden, dass sich Berechnungszonen bei großen Deformationen nicht bis zum Erreichen einer unzulässigen Geometrie verformen und somit numerische Instabilitäten hervorrufen.

7.3.2.2 Simulationsergebnisse der Varianten A bis E mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters*

Bild 7.4 zeigt die Berechnungsmodelle für die fünf Berechnungsvarianten A bis E am Ende der

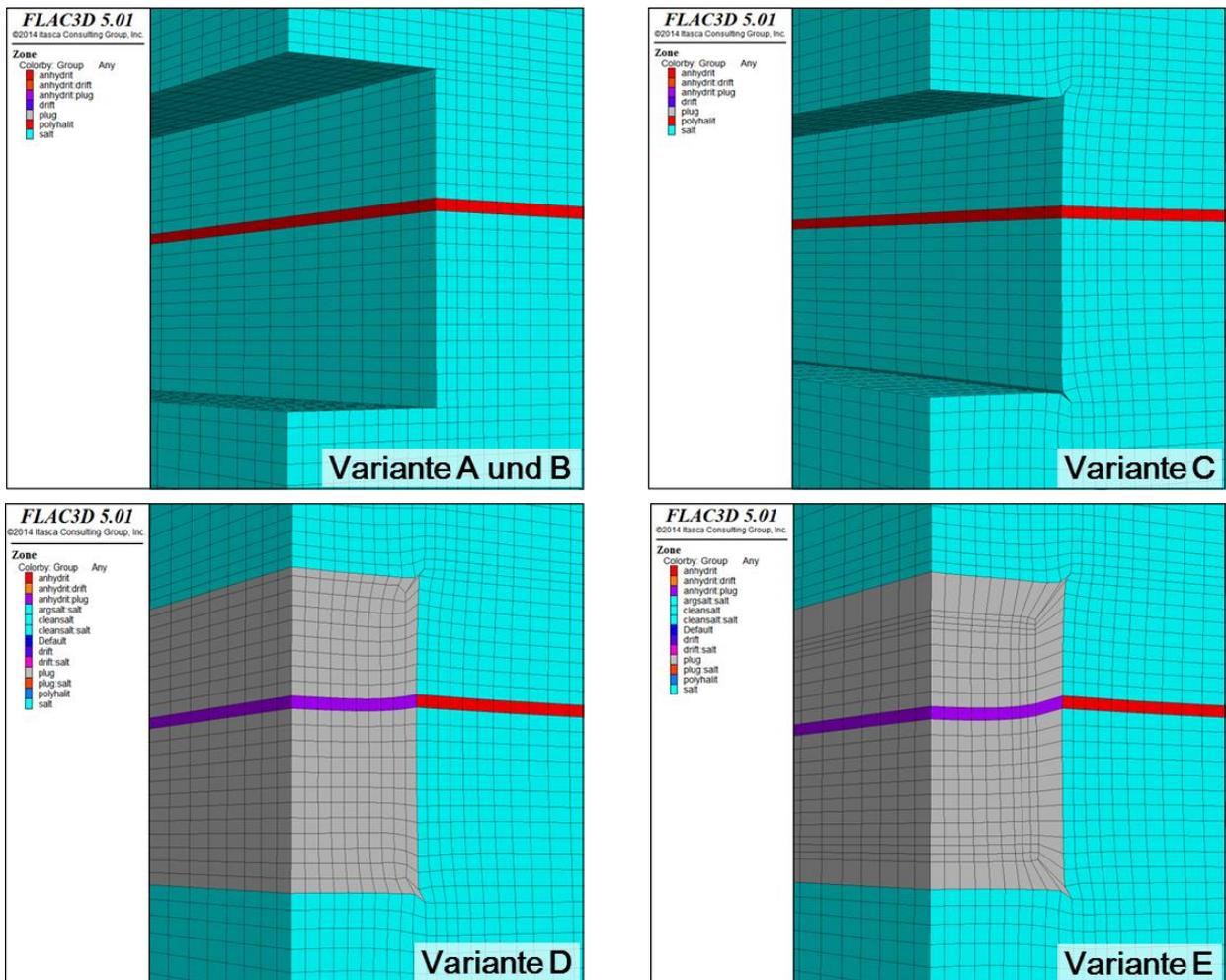


Bild 7.4: Verformte Berechnungsmodelle in den unterschiedlichen Berechnungsvarianten am Ende der Offenhaltungsphase ($t = 30 a$)

Offenhaltungsphase, also jeweils nach einem Simulationszeitraum von $t = 30 a$. Anhand der in den Berechnungsvarianten C, D und E erhaltenen deformierten Netzstruktur ist zu ersehen, dass diese Berechnungsvarianten mit dem FLAC^{3D} -Modus *set large* berechnet worden sind, während die Berechnungsvarianten A und B mit dem FLAC^{3D} -Modus *set small* berechnet worden sind und somit keine deformierte Netzstruktur aufweisen. Eine vergleichende Betrachtung der Berechnungsvarianten C, D und E ergibt zudem, dass es in der Berechnungsvariante C in den Eckbereichen der Strecke zum Ende der Offenhaltungsphase bereits zu einer teilweisen Überlappung einzelner Berechnungszonen kommt, während die in den Berechnungsvarianten D und E aufgrund des eingesetzten weichen Verfüllmaterials nicht der Fall ist. Die beiden Berechnungsvarianten D und E sind somit numerisch stabiler als die Berechnungsvariante C. Anzumerken ist zudem, dass sich die erhaltene deformierte Netzstruktur in den Berechnungsvarianten D und E nur marginal unterscheidet trotz der unterschiedlich angesetzten elastischen Eigenschaften des weichen Verfüll-

materials, d.h. das Verfüllmaterial ist in beiden Berechnungsvarianten als so weich angesetzt worden, dass es das Konvergenzverhalten der Strecke nicht signifikant beeinflusst abgesehen von der Vermeidung einer Überlappung von Berechnungszonen.

Bild 7.5 zeigt die zeitliche Entwicklung der in die Strecke hinein gerichteten Firstsenkung in der Firstmitte sowie der ebenfalls in die Strecke hinein gerichteten Stoßverschiebung auf halber Streckenhöhe während der Offenhaltungsphase. Es ist zu ersehen, dass zum Zeitpunkt $t = 30 a$ die Firstsenkungen für die einzelnen Berechnungsvarianten in der Größenordnung von $39 - 43 \text{ cm}$ liegen, wobei die Berechnungsvarianten im $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ -Modus *set small* geringfügig größere Firstsenkungen aufweisen als im $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ -Modus *set large*. Die Stoßverschiebungen zeigen diesen Befund mit gleicher Tendenz bei geringeren Verschiebungsraten für alle Berechnungsvarianten in der Größenordnung von $32 - 37 \text{ cm}$. Festzustellen ist somit, dass die größten Unterschiede hinsichtlich der Streckenkonvergenz zu verzeichnen sind zwischen den verschiedenen Ansätzen für den $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ -Berechnungsmodus mit *set small* bzw. mit *set large*. Der Einfluss der unterschiedlichen Modellierungsansätze für die offene Strecke mit Stoffmodell *null* bzw. mit Annahme eines weichen elastischen Verfüllmaterials ist dagegen tendenziell eher gering.

Im Anschluss an die Offenhaltungsphase ist die Simulation für die Berechnungsvariante C fortgesetzt worden mit dem Einbau des 15 m langen Verschlussbauwerks und einer anschließenden 70-jährigen Nachverschlussphase. Das Materialverhalten des Verschlussbauwerks ist als linear-elastisch entsprechend des *Hookeschen* Stoffmodells angesetzt worden mit einem Elastizitätsmodul von $E = 25.000 \text{ MPa}$ und einer *Poisson*-Zahl von $\nu = 0,27$. Bild 7.6 zeigt die zeitliche Entwicklung der Verschiebungen von Stoß, Firste und Sohle in zwei verschiedenen Querschnitten der Strecke. Die Beobachtungspunkte H1 bis H3 befinden sich dabei im Bereich der Strecke, die mit

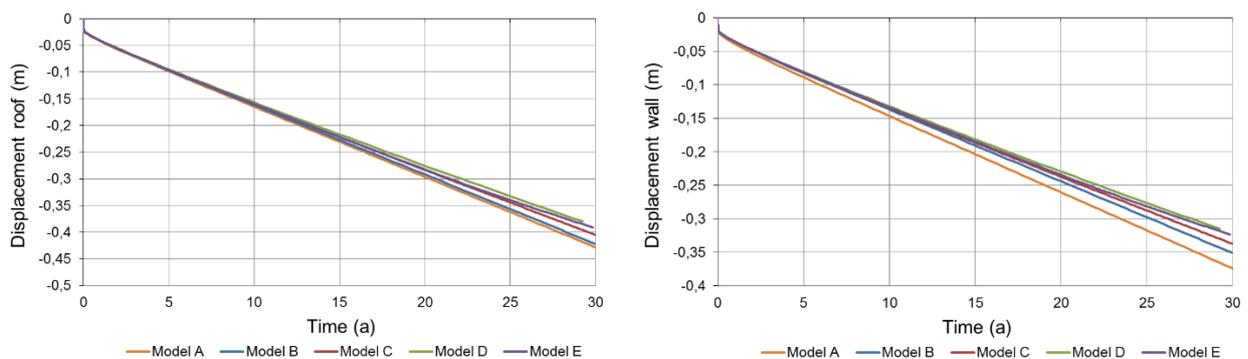


Bild 7.5: Zeitliche Entwicklung der in die Strecke hinein gerichteten Firstsenkung in der Firstmitte (links) sowie der ebenfalls in die Strecke hinein gerichteten Stoßverschiebung auf halber Streckenhöhe (rechts) während der Offenhaltungsphase

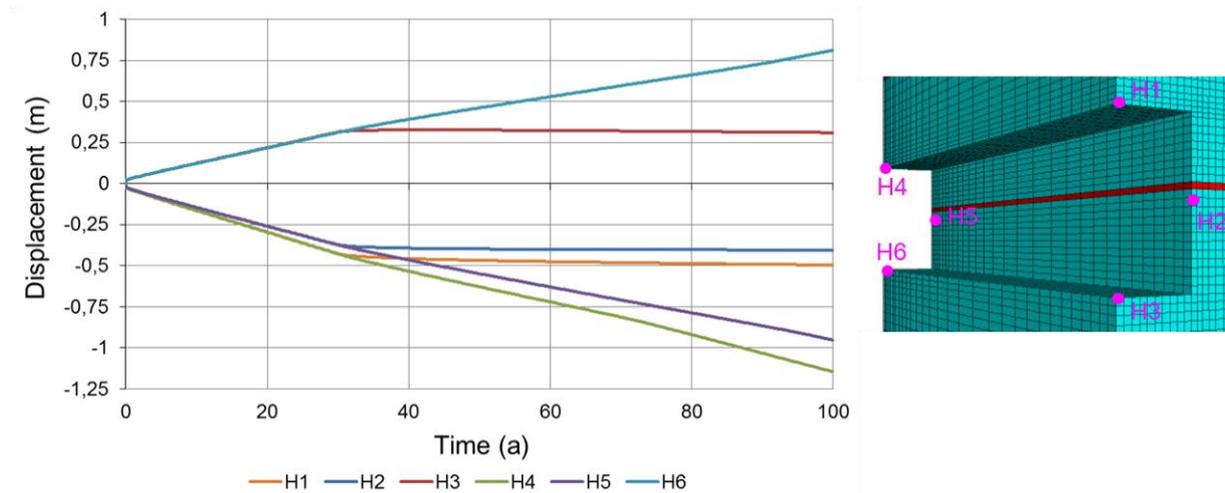


Bild 7.6: Zeitliche Entwicklung der Hohlraumkonturverschiebungen in den unterschiedlichen Beobachtungspunkten H1 bis H6

dem Verschlussbauwerk versehen wird, während sich die Beobachtungspunkte H4 bis H6 im Bereich der dauerhaft offenen Strecke befinden. Bild 7.6 ist zu entnehmen, dass der Streckenabschnitt, in dem das Verschlussbauwerk eingebracht wird, nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes nahezu nicht mehr weiter konvergiert, wohingegen sich die konvergenzbedingten Verformungen im dauerhaft offen gehaltenen Streckenabschnitt bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ noch deutlich weiterentwickelt haben.

Bild 7.7 zeigt ergänzend zu Bild 7.6 in einer flächenhaften Darstellung die berechneten Verschiebungen zum Zeitpunkt $t = 100 a$. Die größten Verschiebungen werden entsprechend Bild 7.7 im Firstbereich der offenen Strecke mit etwa $1,147 m$ zu ausgewiesen.

Bild 7.8 zeigt die flächenhafte Verteilung der Dilatanz an der Streckenkontur für die beiden Zeitpunkte $t = 30 a$ (vor Einbau des Verschlussbauwerkes) und $t = 100 a$ (70 Jahre nach Einbau des Verschlussbauwerkes). Durch eine vergleichende Betrachtung der Dilatanz zu diesen beiden Zeitpunkten wird die Auswirkung des Streckenverschlussbauwerkes auf die Rückbildung der konturnahen Auflockerungszone deutlich. Bild 7.8 zeigt oben die dilatanten Verformungen, die auf deviatorische Druck-/Schubbeanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit zurückzuführen sind, sowie unten die dilatanten Verformungen, die aus Zugbeanspruchungen oberhalb der Zugfestigkeit resultieren. Die größte zugspannungsbedingte Dilatanz wird an der Streckenkontur in einem Abstand von etwa $30 cm$ zu den rechtwinkligen Ecken der Strecke ausgewiesen, wohingegen die größten deviatorisch bedingten Volumenverzerrungen in einem nahezu ringförmigen Bereich um den Hohlraum herum zu lokalisieren sind.

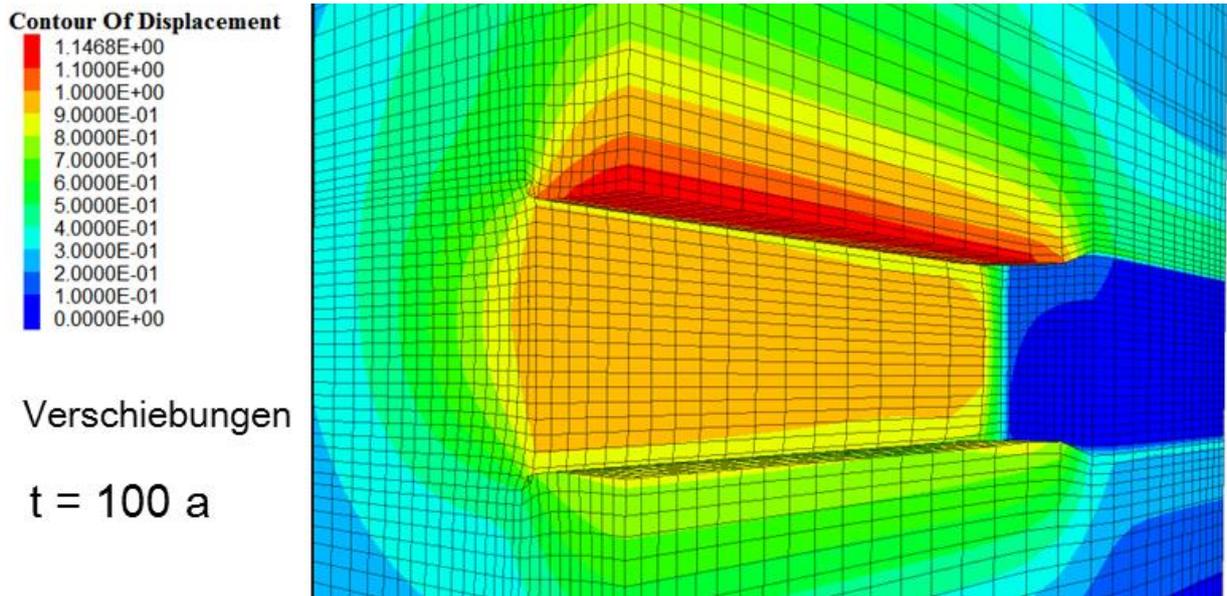


Bild 7.7: Flächenhafte Darstellung der berechneten Verschiebungen für den Zeitpunkt $t = 100 a$

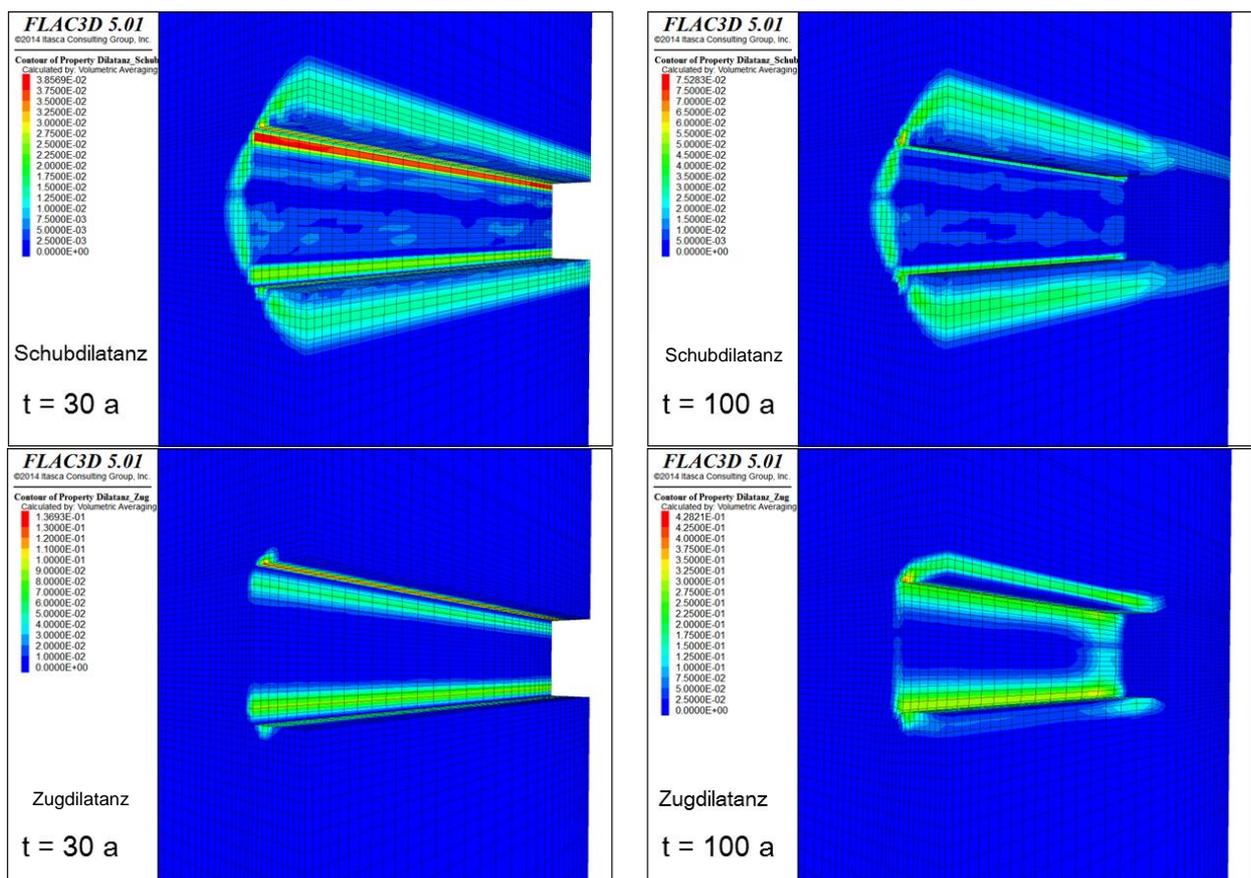


Bild 7.8: Flächenhafte Darstellung der räumlichen Dilatanzverteilung für die beiden Zeitpunkte $t = 30 a$ und $t = 100 a$ infolge deviatorischer Druck-/Schubbeanspruchung (oben) sowie infolge von Zugbeanspruchung (unten)

Bild 7.9 zeigt ergänzend in den oberen beiden Bildern die kumulierte Gesamtdilatanz für die Zeitpunkte $t = 30 a$ und $t = 100 a$. Es ist zu ersehen, dass in der offenen Strecke die Dilatanz bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ bis in die Größenordnung von $\varepsilon_{vol} \approx 25\%$ ansteigt. In den unteren Bildern von Bild 7.9 ist die deviatorisch bedingte Dilatanz für den Zeitpunkt $t = 30 a$ sowie die verheilungsinduziert rückgebildete Dilatanz für den Zeitpunkt $t = 100 a$ dargestellt. Zu ersehen ist, dass die verheilungsinduziert rückgebildete Dilatanz an der Streckenkontur um das Verschlussbauwerk in der Größenordnung der dort vor dem Einbau des Verschlussbauwerks entstandenen Gesamtdilatanz liegt, d.h. die Dilatanz ist nach dem Einbau des Verschlussbauwerks in diesem Konturbereich nahezu vollständig zurückgebildet worden.

