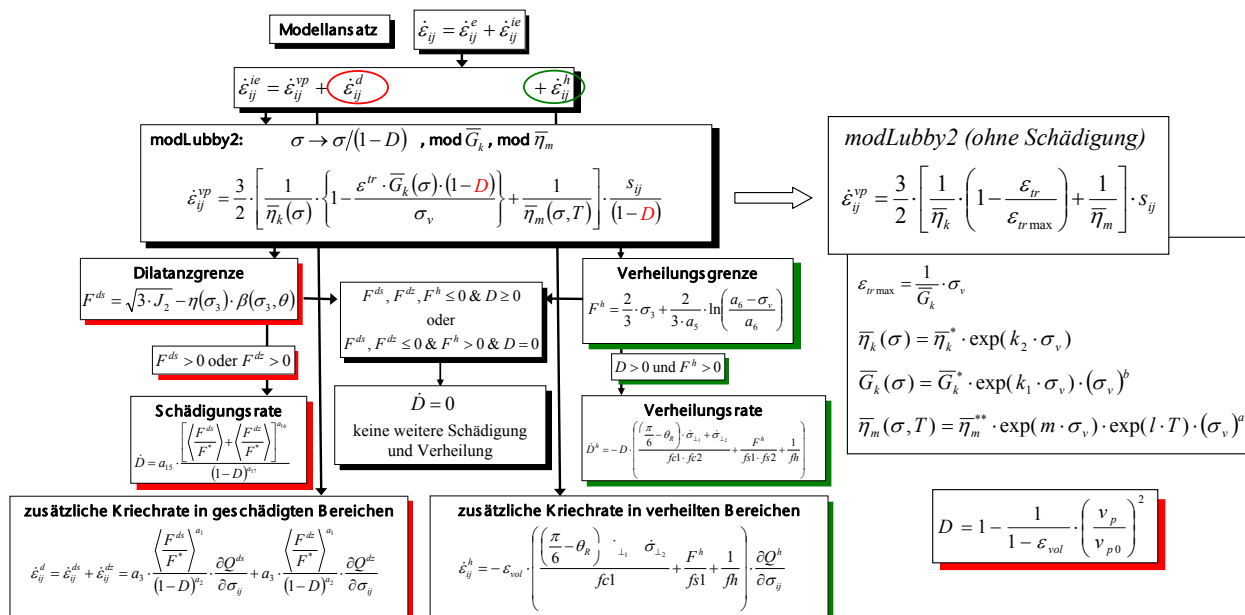




Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik Technische Universität Clausthal

Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz (TV 5: TUC)



**Einzelbericht zum BMWi-Forschungsvorhaben
mit dem Förderkennzeichen 02 E 10820
- Zeitraum 01.10.2010 – 31.03.2016 -**



Einzelbericht

zum

Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz (TV 5: TUC)

Förderkennzeichen 02 E 10820

Zeitraum 01.10.2010 – 31.03.2016

Sachbearbeiter: Dipl.-Ing. K. Herchen
apl. Prof. Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh
Projektleiter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux

Clausthal-Zellerfeld, im Juli 2016

Dipl.-Ing. K. Herchen

apl. Prof. Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh

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



Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

BETREUT VOM



PTKA
Projektträger Karlsruhe
Karlsruher Institut für Technologie

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Förderkennzeichen 02 E 10820, Laufzeit 01.10.2010 bis 31.03.2016, gefördert.

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



Kurzfassung

Für die Endlagerung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen in tiefen geologischen Steinsalzformationen sind Sicherheitsnachweise für den dauerhaften vollständigen Einschluss der Abfälle im Wirtsgestein und deren damit einhergehender Isolation gegenüber der Biosphäre zu führen. Hierzu sind Instrumentarien notwendig, die aufgrund der hohen Temperaturen und des langen Nachweiszeitraumes das temperaturabhängige Verformungsverhalten von Steinsalz wie auch die Dichtheit der geologischen Barriere mit Berücksichtigung der bei der Auffahrung und Offenhaltung der Hohlräume entstehenden Steinsalzgefügeschädigungen und deren Rückbildung (Verheilung) zuverlässig prognostizieren können.

Vor diesem Hintergrund ist es das Ziel dieses Verbundvorhabens, Instrumentarien für den Nachweis zur sicheren und dauerhaften Endlagerung radioaktiver Stoffe zu überprüfen und zu verbessern. Zu diesen Instrumentarien gehören wesentlich die von den Projektpartnern in numerischen Berechnungen verwendeten physikalischen Stoffmodelle und deren individuelle Expertise in der Bestimmung der salztypspezifischen Stoffmodellparameter sowie die Durchführung und Ergebnisbewertung von Simulationsrechnungen. Im Vorhaben werden von jedem Partner Reanalysen von Laborversuchen an verschiedenen Steinsalztypen zur Stoffmodellparameterbestimmung sowie Benchmark-Modellberechnungen an realen charakteristischen Untertagestrukturen im Steinsalz durchgeführt, bei denen das thermomechanische Verhalten und die Schädigungsrückbildung von Steinsalz im Vordergrund stehen. Die ausgewählten In-situ-Situationen sind Untertagestrukturen und Experimente in der Schachtanlage Asse II sowie in der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico (USA). Die Ergebnisse der Modellrechnungen werden anschließend untereinander sowie mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen im Labor und von Untertagemessungen verglichen.

Der Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der Technischen Universität Clausthal (TU Clausthal) beteiligt sich im Teilprojekt 5 des Verbundvorhabens mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* an den numerischen Simulationen sowie mit der Durchführung von umfangreichen laborativen Untersuchungen.

In diesem Bericht sind das von der TU Clausthal verwendete Stoffmodell mit der Methodik der Parameterbestimmung, die Messwerte der laborativen Untersuchungen, die salztypspezifische Kennwertermittlung sowie die durchgeführten Simulationsrechnungen mit Ergebnisauswertung dokumentiert.



Abstract

For the final disposal of heat-generating high-level radioactive waste in deep geological rock salt formations a safety analysis shall be performed for the permanent complete containment of the waste in the host rock and subsequently its isolation to the biosphere. For this purpose, reliable tools are required that are able to describe the temperature-dependent deformation behavior of rock salt as well as the long-term tightness of the geological barrier with consideration of damage processes which take place during the excavation and maintenance of the cavities and their damage reduction (healing).

Against this background, it is the purpose of this joint project to check and improve tools for the safety analysis of the safe and long-term disposal of radioactive waste. These tools essentially include the physical constitutive models used by the project partners in numerical calculations and their individual expertise in determining the salt-type specific parameter values as well as the performance of numerical simulations and the evaluation of the results. In this joint project laboratory tests are back-calculated on different rock salt types for the identification of material model parameter values and benchmark calculations on real characteristic underground structures in rock salt mass are carried out by each partner, which focus on the thermo-mechanical behavior and the damage reduction of rock salt. The selected in-situ situations are underground structures and experiments in the Asse II salt mine and in the Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico (USA). Afterwards the results of the model calculations are compared with each other and with the results of laboratory tests and in-situ measurements.

The Department of Waste Disposal Technologies and Geomechanics at Clausthal University of Technology (TU Clausthal) participates in the subproject 5 of the joint project with the constitutive model *Lux/Wolters* to the numerical simulations and the performance of extensive laboratory investigations.

In this report, the constitutive model used by TU Clausthal with the procedures of model parameter determination, the measurements of laboratory investigations, the salt-type specific parameter values and the performed simulations with result evaluation are documented.



Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung, Ziele und Arbeitsprogramm	1
2	Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i> für Salzgesteine	8
2.1	Überblick	8
2.2	Gesamtverzerrungsrate im Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i>	12
2.2.1	Elastische Verzerrungen	13
2.2.2	Viskose Verzerrungen.....	13
2.2.3	Schädigungsinduzierte Verzerrungen	15
2.2.4	Schädigungsrückbildungsinduzierte Verzerrungen	22
2.3	Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung und der Schädigungsrückbildung.....	28
2.4	Funktionsmodellstudie zur Darstellung der Berücksichtigung der Spannungs- geometrie im Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i>	33
2.5	Laborative Bestimmung von Materialkennwerten für das Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i>	42
2.5.1	Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell <i>modLubby2</i>	42
2.5.2	Kennwertbestimmung für den Schädigungsansatz.....	47
2.5.3	Kennwertbestimmung für den Verheilungsansatz.....	54
3	Modellierung von In-situ-Situationen in der Schachanlage Asse II	55
3.1	Laborative Untersuchungen an Asse-Speisesalz - Verheilungsversuche	55
3.1.1	Übersicht.....	55
3.1.2	Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte.....	55
3.1.3	Versuchsaufbau und Versuchstechnik	57
3.1.4	Zielstellung und Versuchsdurchführung.....	59
3.1.5	Versuchsauswertung	61
3.1.6	Messergebnisse	64
3.2	Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an Asse-Speisesalz.....	70
3.2.1	Vorbemerkung	70
3.2.2	Versuchsprogramm.....	71
3.2.3	Bestimmung der Stoffmodellparameter und Versuchsnachrechnung	72
3.3	Anwendung des thermomechanischen Ansatzes im Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i> am Beispiel der In-situ-Versuche IFC und HFCP in der Schachanlage Asse II	86
3.3.1	Beschreibung der In-situ-Experimente	86
3.3.2	IFC-Versuch (Isothermal Free Convergence).....	87



3.3.3	HFCEP-Versuch (Heated Free Convergence Probe)	95
3.4	Anwendung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell <i>Lux/Wolters</i> am Beispiel einer ausgebauten Strecke in der Schachanlage Asse II	107
3.4.1	Übersicht	107
3.4.2	Randbedingungen für die numerische Reanalyse der Situation Dammjoch	110
3.4.3	Berechnungsmodell für die Situation Dammjoch	111
3.4.4	Simulationsergebnisse der offenen Strecke	112
3.4.5	Simulationsergebnisse der mit einem Tübbingausbau versehenen Strecke	120
4	Modellierung von In-situ-Situationen in der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)	124
4.1	Laborative Untersuchungen an Steinsalz der Lokation WIPP	124
4.1.1	Übersicht	124
4.1.2	Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte	125
4.1.3	Versuchsaufbau und Versuchstechnik	125
4.1.4	Versuchsprogramm und Versuchsauswertung	127
4.1.5	Messergebnisse	135
4.2	Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an WIPP salt	152
4.2.1	Übersicht	152
4.2.2	Versuchsprogramm	153
4.2.3	Bestimmung der Stoffmodellparameter und Versuchsnachrechnung	154
4.3	Anwendung des Stoffmodells <i>Lux/Wolters</i> am Beispiel von In-situ-Versuchen in der WIPP	167
4.3.1	Übersicht	167
4.3.2	Randbedingungen für die numerische Reanalyse und Wahl des Berechnungsmodells für die Kammer WIPP Room D	168
4.3.3	Simulationsergebnisse der nicht erhitzten Kammer WIPP Room D	172
4.3.4	Randbedingungen für die numerische Reanalyse und Wahl des Berechnungs- modells für die Kammer WIPP Room B	177
4.3.5	Simulationsergebnisse der erhitzten Kammer WIPP Room B	180
5	Zusammenfassung	186
6	Danksagung	192
7	Literaturverzeichnis	193



1 Einleitung, Ziele und Arbeitsprogramm

Die Entsorgung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen sieht unter anderem die Endlagerung in Steinsalzformationen vor, die sich im tiefen geologischen Untergrund befinden. Hierbei beruht das Langzeitsicherheitskonzept des vollständigen Einschlusses und der damit einhergehenden Isolation der Abfälle gegenüber der Biosphäre wesentlich auf der langfristigen Dichtheit der geologischen Barriere. Diese ist beim Wirtsgestein Steinsalz durch die vorrangig im geogenen Zustand vorhandene Undurchlässigkeit gegenüber Fluiden gewährleistet. Der mit der Schaffung untertägiger Hohlräume für die Einlagerung der Abfälle unvermeidbar verbundene technologische Eingriff führt allerdings zu einer Durchörterung der geologischen Barriere sowie zu Spannungsumlagerungen im Bereich der geschaffenen Hohlraumkonturen. In der Folge kann es zu Verformungen und Gefügeschädigungen mit Dilatanz in den beeinflussten Gebirgsbereichen und somit zu einer ungünstigen Veränderung der mechanischen und hydraulischen Gesteinseigenschaften kommen. Aufgrund dieser Veränderungen können die Stabilität des Untertagebauwerkes und damit die Betriebssicherheit während der Abfalleinlagerung gefährdet sein und eine lokal erhöhte Permeabilität zu potentiellen Wegsamkeiten für mit radioaktiven Stoffen belastete Fluide führen, was gleichbedeutend wäre mit dem Verlust der günstigen Barriereeigenschaft. Vor diesem Hintergrund muss die Standsicherheit und die langfristige Integrität der untertägigen Endlager untersucht und nachgewiesen werden. Dazu ist es erforderlich, das mechanische und hydraulische Verhalten des Salzgebirges beim Betrieb eines Endlagers und nach Stilllegung der Anlage numerisch zu simulieren und zu prognostizieren. Da die Einlagerung hochradioaktiver Abfälle im Steinsalzgebirge zu Temperaturen bis zu 200 °C führen kann, sind Instrumentarien notwendig, die bei Simulationsrechnungen die signifikante Temperaturabhängigkeit des Verformungsverhaltens zuverlässig abbilden können. Zusätzlich müssen für den Nachweis der langfristigen Dichtheit der geologischen Barriere Rückbildungsprozesse (Verheilung) der bei der Auffahrung und Offenhaltung der Hohlräume entstandenen Schädigungen simuliert werden können. Hierzu sind in den vergangenen Jahrzehnten in Deutschland von verschiedenen Arbeitsgruppen umfangreiche experimentelle und theoretische Arbeiten durchgeführt und auf dieser Grundlage eine Reihe fortschrittlicher Stoffmodelle (teilweise auch Stoffgesetze genannt) entwickelt und angewendet worden.

Das Vorhaben mit dem Titel „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz (TV5: TUC)“ (Gesamtlaufzeit: 01.10.2010 bis 31.03.2016) wurde zunächst vom 01.10.2010 bis 30.09.2013 im Rahmen des FuE-Förderkonzeptes des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) „Schwerpunkte zukünftiger FuE-Arbeiten bei der End-



lagerung radioaktiver Abfälle (2007-2010)“ im Fördergebiet B „Daten und Instrumentarien für die Sicherheitsanalyse“ gefördert. Im Anschluss ist das Vorhaben durch eine Projektverlängerung unter Beibehaltung des vorgenannten Titels im Rahmen des Förderkonzeptes des BMWi „Schwerpunkte zukünftiger FuE-Arbeiten bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle (2011-2014)“ im Fördergebiet 6.2 „Systemverhalten und Systembeschreibung“ im Zeitraum vom 01.10.2013 bis 31.03.2016 fortgeführt worden. An diesem BMWi-Verbundprojekt hat der Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der Technischen Universität Clausthal (TU Clausthal) mit dem Teilprojekt 5 zusammen mit 4 weiteren vom BMWi geförderten und einem nicht vom BMWi geförderten assoziierten Partner mitgearbeitet. Vor dem zuvor genannten Hintergrund ist es das Ziel des Vorhabens, Instrumentarien für den Nachweis der sicheren und dauerhaften Endlagerung wärmeentwickelnder hochradioaktiver Abfälle im Steinsalz zu überprüfen und zu verbessern. Zu den in dem Projekt verwendeten Instrumentarien gehören wesentlich die von den Projektpartnern verwendeten Stoffmodelle für numerische Simulationen, deren individuelle Expertise in der Bestimmung der salztypspezifischen Stoffmodellparameter und die Durchführung sowie Ergebnisbewertung von Simulationsrechnungen.

Mit dem BMWi-Verbundvorhaben werden die beiden vorangegangenen BMBF-Verbundprojekte „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ (Laufzeit: 01.04.2004 bis 30.11.2006) und „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) inhaltlich fortgesetzt. In diesen beiden Projekten dokumentierten die Projektpartner ihre Stoffmodelle und verglichen deren Leistungsfähigkeit in numerischen Simulationen. Dabei waren beide Projekte auf die Beschreibung des schädigungsfreien sowie des schädigungsbehafteten Kriechvermögens von Steinsalz konzentriert. Im ersten Projekt wurden die Modelle anhand durchgeführter Laborversuche an Steinsalz der Lokation Asse sowie an 2D-Simulationsrechnungen von einfachen, aber typischen Untertagestrukturen überprüft und die Ergebnisse miteinander verglichen. Im Folgeprojekt sollte eine realitätsnähere Einschätzung der Fähigkeiten der verschiedenen Stoffmodelle zur Beschreibung des Tragverhaltens des Gebirges anhand eines komplexen Anwendungsfalls aus dem untertägigen Bergbau untersucht werden. Hierzu wurden 3D-Benchmark-Simulationen an einer realen stärker belasteten Untertagestruktur im Steinsalzgebirge der Grube Angersdorf durchgeführt. Zielsetzung der numerischen Simulation war es, das Gebirgsverhalten bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ nach Auffahrungsbeginn zu prognostizieren. Als Grundlage zum Vergleich wurden während des Vorhabens In-situ-Messungen zur Charakterisierung des aktuellen Spannungs-, Verformungs- und Auflockerungszustandes



sowie lokationsspezifische Laborversuche zur Bestimmung der steinsalzspezifischen Stoffmodellparameter durchgeführt. Die Ergebnisse aus den numerischen Simulationen der Partner wurden untereinander anhand von Berechnungsgrößen an unterschiedlichen Modellpunkten bzw. -schnitten sowie mit den Untertagemessungen verglichen.

Nachdem die beiden vorgenannten BMBF-Verbundprojekte auf die untertägige Entsorgung chemotoxischer Abfälle im Steinsalz mit den natürlich vorherrschenden Gebirgstemperaturen fokussiert waren, liegt der Schwerpunkt dieses Projektes auf der Untertage-Endlagerung von hochradioaktiven Abfällen mit deutlich erhöhten Temperaturen. Dabei werden von jedem Partner die Stoffmodellformulierungen, Verfahrensweisen und Rechenprogramme in ihrer aktuellen Form eingebracht und Reanalysen von Laborversuchen zur salztypspezifischen Stoffmodellparameterbestimmung sowie Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung an realen charakteristischen Untertagestrukturen im Steinsalz durchgeführt, bei denen das thermomechanische Verhalten und die Schädigungsrückbildung (Verheilung) von Steinsalz im Vordergrund stehen. Die Ergebnisse der Modellrechnungen werden anschließend untereinander sowie mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen im Labor und von Untertagemessungen verglichen. Die ausgewählten In-situ-Situationen sind Untertagestrukturen und In-Situ-Experimente in der Schachanlage Asse II sowie der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico (USA).

Im Rahmen dieses Verbundvorhabens beteiligt sich die TU Clausthal mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* und führt neben den numerischen Simulationen umfangreiche laborative Untersuchungen im eigenen gesteinsmechanischen Labor durch.

Für das Verbundprojekt ergeben sich im Einzelnen folgende wissenschaftliche Zielsetzungen:

1. Darstellung der Stoffgesetze der Projektpartner in ihrer im Vorhaben verwendeten aktuellen Form.
2. Durchführung von ergänzenden Laborversuchen, um eine verbesserte Datengrundlage für die Kennwertbestimmungen der Stoffgesetzparameter sowie für die Überprüfung der Stoffgesetzmodule insbesondere zur Modellierung des thermomechanischen Verhaltens und der Verheilung von Steinsalz zu erhalten.
3. Umfassender Vergleich des Verformungsverhaltens der untersuchten amerikanischen Steinsalztypen aus der WIPP mit dem Asse-Speisesalz.
4. Durchführung von Nachrechnungen von Laborversuchen zur Bestimmung salztypspezifischer Kennwerte für die Stoffgesetzparameter und zur Überprüfung der Stoffgesetzmodule.



5. Durchführung von 3D-Modellberechnungen zur Temperatur-, Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz-, Schädigungs-, Verheilungs- und Permeabilitätsentwicklung in den ausgewählten In-situ-Beispielsituationen.
6. Zeitliche Extrapolation (Prognose) der Temperatur-, Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz-, Schädigungs-, Verheilungs- und Permeabilitätsentwicklung in den ausgewählten In-situ-Beispielsituationen.
7. Dokumentation und Vergleich der Vorgehensweisen der Partner bei der Kennwertbestimmung der Stoffgesetzparameter und der Erstellung der FDM-/FEM-Modelle sowie der numerischen Durchführung der 3D-Modellberechnungen.
8. Vergleich der Ergebnisse der Simulationsrechnungen der Partner untereinander sowie mit den In-situ-Daten der Untertagemessungen zur Temperaturverteilung sowie zum Spannungs- und Auflockerungszustand in den ausgewählten In-situ-Beispielsituationen.
9. Vergleich der Stoffgesetze anhand des Vergleichs der Ergebnisse der Modellberechnungen der beteiligten Projektpartner untereinander und mit den In-situ-Messdaten.
10. Erarbeitung von Schlussfolgerungen aus den Ergebnissen und von Empfehlungen zur praxisgerechten Anwendung der in diesem Vorhaben untersuchten Stoffgesetze und Verfahrensweisen.
11. Aufzeigen von Perspektiven für die Weiterentwicklung der Stoffgesetze für die thermomechanischen Eigenschaften und die Verheilung von Steinsalz.
12. Förderung des Erfahrungsaustausches und der Kooperation der an der Entwicklung von Stoffgesetzen für das thermomechanische und hydraulische Verhalten von Steinsalz beteiligten Experten. Kooperation und Erfahrungsaustausch mit den Kollegen der Sandia National Laboratories, Albuquerque NM (USA).
13. Durchführung einer öffentlichen Abschlussveranstaltung, auf dem die Vorhabensergebnisse einem interessierten Fachpublikum präsentiert werden.
14. Präsentation der Vorhabensergebnisse auf nationalen und internationalen Tagungen und Workshops.
15. Veröffentlichung der Ergebnisse des Vorhabens in Einzelberichten, einem gemeinsamen Synthesebericht und wissenschaftlichen Publikationen. Der Abschlussbericht zum Verbundprojekt wird aus dem Synthesebericht und den Einzelberichten der Partner bestehen.



Die Arbeitspakete und ihre Realisierungen werden nachstehend zusammengefasst:

AP 1 Start-Workshop

- 1.1 Festlegung detaillierter einheitlicher Aufgabenstellungen für die Modellberechnungen der Projektpartner und des Laborprogramms.
- 1.2 Vorstellung und Diskussion der in das Projekt einbezogenen Stoffgesetze und Stoffgesetzmodule.

AP 2 Planung, Durchführung und Auswertung der Laboruntersuchungen

- 2.1 Sichtung und Aufbereitung vorhandener Laborversuchsdaten zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz.
- 2.2 Detailplanung der Laboruntersuchungen zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz.
- 2.3 Beschaffung und Vorbereitung der Laborproben. Durchführung der Laboruntersuchungen und Gewinnung von Messdaten für die Kennwertbestimmungen und für die Überprüfung der Stoffgesetzmodule.
- 2.4 Auswertung der Laboruntersuchungen.

AP 3 Nachrechnung der Laborversuche, Bestimmung salztypspezifischer Kennwerte der Stoffgesetzparameter, Vorbereitung Modellrechnungen

- 3.1 Nachrechnung von Laborversuchen zur Überprüfung der Stoffgesetzkomponenten insbesondere zum thermomechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz.
- 3.2 Ermittlung/Präzisierung der salztypspezifischen Kennwerte der Stoffgesetzparameter anhand der Laborversuchsergebnisse für das Steinsalz der zu berechnenden Untertagestrukturen in der Schachanlage Asse II.
- 3.3 ggf. Beschaffung, Installation und Test von spezifischen, für die geplanten Modellberechnungen benötigten Programmsystem-Komponenten.

AP 4 Erstellung und Berechnung der 3D-FDM/FEM-Modelle, Auswertung, Darstellung der Ergebnisse, Vergleich mit In-situ-Messdaten

- 4.1 Erstellung der 3D-FEM/FDM-Modelle einschl. Aufbringung der Anfangs- und Randbedingungen für die Modellberechnungen.
- 4.2 Durchführung der 3D-Modellberechnungen der ECN-Erhitzerversuche zum thermomechanischen Verhalten in der Schachanlage Asse II, Auswertung und Dar-



- stellung der Ergebnisse für die Präsentationen auf den Workshops, im Einzelbericht sowie für den Vergleich mit den Ergebnissen der und im Abschlussbericht.
- 4.3 Erstellung der 3D-FEM/FDM-Modelle einschl. Aufbringung der Anfangs- und Randbedingungen für die Modellberechnungen.
 - 4.4 Durchführung der 3D-Modellberechnungen der Untertagestruktur Dammjoch zur Verheilung und zu der zugehörigen Abnahme der Permeabilität in der Schachanlage Asse II, Auswertung und Darstellung der Ergebnisse für die Präsentationen auf den Workshops, im Einzelbericht sowie für den Vergleich mit den Ergebnissen der Projektpartner und im Abschlussbericht.
 - 4.5 Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den In-situ-Messdaten aus den Untertagestrukturen.
- AP 5 Durchführung weiterer Workshops und Abstimmungen der Projektpartner, Kooperation mit Sandia N. L. (USA)
- 5.1 Abstimmung der Durchführung sowie Präsentation und Diskussion der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen im Labor, der Kennwertbestimmungen, Modellerstellungen, Modellberechnungen, Berechnungsergebnisse, Ergebnisvergleiche, Schlussfolgerungen und Empfehlungen, Dokumentationen, Präsentationen und Publikationen.
 - 5.2 Kooperation mit Sandia National Laboratories, Albuquerque NM, USA.
 - 5.3 Analyse und Identifizierung des Potentials der untersuchten Stoffgesetze sowie der Möglichkeiten von deren Weiterentwicklung.
- AP 6 Erstellung der detaillierten Einzelberichte durch die Projektpartner
- 6.1 Dokumentation der experimentellen Laboruntersuchungen und ihrer Ergebnisse.
 - 6.2 Darstellung des verwendeten Stoffgesetzes, der Kennwertbestimmungen, der Durchführung und Ergebnisse der Modellberechnungen sowie des Vergleichs mit den In-situ-Messdaten.
- AP 7 Vergleich der Ergebnisse der Modellberechnungen, Stoffgesetze und Verfahrensweisen, Ausarbeitung von Schlussfolgerungen und Empfehlungen
- 7.1 Erstellung eines detaillierten Vergleichs der Ergebnisse der Modellberechnungen der Projektpartner.



- 7.2 Ausarbeitung einer vergleichenden Zusammenstellung der betrachteten Stoffgesetze, Verfahrensweisen zur Kennwertbestimmung und Durchführung der Modellberechnungen.
 - 7.3 Formulierung von Schlussfolgerungen und Empfehlungen zur praktischen Anwendung der Stoffgesetze und Verfahrensweisen.
- AP 8 Durchführung einer öffentlichen Abschlussveranstaltung
- 8.1 Vorbereitung einer öffentlichen Abschlussveranstaltung mit allen Projektpartnern und einem interessierten externen Fachpublikum.
 - 8.2 Durchführung der Abschlussveranstaltung mit den Präsentationen der Ziele, Arbeiten, Ergebnisse sowie der Schlussfolgerungen und Empfehlungen für die Praxis aus dem Vorhaben durch die Projektpartner.
 - 8.3 Diskussion der Präsentationen und des Gesamtergebnisses aus dem Vorhaben mit dem externen Fachpublikum.
- AP 9 Erstellung des Abschlussberichts und Veröffentlichung der Projektergebnisse
- 9.1 Erstellung des Abschlussberichtes, bestehend aus einem Synthesebericht und den Einzelberichten der Projektpartner als Anlagen
 - 9.2 Verfassen einer wissenschaftlichen Veröffentlichung der Vorhabensergebnisse.
 - 9.3 Präsentation der Vorhabensergebnisse auf nationalen und internationalen Fachtagungen und Workshops.



2 Stoffmodell *Lux/Wolters* für Salzgesteine

2.1 Überblick

Das Stoffmodell *Lux/Wolters* wurde basierend auf dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Heusermann, Lux & Rokahr (1982)* und *Lux (1984)*, den Grundlagen der Continuum-Damage-Mechanik und dem Stoffmodell *Hou/Lux* nach *Hou (1997, 2002, 2003)* aufgebaut und durch stetige Erweiterungen und Modifizierungen nach *Lerche (2012)* und *Wolters (2014)* bis zu seiner aktuellen Leistungsfähigkeit fortentwickelt. Das Stoffmodell *Lux/Wolters* besteht zum einen aus einem mechanischen Teilmodell, mit dem die Prozesse des Salzgesteins wie Kriechen, Schädigung und Schädigungsrückbildung thermisch-mechanisch gekoppelt beschrieben werden können sowie aus einem mechanisch-hydraulischen Teilmodell, welches die Kopplung mit verschiedenen hydraulischen Prozessen ermöglicht. Für die Kopplung zu den hydraulischen Prozessen, die mit weiteren Teilmodellen beschrieben werden, dienen die im mechanischen Stoffmodell berechnete Dilatanz ε_{vol} (= Sekundärporosität), der schädigungsabhängige *Biot*-Koeffizient α und die unter anderem von den Kriechdeformationen abhängige minimale Gebirgsspannung $\min \sigma$. Mit einer am Lehrstuhl entwickelten Porositäts-Permeabilitätsbeziehung ist mit den beiden Berechnungsgrößen ε_{vol} und $\min \sigma$ eine Bestimmung der zeit- und ortsabhängigen Sekundärpermeabilität möglich. Ein weiteres Teilmodell zur Simulation mechanisch-hydraulisch gekoppelter Prozesse ist das hydraulische Modell, das Strömungsprozesse durch das Strömungsmodell nach *Darcy* berechnen kann. Die am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik entwickelte Berechnungsstrategie besteht aus der Verwendung des Simulationsprogramms *FLAC^{3D}* der Firma *Itasca Consulting Group* für thermisch-mechanisch gekoppelte Prozesse. In diesem Computercode sind das mechanische wie das thermische Teilmodell implementiert. Neben diesen Modellen wurde in den letzten Jahren eine Schnittstelle zu dem Simulator *TOUGH2* entwickelt, um zusätzlich thermisch-hydraulisch gekoppelte Prozesse abbilden zu können. Dieser aus beiden Codes entwickelte Simulator mit dem implementierten Stoffmodell *Lux/Wolters* erhielt die Bezeichnung *FTK-Simulator* und wird für komplexe thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Prozesse im Bereich von 1- und 2-Phasenflussprozessen im Ton- und Salinargestein angewendet.

Aufgrund des Themenbereiches dieses Forschungsvorhabens wird nachfolgend nur der im Rahmen dieses Projekts zu Anwendung gekommene mechanische Teil des Stoffmodells, der im Simulationsprogramm *FLAC^{3D}* (explizite Finite-Differenzen-Methode) implementiert ist, beschrieben. Dieser Teil des Stoffmodells *Lux/Wolters* ist ein phänomenologisch-makroskopisch orientiertes Stoffmodell, das die Wirkungen der verschiedenen Deformationsmechanismen (Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung, Gefügeschädigung und Verheilung)

überwiegend integral erfasst. Die verschiedenen vorstehend genannten Mechanismen tragen unmittelbar zur Ausbildung der inelastischen Verzerrungen / Verzerrungsraten und damit zum jeweils aktuellen Deformationszustand und indirekt über die Tragelementsteifigkeit auch zum Beanspruchungszustand bei. Dabei ermöglicht das mechanische Teilmodell zum einen die Modellierung von zeitunabhängigen Deformationsprozessen durch einen Stoffmodellansatz auf Grundlage des Stoffmodells *Hooke* als auch die Modellierung inelastischer zeitabhängiger Verformungsprozesse. Diese inelastischen viskosen Prozesse werden durch transiente, stationäre und akzelerierte Kriechprozesse modelliert, wovon die akzelerierten Kriechprozesse auf entstehende Gefügeschädigungen zurückgeführt werden. Abb. 2.1 zeigt Ergebnisse typischer Kriechversuche bei denen sich die vorgenannten drei phänomenologisch zu beobachtenden Phasen erkennen lassen.

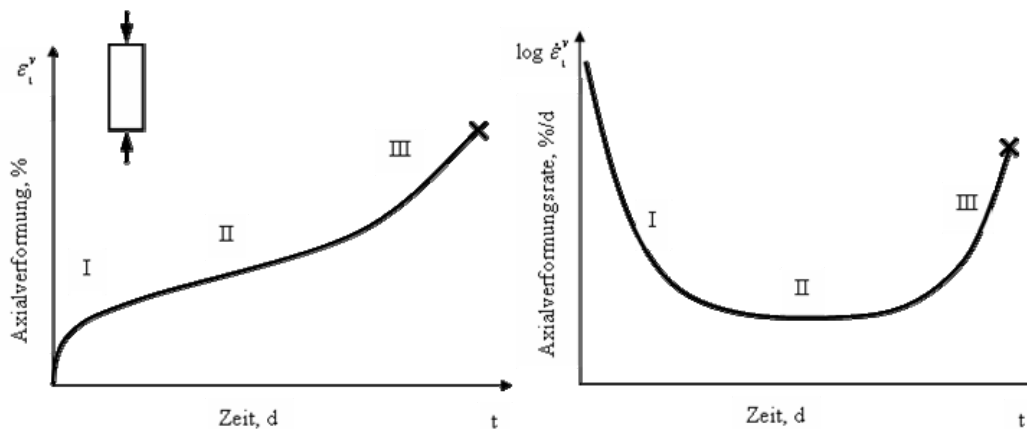


Abb. 2.1: Schematische Darstellung typischer Kriechverläufe des Steinsalzes mit den Kriechphasen transient (I), stationär (II) und akzeleriert bzw. tertiär (III), Lux (1984)

Somit ist mit dem mechanischen Teil des Stoffmodells *Lux/Wolters* unter Anwendung von Elementen nach der Continuum-Damage-Theorie (CDM) die Modellierung von Beanspruchungszuständen oberhalb der Distanzgrenze mit damit verbundenen Prozessen der Gefügeschädigung wie Volumenzunahme, Erhöhung der Verzerrungsrate, Rissbildungen, Erhöhung der hydraulischen Leitfähigkeit und weiterer Prozesse möglich. Bei Beanspruchungen unterhalb der im Stoffmodell berücksichtigten Verheilungsgrenze werden auftretende Rückbildungen der zuvor erzeugten Gefügeschädigungen im Steinsalz dadurch dargestellt, dass sich Schädigungen, Risse, Dilatanz und Kriechrate wieder vermindern. In Abb. 2.2 sind die Phänomene, die sich aus den unterschiedlichen Prozessen ergeben, dargestellt. Die weiße Fläche stellt eine so genannte volumentreue Zone dar, bei der aufgrund des Belastungszustandes weder schädigende noch schädigungsrückbildende Prozesse resultieren. Das Stoffmodell *Lux/Wolters* ermöglicht je nach Para-

meterwahl die Trennung von Dilatanz- und Verheilungsgrenze oder die Gleichsetzung beider Grenzen.

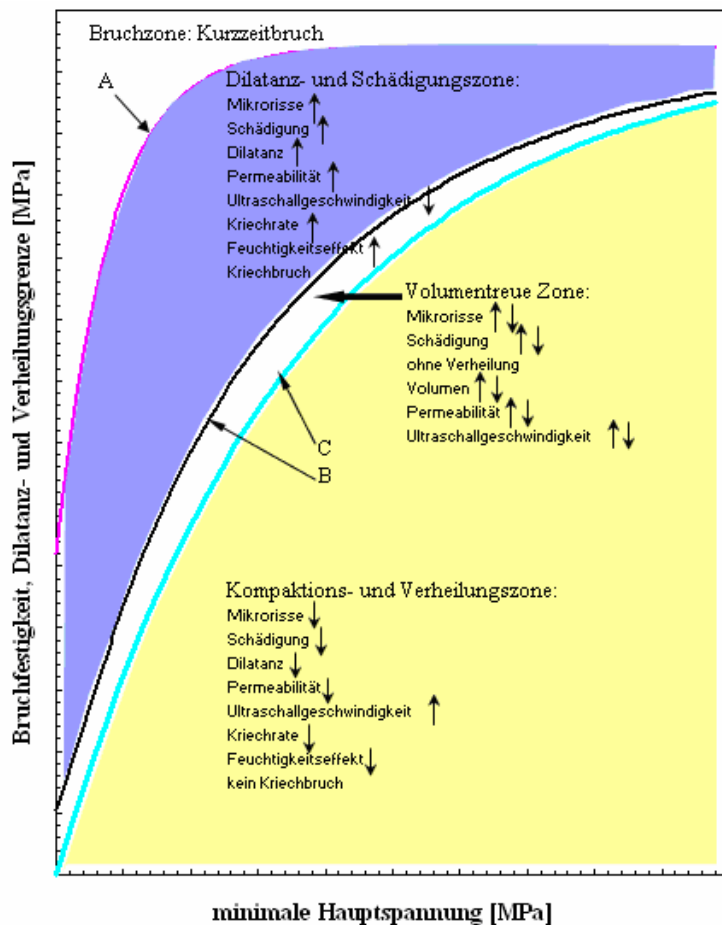


Abb. 2.2: Schematische Darstellung von Bruchfestigkeit A, Schädigungsgrenze B, und Verheilungsgrenze C von Steinsalz (Zunahme: \uparrow , Abnahme: \downarrow , konstant: \updownarrow)

Aufgrund der Verwendung von Dilatanz- und Verheilungsgrenze wird somit berücksichtigt, dass der Schädigungsprozess und der Verheilungsprozess in einem Gebirgsэлеment nicht gleichzeitig stattfinden können. Möglich ist jedoch, dass keiner der beiden oder nur einer der beiden Prozesse erfolgt.

Abb. 2.3 zeigt einen schematischen Überblick über den mechanischen Teil des Stoffmodells Lux/Wolters. In der Abbildung beschreiben die rot gekennzeichneten Stoffmodellteile die mechanische Wirkung für schädigungsbedingte Prozesse und die grün markierten Gleichungen beschreiben die mechanische Wirkung von schädigungsrückbildenden Prozessen.

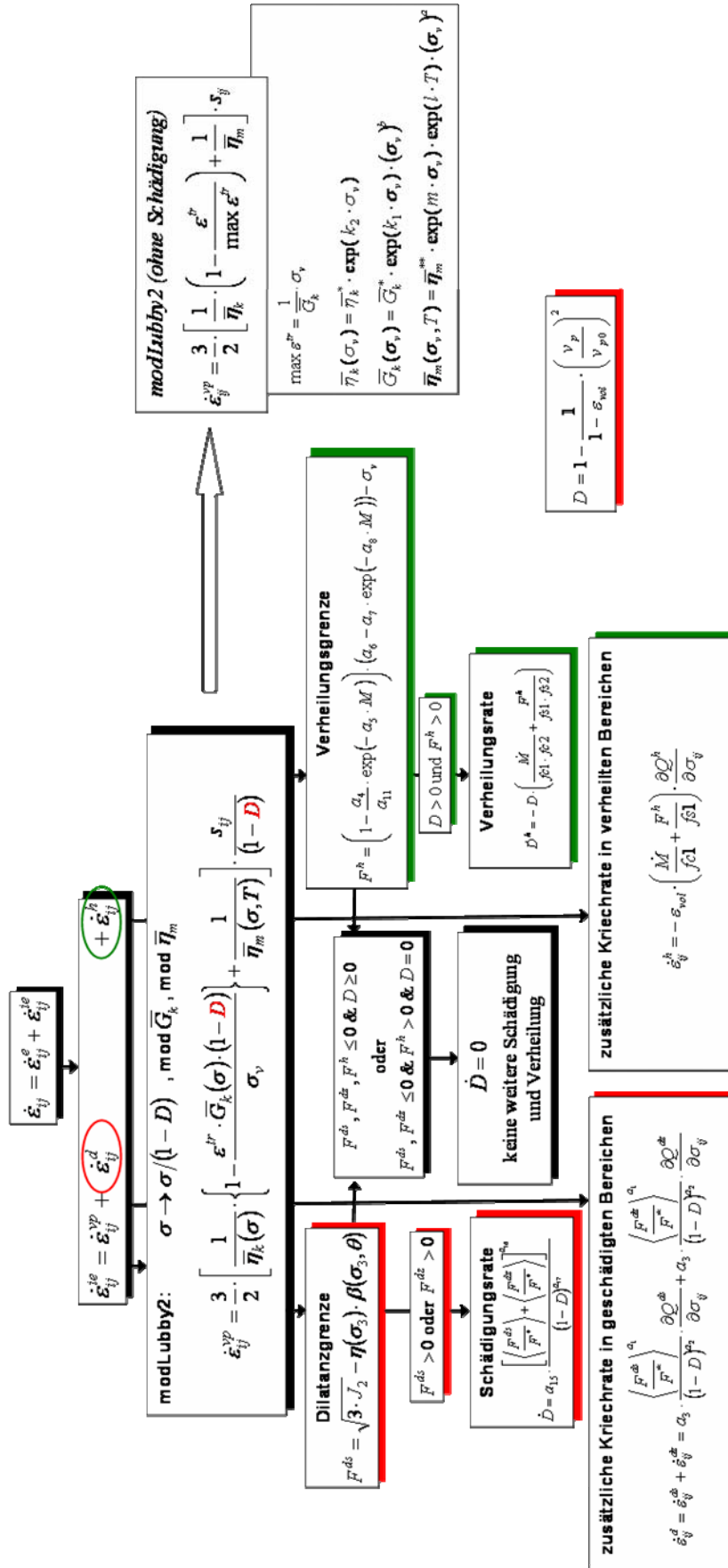


Abb. 2.3: Übersicht zum Stoffmodell Lux/Wolters, Wolters (2014), S. 119



Die in der schematischen Abbildung beschriebenen Prozesse umfassen folgende zentrale Bestandteile, *Hou (1997, 2002, 2003)*, *Lerche (2012)* und *Wolters (2014)*:

- Stoffmodell *Lux/Wolters* für die Gesamtverzerrungsrate, die sich aus additiver Überlagerung schädigungsfreier, schädigungs- und verheilungsbehafteter Kriechanteile ergibt,
- Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung von Gefügeschädigungen infolge einer Überschreitung der Schädigungsgrenze,
- kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung,
- Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung der Rückbildung (Verheilung) der Gefügeschädigungen bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze,
- kinetische Gleichung für die Rückbildung (Verheilung) der Schädigungen.

2.2 Gesamtverzerrungsrate im Stoffmodell *Lux/Wolters*

Die im Stoffmodell *Lux/Wolters* verwendete Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$, die sich bei einem beliebigen Belastungszustand einstellt, ergibt sich entsprechend der *Boltzmannschen* Hypothese als additive Überlagerung elastischer ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$), viskos-volumentreuer ($\dot{\epsilon}_{ij}^v$), schädigungsinduziert-dilatanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^d$) sowie verheilungsinduziert-kontraktanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^h$) Deformationsanteile:

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

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} .

Bei der additiven Verknüpfung sind für die einzelnen Verzerrungsratenanteile geeignete Sub-Stoffmodelle formuliert, für die Materialkennwerte auf Grundlage entsprechenden labortechnischen Untersuchungen zu identifizieren sind. In nachfolgenden Abschnitten werden die einzelnen Sub-Stoffmodelle dargestellt, die die Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$ beeinflussen.



2.2.1 Elastische Verzerrungen

Der elastische Anteil der Gesamtverzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}$ wird im Stoffmodell *Lux/Wolters* durch das *Hookesche* Stoffmodell linear-elastisch unter Berücksichtigung des Schädigungsparameters D beschrieben. Der im Stoffmodell berechnete Schädigungsparameter D bezieht die Auswirkung der Schädigung auf die tragende Querschnittsfläche eines Gebirgselementes durch eine Reduzierung dieser nach *Kachanov (1986)* mit ein, so dass sich die elastische Verzerrungsrate im Stoffmodell *Lux/Wolters* wie folgt ergibt:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \frac{\dot{s}_{ij}}{1-D} + \frac{1}{9 \cdot K} \cdot \frac{\dot{I}_1}{1-D} \cdot \delta_{ij} \quad (2.2)$$

mit

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

Die nach *Kachanov (1986)* berücksichtigte Reduzierung der mittragenden Querschnittsfläche hat eine Erhöhung der Belastung in der noch verbleibenden intakten tragenden Querschnittsfläche zur Folge.

2.2.2 Viskose Verzerrungen

Die Ermittlung der inelastischen viskosen Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ erfolgt im Stoffmodell *Lux/Wolters* durch einen modifizierten *Lubby2*-Ansatz im Teil-Stoffmodell *modLubby2* nach *Lerche (2012)*. Gegenüber dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Lux (1984)*, *Hou (1997, 2002)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)* enthält der Ansatz *modLubby2* eine Erweiterung in der Viskositätsmodul-Funktion, die es erlaubt, die Abhängigkeit der Verzerrungsrate von der Vergleichsspannung zwischen einem exponentiellen und einem potentiellen Verlauf flexibel zu variieren. Für diese Anpassung wurden die Materialparameter a und b ergänzend eingeführt. Für die Bestimmung der Viskositätsmoduln und der zusätzlichen Materialparameter a und b sind die Ergebnisse von Kriechversuchen mit Beanspruchungszuständen, die zu keiner Gesteinsgefügeschädigung der



Prüfkörper führen, wie auch Feldbeobachtungen, insbesondere für Verzerrungen bei kleinen Vergleichsspannungen, heranzuziehen.

Die viskose Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ stellt sich im Sub-Stoffmodell *modLubby2* entsprechend Gl. (2.3) dar:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^v = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{1}{\bar{\eta}_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\bar{\eta}_m} \right) \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (2.3)$$

mit

$$\bar{\eta}_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \quad (2.4)$$

$$\bar{\eta}_m = \bar{\eta}_m^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v / \sigma^*}{1-D} \right)^a \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T), \quad (2.5)$$

$$\max \varepsilon^{tr} = \frac{1}{\bar{G}_k} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}, \quad (2.6)$$

$$\bar{G}_k = \begin{cases} \bar{G}_k^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v / \sigma^*}{1-D} \right)^b \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_1 \cdot T) & (\varepsilon^{tr} < \max \varepsilon^{tr}, \text{Verfestigung}) \\ \bar{G}_{kE}^{**} \cdot \left(\frac{\sigma_v / \sigma^*}{1-D} \right)^b \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_{1E} \cdot T) & (\varepsilon^{tr} > \max \varepsilon^{tr}, \text{Erholung}) \end{cases} \quad (2.7)$$

mit

- $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ - Tensor der viskosen Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- ε^{tr} - transiente Verzerrung in -,
- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in *MPa*,
- T - Temperatur in *K*,
- D - Schädigung in -,
- $\bar{\eta}_k^*, k_2$ - Materialparameter in *MPa · d* und *MPa⁻¹*,
- $\bar{\eta}_m^{**}, m, l$ - Materialparameter in *MPa · d*, *MPa⁻¹* und *K⁻¹*,
- \bar{G}_k^{**}, k_1, l_1 - Materialparameter für Verfestigung in *MPa*, *MPa⁻¹* und *K⁻¹*,
- $\bar{G}_{kE}^{**}, k_{1E}, l_{1E}$ - Materialparameter für Erholung in *MPa*, *MPa⁻¹* und *K⁻¹*,
- σ^* - Normierungsspannung 1 *MPa* und
- a, b - Materialparameter in - und -.

Bei der Ermittlung des Erholungsanteils der transienten Verzerrungen wird davon ausgegangen, dass sich nur ein Teil der gesamten transienten Kriechverformung nach einer Beanspruchungsverringerung erholen kann. Diese Vorgabe wird durch Gl. (2.7) umgesetzt.

Das Stoffmodell *Lubby2* bzw. *modLubby2* basiert grundsätzlich auf dem rheologischen Modell nach *Burgers*. Dieses besteht aus einer Reihenschaltung eines *Maxwell*- und *Kelvin-Voigt*-Körpers, wobei der *Maxwell*-Körper aus einer Parallelschaltung und der *Kelvin-Voigt*-Körper aus einer Reihenschaltung der rheologischen Grundelemente *Hooke*-Element (Feder) und *Newton*-Element (Dämpfer) besteht. Das Stoffmodell *Lubby2* wurde gegenüber dem *Burgers*-Modell dahingehend modifiziert, dass anstelle der im *Burgers*-Modell die durch die rheologischen Grundelemente enthaltenen Materialkenngrößen η_m (Maxwell-Viskositätskoeffizient), η_k (Kelvin-Viskositätskoeffizient) und G_k (Kelvin-Schubmodul) die Funktionen $\bar{\eta}_m(\sigma_v, T)$, $\bar{\eta}_k(\sigma_v)$ und $\bar{G}_k(\sigma_v, T)$ eingeführt wurden, *Lux (1984)*. Durch die in den Gleichungen (2.4) bis (2.7) beschriebenen Funktionen wird somit beim schädigungsfreien Verformungsverhalten zusätzlich eine Abhängigkeit von der Vergleichsspannung bzw. der Temperatur hergestellt.

2.2.3 Schädigungsinduzierte Verzerrungen

Die viskose Verzerrungsrate infolge der Gefügeschädigung bei Überschreitung der Schädigungsgrenze / Dilatanzgrenze wird beim Stoffmodell *Lux/Wolters* mit dem Ansatz Gl. (2.8) beschrieben:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^d = \dot{\epsilon}_{ij}^{ds} + \dot{\epsilon}_{ij}^{dz} = a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_{ij}} + a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.8)$$

mit

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

- $\dot{\epsilon}_{ij}^d$ - Tensor der schädigungsinduzierten Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- $\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}$, $\dot{\epsilon}_{ij}^{dz}$ - Tensoren der durch Druck-/Schub- und Zugspannungen verursachten schädigungsinduzierten Verzerrungsrate in d^{-1} ,
- F^{ds} , F^{dz} - Fließfunktionen für die Gefügeschädigung durch Druck- / Schub- und Zugspannungen in *MPa*,
- Q^{ds} , Q^{dz} - Potentialfunktionen für die Gefügeschädigung durch Druck- / Schub- und Zugspannungen in *MPa*,



- F^* - Normierungsspannung in $F^* = 1 \text{ MPa}$,
 σ_{ij} - Tensor der Spannungen in MPa ,
 D - Schädigung in - und
 a_1, a_2, a_3 - Materialparameter in -, - und d^{-1} .

a) Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung von Gefügeschädigungen infolge von Druck- / Schub- und Zugspannungen

Die in Gl. (2.8) verwendeten Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} und die Potentialfunktionen Q^{ds} und Q^{dz} erfassen die Gefügeschädigungen durch Druck-/Schub- und Zugspannungen im Stoffmodell *Lux/Wolters*. Die Fließfunktionen F^{ds} nach Gl. (2.9) und F^{dz} nach Gl. (2.15) stellen die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Schädigungen im Gesteinsgefüge durch Druck-/Schub- und Zugspannungen dar und beschreiben auch ihre zahlenmäßige Größe. Diese Funktionen werden nach *Hou (1997)* wie folgt definiert:

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

mit

$$\beta_{Dil}(\sigma_3, \theta) = \eta_{Dil}(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta), \quad (2.10)$$

$$\eta_{Dil}(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3), \quad (2.11)$$

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta), \quad (2.12)$$

$$\beta^{TC}(\sigma_3) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3), \quad (2.13)$$

$$k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left(\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right)^{-\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (2.14)$$

und

- $\beta_{Dil}(\sigma_3, \theta)$ - Schädigungs-/Dilatanzgrenze in MPa ,
 $\eta_{Dil}(\sigma_3)$ - Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form eines Ausnutzungsgrades in -,
 $\beta(\sigma_3, \theta)$ - Festigkeitsfunktion aus Kurzzeitversuchen in MPa ,
 $\beta^{TC}(\sigma_3)$ - Festigkeitsfunktion unter TC-Beanspruchungen in MPa ,
 $k_\beta(\sigma_3, \theta)$ - Korrekturfunktion zur Beschreibung der Einflüsse der Spannungsgeometrie auf die Festigkeit in -,
 σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,



- σ_3 - Minimalspannung in MPa ,
- θ - Lode-Winkel in rad ,
- a_4, a_9 - Materialparameter in -,
- a_5, a_8, a_{10} - Materialparameter in MPa^{-1} und
- a_6, a_7 - Materialparameter in MPa

sowie durch

$$F^{dz} = 6 \cdot \langle -\sigma_3 \rangle \quad (2.15)$$

mit

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

- σ_3 - Minimalspannung in MPa .

Mit den Potentialfunktionen Q^{ds} nach Gl. (2.16) und Q^{dz} nach Gl. (2.17) werden die entsprechenden Fließrichtungen bestimmt. Da die nach *Hou (1997, 2002)* vorgeschlagene Potentialfunktion Q^{ds} bedingt durch die nicht vorhandene Differenzierbarkeit für die Lode-Winkel $\theta = -30^\circ$ (TC-Belastungszustand (triaxial compression)) und $\theta = 30^\circ$ (TE-Belastungszustand (triaxial extension)) bei der Beschreibung der schädigungsinduzierten Deformationen, die aus oberhalb der Schädigungs-/Dilatanzgrenze liegenden Druck- bzw. Schubspannungen resultieren, Defizite aufweist, wird im Stoffmodell *Lux/Wolters* die nach *Lerche (2012)* neu vorgeschlagene und verifizierte Potentialfunktion, die für den gesamten Bereich $-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$ differenzierbar ist, wie folgt übernommen:

$$Q^{ds} = \sigma_v - a_0 \cdot a_7' \cdot (1 - \exp(-a_8' \cdot I_1)) \cdot \left(\frac{1 - a_9' \cdot \sin(3\theta)}{1 + a_9'} \right)^{\exp(a_{10}' \cdot I_1)} \quad (2.16)$$

mit

- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,
- I_1 - 1. Spannungsinvariante in MPa ,
- θ - Lode-Winkel in -,
- a_0, a_9' - Materialparameter in -,
- a_7' - Materialparameter in MPa und
- a_8', a_{10}' - Materialparameter in MPa^{-1} .