Abschließend zeigt Bild 7.10 die räumliche Verteilung der Vergleichsspannung nach *von Mises* für die Zeitpunkte $t = 30 a$ und $t = 100 a$. Zu ersehen ist, dass sich einerseits erwartungsgemäß die Vergleichsspannung im Konturbereich um das eingebaute Verschlusswerk aufgrund des auf das Bauwerk aufkriechenden Salinargebirges und des daraus resultierenden Kontaktdruckaufbaus

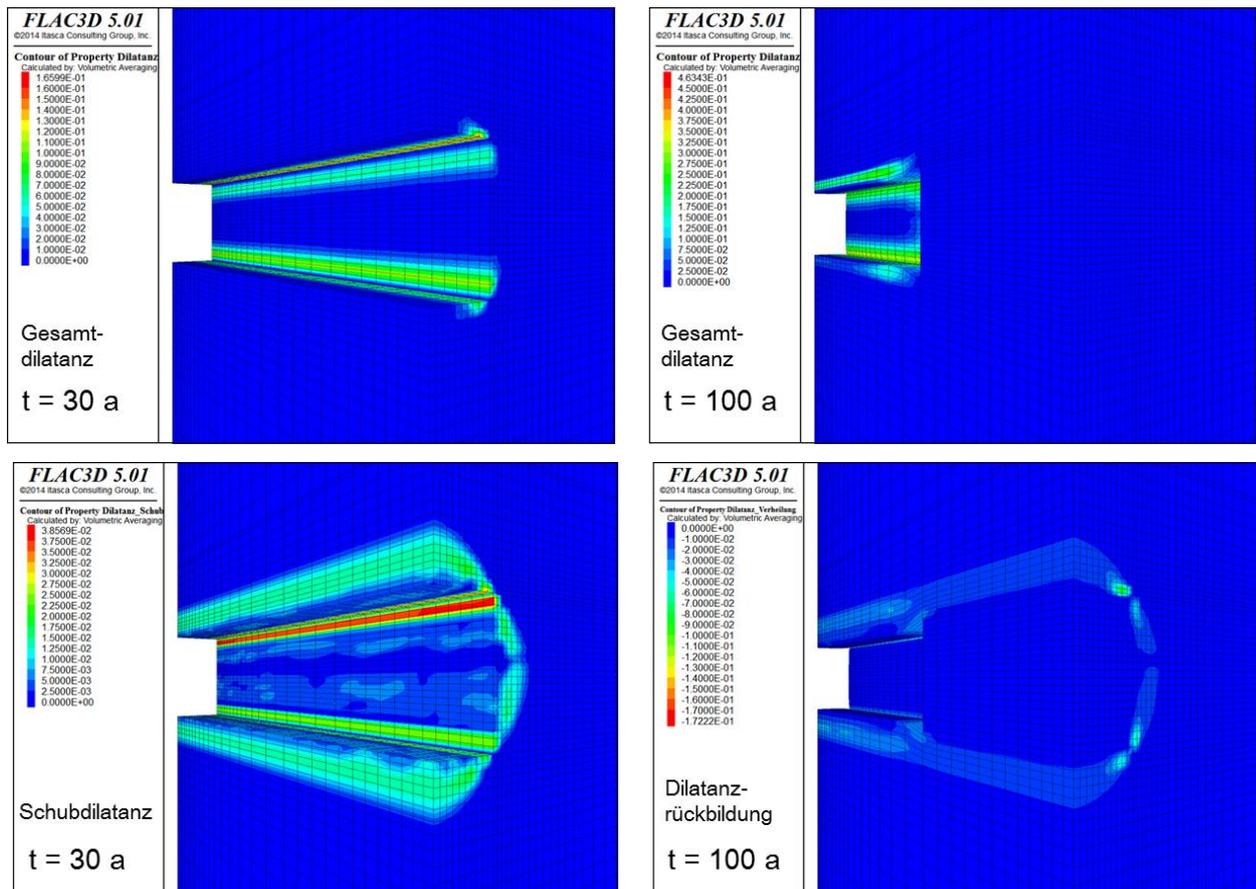


Bild 7.9: Flächenhafte Darstellung der räumlichen Verteilung spezifischer Dilatanzgrößen für die beiden Zeitpunkte $t = 30 a$ und $t = 100 a$

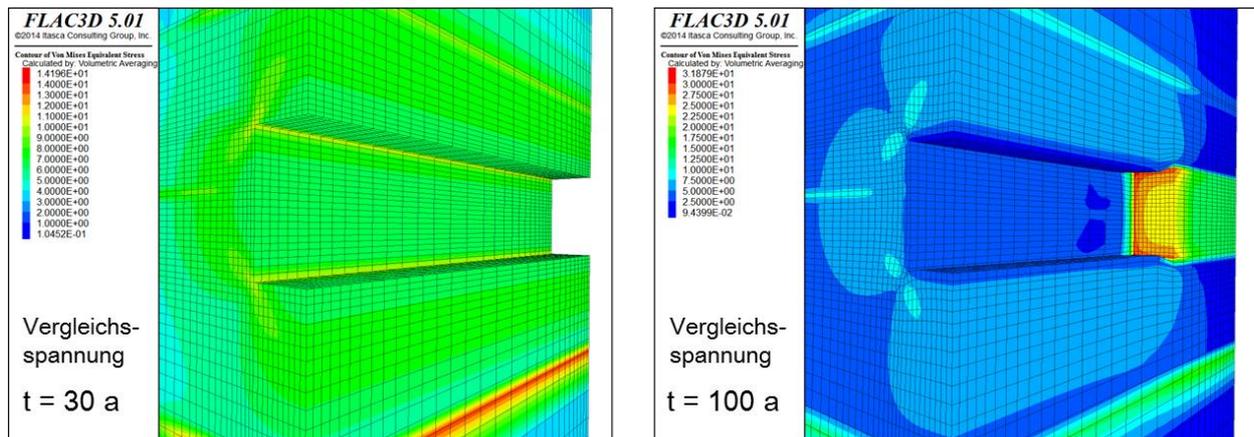


Bild 7.10: Flächenhafte Darstellung der räumlichen Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises für die beiden Zeitpunkte $t = 30 a$ und $t = 100 a$

im Lauf der Zeit abbaut, andererseits aber auch die Vergleichsspannung im Konturbereich des dauerhaft offen gehaltenen Streckenabschnitts allmählich abbaut bedingt durch die allmähliche Zunahme der Gefügauflockerung in diesem Konturbereich und die daraus resultierenden Spannungsumlagerungen tiefer in den Streckenpfeiler hinein.

7.3.3 Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – J.Q. Sun-Kurczinski

7.3.3.1 Analyse von numerisch bedingten Anomalien beim Übergang zwischen den FLAC^{3D}-Berechnungsmodi *set small* und *set large*

Wie bereits in Abschnitt 7.3.2.1 erläutert, ist die Offenhaltungsphase in den Berechnungsvarianten A und B unter Verwendung des FLAC^{3D}-Berechnungsmodus *set small* simuliert worden. Ziel dieser Vorgehensweise war es, am Ende der Offenhaltungsphase für den Einbau des Verschlussbauwerkes eine unverformte Netzgeometrie zu haben, um so numerische Schwierigkeiten nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes zu vermeiden. Nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes sollte dann die Simulation in den Berechnungsvarianten A und B unter Verwendung des FLAC^{3D}-Berechnungsmodus *set large* fortgesetzt werden. Diese Vorgehensweise mit einem Übergang zwischen den FLAC^{3D}-Berechnungsmodi *set small* und *set large* hat allerdings zu ungewöhnlichen Simulationsergebnissen geführt, die nicht ohne eine vertiefte Analyse des Übergangs zwischen den beiden FLAC^{3D}-Berechnungsmodi erklärt werden konnte.

Im Rahmen der durchgeführten Analyse ist das gesamte Gebirge vereinfachend als homogenes Steinsalzgebirge angenommen worden, d.h. ohne Berücksichtigung der dünnen Tonschichten, der

Anhydritschichten und des Polyhalits. Zudem wurden auch Schädigungs- und Verheilungsprozesse im Steinsalz vernachlässigt. Auch auf den Einbau des Verschlussbauwerkes nach der 30-jährigen Offenhaltungsphase wurde im Rahmen der durchgeführten Analyse verzichtet.

Für die Analyse des Einflusses des Übergangs zwischen den FLAC^{3D}-Berechnungsmodi *set small* und *set large* sind drei numerische Berechnungen durchgeführt worden, in denen jeweils ein Zeitraum von 50 Jahren simuliert worden ist. Tabelle 7.3 zeigt eine Übersicht dieser drei durchgeführten Berechnungen. In der Variante 1 wurde der FLAC^{3D}-Modus *set small* während des gesamten Simulationszeitraums verwendet. In der Variante 2 wurde während der ersten 30 Jahre der FLAC^{3D}-Modus *set small* und anschließend für die restlichen 20 Jahre der FLAC^{3D}-Modus *set large* verwendet. In der Variante 3 wurde der FLAC^{3D}-Modus *set large* während des gesamten Simulationszeitraums verwendet.

Zur Auswertung der Simulationsergebnisse wurden jeweils die zeitlichen Entwicklungen der Koordinatenspannungen in der in Bild 7.11 gelb hervorgehoben dargestellten Berechnungszone 54121 betrachtet. Die entsprechenden Simulationsergebnisse sind für die drei Varianten in Bild 7.12, Bild 7.13 sowie Bild 7.14 dargestellt. Eine vergleichende Betrachtung ergibt, dass die Spannungen beim FLAC^{3D}-Modus *set small* nach Ende eines anfänglichen Spannungsumlagerungsprozesses für die restliche Simulationszeit in der Variante 1 bis zum Ende der Simulation nach 50 Jahren und in der Variante 2 bis zum Übergang zum FLAC^{3D}-Modus *set large* nach 30 Jahren nahezu konstant bleiben, während die Spannungen im FLAC^{3D}-Modus *set large* im Lauf der Zeit kontinuierlich abnehmen.

Als Ursache für die beobachtete verschiedenartige Spannungsentwicklung nach Ende des anfänglichen Spannungsumlagerungsprozesses bei den beiden FLAC^{3D}-Berechnungsmodi *set small* und *set large* wird die unterschiedliche räumliche Positionierung des Schwerpunktes der Beobachtungszone zur Streckenkontur angesehen. Während der Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Beobachtungszone und der Streckenkontur beim FLAC^{3D}-Berechnungsmodus *set small* im Lauf

	bis 30 Jahre	ab 30 Jahren bis 50 Jahre
Variante 1	set small	set small
Variante 2	set small	set large
Variante 3	set large	set large

Tabelle 7.3: Übersicht der drei durchgeführten numerischen Berechnungen

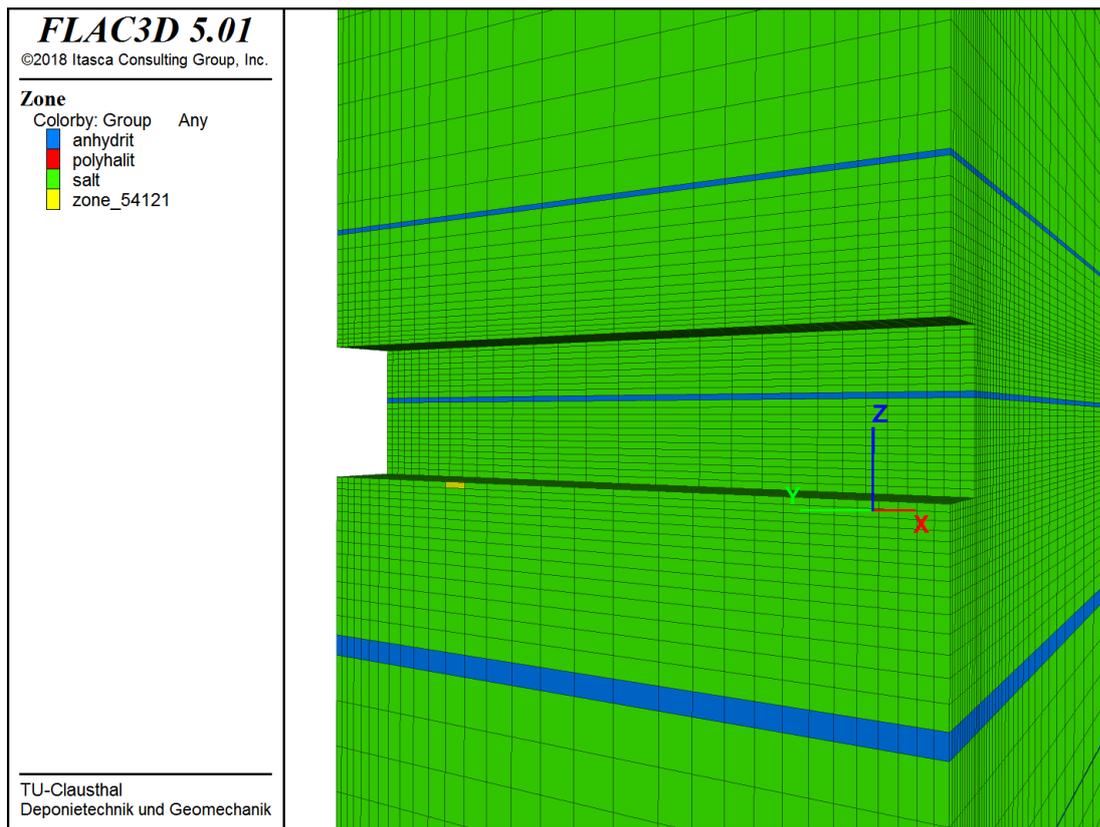


Bild 7.11: Ansicht des Berechnungsmodells und der für die Auswertung betrachteten Berechnungszone sowie des für die Auswertung betrachteten Gitterpunktes

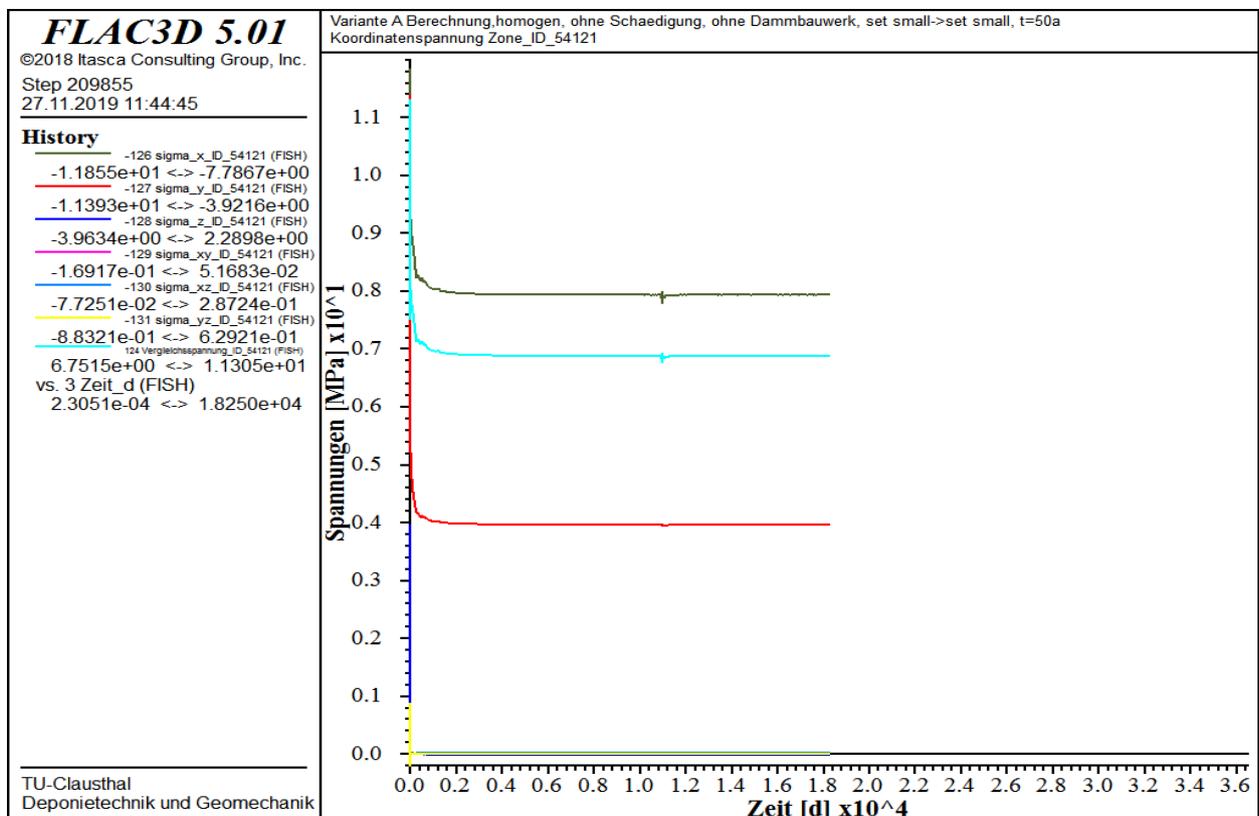


Bild 7.12: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen in der Berechnungszone 54121 für die Variante 1

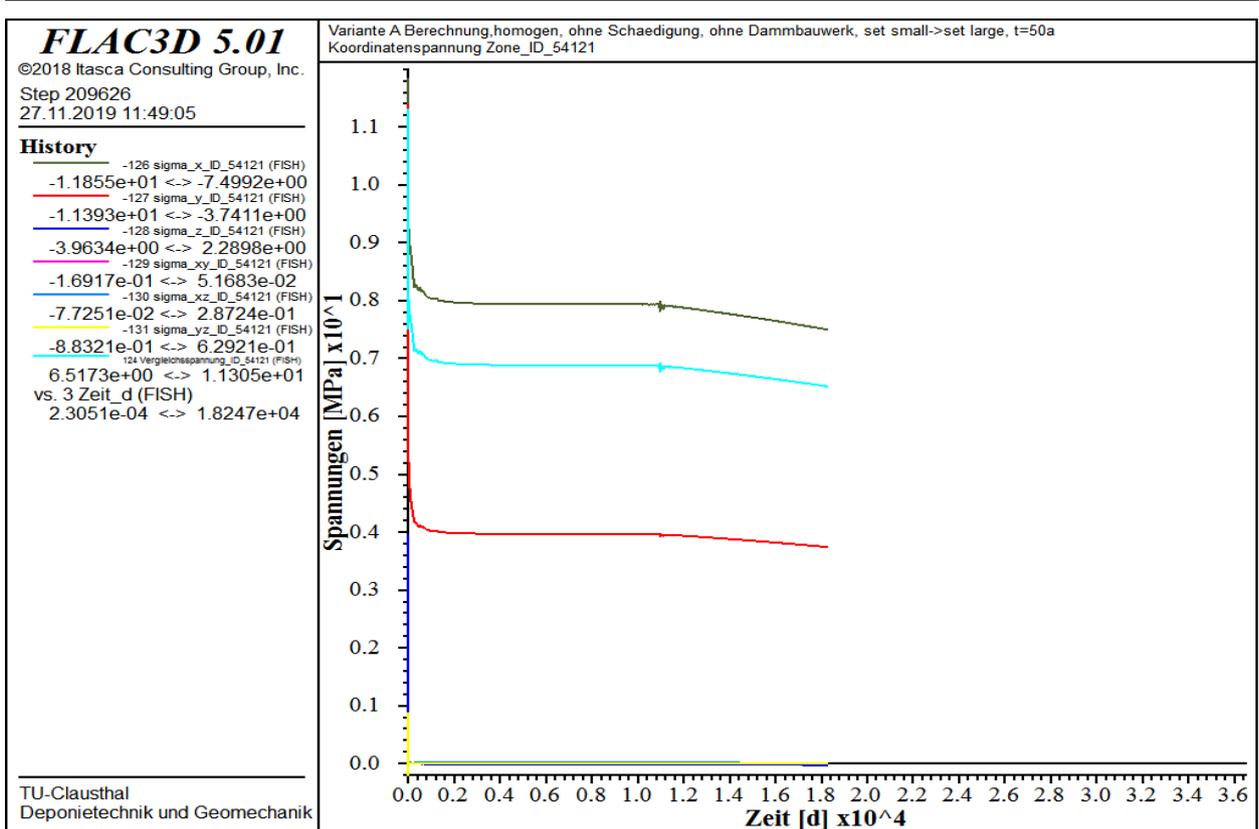


Bild 7.13: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen in der Berechnungszone 54121 für die Variante 2

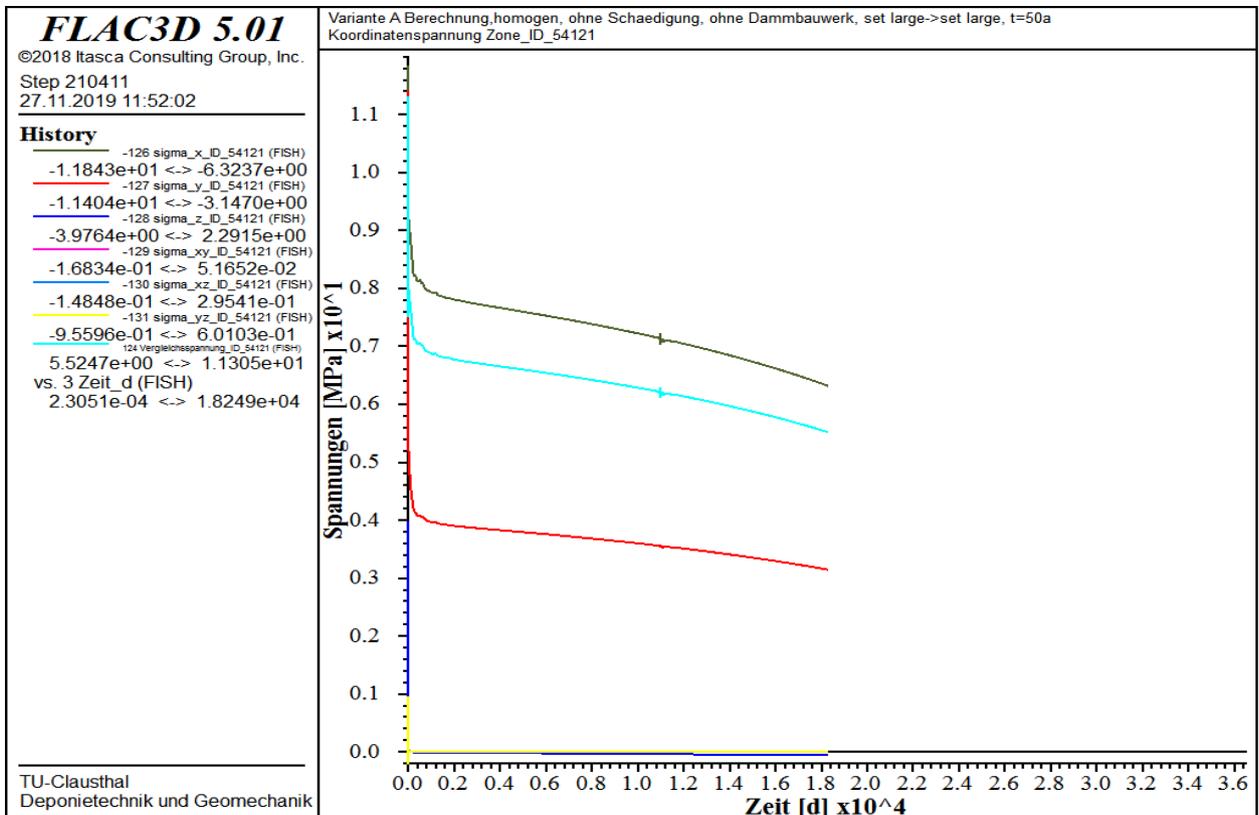


Bild 7.14: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen in der Berechnungszone 54121 für die Variante 3

der Zeit unverändert bleibt, nimmt der Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Beobachtungszone und der Streckenkontur beim FLAC^{3D}-Berechnungsmodus *set large* aufgrund des Kriechverhaltens des Salinargebirges und der daraus resultierenden radial gerichteten allmählichen Dehnung der Beobachtungszone im Lauf der Zeit langsam zu. Eine direkte Vergleichbarkeit der Beobachtungspunkte und der dort ausgewiesenen Simulationsergebnisse ist daher nicht gegeben.

Der vorstehend beschriebene Sachverhalt hat allerdings auch Konsequenzen bei der Berechnung von Deformations-, Schädigungs- oder Verheilungsprozessen, da im Rahmen dieser Berechnungen mit FLAC^{3D} jeweils der Spannungszustand im Schwerpunkt einer Berechnungszone als Grundlage für weitergehende Berechnungen herangezogen wird. Auch für diese Prozesse ist demzufolge eine Vergleichbarkeit nicht mehr gegeben. Es wird daher empfohlen, in FLAC^{3D}-Simulationen nicht zwischen den FLAC^{3D}-Berechnungsmodi *set small* und *set large* zu wechseln. Vielmehr sollte im Steinsalz aufgrund der dort zu erwartenden großen Kriechdeformationen grundsätzlich mit dem FLAC^{3D}-Berechnungsmodus *set large* gearbeitet werden. Die Berechnungsvarianten A und B sind aus diesem Grund nicht weiter betrachtet worden.

7.3.3.2 Simulationsergebnisse zur Variante C mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

7.3.3.2.1 Übersicht zu den durchgeführten Simulationsvarianten

Während in den ersten Jahren der Projektlaufzeit des Forschungsprojektes WEIMOS mit dem Projektbearbeiter K. Herchen noch ein relativ erfahrener Mitarbeiter am seinerzeitigen Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik zur Verfügung stand, der bereits in den beiden vorherigen Verbund-Forschungsprojekten mitgewirkt hatte, war es Mitte 2019 notwendig, die Projektbearbeitung an die zu diesem Zeitpunkt neu angestellte Kollegin J.Q. Sun-Kurczinski zu übertragen. Zum Zweck der vertieften Einarbeitung in das am Lehrstuhl entwickelte und verwendete Simulationsinstrumentarium sind zunächst neun weitere Simulationen mit der Berechnungsvariante C des Virtuellen Demonstrators 1 durchgeführt werden, nunmehr allerdings mit dem inzwischen in die FLAC^{3D}-Version 7.0 implementierten Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*. Die Ergebnisse dieser neun Simulationen werden im Folgenden vorgestellt. Eine Übersicht dieser neun durchgeführten Simulationen ist Tabelle 7.4 zu entnehmen.

Aus Tabelle 7.4 ist zu ersehen, dass sowohl Simulationen mit einem homogenen Gebirgsaufbau wie auch mit einem inhomogenen Gebirgsaufbau durchgeführt worden sind. Zudem ist die Komplexität der berücksichtigten physikalischen Prozesse zunehmend gesteigert worden beginnend

	Homogenität	Bemerkungen
Nr. 1	homogen	ohne Schädigung
Nr. 2	inhomogen	ohne Schädigung
Nr. 3	homogen	mit zugspannungsinduzierter Schädigung
Nr. 4	inhomogen	mit zugspannungsinduzierter Schädigung
Nr. 5	homogen	mit deviatorisch induzierter Schädigung
Nr. 6	inhomogen	mit deviatorisch induzierter Schädigung
Nr. 7	homogen	mit zugspannungsinduzierter sowie deviatorisch induzierter Schädigung
Nr. 8	inhomogen	mit zugspannungsinduzierter sowie deviatorisch induzierter Schädigung
Nr. 9	inhomogen	mit zugspannungsinduzierter sowie deviatorisch induzierter Schädigung, Anhydrit mit elastischem Materialverhalten

Tabelle 7.4: Übersicht der neun mit dem Stoffmodell Lux/Wolters/Lerche durchgeführten Simulationen zur Berechnungsvariante C des Virtuellen Demonstrators 1

mit Simulationen ohne Berücksichtigung von Schädigungsprozessen, anschließend mit Berücksichtigung von Schädigungsprozessen. Lediglich die Simulationsvariante Nr. 9 stellt eine Vereinfachung der Simulationsvariante Nr. 8 dar, da ein plastisches Versagen der Anhydritschichten nicht berücksichtigt wird.

Die Strecke wurde nach dem Ausbruch in den verschiedenen Simulationsvarianten jeweils für einen Zeitraum von 100 Jahren offengehalten. Auf den Einbau eines Verschlussbauwerks wurde im Rahmen dieser neun Simulationsvariationen verzichtet, da der Fokus dieser Simulationen auf der Einarbeitung in die Schädigungsmodellierung im Steinsalz lag.

7.3.3.2.2 Ergebnisdiskussion zur Simulationsvariante Nr. 1

Bei der Simulationsvariante Nr. 1 wurde ein homogener Gebirgsaufbau unterstellt und die Berücksichtigung von Schädigungsprozessen im Steinsalz wurde durch entsprechende Einstellung der zugehörigen Materialparameter ($a_3 = 0$, $a_{15} = 0$, $\beta_0^{dt} = 1.000 \text{ MPa}$, $\beta_{rest}^{dt} = 1.000 \text{ MPa}$) deaktiviert.

Nach dem Ausbruch der Strecke kommt es zu einer allmählichen Konvergenz des Hohlraums mit einer Firstsenkung, einer Sohlhebung sowie einer Stoßverschiebung in die Strecke hinein. Wie bereits in Abschnitt 7.3.3.1 diskutiert, kommt es an der Streckenkantur im Lauf der Zeit zu einer allmählichen Abstandsvergrößerung zwischen der Konturoberfläche und den Schwerpunkten der

Konturzonen. Ebenso wie in Abschnitt 7.3.3.1 ergibt sich auch in dieser Simulationsvariante somit ein allmählicher Abbau Spannungen. Dieser Sachverhalt ist für ausgewählte Konturzone mit der Zonennummer 2531 (Firstzone bei Beobachtungspunkt H1) in Bild 7.15 dargestellt. Aus der allmählichen Abnahme der Spannungen resultiert entsprechend 16 auch eine allmähliche Abnahme der Verzerrungsrate.

Obwohl sich die Verzerrungsraten an der Streckenkontur entsprechend 16 im Lauf der Zeit deutlich reduzieren, findet die eigentliche Konvergenz des Hohlrums über den gesamten Simulationszeitraum mit einer nahezu konstanten Rate statt. Dieser Sachverhalt ist für die ausgewählten Beobachtungspunkte H1, H2, H3, M1, M2 und M3 an der Streckenkontur in Bild 7.17 anhand der dort auftretenden zeitlichen Entwicklung der Firstsenkungen, der Sohlhebungen bzw. der Stoßverschiebungen in die Strecke hinein dargestellt. Aus Bild 7.17 ist zudem zu ersehen, dass die Verschiebungen entlang der Streckenachse gleichmäßig erfolgen.

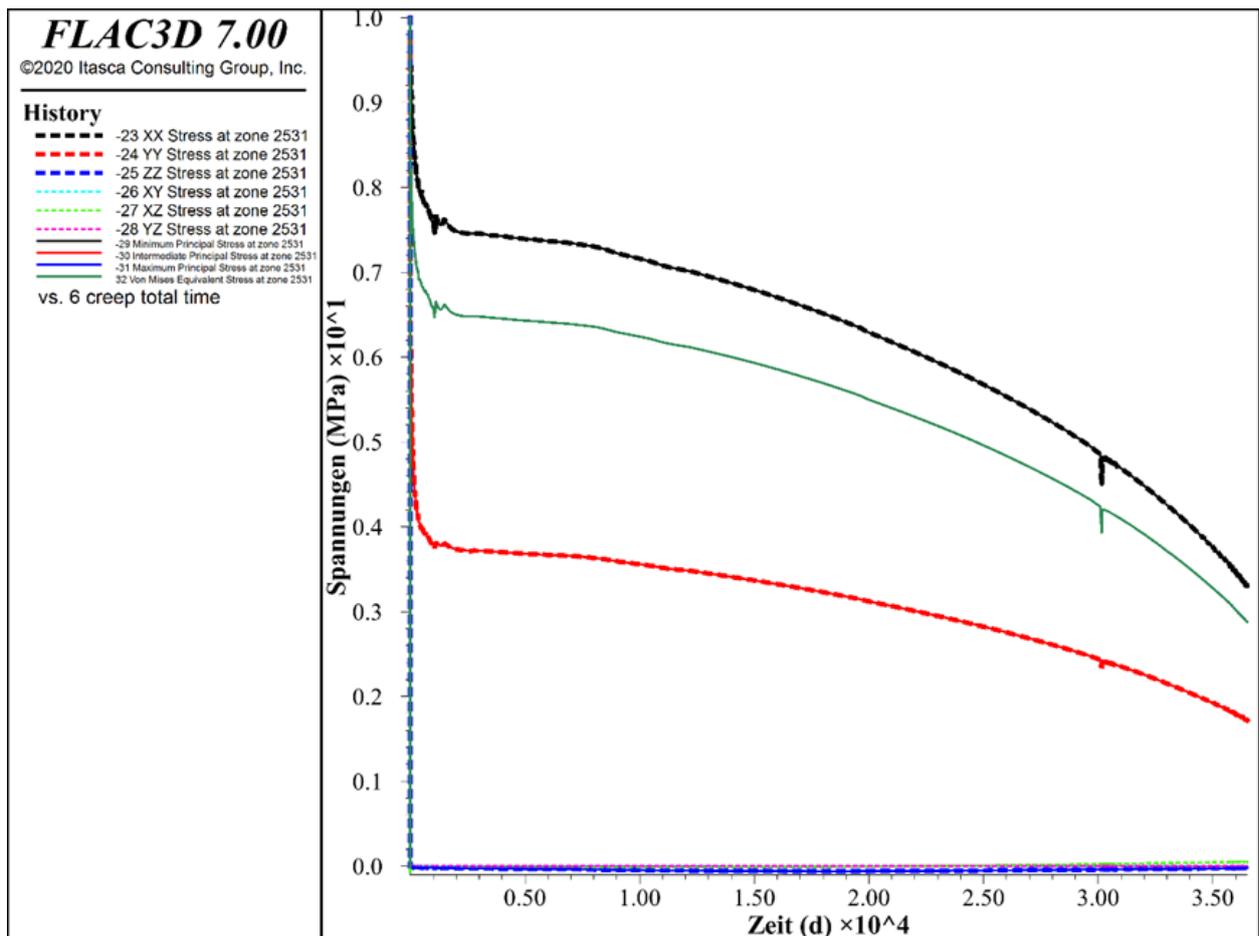


Bild 7.15: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen, der Hauptspannungen sowie der Vergleichsspannung nach von Mises in der Berechnungszone 2531 (Firstzone bei Beobachtungspunkt H1)

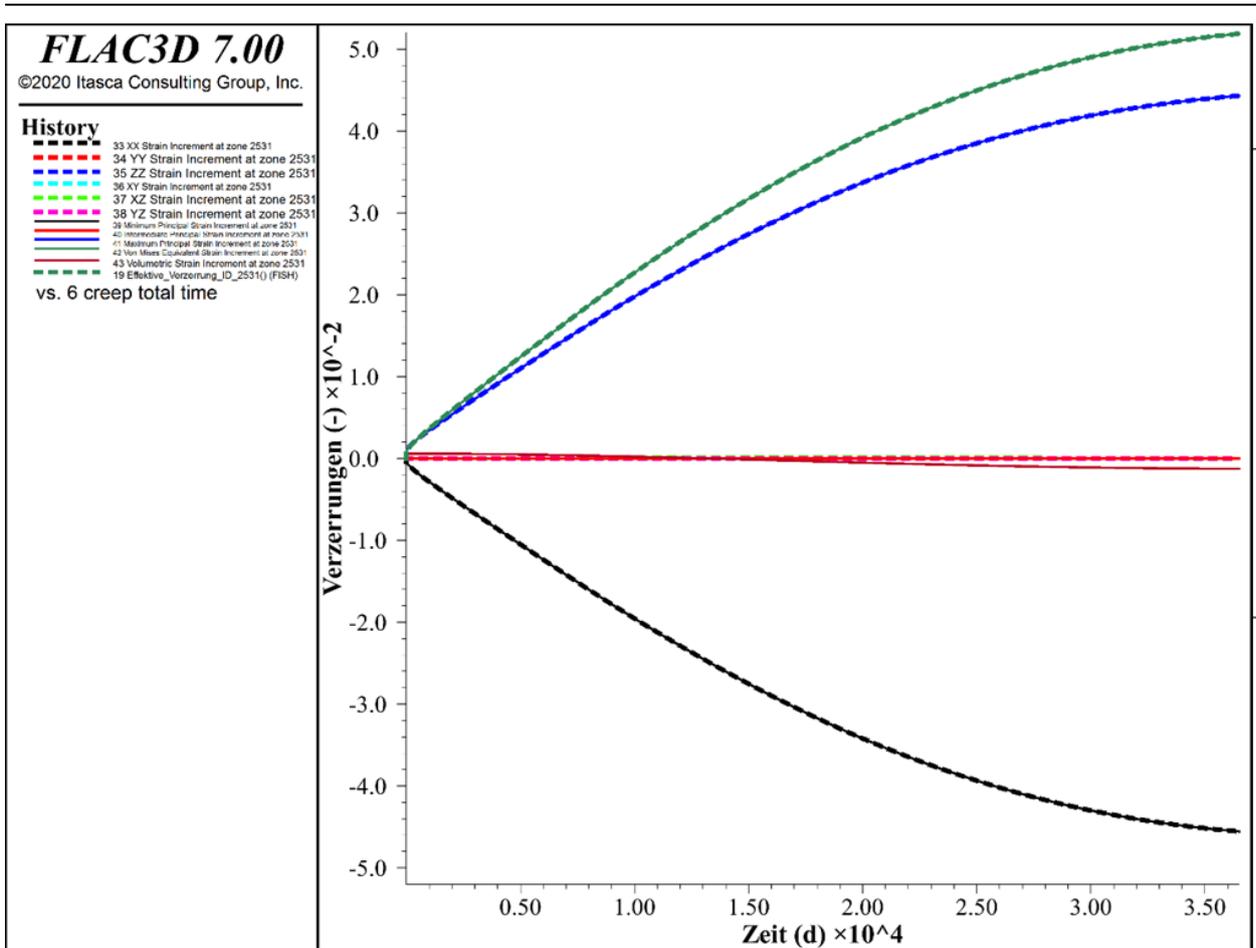


Bild 7.16: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenverzerrungen, der Hauptverzerrungen sowie der Vergleichsverzerrung nach von Mises (= effektive Verzerrung) in der Berechnungszone 2531 (Firstzone bei Beobachtungspunkt H1)

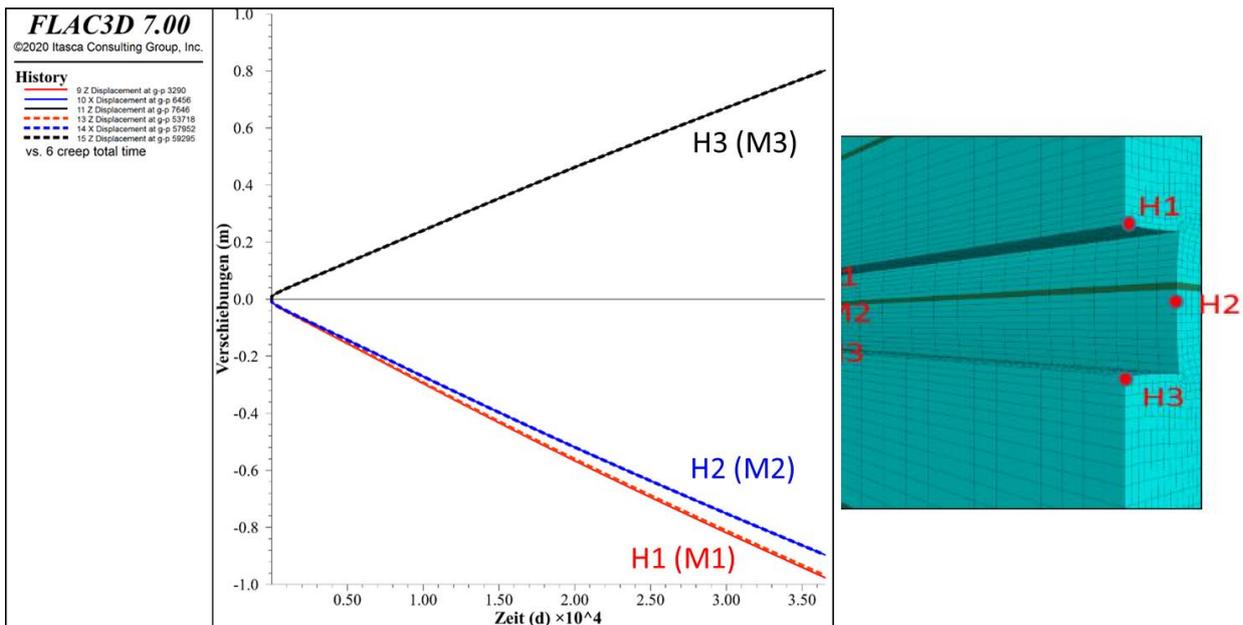


Bild 7.17: Zeitliche Entwicklung der Firstsenkungen, der Sohlhebungen bzw. der Stoßverschiebungen in die Strecke hinein für die ausgewählten Beobachtungspunkte H1, H2, H3, M1, M2 und M3

Da in dieser Simulationsvariante keine Schädigungsprozesse berücksichtigt worden sind, wird für keine Berechnungszone im Modell die Entwicklung einer dilatanten Deformation ausgewiesen. Es besteht allerdings im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* die Möglichkeit, besonders hoch belastete Berechnungszonen im Umfeld der aufgefahrenen Strecke zu visualisieren, die bei Berücksichtigung von Schädigungsprozessen eigentlich eine dilatante Deformation aufweisen würden. Für solche Berechnungszonen wird im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* ein auf die Dilatanzfestigkeit bezogener Ausnutzungsgrad größer 1 ausgewiesen. Bild 7.18 zeigt den auf die Dilatanzfestigkeit bezogenen Ausnutzungsgrad für den Zeitpunkt $t = 100 a$. Es ist zu ersehen, dass ein nahezu kreisförmiger Bereich um die Strecke herum ausgewiesen wird, in dem der Ausnutzungsgrad oberhalb von 1 liegt bis zu einem Maximalwert von etwa $\eta(\sigma_v, \beta_{dil}) \approx 1,16$, d.h. in diesem Bereich wäre die Entwicklung einer schädigungsinduzierten Gefügauflockerung zu erwarten. Dennoch versagt das Steinsalz in diesem Bereich nicht kurzfristig, da der in Bild 7.19 dargestellte Ausnutzungsgrad bezogen auf die Bruchfestigkeit mit Maximalwerten von etwa $\eta(\sigma_v, \beta) \approx 0,36$ noch deutlich unterhalb von 1 liegt.