Die Potentialfunktion Q^{dz} für aus Zugspannungen resultierenden schadigungsinduzierten Deformationen wird für das Stoffmodell *Lux/Wolters* wiederum nach *Hou (2002)* entsprechend Gl. (2.17) verwendet.

$$Q^{dz} = F^{dz} \quad (2.17)$$

Die Fließfunktion F^{dz} Gl. (2.9) repräsentiert, wie zuvor beschrieben, in Form der Vergleichsspannung diejenige Beanspruchung, die die durch Druck- bzw. Schubspannungen induzierten Schädigungen verursacht, während die Formulierung in Gl. (2.10) die Festigkeit des Materialgefüges und damit die Widerstandskräfte beschreibt, die einer Gefügeschädigung entgegenstehen. Dieser Festigkeitsanteil kann aus der in Kurzzeitversuchen ermittelten Materialfestigkeit $\beta(\sigma_3, \theta)$ und der Grenzbedingung für die Schädigung in Form des Ausnutzungsgrades $\eta_D(\sigma_3)$ berechnet werden. Die in Kurzzeitversuchen (Festigkeitsversuchen) gemessene Materialfestigkeit ist unter anderem abhängig von der Fazies, der Beanspruchungsrate, der Minimalspannung und der Spannungsgeometrie, *Hou, Lux & Düsterloh (1998)*.

Die Fließfunktion F^{dz} Gl. (2.15) beschreibt die Gefügeschädigungen infolge von Zugspannungen, die sich in Form von Rissbildungen darstellen. Diesem Ansatz nach *Hou (2002)* liegen folgende Annahmen zugrunde:

- Es wird nur die größte Zugspannung $\langle -\sigma_3 \rangle$ einbezogen, da diese maßgebend die Rissorientierung bestimmt.
- Da die Zugfestigkeit von Salzgesteinen im Bereich $\beta_z = 0,5 - 1,0 \text{ MPa}$ liegt, wird die Dauerzugfestigkeit zu $\beta_z = 0 \text{ MPa}$ angenommen.
- Darüber hinaus wird weiterhin angenommen, dass die über die Funktionen F^{dz} und Q^{dz} realisierte Schädigungswirkung infolge von Zugspannungen größer als die von Druck- bzw. Schubspannungen sein soll. Dann muss ein Vorfaktor sowohl in der Fließ- wie auch in der Potentialfunktion eingesetzt werden. In Anlehnung an den Ansatz in *Chan et al. (1994)* wird dieser Vorfaktor mit dem Zahlenwert von 6 angesetzt.

Diese Vereinfachungen erscheinen zum einen aufgrund der Schwierigkeit mit der Durchführung von Versuchen unter Zugspannungen bzw. wegen der Ermangelung an „echten“ Zugversuchen notwendig zu sein, zum anderen aufgrund der Tatsache, dass bei den in dem Projekt relevanten Tragwerkstrukturen in der Tendenz eher keine größeren Zugspannungen im Gebirge zu erwarten sind, auch berechtigt zu sein. Durch die differenzierte Behandlung der Druck- / Schub- und Zugspannungen mit zwei Fließfunktionen ist es möglich, Zugspannungen in ihrer Wirkung auf die Gefügeschädigung auch individuell zu berücksichtigen.

Mit Hilfe der Fallunterscheidung $\langle x \rangle$ in Gl. (2.8) wird die Fließfunktion so gesteuert, dass die viskose Verzerrungsrate durch die Schädigung in Folge von Druck-/Schub- und Zugspannungen jeweils bei Überschreitung der aktuellen Schädigungsgrenze und bei Vorhandensein von Zugspannungen aktiviert oder bei Unterschreitung bzw. bei Nichtvorhandensein deaktiviert werden kann.

b) kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung

Bei Beanspruchungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze β_{Dil} nach Gl. (2.10) und/oder beim Vorliegen von Zugspannungen wird im Stoffmodell *Lux/Wolters* die Materialschädigung aktiviert. Die daraus resultierende zeitliche Entwicklung der Schädigung D wird als kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung (Rissentwicklung) bezeichnet, *Kachanov (1986)*, *Hou (1997, 2002)*, *Lux & Hou (1999)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*, mit

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left(\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right)^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (2.18)$$

mit

- F^{ds}, F^{dz} - Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schub- und Zugspannungen in MPa entsprechend Gl. (2.9) und Gl. (2.15),
- F^* - Normierungsspannung $1 MPa$,
- \dot{D} - Schädigungsrate in d^{-1} ,
- a_{15} - Materialparameter in d^{-1} und
- a_{16}, a_{17} - Materialparameter in -.

Im Gegensatz zu der bekannten Potenzfunktion aus *Kachanov (1986)* bzw. *Lemaitre (1992)* wird beim Stoffmodell *Lux/Wolters* für die Spannungen in der kinetischen Gleichung nicht die in der einschlägigen Literatur zu findenden Referenzspannungen eingesetzt, sondern die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} nach Gl. (2.9) und Gl. (2.15). Somit wird die Gefügeschädigungen erst dann aktiviert und weiterentwickelt, wenn die Schädigungs-/Dilatanzgrenze $\beta_{Dil}(\sigma_3, \theta)$ überschritten wird. Die Schädigungsrate wächst umso schneller an, je größer die wirkenden Schädigungsspannungen sind, was in einer umso größeren schädigungsinduzierten Verzerrungsrate resultiert.



Weitere zeitabhängige Effekte sind:

- Wenn die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} negativ bleiben und keine Anfangsschädigung vorliegt, gibt es und wird es im Lauf der Zeit keine Schädigungen geben, weil die schädigungswirksame Beanspruchung unter der Schädigungsgrenze liegt. In diesem Fall können die möglicherweise schon bestehenden Poren und Risse nicht aktiviert oder sogar zurückgebildet bzw. verheilt werden (Kompaktion). Die Ausbildung und Weiterentwicklung neuer Risse ist damit ausgeschlossen.
- Wenn die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} positiv, aber noch relativ klein sind, wird die Schädigung nur sehr langsam erzeugt und weiterentwickelt. Die Standzeit bis zum Kriechbruch ist entsprechend lang.
- Wenn die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} positiv und relativ groß sind, wächst die Schädigung sehr schnell an. Infolge dessen treten auch das tertiäre Kriechen und der Kriechbruch relativ kurzfristig auf.
- Die Sonderfälle von Schädigungsspannungen mit $F^{ds} \equiv 0$ bzw. $F^{dz} \equiv 0$ repräsentieren die Grenzbedingungen bzw. die Kriterien für das grundsätzliche Auftreten von Kriechbrüchen bzw. für die Langzeitfestigkeit ohne Schädigung. Das heißt, die Festigkeitsbedingung, die ein intaktes Gefüge charakterisiert (die hier als Schädigungs- bzw. Dilatanzgrenze bezeichnet und durch die Ultraschallwellengeschwindigkeit oder das Volumenminimum detektiert wird), ist identisch mit der Langzeitfestigkeit (Dauerfestigkeit) eines Materials. Die Langzeitfestigkeit selbst kann allerdings nicht direkt gemessen werden. Gemessen bzw. abgeleitet aus Laborversuchen werden kann aber die Schädigungsgrenze. Damit wäre es in einem ersten und wegen der relativ hohen Deformationsraten wohl auch konservativen Ansatz möglich, die Bedingungen für die Langzeitfestigkeit, charakterisiert durch ein Gefüge ohne Schädigung, aus Kurzzeitversuchen zu gewinnen.
- Eine Schlussfolgerung kann dahingehend gezogen werden, dass sich die Schädigung zunächst bei Beginn der Überschreitung der Schädigungsgrenze nur sehr langsam entwickelt, dann aber zunimmt und sich erst kurz vor dem Kriechbruch sehr schnell entwickelt. Dieser tendenzielle Verlauf entspricht auch dem Verlauf des phänomenologisch beobachteten tertiären Kriechens bis zum Kriechbruch.
- Die richtungsabhängige Schädigungsentwicklung ist abhängig von der Spannungsgeometrie, die durch den *Lode*-Winkel θ berücksichtigt wird. Die Abhängigkeit von der Spannungsgeometrie wurde im Rahmen von am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik durchgeführten Festigkeitsversuchen (d.h. Kurzzeitversuche mit einer konstanten Verformungsrate) unter TC- (triaxial compression) und TE-Bedingungen (triaxial extension) untersucht.



Darauf hinzuweisen ist, dass der Ansatz unter Gl. (2.18) im Laufe dieses Vorhabens modifiziert wurde und der so verbesserte Ansatz bei numerischen Berechnungen im späteren Projektverlauf zur Anwendung kam. Die Modifikationen nach *Lerche (2015)* sind in Abschnitt 3.2.3 (c) an einem Anwendungsbeispiel erläutert.

Die durch Beanspruchungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze nach Gl. (2.10) und/oder beim Vorliegen von Zugspannungen entstehende Gefügeschädigung resultiert aufgrund fortschreitender Rissbildung in einer Volumenzunahme bzw. Dilatanz ε_{vol} . Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz wird im Stoffmodell *Lux/Wolters* definiert durch die Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}$ als Summe der drei schädigungsinduzierten Hauptverzerrungsraten entsprechend

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^d = \dot{\varepsilon}_1^d + \dot{\varepsilon}_2^d + \dot{\varepsilon}_3^d \quad (2.19)$$

mit

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

bzw. als Summe der drei schädigungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten entsprechend

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^d = \dot{\varepsilon}_x^d + \dot{\varepsilon}_y^d + \dot{\varepsilon}_z^d \quad (2.20)$$

mit

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

Die Dilatanzrate für Beanspruchungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze nach Gl. (2.10) ohne Vorliegen von Zugspannungen, berechnet sich für den Fall von TC-Versuchen nach *Lerche (2012)* demnach zu

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^{TC} = 3 \cdot a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \{a_0 \cdot a_7' \cdot a_8' \cdot \exp(-a_8' \cdot I_1)\} \quad (2.21)$$

mit

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

$$a_7', a_8' \quad - \quad \text{Materialparameter in -}$$

Aus Gl. (2.21) ist zu ersehen, dass die Dilatanz schnell ansteigt, wenn die Schädigung relativ groß ist. Demnach ergibt sich kurz vor dem Kriechbruch die größte Dilatanzrate. Die Berück-

sichtigung der Spannungsgeometrie wird bei der Berechnung der Dilatanz wie schon bei der Berechnung der Schädigungsrate \dot{D} durch den *Lode*-Winkel θ berücksichtigt.

2.2.4 Schädigungsrückbildungsinduzierte Verzerrungen

Die Modellierung der schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen im Stoffmodell *Lux/Wolters* erfolgt mit Hilfe des in *Lerche (2012)* vorgestellten Verheilungsmodells, welches auf dem Verheilungsansatz nach *Eberth (2008)* basiert. In diesem Verheilungsmodell sind die drei Spannungen $\sigma_{||}$, σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} von signifikanter Bedeutung, da damit 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

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (2.22)$$

in ein Koordinatensystem überführt wird, das parallel und normal zur Hauptrissrichtung ausgerichtet ist. Da im Stoffmodell *Lux/Wolters* die Schädigung 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 Kriechverzerrungen:

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^{dh} = \underline{\underline{\varepsilon}}^d + \underline{\underline{\varepsilon}}^h = \begin{pmatrix} \varepsilon_x^d + \varepsilon_x^h & \frac{1}{2}(\gamma_{xy}^d + \gamma_{xy}^h) & \frac{1}{2}(\gamma_{xz}^d + \gamma_{xz}^h) \\ \frac{1}{2}(\gamma_{yx}^d + \gamma_{yx}^h) & \varepsilon_y^d + \varepsilon_y^h & \frac{1}{2}(\gamma_{yz}^d + \gamma_{yz}^h) \\ \frac{1}{2}(\gamma_{zx}^d + \gamma_{zx}^h) & \frac{1}{2}(\gamma_{zy}^d + \gamma_{zy}^h) & \varepsilon_z^d + \varepsilon_z^h \end{pmatrix}. \quad (2.23)$$

Aufbauend darauf, dass die Risse sich 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 $\varepsilon_{||}^{dh}$ 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 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. (2.24) in sein Hauptachsensystem transformiert wird mit Hilfe einer Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$:

$$\underline{\underline{A}}^T \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{xy}^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{xz}^{dh} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx}^{dh} & \varepsilon_y^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{yz}^{dh} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx}^{dh} & \frac{1}{2}\gamma_{zy}^{dh} & \varepsilon_z^{dh} \end{pmatrix} \cdot \underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} \varepsilon_1^{dh} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_2^{dh} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_3^{dh} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{\parallel}^{dh} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{\perp_1}^{dh} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{\perp_2}^{dh} \end{pmatrix}. \quad (2.24)$$

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 wie folgt:

$$\underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{pmatrix}. \quad (2.25)$$

Unter Verwendung der gleichen Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$ kann mit Gl. (2.26)

$$\underline{\underline{A}}^T \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \cdot \underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} \sigma_{\parallel} & & \\ & \sigma_{\perp_1} & \\ & & \sigma_{\perp_2} \end{pmatrix}, \quad (2.26)$$

analog zu Gl. (2.24) der Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ nach Gl. (2.22) 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. (2.25) in Gl. (2.26) ergeben sich die drei Spannungen σ_{\parallel} , σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} zu:

$$\sigma_{\parallel} = (a_{11}\sigma_x + a_{21}\tau_{yx} + a_{31}\tau_{zx}) \cdot a_{11} + (a_{11}\tau_{xy} + a_{21}\sigma_y + a_{31}\tau_{zy}) \cdot a_{21} + (a_{11}\tau_{xz} + a_{21}\tau_{yz} + a_{31}\sigma_z) \cdot a_{31}, \quad (2.27)$$



$$\begin{aligned} \sigma_{\perp_1} = & (a_{12}\sigma_x + a_{22}\tau_{yx} + a_{32}\tau_{zx}) \cdot a_{12} + (a_{12}\tau_{xy} + a_{22}\sigma_y + a_{32}\tau_{zy}) \cdot a_{22} + \\ & + (a_{12}\tau_{xz} + a_{22}\tau_{yz} + a_{32}\sigma_z) \cdot a_{32} \end{aligned} \quad (2.28)$$

und

$$\begin{aligned} \sigma_{\perp_2} = & (a_{13}\sigma_x + a_{23}\tau_{yx} + a_{33}\tau_{zx}) \cdot a_{13} + (a_{13}\tau_{xy} + a_{23}\sigma_y + a_{33}\tau_{zy}) \cdot a_{23} + \\ & + (a_{13}\tau_{xz} + a_{23}\tau_{yz} + a_{33}\sigma_z) \cdot a_{33} \end{aligned} \quad (2.29)$$

Neben den drei Spannungen $\sigma_{||}$, σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} hat im Verheilungsmodell des Stoffmodells *Lux/Wolters* 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.

Somit wird der auf die Rissgeometrie ausgerichtete Spannungstensor konsequent bei allen Aspekten der Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung angewendet, d.h. insbesondere auch bei der Fließfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung (= Verheilungsgrenze) F^h , die zudem auch noch an die Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schubspannungen F^{ds} gekoppelt wird.

Die schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen im Stoffmodell *Lux/Wolters* bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze werden entsprechend Gl. (2.30) beschrieben durch den Ansatz nach *Lerche (2012)*

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left(\frac{\dot{M}}{fc_1} + \frac{F^h}{fs_1} \right) \cdot \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.30)$$

mit

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

- 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 $MPa \cdot d$,

wobei die in Gl. (2.30) verwendete Fließfunktion F^h für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung im Stoffmodell *Lux/Wolters* definiert ist durch

$$F^h = \left(1 - \frac{a_4}{a_{11}} \cdot \exp(-a_5 \cdot M) \right) \cdot (a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot M)) - \sigma_v \quad (2.31)$$

mit

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

- θ_R - Rissgeometriewinkel in rad ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in MPa ,
- σ_v - Vergleichsspannung nach *von Mises* in MPa ,
- a_4, a_{11} - Materialparameter in -,
- a_5, a_8 - Materialparameter in MPa^{-1} und
- a_6, a_7 - Materialparameter in MPa .

Gl. (2.32) beschreibt die von *Lerche (2012)* vorgeschlagene Potentialfunktion für die Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung Q^h im Stoffmodell *Lux/Wolters*:

$$Q^h = \frac{1}{3} \cdot (1 + k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^n + \frac{1}{3} \cdot (1 - k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^n \quad (2.32)$$

mit

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

- 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 der Schädigung D wird bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze modelliert durch die kinetische Gleichung

$$\dot{D} = -D \cdot \left(\frac{\dot{M}}{fc_1 \cdot fc_2} + \frac{F^h}{fs_1 \cdot fs_2} \right) \quad (2.33)$$

mit

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

- θ_R - Rissgeometriewinkel in rad ,
- $\sigma_{\perp_1}, \sigma_{\perp_2}$ - Spannungen im durch die Rissgeometrie vorgegebenen Koordinatensystem in MPa ,
- \dot{D} - Schädigungsrate in d^{-1} ,
- fc_1 - Materialparameter in MPa ,
- fs_1 - Materialparameter in $MPa \cdot d$ und
- fc_2, fs_2 - Materialparameter in -.

Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} wird bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters* definiert durch die Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}$ als Summe der drei schädigungsrückbildungsinduzierten Hauptverzerrungsraten entsprechend

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = \dot{\varepsilon}_1^h + \dot{\varepsilon}_2^h + \dot{\varepsilon}_3^h \quad (2.34)$$

mit

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

bzw. als Summe der drei schädigungsrückbildungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten entsprechend

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = \dot{\varepsilon}_x^h + \dot{\varepsilon}_y^h + \dot{\varepsilon}_z^h \quad (2.35)$$

mit

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

Mit Berücksichtigung der schädigungsrückbildungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten nach Gl. (2.30) in Gl. (2.35) ergibt die kinetische Gleichung entsprechend Gl. (2.36) für die zeit-



liche Entwicklung der Dilatanz ε_{vol} bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters*:

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^h = -\varepsilon_{vol} \cdot \left(\frac{\dot{M}}{fc_1} + \frac{F^h}{fs_1} \right) \cdot \frac{1}{3} \cdot n \cdot \left((1+k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_2}}{\sigma^*} \right)^{n-1} + (1-k_\theta) \cdot \left(\frac{\sigma_{\perp_1}}{\sigma^*} \right)^{n-1} \right) \quad (2.36)$$

mit

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

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

- 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 - .

Zusammenfassend ist zu erwähnen, dass ein Schädigungsprozess und ein Verheilungsprozess in einem Gebirgselement aufgrund der Verwendung von Dilatanz- und Verheilungsgrenze gleichzeitig nicht stattfinden können. Außerdem ist eine Verheilung von Schädigungen nicht möglich, wenn zuvor keine Schädigung erfolgt ist. Das heißt, entweder wird gar keine kinetische Gleichung oder es wird die kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung oder es wird die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung zur Simulation des Kriechverhaltens von Salzgesteinen mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* eingesetzt. Eine zeitgleiche additive Zusammenfügung der beiden kinetischen Systeme ist daher nicht nötig bzw. falsch. Diese Überlegung wird durch den Ansatz, dass die Verheilungsgrenze stets unter der Schädigungsgrenze liegen muss, bekräftigt.



2.3 Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung und der Schädigungsrückbildung

Bei einem Kriechbruchversuch erfolgt ausgehend von einer zu Versuchsbeginn nicht vernetzten, quantitativ vernachlässigbarer Anfangsporosität bis zum Erreichen der Schädigungsgrenze bzw. noch nicht näher spezifizierter Deformationszustände nur eine marginale bzw. keine Weiterentwicklung des ursprünglichen Porenraumes, während bei größeren Beanspruchungen/Deformationen eine Volumenzunahme aus der Gefügeschädigung unter deviatorischer Beanspruchung in Folge der Öffnung vorhandener und bisher noch geschlossener Mikrorisse und der Neubildung von Mikrorissen resultiert. Hinsichtlich der Schädigungswirkung ist davon auszugehen, dass jegliche Schädigung/Rissbildung (Mikrofissuren) die Gefügesteifigkeit herabsetzt und die mechanische Qualität des Materials verschlechtert, während die hydraulische Qualität nur dann negativ verändert wird, wenn die entstehenden Fissuren auch in hinreichendem Maße vernetzt sind. Grundsätzlich ist die Gefügeschädigung der entscheidende Faktor für eine schädigungsinduzierte (schädigungsbehaftete) beschleunigte Kriechrate (tertiäres Kriechen), aus der der Kriechbruch resultiert und die Erhöhung der Sekundärporosität sowie die Erhöhung der Permeabilität.

Die Gefügeschädigung und die sich daraus ergebende Dilatanz eines deviatorisch beanspruchten Materials sind durch experimentelle Messungen von Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderungen und Volumenänderungen des Gesteingefüges zu ermitteln, z.B. *Brodsky & Munson (1994)*, *Chan et al. (1995, 1998)*, *Schulze et al. (2001)* sowie *Popp et al. (2002)*. Außerdem lässt sich die grundlegende Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ε_{vol} sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung auch wie folgt herleiten, wobei ein Prüfkörper unter einer uniaxialen Beanspruchung betrachtet wird:

(1) Definition der Schädigung D

Die Schädigung D gibt an, inwieweit eine Querschnittsfläche eines Gebirgselementes bzw. eines Prüfkörpers und damit das jeweilige Material durch Öffnung und Neubildung von Mikrorissen in Folge von Druck-/Schub- und Zugbeanspruchungen geschädigt und somit die Tragfähigkeit des Materials vermindert wird. Formal wird diese Zustandsgröße beschrieben durch Gl. (2.37), in der die in Folge von Gefügeschädigungen induzierte Änderung der Querschnittsfläche auf die aktuelle Querschnittsfläche bezogen ist, *Kachanov (1986)*:

$$D = \frac{A_d}{A} = \frac{A - A_0}{A} \quad (2.37)$$



mit

- A_d - aktueller geschädigter Flächenanteil in m^2 ,
- A_0 - aktuelle ungeschädigte Fläche in m^2 und
- A - aktuelle Fläche einschließlich Gefügeschädigung in m^2 .

Diese Definition der Gefügeschädigung hilft aber kaum bei der Messung der Gefügeschädigung, weil die geschädigte Fläche A_d nur schwer bzw. während eines Versuches unter einer deviatorischen Beanspruchung nicht direkt zu ermitteln ist.

(2) Konzept der ‚realen‘ Spannung

Der geschädigte Flächenanteil A_d leistet keinen Beitrag zur Aufnahme der äußeren Lasten und muss daher von der tragenden Fläche abgezogen werden. Aus diesem Ansatz berechnet sich die ‚reale‘ Spannung $\bar{\sigma}$ im Fall einer einaxialen Druckspannung zu:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{A_0} = \frac{F}{A - A_d} = \frac{F}{A \cdot (1 - D)} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (2.38)$$

mit

- F - Kraft in MN ,
- σ - Spannung bezogen auf die aktuelle Fläche in MPa und
- $\bar{\sigma}$ - ‚reale‘ Spannung, bezogen auf die (kleinere) ungeschädigte Fläche in MPa .

Das Konzept der ‚realen‘ Spannung nach Gl. (2.38) beschreibt eine Wirkung der Gefügeschädigung und wird auch bei der Formulierung des Stoffmodells *Lux/Wolters* angewendet.

(3) Äquivalente Verzerrungen nach Lemaitre (1992)

Der Ansatz von äquivalenten Verzerrungen in der CDM besagt, dass die Verzerrungen von einem mit Gefügeschädigungen behafteten Gebirgselement in Relation zu den ‚realen Spannungen‘ nach Gl. (2.38) stehen. Danach kann die äquivalente elastische Verzerrung beim einaxialen Spannungszustand mit Gl. (2.39) ermittelt werden, *Lemaitre (1992)*:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E_{v,0}} \quad (2.39)$$

mit

- $E_{v,0}$ - Verformungsmodul des ungeschädigten Materials in MPa und
- $\bar{\varepsilon}$ - äquivalente Verzerrung in -.



(4) *Beziehung zwischen der Schädigung D und dem Verformungsmodul E_v*

Wird Gl. (2.38) in Gl. (2.39) eingesetzt, kann die Beziehung zwischen der Schädigung D und dem aktuellen Steifigkeitsmodul E des im Fall $D > 0$ geschädigten Materials abgeleitet werden:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}}{E_{v0}} = \frac{\sigma}{1-D} \cdot \frac{1}{E_{v0}} = \frac{\sigma}{E} \quad (2.40)$$

$$E_v = E_{v0} \cdot (1-D) \text{ oder } D = \frac{E_{v0} - E}{E_{v0}} \quad (2.41)$$

mit

- E_{v0} - Verformungsmodul (ungeschädigt) in *MPa* und
- E_v - aktueller Verformungsmodul (geschädigt) in *MPa*.

Der aktuelle Verformungsmodul E_v kann z.B. über die Messung von Ultraschallwellengeschwindigkeiten kontinuierlich bestimmt werden. Dieser Verformungsmodul wird als dynamischer Verformungsmodul bezeichnet. Aus dieser Veränderung des dynamischen Verformungsmoduls lässt sich auch die Schädigung D ableiten.

(5) *Beziehung zwischen der Dilatanz ε_{vol} und der Dichte ρ*

Für die Ermittlung des dynamischen Verformungsmoduls wird die Dichte eines Prüfkörpers benötigt, die infolge von Dilatanz abnimmt:

$$\rho = \frac{m}{V} = \frac{m}{V_0 \cdot (1 - \varepsilon_{vol})} = \rho_0 \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \quad (\text{Dilatanz: } \varepsilon_{vol} < 0 \text{ bzw. } V > V_0) \quad (2.42)$$

mit

- m - Masse des Prüfkörpers in *kg*,
- V_0, V - Anfangsvolumen (ungeschädigt) und aktuelles Volumen des Prüfkörpers in m^3 und
- ρ_0, ρ - Anfangsdichte (ungeschädigt) und aktuelle Dichte des Prüfkörpers in kg/m^3 .



(6) *Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ε_{vol} und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung v/v_0*

Für die Ermittlung des dynamischen Verformungsmoduls E_v werden die Ultraschallwellengeschwindigkeiten der Longitudinalwellen (p-Wellen) v_p oder der Scherwellen (s-Wellen) v_s herangezogen. Nach *Liu (1986)* folgt:

$$v_{p0} = \sqrt{\frac{E_{v0} \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_p = \sqrt{\frac{E_v \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu) \cdot \rho}} \quad (2.43)$$

$$v_{s0} = \sqrt{\frac{E_{v0}}{2 \cdot (1+\nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_s = \sqrt{\frac{E_v}{2 \cdot (1+\nu) \cdot \rho}} \quad (2.44)$$

mit

- v_{p0}, v_{s0} - max. Schallwellengeschwindigkeit (ungeschädigt) der p-/s-Wellen in m/s und
- v_p, v_s - aktuelle Schallwellengeschwindigkeit der p-/s-Wellen in m/s .

Mit der Gefügeschädigungsentwicklung reduzieren sich die Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p und v_s , *Chan et al. (1995)* und *Schulze et al. (2001)*. Das Verhältnis der aktuellen Ultraschallwellengeschwindigkeiten zu den Anfangsultraschallwellengeschwindigkeiten, die dem intakten Zustand entsprechen, kann aus Gl. (2.43) und Gl. (2.44) abgeleitet werden:

$$\frac{v_p}{v_{p0}} = \frac{v_s}{v_{s0}} = \sqrt{\frac{E_v \cdot \rho_0}{E_{v0} \cdot \rho}} \quad (2.45)$$

Durch die Gleichungen (2.43) bis (2.45) kann die Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ε_{vol} und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung v/v_0 abgeleitet werden, *Hou (2002)*:

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad (2.46)$$

Nach der Definition in Gl. (2.46) kann die Gefügeschädigungsentwicklung im Laborversuch kontinuierlich sowohl beim Festigkeits- wie auch beim Kriechversuch verfolgt werden, da die Dilatanz und die Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung online gemessen werden können. Die Erfahrungen aus Laborversuchen sowie die In-situ-Messungen zeigen, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeiten noch sensibler als die Dilatanz auf die Gefü-



geschädigung reagieren. Dieser Befund gilt auch für einen Vergleich zwischen den Ultraschallwellengeschwindigkeiten und der Permeabilität. Aus Gl. (2.46) ist auch ersichtlich, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeiten aufgrund ihrer quadratischen Funktion empfindlicher von der Gefügeschädigung abhängen als die Dilatanz. Eine direkte zahlenmäßige Beziehung zwischen Ultraschallwellengeschwindigkeiten und Dilatanz existiert allerdings nicht, da die Ultraschallwellengeschwindigkeiten und die Dilatanz auf die Beanspruchungen sowie die daraus folgende Schädigungsentwicklung unterschiedlich reagieren können. So führt nicht jeder Riss zu einer messbaren Dilatanz, obwohl dieser unabhängig davon die Ultraschallwellenlaufgeschwindigkeit beeinflussen kann.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass bei Vorliegen entsprechender Messwerte aus laborativen Untersuchungen die Schädigung D ausgehend von der Dilatanz ε_{vol} und der Änderung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten v/v_0 beschrieben werden sollte. Die Frage, ob die beiden Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p und v_s gleichermaßen abnehmen, wie es aus Gl. (2.45) ersichtlich ist, und welche Ultraschallwellengeschwindigkeit in die Bewertung der Gefügeschädigung einbezogen wird, muss noch geklärt werden. Aus zahlreichen Messungen aus Laborversuchen ist nach *Lux et al. (1997)*, *Chan et al. (1998)*, *Schulze et al. (2001)* und *Popp et al. (2002)* festzustellen, dass

- die Richtung von Rissen abhängig von der Spannungsgeometrie ist,
- die Risse in einem Prüfkörper unter einer TC-Beanspruchung eher vertikal und unter einer TE-Beanspruchung eher horizontal orientiert sind,
- deswegen die Abnahme der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und damit die Zunahme der Gefügeschädigung richtungs- bzw. spannungsgeometrieabhängig sind,
- die unterschiedliche Geschwindigkeitsabnahme für v_p und v_s in der gleichen Richtung aus einer jeweils unterschiedlichen Wirkung der Rissmuster auf die Ausbreitung der Longitudinal- oder Scherwellen resultiert sowie
- die Ultraschallwellengeschwindigkeit v_s in der vertikalen Richtung beim TC-Versuch und die Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p in der vertikalen Richtung beim TE-Versuch entsprechend der jeweiligen Rissbildung jeweils sensibler auf die Rissbildungen reagiert und damit auch jeweils die bessere Wahl zur messtechnischen Erfassung der Gefügeschädigungen ist.



Aufgrund vorgenannter Erfahrungen und vor dem Hintergrund, dass die Formulierung der Schädigung D im Stoffmodell *Lux/Wolters* als Skalar erfolgt, wird folgende Bestimmung der Schädigung vorgeschlagen:

- Aufgrund der beim TC-Versuch vertikal gerichteten Rissbildung sollen die Ultraschallwellengeschwindigkeiten in Radialrichtung gemessen werden. Wenn dennoch aus technischen Gründen nur die Ultraschallwellengeschwindigkeiten in der vertikalen Richtung zur Verfügung stehen, soll in diesem Fall die Ultraschallwellengeschwindigkeit v_s zur Auswertung der Schädigung herangezogen werden.
- Beim TE-Versuch sollen die Ultraschallwellengeschwindigkeiten in Vertikalrichtung aufgrund der horizontal gerichteten Rissbildung gemessen werden. Zur Auswertung der Schädigung soll nur die hier nunmehr empfindlicher reagierende Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p einbezogen werden.

2.4 Funktionsmodellstudie zur Darstellung der Berücksichtigung der Spannungsgeometrie im Stoffmodell *Lux/Wolters*

In dieser Studie werden anhand eines Funktionsmodells die Wirkung und die Funktionalität der richtungsabhängigen Beschreibung der Schädigungs- und Verheilungsentwicklung im Stoffmodell *Lux/Wolters* aufgezeigt. Die Berechnungen basieren auf dem Simulationsprogramm $FLAC^{3D}$ mit dem implementierten Stoffmodell und die Demonstration erfolgt an einem Würfelmodell (Prüfkörper). Die nachfolgenden Abbildungen zeigen jeweils würfelförmige Berechnungsmodelle mit den äußeren Belastungen, die als Einzelkräfte auf die Knoten der Seitenflächen des diskretisierten Würfelmodells angesetzt werden. Die äußeren Lasten werden an drei Würfelmodellseitenflächen in Koordinatenorientierung aufgebracht bei gleichzeitiger unverschieblicher Lagerung der gegenüberliegenden Seiten orthogonal zu den Flächen. Die Diagramme am oberen Rand der Abbildungen zeigen auf der linken Seite die Koordinatenspannungen sowie die Vergleichsspannung nach *von Mises* in der Einheit MPa über die Simulationszeit in Tagen und auf der rechten Seite die daraus resultierenden Verzerrungen. Die obere Legende auf der linken Seite erklärt die farbliche Darstellung im Verzerrungs-Zeit-Diagramm, die untere Legende die farbliche Darstellung im Spannungs-Zeit-Diagramm.

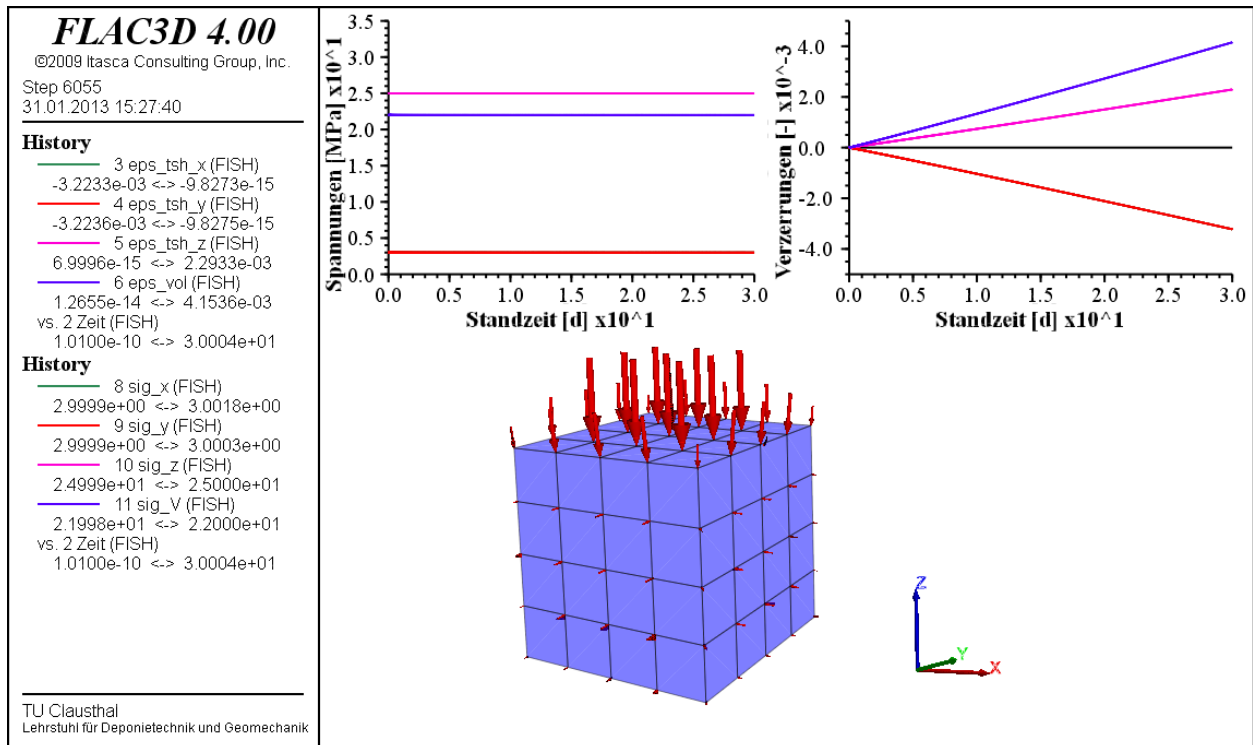


Abb. 2.4: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

Abb. 2.4 zeigt das Würfelmodell mit einer konstanten Belastung von $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$, die über die gesamte Simulationszeit von 30 Tagen einwirkt. Daraus resultiert eine Vergleichsspannung von $\sigma_V = 22 \text{ MPa}$ sowie ein Beanspruchungszustand des Versuchs entsprechend TC-Bedingungen. Dem Verzerrungs-Zeit-Diagramm ist zu entnehmen, dass die Verzerrungen ϵ_x und ϵ_y über die Versuchszeit konstant ansteigen bei gleichzeitig zunehmender Stauchung in z-Richtung. Die Zunahme der Volumenverzerrung bzw. Dilatanz ϵ_{vol} , dargestellt durch die magentafarbene Kurve, zeigt, dass der Belastungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze liegt, woraus eine nicht volumentreue Verformung des Prüfkörpers resultiert und es demnach zu Schädigungsprozessen im Prüfkörper in Form von Strukturauflockerungen oder Rissbildungen kommt. Aufgrund des Belastungszustandes ist mit vertikal orientierten Rissen (z-Richtung) zu rechnen.

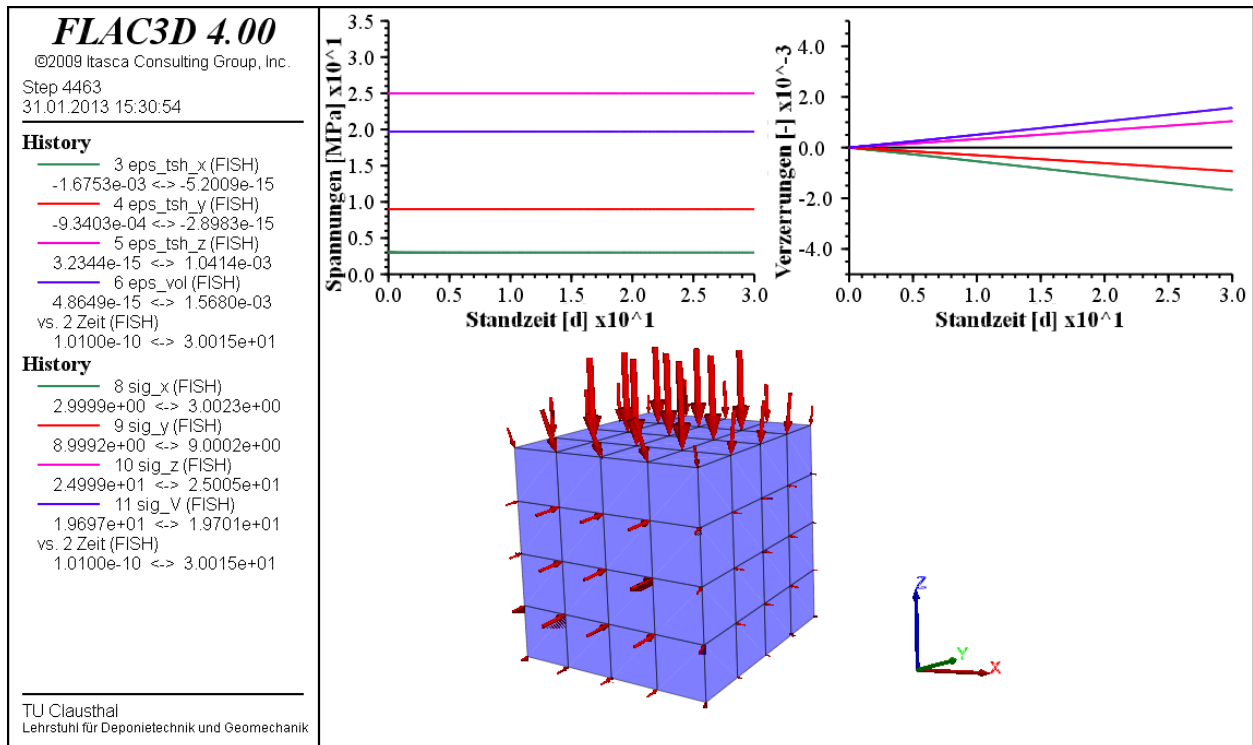


Abb. 2.5: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

Die Belastungen des Würfelmodells in Abb. 2.5 zeigen gegenüber dem Zustand in Abb. 2.4 eine erhöhte Spannung in y-Richtung von $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$, wohingegen die Spannungen $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ und $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$ unverändert sind. Demnach wird der Würfel wie zuvor im Grundsatz unter TC-Bedingungen belastet. Im Verzerrungs-Zeit-Diagramm ist aufgrund des erhöhten Drucks in y-Richtung allerdings eine stärker ansteigende Verzerrung ε_x gegenüber der Verzerrungsentwicklung in y-Richtung zu sehen. Die Dilatanzentwicklung zeigt, dass wiederum ein Belastungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze vorliegt, wenn auch auf einem niedrigerem Spannungsniveau im Vergleich zu dem Zustand in Abb. 2.4. Die unterschiedlich starken schädigungsinduzierten Verzerrungen in x- und y-Richtungen belegen anschaulich die spannungsrichtungsabhängige Schädigungsentwicklung im Stoffmodell *Lux/Wolters*.

Abb. 2.6 weist die über die Simulationszeit konstanten Spannungen von $\sigma_z = \sigma_y = 25 \text{ MPa}$ und $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$ aus. Sie entsprechen einer Prüfkörperbeanspruchung unter TE-Belastung. Im Ergebnis zeigen sich gleich große zunehmende Stauchungen in y- und z-Richtung und eine starke Dehnungsentwicklung in x-Richtung. Die Dilatanzentwicklung zeigt eine relativ schnell ansteigende Schädigung. Diese Simulation belegt, dass der Einfluss der Spannungsgeometrie bei der Schädigungsentwicklung im Stoffmodell *Lux/Wolters* auch unter TE-Bedingungen gegeben ist.

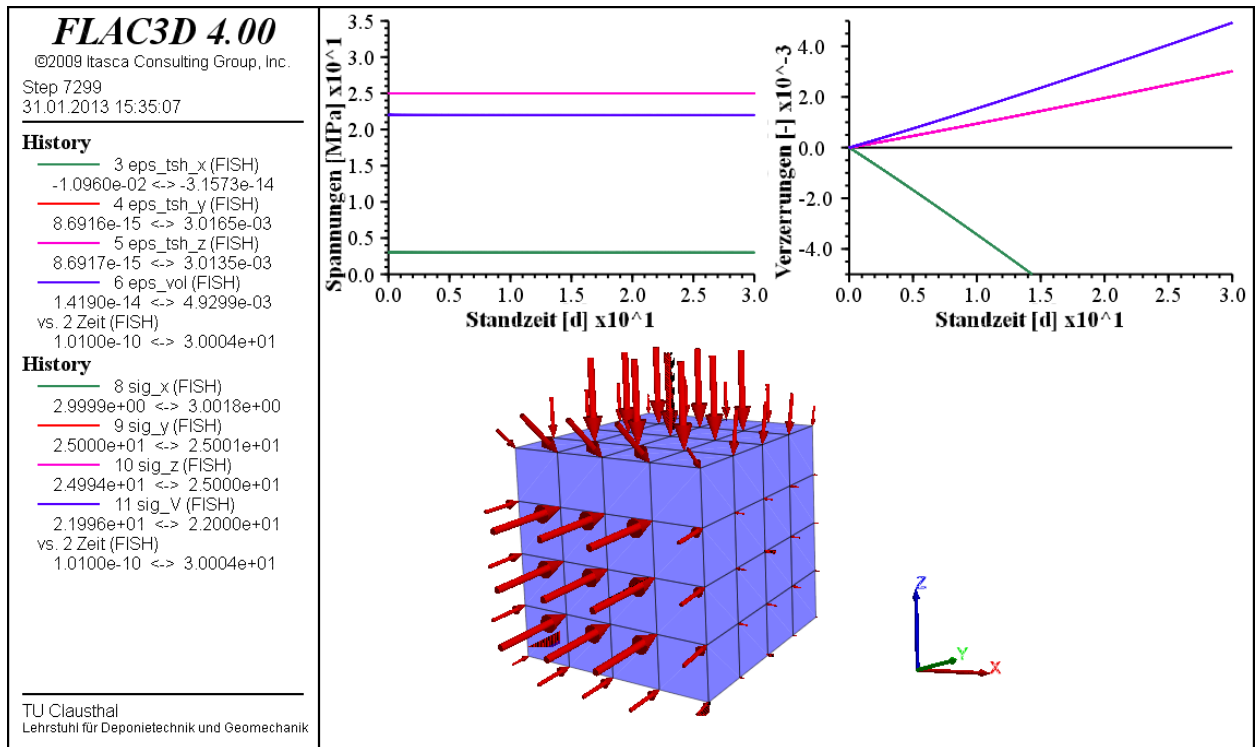


Abb. 2.6: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 25 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

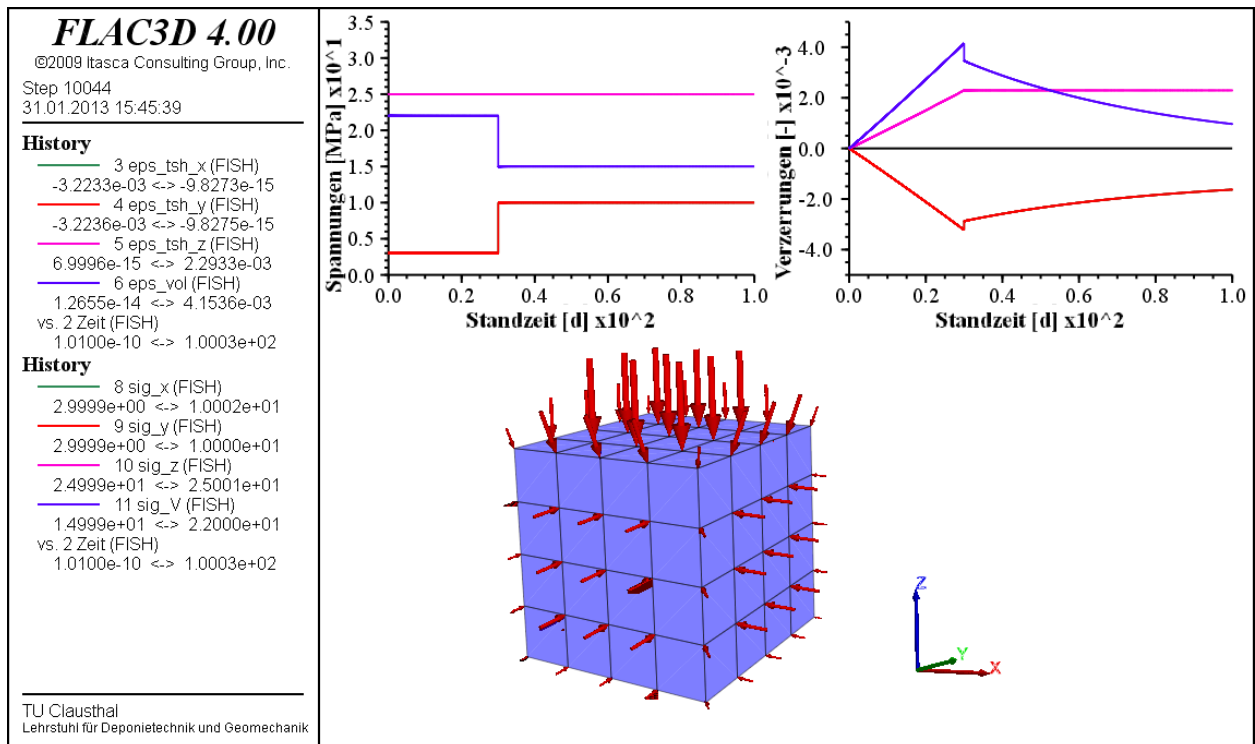


Abb. 2.7: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 10 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

Abb. 2.7 zeigt im Beanspruchungsablauf sowohl eine Schädigungs- wie auch eine Verheilungsphase. Zunächst wird das Würfelmodell mit der identischen Belastung wie in Abb. 2.4 mit $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ geschädigt. Nach der Simulationszeit von $t = 30 \text{ d}$ schließt sich eine Verheilungsphase an, die durch eine Anhebung der Spannungen in x- und y-Richtung auf $\sigma_x = \sigma_y = 10 \text{ MPa}$ realisiert wird. Dieser veränderte Spannungszustand wird für 70 Tage konstant gehalten. Im Verzerrungs-Zeit-Diagramm zeigt sich bei zunehmender Dilatanzentwicklung eine Stauchung in z-Richtung und eine Dehnung in x- und y-Richtung. Aufgrund des Belastungszustandes kommt es in den ersten 30 Tagen zu vertikal orientierten Rissen, wobei die Rissbreiten in den beiden horizontalen Richtungen aufgrund identischer Spannungen in der gleichen Größenordnung zu erwarten sind. Mit Beginn der Verheilungsphase erfolgt zunächst eine spontane Risschließung in x- und y-Richtung und im weiteren Verlauf eine nur allmählich zunehmende Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung. Physikalisch kann dieser Prozess nach *Eberth (2008)* damit erklärt werden, dass sich die Risse innerhalb kurzer Zeit zu einem großen Teil aufgrund der erhöhten Spannungen senkrecht zu den Rissflächen verschließen. Die Volumendilatanz nimmt dabei sehr schnell ab. Anschließend werden die noch offenen Rest-Risse und Rest-Poren auch weiterhin, aber in ihrem zeitlichen Verlauf mit einer deutlich geringeren Intensität geschlossen, da mit Schließung der klaffenden Rissufer zunehmend Materialbrücken bestehen, die die benachbarten Rissufer verbinden und eine weitere Risschließung behindern. Diese weitere Risschließung beruht damit auf Spannungskonzentrationen in den Bereichen der Materialbrücken, aus denen viskoplastische Deformationen und Mineralkornumkristallisationen im Gesteinsgefüge folgen. Diese Risschließungsmechanismen werden im Stoffmodell *Lux/Wolters* mit den Stoffmodellparametern *fc1* (fissure closing 1) und *fs1* (fissure sealing 1) gesteuert. An diese Phase schließt sich die Verheilungsphase an, in der möglicherweise noch weitere Risse bzw. Zwickel geschlossen werden. Vermutlich kommt es aber an den nunmehr weitgehend geschlossenen Rissufern (Formschluss) zur endgültigen Rückbildung durch eine geochemisch getragene Verheilung der ehemaligen Risse mit Kornumbildung bzw. Kornneubildung. Diese Mechanismen führen zu einer weiteren Reduktion der Schädigung bzw. Dilatanz, jedoch nochmals in weitaus geringerer Intensität und über sehr viel längere Zeiträume, so dass diese Phase in der Simulation noch nicht erreicht sein wird. Die Simulation zeigt, dass die vertikalen Verzerrungen hingegen während der Risschließungsphase konstant bleiben und es somit zu keiner Zunahme der Schädigung in z-Richtung kommt. An der Simulation lässt sich sehr gut die Berücksichtigung der Spannungsrichtungen sowohl in der Schädigungs- wie auch der Verheilungsphase belegen. Die Risse öffnen sich senkrecht zu den kleinsten Spannungen und werden anschließend mit Zunahme dieser Minimalspannung(en) geschlossen.

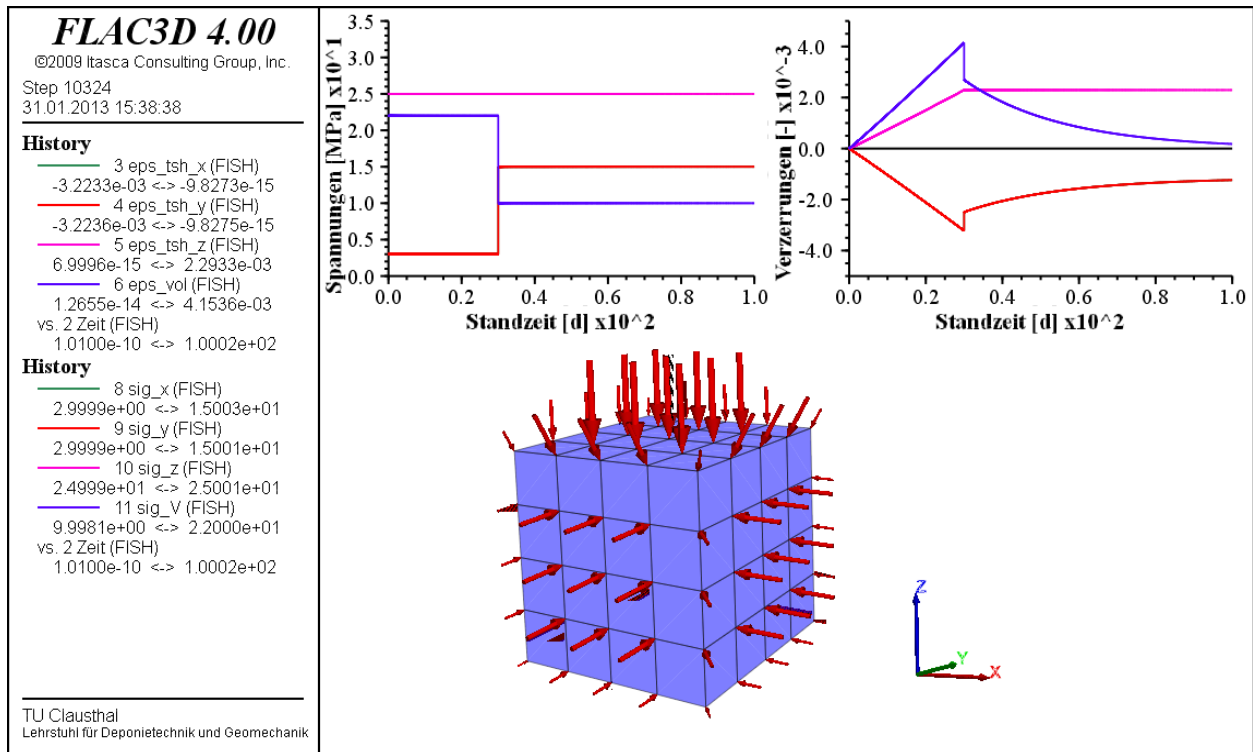


Abb. 2.8: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 15 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

In Abb. 2.8 ist die gleiche Belastungsgeschichte wie in Abb. 2.7 zu sehen mit Belastungen sowohl in der Schädigungs- wie auch der Schädigungsrückbildungsphase unter TC-Bedingungen. Es wird lediglich ein erhöhtes Spannungsniveau in der Schädigungsrückbildungsphase für die Spannungen in x- und y-Richtung gewählt. Aufgrund der größeren Intensität der Minimalspannungen kommt es zu einer schnelleren spontanen Risschließung gegenüber der Simulation in Abb. 2.7.