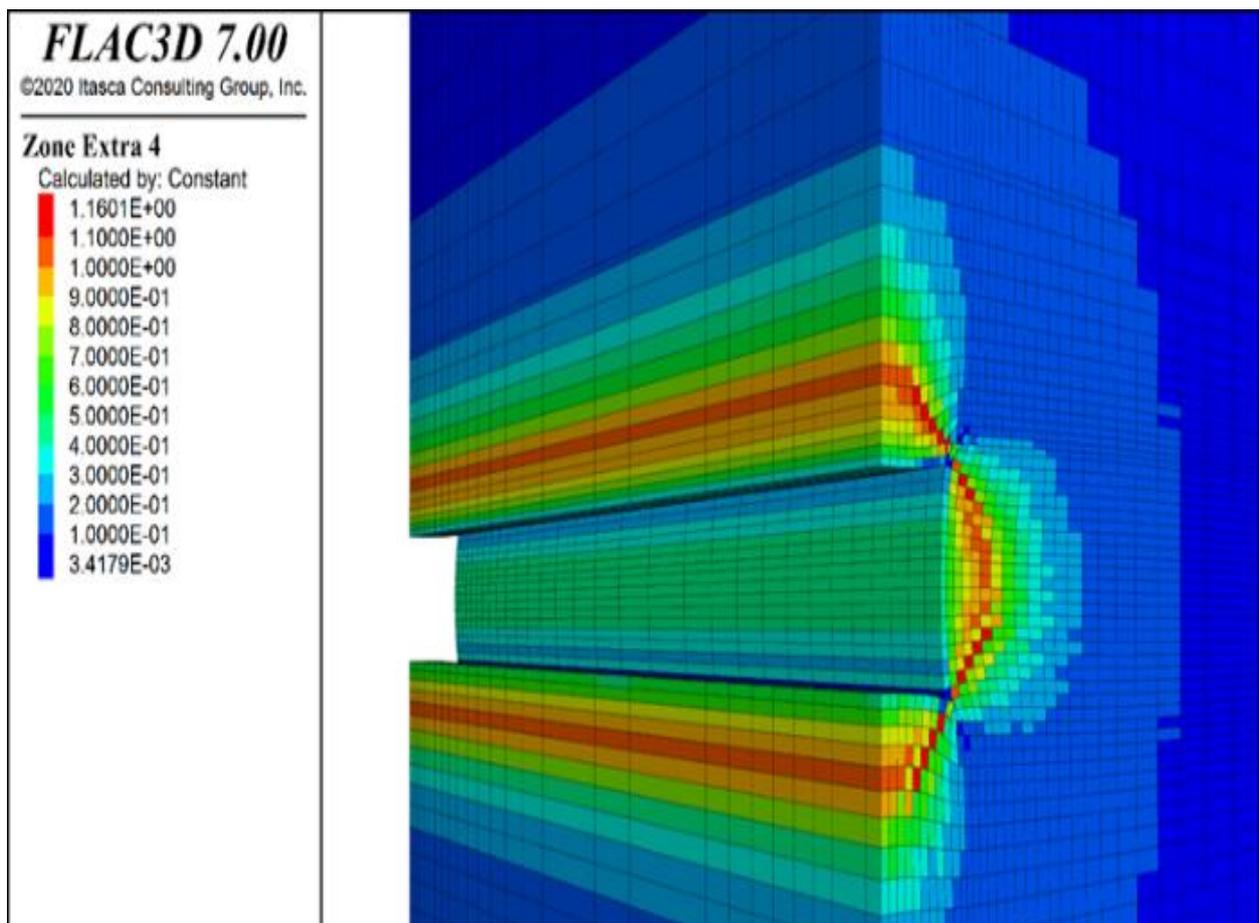


Bild 7.18: Flächenhafte Darstellung des auf die Dilatanzfestigkeit bezogenen Ausnutzungsgrades für den Zeitpunkt $t = 100 a$

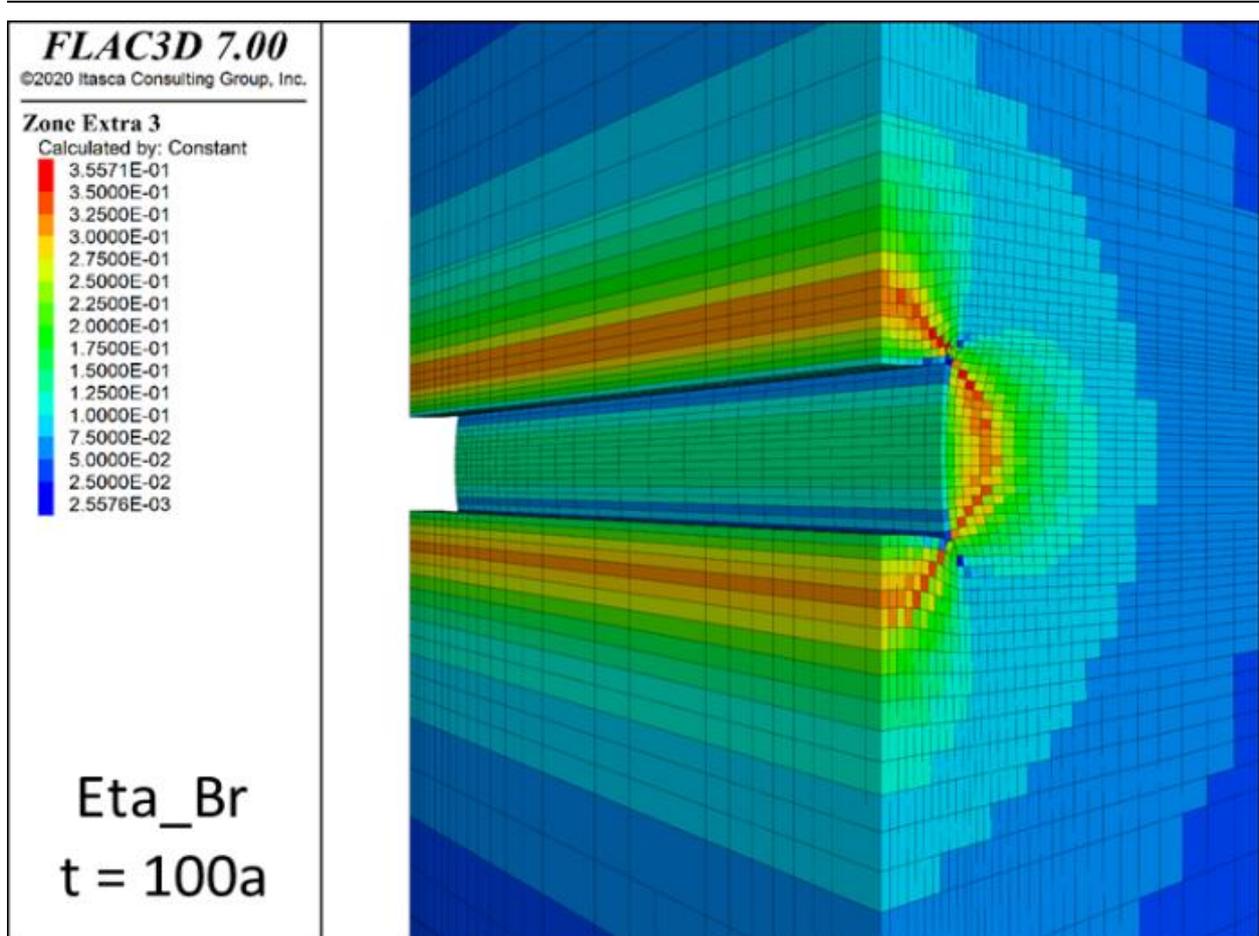


Bild 7.19: Flächenhafte Darstellung des auf die Bruchfestigkeit bezogenen Ausnutzungsgrades für den Zeitpunkt $t = 100 a$

7.3.3.2.3 Ergebnisdiskussion zur Simulationsvariante Nr. 2 – Berücksichtigung eines inhomogenen Gebirgsaufbaus

In der Simulationsvariante Nr. 2 wird ein inhomogener Gebirgsaufbau angesetzt mit Berücksichtigung der Anhydritschichten und der am unteren Modellrand befindlichen Polyhalitschicht, um so den Einfluss dieser Inhomogenitäten auf das Gesamtverhalten des Gebirges zu analysieren. Unterschiede in den Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Steinsalz und seiner Zwischenschicht können zu einem Scherversagen an den Grenzflächen und somit zu einer Beeinträchtigung Gebirgsdichtheit führen, weshalb bei der numerischen Modellierung Zwischenschichten mit geringer Festigkeit und offensichtlicher Sprödigkeit nach *Liang et al. (2008)* sorgfältig berücksichtigt werden sollten.

Im Rahmen der Simulationsvariation Nr. 2 wurde das Materialverhalten der Anhydritschichten ebenso wie schon beim Projektbearbeiter K. Herchen mit Hilfe des *Mohr-Coulomb*-Modells abgebildet, während das Materialverhalten der Polyhalitschicht mit Hilfe des *Norton*-Modells abgebildet wurde.

Eine vergleichende Betrachtung der in Bild 7.17 für die Simulationsvariante Nr. 1 dargestellten Konturverschiebungen und der in Bild 7.20 für die Simulationsvariante Nr. 2 dargestellten Konturverschiebungen ergibt, dass die Verschiebungen am Ende des Simulationszeitraums von 100 Jahren bei Berücksichtigung des inhomogenen Gebirgsaufbaus etwa 15 % kleiner sind als bei Annahme eines homogenen Gebirgsaufbaus, was vornehmlich auf das fehlende Kriechvermögen der Anhydritschichten zurückzuführen ist. Teilweise wird dieses fehlende Kriechvermögen allerdings durch ein in Bild 7.21 Materialversagen der Anhydritschichten in Form plastischer Deformationen kompensiert. Für Detailbetrachtungen zum plastischen Materialverhalten der Anhydritschichten sind in Bild 7.21 für zwei verschiedene Berechnungszonen der die Strecke schneidenden Anhydritschicht mit den Zonennummern 15970 (ca. 5 m entfernt von der Streckenkantur) bzw. 31939 (ca. 40 m entfernt von der Streckenkantur) die dort zum Zeitpunkt $t = 100 a$ vorliegenden Spannungszustände in Form von *Mohrschen* Spannungskreisen der angesetzten Fließgrenze gegenübergestellt worden. Wie aus Bild 7.21 zu ersehen ist, berühren beide *Mohrschen* Spannungskreise die Fließgrenze, d.h. in diesen beiden Berechnungszonen der Anhydritschicht treten Plasti-

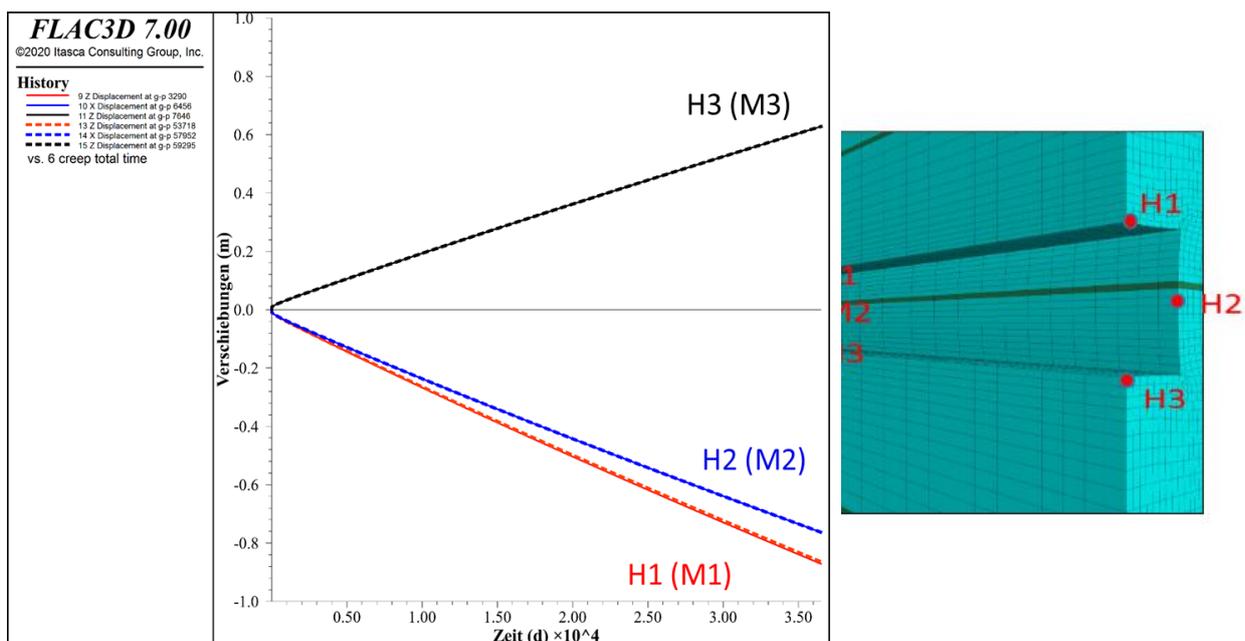


Bild 7.20: Zeitliche Entwicklung der Firstsenkungen, der Sohlhebungen bzw. der Stoßverschiebungen in die Strecke hinein für die ausgewählten Beobachtungspunkte H1, H2, H3, M1, M2 und M3

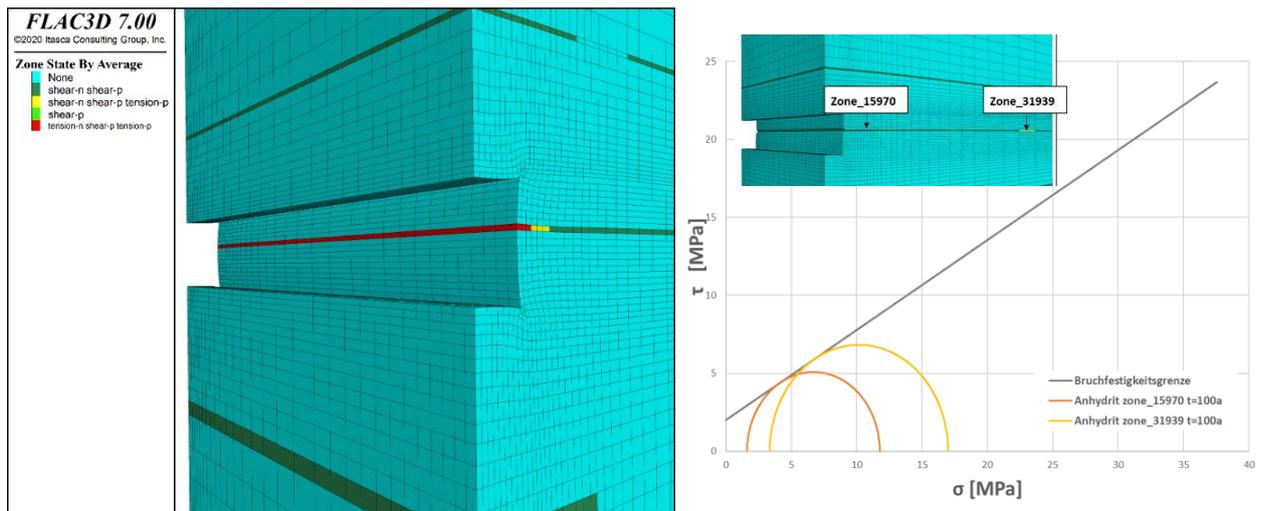


Bild 7.21: Flächenhafte Darstellung der plastisch versagenden Berechnungszonen in den Anhydritschichten (links) sowie Darstellung der Mohrschen Spannungskreise für zwei ausgewählte Berechnungszonen in der die Strecke schneidenden Anhydritschicht (rechts)

fizierungsprozesse auf. Als Ursache für die einsetzenden Plastifizierungen in den Anhydritschichten ist das Kriechverhalten des umgebenden Steinsalzes anzusehen, welches infolge der allmählichen Streckenkonvergenz eine signifikante Scherbeanspruchung in den Anhydritschichten induziert.

7.3.3.2.4 Ergebnisdiskussion zu den Simulationsvarianten Nr. 3 und Nr. 4 – Berücksichtigung von zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen

Die Simulationsvariante Nr. 3 unterscheidet sich von der Simulationsvariante Nr. 1 dadurch, dass nunmehr zugspannungsinduzierte Schädigungsprozesse berücksichtigt werden. Dazu wurden die die Zugbruchfestigkeit charakterisierenden Materialparameter mit $\beta_0^{dt} = 1 \text{ MPa}$ und $\beta_{rest}^{dt} = 1 \text{ MPa}$ angesetzt. Eine von der Dilatanzentwicklung abhängige Reduzierung der Zugbruchfestigkeit wurde nicht berücksichtigt. Zudem war die sogenannte Zugdilatanzfestigkeit $\beta_{dilatancy}^{dt}$ nach Gl. (2.17) zum Zeitpunkt der Durchführung dieser Simulation noch nicht im Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* enthalten, sondern wurde erst zu einem späteren Projektzeitpunkt in das Stoffmodell aufgenommen.

In Bild 7.22 ist zu sehen, dass eine zugspannungsinduzierte Gefügeschädigung bei der Simulationsvariante Nr. 3 vornehmlich in den Eckbereichen der Streckenkontur ausgewiesen wird, dort dann allerdings auch mit einer relativ großen Intensität. Aufgrund dieser intensiven zugspannungs-

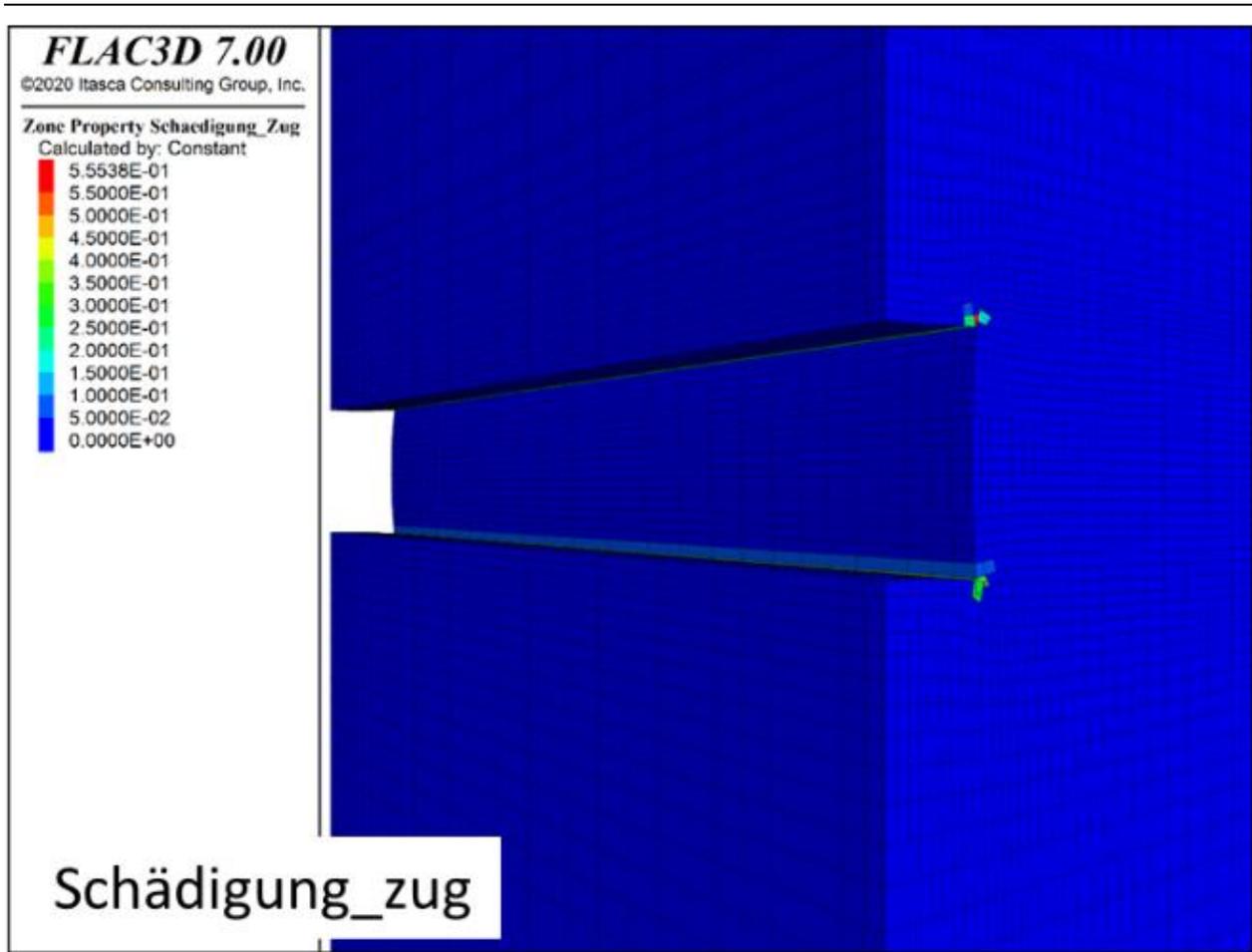


Bild 7.22: Flächenhafte Darstellung der durch Zugspannungen geschädigten Berechnungszonen zum Zeitpunkt $t = 78 a$

induzierten Schädigungsprozesse konnte die Simulationsvariante Nr. 3 nicht für den gesamten Simulationszeitraum von 100 Jahren durchgeführt werden, sondern ist bereits nach einer Simulationszeit von etwa 78 Jahren aufgrund zu großer Deformationen und damit einer zu stark deformierten Netzstruktur abgebrochen.

Da die zugspannungsinduzierten Schädigungsprozesse vornehmlich in den Eckbereichen der Strecke ausgewiesen werden, werden diese nicht durch die in der Simulationsvariante Nr. 4 berücksichtigten Anhydritschichten beeinflusst. Es haben sich daher aus der Simulationsvariante Nr. 4 keine grundsätzlich neuartigen Erkenntnisse ergeben.

7.3.3.2.5 Ergebnisdiskussion zu den Simulationsvarianten Nr. 5 und Nr. 6 – Berücksichtigung von deviatorisch induzierten Schädigungsprozessen

Die Simulationsvariante Nr. 5 unterscheidet sich von der Simulationsvariante Nr. 1 dadurch, dass nunmehr deviatorisch induzierte Schädigungsprozesse berücksichtigt werden. Dazu wurden die in

der Simulationsvariante Nr. 1 jeweils mit 0 angesetzten Materialparameter a_3 und a_{15} nunmehr mit $a_3 = 0,28$ und $a_{15} = 0,3$ angesetzt.

Bild 7.23 zeigt, dass eine deviatorisch induzierte Gefügeschädigung bei der Simulationsvariante Nr. 5 ähnlich wie die zugspannungsinduzierte Gefügeschädigung vornehmlich in den Eckbereichen der Streckenkontur ausgewiesen wird, allerdings mit deutlich geringerer Intensität. Zudem wird auch für weiter von den Eckbereichen entfernten Berechnungszonen eine deviatorisch induzierte Gefügeschädigung ausgewiesen. Insgesamt orientiert sich das in Bild 7.23 dargestellte Schädigungsbild an den in Bild 7.18 dargestellten Berechnungszonen mit einem ausgewiesenen Ausnutzungsgrad von $\eta(\sigma_v, \beta_{dil}) \geq 1$.

Da die deviatorisch induzierten Schädigungsprozesse ähnlich wie die zugspannungsinduzierten Schädigungsprozesse vornehmlich in den Eckbereichen der Strecke ausgewiesen werden, werden diese in der Simulationsvariante Nr. 6 mit berücksichtigten Anhydritschichten auch nur marginal

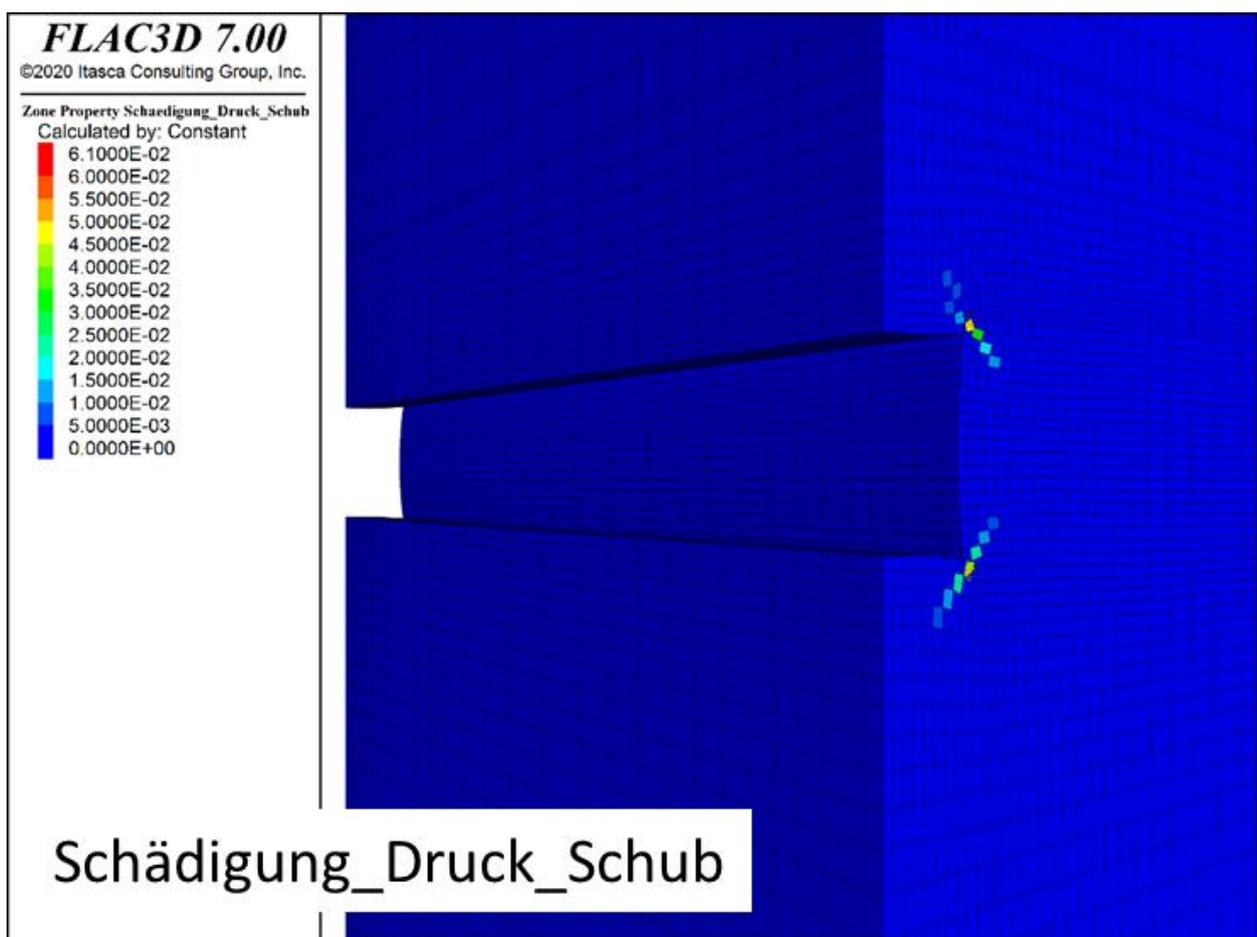


Bild 7.23: Flächenhafte Darstellung der durch Deviatorspannungen geschädigten Berechnungszonen zum Zeitpunkt $t = 100 a$

durch den inhomogenen Gebirgsaufbau beeinflusst. Analog zur Simulationsvariante Nr. 4 haben sich daher aus der Simulationsvariante Nr. 6 ebenfalls keine grundsätzlich neuartigen Erkenntnisse ergeben.

7.3.3.2.6 Ergebnisdiskussion zu den Simulationsvarianten Nr. 7 und Nr. 8 – gleichzeitige Berücksichtigung von zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen sowie von deviatorisch induzierten Schädigungsprozessen

Durch die gleichzeitige Berücksichtigung von zugspannungsinduzierten Schädigungsprozessen sowie von deviatorisch induzierten Schädigung haben sich im Vergleich zu den vorstehend diskutierten Simulationsvarianten weder in der Simulationsvariante Nr. 7 noch in der Simulationsvariante Nr. 8 grundsätzlich neuartige Erkenntnisse ergeben. Auf eine detaillierte Ergebnisdarstellung zu den Simulationsvarianten Nr. 7 und Nr. 8 kann daher an dieser Stelle verzichtet werden. Es ist allerdings anzumerken, dass die numerische Stabilität der Simulationen erwartungsgemäß mit zunehmender Komplexität der berücksichtigten physikalischen Prozesse etwas abgenommen hat, so dass es notwendig war, die Simulationsvarianten Nr. 7 und Nr. 8 mit höherer geforderter Genauigkeit durchzuführen, wodurch dann allerdings im Vergleich zu den vorherigen Simulationsvarianten auch die benötigten Rechenzeiten leicht angewachsen sind.

7.3.3.2.7 Ergebnisdiskussion zur Simulationsvariante Nr. 9 – Modellierung der Anhydritschichten als elastisches Material

Die Simulationsvariante Nr. 9 unterscheidet sich von der Simulationsvariante Nr. 8 dadurch, dass die Anhydritschichten als elastisches Material ohne Möglichkeit zu einer Plastifizierung modelliert worden sind. Mit Hilfe dieses Modellierungsansatzes kann gezeigt werden, in welchem Maße das umgebende kriechfähige Salinargebirge zu einer Belastungserhöhung in den Anhydritschichten beiträgt. Besonders eindrucksvoll wird dies in Bild 7.24 visualisiert.

Aus Bild 7.24 ist zu ersehen, dass die Vergleichsspannung nach *von Mises* zum Zeitpunkt $t = 100 a$ im gesamten Salinargebirge unterhalb von $20 MPa$ liegt. Dagegen haben sich in den Anhydritschichten neben und oberhalb der Strecke aufgrund des festen Verbunds zwischen dem kriechfähigen Salinargebirge und den elastischen Anhydritschichten im Lauf der Zeit Vergleichsspannungen aufgebaut haben, die zum Ende des Simulationszeitraums lokal teilweise fast $\sigma_v \approx 235 MPa$ erreichen. Es ist daher nicht überraschend, dass die Anhydritschichten bei Ansatz

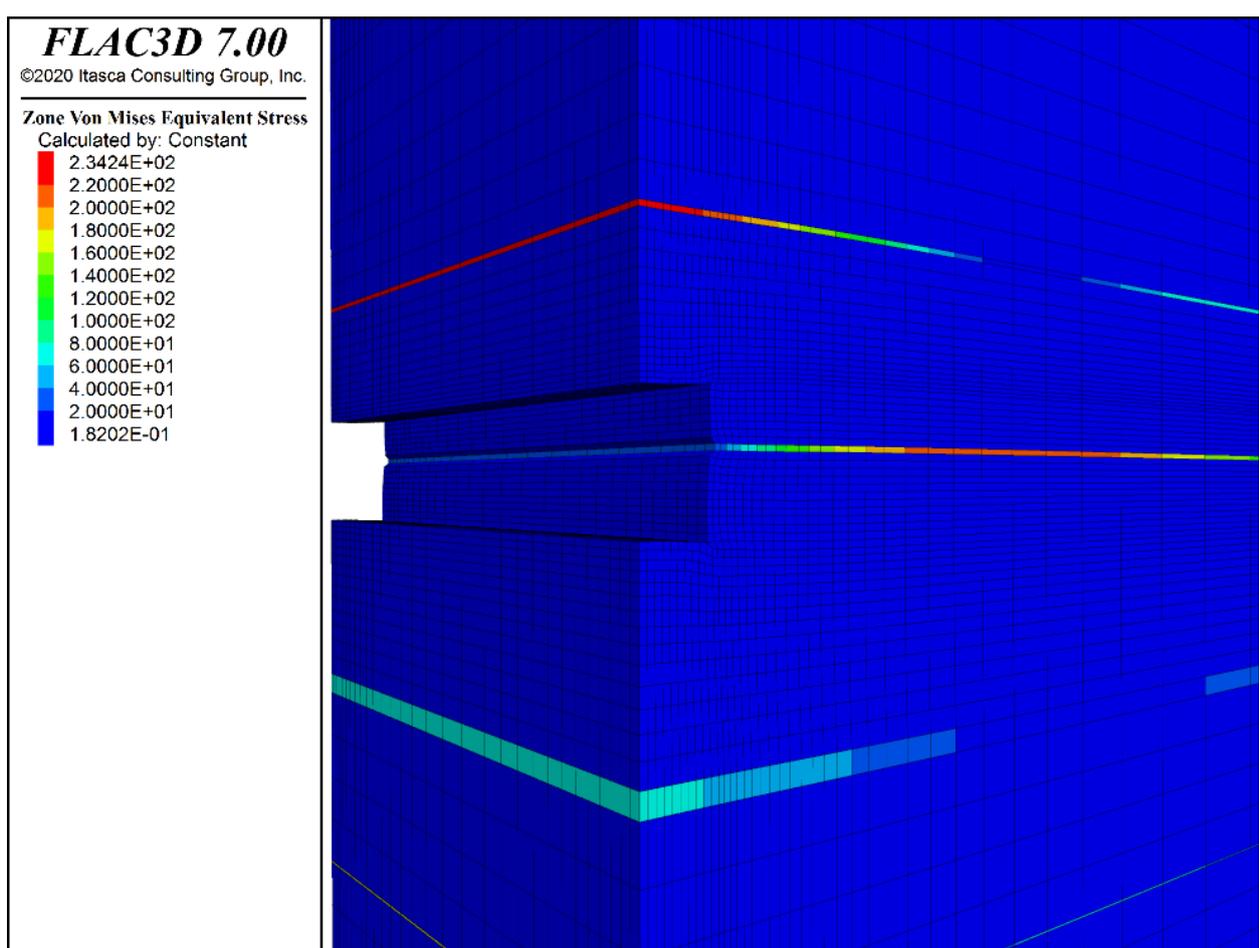


Bild 7.24: Flächenhafte Darstellung der Verteilung der Vergleichsspannung nach von Mises zum Zeitpunkt $t = 100 a$

einer Fließbedingung nach *Mohr-Coulomb* in den vorherigen Simulationsvarianten mit inhomogenem Gebirgsaufbau plastisch versagt haben.

7.3.3.3 Simulationsergebnisse zur Variante E mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*

Bereits durch den Projektbearbeiter K. Herchen ist die Simulationsvariante E des Virtuellen Demonstrators 1 betrachtet worden. In der Simulationsvariante E wird für die 30-jährige Offenhaltungsphase ein weiches Verfüllmaterial in der Strecke angenommen, um konvergenzinduzierte Überschneidungen in den Eckbereichen der Strecke zu vermeiden. Das Verfüllmaterial wird allerdings so weich angenommen, dass es ansonsten die Streckenkonvergenz nicht signifikant beeinflusst.

Während die entsprechende numerische Simulation vom Projektbearbeiter K. Herchen noch mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* zur Modellierung des Materialverhaltens des Salinargebirges durchgeführt worden ist, hat die Projektbearbeiterin J.Q. Sun zur Modellierung des Materialverhaltens des Salinargebirges das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* verwendet.

Bild 7.25 ist zu entnehmen, dass auch bei Verwendung des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche* die Konturverschiebungen um das Verschlussbauwerk herum nach dessen Einbau nahezu zum Erliegen kommen, da eine weitere Streckenkonvergenz dort durch das Verschlussbauwerk verhindert wird. Stattdessen bauen sich im Konturbereich um das Verschlussbauwerk herum entsprechend der in Bild 7.26 exemplarisch für die Berechnungszone 2531 (Firstzone oberhalb des Verschlussbauwerkes) aufgetragenen zeitlichen Spannungsentwicklung nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes bedingt durch das aufkriechende Salinargebirge allmählich ein Kontaktdruck und auch die Umfangsspannung sowie die streckenparallel gerichtete Spannung auf, wobei sich gleichzeitig die Vergleichsspannung nach *von Mises* abbaut. Aufgrund der sich somit allmählich reduzierenden Beanspruchungssituation kommt es somit im Konturbereich um das Verschlussbauwerk herum entsprechend Bild 7.27 nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes zu einer relativ zügigen Reduzierung der während der 30-jährigen Offenhaltungsphase dort ausgewiesenen schädigungsinduzierten Dilatanz. Etwa 10 Jahre nach Einbau des Verschlussbauwerkes ist Dilatanz im Konturbereich um dieses Bauwerk herum schon nahezu vollständig zurückgebildet worden.

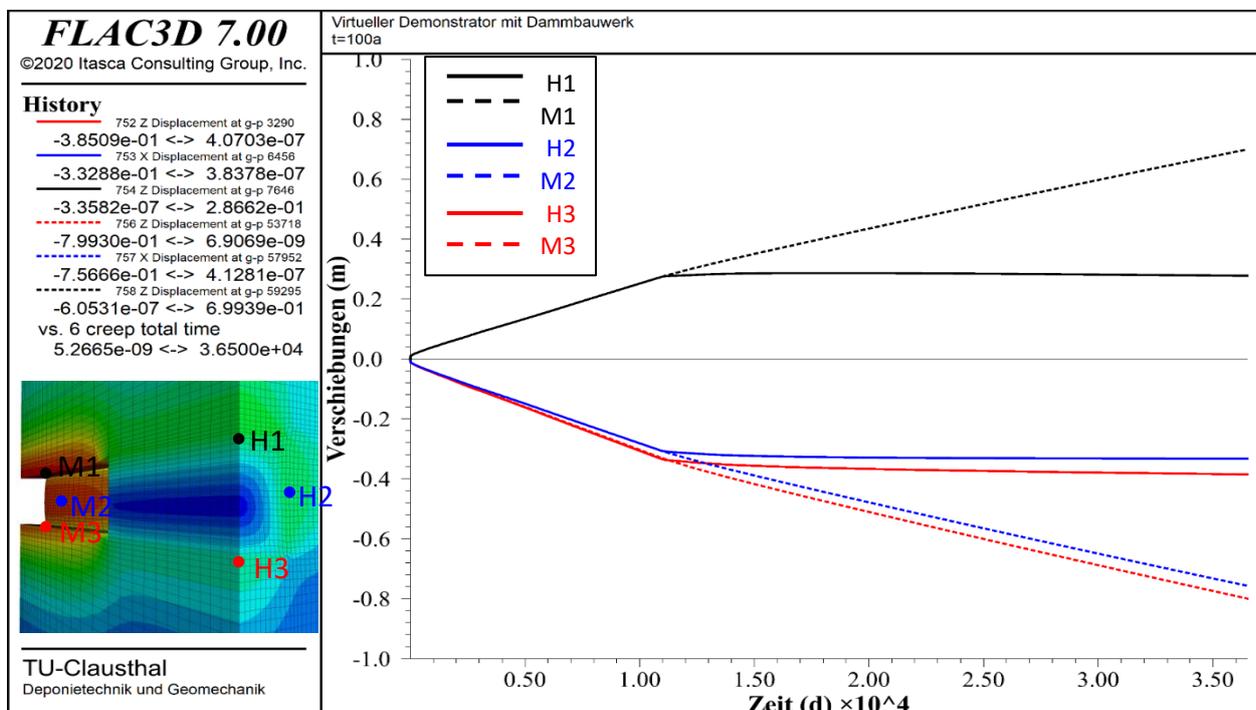


Bild 7.25: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen in unterschiedlichen Beobachtungspunkten an der Streckenkontur mit offen gehaltener Strecke (M1, M2, M3) bzw. mit eingebautem Verschlussbauwerk (H1, H2, H3)