Abb. 2.9 zeigt grundsätzlich die gleiche Simulation wie Abb. 2.8, allerdings mit erhöhten Spannungen während der Schädigungsrückbildungsphase in x- und y-Richtung, so dass ein isotroper Spannungszustand mit $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 25 \text{ MPa}$ vorliegt. Dieser Spannungszustand führt zu einer noch intensiveren spontanen Risschließung mit einer im weiteren Verlauf dann deutlich verlangsamt Dilatanzrückbildung.

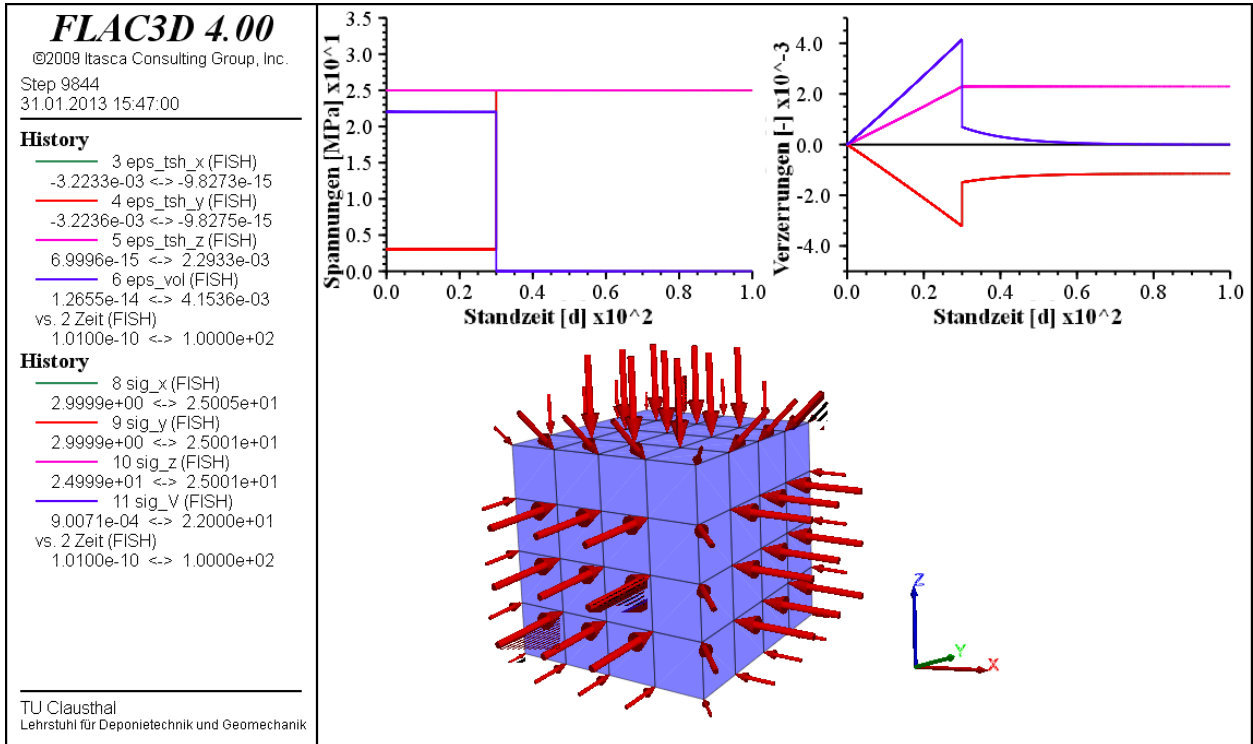


Abb. 2.9: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 25 \text{ MPa}$

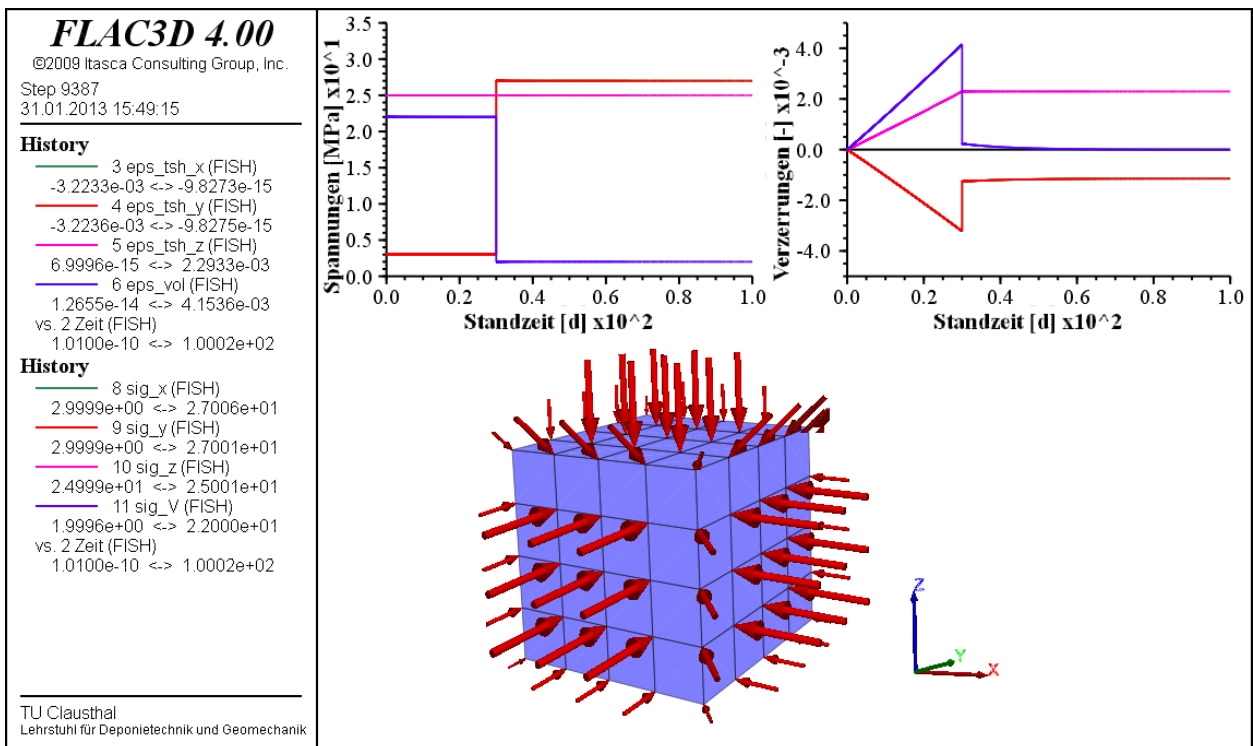


Abb. 2.10: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 27 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

In Abb. 2.10 ist zu erkennen, dass die Spannungen in der Schädigungsphase wiederum $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ betragen, in der Schädigungsrückbildungsphase allerdings ein Belastungszustand unter TE-Bedingungen mit den Spannungen $\sigma_x = \sigma_y = 27 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ vorliegt. In dieser Simulation ist eine noch intensivere spontane Risschließung als zuvor zu erkennen. Durch diese Simulation wird belegt, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters* auch unter TE-Bedingungen eine qualitativ korrekte richtungsabhängige Verheilung erzielt.

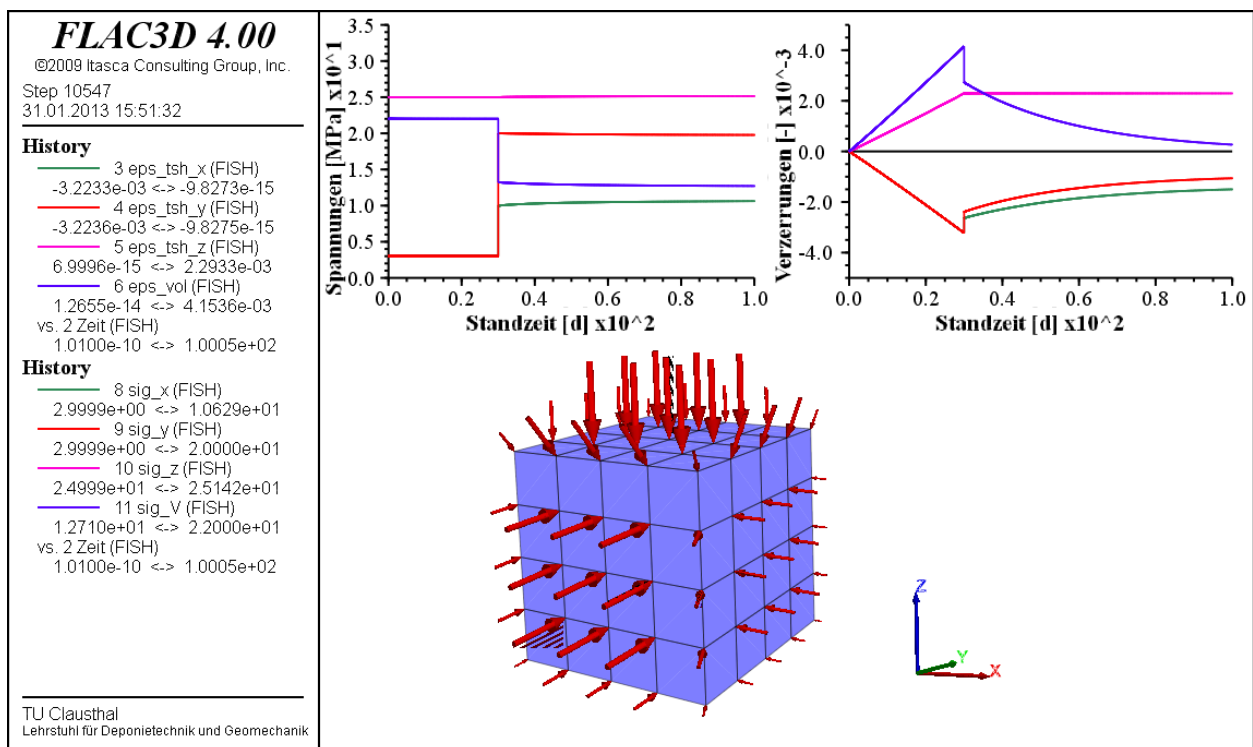


Abb. 2.11: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 3 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = 10 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

In Abb. 2.11 wird eine weitere Simulationsvariation dargestellt. In dieser Berechnung sind in der Schädigungsrückbildungsphase die Zahlenwerte der x- und y-Spannung nicht mehr identisch, sondern verschieden voneinander, so dass ein echter dreiaxialer (= triaxialer) Belastungszustand vorliegt. Der Spannungszustand von $\sigma_x = 10 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ führt dazu, dass die Dilatanzrückbildung in den beiden horizontalen Richtungen nicht mehr identisch verläuft, sondern der Rückgang der Verzerrungen in y-Richtung aufgrund der größeren Druckspannung intensiver verläuft als der Verzerrungsrückgang in x-Richtung. Somit wird verdeutlicht, dass die Funktionalität der spannungsrichtungsabhängigen Schädigung und Verheilung auch bei echten dreiaxialen Beanspruchungsbedingungen gewährleistet ist.

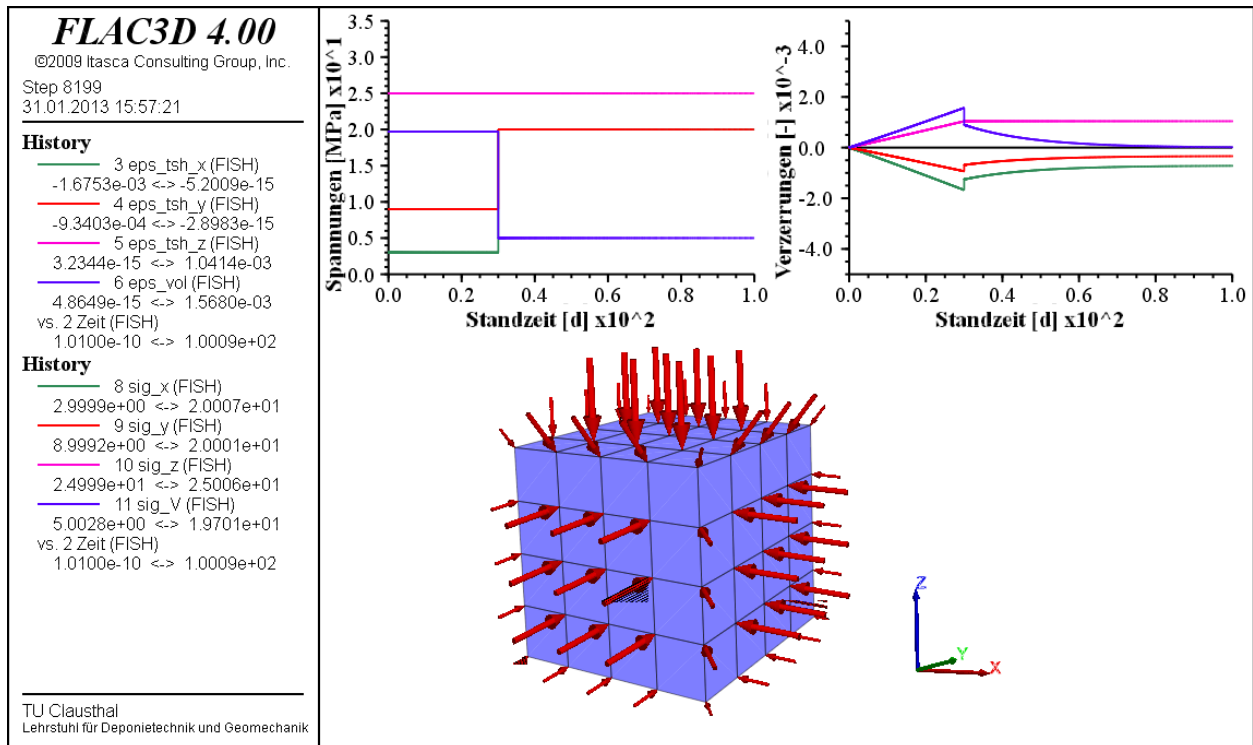


Abb. 2.12: Schädigungsphase mit der Belastung $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ sowie anschließender Verheilungsphase mit der Belastung $\sigma_x = \sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$

Die letzte Variation in Abb. 2.12 zeigt einen echten dreiaxialen Spannungszustand in der Schädigungsphase mit den Spannungen $\sigma_x = 3 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 9 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$, der zur Folge hat, dass sich die Verzerrungen in x-Richtung intensiver entwickeln als in y-Richtung. In der anschließenden Verheilungsphase mit dem Spannungszustand $\sigma_x = \sigma_y = 20 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 25 \text{ MPa}$ ist aufgrund der zahlenmäßig größeren Verzerrung in x-Richtung eine stärkere spontane Risschließung wie auch im weiteren Verlauf eine stärker ausgeprägte Risschließungsentwicklung zu erkennen.

Zusammenfassend kann in dieser Funktionsmodellstudie gezeigt werden, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters* die spannungsrichtungsabhängige Schädigungs- wie auch Schädigungsrückbildungsentwicklung bei dreidimensionalen Spannungszuständen abbilden kann.



2.5 Laborative Bestimmung von Materialkennwerten für das Stoffmodell *Lux/Wolters*

2.5.1 Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell *modLubby2*

Für die Parameterbestimmung des zur Beschreibung des viskosen Materialverhaltens entwickelten Teil-Stoffmodells *modLubby2* sind nach *Lerche (2012)* Langzeitversuche mit zylindrischen Steinsalzprüfkörpern vorwiegend unter triaxialer Beanspruchung erforderlich. Für die Beschreibung des schädigungsfreien viskosen Kriechens im Stoffmodell sind die Versuche so durchzuführen, dass keine Schädigungen im Gesteinsgefüge entstehen, d.h. die Beanspruchungen also grundsätzlich unterhalb der in Kurzzeit-Festigkeitsversuchen ermittelten Gefügeschädigungsgrenze (Dilatanzgrenze) erfolgen. Durch eine versuchsbegleitende Messung der Dilatanz und Ultraschallwellenausbreitungsgeschwindigkeit ist ein messtechnischer Beleg über die schädigungsfreie Deformation bei TC-Versuchen möglich. Diese triaxialen Kriechversuche mit schädigungsfreien Deformationen des Prüfkörpers zur Ermittlung der Materialparameter für das Stoffmodell *modLubby2* dauern in der Regel 60 Tage und beinhalten 2 Belastungsstufen über je 30 Tage. Die Axialspannung sowie die Mantelspannung werden während jeder Laststufe konstant gehalten und das Verformungsverhalten des Prüfkörpers als Reaktion auf die äußere Belastung in einem Verzerrungs-Zeit-Diagramm dokumentiert (→ bei TC-Versuchen an zylindrischen Prüfkörpern wird die gemessene axiale Verzerrung (Axialverzerrung) berücksichtigt). Auf Grundlage des Verzerrungs-Zeit-Diagramms wird für jede Laststufe getrennt für sich der stationäre und transiente Kriechverzerrungsratenanteil (= Kriechratenanteil) bestimmt. Aus den daraus abgeleiteten Kriechverzerrungsraten (= Kriechraten) werden dann für zwei unterschiedliche Vergleichsspannungen die nachfolgend dargestellten Parameter $\bar{\eta}_m^*$ und m zur Charakterisierung des stationären Kriechens sowie die Parameter $\bar{\eta}_k^*$, k_2 , \bar{G}_k^* und k_1 zur Charakterisierung des transienten Kriechens ermittelt.

Zunächst werden die im Teil-Stoffmodell *modLubby2* enthaltenen Parameter $a = b = 0$ gesetzt und ohne die explizite Abhängigkeit von der Temperatur (Parameter $l = 0$) in Gl. (2.47) formuliert. Es folgt:

$$\bar{\eta}_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1 - D}\right) \quad (2.47)$$

mit

$$\bar{\eta}_m^* \quad - \quad \text{Materialparameter in } MPa \cdot d$$

Bei einem Spannungszustand während des Versuchs, aus dem keine Gefügeschädigungen resultieren (→ Schädigungsparameter $D = 0$), können daraus Gl. (2.47) folgend, die zu bestimmenden

Stoffparameter im halblogarithmischen Diagramm durch eine entsprechende Regressionsanalyse ermittelt werden:

$$\ln \bar{\eta}_m = \ln \bar{\eta}_m^* + m \cdot \sigma_v \quad (2.48)$$

Unter Ansatz der vorgenannten Annahmen und Festlegungen folgen in Analogie aus den Gleichungen (2.7) und (2.4):

$$\ln \bar{G}_k = \ln \bar{G}_k^* + k_1 \cdot \sigma_v \quad (2.49)$$

$$\ln \bar{\eta}_k = \ln \bar{\eta}_k^* + k_2 \cdot \sigma_v \quad (2.50)$$

mit

$$\bar{G}_k^*, \bar{\eta}_k^* \quad - \quad \text{Materialparameter in } MPa \text{ und } MPa \cdot d$$

Die Gleichungen (2.48) bis (2.50) sind Geradengleichungen mit den y-Achsenabschnitten $\ln \bar{\eta}_m^*$, $\ln \bar{G}_k^*$ und $\ln \bar{\eta}_k^*$ sowie den Steigungen m , k_1 und k_2 , d.h. die Parameter sind durch eine lineare Regression in doppeltlogarithmischer Darstellung zu ermitteln. Nach Gl. (2.48) ergibt sich der Spannungsexponent m aus der Steigung der Regressionsgeraden (= Ausgleichsgeraden) durch die für eine Temperatur in Abhängigkeit von der Vergleichsspannung σ_v aufgetragenen Viskositätsmoduln $\ln \bar{\eta}_m$, die aus den experimentell ermittelten stationären Kriechraten $\dot{\epsilon}^{\text{st}}$ (\rightarrow auf Grundlage der gemessenen axialen Verzerrungen bei TC-Versuchen an zylindrischen Prüfkörpern) und den entsprechenden Vergleichsspannungen σ_v zu berechnen sind:

$$\bar{\eta}_m = \sigma_v / \dot{\epsilon}^{\text{st}} \quad (2.51)$$

Abb. 2.13 zeigt exemplarisch eine auf diese Weise durchgeführte Ermittlung der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}^{\text{st}}$ und des Parameters $\bar{\eta}_m$ für jede Laststufe eines zweistufigen Kriechversuchs mit den Vergleichsspannungen $\sigma_{v,1} = 18 MPa$ und $\sigma_{v,2} = 26 MPa$. Die Ableitung der Parameter $\bar{\eta}_m^*$ und m wird in Abb. 2.14 verdeutlicht.

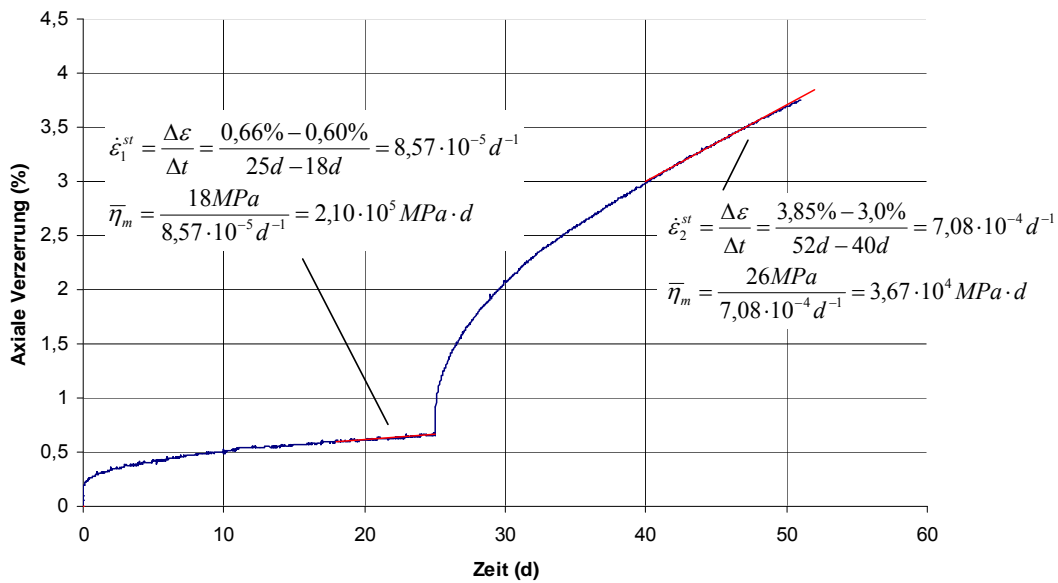


Abb. 2.13: Ermittlung der stationären Kriechrate $\dot{\varepsilon}^{st}$ und $\bar{\eta}_m$ für jede Laststufe eines zweistufigen Kriechversuchs

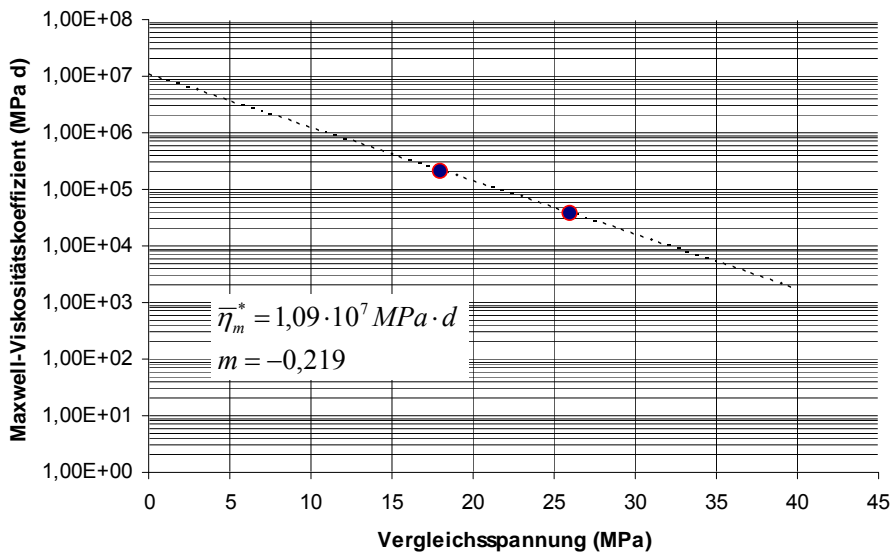


Abb. 2.14: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_m^*$ und m

Zur Bestimmung der in Gl. (2.49) enthaltenen Parameter \bar{G}_k^* und k_1 sind die spannungsabhängigen Kelvin-Moduln \bar{G}_k für beide Laststufen getrennt zu ermitteln. Diese ergeben sich aus Gl. (2.52), wobei die jeweiligen maximalen transienten Verzerrungen $\max \varepsilon^{tr}$ (bzw. ε_∞^{tr}) den entsprechenden Kriechkurven zu entnehmen sind. Es folgt:

$$G_k = \sigma_v / \max \varepsilon^{tr} \quad (2.52)$$

Abb. 2.15 und Abb. 2.16 veranschaulichen die Bestimmung der transienten Kriechparameter mittels zuvor beschriebener linearer Regression.

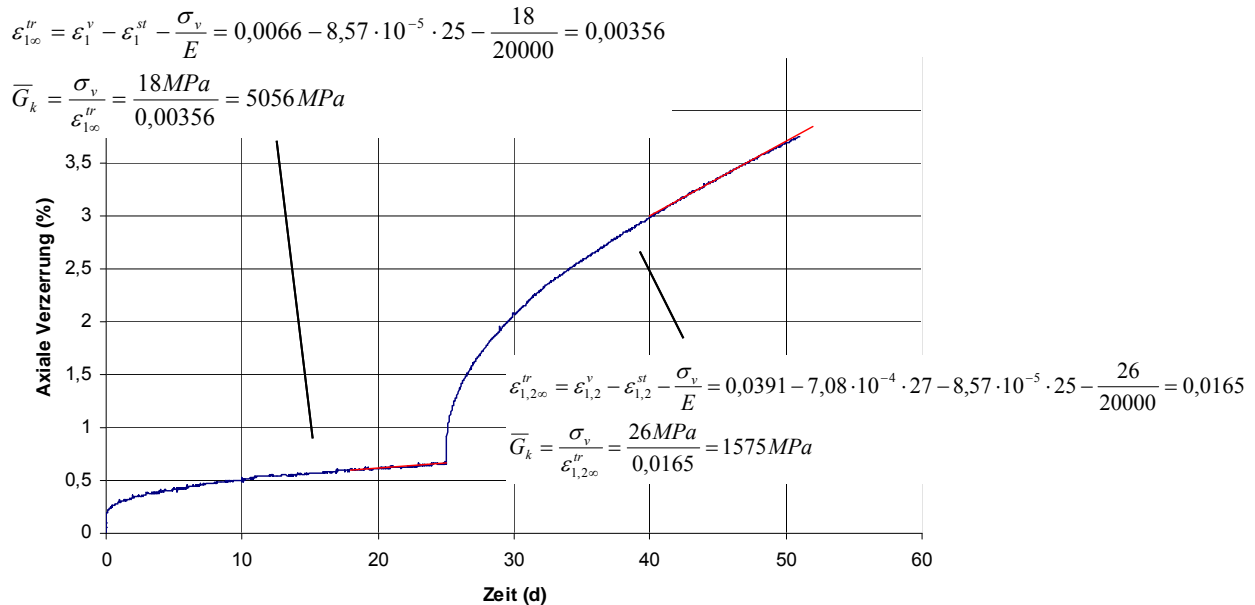


Abb. 2.15: Ermittlung der Parameter \bar{G}_k für beide Laststufen

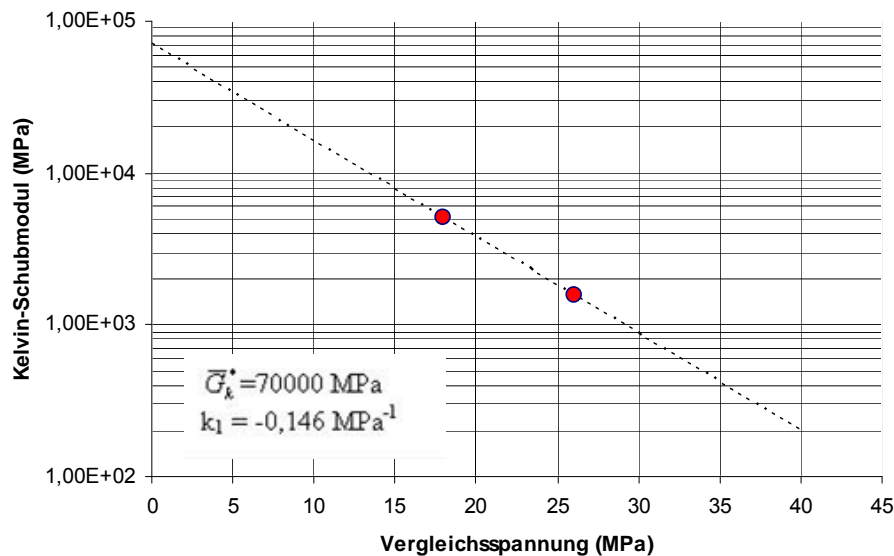


Abb. 2.16: Ermittlung der Parameter \bar{G}_k^* und k_1

Die transienten Kriechparameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 sind schließlich entweder durch eine Regressionsanalyse in Form der linearen Regression nach Gl. (2.50), wobei $\bar{\eta}_k$ nach Gl. (2.53) berechnet wird, oder durch eine Anpassung an die einzelnen laborativen Kriechversuchsergebnisse („curve fitting“) zu ermitteln:



$$\bar{\eta}_k = \frac{\sigma_v}{\dot{\epsilon}_1^{ir}} \cdot \left(1 - \frac{\epsilon^{ir}}{\max \epsilon^{ir}} \right) \quad (2.53)$$

Es wird vorausgesetzt, dass die zwei stationären Kriechparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m sowie die zwei transienten Kriechparameter \bar{G}_k^* und k_1 bei der Bestimmung der transienten Kriechparameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 bereits bekannt sind.

Die Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_k$, $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 wird in Abb. 2.17 und Abb. 2.18 nach der Methode der linearen Regression aufgezeigt.

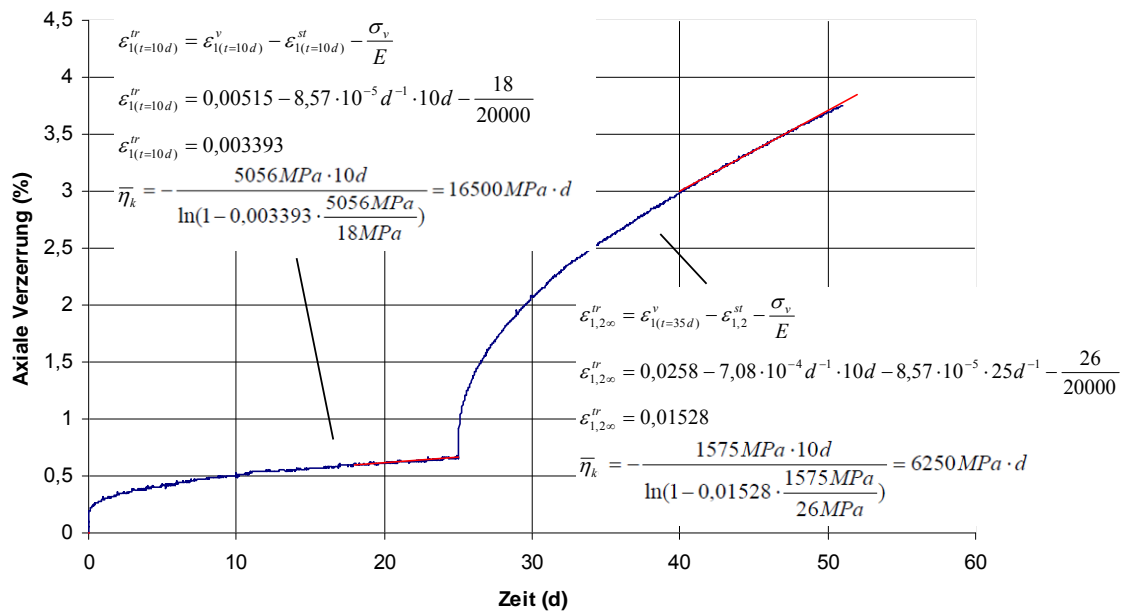


Abb. 2.17: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_k$ für beide Laststufen

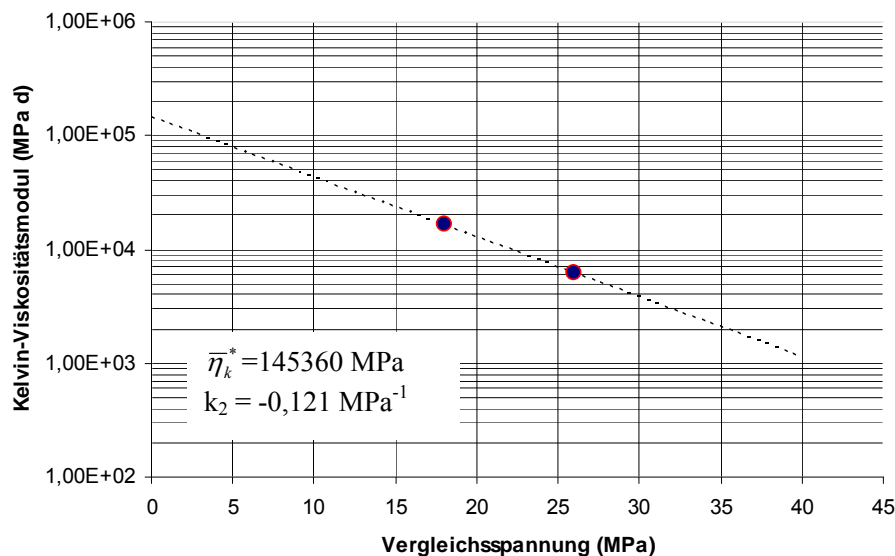


Abb. 2.18: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2



Der Parameter l zur Beschreibung der Abhängigkeit des stationären und transienten Kriechens von der Temperatur wird anschließend aus weiteren Kriechversuchen, die bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt werden, ermittelt.

Zur Ermittlung der Parameter a und b werden Laborversuche bei geringen deviatorischen Belastungen benötigt. Falls keine Versuchswerte aus laborativen Untersuchungen zur Abschätzung der stationären sowie der transienten Kriechraten im Bereiche relativ geringer Beanspruchungen vorliegen, können nach *Lerche (2012)* die Parameter a und b aus In-situ-Messungen zur Konvergenz mit vorliegenden Daten zur Belastungsgeschichte eines untertägigen Hohlraumes aus einer Reanalyse des Tragverhaltens abgeleitet werden. Als weitere Möglichkeit zur Abschätzung der Parameter a und b könnten auch Reanalysen von vierstufigen Kriechversuchen dienen. Hierbei wäre eine eventuelle Überschätzung der Kriechverzerrungen in den Laststufen bei großen Beanspruchungen ein Hinweis darauf, dass die absoluten Zahlenwerte a und b vergrößert werden müssen. Wenn keine Indikatoren für eine unzuverlässige Einschätzung vorliegen oder generell keine Messwerte bei kleinen Belastungen zur Verfügung stehen, können die Parameter a und b auch beim Ansatz $a = b = 0$ belassen werden, wodurch sich der Stoffmodellansatz *modLubby2* zum Ansatz *Lubby2* nach *Lux (1984)* reduziert.

2.5.2 Kennwertbestimmung für den Schädigungsansatz

Der Schädigungsansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters* enthält die Bruch- und Dilatanzfestigkeit des Materials als Funktion der Minimalspannung und der Spannungsgeometrie, beschreibt die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung und die direkt durch Schädigung induzierte Kriechrate. Das Stoffmodell ist durch die explizite Berücksichtigung der Schädigung grundsätzlich in der Lage, die bei Beanspruchungen oberhalb der Gefügefestigkeitsgrenze (= Dilatanzgrenze) resultierenden erhöhten Kriechdeformationen und die daraus folgenden Spannungsumlagerungen rechnerisch abzubilden.

Für die Parameterermittlung sind Festigkeits- und Kriechbruchversuche (→ Kriechversuche unter dilatanten Beanspruchungsbedingungen) erforderlich. Dabei sind die Kriechbruchversuche erst nach den Festigkeitsversuchen und den Kriechversuchen mit einem Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze durchzuführen bzw. auszuwerten, da die entsprechenden Parameter bei der Auswertung der Kriechbruchversuche benötigt werden. Nachstehend wird die Reihenfolge der Parameterbestimmung anhand von Festigkeits- und Kriechbruchversuchen erläutert:

(1) Ermittlung der Kompressionsbruchfestigkeitsparameter $a_6 - a_8$



Die Bruchfestigkeit unter Kompressions- und Extensionsbedingungen wird durch eine nichtlineare Funktion nach Gl. (2.12) in Abhängigkeit von der Minimalspannung und von der Spannungsgeometrie beschrieben, *Hou (1997)* und *Hou & Lux (1998)*. Die Charakterisierung der funktionalen Abhängigkeit der Kompressionsbruchfestigkeit von der Minimalspannung erfolgt mit den Parametern a_6 bis a_8 . Wie die nachfolgenden Ausführungen zeigen werden, beschreiben diese Parameter in Verbindung mit dem grundsätzlichen funktionellen Ansatz die mit zunehmender Minimalspannung bzw. zunehmendem isotropen Grundspannungszustand ansteigende Bruchfestigkeit (nichtlineare *Mohr-Coulombsche* Bruchbedingung) und die vollständige Plastifizierung bei vergleichsweise großen Minimalspannungen bzw. hohen isotropen Grundspannungszuständen (*von Mises*sche Bruchbedingung). Die Parameter $a_6 - a_8$ werden allein aus Kurzzeit-Festigkeitsversuchen unter Kompressionsbedingungen ermittelt. Die Festlegung der von der Minimalspannung abhängigen Kompressionsbruchfestigkeit kann gemäß Gl. (2.13) theoretisch auf der Grundlage von lediglich einem UC-Versuch sowie zwei TC-Versuchen erfolgen (3 Unbekannte \rightarrow 3 Versuche). Zur Berücksichtigung der natürlichen Streubreite der Bruchfestigkeiten ist allerdings ein entsprechend erweitertes Versuchsprogramm erforderlich. Der Parameter a_6 beschreibt die Bedingung der idealen Plastifizierung von Steinsalz bei größeren Minimalspannungen und kann direkt aus Festigkeitsversuchen bei sehr hohen Manteldrücken ($\sigma_{2,3} \geq 20 \text{ MPa}$) ermittelt werden. Der Parameter a_7 kann aus der Differenz zwischen dem Parameter a_6 und der einaxialen Bruchfestigkeit $\beta_D(\sigma_3 = 0)$ berechnet werden. Der Parameter a_8 bestimmt die Krümmung der Kurve im Diagramm $\beta^{TC} = f(\sigma_3)$ und wird nach *Lerche (2012)* durch Variierung der Parameter a_6 bis a_8 bei konstanter einaxialer Kompressionsbruchfestigkeit so bestimmt, dass die mit den Parametern a_6 bis a_8 nach Gl. (2.13) berechnete Funktion als Einhüllende für die Messergebnisse diese optimal erfassen kann. Im Fall des Entwurfs einer ingenieurtechnischen Konstruktion sollten die Messwerte durch die angesetzte Ausgleichsfunktion im Sinn einer unteren Einhüllenden konservativ erfasst werden. Im Fall von retrospektiven Feldanalysen ist vielleicht eher eine mittlere Ausgleichsfunktion anzustreben.

- (2) *Bruchfestigkeit für triaxiale Beanspruchungen, Extensionsbruchfestigkeit als Sonderfall - Parameter a_9 und a_{10} für das Verhältnis zwischen der TC- und TE-Festigkeit*

Die Bruchfestigkeit für beliebige dreiaxiale Beanspruchungen (für beliebige *Lode*-Winkel) wird als Funktion der Kompressionsbruchfestigkeit mit den Parameter a_9 und a_{10} in Gl. (2.12) beschrieben. Bei reinen Extensionsbeanspruchungen liegt ein *Lode*-Winkel von

$\theta = 30^\circ$ vor. Der Parameter a_9 bewegt sich zwischen den Zahlenwerten 1 und $\frac{1}{\sqrt{3}}$. Bei

$a_9 = \frac{1}{\sqrt{3}}$ ist die Extensionsbruchfestigkeit gleich der Kompressionsbruchfestigkeit und

somit maximal. Bei allen anderen Werten von a_9 ist die Extensionsbruchfestigkeit geringer als die Kompressionsbruchfestigkeit. Der Parameter a_{10} bestimmt die Abhängigkeit der Unterschiede zwischen der Extensionsbruchfestigkeit und der Kompressionsbruchfestigkeit von der Minimalspannung, wobei mit zunehmender Minimalspannung der Unterschied zwischen den beiden Festigkeiten immer geringer wird. Die Ermittlung der Parameter a_9 und a_{10} erfolgt durch Variation bis zu einer guten Übereinstimmung der nach Gl. (2.12) berechneten Kurve mit den vorliegenden Messwerten.

(3) *Ermittlung der Parameter a_4 und a_5 aus dem Verhältnis zwischen der Dilatanzfestigkeit und der Bruchfestigkeit unter TC-Bedingungen*

Durch die versuchsbegleitende Erfassung der Volumendilatanz ε_{vol} bzw. der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und damit nach Gl. (2.46) auch der Gefügeschädigung D kann zu jedem Versuch neben der Bruchfestigkeit auch eine so genannte Gefügefestigkeitsgrenze bzw. Gefügefestigkeit (ohne zahlenmäßige Differenzierung auch Dilatanzgrenze/Dilatanzfestigkeit) angegeben werden. Auf Grundlage der Laborbefunde kann davon ausgegangen werden, dass die Dilatanzgrenze/Dilatanzfestigkeit bzw. das Einsetzen der Dilatanz allein schon in Abhängigkeit vom Spannungszustand beschreibbar ist und dass die Veränderung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten einen zusätzlichen Indikator liefert.

Die Bestimmung der Parameter a_4 und a_5 erfolgt auf Basis der Gl. (2.11). Sie dokumentiert das von der Minimalspannung abhängige Verhältnis zwischen der Bruchfestigkeit und der Dilatanzfestigkeit unter TC-Bedingungen:

$$\eta_{Dil}(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) = \frac{\beta_{Dil}\left(\sigma_3, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{\beta^{TC}(\sigma_3)} \quad (2.54)$$

Es wird unterstellt, dass das Verhältnis von Bruchfestigkeit zu Dilatanzfestigkeit unabhängig vom Lode-Winkel θ ist, d.h. eine getrennte Formulierung dieses Verhältnisses für TC- und TE-Beanspruchungszustände nicht erforderlich ist.

Der Parameter a_4 kann nur Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Für $a_4 = 0$ sind Bruch- und Dilatanzfestigkeit identisch, für $a_4 = 0,75$ beträgt die Dilatanzfestigkeit unter einaxia-

len Beanspruchungen beispielsweise 25 % der Einaxialdruckfestigkeit, für $a_4 = 1$ ist die Dilatanzfestigkeit unabhängig von der Minimalspannung gleich Null. Mit den vorstehend skizzierten Interpretationen von a_4 kann a_5 als Steigungsparameter definiert werden, der bestimmt, wie schnell sich Bruch- und Dilatanzfestigkeit in Abhängigkeit von $\min \sigma = \sigma_{2,3}$ einander annähern. Die Bestimmung der Parameter a_4 und a_5 kann entweder auf der Basis von wenigstens einem UC-Versuch und einem TC-Versuch mit Festlegung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit nach den Gleichungen (2.55) und (2.56) oder bei wie üblich deutlich mehr Versuchen zur Erfassung der natürlichen Streubreite durch Variation der Parameter zur optimalen Anpassung der Rechenwerte an die Messwerte erfolgen. Für die Parameter a_4 und a_5 folgt:

$$a_4 = 1 - \frac{\beta_{Dil}\left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{\beta^{TC}(\sigma_3 = 0)} = 1 - \frac{\beta_{Dil}\left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{a_6 - a_7} \quad (2.55)$$

$$a_5 = \frac{\ln\left(\frac{1 - \frac{\beta_{Dil}\left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{\beta^{TC}(\sigma_3 = 0)}}{a_4}\right)}{\sigma_3} = \frac{\ln\left(\frac{1 - \frac{\beta_{Dil}\left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{a_6 - a_7}}{a_4}\right)}{\sigma_3} \quad (2.56)$$

Die vorstehenden Ausführungen unter (1) bis (3) haben gezeigt, wie Bruch- und Dilatanzfestigkeit durch das Stoffmodell *Lux/Wolters* erfasst werden und wie die Stoffmodellparameter $a_4 - a_{10}$ auf Grundlage von Laborversuchen ermittelt werden.

Nachfolgend wird unter (4) bis (6) dokumentiert, wie der Schädigungsansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters* auf eine Überschreitung der Dilatanzgrenze reagiert bzw. wie auf der Grundlage von Laborversuchen die Stoffmodellparameter zur Bestimmung der schädigungsinduzierten Kriechrate bestimmt werden:

(4) Ermittlung der Parameter $a_{15} - a_{17}$ für die Schädigungsentwicklung

Die Voraussetzung für die Bestimmung der Parameter $a_{15} - a_{17}$ sowie der Parameter $a_0 - a_3$ ist die Durchführung von Kriechversuchen unter dilatanten Beanspruchungsbedingungen (= Kriechbruchversuche) mit messtechnischer Erfassung der Prüfkörperdilatanz sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeiten. Abhängig von der Materialfestigkeit des untersuchten Gesteins sind mindestens zwei triaxiale Kriechbruchversuche bzw. zwei Last-

stufen mit unterschiedlicher Vergleichsspannung unter dilatanten Beanspruchungsbedingungen erforderlich. Mantelspannungen von $\sigma_{2,3} \approx 1-3 \text{ MPa}$ und Deviatorspannungen von $\sigma_v \approx 25-45 \text{ MPa}$ sind für die Ermittlung von $a15-a17$ sowie von $a0-a3$ besonders geeignet, da bei diesen Versuchsrandbedingungen das Beanspruchungsniveau regelmäßig im Dilatanzregime liegt.

Die zeitabhängige Schädigungsvariable D kann bei Kriechbruchversuchen z.B. unter TC-Bedingungen mit der versuchsbegleitend gemessenen Dilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit v_s in der vertikalen Richtung nach Gl. (2.46) berechnet werden. Die so ermittelte Schädigungsentwicklung kann anschließend zur Bestimmung vorerst nur des Parameters $a17$ in die durch Logarithmierung von Gl. (2.18) erhaltene Gl. (2.57) eingesetzt werden:

$$\ln(\dot{D}) = x - a17 \cdot \ln(1 - D) \quad \text{mit} \quad x = \ln(a15) + a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle \quad (2.57)$$

Gl. (2.57) ist eine Geradengleichung mit $x =$ Achsenabschnitt und $a17 =$ Steigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Zahlenwerte $\ln(\dot{D})$ über $-\ln(1 - D)$ liefert als Steigung den Parameter $a17$. Vor dem Hintergrund, dass die Schädigungsrate mit der Schädigungsvariablen zunehmen wird, muss der Parameter $a17 > 0$ sein.

Die Bestimmung der Parameter $a15$ und $a16$ erfolgt rechnerisch aus jeweils zwei triaxialen Kriechbruchversuchen bzw. aus zwei Laststufen mit unterschiedlicher Vergleichsspannung bei einem Beanspruchungsniveau im Dilatanzregime. Dazu werden die entsprechend Gl. (2.57) berechneten x -Werte für jeweils zwei Versuche voneinander subtrahiert. Erst nach der Bestimmung des Parameters $a16$ mit Hilfe von Gl. (2.58) kann der Parameter $a15$ nach Gl. (2.59) berechnet werden:

$$a16 = \frac{x_1 - x_2}{\ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle - \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle} \quad (2.58)$$

$$a15 = \exp\left(x_1 - a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) = \exp\left(x_2 - a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) \quad (2.59)$$

- (5) *Ermittlung der Parameter $a1-a3$ anhand der gemessenen axialen Kriechrate und der berechneten axialen Kriechrate mit dem Schädigungsansatz im Stoffmodell Lux/Wolters*

Für die Ermittlung der Parameter $a1 - a3$ werden theoretisch nur zwei Kriechbruchversuche unter TC-Beanspruchungen bzw. zwei Laststufen unter dilatanten Beanspruchungsbedingungen benötigt. Die Parameter $a1 - a3$ dienen in Verbindung mit der Schädigung D und der Dilatanzfestigkeit β_{Dil} zur rechnerischen Ermittlung der so genannten schädigungsinduzierten Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$ (= größte schädigungsinduzierte Hauptverzerrungsrate). Die gemessene Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1$ (größte Hauptverzerrungsrate \rightarrow axial orientiert bei TC-Versuchen an zylindrischen Prüfkörpern) bezeichnet die gesamte Kriechrate als Summe aus schädigungsinduzierter Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$ nach Gl. (2.60) und viskoser Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^v$ unter Berücksichtigung der Erhöhung der Vergleichsspannung infolge Gefügeschädigung nach Gl. (2.61), wenn der Kriechbruchversuch unter TC-Beanspruchungen durchgeführt wird. Daher muss die viskose Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^v$ von der gemessenen Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1$ subtrahiert werden, um die Parameter $a1 - a3$ bestimmen zu können. Es folgt:

$$\dot{\varepsilon}_1^d = \dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_1^v = a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \quad (2.60)$$

$$\dot{\varepsilon}_1^v = \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (2.61)$$

Analog zu den Parametern $a15 - a17$ können die Parameter $a1 - a3$ ermittelt werden, nachdem die schädigungsinduzierte Kriechrate nun rechnerisch bekannt ist:

$$\ln(\dot{\varepsilon}_1^d) = y - a2 \cdot \ln(1-D) \quad \text{mit} \quad y = \ln(a3) + a1 \cdot \ln \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle \quad (2.62)$$

Gl. (2.62) ist eine Geradengleichung mit y = Achsenabschnitt und $a2$ = Steigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Zahlenwerte $\ln(\dot{\varepsilon}_1^d)$ über $-\ln(1-D)$ liefert als Steigung den Parameter $a2$. Vor dem Hintergrund, dass die schädigungsinduzierte Kriechrate mit der Schädigungsvariablen zunehmen wird, muss der Parameter $a2 > 0$ sein.