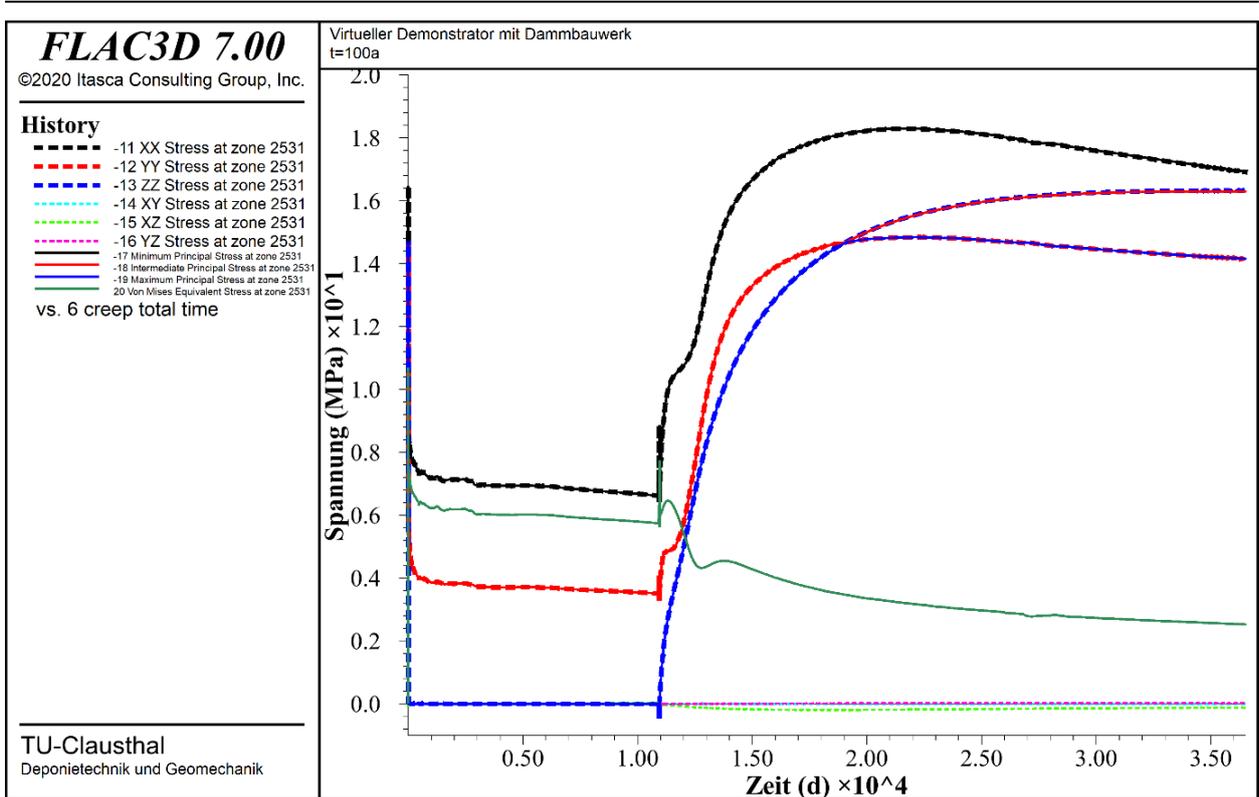


Bild 7.26: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen, der Hauptspannungen sowie der Vergleichsspannung nach von Mises in der Berechnungszone 2531 (Firstzone oberhalb des Verschlussbauwerkes)

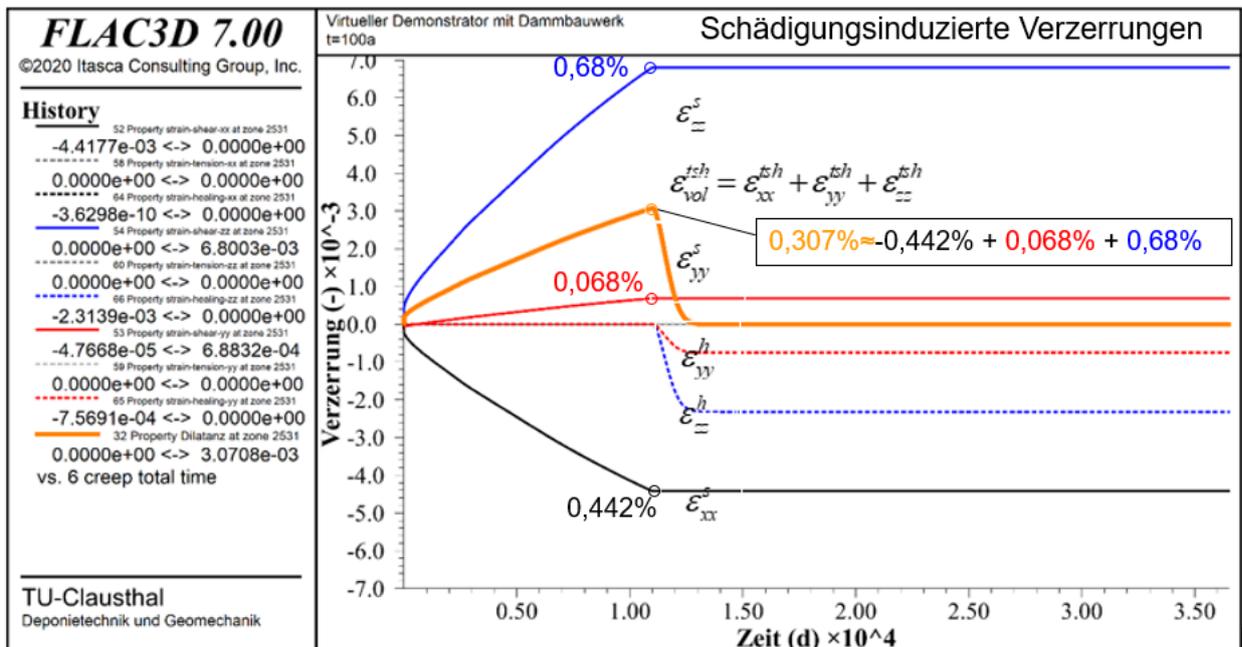


Bild 7.27: Zeitliche Entwicklung der einzelnen Dilatanzkomponenten sowie der Gesamtdilatanz in der Berechnungszone 2531 (Firstzone oberhalb des Verschlussbauwerkes)

7.3.4 Simulationsergebnisse zum Virtuellen Demonstrator 1 – R. Wolters

Nach der im Rahmen der Projektlaufzeit letzten Verbesserung des Stoffmodells *Lux/Wolters/Lerche*, bei der die sogenannte Zugdilatanzfestigkeit in das Stoffmodell aufgenommen worden ist, ist nochmals eine Simulation zum Virtuellen Demonstrator 1 in der Simulationsvariante E durchgeführt worden. Für die durchgeführte Simulation wurde ein inhomogener Gebirgsaufbau angenommen, d.h. die Anhydritschichten und die Polyhalitschicht wurden berücksichtigt. Die in der Simulation angesetzten Materialkennwerte sind in Tabelle 7.1 sowie in Tabelle 7.2 zusammengefasst.

In Anlehnung an die Vorgehensweise mehrerer anderer Projektpartner ist für die Simulation nunmehr ein Berechnungsmodell mit abgerundeten Ecken in den Eckbereichen der Strecke verwendet worden. Diese abgerundeten Ecken führen zu einer weniger intensiven Dilatanzentwicklung in den Eckbereichen der Streckenkontur. Entsprechend Bild 7.28 wird bis zum Ende der 30-jährigen Offenhaltungsphase eine maximale Dilatanz von etwa $\varepsilon_{vol} \approx 6,3\%$ erreicht. Diese Dilatanz wird entsprechend Bild 7.29 nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes relativ schnell wieder zurückgebildet bzw. verheilt, so dass für die Dilatanz im Konturbereich um das Verschlussbauwerk herum entsprechend Bild 7.29 zum Zeitpunkt $t = 60 a$ fast in allen Berechnungszonen Zahlenwerte von $\varepsilon_{vol} < 0,1\%$ ausgewiesen werden. Im offen gehaltenen Streckenabschnitt steigt die Dilatanz im Firstbereich der Strecke bis zum Zeitpunkt $t = 60 a$ dagegen bis auf $\varepsilon_{vol} > 20\%$, d.h. dort tritt eine sehr intensive Gefügeschädigung bzw. eine sehr starke Konturauflockerung auf.

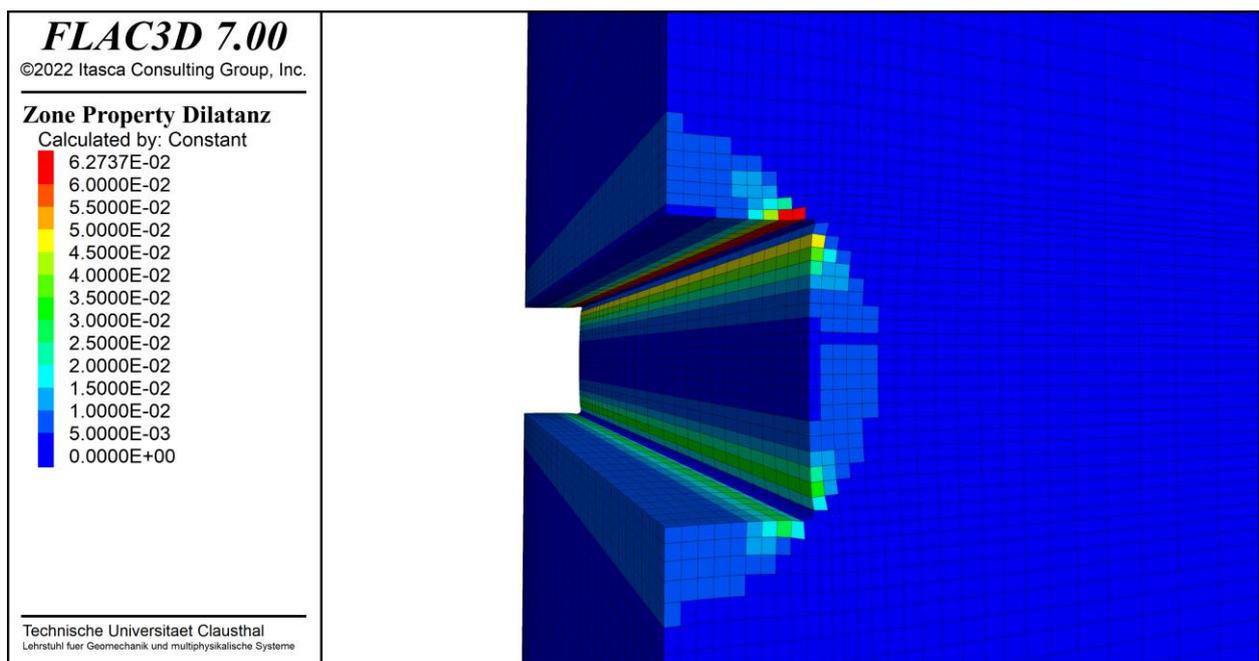


Bild 7.28: Flächenhafte Darstellung der Dilatanz zum Zeitpunkt $t = 30 a$

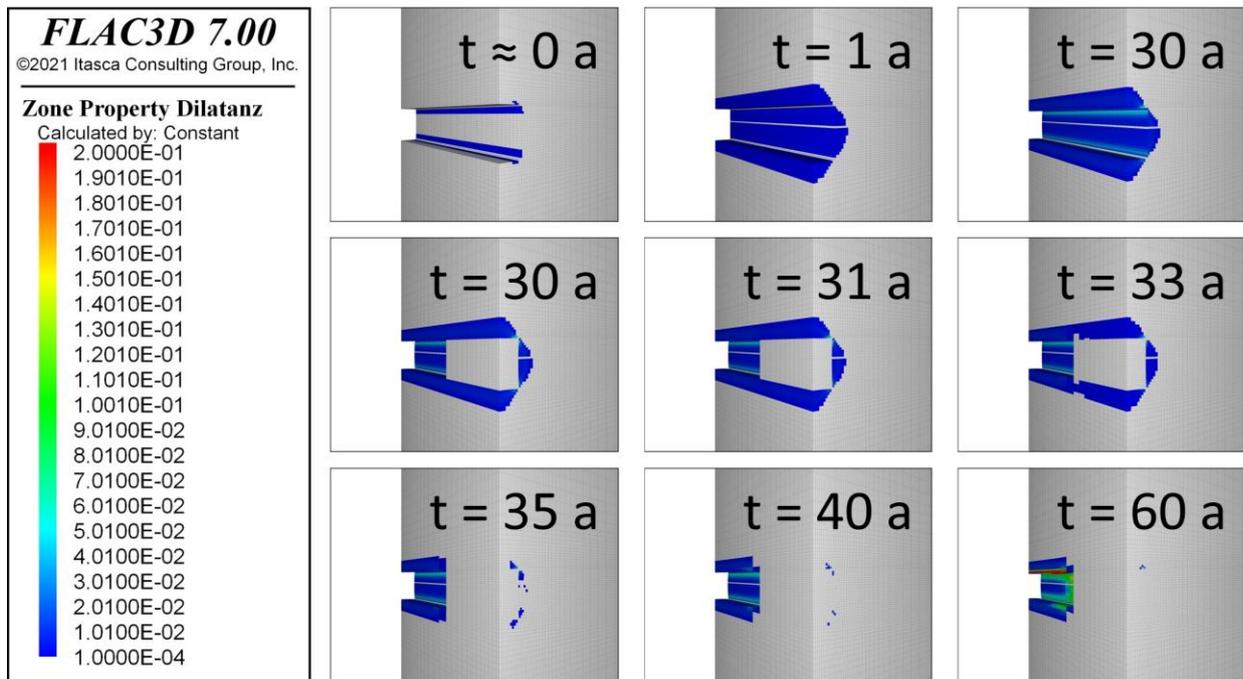


Bild 7.29: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz bis zum Zeitpunkt $t = 60$ a

Diese intensive Gefügeschädigung führt dazu, dass die numerische Simulation zu diesem Zeitpunkt bereits relativ instabil ist und kurz darauf abbricht.

Bild 7.30 zeigt die zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen sowie der Vergleichsspannung nach *von Mises* in der Berechnungszone 2531 (Firstzone oberhalb des Verschlussbauwerkes). Aus einer vergleichenden Betrachtung ist zu ersehen, dass die vertikale Spannung in der Firstzone aufgrund des auf das Verschlussbauwerk aufkriechenden Salinargebirges analog zur in Bild 7.26 dargestellten Simulation unmittelbar nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes ansteigt. Die Umfangsspannung sowie die streckenparallel gerichtete Spannung weisen nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes entsprechend Bild 7.30 allerdings zunächst eine Reduzierung auf, bevor sie dann langfristig auch ansteigen. Diese Reduzierung war bei der in Bild 7.26 dargestellten Simulation nicht zu sehen. Zudem ist der in Bild 7.30 dargestellte Spannungszustand 30 Jahre nach dem Einbau des Verschlussbauwerkes signifikant isotroper als der in Bild 7.26 dargestellte Spannungszustand. Diese Diskrepanz in den Simulationsergebnissen ist allerdings eher nicht auf die Unterschiede in den Stoffmodell-Versionen zurückzuführen, sondern resultiert vermutlich auf einer zu groben Zeitschrittsteuerung in der zu Bild 7.26 gehörenden numerischen Simulation. Dieses Ergebnis kann als Hinweis darauf angesehen werden, dass im Rahmen von numerischen Simulationen nicht nur die eingesetzten Stoffmodelle und die angenommenen Materialparameter von Bedeutung sind, sondern auch die Erfahrung der die numerischen Simulationen

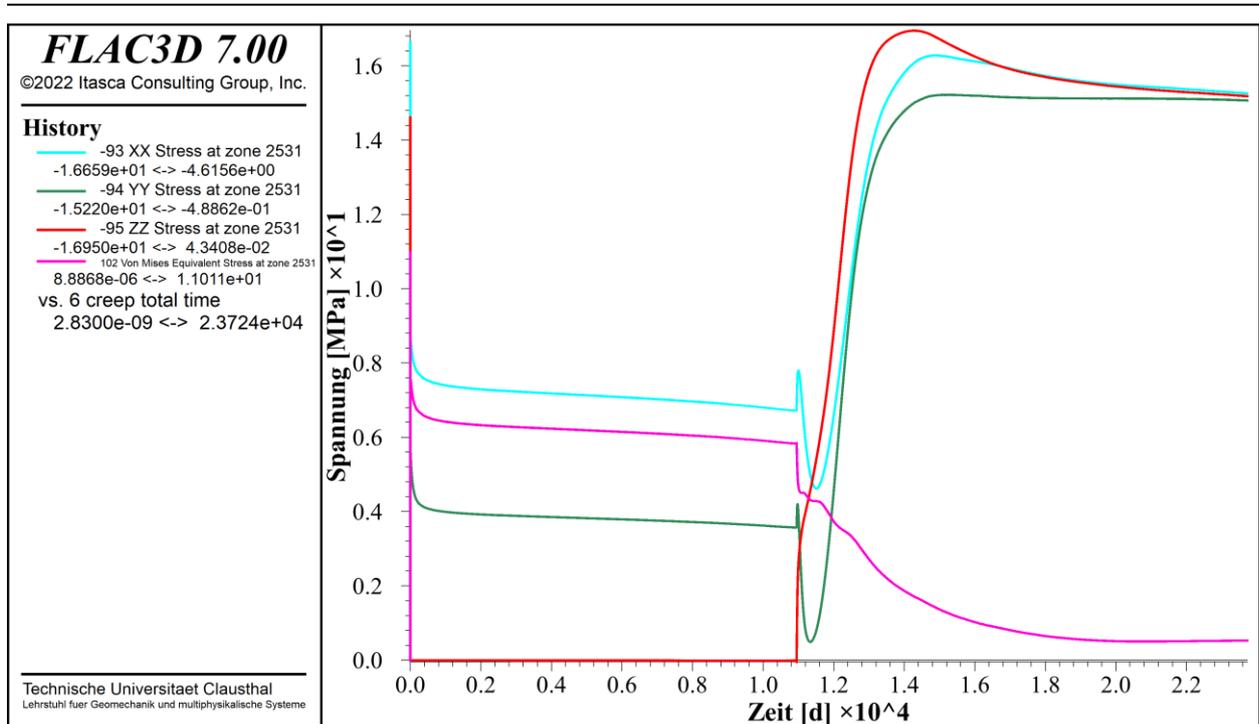


Bild 7.30: Zeitliche Entwicklung der Koordinatenspannungen sowie der Vergleichsspannung nach von Mises in der Berechnungszone 2531 (Firstzone oberhalb des Verschlussbauwerkes)

durchführenden Bearbeiter bzw. Bearbeiterinnen, insbesondere im Hinblick auf die Einschätzung eines geeigneten Kompromisses zwischen Qualität der Simulationsergebnisse und der benötigten numerischen Genauigkeit.

8 Arbeitspaket 5: Virtueller Demonstrator 2

Ursprünglich war im Rahmen der Projektbeantragung lediglich die numerische Bearbeitung eines einzelnen Virtuellen Demonstrators vorgesehen. Da allerdings für im Verlauf der ursprünglichen Projektlaufzeit eine Verlängerung des Projektes beantragt worden ist, wurden die numerischen Aufgaben um die Bearbeitung eines zweiten Virtuellen Demonstrators erweitert. Wie aus Bild 8.1 zu ersehen ist, repräsentiert der Virtuelle Demonstrator 2 unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen die untertägige Situation im Endlagerbereich an der WIPP-Site in Form eines scheibenartigen Berechnungsmodells. Es werden im Berechnungsmodell des Virtuelle Demonstrators 2 zwei offene Strecken mit unterschiedlicher Querschnittsfläche sowie sieben offene leere Einlagerungskammern abgebildet.

Trotz des relativ großen Berechnungsmodells lag der Fokus der mit dem Virtuellen Demonstrator 2 durchgeführten numerischen Untersuchungen auf der Modellierung des zeitabhängigen Trag-

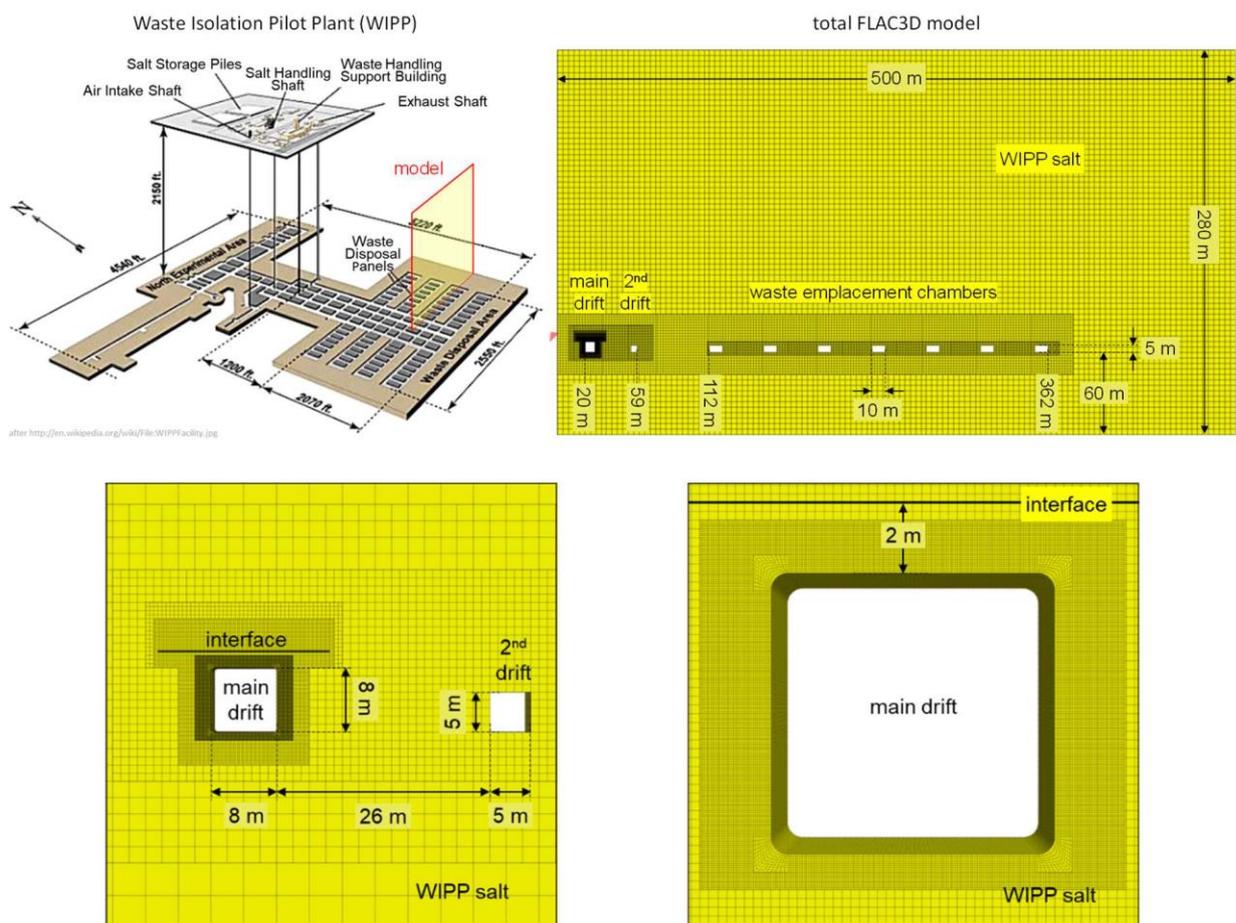


Bild 8.1: Darstellung des Virtuellen Demonstrators 2 in unterschiedlichen Detailstufen und räumliche Einordnung der Modellsituation in die untertägige Situation an der WIPP-Site, Hampel et al. (2022)

verhaltens der größeren offenen Strecke, weshalb die Umgebung dieser Strecke relativ fein diskretisiert worden ist, während die Umgebung der Einlagerungskammern sowie der kleineren offenen Strecke dagegen relativ grob diskretisiert worden ist.