Die Bestimmung der Parameter $a1$ und $a3$ erfolgt rechnerisch aus jeweils zwei triaxialen Kriechbruchversuchen oder aus zwei Laststufen mit einem Beanspruchungsniveau im Dilatanzregime. Dazu werden die entsprechend Gl. (2.62) berechneten y -Werte für jeweils zwei Versuche voneinander subtrahiert. Erst nach der Bestimmung des Parameters $a1$ mit Hilfe von Gl. (2.63) kann der Parameter $a3$ nach Gl. (2.64) berechnet werden:

$$a1 = \frac{y_1 - y_2}{\ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle - \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle} \quad (2.63)$$

$$a3 = \exp\left(y_1 - a1 \cdot \ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) = \exp\left(y_2 - a1 \cdot \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) \quad (2.64)$$

(6) *Ermittlung des Parameters $a0$ anhand der gemessenen Dilatanz*

Der Parameter $a0$ kann unter TC-Beanspruchungsbedingung mit der gemessenen Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{vol}$ bei Kriechbruchversuchen nach Gl. (2.65) ermittelt werden:

$$a0 = -a3 \cdot a7 \cdot a8 \cdot \exp(-a8 \cdot \sigma_3) \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{\dot{\epsilon}_{vol} \cdot (1-D)^{a2}} \quad (2.65)$$

Wie bereits beschrieben, sind die Kriechbruchversuche bzw. Kriechversuche mit einem Beanspruchungsniveau im Dilatanzregime erst nach den Festigkeitsversuchen und den Kriechversuchen mit einem Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze auszuwerten. In diesem Fall werden zuerst die Materialparameter für das schädigungsfreie Teil-Stoffmodell *modLubby2* mit Kriechversuchen ohne Gesteinsgefügeschädigung ermittelt sowie mit Kurzzeit-Festigkeitsversuchen die Stoffmodellparameter $a4$ bis $a8$ für die Beschreibung der Bruchfestigkeit und der Dilatanzfestigkeit im Stoffmodell *Lux/Wolters*. Ausgehend von diesen Parametern werden dann die schädigungsfreien Kriechverzerrungen ermittelt für die Laststufen im dilatanten Bereich. Diese Kriechverzerrungsanteile werden dann von der in den Laborversuchen gemessenen Gesamtverzerrung abgezogen, so dass sich daraus die schädigungsinduzierten Verzerrungen ermitteln lassen. *Lerche (2012)* schlägt hinsichtlich der Kriechbruchversuche aufwendigere Langzeitversuche zur Ermittlung der Schädigungsparameter vor. Diese Versuche beinhalten jeweils vier Laststufen mit einer Dauer von jeweils 30 Tagen, von denen die ersten beiden Stufen bei Belastungszuständen unterhalb und die beiden darauf folgenden Laststufen auf einem Beanspruchungsniveau oberhalb der Dilatanzgrenze mit verschiedenen Vergleichsspannungen durchgeführt werden. Somit kann sowohl das schädigungsfreie wie auch das schädigungsinduzierte Kriechen an einem Prüfkörper spannungsabhängig ermittelt werden. Die aus der Streubreite des Materialverhaltens einzelner Prüfkörper bei zu frühzeitiger Mittelwertbildung mitunter resultierenden Widersprüche werden somit grundsätzlich vermieden. Des Weiteren werden nach *Lerche (2012)* nach der Ableitung der Schädigungsparameter nach dem herkömmlichen Parameterermittlungsverfahren noch folgende zwei zusätzliche Bearbeitungsstufen zur verbesserten Ermittlung empfohlen:



- Validierung der Korrektheit der ermittelten Schädigungsparameter bei dem einzelnen Prüfkörper durch die rechnerische Ermittlung des Verlaufs der Dilatanz-, Schädigungs- sowie Kriechverzerrungsraten und daraus der Dilatanz, der Schädigung und der Kriechverzerrungen und der Gegenüberstellung mit den Messergebnissen (Reanalyse)
- Gegebenenfalls Korrektur der ermittelten Parameter und erneute Reanalyse

2.5.3 Kennwertbestimmung für den Verheilungsansatz

Für die Parameterermittlung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Lux/Wolters* sind Verheilungsversuche erforderlich, die zu einer Rekompaktion der Gefügeentfestigungen führen.

Die Rekompaktion ist bei einem Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanz- bzw. Verheilungsgrenze durchzuführen. Aufgrund der Kopplung der Schädigungsentwicklung an die Schädigungsrückbildungsentwicklung im Stoffmodell *Lux/Wolters* sind zuvor die Stoffmodellparameter für das schädigungsfreie Kriechen, die Bruch- und Dilatanzfestigkeit und das schädigungsinduzierte Kriechen zu ermitteln. Diese Parameter können entweder aus separaten Versuchen abgeleitet werden oder, um die Unwägbarkeiten aus der Streubreite des Materialverhaltens zu eliminieren, aus dem Verheilungsversuch, indem der Verheilungsphase noch Belastungszustände unter- und oberhalb der Dilatanzgrenze vorgeschaltet werden, aus denen die Parameter zur Beschreibung des schädigungsfreien und des schädigungsinduzierten Kriechens abgeleitet werden. So könnte ein Verheilungsversuch beispielsweise mit zwei Belastungsstufen unterhalb der Dilatanzgrenze beginnen, einer anschließenden Schädigungsphase und abschließend mit der Verheilungsphase. Die Verheilungsparameter werden dahingehend ermittelt, dass in der Verheilungsphase eine gute Übereinstimmung erreicht wird zwischen den im Laborversuch gemessenen Daten zur Dilatanz ε_{vol} und der Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_1$ sowie der Gefügeschädigung D , die nach Gl. (2.46) unter Einbezug der gemessenen Ultraschallwellengeschwindigkeiten abgeleitet wird, mit den durch die Verheilungsparameter erzielten Ergebnissen in einer Reanalyse. Die Anpassung der Parameter („curve fitting“) sollte dabei in der Reihenfolge erfolgen, dass zunächst die Parameter für die Rissschließungsphase 1, dann die Parameter für die Rissschließungsphase 2 und anschließend die Parameter für die Verheilungsphase ermittelt werden.



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

3.1 Laborative Untersuchungen an Asse-Speisesalz - Verheilungsversuche

3.1.1 Übersicht

Aufbauend auf den zu Beginn des Forschungsvorhabens vorliegenden Versuchsergebnissen zum Festigkeits-, Kriech- und Verheilungsverhalten von Steinsalz der Lokation Asse sind im Rahmen des Vorhabens ergänzende Laborversuche zur weiteren Präzisierung stoffmodellbezogener Kennwerte durchgeführt worden. Vereinbarungsgemäß erfolgten die ergänzenden Versuche zum Verheilungsverhalten von Steinsalz der Lokation Asse durch den Projektpartner TU Clausthal, während die ergänzenden Versuche zum Kriech- und Festigkeitsverhalten von Steinsalz der Lokation Asse durch den Projektpartner IfG Leipzig durchgeführt wurden. Bezüglich der zur weiteren Präzisierung des Festigkeits- und Kriechverhaltens durchgeführten Versuche wird auf den Forschungsbericht des IfG Leipzig und auf den Synthesebericht zum Forschungsvorhaben verwiesen. Die Dokumentation der im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Verheilungsversuche ist Gegenstand der nachfolgenden Ausführungen.

Die bereits zu Beginn dieses Forschungsvorhabens verfügbaren Versuche zum Verheilungsverhalten von Steinsalz der Lokation Asse sind ohne Ausnahme gekennzeichnet durch eine zeitlich vergleichsweise kurze Schädigungsphase bei einer deviatorischen Beanspruchung oberhalb der Dilatanzfestigkeit mit nachfolgender Verheilungsphase unter isotroper Beanspruchung. Die Versuche sind in *Eberth (2008)* und *Düsterloh (2009)* veröffentlicht und wurden zur weiteren Verwendung im Rahmen des Forschungsverbundes allen Projektpartner als ASCII Datensatz übergeben.

Die für eine weitere Präzisierung der Abhängigkeiten zwischen Verheilungsverhalten und Beanspruchungsniveau, Beanspruchungsrate, Temperatur und Schädigungsintensität im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten und nachfolgend dokumentierten Versuche sind bezüglich der Versuchsrandbedingungen (\rightarrow Lastpfad, Temperatur) einvernehmlich und soweit möglich unter Berücksichtigung der unterschiedlichen, stoffmodellspezifischen Anforderungen zwischen den Projektpartnern abgestimmt worden.

3.1.2 Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte

Aus den für die Durchführung der Verheilungsversuche ausgewählten Großbohrkernen sind auf einer Drehbank zylindrische Prüfkörper mit planparallelen Endflächen, glatter Mantelfläche und einem Längen:Durchmesser-Verhältnis von $l_0 : d_0 = 2$ hergestellt worden. Die anschließende Aufnahme der genauen Prüfkörperabmessungen erfolgte mittels Schieblehre auf halber Prüfkör-

perhöhe bzw. längs der Mittelachse der zylindrischen Prüfkörper. Durchmesser und Länge sowie die aus Gewicht und Volumen der Prüfkörper berechneten Gesteinswichten sind in Abschnitt 3.1.6 dokumentiert. Die Ermittlung der Gesteinswichte erfolgte nach Gl. (3.1):

$$\gamma = \frac{4 \cdot m}{\pi \cdot d_0^2 \cdot h_0} \cdot g \quad (3.1)$$

mit

- γ - Gesteinswichte in N/m^3 ,
- m - Prüfkörpermasse in kg ,
- d_0 - Durchmesser des unbeanspruchten Prüfkörpers in m ,
- h_0 - Höhe 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.

Nach der fotografischen Dokumentation wurden die Prüfkörper in einem Dehnwellenmessgerät der Firma Geotron-Elektronik in axialer Richtung durchschallt, Abb. 3.1.



Abb. 3.1: Dehnwellenmessplatz des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik

Aus den gemessenen Ultraschallwellengeschwindigkeiten der P- bzw. Longitudinalwelle (v_p) und der S- bzw. Transversalwelle (v_s) sind mit den Gleichungen (3.2) und (3.3) der dynamische Elastizitätsmodul E_{dyn} und die dynamische Poisson-Zahl ν_{dyn} berechnet worden:



$$E_{dyn} = \frac{v_s^2 \cdot \rho \cdot (3v_p^2 - 4v_s^2)}{v_p^2 - v_s^2} \quad (3.2)$$

$$v_{dyn} = \frac{v_p^2 - 2v_s^2}{2 \cdot (v_p^2 - v_s^2)} \quad (3.3)$$

mit

- E_{dyn} - dynamischer Elastizitätsmodul in kPa ,
- 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 dynamischer Kennwerte erfolgt in Abschnitt 4.1.5.

3.1.3 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Die Durchführung der Verheilungsversuche erfolgte auf den in Abb. 3.2 gezeigten Prüfanlagen. Ihr Aufbau ist gemäß der Prinzipskizze in Abb. 3.3 charakterisiert durch die 4 Module Axialkolben, Druckkammer, Prüfzelle und Bodenplatte. Eine konstruktive Besonderheit der in Abb. 3.3 skizzierten Triaxialzellen gegenüber klassischen Anlagen ist die Integration der Axiallasterzeugung in die Triaxialzelle. Gegenüber klassischen Anlagen, bei denen die Axiallast über einen externen Zylinder unter- oder oberhalb der eigentlichen Triaxialzelle aufgebracht wird, kann durch die gezeigte Kombination von Triaxialzelle und Gleichgangzylinder (Axialdruckkammer) auf die sonst erforderliche Rahmenkonstruktion zur Ableitung der Axialkräfte verzichtet werden.

Die Hydraulikversorgung der Triaxialzellen erfolgt über ein Aggregat mit so genannter Bedarfsregelung. Dabei werden durch die Online-Messung der Hydraulikdrücke kontinuierlich Soll- und Istwert verglichen. Bei Überschreitung eines vorgegebenen Differenzdruckes erfolgt rechnergesteuert die Aktivierung von Hydraulikmotor und Pumpe. Nachdem gegen die geschlossenen Ventile des jeweiligen Hydraulikkreislaufes der Sollwert durch kontinuierliche Druckerhöhung erreicht ist, erfolgt die computergestützte Öffnung des zugehörigen Elektromagnetventils (Stellmotoren der Ventile als blaue Zylinder in Abb. 3.2 erkennbar) mit nachfolgender Angleichung von Soll- und Istwert, Schließung des Elektromagnetventils und Abschaltung des Hydraulikaggregates.

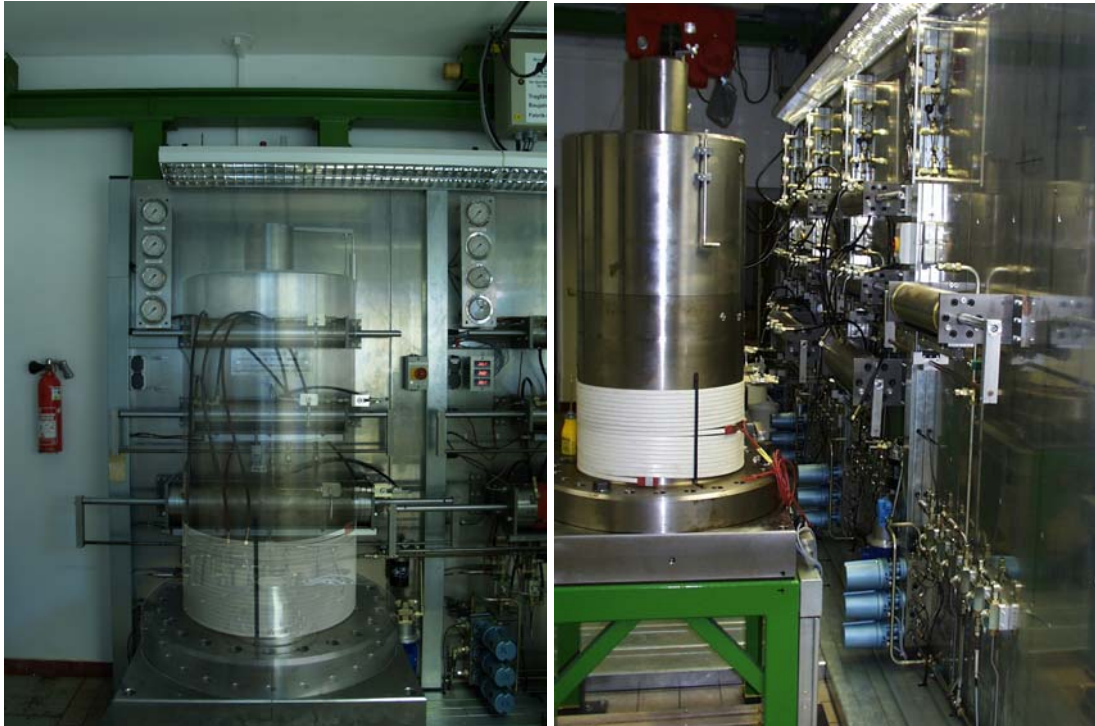


Abb. 3.2: Triaxialprüfanlagen des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik

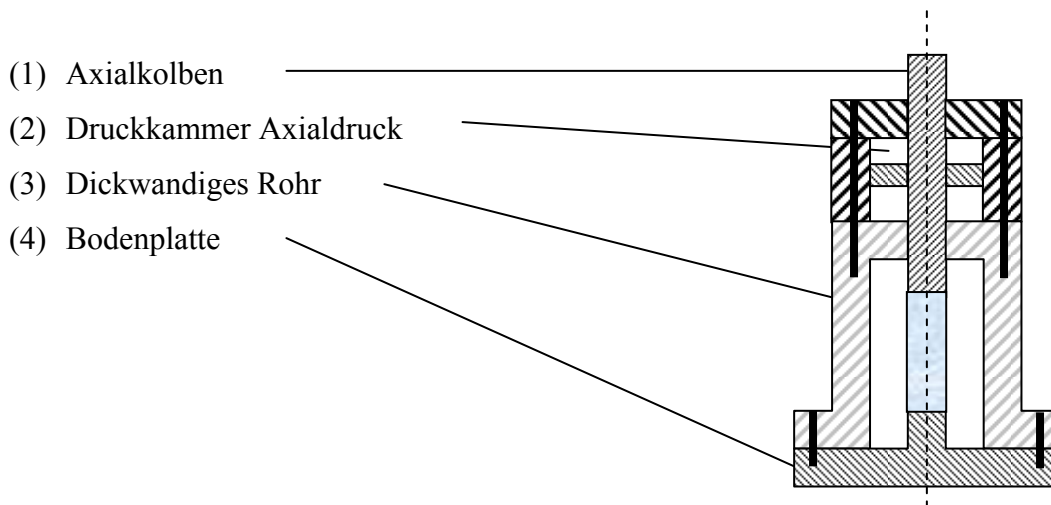


Abb. 3.3: Prinzipsskizze Triaxialprüfanlage mit integrierter Axiallastherzeugung

Jede Triaxialprüfanlage verfügt über insgesamt drei unabhängig voneinander regelbare Hydraulikkreisläufe (Axialdruckkreislauf, Manteldruckkreislauf, Innendruck/Infiltrationskreislauf). Die innerhalb der einzelnen Hydraulikkreisläufe zu- oder abgeführten Ölmengen können über zwischengeschaltete Gleichgangzylinder messtechnisch erfasst werden, so dass in Verbindung mit der Verformungsmessung in axialer Richtung die Volumenänderung der Prüfkörper (Dilatanz/Kontraktanz) kontinuierlich aufgezeichnet werden kann. Die für die Versuchsauswertung erforderliche messtechnische Erfassung der Axialstauchung erfolgt mittels eines Induktivweg-



aufnehmers. Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wird durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmer im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt. Der Manteldruck entspricht dem im Manteldruckkreislauf gemessenen hydraulischen Druck. Zur Kontrolle und Regelung einer über die Versuchszeit konstanten Temperatur sind im Ringraum zwischen Triaxialzelle und Prüfkörper Pt-100 Sensoren installiert. Die Triaxialzelle wird durch eine außen anliegende Heizmanschette aufgeheizt. Die Temperaturregelung erfolgt automatisch.

Zum Schutz gegen ein Eindringen des Druckmediums wurden die Prüfkörper vor dem Einbau in die Triaxialzellen mit einer Gummimanschette ummantelt. Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Triaxialzellen wurde zunächst durch wechselseitige Erhöhung von Axiallast und Manteldruck ein isotropes Spannungsniveau von $\sigma_{1,2,3} = 50 \text{ MPa}$ (Rekompaktion) sowie die versuchstechnisch vorgegebene Temperatur eingestellt. Die Zeitdauer der Rekompaktions- und Temperierphase betrug ca. 48 h mit dem Ziel einer Rückbildung von ggf. durch die Bohrkernentnahme, den Transport und/oder die Prüfkörperherstellung induzierten Schädigungen. Nach Abschluss der Rekompaktions- und Temperierphase erfolgte zunächst eine gleichmäßige Absenkung des allseitigen Druckes bis auf das versuchstechnisch vorgegebene Niveau des Manteldruckes. Ausgehend von diesem isotropen Spannungszustand erfolgte die Durchführung der Verheilungsversuche mit Tarierung von Axialverformung und Dilatanz und nachfolgender Erhöhung der Axialspannung σ_1 unter Konstanthaltung des Manteldruckes $\sigma_1 = \sigma_3$ und gleich bleibender Spannungsrate $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/min}$ bis zum Erreichen des versuchstechnisch vorgegebenen Axialspannungswertes.

3.1.4 Zielstellung und Versuchsdurchführung

Die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Verheilungsversuche sind charakterisiert durch zwei bezüglich des vorgegebenen Lastpfades voneinander grundsätzlich verschiedene Versuchstypen. Versuchstyp 1 ist entsprechend der Darstellung in Abb. 3.4 gekennzeichnet durch insgesamt 5 Versuchsphasen. Während der ersten beiden Versuchsphasen erfolgt in Analogie zu klassischen Kriechversuchen eine jeweils konstante, unterhalb der Dilatanzfestigkeit lokalisierte deviatorische Prüfkörperbeanspruchung bei gleich bleibender Temperatur, so dass im Rahmen einer rechnerischen Reanalyse der Versuchsphasen 1 und 2 das schädigungsfreie transiente und stationäre Kriechvermögen prüfkörperbezogen validiert werden kann. Die nachfolgende Versuchsphase 3 ist entsprechend Abb. 3.4 charakterisiert durch eine annähernd zeitunabhängige Erhöhung der deviatorischen Prüfkörperbeanspruchung auf ein Niveau oberhalb der Dilatanzfestigkeit, so dass im Rahmen einer rechnerischen Reanalyse von Versuchsphase 3 die

zeitabhängige Akkumulation der Schädigung bzw. Dilatanz validiert werden kann. Nach Erreichen einer versuchstechnisch vorgegebenen Axialverzerrung und/oder Dilatanz in Versuchsphase 3 wird in Versuchsphase 4 die Minimalspannung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_3 = 1 \text{ MPa/d}$ unter Konstanthaltung von Axialspannung und Versuchstemperatur bis zum Erreichen einer in etwa isotropen Prüfkörperbeanspruchung erhöht. Basierend auf den Messergebnissen der Versuchsphase 4 kann im Rahmen einer rechnerischen Reanalyse somit das gegebenenfalls von der Intensität der Unterschreitung der Dilatanzfestigkeit abhängige Verheilungsverhalten ermittelt werden. Die in Abb. 3.4 dokumentierte 5. Versuchsphase ist schließlich gekennzeichnet durch ein in etwa isotropes Spannungsniveau, so dass im Rahmen einer rechnerischen Reanalyse zeitabhängige Effekte der Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung analysiert werden können.

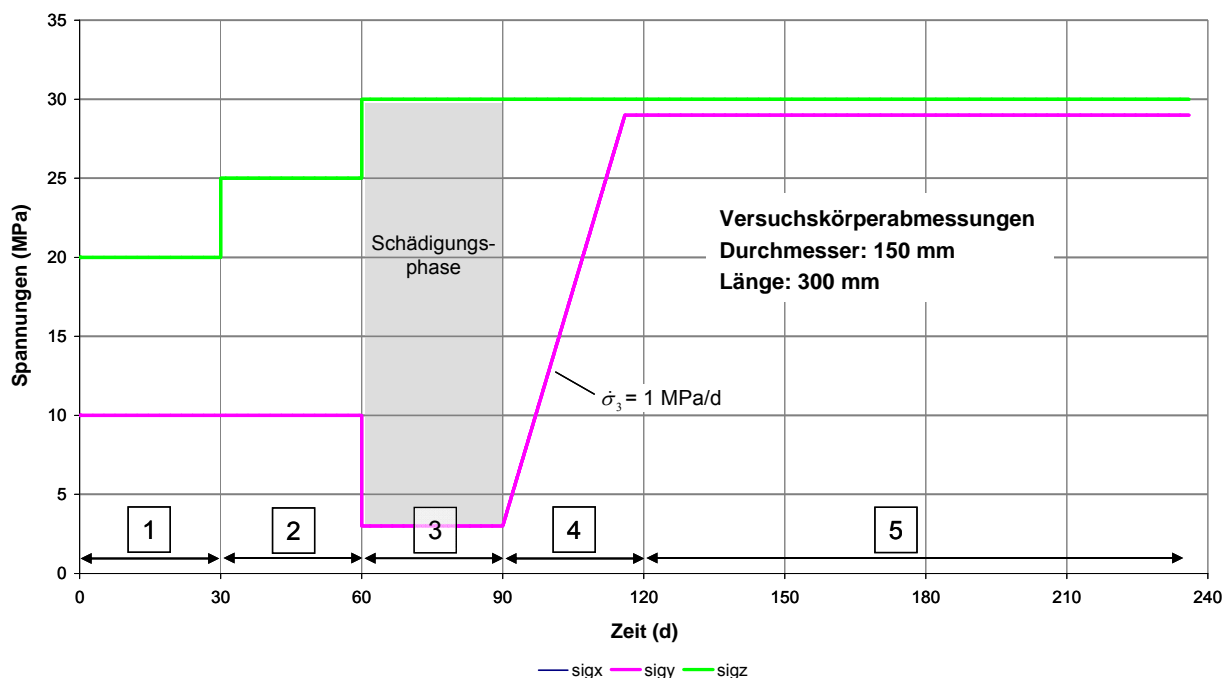


Abb. 3.4: Belastungsgeschichte Verheilungsversuch Typ 1

Der in Abb. 3.5 gezeigte Versuchstyp 2 beinhaltet im Unterschied zu Versuchstyp 1 lediglich die Versuchsphasen 3 bis 5 mit dem Ziel, die Versuche bei einer jeweils unterschiedlichen Temperatur durchzuführen, so dass erste grundsätzliche Aussagen zum Einfluss der Temperatur auf das Verheilungsverhalten erarbeitet werden können.

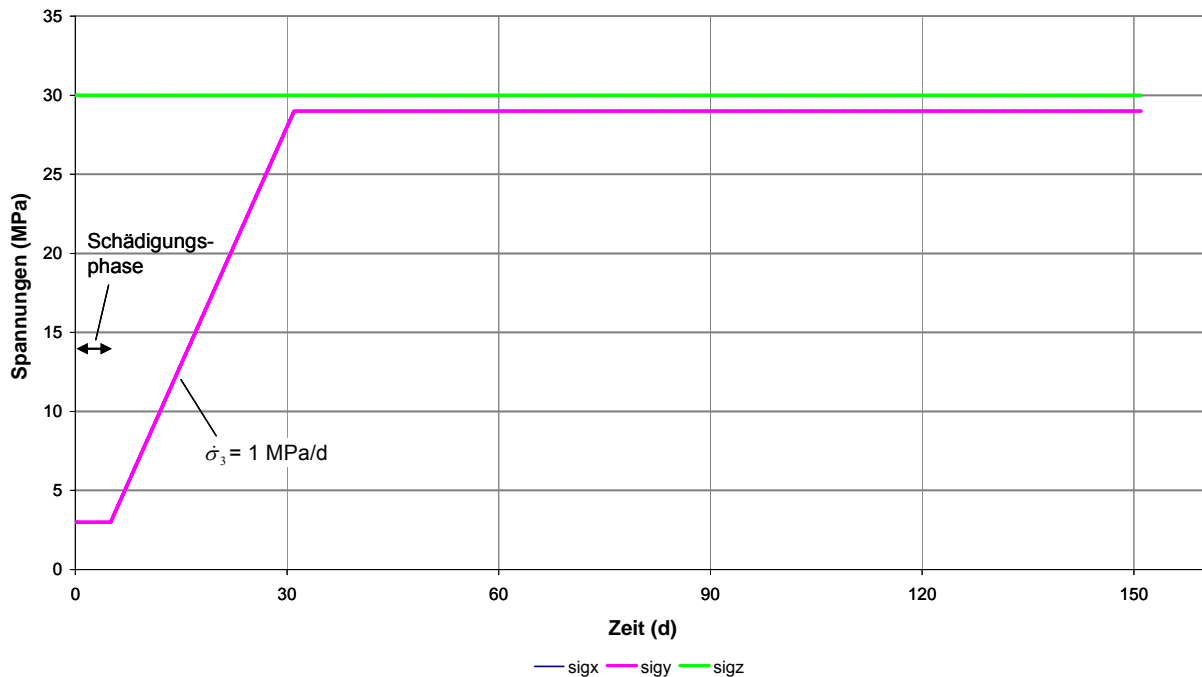


Abb. 3.5: Belastungsgeschichte Verheilungsversuch Typ 2

Für eine erste Einschätzung, ob und inwieweit die während der Verheilungsversuche messtechnisch beobachtete Rückbildung von Dilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit auch im Sinne einer Wiederherstellung der festigkeitsmechanischen Eigenschaften interpretiert werden kann, erfolgte an zwei Prüfkörpern nach Abschluss der Verheilungsphase die Bestimmung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit entsprechend der Vorgehensweise bei klassischen Kurzzeitversuchen mit verzerrungsgeregelter deviatorischer Belastung.

3.1.5 Versuchsauswertung

Während der Verheilungsversuche wurden in vorgegebenen Zeitintervallen die Messwerte des Induktivwegaufnehmers sowie der Absolutdruckaufnehmer abgefragt und elektronisch gespeichert. Aus diesen Daten erfolgt die Berechnung der Axialverzerrung ε_1 der Prüfkörper entsprechend Gl. (3.4).

Bei der 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 als Quotient aus der vertikalen Veränderung der Prüfkörperlänge Δl und der Anfangslänge l_0 :

$$\varepsilon_t = \frac{\Delta l}{l_0} \cdot 100\% \quad (3.4)$$



mit

- ε_t - technische Verzerrung in % ,
- l_0 - Länge des beanspruchten 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 als das Integral des Quotienten aus der momentanen (infinitesimalen) Änderung der Prüfkörperlänge dl und der momentanen (aktuellen) Länge l berechnet:

$$\varepsilon_{\ln} = \left| \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \right| \cdot 100\% = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| \cdot 100\% = |\ln(1 - \varepsilon_t)| \cdot 100\% \quad (3.5)$$

mit

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

Der aufgebrauchte Axialdruck wird aus dem messtechnisch ermittelten Hydraulikdruck im Prüfszylinder unter Berücksichtigung der Querschnittsflächen-Verhältnisse zwischen dem Druckkolben des Hydraulikzylinders und dem Prüfkörper gemäß Gl. (3.6) berechnet:

$$P_p = P_K \cdot \frac{A_K}{A_p} \quad (3.6)$$

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 in Abschnitt 3.1.6 zu jedem Versuch die Axialspannung (σ_1), die Mantelspannung (σ_3) 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 Arbeitskennlinie der Prüfkörper.

Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverformung und Temperatur hinaus wurden die Volumenänderung der Prüfkörper sowie die Änderung der Ultraschallwellenlaufzeiten während der Versuche messtechnisch bestimmt. Zur Erfassung der Volumenänderung (\rightarrow = Dilatanz) wird entsprechend Abb. 3.6 neben der induktiven Messung der axialen Prüfkörperdeformation Δl die volumetrische Änderung des Ölvolumens in der Triaxialzelle ermittelt, indem das während des Versuchs in der Triaxialzelle verdrängte Ölvolumen $\pm \Delta V$ über einen Gleichgang- oder einen EMC-Zylinder geführt wird. Die Ermittlung der Ölvolumina erfolgt rechnerisch durch Multiplikation der gegebenen Zylinderquerschnittsfläche mit dem jeweils induktiv gemessenen Kolbenhub.

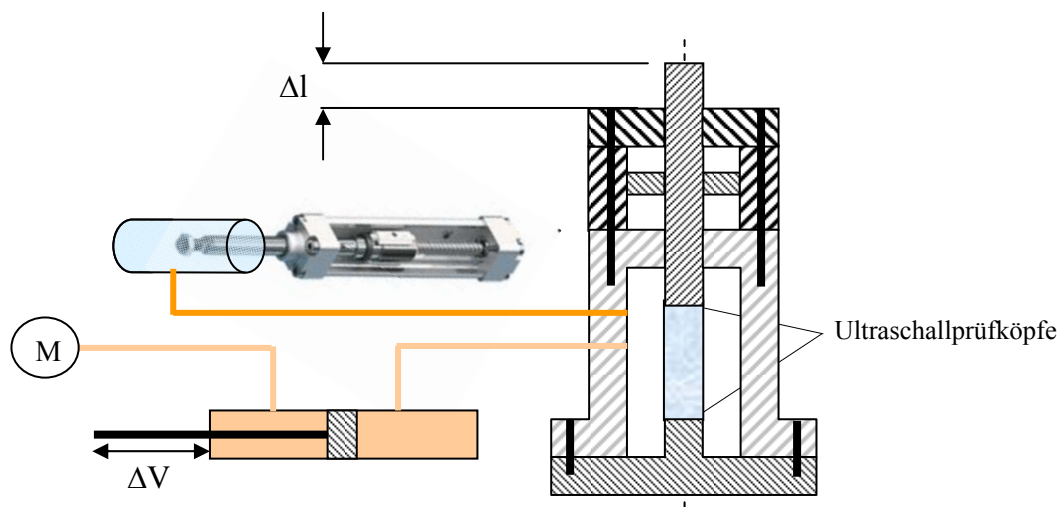


Abb. 3.6: Prinzipskizze der Dilatanzmessung

Zur weiteren Präzisierung der im Prüfkörper induzierten Prozesse der Schädigung und Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung sind entsprechend Abb. 3.6 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 Prozesse der Schädigung und Schädigungsrückbildung bzw. Verheilung. Bezüglich inhaltlicher Ausführungen zur Auswertung der nach Abschluss der Verheilungsversuche an zwei Prüfkörpern realisierten Festigkeitsversuche wird auf die Ausführungen in Abschnitt 4.1.4 verwiesen. Dieses betrifft insbesondere die Ausführungen zur Spannungskorrektur der unkorrigierten Axialspannung (σ_{1u}) in die korrigierten Axialspannungen (σ_{1uc}) und (σ_{1uc-ln}).

3.1.6 Messergebnisse

Abb. 3.7 zeigt eine Übersicht der im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Verheilungsversuche. Danach wurden insgesamt 5 Verheilungsversuche mit einer kumulierten Laufzeit von ca. 1065 Versuchstagen realisiert.

Versuch Nr.	Versuchs-Typ	Temperatur (°C)	anschließender Festigkeitsversuch
432	1	50°C	ja
401	2	60°C	nein
393	1	50°C	nein
394	2	50°C	nein
402	2	70°C	ja

Abb. 3.7: Tabellarische Zusammenstellung der durchgeführten Verheilungsversuche

Zur Dokumentation der Verheilungsversuche sind in den nachfolgenden Abbildungen 3.8 bis 3.12 und 3.15 bis 3.34 aufgetragen:

- Versuchsnummer, Prüfkörperdaten, Versuchstemperatur sowie fotografische Aufnahmen vor und nach dem Versuch,
- Axialspannung (σ_{1uc} (\rightarrow Erläuterung in Abschnitt 4.1.4)), Mantelspannung (σ_3) Vergleichsspannung (σ_{vc}) und Axialverzerrung über der Versuchszeit,
- Axialverzerrung (ϵ_p), Versuchstemperatur und Laborraumtemperatur über der Versuchszeit,
- Axialspannung (σ_{1uc}), Mantelspannung (σ_3) und Volumendilatanz (ϵ_{svol}) über der Versuchszeit,
- Axialspannung (σ_{1uc}), Mantelspannung (σ_3) und normierte Ultraschallwellengeschwindigkeit (v_p/v_{p0}) über der Versuchszeit.

Zur Dokumentation der an den Prüfkörpern Nr. 432 und Nr. 402 nach Abschluss der Verheilungsphase realisierten Festigkeitsversuche sind in den Abbildungen 3.13 und 3.14 sowie 3.35 und 3.36 aufgetragen:

- Axialspannung (σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} (\rightarrow Erläuterung in Abschnitt 4.1.4)), Mantelspannung (σ_3) und Volumendilatanz (ϵ_{svol}) über der Axialverzerrung,
- Axialspannung (σ_{1uc}), Mantelspannung (σ_3) und normierte Ultraschallwellengeschwindigkeit (v_p/v_{p0}) über der Axialverzerrung.

Versuchs-Nr.	432	
Lokation	Asse 800 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	150,0	
Länge (mm)	299,9	
Masse (g)	11500,0	
Wichte (kN/m ³)	21,2872	
E _{dyn} (MPa)	38463	
v _{dyn} (-)	0,283	
Versuchstemperatur (°C)	50	

Abb. 3.8: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

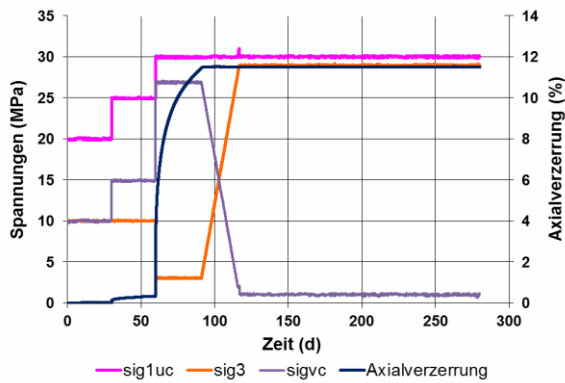


Abb. 3.9: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Verheilungsversuch Nr. 432

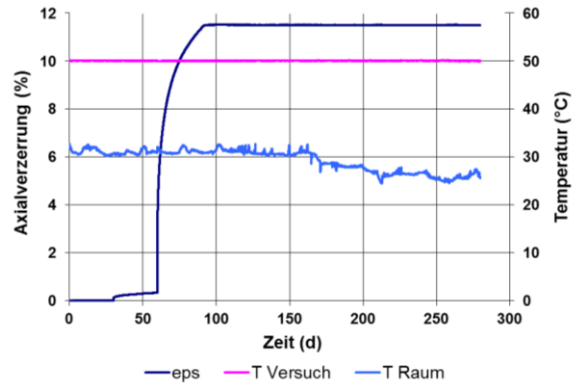


Abb. 3.10: Axialverzerrung und Temperatur über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 432

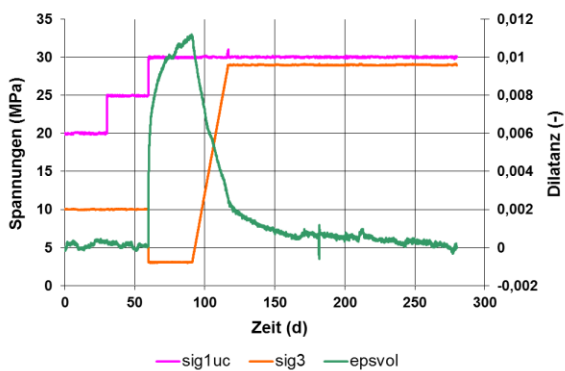


Abb. 3.11: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 432

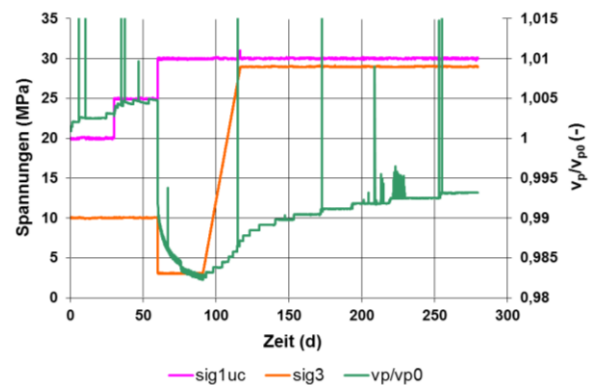


Abb. 3.12: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 432

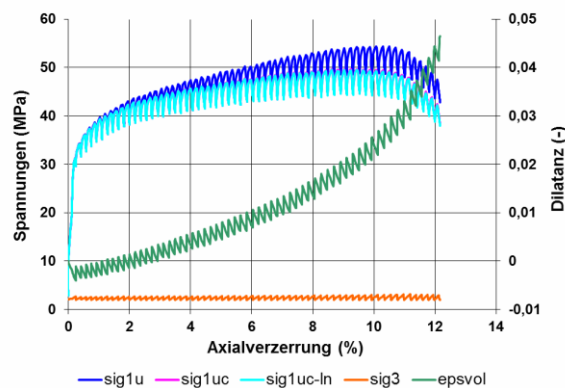


Abb. 3.13: Spannungen und Dilatanz über der Axialverzerrung - Festigkeitsversuch Nr. 432

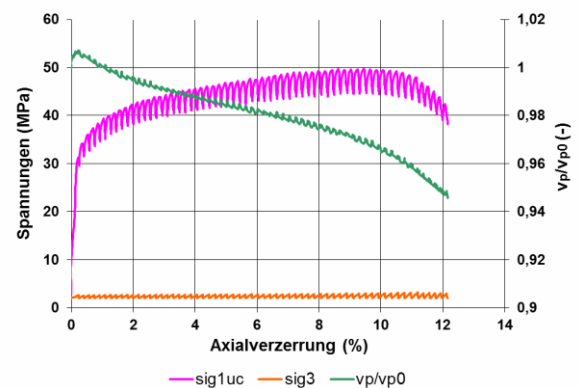


Abb. 3.14: Spannungen und Ultraschallwellengeschwindigkeit über der Axialverzerrung - Festigkeitsversuch Nr. 432



Versuchs-Nr.	401
Lokation	Asse 800 m-Sohle
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11600,2
Wichte (kN/m ³)	21,4655
E _{dyn} (MPa)	38843
v _{dyn} (-)	0,288
Versuchstemperatur (°C)	60



Abb. 3.15: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

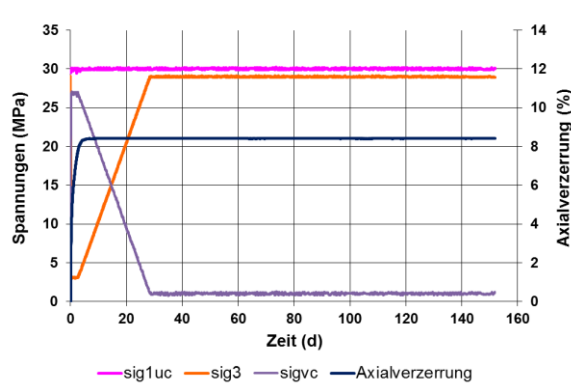


Abb. 3.16: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung Verteilungsversuch Nr. 401

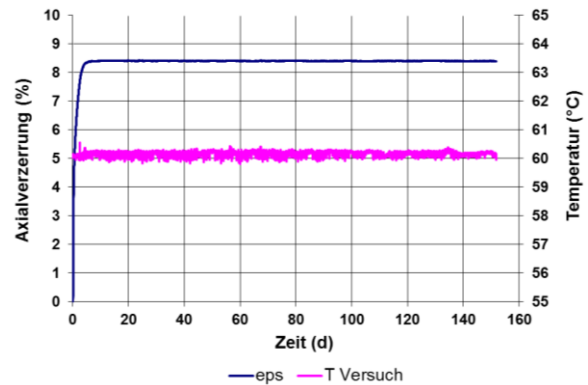


Abb. 3.17: Axialverzerrung und Temperatur über der Zeit - Verteilungsversuch Nr. 401

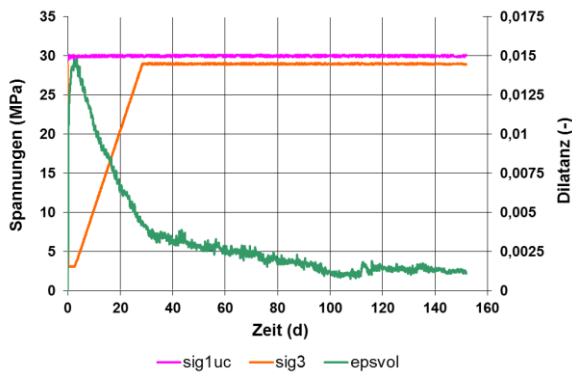


Abb. 3.18: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - Verteilungsversuch Nr. 401

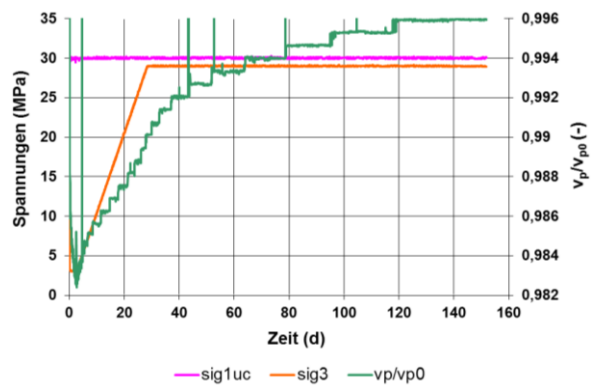


Abb. 3.19: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - Verteilungsversuch Nr. 401



Versuchs-Nr.	393
Lokation	Asse 800 m-Sohle
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11479,4
Wichte (kN/m ³)	21,2420
E _{dyn} (MPa)	38425
v _{dyn} (-)	0,286
Versuchstemperatur (°C)	50



Abb. 3.20: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

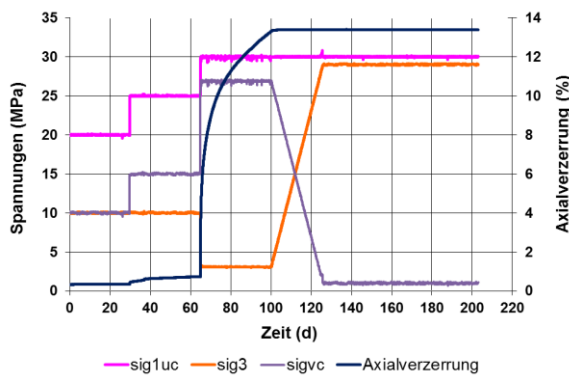


Abb. 3.21: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung Verheilungsversuch Nr. 393

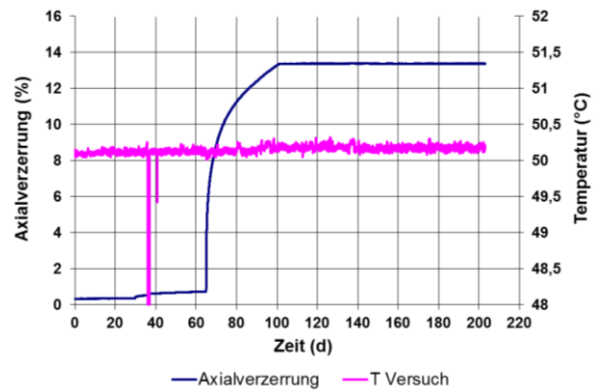


Abb. 3.22: Axialverzerrung und Temperatur über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 393

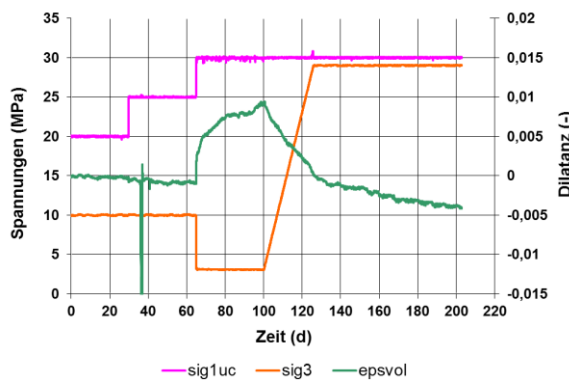


Abb. 3.23: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 393

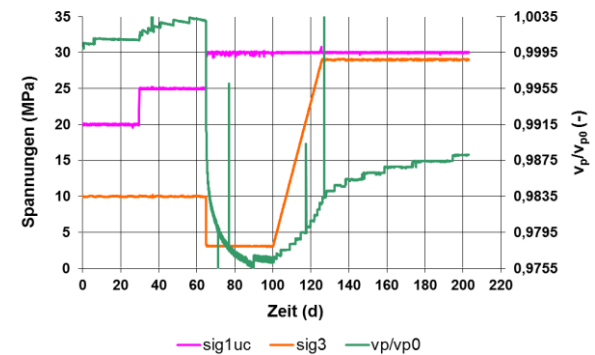


Abb. 3.24: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - Verheilungsversuch Nr. 393



Versuchs-Nr.	394
Lokation	Asse 800 m-Sohle
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11466,7
Wichte (kN/m ³)	21,2185
E _{dyn} (MPa)	38350
v _{dyn} (-)	0,281
Versuchstemperatur (°C)	50

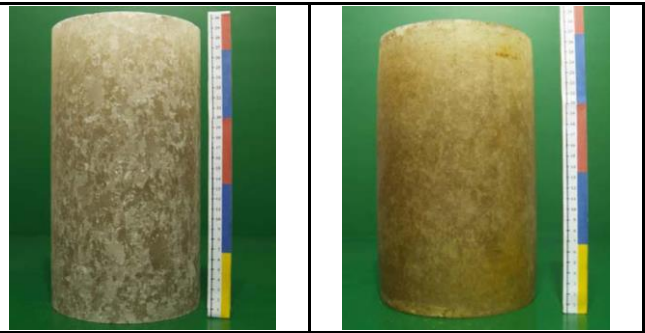


Abb. 3.25: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

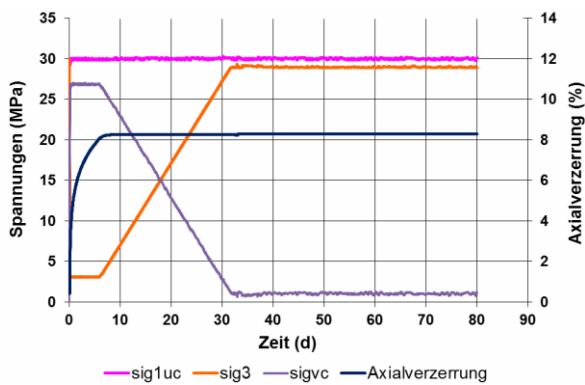


Abb. 3.26: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung Verheilungsversuch Nr. 394

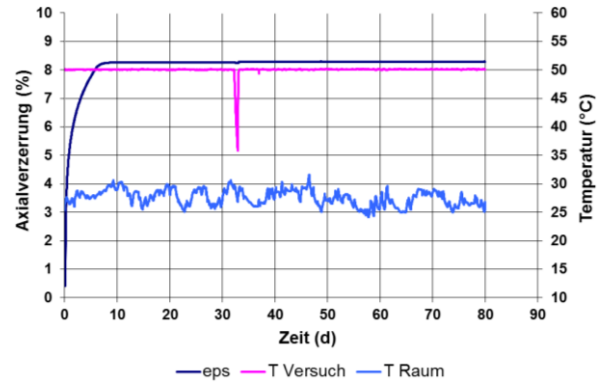


Abb. 3.27: Axialverzerrung und Temperatur über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 394

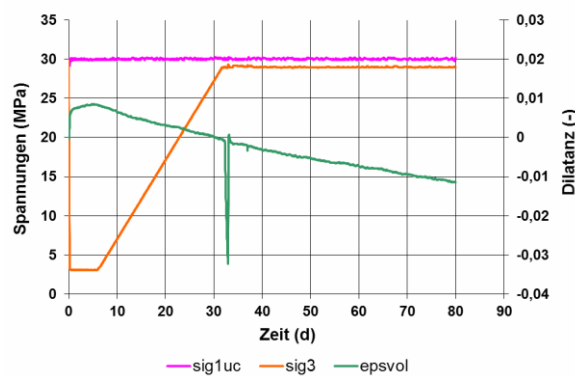


Abb. 3.28: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 394

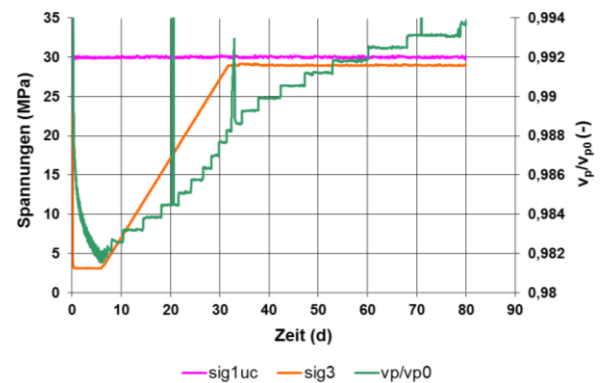


Abb. 3.29: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - Verheilungsversuch Nr. 394

Versuchs-Nr.	402
Lokation	Asse 800 m-Sohle
Durchmesser (mm)	150,0
Länge (mm)	300,0
Masse (g)	11522,0
Wichte (kN/m ³)	21,3208
E _{dyn} (MPa)	38595
v _{dyn} (-)	0,290
Versuchstemperatur (°C)	70



Abb. 3.30: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

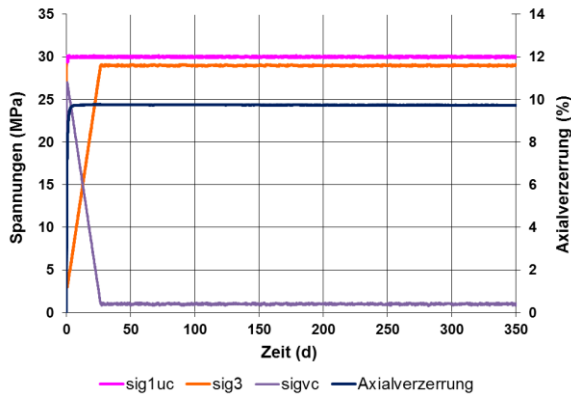


Abb. 3.31: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Verheilungsversuch Nr. 402

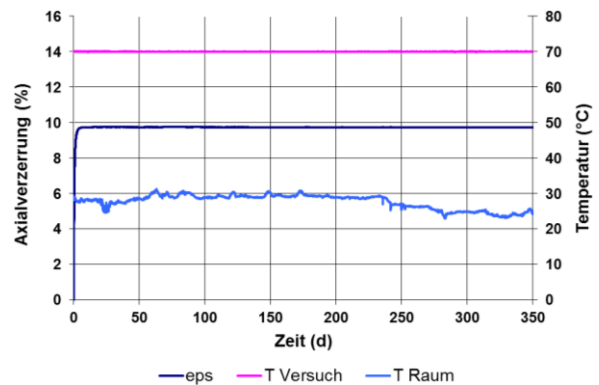


Abb. 3.32: Axialverzerrung und Temperatur über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 402

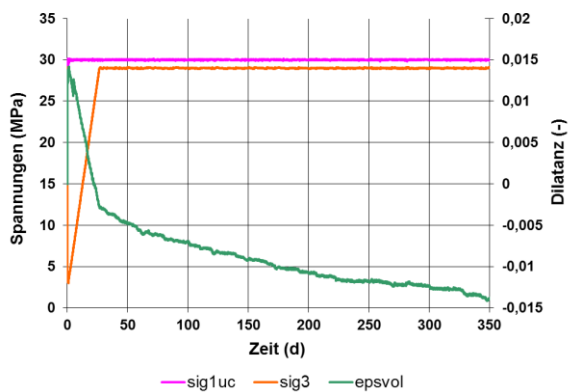


Abb. 3.33: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - Verheilungsversuch Nr. 402

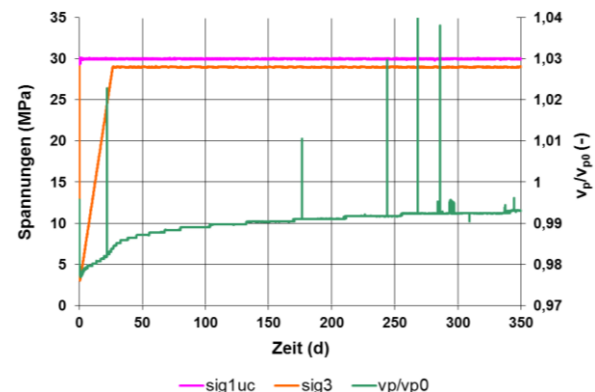


Abb. 3.34: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - Verheilungsversuch Nr. 402

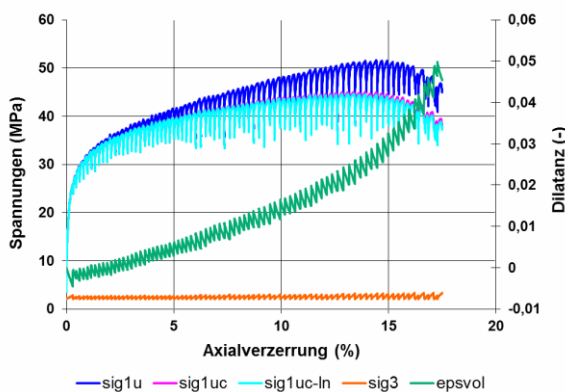


Abb. 3.35: Spannungen und Dilatanz über der Axialverzerrung - Festigkeitsversuch Nr. 402

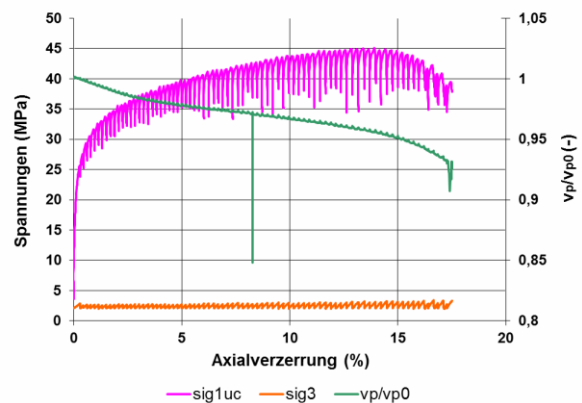


Abb. 3.36: Spannungen und Ultraschallwellengeschwindigkeit über der Axialverzerrung - Festigkeitsversuch Nr. 402

3.2 Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an Asse-Speisesalz

3.2.1 Vorbemerkung

Zu Beginn des Forschungsvorhabens sind für die Ermittlung der Stoffmodellparameter in den unterschiedlichen Stoffmodellen der Projektpartner und den anschließenden Simulationen der untertägigen In-situ-Situationen lokationsspezifische laborative Untersuchungen durchgeführt worden. Für diese Untersuchungen wurde Probenmaterial an Steinsalz der Lokation Asse durch die Asse GmbH auf der 800 m-Sohle im Na₂β-Steinsalz (Staßfurt-Hauptsalz) gewonnen und den Projektpartnern zur Verfügung gestellt. Da ältere Untersuchungen durch die Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR Hannover) für Na₂β Staßfurt-Hauptsalz und Na₂S Asse-Speisesalz vergleichbare stationäre Kriechraten ergeben haben, werden beide Steinsalztypen in diesem Bericht vereinheitlicht als Asse-Speisesalz bezeichnet. Die im Rahmen des Vorhabens simulierten In-situ-Situationen befinden sich auf der 700 m-Sohle (Dammjoch) im Unteren Leine Steinsalz Na₃β (Linien-salz) und auf der 750 m-Sohle (ECN-Versuche) im Na₂β Staßfurt-Hauptsalz. Abb. 3.37 zeigt eine Ansicht der Schachtanlage Asse II mit den Lokationen der in dem Vorhaben simulierten In-situ-Situationen auf der 700 bzw. 750 m-Sohle und der Stelle der Probennahme auf der 800 m-Sohle.

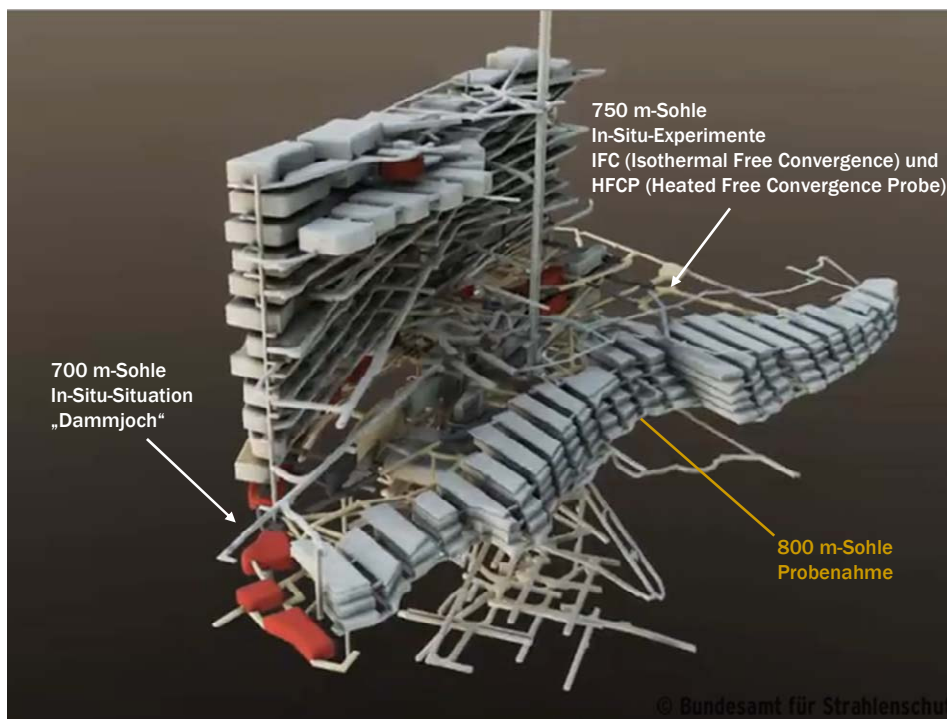


Abb. 3.37: Grubengebäude der Schachtanlage Asse II mit den In-situ-Lokationen, modifiziert nach Bundesamt für Strahlenschutz

Die während des Vorhabens gewonnenen Proben mit einem Durchmesser bis 100 mm sind für die Durchführung von Festigkeits- wie auch Kriechversuchen mit schädigungsfreiem Kriech-

vermögen vom Projektpartner IfG Leipzig genutzt worden. Für die Durchführung von Verheilungsversuchen an der TU Clausthal wurden ältere Proben vom Asse-Steinsalztyp Na₂B Staßfurt-Hauptsalz mit einem Durchmesser von 150 mm verwendet.

3.2.2 Versuchsprogramm

Das durchgeführte Versuchsprogramm an Steinsalz der Lokation Asse umfassen die am IfG Leipzig durchgeführten Festigkeitsversuche und Kriechversuche mit schädigungsfreiem Kriechvermögen sowie die an der TU Clausthal gefahrenen Verheilungsversuche. Abb. 3.38 zeigt das Versuchsprogramm der Festigkeitsversuche an Asse-Speisesalz. Das Programm für die Festigkeitsversuche beinhaltet Versuche unter TC-Bedingungen mit unterschiedlichen Mantelspannungen im Bereich von $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$, drei verschiedenen Temperaturen ($T = 27 \text{ }^\circ\text{C}$, $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ und $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$) und einer Verzerrungsrate von $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$.

Temperatur (°C)	Verzerrungsrate (1/s)	Mantelspannung σ_3 (MPa)						
		0,2	0,5	1	2	3	5	20
27	1,00E-05	0,2	0,5	1	2	3	5	20
60	1,00E-05	0,2	0,5	1	2	3	5	20
100	1,00E-05	0,2	0,5	1	2	3	5	20

Abb. 3.38: Übersicht Versuchsprogramm der Kurzzeitversuche

In der Übersicht auf Abb. 3.39 sind die durchgeführten Kriechversuche mit schädigungsfreiem Kriechverhalten aufgelistet. Der Tabelle können Versuche mit konstanten Mantelspannungen von $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ bei drei verschiedenen Temperaturbereichen ($T = 26 \text{ }^\circ\text{C}$ (299 K), $T = 60/61 \text{ }^\circ\text{C}$ (333/334 K) und $T = 91/87 \text{ }^\circ\text{C}$ (364/360 K)) und unterschiedlichen Vergleichsspannungen entnommen werden. Die Versuche sind als zweistufige Versuche mit einer Gesamtversuchsdauer von ca. 110 Tagen ausgeführt worden, wobei die zweite Laststufe gekennzeichnet war von einer um 2 MPa verminderten Vergleichsspannung gegenüber der ersten Laststufe. In der Übersicht ist zu sehen, dass der gleiche Zahlenwert der Vergleichsspannung in der Regel einmal in der ersten Laststufe und bei einem anderen Versuch in der zweiten Laststufe anstand. Aufgrund dieser Methodik kann die stationäre Kriechrate durch Ermittlung einer Unter- und einer Obergrenze präziser eingeschätzt werden (Einschränkung). Für eine ausführliche Beschreibung dieser Versuchsdurchführung sowie der Dokumentation der Ergebnisse wird auf den gemeinsamen Synthesebericht sowie auf den Einzelbericht des Projektpartners IfG Leipzig verwiesen.



Versuch Nr.	Belastungsstufe Nr.	Dauer (d)	Vergleichsspannung (MPa)	Mantelspannung σ_3 (MPa)	Temperatur (K)
K1	1/2	46/+62	22/20	20	299
K2	1/2	46/+62	20/18	20	299
K3	1/2	46/+27	22/20	20	333
K4	1/2	47/+54	20/18	20	334
K7	1/2	47/+60	18/16	20	334
K8	1/2	47/+60	16/14	20	334
K9	1/2	47/+60	14/12	20	334
K10	1/2	47/+60	12/10	20	333
K5	1	7	22	20	364
K6	1	38	20	20	360

Abb. 3.39: Durchgeführte Kriechversuche mit schädigungsfreiem Kriechverhalten

Versuch Nr.	Versuchs-Typ	Temperatur (°C)	anschließender Festigkeitsversuch
432	1	50°C	ja
401	2	60°C	nein
393	1	50°C	nein
394	2	50°C	nein
402	2	70°C	ja

Abb. 3.40: Durchgeführte Verheilungsversuche

Abb. 3.40 zeigt eine Übersicht der schon im Abschnitt 3.1 beschriebenen und an der TU Clausthal durchgeführten Verheilungsversuche.

3.2.3 Bestimmung der Stoffmodellparameter und Versuchsnachrechnung

a) Ermittlung der Festigkeitsparameter und Parameter für das Teil-Stoffmodell mod-Lubby2 ohne Schädigung

Die Ergebnisse der TC-Festigkeitsversuche sowie das Resultat der Parameteranpassung für das Stoffmodell *Lux/Wolters* sind in Abb. 3.41 dargestellt. In dem Diagramm sind die Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeiten in Abhängigkeit von den Mantelspannungen (Minimalspannung) mit den Symbolen Dreieck und Punkt aufgetragen. Die roten Pfeile sind bei den Messwerten eingezeichnet, bei denen unklare Messergebnisse vorliegen. Bei den Bruchfestigkeiten ist das der Fall, wenn die Spitzenfestigkeit nach Beurteilung der Messkurve noch nicht erreicht worden ist und die Bruchfestigkeit demzufolge tendenziell höher liegen müsste als der eingezeichnete Zahlenwert. Die Laborergebnisse für die Kompressionsbruchfestigkeiten zeigen eine Temperatur- und Minimalspannungsabhängigkeit und unterliegen einer relativ geringen Streubreite. Die aus den Laborversuchen abgeleiteten Dilatanzfestigkeiten zeigen gleichfalls eine Abhängigkeit von der Mantelspannung, wohingegen keine eindeutige Temperaturabhängigkeit zu erkennen ist.

Die dargestellten Kurven charakterisieren die auf Grundlage der Laborergebnisse festgelegten Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenzen nach der Beschreibung im Stoffmodell *Lux/Wolters*. Dem Diagramm kann entnommen werden, dass die Stoffmodellparameterbestimmung im Ergebnis zu einer guten Übereinstimmung der Kompressionsbruchfestigkeitsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters* mit den Messergebnissen führt. Die Festlegung der Stoffmodellparameter für die Dilatanzfestigkeit erfolgte in der Weise, dass die Dilatanzfestigkeitskurve hinsichtlich der Laborergebnisse konservativ, d.h. am unteren Rand der gemessenen Dilatanzfestigkeiten, eingeschätzt worden ist.

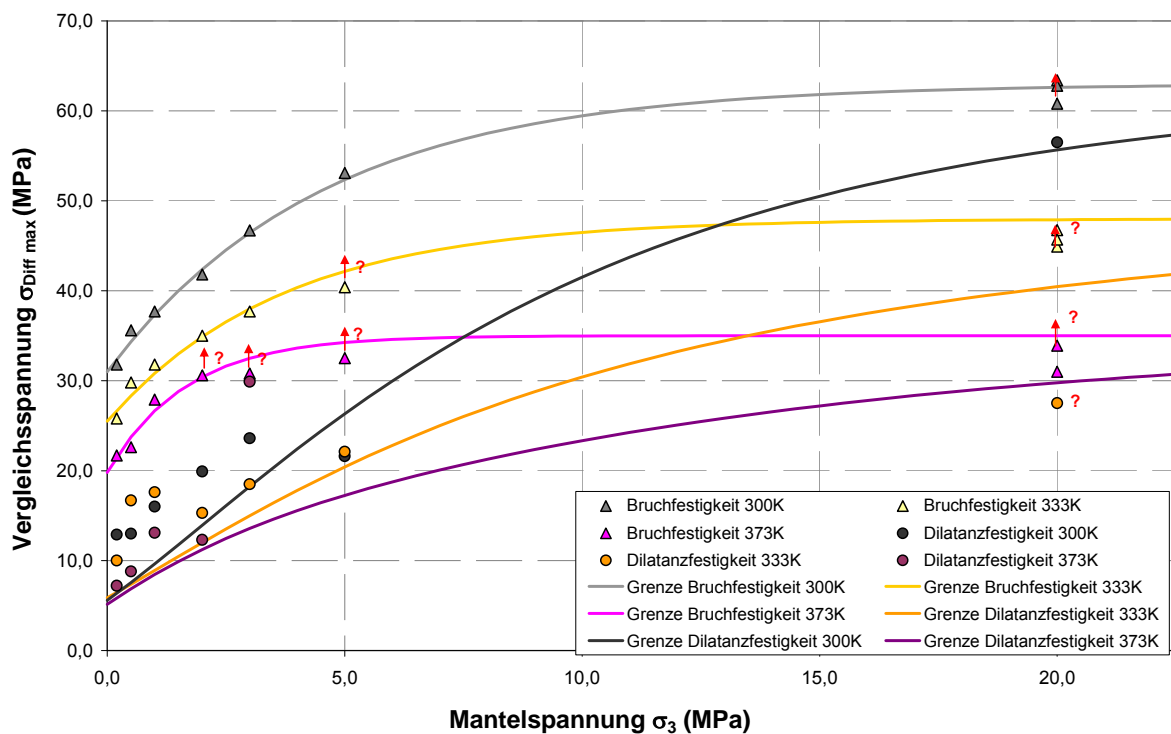


Abb. 3.41: Ergebnis der durchgeführten TC-Festigkeitsversuche sowie Darstellung der festgelegten Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenze mit der Beschreibung im Stoffmodell *Lux/Wolters*

Abb. 3.42 stellt die ermittelten Stoffmodellparameter für das Stoffmodell *Lux/Wolters* zur Beschreibung der Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeit für die Versuchstemperatur $T = 27\text{ }^\circ\text{C}$ (300 K) dar.

$a_6 = 63,0\text{ MPa}$	$a_4 = 0,82\text{ -}$
$a_7 = 32,0\text{ MPa}$	$a_5 = 0,1\text{ MPa}^{-1}$
$a_8 = 0,22\text{ MPa}^{-1}$	

Abb. 3.42: Stoffmodellparameter zur Beschreibung der Festigkeitsgrenzen im Stoffmodell *Lux/Wolters*



Abb. 3.43 zeigt eine Tabelle mit den durchgeführten Kriechversuchen, die einen Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze aufweisen. Die dargestellten stationären Kriechraten wurden aus den vom IfG Leipzig zur Verfügung gestellten Ergebniskurven für jede einzelne Laststufe ermittelt. Somit sind sowohl die tendenziell überschätzten stationären Kriechraten von den ersten Belastungsstufen wie auch die tendenziell unterschätzten stationären Kriechraten aus den zweiten Belastungsstufen erfasst worden. Die aufgeführten Maxwell-Viskositätskoeffizienten ergeben sich aus der Division von der Vergleichsspannung mit den gelisteten stationären Kriechraten und sind über die jeweils in der zur Laststufe korrespondierenden Vergleichsspannung in Abb. 3.44 aufgetragen. Durch eine lineare Regression mit Bestimmung einer Regressions- bzw. Ausgleichsgeraden sind die Stoffmodellparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m für das stationäre Kriechen ermittelt worden. Aufgrund dieser Vorgehensweise mit einer Ausgleichsgeraden werden sowohl die tendenziell über- wie auch unterschätzten stationären Kriechraten berücksichtigt und die Zahlenwerte für die bezogene Vergleichsspannung σ_v gemittelt.

Versuch Nr.	Stationäre Kriechrate (-)	Vergleichsspannung (MPa)	Maxwell Viskositätskoeffizient (MPa d) $\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \frac{\sigma_v}{\dot{\epsilon}_1^{st}}$	Temperatur (K)
K1 Stufe 1	1,70E-04	22	1,29E+05	299
K1 Stufe 2	2,60E-05	20	7,69E+05	299
K2 Stufe 1	2,00E-04	20	1,00E+05	299
K2 Stufe 2	1,46E-05	18	1,23E+06	299
K3 Stufe 1	1,66E-03	22	1,33E+04	333
K3 Stufe 2	9,53E-04	20	2,10E+04	333
K4 Stufe 1	9,77E-04	20	2,05E+04	334
K4 Stufe 2	4,17E-04	18	4,32E+04	334
K7 Stufe 1	4,63E-04	18	3,89E+04	334
K7 Stufe 2	1,99E-04	16	8,04E+04	333
K8 Stufe 1	2,62E-04	16	6,11E+04	334
K8 Stufe 2	9,19E-05	14	1,52E+05	333
K9 Stufe 1	8,82E-05	14	1,59E+05	334
K9 Stufe 2	2,18E-05	12	5,50E+05	333
K10 Stufe 1	4,28E-05	12	2,80E+05	333
K10 Stufe 2	9,64E-06	10	1,04E+06	333
K5 Stufe 1	1,15E-02	22	1,91E+03	364
K6 Stufe 1	2,65E-03	20	7,55E+03	360

Abb. 3.43: Durchgeführte Kriechversuche mit Belastungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze

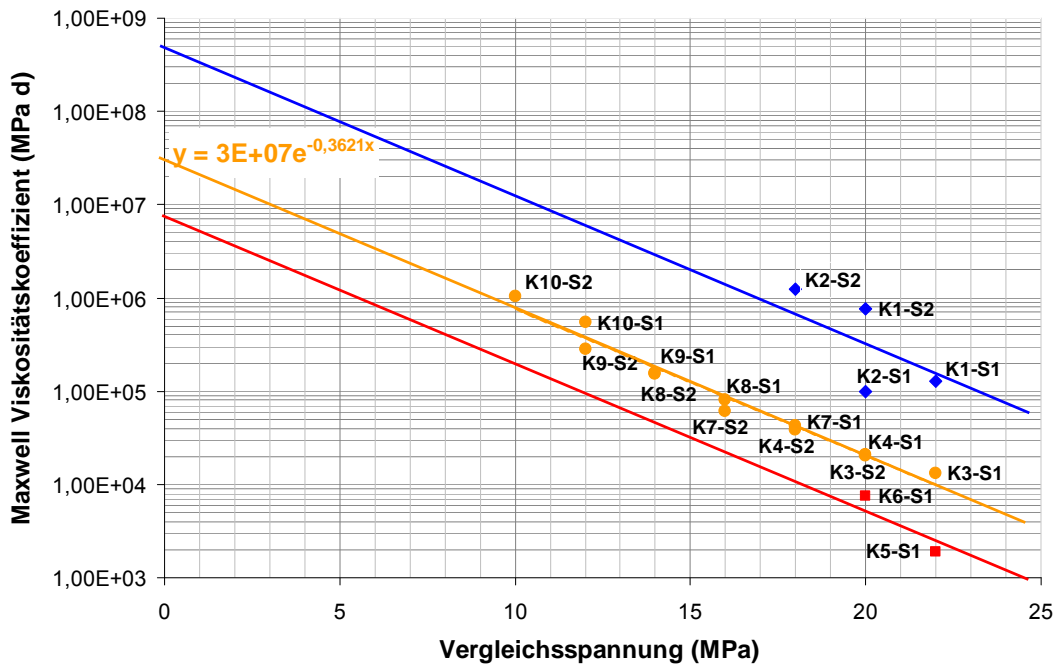


Abb. 3.44: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_m^*$ und m zur Beschreibung des stationären Kriechens

Die Stoffmodellparameter \bar{G}_k^* , k_1 , $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 für das transiente Kriechen werden in Analogie zur Ermittlung der stationären Kriechparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m gleichfalls unter Verwendung einer Ausgleichsgeraden in Abb. 3.45 und Abb. 3.46 nach der in Abschnitt 2.5.1 beschriebenen Vorgehensweise ermittelt.

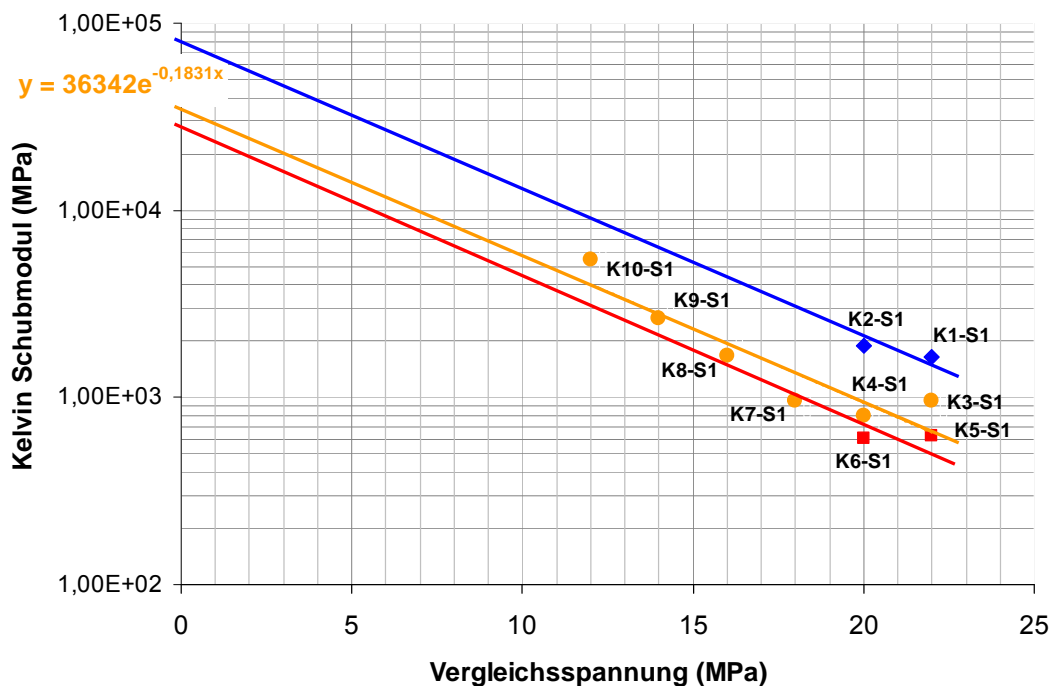


Abb. 3.45: Ermittlung der Parameter \bar{G}_k^* und k_1 zur Beschreibung des transienten Kriechens

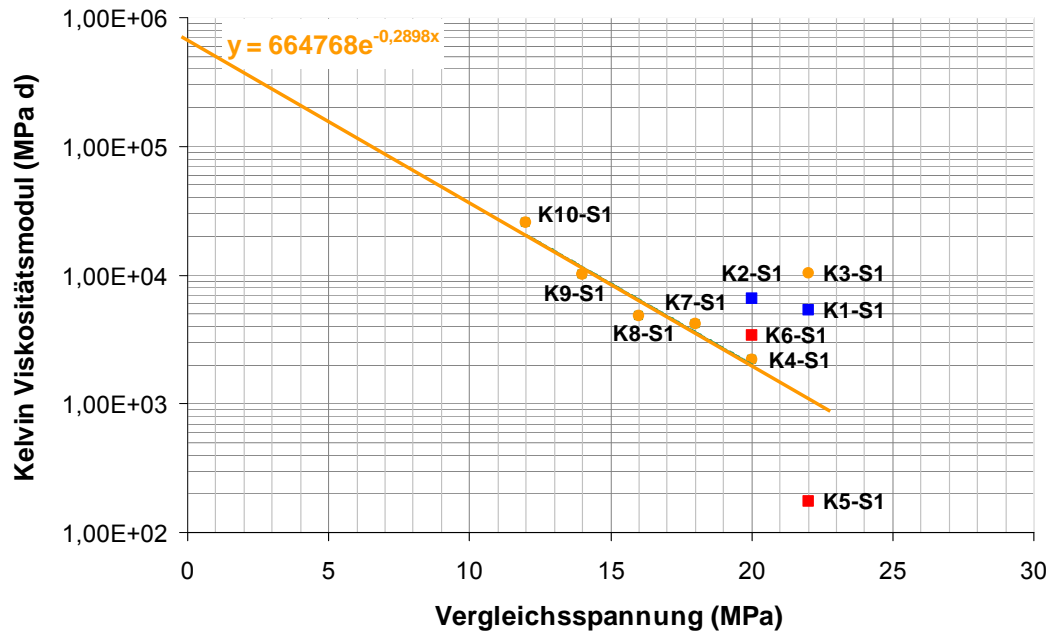


Abb. 3.46: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 zur Beschreibung des transienten Kriechens

Zusammenfassend sind in Abb. 3.47 die ermittelten Parameter für das Teil-Stoffmodell *modLubby2* für Asse-Speisesalz dargestellt.

$\bar{\eta}_m^* = 3 \cdot 10^7 \text{ MPa} \cdot \text{d}$	$a = 0 \text{ -}$
$\rightarrow \bar{\eta}_m^{**} = 5,14 \cdot 10^{14} \text{ MPa} \cdot \text{d}$	$b = 0 \text{ -}$
$m = -0,3621 \text{ MPa}^{-1}$	$l_1 = 0 \text{ K}^{-1}$
$\bar{G}_k^* = 36342 \text{ MPa}$	$\bar{G}_{kE}^* = 0 \text{ MPa}$
$k_1 = -0,1831 \text{ MPa}^{-1}$	$k_{1E} = 0 \text{ MPa}^{-1}$
$\bar{\eta}_k^* = 664768 \text{ MPa} \cdot \text{d}$	$l_{1E} = 0 \text{ K}^{-1}$
$k_2 = -0,2898 \text{ MPa}^{-1}$	
$l = -0,055 \text{ K}^{-1}$	

Abb. 3.47: Parameter des Teil-Stoffmodells *modLubby2* für Asse-Speisesalz

In den Abbildungen 3.48 bis 3.57 sind die Ergebnisse der Versuchsnachrechnungen mit den für das Teil-Stoffmodell *modLubby2* bestimmten Parametern dargestellt. Den Grafiken kann entnommen werden, dass trotz Verwendung eines einheitlichen Parametersatzes für alle Nachrechnungen mit dem Stoffmodell *modLubby2* eine insgesamt gesehen gute Übereinstimmung mit den aus dem Labor gemessenen Versuchskurven erzielt wird.

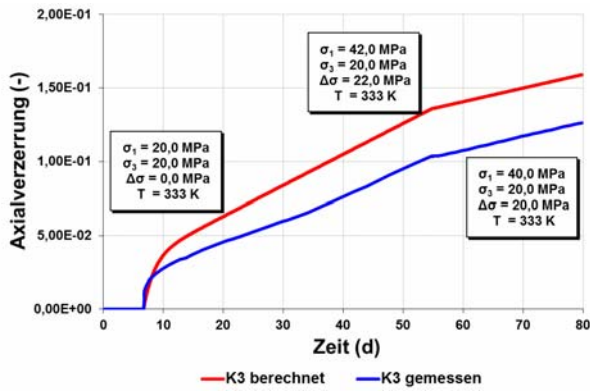


Abb. 3.48: Versuchsnachrechnung Versuch K3

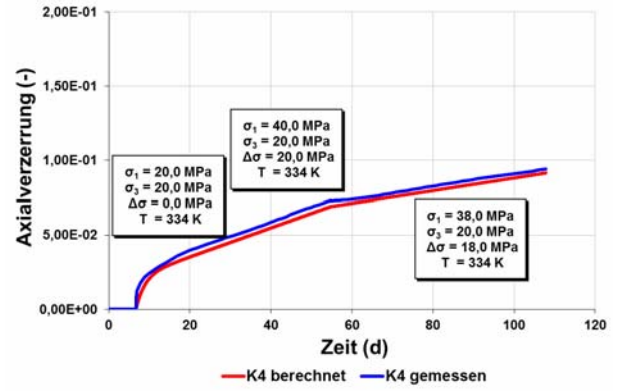


Abb. 3.49: Versuchsnachrechnung Versuch K4

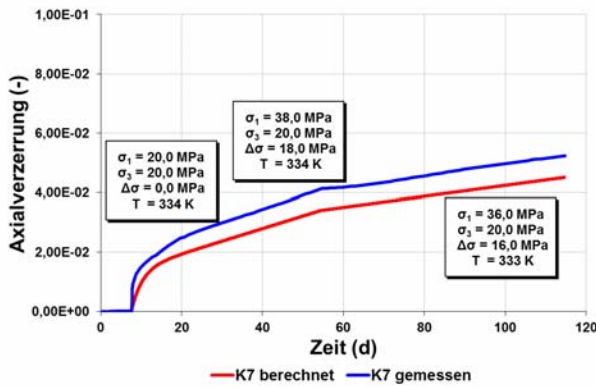


Abb. 3.50: Versuchsnachrechnung Versuch K7

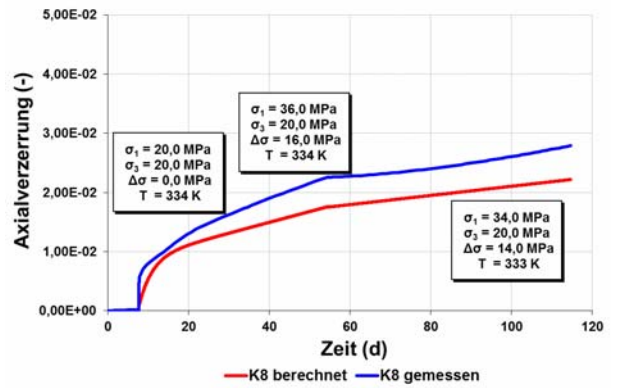


Abb. 3.51: Versuchsnachrechnung Versuch K8

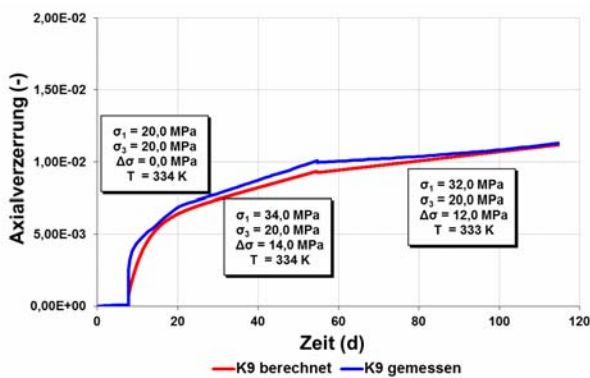


Abb. 3.52: Versuchsnachrechnung Versuch K9

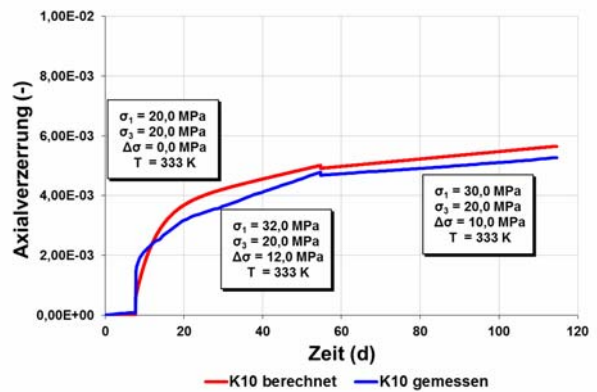


Abb. 3.53: Versuchsnachrechnung Versuch K10

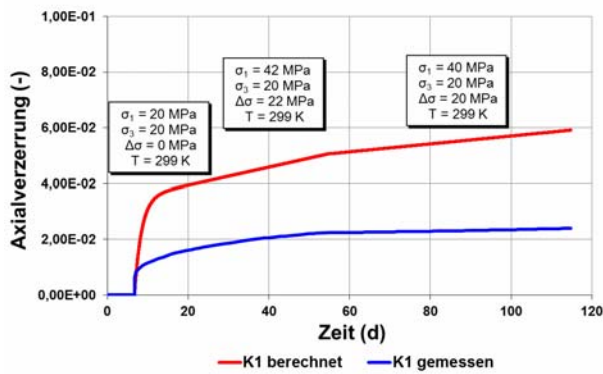


Abb. 3.54: Versuchsnachrechnung Versuch K1

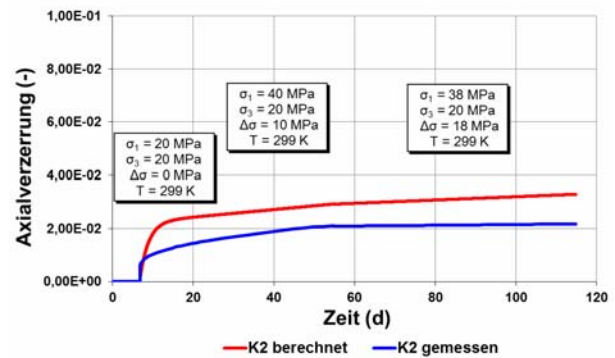


Abb. 3.55: Versuchsnachrechnung Versuch K2

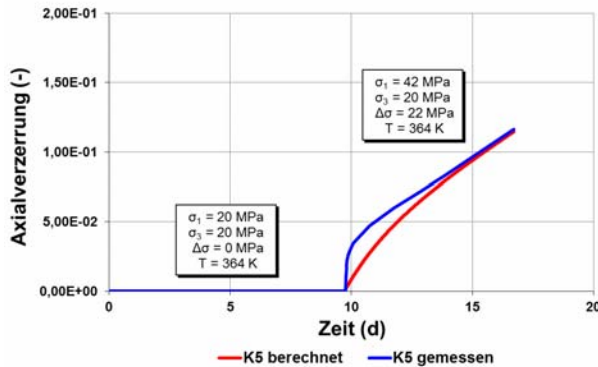


Abb. 3.56: Versuchsnachrechnung Versuch K5

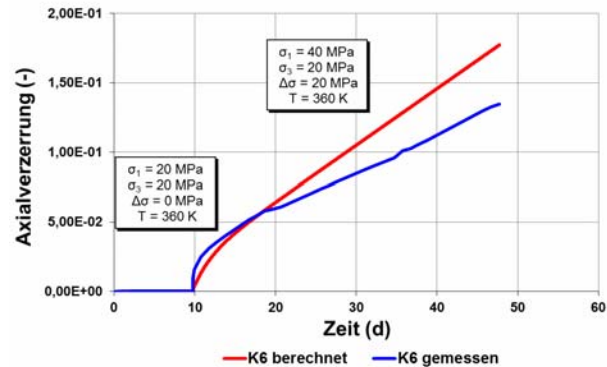


Abb. 3.57: Versuchsnachrechnung Versuch K6

b) Ermittlung der Parameter zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung und der Schädigungsrückbildung im Stoffmodell Lux/Wolters

Für die Bestimmung der Parameter zur Beschreibung des schädigungsinduzierten Kriechens im Stoffmodell *Lux/Wolters* sind Kriechversuche erforderlich, die gekennzeichnet sind durch mindestens zwei Laststufen bei einem Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze und mindestens zwei Laststufen bei einem Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze mit schädigungsinduziertem Kriechen bei unterschiedlichen Vergleichsspannungen. Diese für die Parameterbestimmung des Schädigungsanteils benötigten mehrstufigen Kriechversuche sind im Rahmen dieses Vorhabens an Asse-Speisesalz als eigenständige Versuche nicht durchgeführt worden. Zur Verfügung standen lediglich wenige Verheilungsversuche mit jeweils zwei Laststufen bei einem Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze und nur einer Laststufe oberhalb der Dilatanzgrenze mit schädigungsbehaftetem Kriechen. Vor diesem Hintergrund mussten die Schädigungs- wie auch die Verheilungsparameter an den zur Verfügung stehenden Verheilungsversuchen bestimmt werden. Als für die zur Parameterermittlung gut geeigneten Versuche wurden die



Verheilungsversuche mit der Versuchs-Nr. 432 und 401 identifiziert, da diese sehr gute und plausible Ergebnisse in der Dilatanzmessung aufweisen. Abb. 3.58 zeigt den Verheilungsversuch Nr. 432 mit den aufgetragenen Spannungen und Verzerrungen über der Zeit. Die Parameteranpassung wurde bei der Reanalyse in der Weise durchgeführt, dass zunächst durch Anpassung der stationären Kriechparameter für die ersten beiden Laststufen mit schädigungsfreiem Kriechen eine möglichst gute Übereinstimmung mit den Messwerten angestrebt wurde. Die versuchsweise Verwendung der in den zuvor beschriebenen Kriechversuchen ermittelten Kriechparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m führte zu einer Überschätzung der stationären Kriechrate im Verheilungsversuch. Die Gründe hierfür können auf mehrere Umstände zurückzuführen sein, wie z.B., dass das in den Verheilungsversuchen verwendete Steinsalz an einer anderen Lokation gewonnen wurde und somit abweichende Materialeigenschaften aufweist, dass das Prüfkörpermaterial für die Verheilungsversuche im Gegensatz zu den im Rahmen dieses Vorhabens gewonnene und für die beim IfG Leipzig durchgeführten Kriechversuche herangezogene Steinsalzmaterial über 10 Jahre gelagert wurde mit dem Resultat möglicher Austrocknungseffekte oder dass die Prüfkörper eine deutlich abweichende Geometrie aufwiesen (Verheilungsversuche: 150 mm Durchmesser und 300 mm Länge; Versuche mit schädigungsfreiem Kriechen: 40 mm Durchmesser und 80 mm Länge). Unter Zugrundelegung der aus dem Verheilungsversuch gewonnenen Parametern für das stationäre Kriechen sowie der in den Festigkeitsversuchen ermittelten Festigkeitsparameter erfolgte eine möglichst optimale Anpassung der Schädigungsparameter mit Berücksichtigung der zeitlichen Entwicklung der Axialverzerrungen in der Belastungsphase mit schädigungsbehaftetem Kriechen, der gemessenen Dilatanzentwicklung und der durch die Ultraschallwellengeschwindigkeitsmessung abgeleiteten Entwicklung des Schädigungsparameters D im Stoffmodell *Lux/Wolters*. Die Abbildungen 3.58 bis 3.60 zeigen eine sehr gute Übereinstimmung der mit den ermittelten Stoffmodellparametern erzielten Berechnungsergebnisse und den laborativen Messwerten. Mit den auf der Grundlage des Versuchs Nr. 432 abgeleiteten Stoffmodellparametern wurde dann anschließend der Versuch Nr. 401 nachgerechnet. Dieser Versuch ist gekennzeichnet durch eine zeitlich vergleichsweise kurze Schädigungsphase bei einer deviatorischen Beanspruchung oberhalb der Dilatanzgrenze mit nachfolgender Verheilungsphase unter nahezu isotroper Beanspruchung. Die Abbildungen 3.61 und 3.62 weisen bei einem im Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den gemessenen Werten zu geringe Verzerrungen und eine zu geringe Dilatanzentwicklung der rechnerischen Daten auf. Diese Diskrepanzen lassen sich aber in Anbetracht der Größenordnung der Zahlenwerte auf die natürliche Streubreite des Materialverhaltens zurückführen.

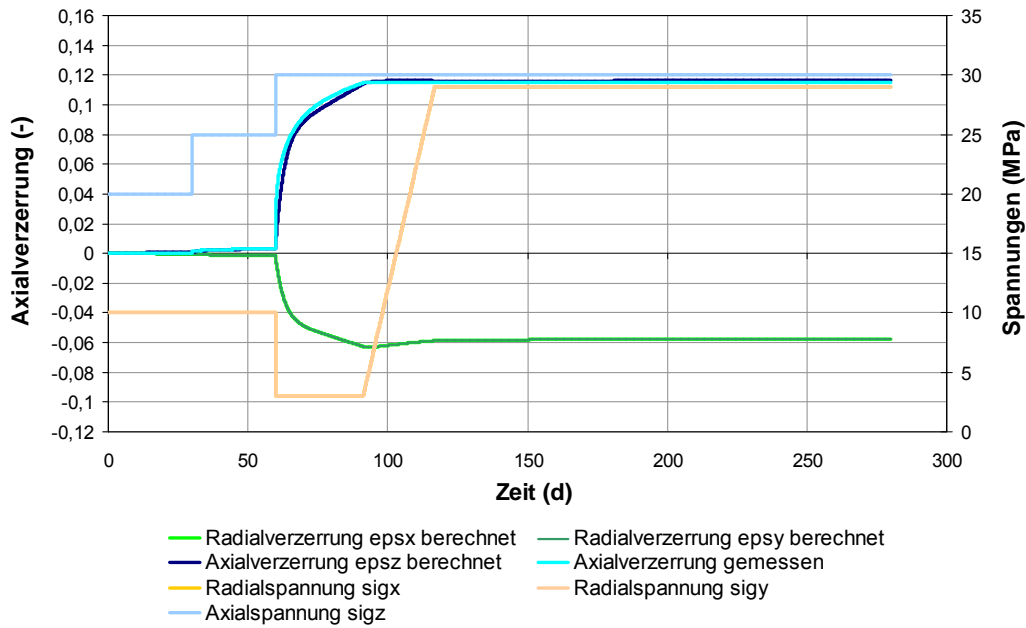


Abb. 3.58: Nachrechnung des Verheilungsversuches Nr. 432 mit Darstellung von Spannungen und gemessenen sowie berechneten Verzerrungen über der Zeit

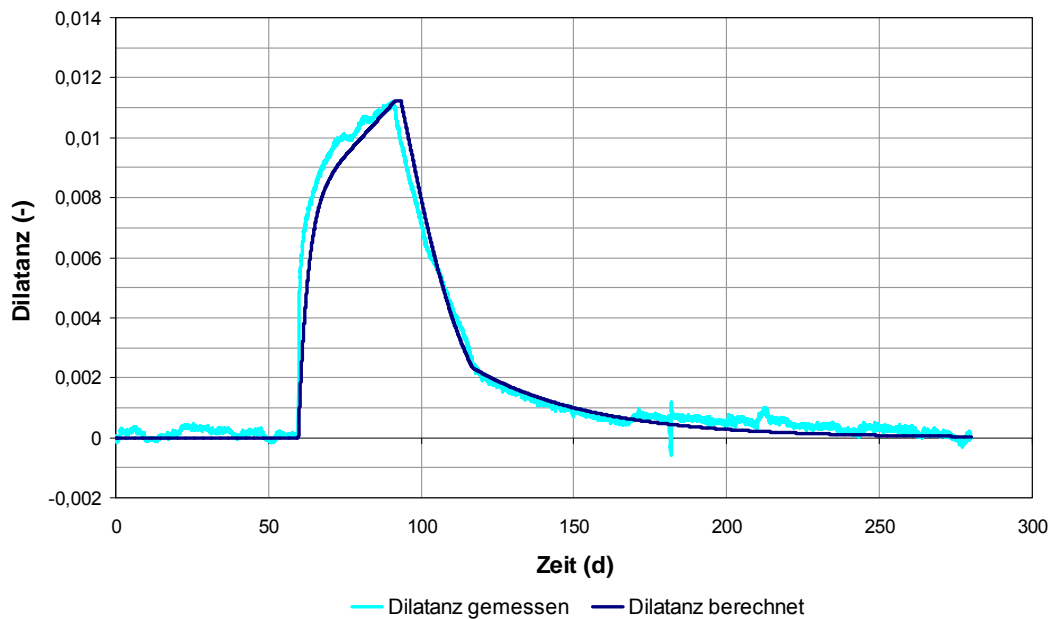


Abb. 3.59: Nachrechnung des Verheilungsversuches Nr. 432 mit Darstellung der gemessenen und berechneten Dilatanz über der Zeit

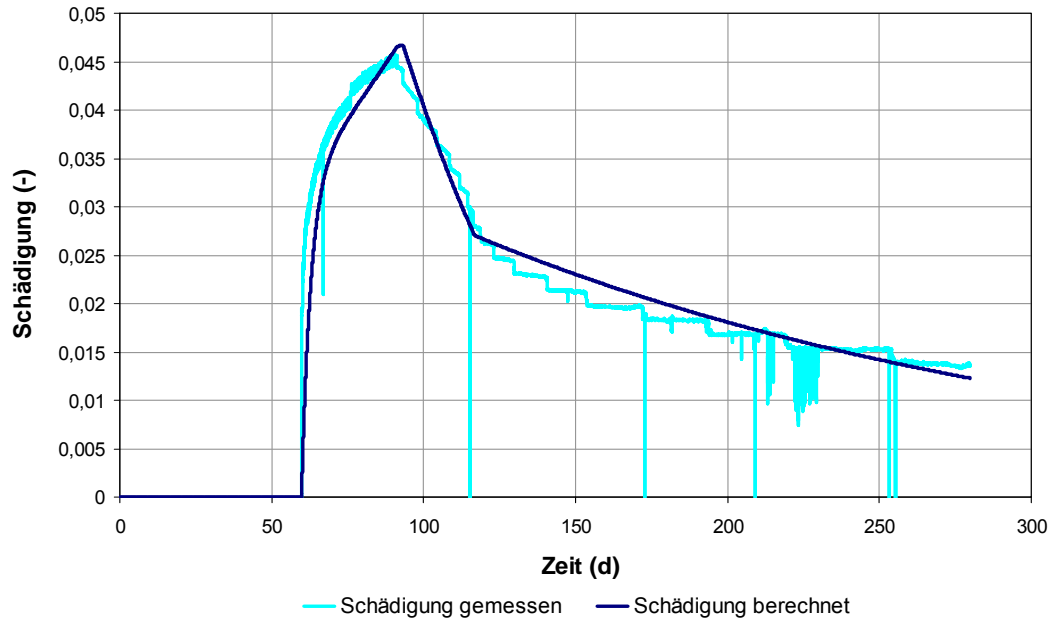


Abb. 3.60: Nachrechnung des Verheilungsversuches Nr. 432 mit Darstellung der aus den Messwerten abgeleiteten und berechneten Schädigung über der Zeit

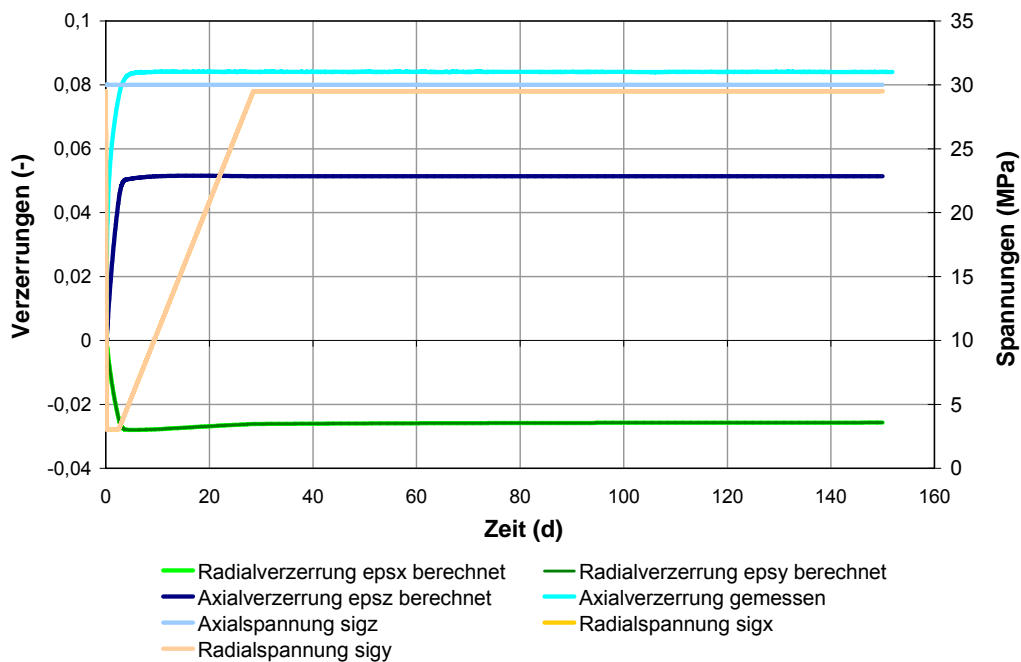


Abb. 3.61: Nachrechnung des Verheilungsversuchs Nr. 401 mit Darstellung von Spannungen und gemessenen sowie berechneten Verzerrungen über der Zeit

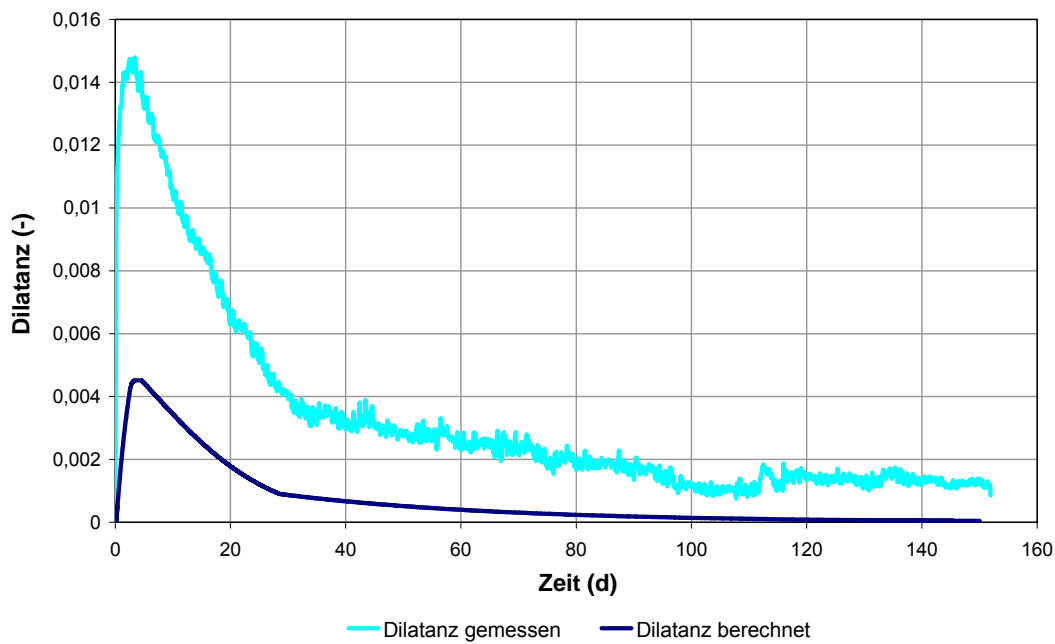


Abb. 3.62: Nachrechnung des Verheilungsversuches Nr. 401 mit Darstellung der gemessenen und berechneten Dilatanz über der Zeit

Die aus dem Verheilungsversuch Nr. 432 abgeleiteten Stoffmodellparameter zur Beschreibung des schädigungsinduzierten Kriechens sowie zur Verheilung mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters* zeigt eine Auflistung in Abb. 3.63.

Schädigungsparameter	Verheilungsparameter
$a_0 = 0,124 \text{ -}$	$a_{11} = 1,0 \text{ -}$
$a_1 = 3,1 \text{ -}$	$fc_1 = 26,62 \text{ MPa}$
$a_2 = 1,0 \text{ -}$	$fs_1 = 2700,0 \text{ MPa} \cdot d$
$a_3 = 0,032 \text{ d}^{-1}$	$fc_2 = 1,87 \text{ -}$
$a'_7 = 73,0 \text{ MPa}$	$fs_2 = 3,375 \text{ -}$
$a'_8 = 0,018 \text{ MPa}^{-1}$	$n = 1,2 \text{ -}$
$a'_9 = 0,17 \text{ -}$	
$a'_{10} = 0,001 \text{ MPa}^{-1}$	
$a_{15} = 0,034 \text{ d}^{-1}$	
$a_{16} = 3,1 \text{ -}$	
$a_{17} = 1,0 \text{ -}$	

Abb. 3.63: Darstellung der ermittelten Schädigungs- und Verheilungsparameter für Asse-Speisesalz

Für die in Abschnitt 3.3 folgenden numerischen Simulationen der In-situ-Situationen wurden die Stoffmodellparameter für das Teil-Stoffmodell *modLubby2* als Grundlage verwendet, die aus den zweistufigen Kriechversuchen abgeleitet wurden. Die eingesetzten Parameter für den Schädi-

gungs- und Verheilungsansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters* basieren auf den ermittelten Festigkeitsparametern aus den durchgeführten TC-Kurzzeitversuchen sowie auf dem Verheilungsversuch Nr. 432.

c) *Modifikation des Schädigungsansatzes im Stoffmodell Lux/Wolters*

Im Laufe des Verbundvorhabens wurde am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der Schädigungsansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters* modifiziert, *Lerche (2015)*. Die Modifikation sowie ihre Wirkung werden nachfolgend erläutert.