Die geometrischen Abmessungen des Berechnungsmodells im Ganzen sowie der einzelnen Hohlräume und deren Abständen zueinander sind in Bild 8.1 angegeben. Von besonderem Interesse für die Arbeiten mit dem Virtuellen Demonstrator 2 war eine dünne Tonschicht, die sich etwa 2 m oberhalb der größeren offenen Strecke befindet. Diese Tonschicht wurde im Berechnungsmodell durch eine Interface-Struktur abgebildet, die sich gegebenenfalls auch im Verlauf der Simulation öffnen könnte. Für die Tonschicht wurden folgende Materialparameter angenommen:

- Kohäsion $c = 0,05 \text{ MPa}$,
- Winkel der inneren Reibung $\phi = 15^\circ$,
- Zugfestigkeit $\sigma_{ZF} = 0,25 \text{ MPa}$,
- Kohäsion nach Materialversagen (\rightarrow Restfestigkeitsparameter) $c_r = 0 \text{ MPa}$,
- Winkel der inneren Reibung nach Materialversagen (\rightarrow Restfestigkeitsparameter) $\phi_r = 10^\circ$,
- Zugfestigkeit nach Materialversagen (\rightarrow Restfestigkeitsparameter) $\sigma_{ZF,r} = 0 \text{ MPa}$,
- Normalsteifigkeit $k_n = 2.500 \text{ MPa}$ und
- Schersteifigkeit $k_s = 1.500 \text{ MPa}$.

Für das Steinsalz wurden weitestgehend die in Tabelle 7.1 angegebenen Materialparameter übernommen. Lediglich die maximale Zugfestigkeit wurde basierend auf in situ-Beobachtungen der Projektpartner bei einem Besuch der WIPP-Site auf $0,7 \text{ MPa}$ reduziert.

Die Simulation sollte eigentlich einen Zeitraum von 30 Jahren modellieren. Leider konnten vom Bearbeiter R. Wolters allerdings nur etwa 25 Jahre simuliert werden, bevor die Simulation aufgrund einer zu intensiven Gefügeschädigung abgebrochen ist. Dieser Simulationsabbruch konnte auch mit kleineren Zeitschritten in der numerischen Simulation nicht verhindert werden.

Wie aus Bild 8.2 zu ersehen ist, erreicht die ausgewiesene Dilatanz in einem durchgängigen bogenförmigen Gebiet oberhalb der Streckenfirste kurz vor dem Simulationsabbruch Zahlenwerte von $\varepsilon_{vol} > 30 \%$ und entsprechend des mittig in im Firstbereich angeordneten Vertikalschnitts in

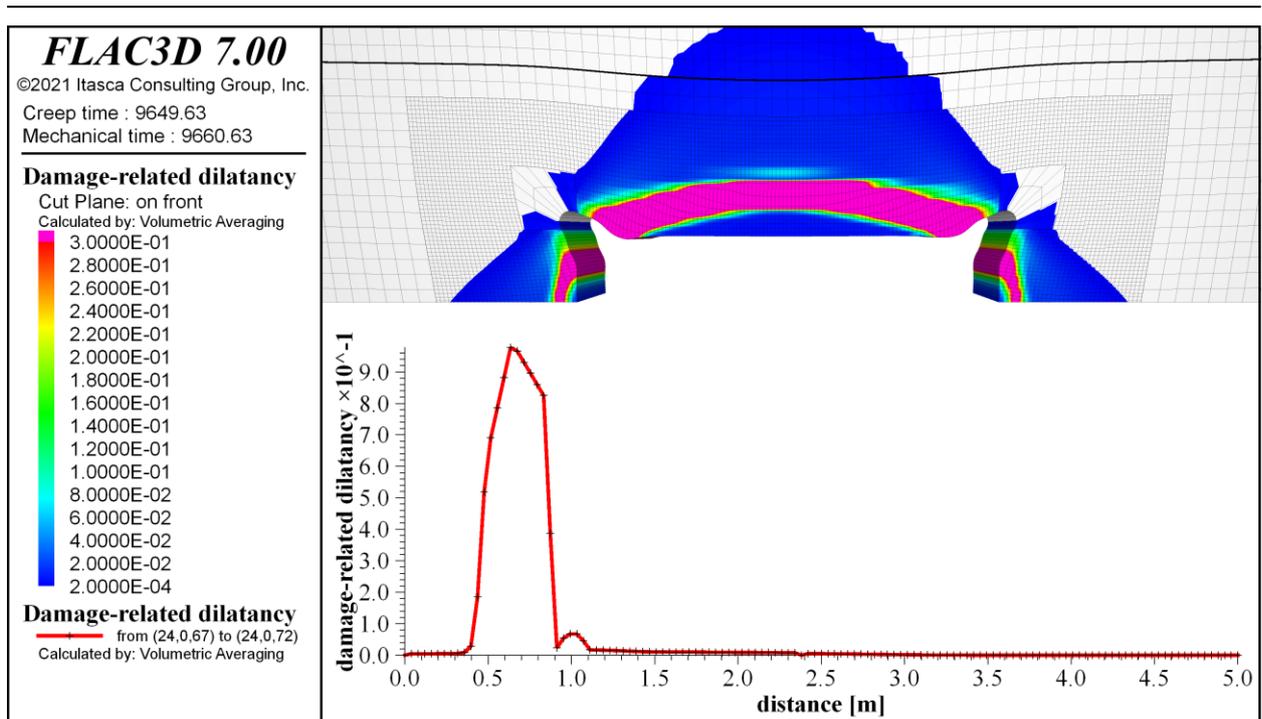


Bild 8.2: Flächenhafte Darstellung der Dilatanz an der Streckenfirste sowie Vertikalschnitt-Darstellung der Dilatanz an der Streckenfirste zum Zeitpunkt $t = 25 a$

einem lokalen Maximum etwa 60 cm oberhalb der Streckenfirste sogar etwa $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 98 \%$, wodurch die numerische Simulation extrem instabil wird.

Diese starke Gefügeschädigung im Firstbereich der Strecke führt dazu, dass die Streckenfirste aufgrund von schädigungsinduzierten Spannungsumlagerungen zum Zeitpunkt $t = 25 a$ nahezu entlastet ist. Aus Bild 8.3 ist zu ersehen, dass die Vergleichsspannung nach *von Mises* in diesem stark geschädigten Konturbereich zu diesem Zeitpunkt signifikant niedriger ist als oberhalb dieses stark aufgelockerten Konturbereichs. Etwa $1,1 \text{ m}$ oberhalb der Streckenfirste beträgt die Vergleichsspannung nach *von Mises* etwa $\sigma_v \approx 8 \text{ MPa}$.

Aus Bild 8.3 ist allerdings auch zu ersehen, dass die Vergleichsspannung nach *von Mises* etwa $2,4 \text{ m}$ oberhalb der Streckenfirste nochmals nahezu 0 MPa beträgt. An dieser Position befindet sich die dünne Tonschicht, die sich zum Zeitpunkt $t = 25 a$ aufgrund der allmählichen Streckenkonvergenz und der damit einhergehenden allmählichen Absenkung der Streckenfirste bereits geringfügig geöffnet hat und somit keine Spannung aufnehmen kann.

Die aus Bild 8.2 zu ersehende intensive Gefügeschädigung im Bereich zwischen der Streckenfirste und der Tonschicht zum Zeitpunkt $t = 25 a$ lässt sich vornehmlich auf ein Erreichen der Zugbruchfestigkeit zurückführen. Bild 8.4 zeigt für einen Beobachtungspunkt in unmittelbarer Nähe

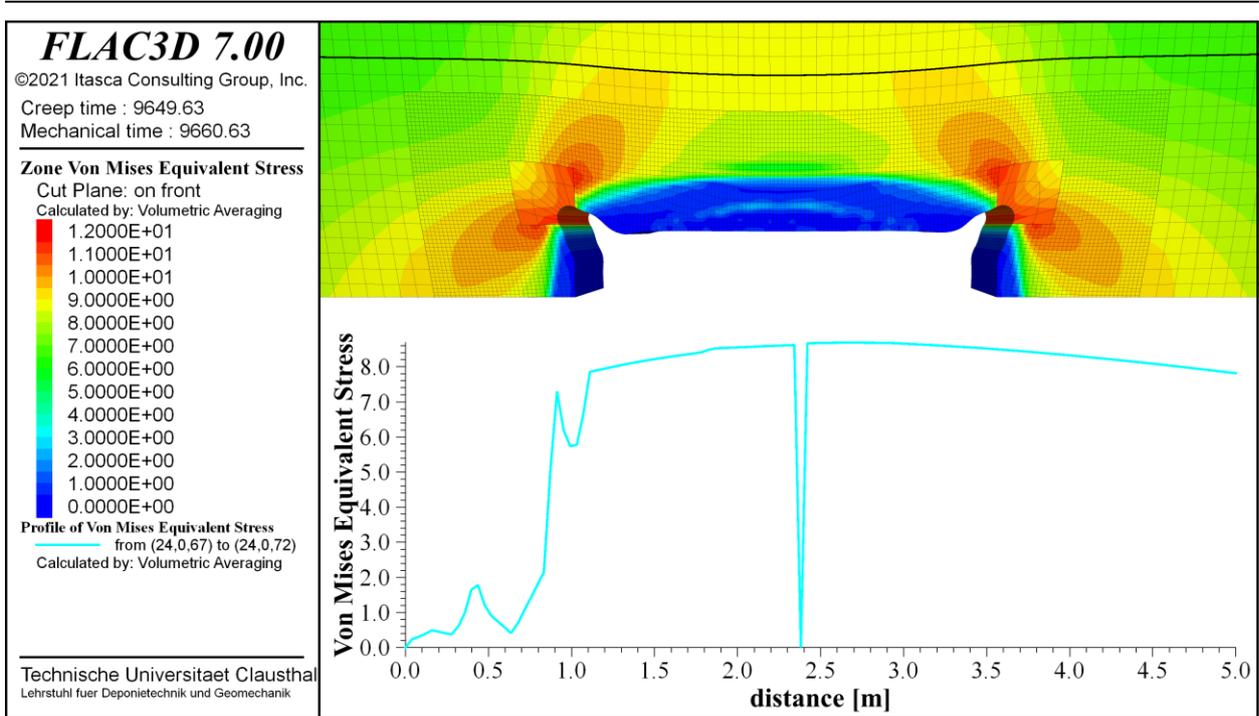


Bild 8.3: Flächenhafte Darstellung der Vergleichsspannung nach von Mises an der Streckenfirste sowie Vertikalschnitt-Darstellung der Vergleichsspannung nach von Mises an der Streckenfirste zum Zeitpunkt $t = 25$ a

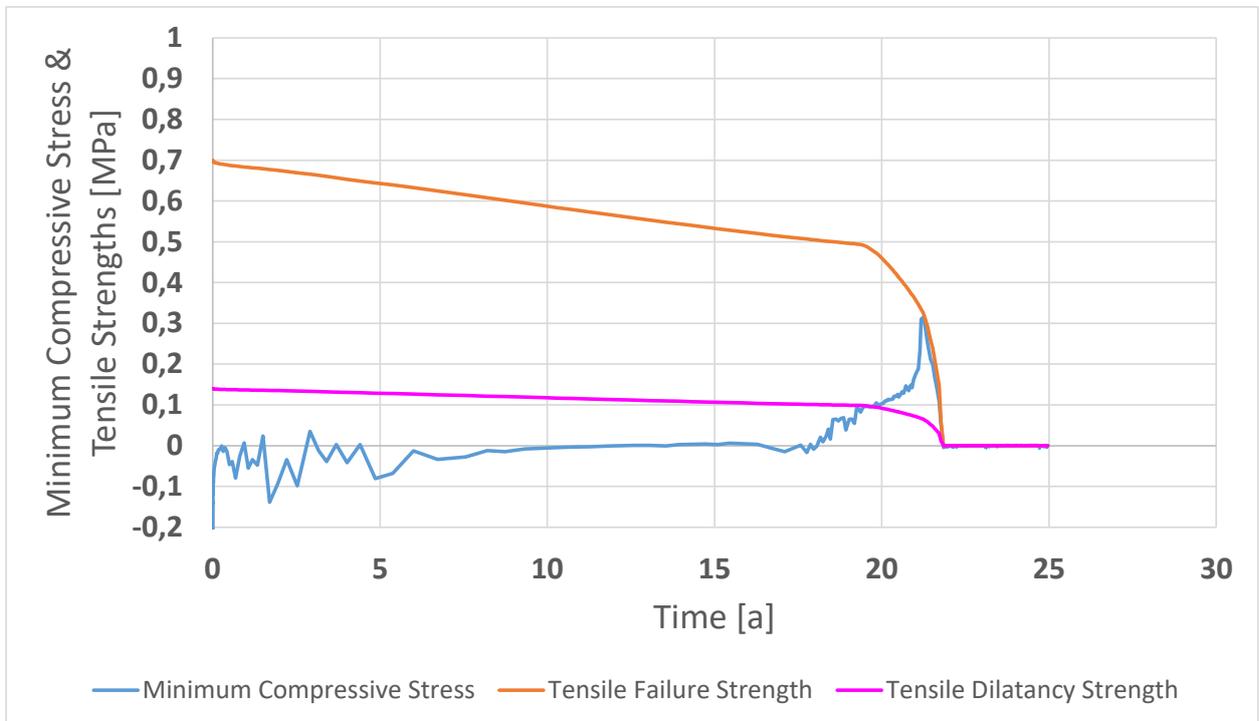


Bild 8.4: Zeitliche Entwicklung der Minimalspannung (= kleinste kompressiv wirkende Spannung bzw. größte Zugspannung), der Zugbruchfestigkeit sowie der Zugdilatanzfestigkeit in einem Beobachtungspunkt etwa 60 cm oberhalb der Streckenfirste

der stärksten Gefügeschädigung (etwa 60 cm oberhalb der Streckenfirste) die zeitliche Entwicklung der Minimalspannung, der Zugbruchfestigkeit sowie der Zugdilatanzfestigkeit. Aus Bild 8.4 kann man erkennen, dass die Minimalspannung in diesem Beobachtungspunkt in den ersten Jahren noch vornehmlich eine Druckspannung ist. Erst nach etwa 18 Jahren führen die konvergenzinduzierten Spannungsumlagerungen im Bereich der Streckenfirste dazu, dass für den Beobachtungspunkt nunmehr dauerhaft eine Zugspannung ausgewiesen wird, die sogar im Lauf der folgenden Jahre immer größer wird.

Es ist aus Bild 8.4 allerdings auch zu erkennen, dass sich die Zugbruchfestigkeit und die Zugdilatanzfestigkeit in dem dargestellten Beobachtungspunkt schon unmittelbar nach der Hohlraumaufrichtung beginnen zu reduzieren. Ursache dafür ist die Kopplung der Zugbruchfestigkeit und der Zugdilatanzfestigkeit an die Entwicklung der Dilatanz, die sich in den ersten Jahren zunächst nur aufgrund einer deviatorischen Überschreitung der Dilatanzfestigkeit im Firstbereich der Strecke ergibt.

Nach etwa 19 Jahren überschreitet die Minimalspannung, die zu diesem Zeitpunkt bereits eine Zugspannung ist, erstmals die Zugdilatanzfestigkeit, wodurch sich die schadigungsinduzierte Entwicklung der Dilatanz und die daran gekoppelte Reduzierung der Zugbruchfestigkeit und der Zugdilatanzfestigkeit beschleunigt. Bedingt durch die beschleunigte Dilatanzentwicklung intensivieren sich auch die schadigungs- und konvergenzbedingten Spannungsumlagerungen im Firstbereich der Strecke, so dass die Zugspannung dort noch schneller ansteigt. Nach etwa 21-22 Jahren erreicht die Zugspannung die bis zu diesem Zeitpunkt im Vergleich zur angesetzten Zugbruchfestigkeit des intakten Salinargebirges von 0,7 MPa bereits um mehr als 55 % auf etwa 0,3 MPa reduzierte Zugbruchfestigkeit. Ein weiterer Anstieg der Zugspannung ist ab diesem Zeitpunkt nicht mehr möglich, da überschüssige Zugspannungsanteile unmittelbar entsprechend der „tension cut-off“-Methode umgelagert werden bei gleichzeitig noch intensiverer Gefügeflockung. Die Zugbruchfestigkeit wird anschließend innerhalb kurzer Zeit auf 0 MPa reduziert. Mit sehr kleinen Zeitschritten konnte die Simulation anschließend noch etwa 3 Jahre fortgeführt werden, aber nach etwa 25 Jahren konnte die Simulation nicht mehr fortgesetzt werden.

Als Fazit der vorstehend für den Virtuellen Demonstrator 2 beschriebenen Simulationsergebnisse lässt sich feststellen, dass das im Rahmen des Verbundprojektes WEIMOS kontinuierlich weiterentwickelte Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* in der zum Projektende vorliegenden Version dazu in der Lage ist, die sich im Salinargebirge um eine offene Strecke mit einem nahezu quadratischen Streckenquerschnitt durch konvergenzbedingte Spannungsumlagerungen ausbildenden Zugspannungen und ihre möglichen Auswirkungen auf die Standfestigkeit dieser Strecke grundsätzlich

abzubilden. Es ist in diesem Zusammenhang allerdings darauf hinzuweisen, dass auch nach den im Verbundprojekt WEIMOS durchgeführten laborativen Untersuchungen zum Materialverhalten von Steinsalz unter Zugbeanspruchungen die verfügbare Datenbasis noch immer relativ klein ist, obwohl schon deutlich größer als zu Beginn des Verbundprojektes. Die durchgeführten Laborversuche haben signifikant zu einer Verbesserung des Materialverhaltens von Steinsalz unter Zugbeanspruchungen beigetragen. Dennoch sind die zur Modellierung des Materialverhaltens von Steinsalz unter Zugbeanspruchungen angesetzten Materialparameter auch nach Ende des Verbundprojektes WEIMOS noch nur als vorläufig anzusehen, ebenso wie die in diesem Zusammenhang durch numerische Berechnungen erhaltenen Simulationsergebnisse.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Der vorliegende Einzel-Forschungsbericht ist aus dem vom BMWi geförderten Verbundprojekt mit dem Titel „Weiterentwicklung und Qualifizierung der gebirgsmechanischen Modellierung für HAW-Endlagerung im Steinsalz“ (Gesamtlaufzeit: 01.04.2016 bis 31.03.2022) hervorgegangen. An diesem Verbundprojekt hat der Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme der TU Clausthal mit dem Teilprojekt E teilgenommen. Darüber hinaus waren im Verbundprojekt vier weitere ebenfalls vom BMWi geförderte Projektpartner sowie ein nicht vom BMWi geförderter assoziierter Projektpartner aus den USA beteiligt.