Die in Gl. (2.18) beschriebene Schädigungsrate ist durch eine multiplikative Verknüpfung mit dem skalaren Term $\frac{1}{\eta_v}$ erweitert worden, so dass die modifizierte Formulierung für die Schädigungsentwicklung nunmehr wie folgt lautet:

$$\dot{D} = \frac{1}{\eta_v} \cdot a_{15} \cdot \frac{\left(\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right)^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (3.7)$$

mit

$$\frac{1}{\eta_v} = \frac{1}{\eta_m} + \frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) \quad (3.8)$$

Die Tensorformulierung der schädigungsinduzierten Verzerrungsrate nach Gl. (2.8) ist dementsprechend zur Formulierung in Gl. (3.9) erweitert worden:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^d = \frac{\sigma^*}{\eta_v} \cdot \left(a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial Q_{ij}} + a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \quad (3.9)$$

Die aus dieser modifizierten Formulierung resultierenden Veränderungen in den schädigungsinduzierten Koordinatenverzerrungsraten ($\dot{\varepsilon}_x^d$, $\dot{\varepsilon}_y^d$, $\dot{\varepsilon}_z^d$) infolge der Ergänzung eines viskositätsbezogenen Anteils $\frac{1}{\eta_v}$ führt zu einer geänderten schädigungsinduzierten Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{vol}^d$, die charakterisiert ist durch eine erhöhte (viskose) Volumenverzerrungsrate nach einer instantanen Änderung der äußeren Belastung, wie sie zu Beginn der dritten Laststufe aus Abb. 3.64 zu ersehen ist.

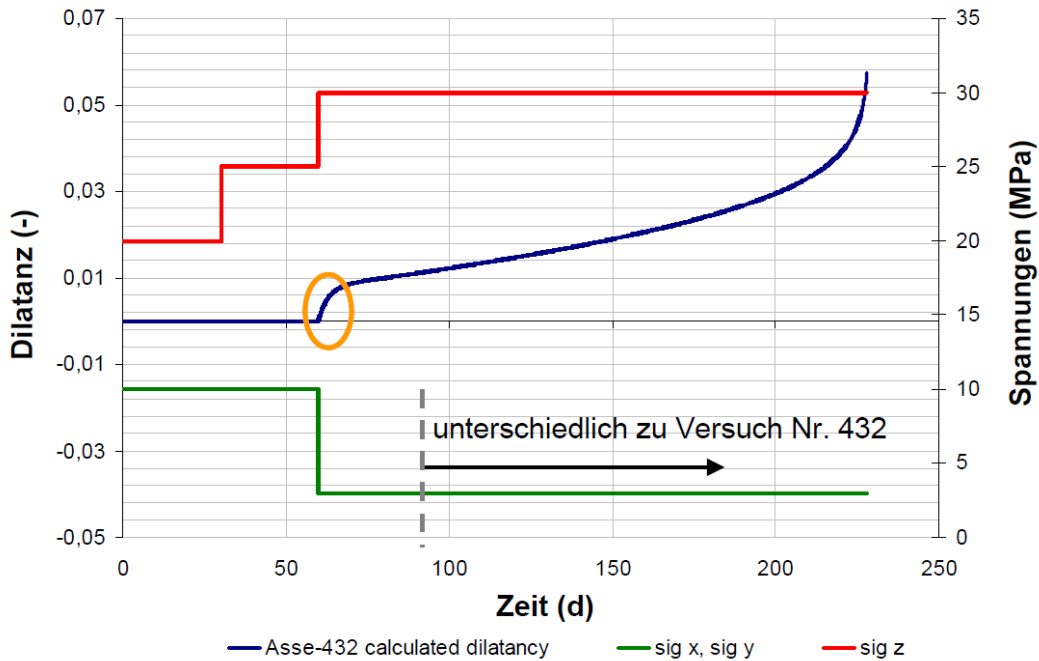


Abb. 3.64: Berechnung auf Grundlage des Verheilungsversuchs Nr. 432 mit zeitlicher Ausdehnung der Schädigungsphase und ohne Verheilungsphase. Darstellung der Spannungen und der berechneten Dilatanzentwicklung über der Zeit

Mit der in Abschnitt 2.2.3 vorgestellten Gl. (2.18) war die aus den schädigungsinduzierten Verzerrungsraten resultierende Dilatanzentwicklung bisher gekennzeichnet durch einen zunächst linearen Verlauf und mit zunehmendem Grad der Schädigung durch einem exponentiellen Verlauf. Der damit bei einer instantanen Belastungsänderung folgende lineare Anstieg der Dilatanz steht nicht im Einklang mit der beobachteten Dilatanzentwicklung aus den Laborversuchen in einem Dilatanz-Zeit-Diagramm, die ein dem Kriechverhalten bei Lastwechseln ähnliches Verhalten zeigt. Im Verzerrungs-Zeit-Diagramm wurde hingegen auch schon ohne die hier dargestellte Modifikation bei einer instantanen Beanspruchungserhöhung ein zutreffendes viskoses Verhalten aufgrund des intensivierten schädigungsfreien Kriechens abgebildet. Dieser Anstieg der Verzerrungsraten nach Lasterhöhung im dilatanten Beanspruchungsbereich wird nunmehr durch die Modifikation aufgrund der höheren zusätzlichen schädigungsinduzierten Kriechraten verstärkt.

Die weitere Zunahme aufgrund der akzelerierten Verzerrungen durch die Schädigungseffekte bleibt von der Modifikation unberührt, so dass weiterhin eine tertiäre Kriechphase abgebildet wird. Die auf dem neu formulierten Schädigungsansatz basierende Dilatanzentwicklung zeigt Abb. 3.64. Die Belastungsgeschichte in dieser Demonstration entspricht der Belastungsbeanspruchung im Verheilungsversuch Nr. 432, allerdings mit einer zeitlichen Ausweitung der Schädigungsphase bis zu 230 Tagen und ohne nachgeschaltete Verheilungsphase. Zu sehen ist die Dilatanzzunahme zu Beginn der Schädigungsphase bei instantaner Laständerung durch den modifi-

zierten Ansatz und die akzelerierte Entwicklung im weiteren Simulationsverlauf. Der Anteil der Dilatanz, der auf die modifizierte Formulierung zurückzuführen ist, beträgt ca. 1 %, wohingegen eine Gesamtdilatanz von 6 % erreicht wird. In der Simulation in Abb. 3.65 wurde die Vergleichsspannung in der Schädigungsphase gegenüber der Berechnung in Abb. 3.64 um den Zahlenwert $\Delta\sigma_v = 1 \text{ MPa}$ abgesenkt, wodurch erst nach 3600 Tagen Simulationszeit eine Dilatanz von ca. 3,5 % erreicht wird. Der Anteil, um den sich die Dilatanz aufgrund der modifizierten Formulierung nunmehr additiv erhöht, ist im Verhältnis zur errechneten Dilatanz nach 3600 Tagen vernachlässigbar gering. Darauf hinzuweisen ist, dass die in dieser Simulation angesetzte Vergleichsspannung von $\sigma_v = 26 \text{ MPa}$ deutlich über dem Zahlenwert liegt, der an einer Hohlraumkontur in einem Bergwerk mit üblicher Teufenlage anstehen würde. Demzufolge kann festgehalten werden, dass bei einer langzeitigen Betrachtung offener Grubenbaue die Wirkung der Stoffmodellmodifikation durch den modifizierten Ansatz nur einen sehr geringen Beitrag leistet und im Grundsatz nur bei Laborversuchen mit einem großen instantanen Belastungssprung und gegenüber einer In-situ-Langzeitbetrachtung relativ kurzen Versuchszeit eine erhöhte Relevanz hinsichtlich der Dilatanzrate und der schädigungsinduzierten Verzerrungsrate darstellt.

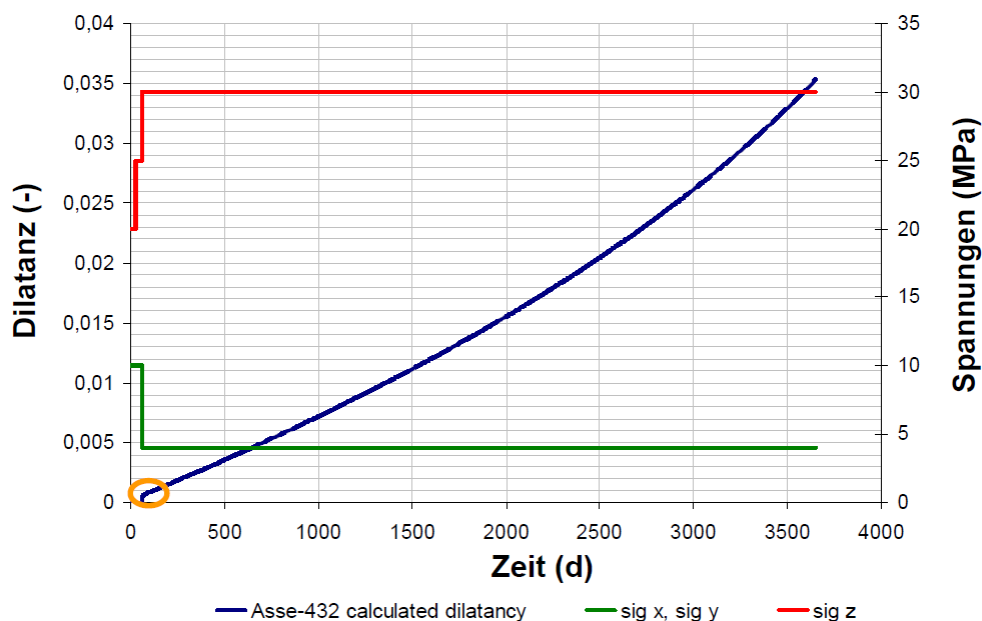


Abb. 3.65: Berechnung auf Grundlage des Verheilungsversuchs Nr. 432 mit zeitlicher Ausdehnung der Schädigungsphase bei Absenkung der Vergleichsspannung um 1 MPa. Darstellung der Spannungen und der berechneten Dilatanzentwicklung über der Zeit.



3.3 Anwendung des thermomechanischen Ansatzes im Stoffmodell *Lux/Wolters* am Beispiel der In-situ-Versuche IFC und HFCP in der Schachtanlage Asse II

3.3.1 Beschreibung der In-situ-Experimente

Aufbauend auf den durchgeführten Laborversuchen an Asse-Speisesalz wurden im Rahmen des Verbundprojekts zwischen den Projektpartnern vergleichende numerische Simulationen von In-situ-Erhitzerexperimenten zum thermomechanischen Verhalten von Steinsalz vereinbart. Grundlage dieser Simulationen waren die von der Netherlands Energy Research Foundation (ECN) durchgeführten und in den Berichten *Doeven et al. (1983)* und *Prij et al. (1986)* dokumentierten Experimente in der Schachtanlage Asse II. Neben diesen Berichten existiert eine weitere Dokumentation von früheren Benchmark-Berechnungen mit dem Titel COSA II von *Lowe & Knowles (1989)*. Basierend auf den drei vorgenannten Berichten werden nachfolgend die für die Simulationen der In-situ-Situationen relevanten Daten zusammenfassend dargestellt.

In den Berichten ist dokumentiert, dass in den späten 1970er bis zu den frühen 1980er Jahren in einem vertikalen Bohrloch in der Schachtanlage Asse II eine Reihe von Versuchen von der Netherlands Energy Research Foundation durchgeführt wurden. Die Schachtanlage Asse II befindet sich im so genannten Asse-Sattel, der in seiner geologischen Struktur einen lang gezogenen Salzstock darstellt. Die Schachtanlage Asse II war ein ehemaliges Gewinnungsbergwerk für Steinsalz in der Nähe von Wolfenbüttel in Niedersachsen. Ab 1965 wurde das Bergwerk als Forschungsbergwerk betrieben, in dem dann im Rahmen der Forschungsarbeiten die Einlagerung von schwach radioaktiven Abfällen erprobt wurde. Die von der ECN durchgeführten Versuche fanden parallel zu den Einlagerungsversuchen in einem ca. 300 m tiefen Bohrloch statt, das im Jahr 1979 von der 750 m-Sohle aus in einen Bereich abgeteuft worden ist, der nur einen geringen bergmännischen Durchbauungsgrad aufweist. Der in den Berichten dokumentierte Bohrllochdurchmesser betrug zum Zeitpunkt des Abteufens im Jahr 1979 ca. 300 mm. Nach dem Abteufen der Bohrung stand das Bohrloch bis Juni 1982 offen. Aufgrund des Kriechverhaltens des Steinsalzes erfolgten Deformationen der Bohrllochkontur bei konstanter Gebirgstemperatur, die messtechnisch erfasst wurden. Das zugehörige Messprogramm wurde als IFC-Versuch bezeichnet (Isothermal Free Convergence). Im anschließenden Zeitraum von Juni 1982 bis Juni 1985 wurden mehrere Versuche mit einem Erhitzer in diesem Bohrloch durchgeführt. Von diesen Erhitzerexperimenten sind insbesondere in den Berichten die beiden Versuche mit der Bezeichnung HPP (Heated Pressure Probe) und HFCP (Heated Free Convergence Probe) beschrieben. Nachfolgend werden die Randbedingungen der von allen Projektpartnern im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Simulationen zu den Versuchen IFC und HFCP sowie die Berechnungsergebnisse der TU Clausthal dokumentiert.

3.3.2 IFC-Versuch (Isothermal Free Convergence)

Der in *Doeven et al. (1983)* beschriebene IFC-Versuch ist im Zeitraum nach Auffahrung des Bohrloches im Jahr 1979 und vor Beginn der Erhitzerversuche ab Juni 1982 durchgeführt worden. Der Versuch bestand aus einer Bohrlochsondierung mit einer Apparatur, die es ermöglichte, das Bohrloch videoendoskopisch zu observieren und die Konvergenzentwicklung im Bohrloch zu messen. Für die Messung der Bohrlochkonvergenzentwicklung waren an der Apparatur, die an einem Gestänge in das Bohrloch herabgelassen wurde, drei Extensometer montiert, welche in Umfangsrichtung in einem Winkel von 60° zueinander positioniert waren. Somit konnte eine zeitgleiche automatische Konvergenzmessung von drei Extensometern in einer Teufenebene erfolgen. Die Installation des IFC-Versuchs im Bohrloch erfolgte 8 m oberhalb des Bohrlochtiefsten in einer Teufe von 1042 m. Abb. 3.66 zeigt die Positionierung der Experiment in Beziehung zur 750 m-Sohle.

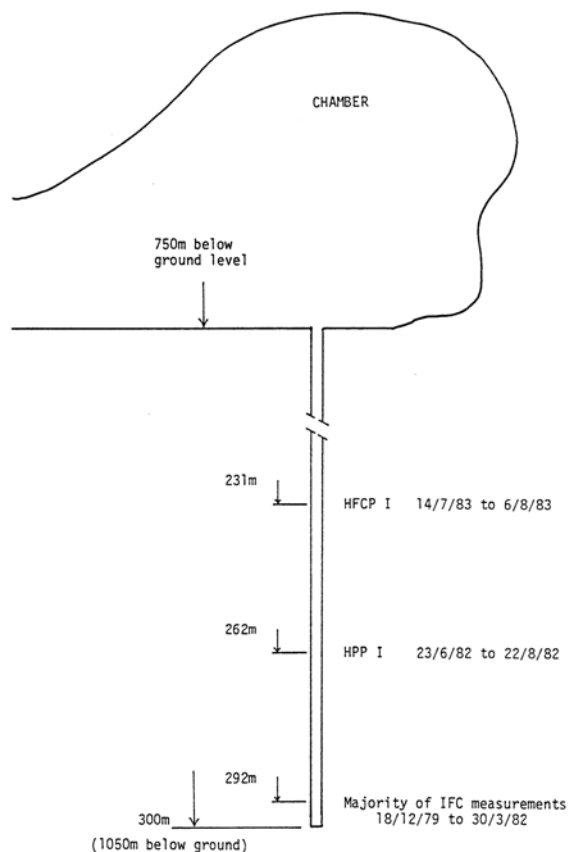


Figure 6.1 Illustration of Experiments

Abb. 3.66: Schematische Darstellung der 750 m-Sohle mit den Versuchsstandorten im Bohrloch, *Lowe & Knowles (1989), S. 52*

Die Konvergenzmessung wurde drei Tage nach Fertigstellung des Bohrlochs am 21.12.1979 begonnen und nach 834 Tagen im März 1982 eingestellt, nachdem die Zuverlässigkeit der Mess-



werte aufgrund fortgeschrittener Korrosion der Messapparatur nicht mehr gewährleistet werden konnte. Die Tabelle in Abb. 3.67 stellt die gemessenen Radialverschiebungen im Messzeitraum von 834,3 Tagen dar.

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

Table 6.1 A Selection of IFC Convergence Measurements at
 292 metres depth

Abb. 3.67: Gemessene Bohrlochwandverschiebungen, Lowe & Knowles (1989), S. 48

Nachstehend werden die aus den veröffentlichten Berichten abgeleiteten und zwischen den Projektpartner vereinbarten Randbedingungen zur rechnerischen Analyse des Bohrlochkonvergenzverhaltens beschrieben. Des Weiteren werden die Berechnungsmodelle und Simulationsergebnisse vom Projektpartner TU Clausthal dokumentiert.

a) Randbedingungen für die numerische Reanalyse des IFC-Versuchs

Das zur Anwendung kommende Berechnungsmodell muss die Berechnung der freien Bohrlochkonvergenz ermöglichen, wie diese im In-situ-Experiment gemessen wurde. Die Gesamtheit der Konvergenzmessungen erfolgte über die Extensometer in einer Teufenlage von 1042 m, so dass die Ausdehnung des Berechnungsmodells in vertikaler Richtung reduziert werden und ein Scheibenmodell mit geringer Dicke zur Anwendung kommen konnte. In den gemeinsam zwischen den Projektpartner vereinbarten Randbedingungen wurde aufgrund der Achsensymmetrie ein gelochtes Scheibenmodell mit einem Außenradius von 20 m und einer Dicke von 1 m festgelegt. Gemäß der In-situ-Situation betrug der initiale Bohrlochdurchmesser 315 mm (Bohrlochradius:



15,75 cm). Die Randbedingungen definierten darüber hinaus die Einprägung einer initialen isotropen Gebirgsspannung von $P_G = 24 \text{ MPa}$, welche aufgrund der Teufenlage von 1042 m (292 m unterhalb Hohlraumsohle in einer Teufe von 750 m) festgelegt wurde. Das Berechnungsmodell war in vertikaler Richtung am oberen und unteren Rand gegen vertikale Verschiebungen und am äußeren Rand (Fernfeld) gegen horizontale Verschiebungen gesperrt. Für die numerische Simulation wurde für das gesamte Modell eine konstanten Gebirgstemperatur von $T = 42 \text{ °C}$ festgelegt sowie eine Simulationsdauer von 1200 Tagen.

Neben den Vereinbarungen zu den geometrischen Abmessungen des Berechnungsmodells, den äußeren Lasten, den Lagerungsbedingungen, der Gebirgstemperatur und der Simulationszeit wurde vereinbart, dass jeder Projektpartner die Simulation mit seinem aktuellen Stoffmodell für Steinsalz durchführt. Die anzusetzenden Stoffmodellparameter waren zum einen aus den im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Versuchen zu bestimmen sowie durch eine Nachjustierung so zu wählen, dass die in den Berichten dokumentierte und in situ gemessene Konvergenzentwicklung des IFC-Experiments bestmöglich simuliert wird. Mit der Anpassung an die Messkurve sollte gewährleistet werden, dass alle Partner mit ihren Berechnungen einheitliche Ergebnisse in der Simulation des transienten und stationären Kriechens unter isothermer Bedingung erzielen. Auf dieser gemeinsamen Grundlage aufbauend erfolgte dann weiter die Reanalyse des Kriechverhaltens des anstehenden Steinsalzgebirges in der HFCEP-Simulation mit gegenüber der initialen Gebirgstemperatur deutlich erhöhten Temperaturen. Da in der Simulation der HFCEP-Situation die identischen Stoffmodellparameter anzusetzen waren wie in der IFC-Simulation, konnte mit dieser Vorgehensweise eine verbesserte Basis zur Validation und zum Vergleich des stoffmodellspezifischen Temperatureinflusses erarbeitet werden.

b) Berechnungsmodell und Simulationsergebnisse des IFC-Versuchs

Die vorgenannten geometrischen Randbedingungen für das Berechnungsmodell ermöglichen aufgrund der Achsensymmetrie die Verwendung eines 3D-Gebirgsausschnittes mit freier Größenwahl für den Winkel in Umfangsrichtung. Vor diesem Hintergrund wurden die Berechnungen mit zwei unterschiedlichen Modellgrößen sowie verschiedener Diskretisierungsdichte durchgeführt und die Ergebnisse im Sinne einer Diskretisierungsstudie verglichen. Zum einen wurde ein Berechnungsmodell mit einem Winkel in Umfangsrichtung von 45° (im Weiteren als „Modell-Viertelscheibe“ bezeichnet) erstellt, zum anderen ein in der Größe reduziertes Berechnungsmodell mit einem Winkel in Umfangsrichtung von $11,25^\circ$ (im Weiteren als „11,25°-Segment“ bezeichnet). Abb. 3.68 zeigt eine Ansicht des Berechnungsmodells Modell-Viertelscheibe mit Abmessungen in der Höhe von $h = 1 \text{ m}$ und in der radialen Ausdehnung von

$r = 20 \text{ m}$. Das Modell ist in vertikaler Richtung (z-Richtung) mit 10 Zonenlagen diskretisiert und in Umfangsrichtung in 8 Segmente unterteilt. In radialer Richtung ist das Modell in der Weise aufgebaut, dass am Hohlraumrand die schmalsten Elemente mit einer Abmessung in radialer Richtung von ca. 5 mm angeordnet sind und sich die Elemente mit zunehmender Entfernung vom Bohrloch vergrößern.

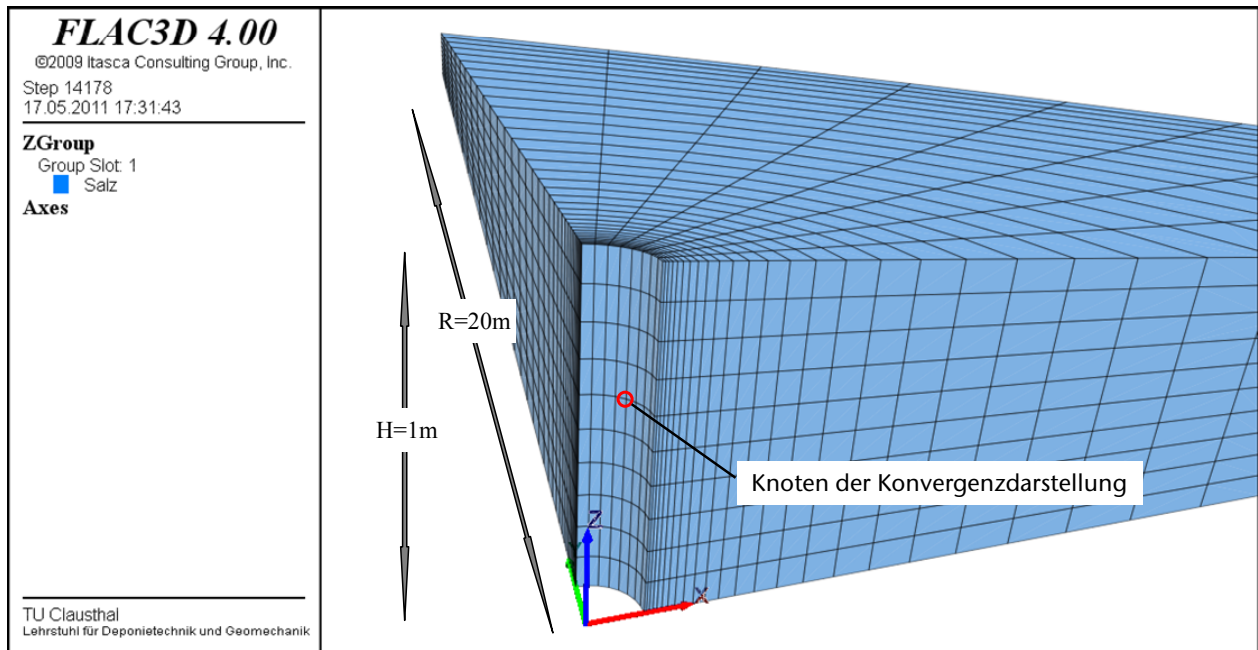


Abb. 3.68: Ansicht des Berechnungsmodells „Modell-Viertelscheibe“

Abb. 3.69 verdeutlicht die Lagerungsbedingungen mit Position und Richtung der Sperrungen, die eine Lageverschiebung der gesperrten Knoten während der Simulation verhindern. Abb. 3.69 ist zu entnehmen, dass das Berechnungsmodell am äußeren Rand in radialer Richtung sowie am oberen und unteren Rand in vertikaler Richtung unverschieblich gelagert ist. Es wird lediglich eine Verschiebung in Richtung des Bohrloches zugelassen.

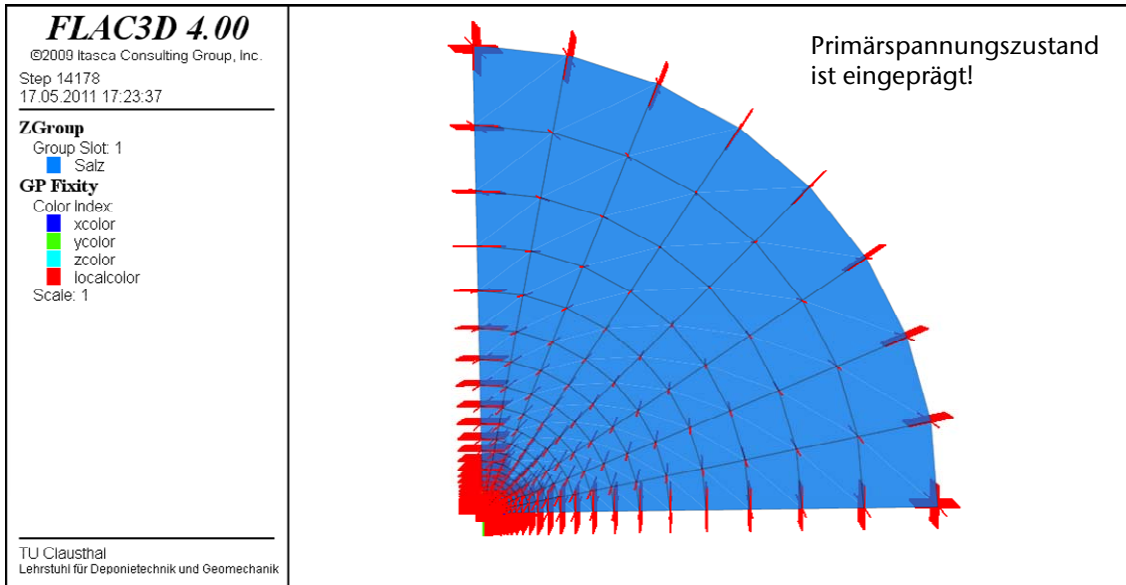


Abb. 3.69: Draufsicht des Berechnungsmodells „Modell-Viertelscheibe“ mit Darstellung der Lagerungsbedingungen

Für die numerische Berechnung der Bohrlochkonvergenz des IFC-Versuchs wurden die in Abschnitt 3.2.3 ermittelten Stoffmodellparameter angesetzt mit einer geringfügigen Anpassung von ein paar Stoffmodellparametern zur Beschreibung des transienten und stationären Kriechens auf die Zahlenwerte $\bar{\eta}_m^{**} = 1,15 \cdot 10^{15} \text{ MPa} \cdot \text{d}$, $m = -0,2 \text{ MPa}^{-1}$, $a = -1,5$, $\bar{G}_k^* = 44000 \text{ MPa}$ und $k_1 = -0,191 \text{ MPa}^{-1}$.

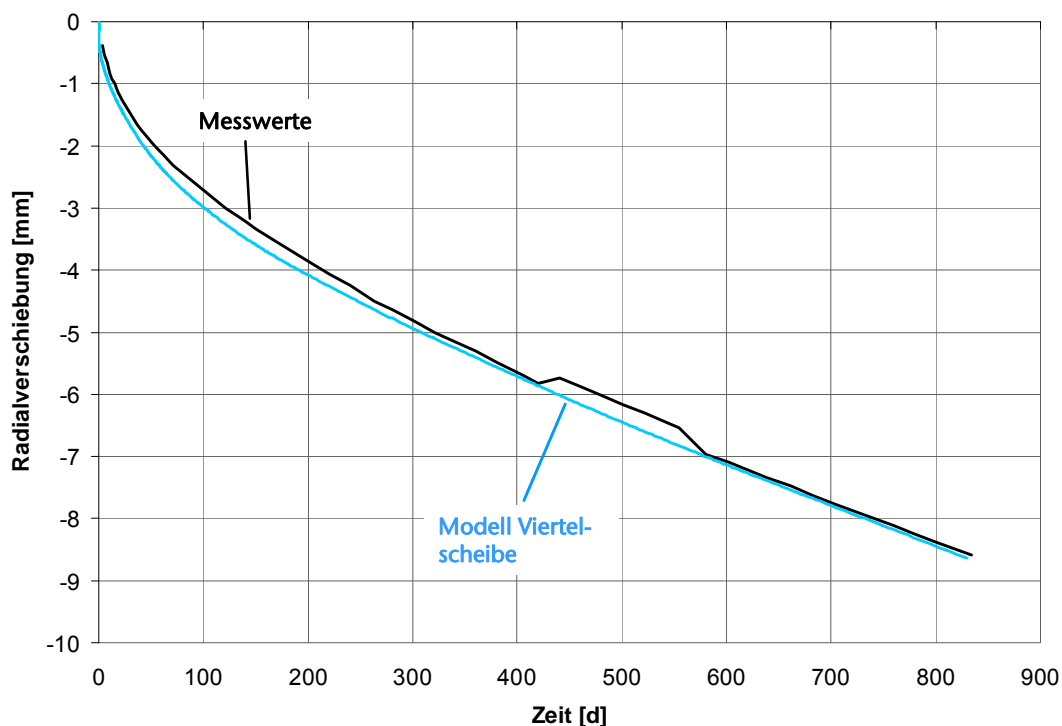


Abb. 3.70: Vergleich der gemessenen mit der berechneten Radialverschiebung über der Zeit

Abb. 3.70 stellt die Messergebnisse mit den Berechnungsergebnissen für die Radialverschiebung über einen Berechnungszeitraum von 843 Tagen gegenüber. Zu sehen ist aufgrund der durchgeführten Anpassung der Kriechparameter im Stoffmodell *Lux/Wolters* eine gute Übereinstimmung der beiden Kurvenverläufe.

In der folgenden Abb. 3.71 ist das mit dem Programm *FLAC^{3D}* erstellte Berechnungsmodell 11,25°-Segment dargestellt. Die Sperrungen sowie die geometrischen Abmessungen entsprechen denen des Berechnungsmodells Modell-Viertelscheibe bis auf die Reduzierung des neuen Modells in Umfangsrichtung auf den Umfangswinkel von 11,25°, woraus eine Verminderung des Modellvolumens um 75 % resultiert.

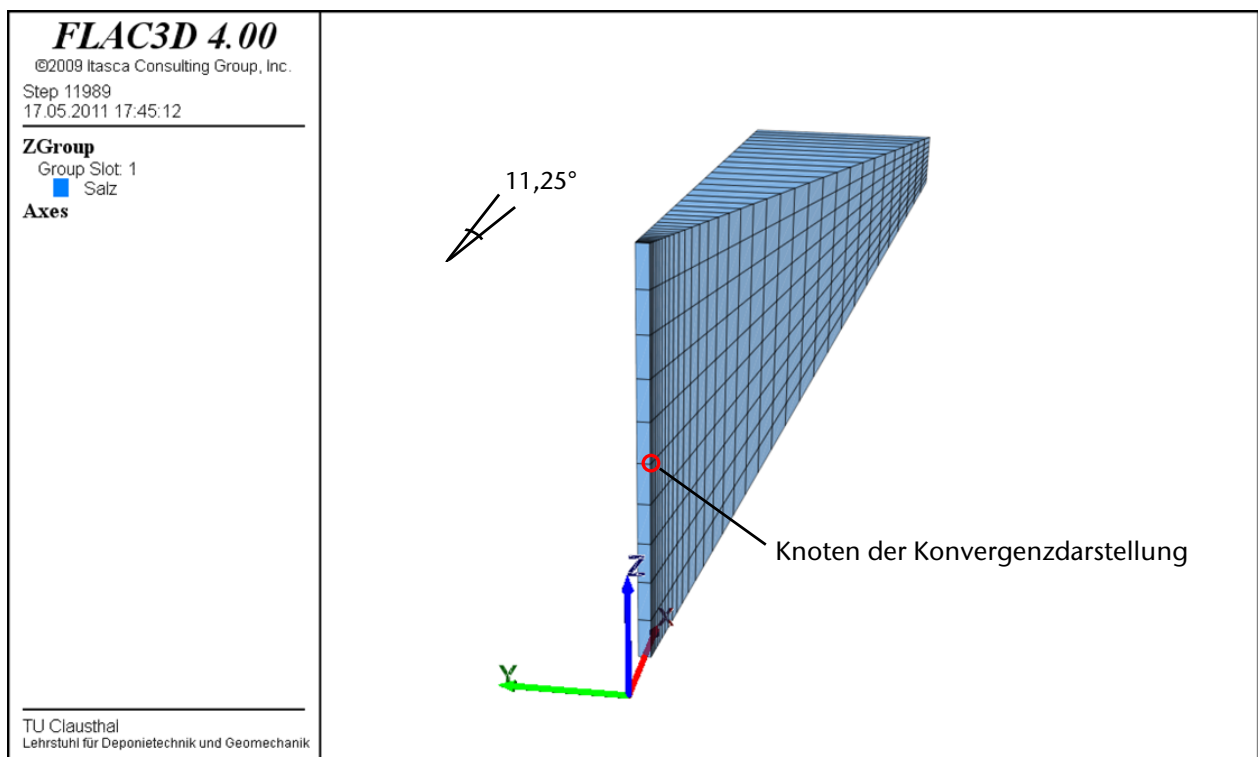


Abb. 3.71: Ansicht des Berechnungsmodells „11,25°-Segment“

In der Auswertung der Berechnungsergebnisse zeigt sich in Abb. 3.72 für die Entwicklung der Radialverschiebung, dass beide Modelle nahezu identische Berechnungsergebnisse bei gleichen Stoffmodellparametern liefern, wodurch ein negativer Einfluss durch die Reduzierung der Modellgröße und Elementzahl für diesen Anwendungsfall ausgeschlossen werden kann.

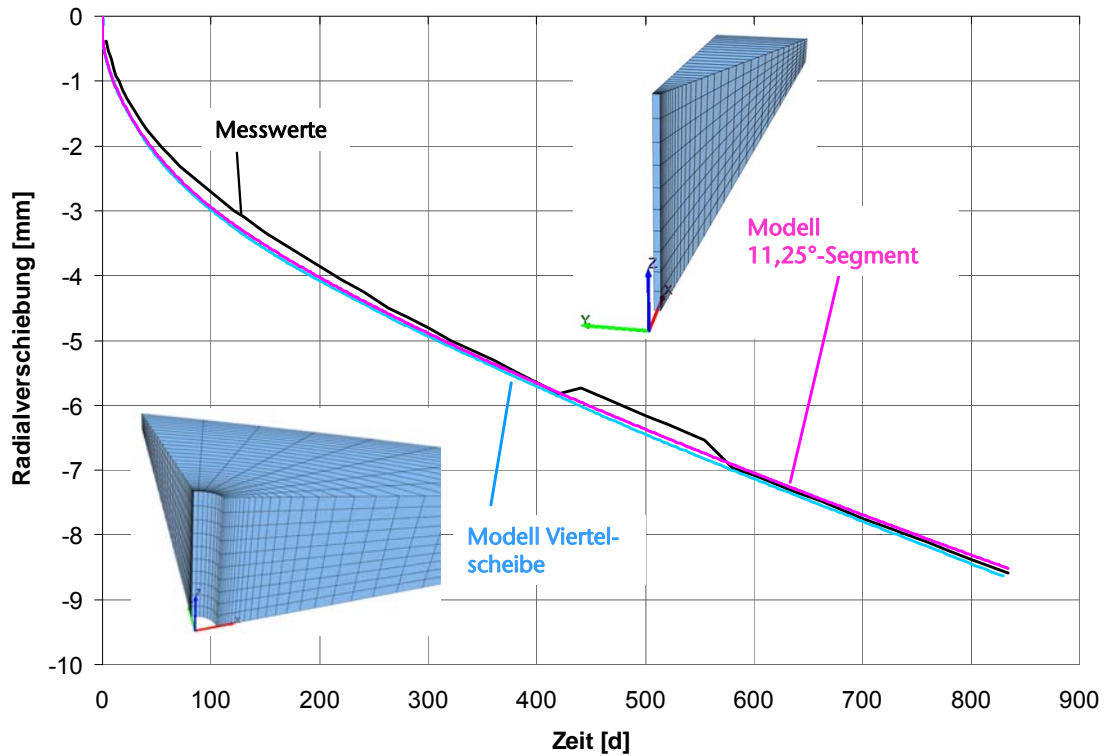


Abb. 3.72: Vergleich der Radialverschiebung für die Berechnungsmodell „Modell-Viertelscheibe“ und „11,25°-Segment“

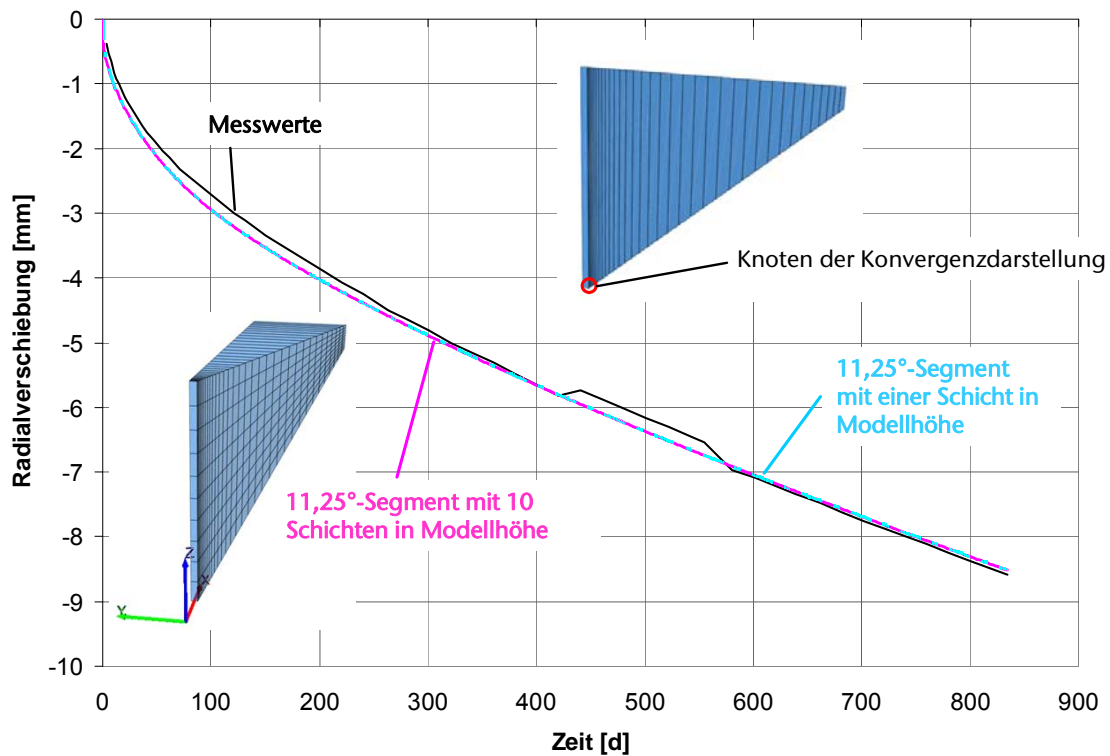


Abb. 3.73: Vergleich unterschiedlicher Diskretisierungsgrade für das Berechnungsmodell „11,25°-Segment“

Auf diesen Ergebnissen aufbauend ist in einer weiteren Studie der Einfluss der Modelldiskretisierung untersucht worden. In Abb. 3.73 sind die Ergebnisse für zwei unterschiedliche Diskretisierungsgrade des Berechnungsmodells $11,25^\circ$ -Segment dargestellt. Berechnet wurden die Radialverschiebungen der Konturpunkte mit dem zuvor verwendeten Modell sowie mit einem Modell mit identischen äußeren Abmessungen, aber einer Reduzierung der Elementschichten in vertikaler Ausdehnung von zehn Schichten auf eine Elementschicht. Den Ergebnissen kann entnommen werden, dass eine Reduzierung der Schichten mit der daraus resultierenden Ungleichförmigkeit der Elementabmessungen die Berechnungsergebnisse nicht negativ beeinflussen.

Anschließend wurde mit dem in Abb. 3.71 dargestellten Berechnungsmodell $11,25^\circ$ -Segment eine Simulation über 1200 Tage durchgeführt. In Abb. 3.74 sind die berechneten wie auch gemessenen Radialverschiebungen aus dieser Berechnung positiv über der Zeit aufgetragen. Die sich an der Bohrlochkontur entwickelnden Spannungen zeigt Abb. 3.75. Dem Diagramm kann entnommen werden, dass für die minimale Hauptspannung (der Randbedingung sehr gut entsprechend) über die gesamte Berechnungszeit ein Zahlenwert von $\sigma_{\min} \approx 0 \text{ MPa}$ berechnet wird und die Zahlenwerte der übrigen Spannungen durch Spannungsumlagerungen im Laufe der Zeit stark reduziert werden.

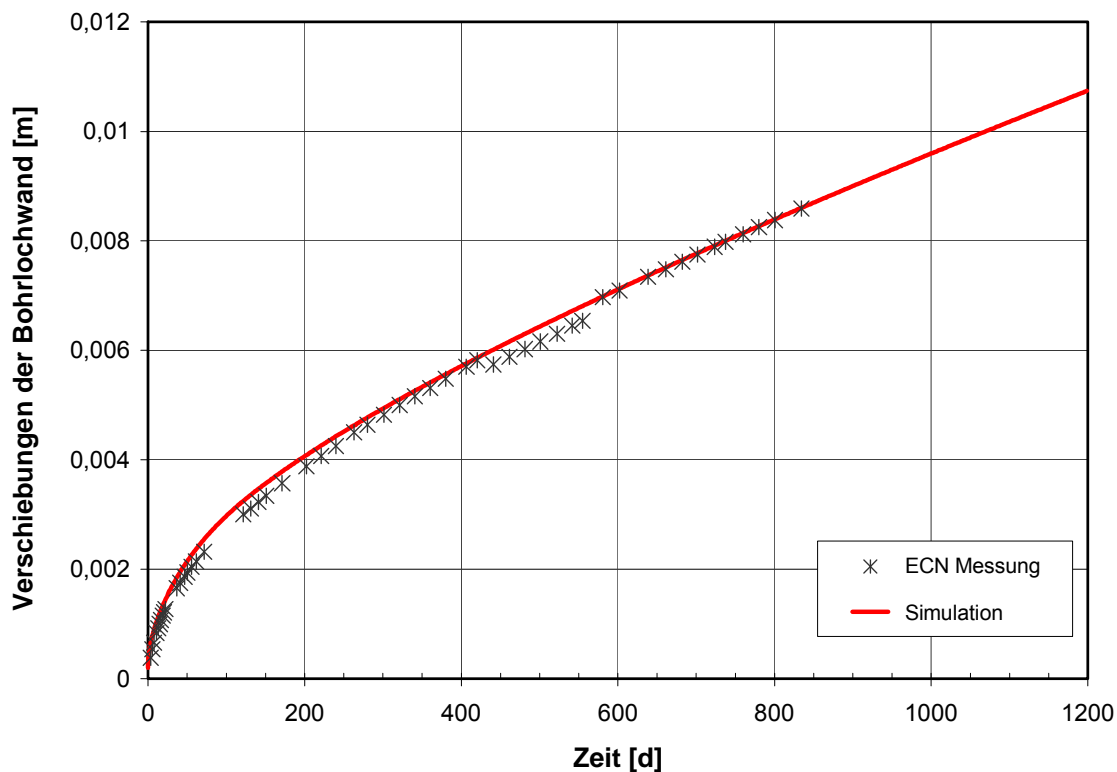


Abb. 3.74: Vergleich der berechneten und gemessenen Radialverschiebung über 1200 Tage

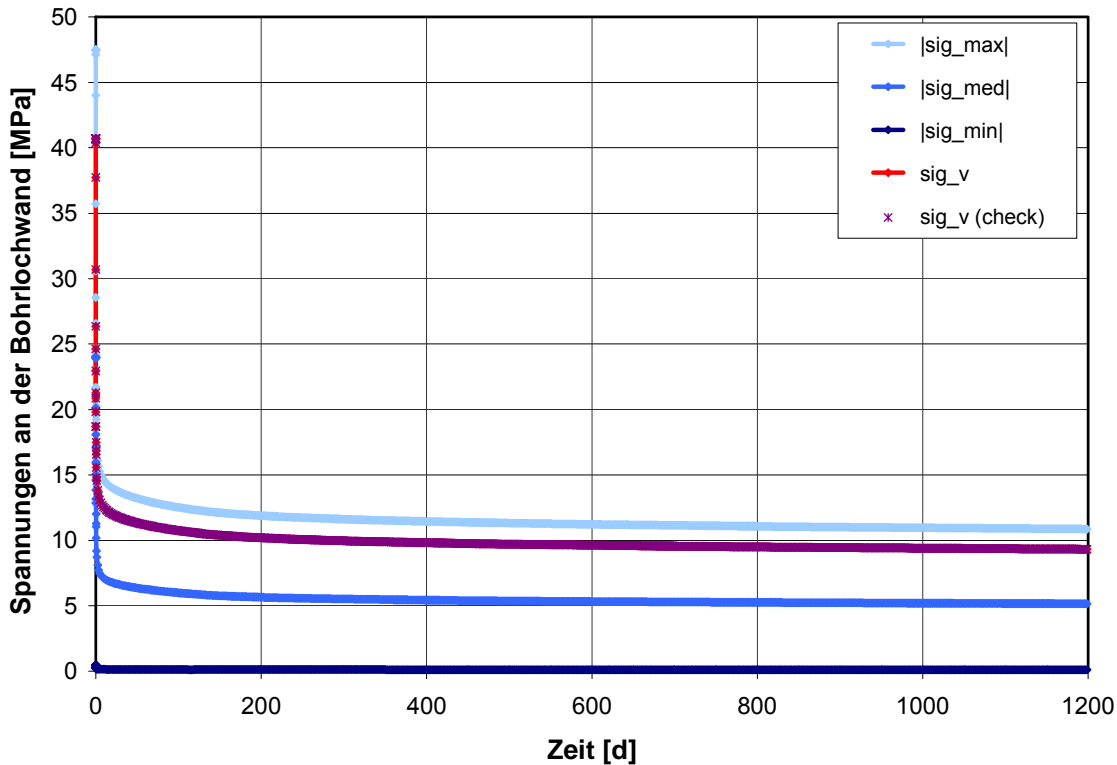


Abb. 3.75: Darstellung der Spannungsentwicklung über 1200 Tage

Im folgenden Abschnitt werden aufbauend auf diesen Berechnungen die Randbedingungen der In-situ-Situation HFCP vorgestellt und die Ergebnisse der Simulation dokumentiert.

3.3.3 HFCP-Versuch (Heated Free Convergence Probe)

Die für das HFCP-Experiment verwendete und in *Lowe & Knowles (1989)* beschriebene 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 unterteilten Sektoren hatten die mittleren drei Sektoren eine Gesamtlänge von 3 m und waren mit Heizelementen ausgestattet. Die beiden jeweils 1,5 m langen stirnseitigen Elemente wurden isoliert, so dass der Wärmefluss in axialer Richtung vermindert werden konnte.

Abb. 3.76 zeigt schematische Darstellungen des HFCP-Experimentes. In der linken Darstellung ist zu sehen, dass zwischen den Erhitzerelementen und der Bohrlochkontur ein Luftspalt gegeben war, um die Bohrlochkonvergenz zu ermöglichen. In diesem Zwischenraum waren entlang der Sondenhöhe und an mehreren Positionen in Umfangsrichtung 30 Extensometer in Form von Schwenkarmen zur Messung der Hohlraumkonvergenz installiert. Neben den Extensometern waren an den Schwenkarmen wie an der Sonde selbst Temperaturfühler angebracht, die sowohl die Temperaturentwicklung an der Sondenoberfläche wie auch am äußeren Ende der Schwenkarme mit Kontakt zur Steinsalzkontur dokumentierten.

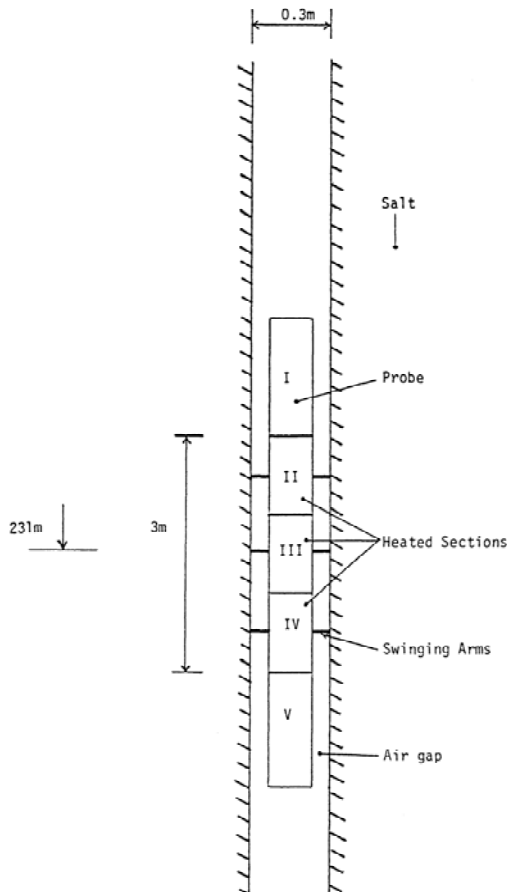


Figure 6.6 Illustration of Heated Free Convergence Probe (HFCP)

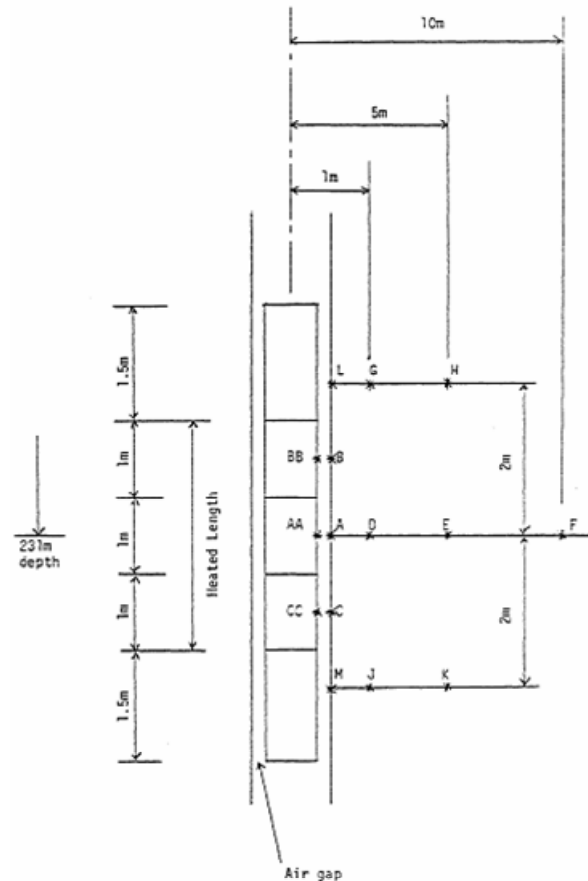


Figure 10.0 Positions for HFPC Results

Abb. 3.76: Darstellungen des HFPC-Experiments, Lowe & Knowles (1989), S. 57 und S. 254

Von den insgesamt fünf in Lowe & Knowles (1989) dokumentierten HFCP-Versuchen wurde für die Reanalyse der Partner derjenige Versuch ausgewählt, der in einer Tiefe von 981 m (Bohrlochtiefe: 231 m) vom 14. Juli bis 06. August 1983 durchgeführt wurde. Somit kam es 1309 Tage nach Fertigstellung des Bohrloches zum Einsatz des Erhitzers, der mit einer elektrischen Leistung von 6000 Watt für 19 Tage bis zum Kontakt der Sonde mit der Steinsalzkontur eingeschaltet wurde. Die Messungen zur Beobachtung der Konvergenz wie auch der Temperatur wurden für die Zeit des Erhitzereinsatzes sowie für weiter 3 Tage nach Abschaltung des Erhitzers durchgeführt.

a) Randbedingungen für die numerische Reanalyse des HFCP-Versuchs

Für die numerische Simulation des HFCP-Experiments wurden die für die IFC-Simulation vereinbarten Randbedingungen weitestgehend übernommen. Unterschiedlich waren lediglich die Höhe des Berechnungsmodells, die von den Projektpartnern in der HFCP-Simulation auf 20 m festgelegt wurde, sowie eine veränderte Auflast am oberen Modellrand von 22,79 MPa, die auf-

grund der höheren Teufenlage des Experimentstandortes resultierte. Diese Auflast führte zu einer initialen Vertikalspannung in Modellmitte (entsprechend der Teufenlage von 981 m) von 23 MPa und einer Vertikalspannung von 23,21 MPa am unteren Modellrand. Auf Grundlage der in *Lowe & Knowles (1989)* dokumentierten Temperaturmessungen definierten die Projektpartner für die Temperaturbeaufschlagung an der Salzgebirgskontur eine Temperaturkurve, die sich aus den kleinsten gemessenen Temperaturen am Ende der Schwenkarne an der Steinsalzkontur zusammensetzt. Die in dieser Weise abgeleitete Temperaturentwicklung zeigt das Diagramm in Abb. 3.77.