Entsprechend des Projekttitels lag das Ziel des Verbundprojektes darin, die Instrumentarien für die Nachweise zur sicheren Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle (HAW: high active waste) in untertägigen Steinsalzformationen weiterzuentwickeln und für die Anwendung zu qualifizieren. Zu den Instrumentarien gehörten zum einen physikalisch fundierte und in numerische Rechenprogramme implementierte Stoffmodelle, mit denen in qualitätsgesicherten Simulationsberechnungen das thermomechanische Verhalten des Wirtsgesteins unter verschiedenen Einflüssen beschrieben und verlässlich in die Zukunft extrapoliert werden kann. Zum anderen gehörten dazu die Entwicklung und Anwendung von Verfahrensweisen zur Bestimmung charakteristischer salztypspezifischer Parameterkennwerte und von Vorgehensweisen bei der numerischen Modellierung von untertägigen Strukturen im Steinsalzgebirge, die einen entscheidenden Einfluss auf die Aussagekraft und damit auch auf die Prognosezuverlässigkeit der Berechnungsergebnisse zur planerischen Beschreibung des langfristigen Verhaltens eines Endlagersystems haben können.

Das dem Forschungsbericht zugrundeliegende Verbundprojekt bestand aus den folgenden fünf Arbeitspaketen:

- AP 1: Verformungsverhalten bei kleinen Deviatorspannungen (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner IfG)
- AP 2: Einfluss von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner TUC)
- AP 3: Verformungsverhalten infolge von Zugbelastungen (Laboruntersuchungen durchgeführt von den Projektpartnern IfG und TUC)
- AP 4: Einfluss von Grenzflächen im Steinsalz auf die Verformung (Wechselagerung) (Laboruntersuchungen durchgeführt vom Projektpartner Sandia National Laboratories / RESPEC)

-
- AP 5: Virtuelle Demonstratoren 1 und 2 (numerische Simulationen durchgeführt von allen Projektpartnern)

Da das Arbeitspaket 1 mit laborativen Untersuchungen zum Verformungsverhalten von Steinsalz bei kleinen Deviatorspannungen vom Projektpartner IfG in Leipzig durchgeführt worden ist, wird dieses Thema in Abschnitt 3 des vorliegenden Berichtes lediglich kurz angerissen. Eine detaillierte Beschreibung der in diesem Arbeitspaket durchgeführten laborativen Untersuchungen ist zu finden im Einzelbericht des Projektpartners IfG.

Im Arbeitspaket 2 des Verbundprojektes WEIMOS sind im geomechanischen Labor des Lehrstuhls für Geomechanik und multiphysikalische Systeme diverse laborative Untersuchungen zur qualitativen und quantitativen Bewertung des Einflusses von Temperatur und Spannungszustand auf die Schädigungsrückbildung im Steinsalz durchgeführt worden. Diese Laborversuche und die erhaltenen Ergebnisdaten sind in Abschnitt 4 des vorliegenden Einzelberichtes ausführlich dokumentiert. Die Ausführungen des Abschnitts 4 lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- (1) Verheilungsversuche (Serie 1 bis 4) mit Asse-Speisesalz:

Die laborativen Ergebnisse zeigen, dass

- die Verheilungsrate sich mit zunehmender Minimalspannung erhöht, dass
- die Verheilungsrate sich bei abgesenkter mittlerer Spannung reduziert und dass
- die Verheilungsrate sich mit erhöhter Temperatur ebenfalls erhöht, aber auch, dass
- ein Einfluss der Deviatorspannung auf die Verheilungsrate anhand der durchgeführten Laborversuche nicht eindeutig erkennbar ist.

Es ist im Zusammenhang mit den durchgeführten Verheilungsversuchen an Asse-Speisesalz allerdings leider anzumerken, dass die im Rahmen des Projektbudgets gewählte Vorgehensweise, verheilungsinduzierte Änderungen des Prüfkörpervolumens an vier gleichzeitig im Einsatz befindlichen Triaxialprüfmaschinen mit lediglich nur einer gemeinsamen EMC-Anlage zur Volumenmessung unter Nutzung eines komplexen Systems aus Ventilen sowie einer ebenfalls komplexen Software zur Anlagensteuerung und dabei insbesondere zur Zuordnung der gemessenen Volumenänderungen zu den einzelnen Prüfmaschinen nicht erfolgreich war. Insbesondere die Zuordnung der gemessenen Volumenänderungen zu den einzelnen Prüfmaschinen war noch nicht ausreichend zuverlässig, vor allem bei Ansatz unterschiedlicher Belastungsrandbedingungen. Aus diesem Grund sind dann leider relativ viele Verheilungsversuche fehlgeschlagen.

(2) Verheilungsversuche mit WIPP-Salz:

Mit Prüfkörpern von der WIPP-Site sind einige wenige Verheilungsversuche durchgeführt worden, wobei allerdings die meisten der untersuchten Prüfkörper bereits während der Schädigungsphase unerwartet zerbrochen sind, zurückzuführen vermutlich auf in den Prüfkörpern enthaltene Inhomogenitäten. Die Prüfkörper konnten daher nicht hinsichtlich ihrer Verheilungseigenschaften untersucht werden.

(3) Untersuchung der Bruchfestigkeit sowie der Dilatanzfestigkeit verheilten Steinsalzprüfkörper aus Asse-Speisesalz mittels triaxialer Festigkeitsversuche unter TC-Beanspruchung:

Die erhaltenen laborativen Ergebnisse zeigen, dass

- die Bruchfestigkeit der verheilten Steinsalzprüfkörper deutlich unterhalb der Bruchfestigkeit von Steinsalzprüfkörpern liegt, die im Vorfeld nicht einer Schädigungs- und einer anschließenden Verheilungsphase unterzogen worden sind, wobei allerdings darauf hinzuweisen ist, dass die untersuchten Prüfkörper zum Ende der Verheilungsphase noch eine nicht zu vernachlässigende Dilatanz bzw. Gefügauflockerung aufgewiesen haben und daher eine geringere Bruchfestigkeit nicht überraschend ist, und dass
- die anhand von Volumenverzerrungsmessungen erhaltene Dilatanzfestigkeit der verheilten Steinsalzprüfkörper auf dem Niveau von Steinsalzprüfkörpern liegt, die im Vorfeld nicht einer Schädigungs- und einer anschließenden Verheilungsphase unterzogen worden sind – möglicherweise zurückzuführen auf die nach der Verheilungsphase notwendige Änderung der Prüfkörperabmessungen vom üblicherweise bei Festigkeitsversuchen verwendeten Längen-Durchmesser-Verhältnis von 2:1 hin zu einem Längen-Durchmesser-Verhältnis von etwa 5:3. Dieses geänderte Längen-Durchmesser-Verhältnis könnte auch die Ursache dafür sein, dass die anhand von Ultraschallwellengeschwindigkeitsmessungen erhaltene Dilatanzfestigkeit der verheilten Steinsalzprüfkörper sogar deutlich über dem Niveau von Steinsalzprüfkörpern liegt, die im Vorfeld nicht einer Schädigungs- und einer anschließenden Verheilungsphase unterzogen worden sind.

Ebenfalls im geomechanischen Labor des Lehrstuhls für Geomechanik und multiphysikalische Systeme sowie beim Projektpartner IfG sind laborative Untersuchungen zum Verformungsverhalten von Steinsalz infolge von Zugbelastungen durchgeführt worden, wobei der Untersuchungsfokus auf der Ermittlung der Zugfestigkeit von Steinsalz bei unterschiedlichen Vorschädigungsintensitäten lag. Diese Untersuchungen und die erhaltenen Ergebnisse sind für den Projektpartner TUC im Abschnitt 5 des vorliegenden Einzelberichtes dokumentiert. Anhand der in Abschnitt 5

dokumentierten Labordaten lässt sich zusammenfassend feststellen, dass eine Vorschädigung des Steinsalzes zu einer eindeutigen Reduzierung seiner Zugfestigkeit führt. Die Reduzierung der Zugfestigkeit scheint dabei umgekehrt proportional zu der aus der Vorschädigung resultierenden Dilatanz zu sein.

Da das Arbeitspaket 4 des Verbundprojektes WEIMOS vornehmlich vom assoziierten Projektpartner Sandia aus den USA bearbeitet worden ist, wird im vorliegenden Bericht kein Bezug darauf genommen. Für Informationen zu den im Rahmen des Arbeitspaketes 4 durchgeführten Arbeiten wird an dieser Stelle auf den Einzelbericht des Projektpartners Sandia sowie auf den gemeinsamen Synthesebericht des Verbundprojektes verwiesen.

Im Rahmen des Arbeitspaketes 5 sind an Fallbeispielen aus der WIPP-Site – einem Endlager in flacher Lagerung – zwei unterschiedliche virtuelle Demonstratoren entwickelt und hinsichtlich des Tragverhaltens der jeweils abgebildeten geotechnischen Konstruktionen numerisch modelliert worden. Die dabei vom Projektpartner TUC erhaltenen Simulationsergebnisse werden für den Virtuellen Demonstrator I in Abschnitt 7 des vorliegenden Einzelberichts dokumentiert und diskutiert, für den Virtuellen Demonstrator II in Abschnitt 8 des vorliegenden Einzelberichts. Anhand der für die beiden virtuellen Demonstratoren vorgestellten Simulationsergebnisse kann zusammenfassend festgestellt werden, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche* und seine Implementierung in die Simulationssoftware FLAC^{3D} sehr gut dazu geeignet sind, wesentliche Fragestellungen zum Tragverhalten von geotechnischen Konstruktionen im Steinsalzgebirge in Verbindung mit der Endlagerung hochradioaktiver Abfälle im Salinargebirge anhand numerischer Simulationen zu analysieren. Hervorzuheben sind hier insbesondere die in den virtuellen Demonstratoren im Fokus stehenden Prozesse zum primären und sekundären Kriechverhalten von Steinsalz unter den im Umfeld eines Endlagers auftretenden Spannungszuständen, zum Schädigungsverhalten von Steinsalz sowohl bei hohen deviatorischen Beanspruchungen wie auch bei Zugbeanspruchungen und abschließend auch zum Verheilungsverhalten von Steinsalz, z.B. im Kontext des Aufkriechens einer geschädigten Streckenkontur im Salinargebirge auf ein starres Verschlussbauwerk. Darüber hinaus zu erwähnen sind allerdings auch noch die rechnerische Simulation und Analyse zum Tragverhalten von Strecken bei Anwesenheit von nichthalitischen Zwischenlagen im Steinsalzgebirge mit ihren Kontaktflächen.

Neben der Bearbeitung der fünf bereits zu Projektbeginn vorgesehenen Arbeitspakete wurden im Rahmen des Projektes auch diverse numerische Funktionsstudien durchgeführt, die für den Projektpartner TU Clausthal in Abschnitt 6 des vorliegenden Berichts dokumentiert sind. Da diese Funktionsstudien allerdings nicht insgesamt mit der zum Ende des Projektzeitraums vorliegenden

finalen Stoffmodellversion durchgeführt worden sind, sondern auch schon frühzeitig in der Projektlaufzeit im Zusammenhang mit dem Projektziel der Weiterentwicklung von Stoffmodellansätzen, wurde im Rahmen des vorliegenden Berichtes bei der Beschreibung der durchgeführten Funktionsstudien und der dabei erhaltenen Simulationsergebnisse darauf verzichtet, die jeweils eingesetzte Stoffmodellvariante und die verwendeten Materialparameter explizit aufzuführen. Es ist allerdings nachdrücklich hervorzuheben, dass diese Funktionsstudien ein wesentlicher Baustein bei der Weiterentwicklung des am Lehrstuhl für Geomechanik und multiphysikalische Systeme eingesetzten Stoffmodells zur Modellierung des physikalischen Materialverhaltens von Steinsalz waren. Mit Hilfe dieser Funktionsstudien war es möglich, das zu Projektbeginn verwendete Stoffmodell *Lux/Wolters* weiterzuentwickeln bis hin zu dem in Abschnitt 2 des vorliegenden Berichtes dokumentierten Stoffmodell *Lux/Wolters/Lerche*.

9.2 Ausblick

Das Verbundprojekt WEIMOS ist das vierte Verbundprojekt in einer Serie von Verbundprojekten zum Vergleich und zur Weiterentwicklung von Stoffmodellen für Steinsalz. Diese Verbundprojektserie wurde bereits im Jahr 2004 begonnen und findet mit dem Ende des Verbundprojektes WEIMOS einen Abschluss. Nichtsdestotrotz hat sich im Rahmen der Bearbeitung des Verbundprojektes WEIMOS gezeigt, dass insbesondere im Zusammenhang mit der Verheilung von Gefügeschädigungen im Steinsalz die Abhängigkeiten auf der qualitativen Seite noch nicht umfassend erkannt und auf der quantitativen Seite erst recht noch nicht beschreibbar sind. Hier besteht für die Zukunft noch umfangreicher Forschungsbedarf, um die langfristige Entwicklung der Auflockungszonen um Einlagerungs- und Infrastrukturstrecken eines Endlagers im Steinsalzgebirge und insbesondere ihre Rückbildung zuverlässig prognostizieren zu können. Da Verheilungsprozesse zumindest langfristig üblicherweise bei relativ geringen Deviatorspannungen ablaufen, ist auch das Deformationsverhalten von Steinsalz bei solchen niedrigen Deviatorspannungen sehr wichtig für das langfristige Endlagerverhalten und daher zukünftig noch weiter zu untersuchen.

Im Hinblick auf die Messung von Volumenänderungen in Laborversuchen hat sich gezeigt, dass EMC-Messsysteme den klassischen Dilatanzzylindern deutlich überlegen sind, wobei es allerdings derzeit noch schwierig erscheint, ein gemeinsames EMC-Messsystem für mehrere Prüfmaschinen zu verwenden. Um zeitnah möglichst viele weitere Labordaten zum Verheilungsverhalten von Steinsalz zu erarbeiten, sollte daher zukünftig der Einsatz jeweils eigener EMC-Messsysteme für jede einzelne Prüfmaschine angestrebt werden. Auf diese Weise würde insbesondere bei den üblicherweise über mehrere Monate laufenden Verheilungsversuchen auch das Risiko eliminiert,

dass bei einem fehlgeschlagenen Versuch in einer Versuchsanlage gleichzeitig mehrere Versuchsanlagen mit mehreren Prüfkörpern nachteilig beeinflusst werden.

Sobald für Steinsalz weitere Messdaten zu seinem Verheilungsverhalten sowie zu seinem Kriechverhalten von geringen deviatorischen Beanspruchungen vorliegen, wird mit hoher Wahrscheinlichkeit auch die Weiterentwicklung der Stoffmodelle für Steinsalz notwendig sein und damit einhergehend auch eine weitere qualitativ hochwertige Verifizierung und Validierung der dann weiterentwickelten Stoffmodelle, möglicherweise wieder im Rahmen eines Benchmark-Projektes analog zum Verbundprojekt WEIMOS und seinen Vorgängerprojekten.

10 Literaturverzeichnis

- Bérest, P., Béraud, J.F., Bourcier, M., Dimanov, A., Gharbi, H., Brouard, B., DeVries, K. & Tribut, D. (2012):* Very slow creep tests on rock samples. Beitrag in: *Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M.(eds.)*. Mechanical Behaviour of Salt VII. CRC Press, pp. 81–88.
- Bérest, P., Blum, P.A., Charpentier, J.P., Gharbi, H. & Valès, F. (2005):* Very slow creep tests on rock samples. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 42, No. 4: pp. 569–576.
- Bräuer, V., Eickemeier, R., Eisenburger, D., Grisseemann, C., Hesser, J., Heusermann, S., Kaiser, D., Nipp, H.-K., Nowak, T., Plischke, I., Schnier, H., Schulze, O., Sönke, J. & Weber, J.R. (2012):* Geotechnische Erkundung des Salzstocks Gorleben - Standortbeschreibung Gorleben Teil 4.
- Carneiro, F.L. (1943):* A new method to determine the tensile strength of concrete. Proceedings of the 5th Meeting of the Brazilian Association for Technical Rules, pp. 126–129.
- Doeven, I., Soullière, P.P. & Vons, L.H. (1983):* Convergence Measurements in the Dry-Drilled 300 m Borehole in the Asse-II Saltmine European Appl. Res. Rept. - Nucl. Sci. Technol. 5(2): 267-324.
- Düsterloh, U. (2009):* Geotechnische Sicherheitsnachweise für Hohlrumbauteen im Salinargebirge unter besonderer Berücksichtigung laborativer Untersuchungen. Habilitationsschrift an der TU Clausthal Heft 16 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Eberth, S. (2008):* Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittabdichtungen im Salinargebirge. Dissertation an der TU Clausthal Heft 15 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Gessler, K. (1983):* Vergleich der einaxialen Zugfestigkeit mit der Drei-Punkt-Biegezugfestigkeit und unterschiedlichen Spaltzugfestigkeiten. Kali und Steinsalz.
- Hampel, A., Lüdeling, C., Günther, R.-M., Sun-Kurczinski, J.Q., Wolters, R., Düsterloh, U., Lux, K.-H., Yildirim, S., Zapf, D., Wacker, S., Epkenhans, I., Stahlmann, J. & Reedlunn, B. (2022):* WEIMOS: Simulations of two geomechanical scenarios in rock salt resembling structures at WIPP. Mechanical Behaviour of Salt X.
- Heusermann, S., Lux, K.-H. & Rokahr, R. (1982):* Entwicklung mathematischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und von der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben

-
- mit dem Förderkennzeichen ET 2011 A. Institut für Unterirdisches Bauen, Leibniz Universität Hannover, Hannover.
- Hou, Z.M. (1997):* Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. Dissertation an der TU Clausthal Heft 9 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Hou, Z.M. (2002):* Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift an der TU Clausthal Heft 13 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Hou, Z.M. (2003):* Mechanical and hydraulic behavior of rock salt in the excavation disturbed zone around underground facilities. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 40, No. 5: pp. 725–738.
- Hunsche, U. (1993):* Failure behaviour of rock salt around underground cavities. Beitrag in: *Kakihana, H; Hardy, H. R., JR; Hoshi, T.(eds.)*. 7th Symposium on Salt. Elsevier.
- InformationsZentrum Beton GmbH (2022):* Spaltzugfestigkeit - Beitrag bei beton.wiki. <https://www.beton.wiki/index.php?title=Spaltzugfestigkeit>, Stand: 10 April 2022.
- Lerche, S. (2012):* Kriech- und Schädigungsprozesse im Salinargebirge bei mono- und multizyklischer Belastung. Dissertation an der TU Clausthal Heft 18 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Lerche, S. & Dyogtyev, O. (2017):* Arbeitsbereich Stoffmodell: Vorgehensweise zur Parameterermittlung für den neuen Schädigungs-Ansatz. Interner Bericht. Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Li, S.Y., Abe, S., Urai, J., Strozyk, F., Kukla, P.A. & van Gent, H.W. (2012):* A method to evaluate long-term rheology of zechstein salt in the tertiary. Beitrag in: *Bérest, P; Ghoreychi, M; Hadj-Hassen, F; Tijani, M.(eds.)*. *Mechanical Behaviour of Salt VII*. CRC Press.
- Liang, W.G., Yang, C.H. & Zhao, Y.S. (2008):* Physico-mechanical properties and limit operation pressure of gas deposit in bedded salt rock. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, Vol. 27, No. 1: pp. 22–27.
- Liu, J.F., Xu, J., Yang, C.H. & Hou, Z.M. (2011):* Mechanical characteristics of tensile failure of salt rock. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*.
- Lowe, M.J. & Knowles, N.C. (1989):* COSA II: Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communitie: Final report. EUR 12135, Commission of the European Communities, Nuclear Science and Technology.

-
- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau - Ein Beitrag zur Entwicklung von Prognosemodellen für den Hohlraumbau im duktilen Salzgebirge. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart.
- Lux, K.-H., Herchen, K. & Düsterloh, U. (2016):* Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz (TV 5:TUC). Abschluss-Einzelbericht zum Verbundforschungsprojekt mit dem Förderkennzeichen 02 E 10820.
- Lux, K.-H., Lerche, S. & Dyogtyev, O. (2018):* Physikalische Modellierung und numerische Simulation intensiver Schädigungsprozesse im Salinargebirge. Erdöl Erdgas Kohle, Vol. 134, No. 1: pp. 18–24.
- Mellegard, K.D., DeVries, K.L. & Callahan, G.D. (2007):* Lode angle effects on the creep of salt. Beitrag in: *Wallner, M; Lux, K.-H; Minkley, W; Hardy, H. R., JR.(eds.)*. Mechanical Behaviour of Salt VI. CRC Press, pp. 9–16.
- Munson, D.E., Jones, R.L., Ball, J.R., Clancy, R.M., Hoag, D.L. & Petney, S.V. (1989):* Overtest for Simulated Defence High-Level Waste (Room B): In Situ Data Report (May 1984 - February 1988) - Waste Isolation Pilot Plant (WIPP), Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND89-2671, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, USA.
- Prij, J., Jansen, D., Klerks, W., Luyten, G.B., Ruiter, A. de & Vons, L.H. (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.
- Schulze, O., Popp, T. & Kern, H. (2001):* Development of Damage and Permeability in Deforming Rock Salt. Engineering Geology, Vol. 61.
- Wolters, R. (2014):* Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung - Ein Beitrag zur Analyse von Gefügeschädigungsprozessen und Abdichtungsfunktion des Salinargebirges im Umfeld untertägiger Hohlräume. Dissertation an der TU Clausthal Heft 20 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.