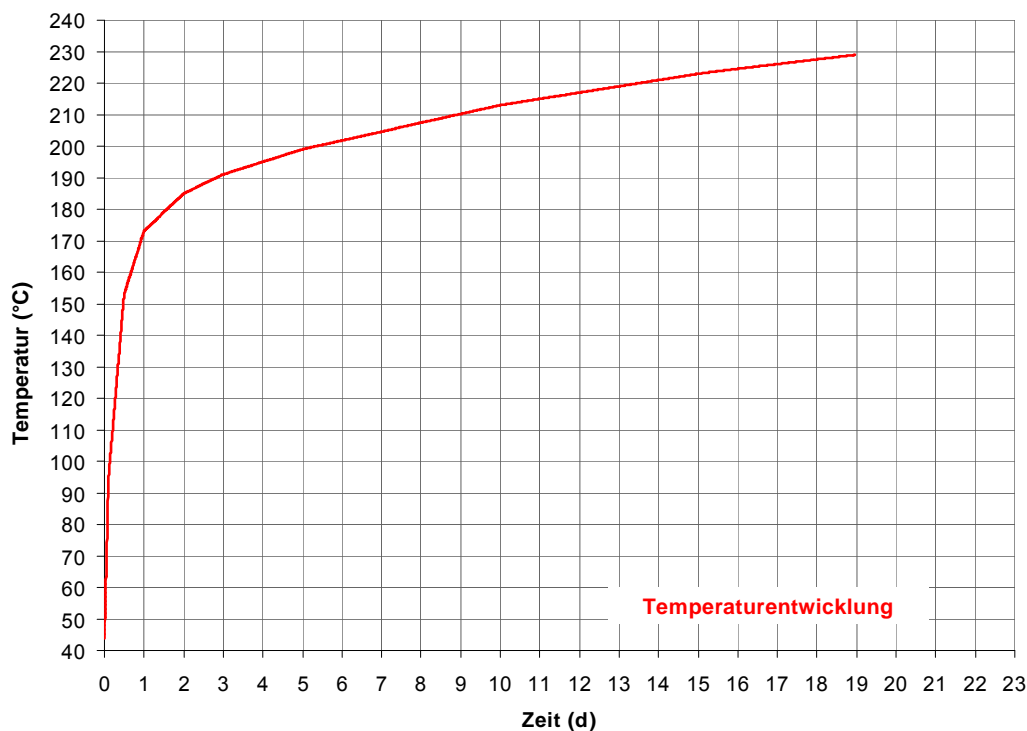


Abb. 3.77: Als Randbedingung angesetzte Temperaturentwicklung an der Steinsalzkontur im Bereich des Erhitzers

Die in Abb. 3.77 dargestellte Temperaturkurve wurde als Randbedingung auf die Steinsalzkontur im gesamten Bereich des Erhitzers aufgeprägt. Der Mittelpunkt dieses Bereichs ist in der Teufenlage $z = 981 \text{ m}$ lokalisiert und erstreckt sich in vertikaler Ausdehnung über eine Länge von 3 m (Teufenbereich: 979,5 m bis 982,5 m) sowie über die komplette Bohrlochumfangslänge im Berechnungsmodell. Die initiale Gebirgstemperatur wurde am oberen Modellrand bei 971 m Teufe mit 40,6 °C und am unteren Modellrand bei 991 m Teufe mit 41,0 °C festgelegt, was einem Temperaturgradienten von 0,02 °C/m entspricht. Aus dieser Festlegung resultiert eine initiale Gebirgstemperatur von 40,8 °C in der Mitte des zu erhitzenden Konturbereichs in 981 m Teufe. Für die Bohrlochkonturbereiche, die sich ober- und unterhalb des Erhitzerbereichs von 3 m in vertikaler Ausdehnung befinden, wurden adiabate Temperaturbedingungen vereinbart. Der



Steinsalzkonturbereich des Erhitzers sollte zunächst für den Simulationszeitraum von $t = 1309$ Tagen mit dem eingprägten Temperaturfeld des Gebirges starten, d.h. mit einer mittleren Temperatur von $40,8\text{ }^{\circ}\text{C}$. Anschließend wurde der Erhitzer eingeschaltet und die Temperatur im Gebirge sollte sich ausgehend von dem mit der Temperaturkurve beaufschlagten Bereich erhöhen. Nach 19 Tagen war der Erhitzer in der Simulation auszuschalten und für den Erhitzerbereich an der Bohrlochkontur waren wieder adiabate Bedingungen für die folgenden 3 Simulationsstage bis zum Ende der Simulationszeit anzusetzen.

<u>Density</u>	Young's modulus, E (at 20°C) 218 GPa
$\rho = 2187\text{ kg/m}^3$	Poisson's ratio, ν 0.3
<u>Coefficient of thermal expansion</u>	Thermal conductivity, λ (at 20°C) $29\text{ W/(m}^{\circ}\text{C)}$
$\alpha = 4.2 \times 10^{-5}\text{ }/^{\circ}\text{C}$	Specific heat capacity, C (at 20°C) $460\text{ J/(kg}^{\circ}\text{C)}$
<u>Young's modulus</u>	Coefficient of thermal expansion, α (at 100°C) $10.5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ (at 150°C) $10.75 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$
$E = 24\text{ GPa}$	Inner diameter of the probe 268 mm
<u>Poisson's ratio</u>	Outer diameter 296 mm
$\nu = 0.27$	
<u>Coefficient of thermal conductivity</u>	
$\lambda = a_0 + a_1T + a_2T^2 + a_3T^3\text{ W/(}^{\circ}\text{C m)}$	The probe was heated electrically by wires placed in small grooves in the outer wall of the probe. A lead cover protected the wire in the groove. The grooves are sufficiently small for the probe to be treated as a uniform cylinder of homogeneous material. The heat output can be assumed to be uniform along the 3m heated length of the probe.
$a_0 = 5.734$	
$a_1 = -1.838 \times 10^{-2}$	
$a_2 = 2.86 \times 10^{-5}$	
$a_3 = -1.51 \times 10^{-8}$	
T = Temperature in $^{\circ}\text{C}$	
<u>Specific Heat Capacity</u>	
$C_p = b_0 + b_1T\text{ J/(}^{\circ}\text{C m}^3)$	
$b_0 = 1.9705 \times 10^6$	
$b_1 = 3.8772 \times 10^2$	
T = Temperature in $^{\circ}\text{C}$	

Figure 3. Data for the heated pressure probe.

Figure 3. Material data for salt

Abb. 3.78: Elastische und thermische Eigenschaften für das Steinsalzgebirge, Lowe & Knowles (1989), S. 324 und S. 334

Die Simulation des HFCP-Experiments war mit den gleichen Stoffmodellparametern durchzuführen wie diese in der IFC-Simulation nach Anpassung von ein paar transienten und stationären Kriechparametern verwendet wurden. Als elastische und thermische Materialparameter wurden die im COSA II Bericht gewählten und in Abb. 3.78 aufgeführten Eigenschaften übernommen.

b) Berechnungsmodell und Simulationsergebnisse des HFCEP-Versuchs

Auf Grundlage der zwischen den Projektpartnern vereinbarten Randbedingungen wurde an der TU Clausthal das in Abb. 3.79 dargestellte Berechnungsmodell erstellt. Das Modell ist achsensymmetrisch aufgebaut mit einem Winkel in Umfangsrichtung von $11,25^\circ$, einer Höhe von 20 m und einer radialen Ausdehnung von gleichermaßen 20 m Länge. Die Wahl des Winkels in Umfangsrichtung basiert auf der Modellgrößenstudie für den IFC-Versuch, bei der zwischen den Modellen mit einem Winkel in Umfangsrichtung von $11,25^\circ$ und 45° keine erkennbaren Differenzen hinsichtlich der Radialverschiebungen ersichtlich waren. Der initiale Bohrlochradius beträgt wie schon in der IFC-Simulation 15,75 cm und der Erhitzerbereich befindet sich auf einer Länge von 3 m auf halber Modellhöhe. Die Diskretisierung weist die engste Zonenvernetzung am Hohlraumrand auf mit einer zunehmenden Vergrößerung der Elemente in radialer Richtung hin zum Bohrlochfernfeld.

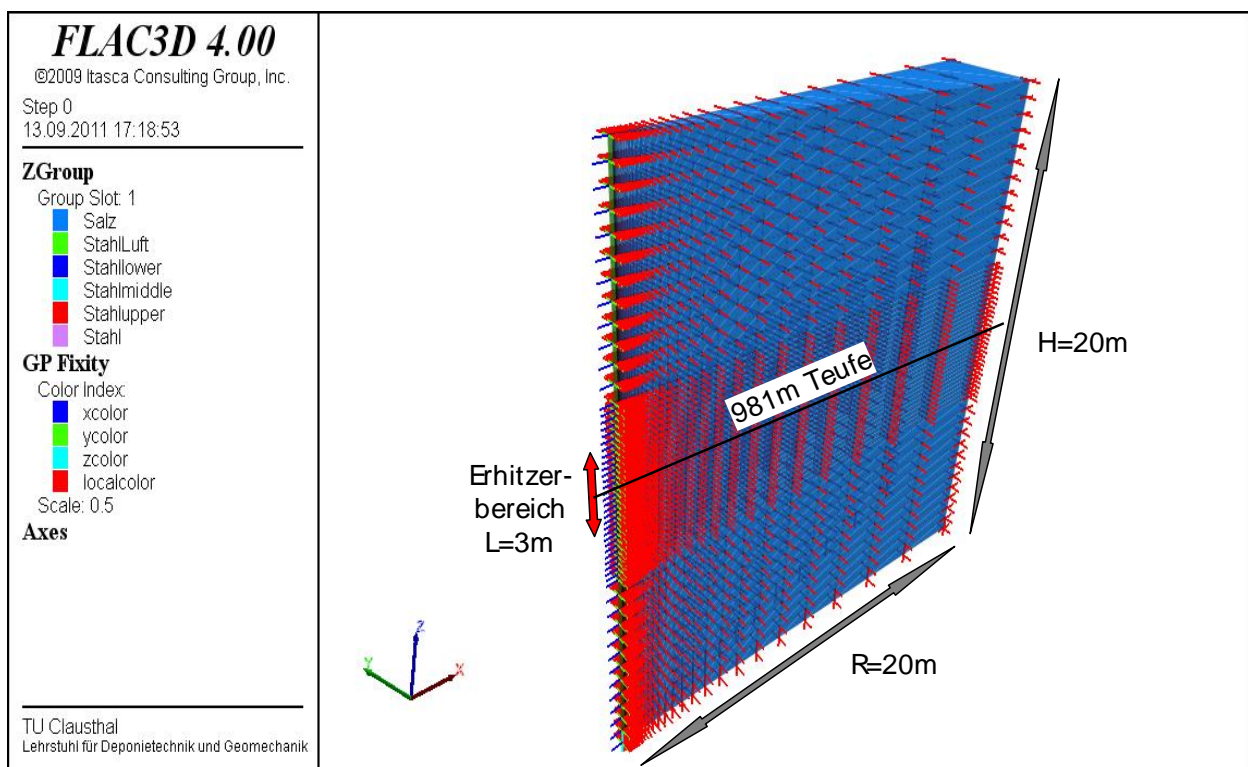


Abb. 3.79: Ansicht des Berechnungsmodells für die HFCEP-Simulation

Die in Abb. 3.79 dargestellten Modelllagerungsbedingungen zeigen, dass das Berechnungsmodell am äußeren Rand in radialer Richtung sowie am unteren Rand in vertikaler Richtung unverschieblich gelagert ist. Es wird lediglich eine Verschiebung in Richtung des Bohrloches sowie am oberen Modellrand zugelassen. Darüber hinaus wird das Modell während der Simulation am oberen Modellrand mit einer vertikalen Flächenlast von 22,79 MPa beaufschlagt.

Abb. 3.80 stellt in einer flächenhaften Darstellung den Vertikalspannungszustand infolge der Auflast und initialen Lasteinprägung dar. In der Abbildung ist ersichtlich, dass im Betrachtungshorizont in $z = 981 \text{ m}$ Teufe ein Spannungszustand von $\sigma_z = 23 \text{ MPa}$ ansteht.

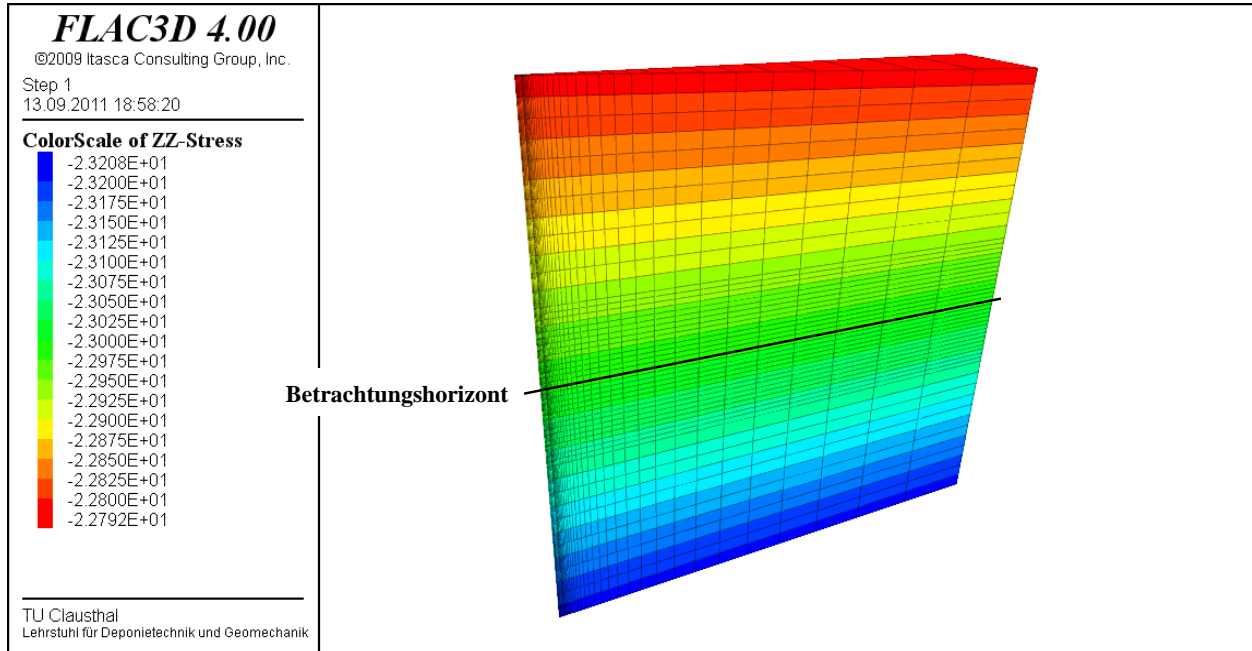


Abb. 3.80: Flächenhafte Darstellung der Vertikalspannungsverteilung

Die Abbildungen 3.81 bis 3.88 zeigen die Berechnungsergebnisse der Simulation nach Erhitzer-einsatz zu unterschiedlichen Simulationszeitpunkten. In den Abbildungen dargestellt ist auf der linken Seite das bohrlochnahe Temperaturfeld, das sich zum jeweiligen Simulationszeitpunkt eingestellt hat. Das Diagramm in der Mitte zeigt die Radialverschiebung entlang eines vertikalen Konturschnitts im Erhitzerbereich, die Darstellung oben rechts stellt die Vergleichsspannung entlang eines Horizontalschnitts vom Bohrloch in das Gebirge in der Teufe $z = 981 \text{ m}$ dar und die Darstellung unten rechts zeigt die Temperaturverteilung entlang des vorgenannten Horizontalschnittes. Zu sehen ist eine bis zum Zeitpunkt $t = 19 \text{ d}$ nach Erhitzereinsatz zunehmende Temperatur und Radialverschiebung. In den Darstellungen der Vergleichsspannung kann ein starker Abfall im Kurvenverlauf beobachtet werden, der auf die temperaturbedingt unterschiedliche Expansion des Gebirges zurückzuführen ist.

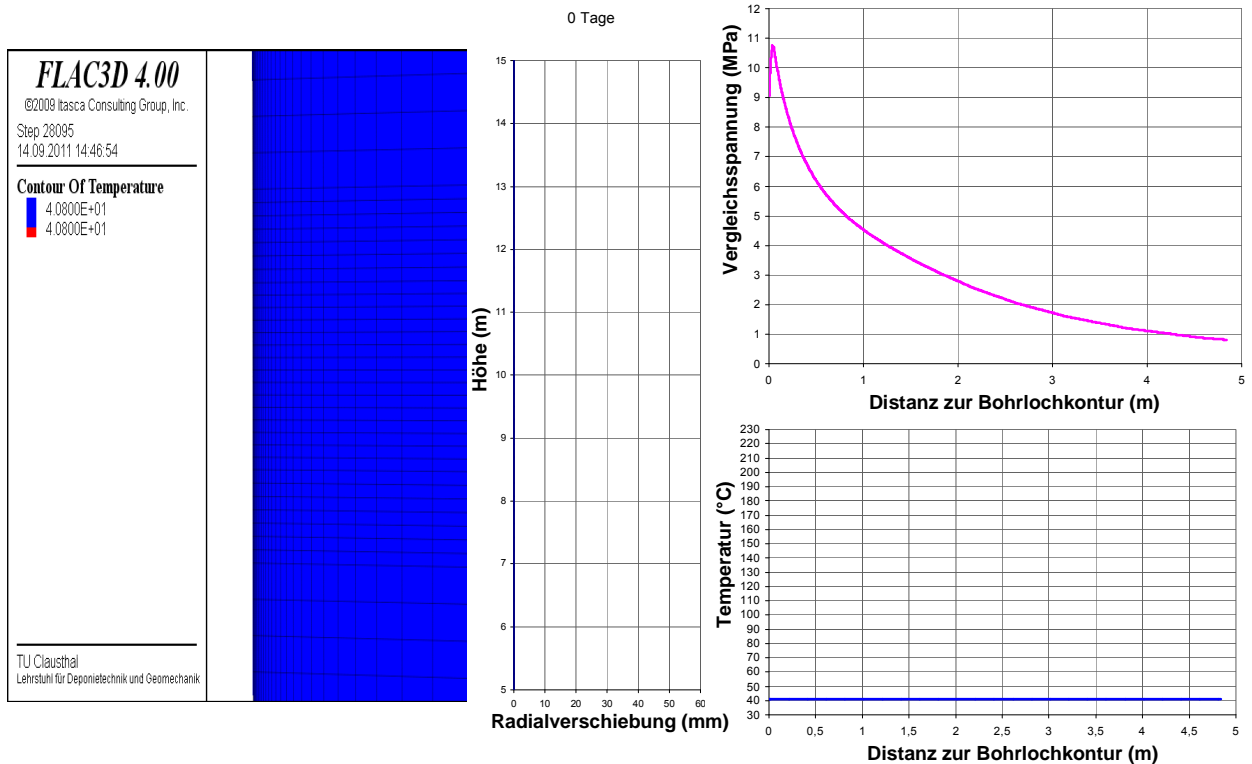


Abb. 3.81: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt des Erhitzerstarts

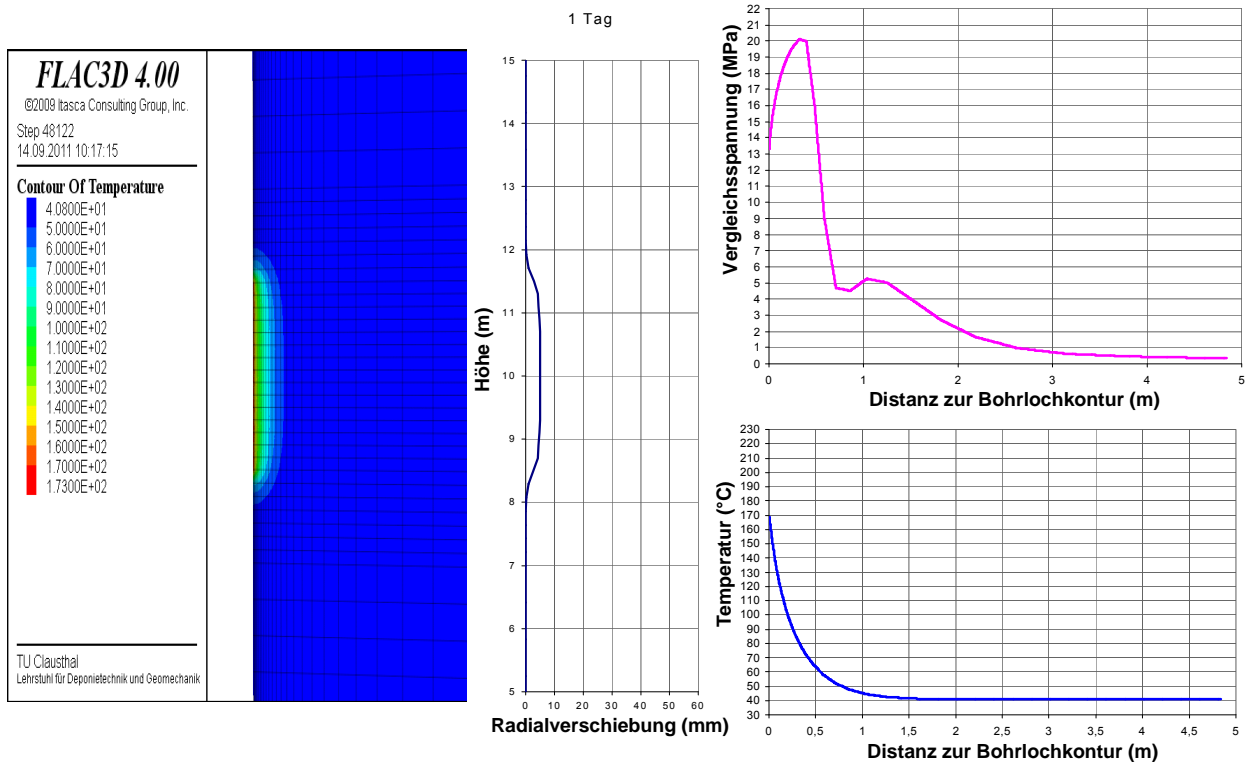


Abb. 3.82: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 1 d$ nach Erhitzerstart

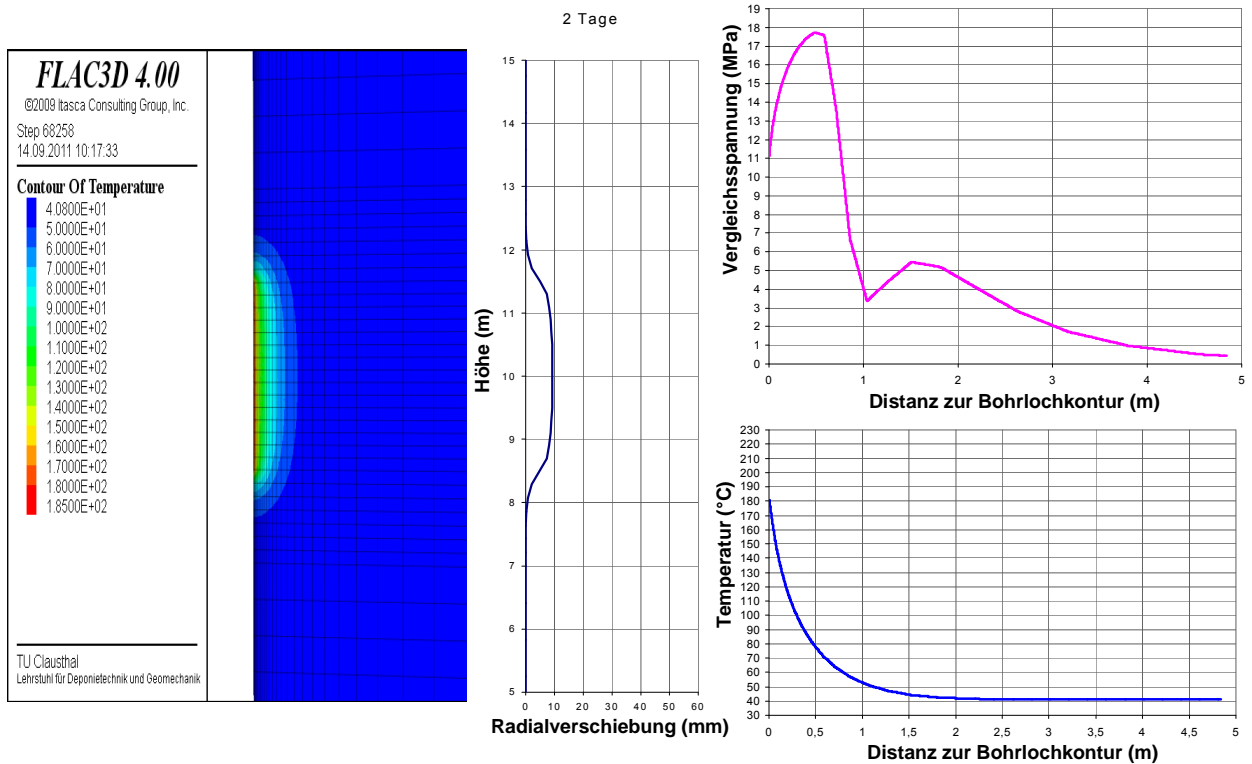


Abb. 3.83: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 2$ d nach Erhitzerstart

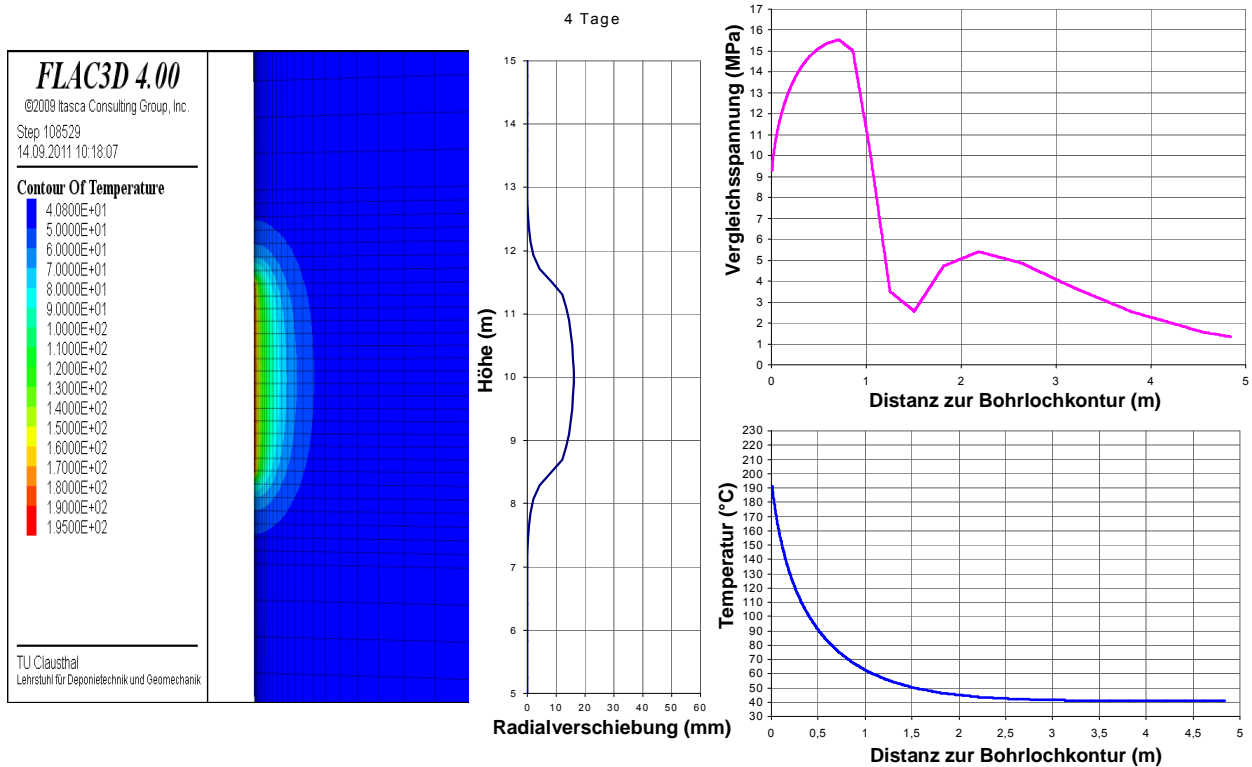


Abb. 3.84: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 4$ d nach Erhitzerstart

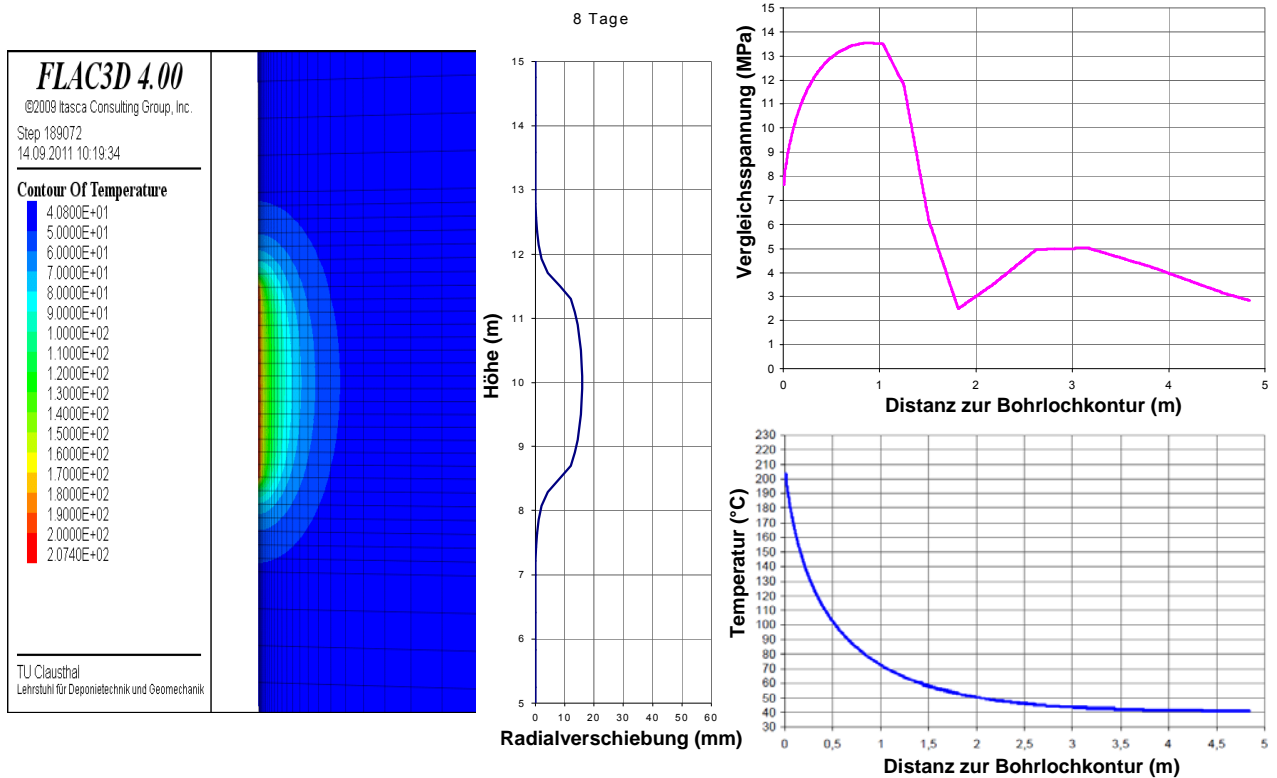


Abb. 3.85: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 8 d$ nach Erhitzerstart

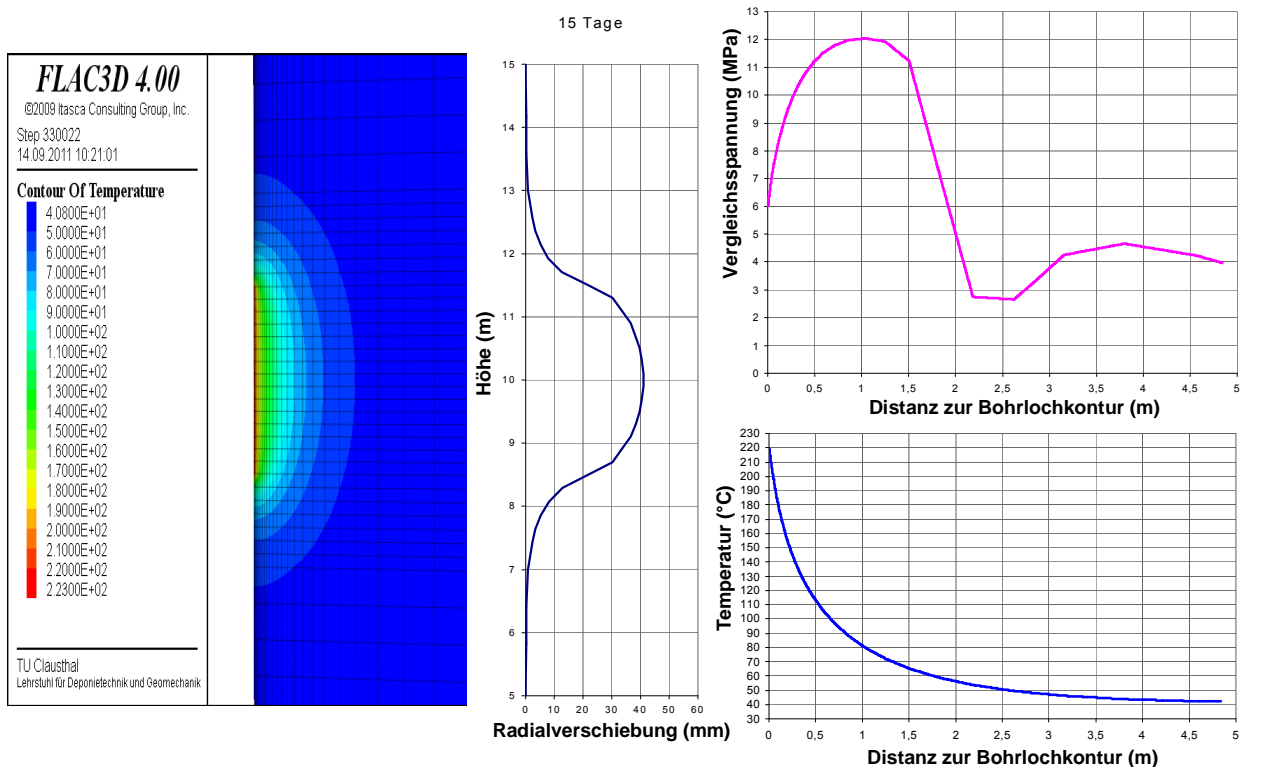


Abb. 3.86: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 15 d$ nach Erhitzerstart

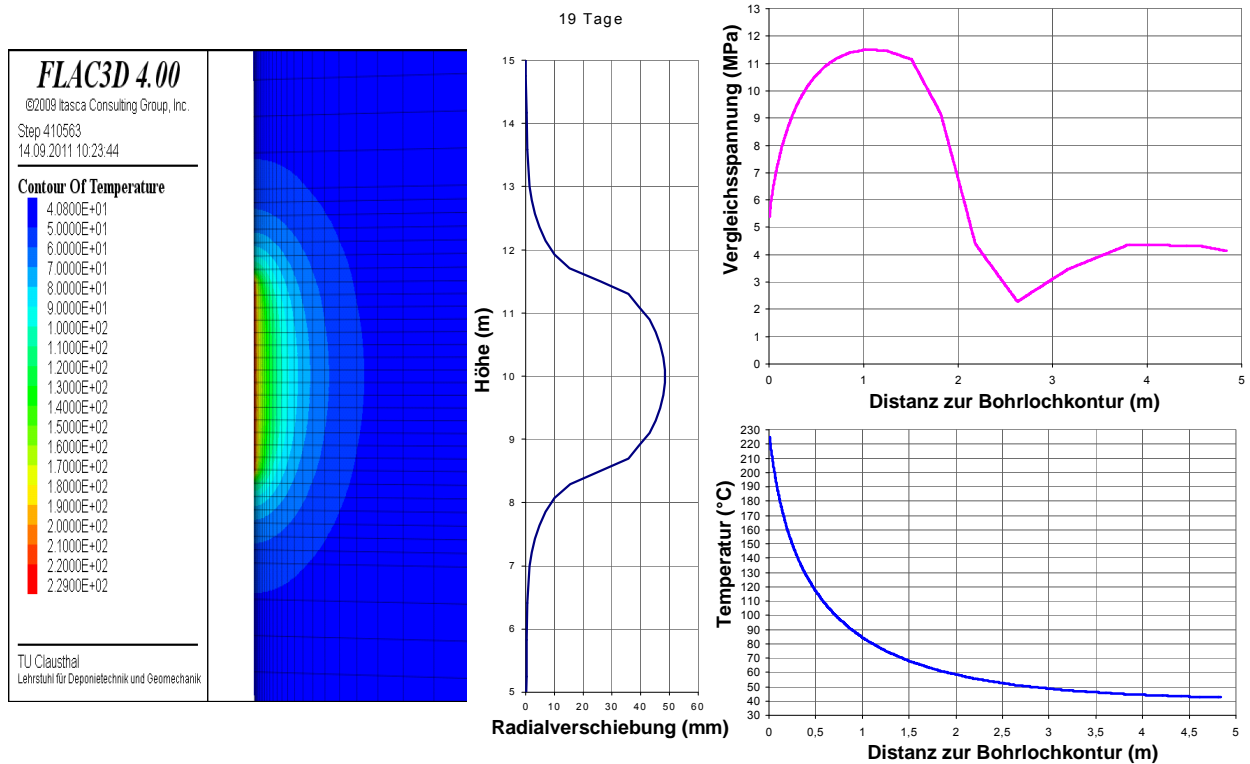


Abb. 3.87: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 19$ d nach Erhitzerstart bzw. zum Abschaltzeitpunkt

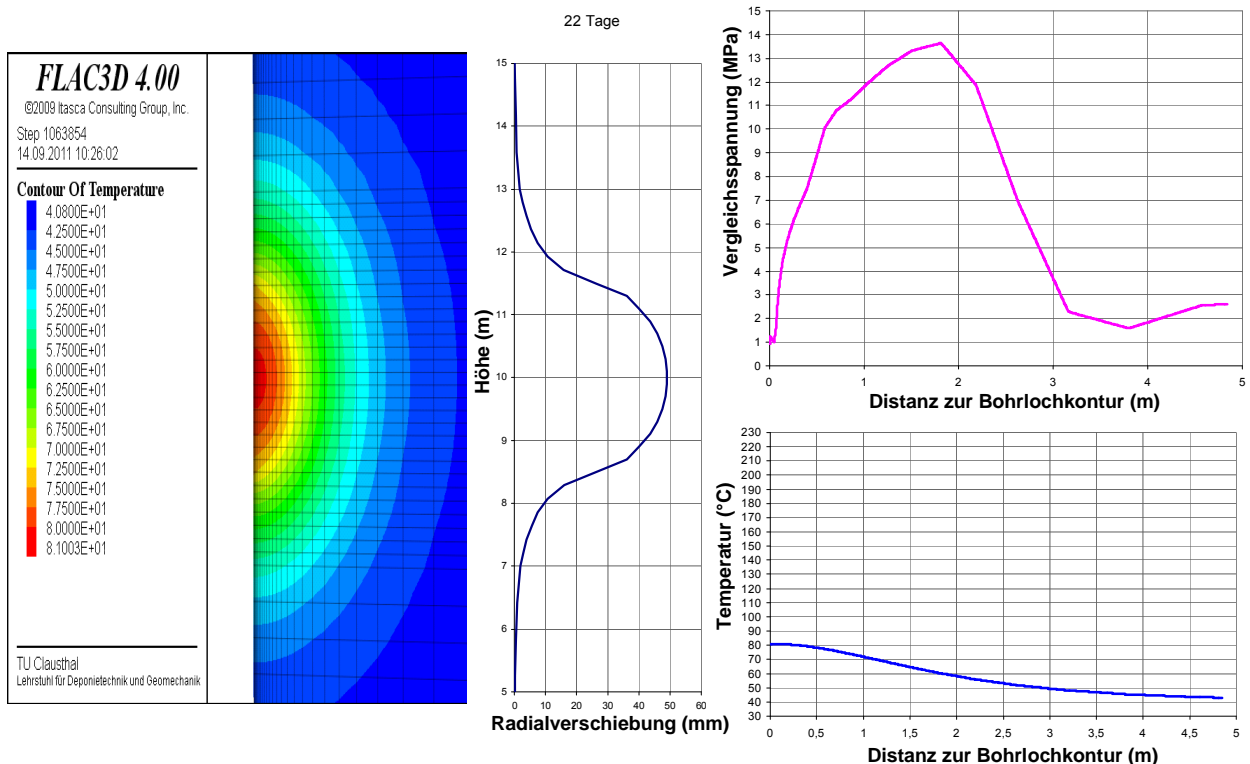


Abb. 3.88: Darstellung des Temperaturfeldes (links), der Radialverschiebung (Mitte), der Vergleichsspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (oben rechts) und der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Modellhöhe von der Bohrlochkontur in das Gebirge (unten rechts) zum Zeitpunkt $t = 3$ d nach Erhitzerabschaltung

In Abb. 3.89 sind die zuvor dargestellten Radialverschiebungen entlang der Steinsalzkontur im Erhitzerbereich zu unterschiedlichen Simulationszeitpunkten in einem zusammenfassenden Diagramm illustriert. Der Darstellung kann entnommen werden, dass die Radialverschiebungen außerhalb der erhitzten Zone signifikant abfällt und der Temperatureinfluss des Erhitzers auf die Radialverschiebung im Wesentlichen nur bis zu einer Entfernung von 4 m vom Erhitzermittelpunkt wirkt.

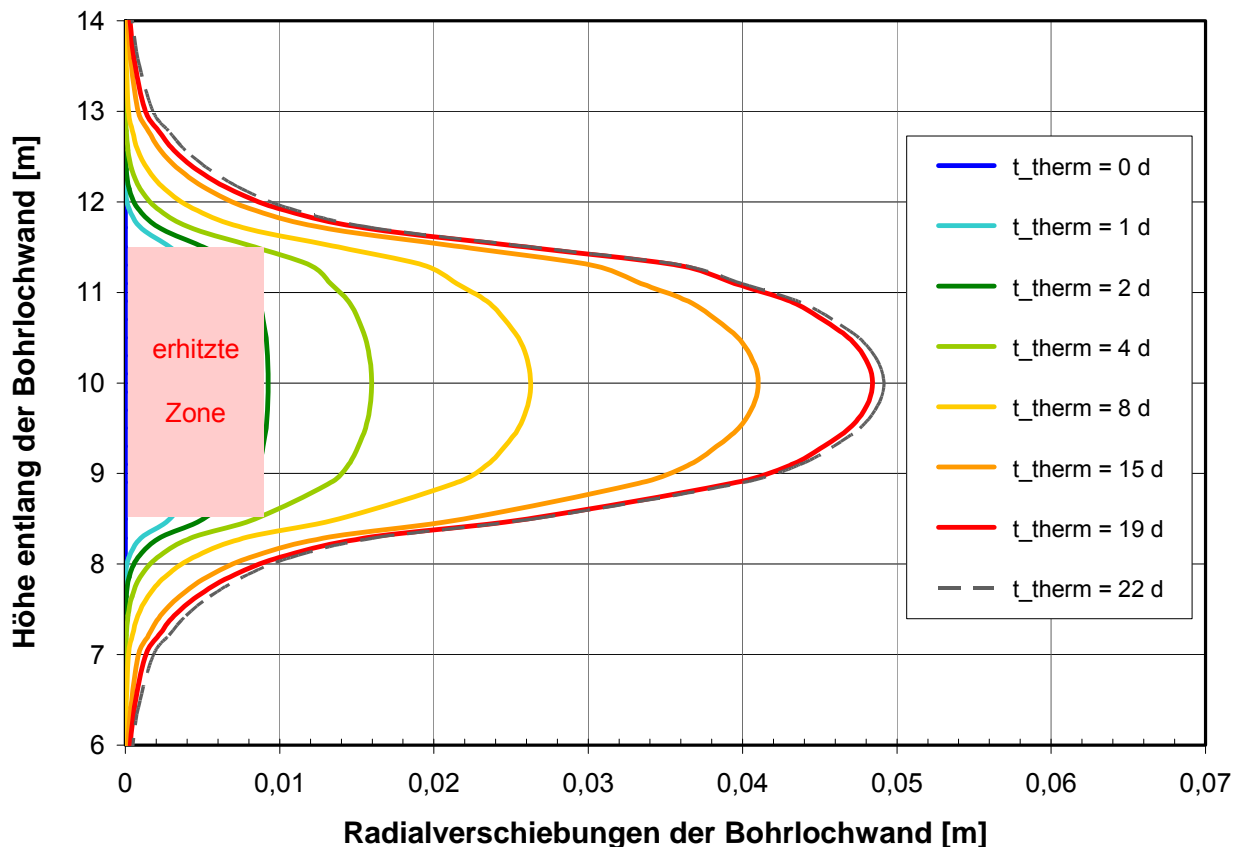


Abb. 3.89: Darstellung der Radialverschiebung zu unterschiedlichen Simulationszeitpunkten entlang eines Vertikalschnittes entlang der Bohrlochkontur

Abb. 3.90 zeigt eine gute Übereinstimmung der berechneten Radialverschiebung der Bohrlochwand (rote Kurve) mit den dargestellten Messwerten (schwarze Punkte) nach 19 Tagen Erhitzereinsatz. Die vergleichende Grafik weist lediglich eine um ca. 10 % zu groß berechnete Radialverschiebung der Bohrlochwand im Erhitzerbereich gegenüber den mittleren Messwerten auf. Bei der Beurteilung der Ergebnisse sind die Extrapolation des Kriechverhaltens bei den Temperaturbedingungen der Laborversuche zu den teilweise deutlich höheren In-situ-Temperaturbedingungen sowie die begrenzte Anzahl an Laborversuchen bei hohen Temperaturen zu berücksichtigen. Für die Stoffmodellparameterbestimmung standen nur zwei Versuche mit jeweils einer Laststufe bei Temperaturen von ca. 90 °C zur Verfügung, wohingegen bei der

numerischen Simulation Temperaturen an der Bohrlochkontur von bis zu 229 °C erreicht wurden.

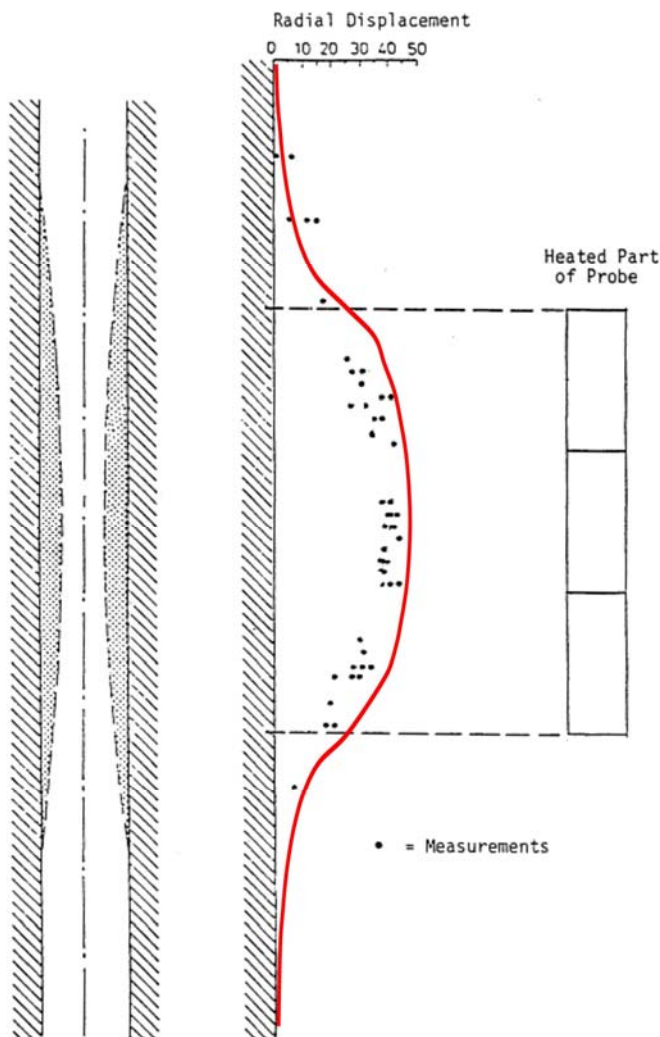


Abb. 3.90: Darstellung der berechneten Radialverschiebung der Bohrlochwand (rote Kurve) im Vergleich zu den Messwerten, modifiziert nach Lowe & Knowles (1989), S. 60

Abb. 3.91 stellt einen Vergleich zwischen der gemessenen Temperatur an der Steinsalzkontur in Erhitzenmitte (schwarze Kurve) und der in der Simulation berechneten Temperatur (rote Kurve) dar. Die rote Kurve zeigt die Temperatur im Massenschwerpunkt der 1. Salzkonturzone des Berechnungsmodells, so dass diese in den ersten 19 Tagen minimal unterhalb der gemessenen und im Modell auf die Kontur beaufschlagten Temperaturrandbedingung liegt. In der Abkühlphase nach Abschaltung des Erhitzers, in dem adiabate Temperaturrandbedingungen vorliegen, zeigt sich eine recht gute Übereinstimmung der Kurvenverläufe mit etwas höheren berechneten Temperaturen im Vergleich zu den Messwerten.

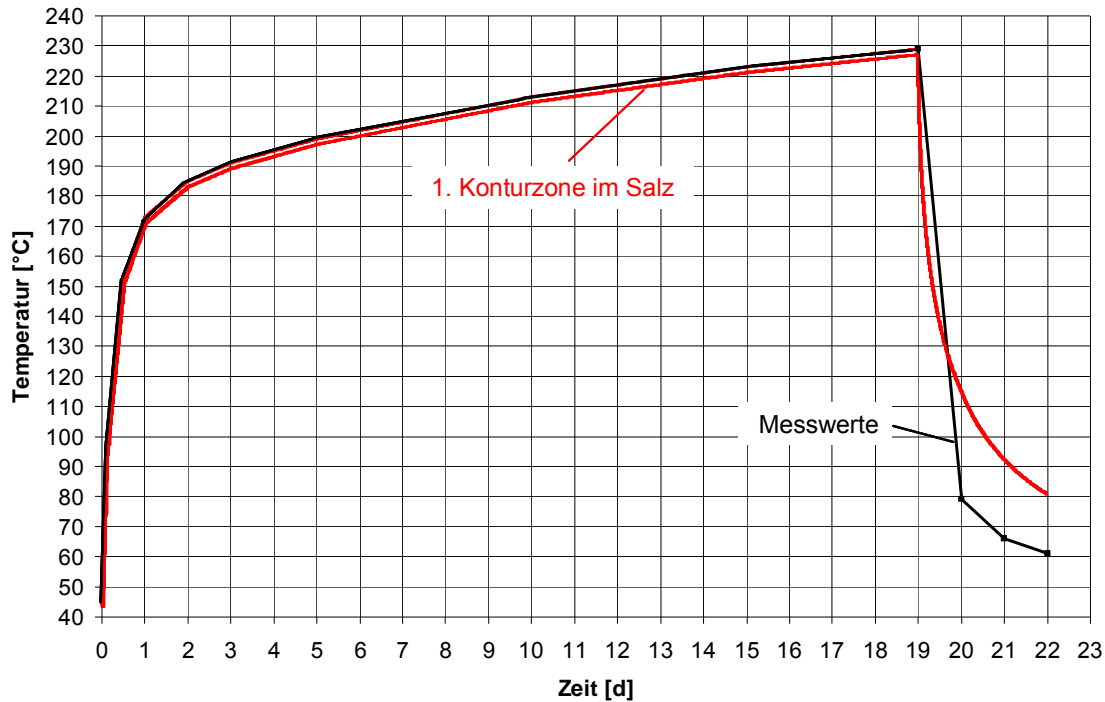


Abb. 3.91: Darstellung des gemessenen Temperaturverlaufs im Vergleich mit den berechneten Temperaturen über der Zeit

Insgesamt zeigen die Simulationen den deutlichen Temperatureinfluss auf das Kriechen des Steinsalzgebirges. Ein Vergleich der von den einzelnen Verbundprojektpartnern erzielten Simulationsergebnisse der In-Situ-Versuche IFC und HFCEP sowie eine Diskussion mit den In-situ-Messwerten erfolgt im übergeordneten Synthesebericht dieses Vorhabens.

3.4 Anwendung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Lux/Wolters* am Beispiel einer ausgebauten Strecke in der Schachtanlage Asse II

3.4.1 Übersicht

Im ehemaligen Gewinnungsbergwerk Asse wurde eine im Jahr 1911 auf der 700 m-Sohle aufgefahrene Strecke nach drei Jahren Standzeit im Jahr 1914 auf einer Länge von 25 m mit einem Gusseisentübbingausbau versehen. Abb. 3.92 zeigt in einem Sohlenriss der 700 m-Sohle den Standort des ausgebauten Streckenteils im Steinsalz Na3y. Die Konstruktion dieses Tübbingausbaus, der als Dammjoch bezeichnet wird, ist charakterisiert durch Gusseisentübbingringe im Abstand von 1 m in Längsrichtung mit Ausfachung der Tübbingringzwischenräume. Die zwischen den Tübbingausbau und Hohlraumkontur verbliebenen Zwischenräume sind mit Beton ausgefüllt worden. Abb. 3.93 zeigt die Situation im Jahr 2014.

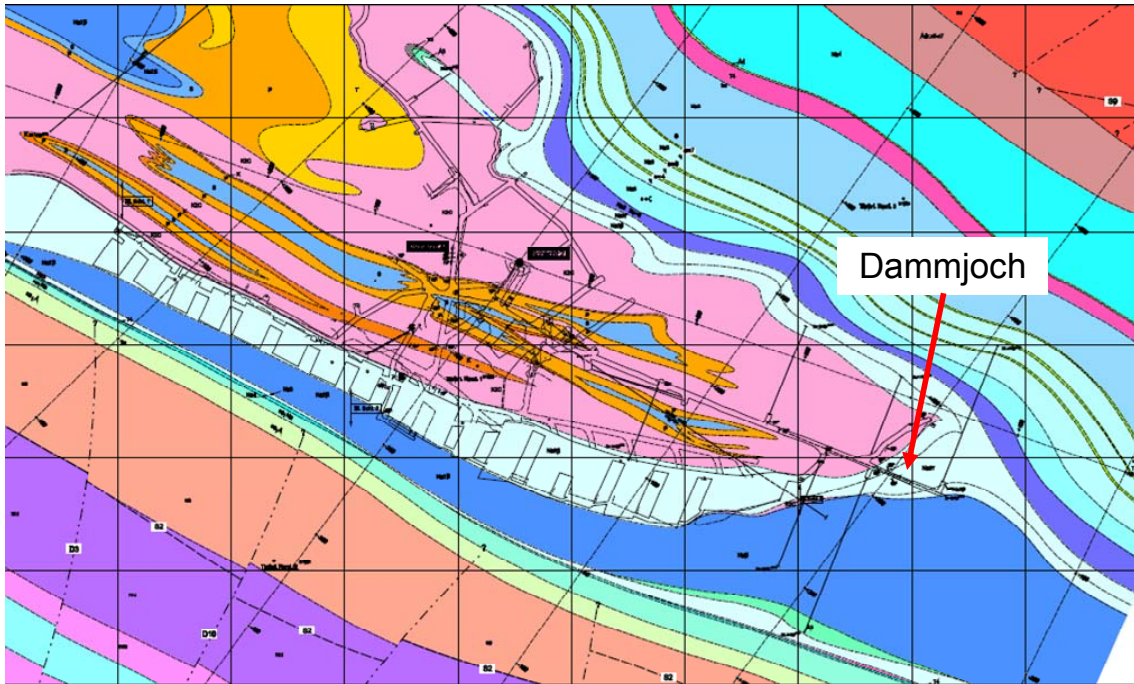


Abb. 3.92: Sohlenriss der 700 m-Sohle in der Schachtanlage Asse II mit Lokation der ausgebauten Strecke Dammjoch, BfS & ASSE GmbH (2009)



Abb. 3.93: Ansicht des Dammjochs auf der 700 m-Sohle, BfS (2014), S. 3

Die Situation Dammjoch wurde von den Projektpartnern als Benchmark ausgewählt, um die unterschiedlichen Verheilungsansätze in den Stoffmollen in ihrer Funktionalität zu testen sowie die

Berechnungsergebnisse sowohl untereinander wie auch mit vorhandenen In-situ-Daten zu vergleichen. Die Situation schien als Benchmark für die Analyse von Verheilungsprozessen geeignet, da aufgrund des relativ steifen Ausbaus aus einer Gusseisen-Beton-Verbundkonstruktion anzunehmen war, dass im Bereich der ehemaligen Streckenkontur im Steinsalzgebirge im Lauf der Jahre eine Verheilung der Auflockerungszone, die aus der dreijährigen Standzeit der offenen Strecke resultierte, stattgefunden hat. Die zur Verfügung stehenden In-situ-Messdaten stammen aus Permeabilitätsmessungen der *GRS (2001)*, die im Rahmen des *ALOHA2*-Projekts durchgeführt wurden. Für diese Messungen sind drei jeweils 7 m lange Bohrungen durch den Tübbingausbau in das Steinsalzgebirge gestoßen worden, wobei die Orientierungen der Bohrungen horizontal im Stoß, vertikal in der Sohle und unter einem Winkel von 45° schräg in die Sohle gewählt worden sind. Neben den Bohrungen durch den Tübbingausbau wurde eine weitere Bohrung vertikal in die Sohle außerhalb des Dammjochbereichs in der offenen Strecke ausgeführt, so dass ein Vergleich der Permeabilitäten möglich ist, die sich zum einen in der ausgebauten Strecke und zum anderen in der offenen Strecke ausgebildet haben. Die schematische Darstellung in Abb. 3.94 zeigt die von der *GRS (2001)* gemessenen Permeabilitäten in ihrer räumlichen Zuordnung für den Bereich mit Tübbingausbau und den Bereich der offenen Strecke nach einer Standzeit von 88 Jahren.

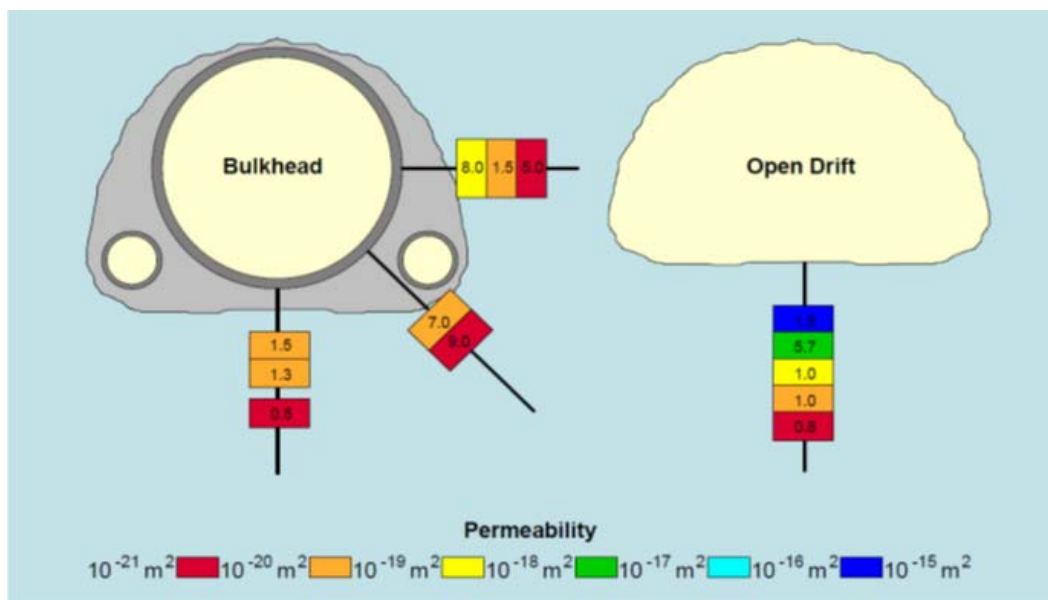


Abb. 3.94: Schematische Darstellung der durchgeführten Permeabilitätsmessungen, im Bereich des Tübbingausbaus (links) und in der offenen Strecke (rechts). Die Farben in den Rechtecke entsprechen der Größenordnung mit der die Zahlenwerte zu multiplizieren sind, um die gemessene Permeabilität zu erhalten, *GRS (2001)*, S. 22

Im nachfolgenden Abschnitt werden die zwischen den Projektpartner vereinbarten Randbedingungen beschrieben.



3.4.2 Randbedingungen für die numerische Reanalyse der Situation Dammjoch

Die Grundlagen für die Randbedingungen der geomechanischen Modellierung basieren sowohl auf den Angaben im Bericht zum ALOHA2-Projekt der GRS (2001) wie auch auf den Arbeiten von Eberth (2008) im Rahmen seiner Dissertation an der TU Clausthal. Die Vereinbarungen sehen einen Primärspannungszustand von $p_G = 15 \text{ MPa}$ entsprechend der Teufenlage der Sohle von $z = 700 \text{ m}$ vor, da das Nahfeld des Dammjochs keinen starken Durchbauungsgrad mit Hohlraumstrukturen aufweist. Für das Steinsalzgebirge ist von jedem Partner sein eigenes Stoffmodell anzusetzen mit den ermittelten Stoffmodellparametern aus den im Projekt durchgeführten lokationsspezifischen Laborversuchen. Die elastischen Parameter sind vereinheitlicht mit einem E-Modul von $E = 25000 \text{ MPa}$ und einer Poisson-Zahl von $\nu = 0,27$ anzusetzen. Der Tübbingausbau wird als eine Schicht mit konstanter Dicke von $d = 0,1 \text{ m}$ konstruiert. Der Gusseisentübbingausbau wie auch der Betonausbau werden als eigener Homogenbereich mit dem linear-elastischen Stoffmodell von Hooke modelliert. Die elastischen Parameter sowie die Dichte der Materialien können der Tabelle in Abb. 3.95 entnommen werden.

	Steinsalz	Gusseisentübbing	Beton
E-Modul, MPa	25000	100000	10000
Poisson-Zahl, -	0,27	0,3	0,18
Dichte, kg/m ³	2184	8000	2400

Abb. 3.95: Materialkennwerte für Steinsalzgebirge, Gusseisentübbing und Beton

Die geometrischen Abmessungen sehen einen Gusseisenringdurchmesser von $D = 2,30 \text{ m}$ sowie eine maximale Höhe der Strecke von $h_{\max} = 2,75 \text{ m}$ und eine maximale Breite der Strecke von $b_{\max} = 3,80 \text{ m}$ vor.

Für die numerischen Berechnungen sind zwei Situationen zu simulieren: Zum einen soll eine offene Strecke mit einer Standzeit von 88 Jahren berechnet werden (Simulation 1) und zum anderen eine Strecke, die zunächst 3 Jahre offen steht, anschließend mit einem Tübbingausbau versehen wird und danach für weitere 85 Jahre mit integriertem Dammjoch zu simulieren ist (Simulation 2).

Nachfolgend werden das Berechnungsmodell und die Simulationsergebnisse für die offene Strecke und für die ausgebaute Strecke dargestellt.

3.4.3 Berechnungsmodell für die Situation Dammjoch

Für die Berechnungen ist von allen Partnern, die mit dem numerischen Simulationsprogramm FLAC^{3D} rechnen, ein einheitliches Berechnungsmodell verwendet worden. Dieses in Abb. 3.96 dargestellte Berechnungsmodell ist unter Nutzung der Symmetriebedingungen der Strecke als halbes Modell diskretisiert worden.

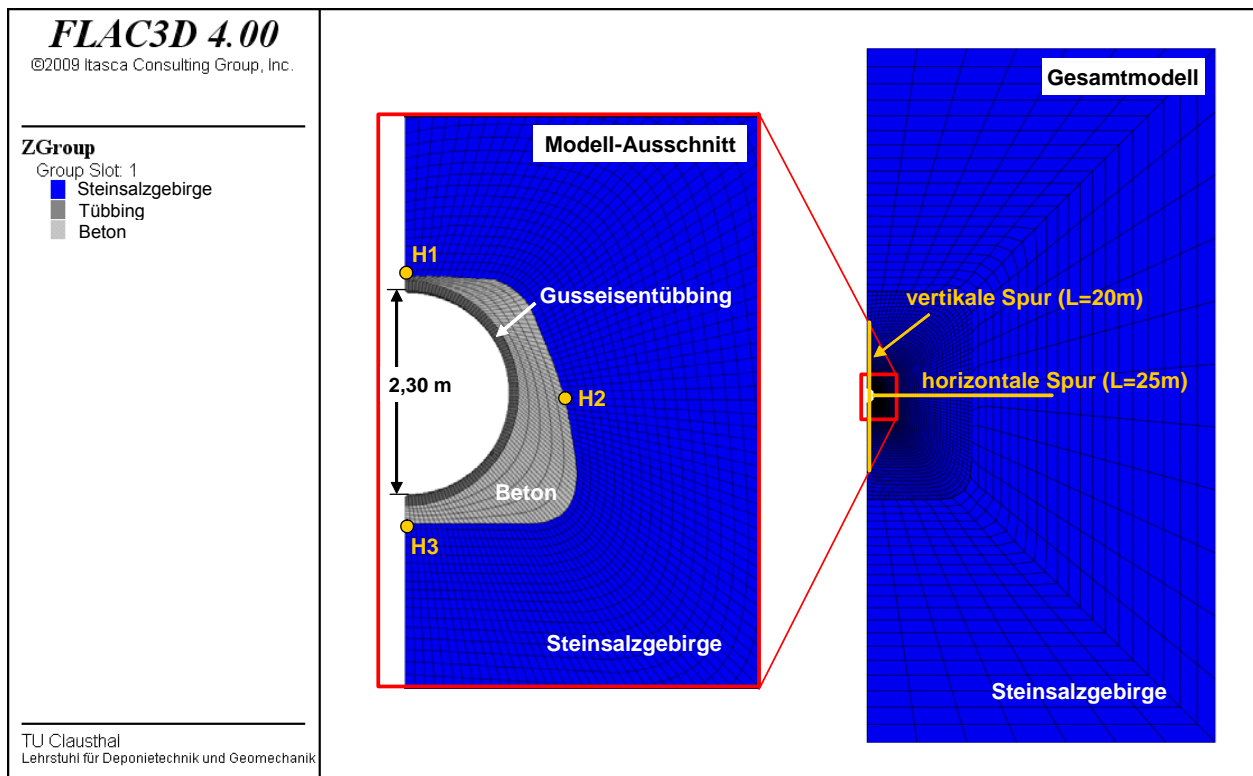


Abb. 3.96: Ansicht des Berechnungsmodells mit Detail-Ansicht (links), Kennzeichnung der Spuren und der Punkte H1 bis H3 zur ortsabhängigen Ergebnisauswertung

Das Berechnungsmodell wurde als Scheibenmodell mit einer Höhe von $H_{Modell} = 100 \text{ m}$, einer horizontale Ausdehnung von $B_{Modell} = 50 \text{ m}$ und einer Scheibendicke von $T_{Modell} = 0,2 \text{ m}$ generiert. Das Modell umfasst 6525 Zonen sowie 13616 Knotenpunkte und ist entlang der Symmetrieachse und am rechten äußeren Rand unverschieblich gelagert. Die untere Berandung ist vertikal unverschieblich gelagert, während der obere Modellrand sich frei verschieblich verformen kann.

Im Gesamtmodell gekennzeichnet sind ein Vertikalschnittverlauf (Teufe: 690 m bis 710 m) und ein Horizontalschnittverlauf (Länge: 25 m in 700 m Teufe), entlang derer verschiedene Ergebnisgrößen ausgewertet werden, Abb. 3.96. Im Modell-Ausschnitt sind die Punkte H1, H2 und H3 an den Stellen markiert, an denen nachfolgend zeitabhängige Ergebnisgrößen ausgewiesen werden. Für die physikalische Modellierung sind die auf Grundlage der lokationsspezifischen La-



borversuche ermittelten Stoffmodellparameter aus Abschnitt 3.2.3 angesetzt worden, die in den Abbildungen 3.42, 3.47 und 3.63 dokumentiert sind.

3.4.4 Simulationsergebnisse der offenen Strecke

Für die Auswertung und Darstellung der Berechnungsergebnisse werden nur ausgewählte Berechnungsgrößen zu bestimmten Zeitpunkten dargestellt. Besonders berücksichtigt werden die Zeitabschnitte „3 a offene Strecke“, „88 a offene Strecke“, „10 a mit Tübbingausbau“ (→ 3 a offene Strecke + 7 a mit Ausbau), „88 a mit Tübbingausbau“ (→ 3 a offene Strecke + 85 a mit Ausbau).

Nachfolgend werden in Flächenplots Verschiebungen, Dilatanz, Minimalspannung und Vergleichsspannung für die Berechnung der offenen Strecke (ohne Ausbau) bis 88 a gezeigt:

- Die Abbildungen 3.97 bis 3.100 stellen Verschiebungen, Dilatanz, Minimal- und Vergleichsspannung nach $t = 3 a$ mit offener Strecke dar und zeigen somit den Zustand unmittelbar vor Einbau des Gusseisentübbingausbaus, der im nächsten Abschnitt behandelt wird. Die Darstellung der Minimalspannung dient zur Überprüfung der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0 \text{ MPa}$ am Hohlraumrand und der Überprüfung eventuell vorhandener Zugspannungen.
- Die Abbildungen 3.101 und 3.102 zeigen die Verschiebungen und die flächenhafte Verteilung der Dilatanz nach $t = 10 a$.
- Die Abbildungen 3.103 bis 3.106 stellen Verschiebungen, Dilatanz, Minimal- und Vergleichsspannung nach $t = 88 a$ mit offener Strecke dar.

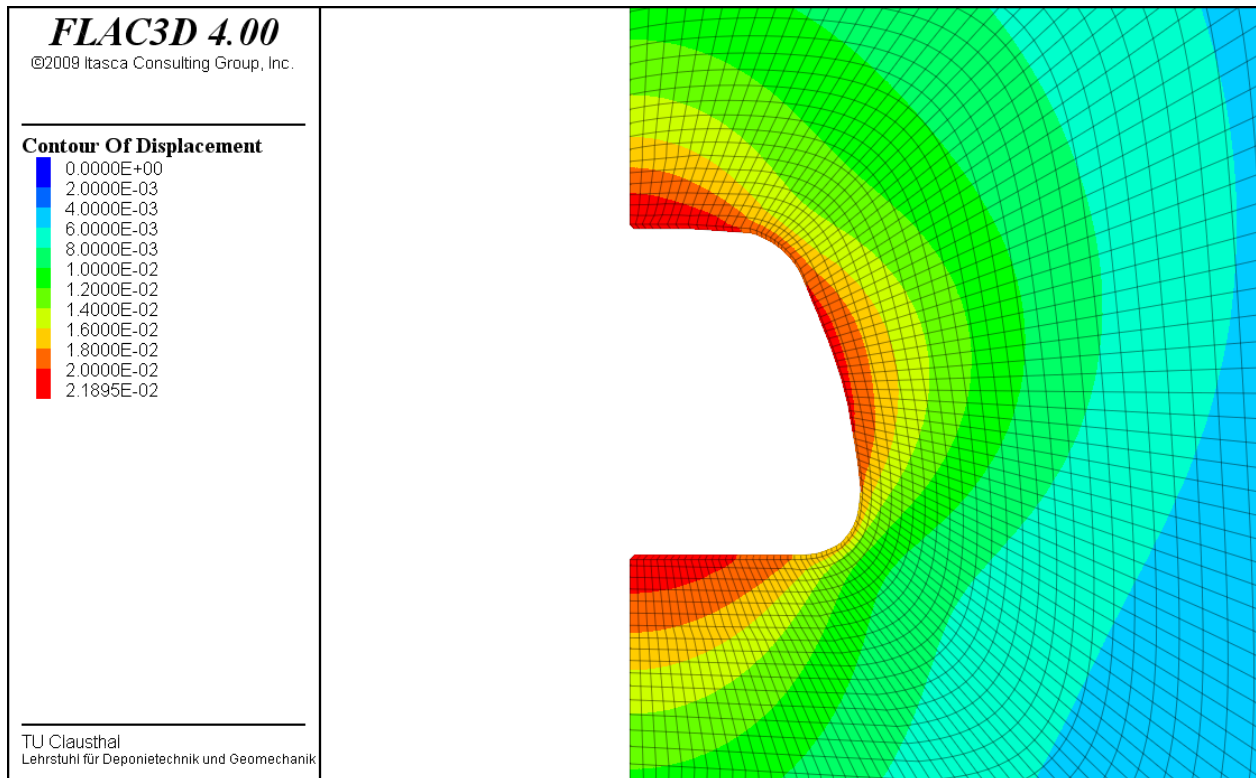


Abb. 3.97: Verschiebungen nach drei Jahren mit offener Strecke

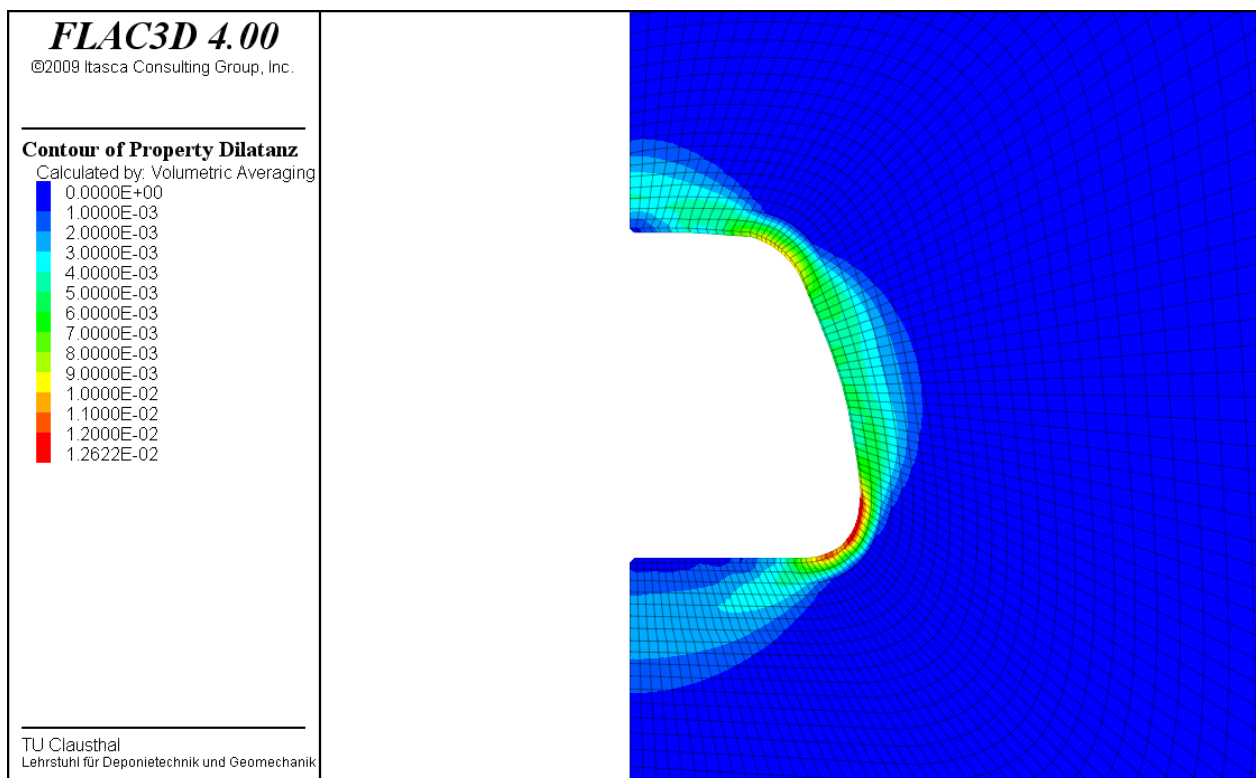


Abb. 3.98: Dilatanz nach drei Jahren mit offener Strecke

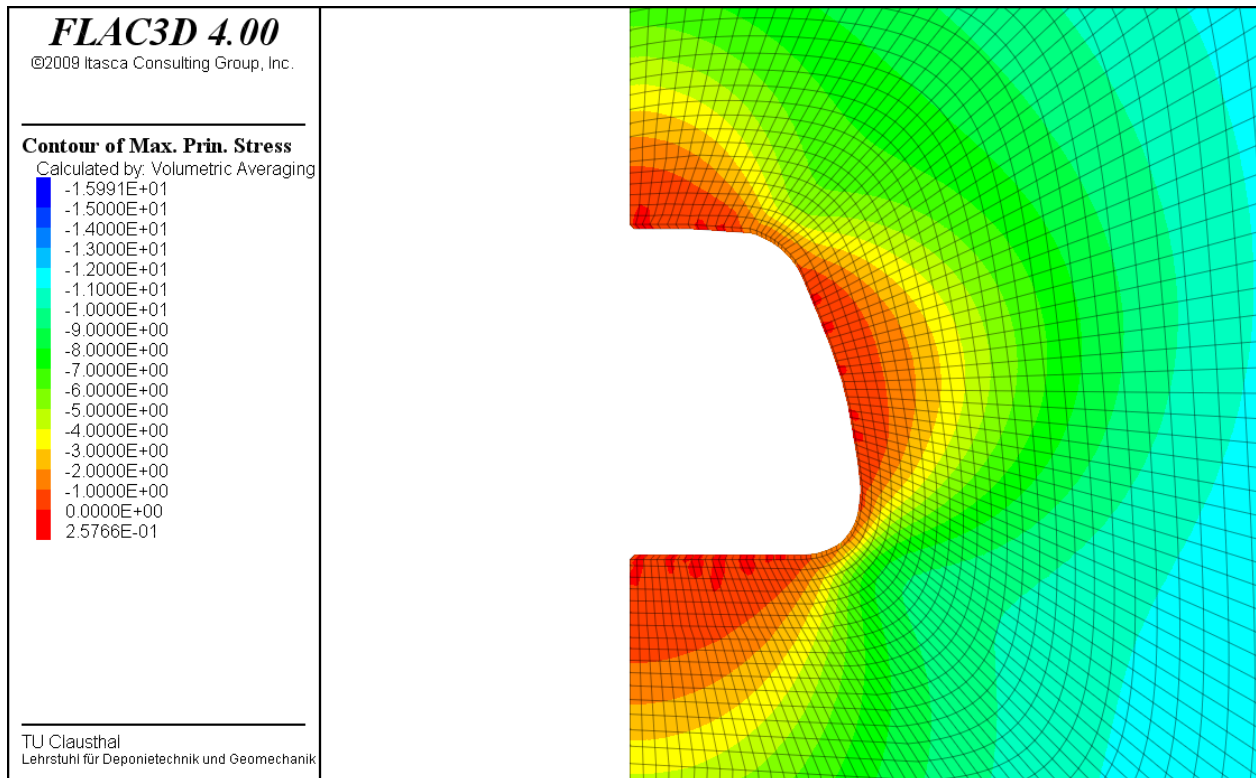


Abb. 3.99: Minimalspannung nach drei Jahren mit offener Strecke

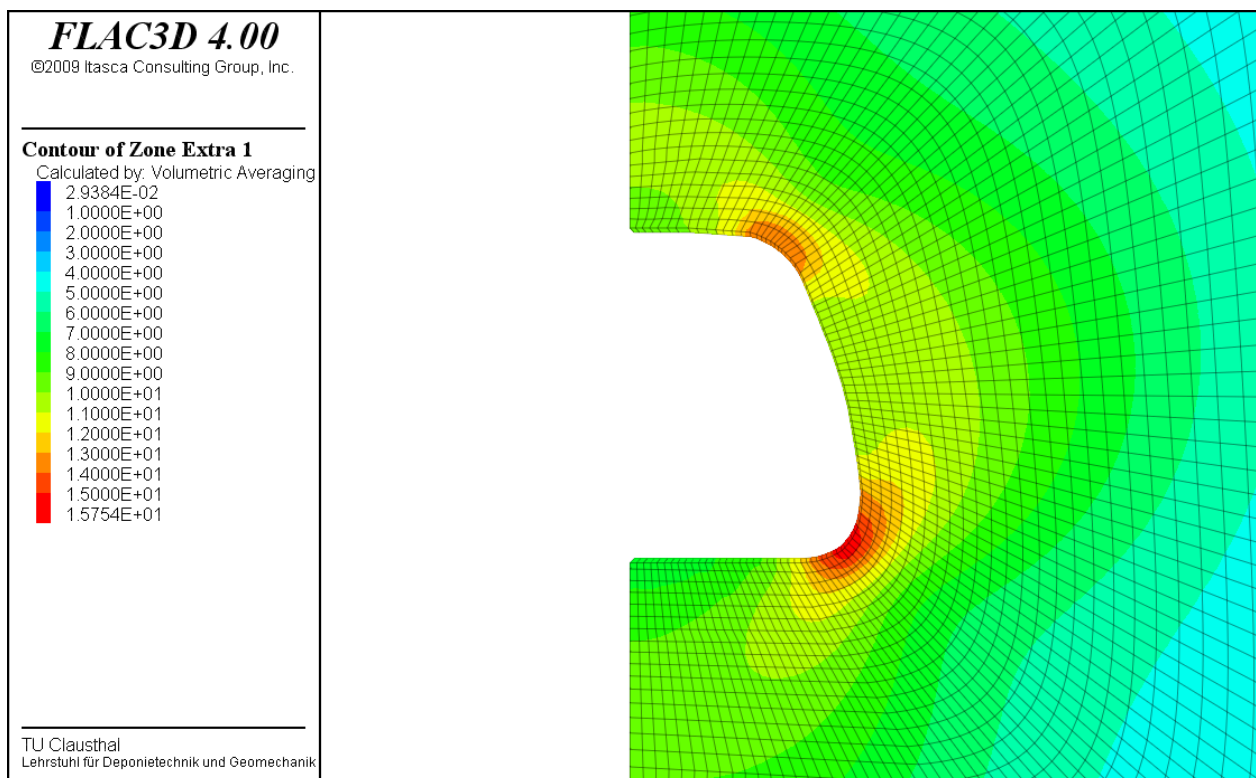


Abb. 3.100: Vergleichsspannung nach drei Jahren mit offener Strecke

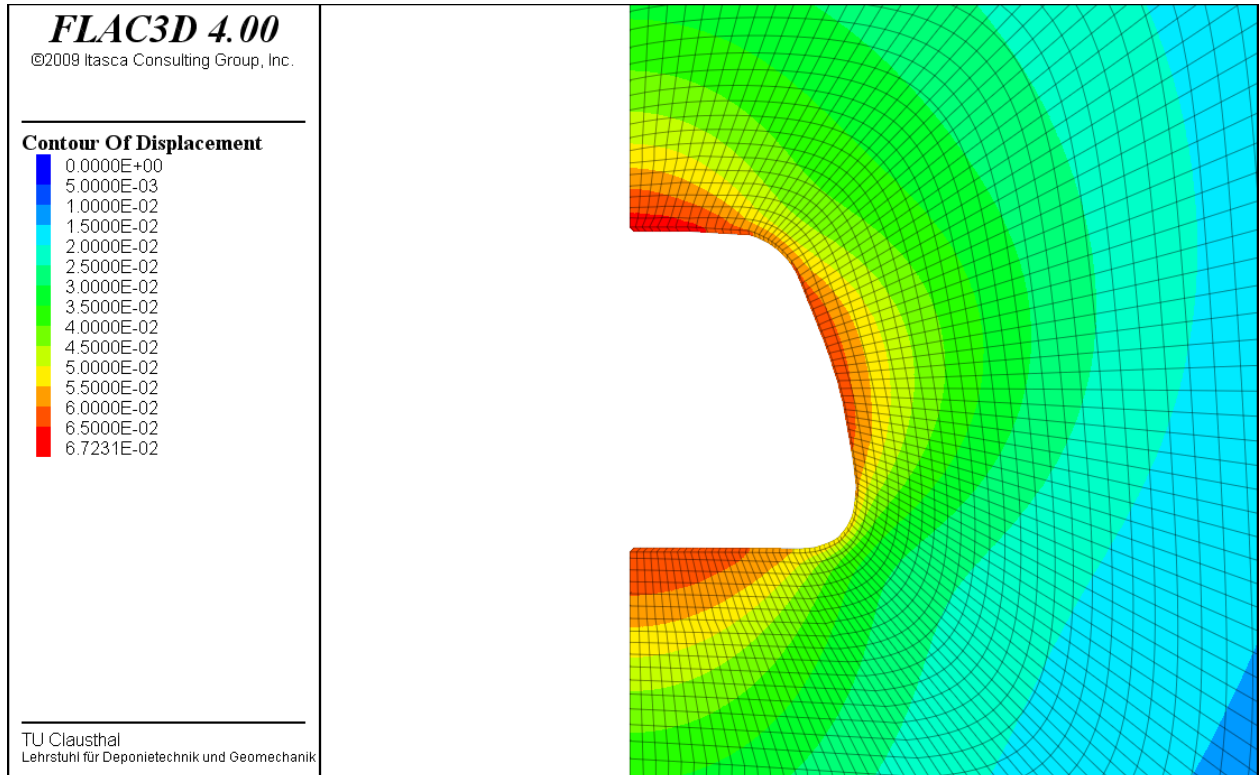


Abb. 3.101: Verschiebungen nach zehn Jahren mit offener Strecke

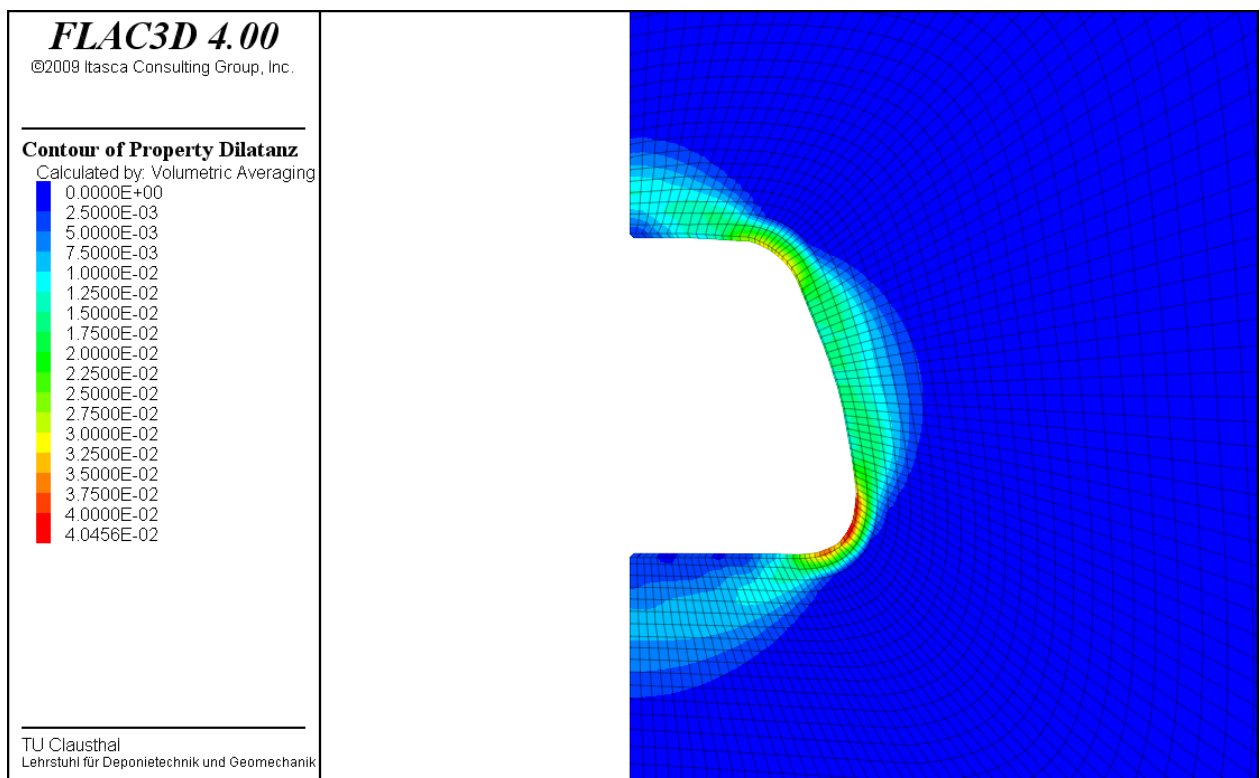


Abb. 3.102: Dilatanz nach zehn Jahren mit offener Strecke

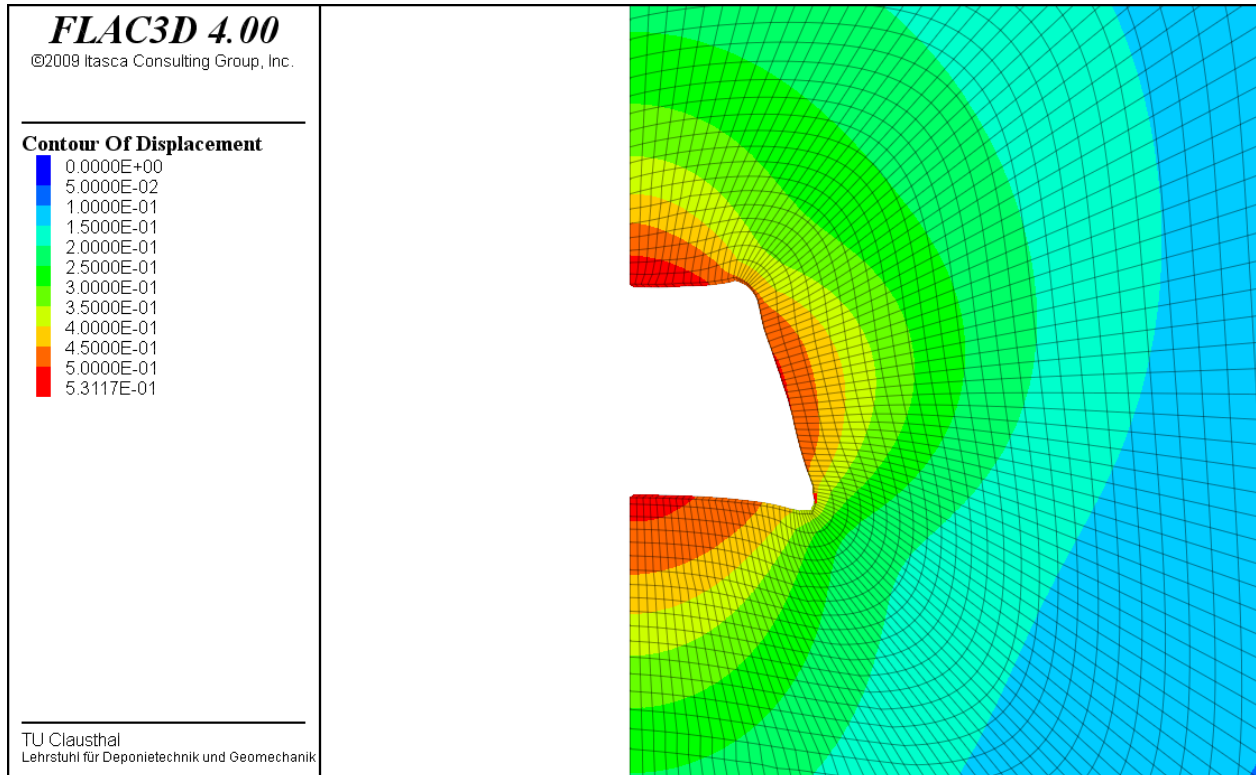


Abb. 3.103: Verschiebungen nach 88 Jahren mit offener Strecke

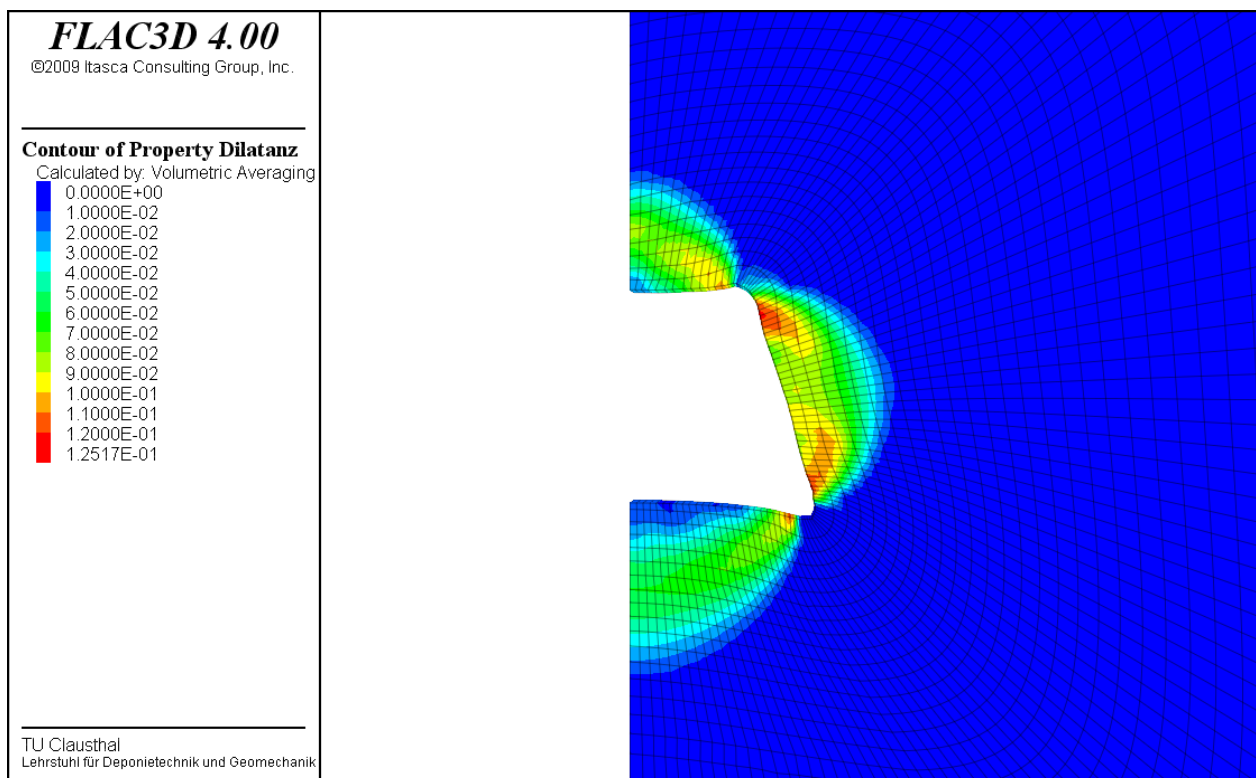


Abb. 3.104: Dilatanz nach 88 Jahren mit offener Strecke

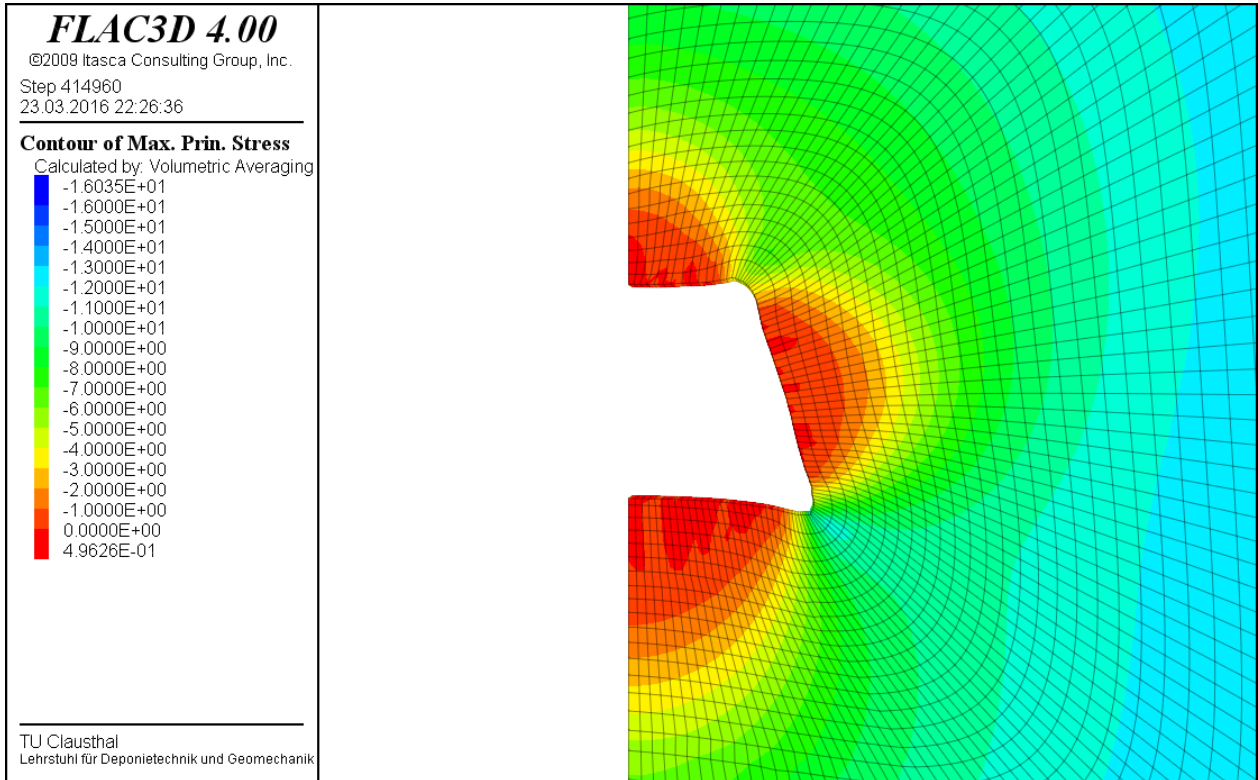


Abb. 3.105: Minimalspannung nach 88 Jahren mit offener Strecke

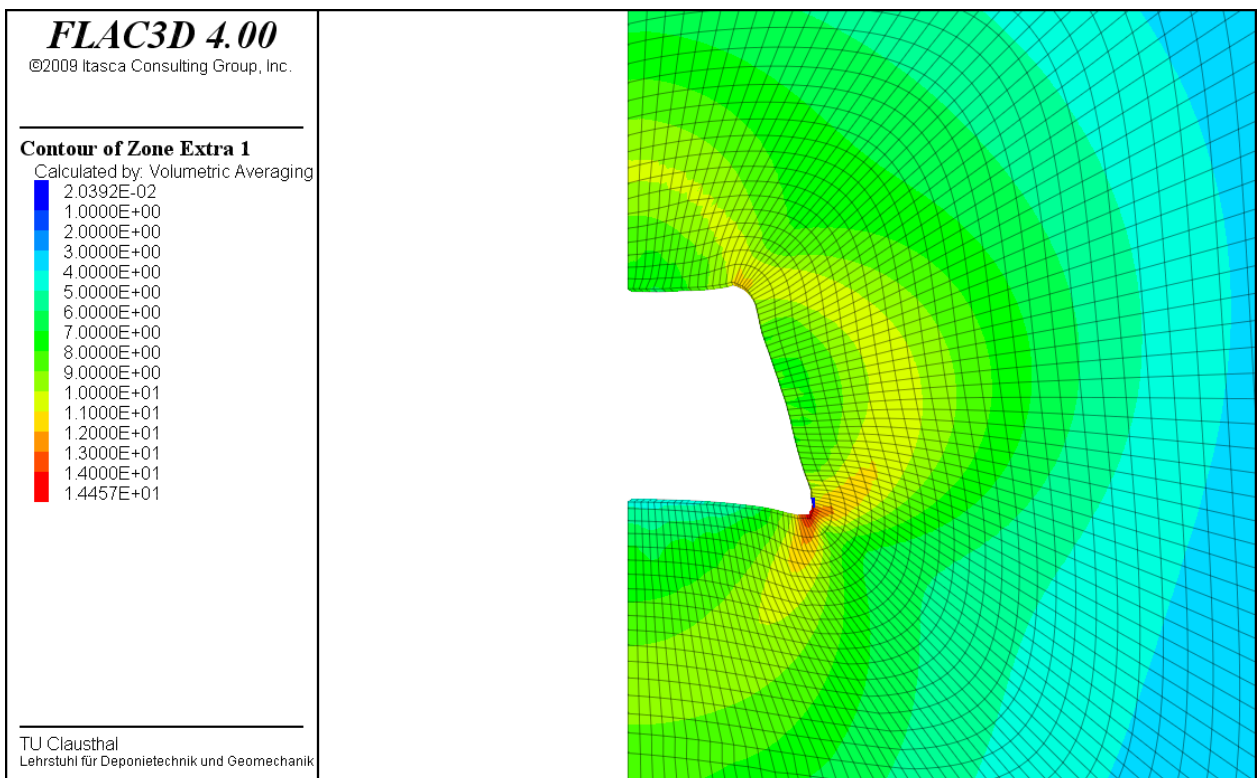


Abb. 3.106: Vergleichsspannung nach 88 Jahren mit offener Strecke

Die Verschiebungen erreichen entsprechend den Abbildungen 3.103, 3.107 und 3.109 nach $t = 88 a$ an der Firste $\Delta d = 0,53 m$ und am Stoß $\Delta d = 0,47 m$. Die Sohlenhebung beträgt

$\Delta d = 0,51 \text{ m}$. Die Dilatanz nach drei Jahren mit offener Strecke (Einbauzustand des Tübbings) liegt bei $\varepsilon_{vol} = 0,6 \%$ am Stoß, wohingegen an der Firste und der Sohle geringere Zahlenwerte für die Dilatanz berechnet werden, Abb. 3.98 und 3.108. Zu sehen ist in Abb. 3.98 eine erhöhte Dilatanz hinter der Firste und der Sohle, so dass es zu einer nahezu kreisförmigen Zone mit hohen Dilatanzwerten in der Hohlraumumgebung kommt. In Abb. 3.110 ist dieser Effekt einer erhöhten Dilatanz hinter der Kontur auch im Bereich des Stoßes nach $t = 88 \text{ a}$ zu sehen. Nach einer Standzeit von $t = 88 \text{ a}$ hat die Dilatanz am Stoß Zahlenwerte im Bereich von $\varepsilon_{vol} = 8,8 \%$, in der Sohle um $\varepsilon_{vol} = 1,3 \%$ und in der Firste um $\varepsilon_{vol} = 2,0 \%$ erreicht, Abb. 3.104 und 3.108. Zu ersehen ist darüber hinaus eine Abnahme der Vergleichsspannungen an der Hohlraumkontur über der Zeit, Abb. 3.100 und 3.106. Abb. 3.110 zeigt in einem Horizontalschnitt die Ausdehnung der dilatanten Zone im Lauf der Zeit. Die Anfangspunkte der Kurven stellen die Position der Hohlraumkontur in Bezug auf den Hohlraummittelpunkt zum jeweiligen Zeitpunkt dar. Zu sehen ist ein Anwachsen des dilatanten Bereiches bis zu einer horizontalen Ausdehnung von $l = 1,1 \text{ m}$ nach $t = 88 \text{ Jahren}$.

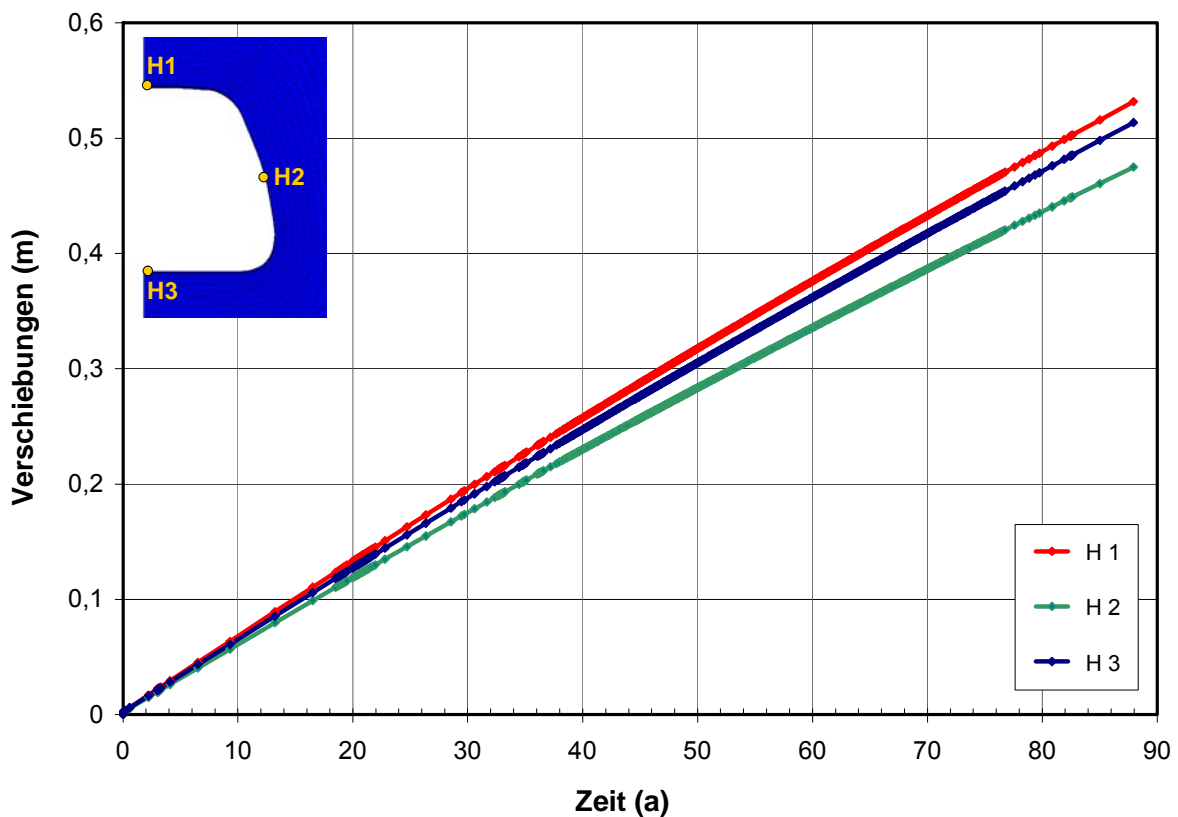


Abb. 3.107: Zeitliche Entwicklung der Verschiebungen an drei Konturpunkten

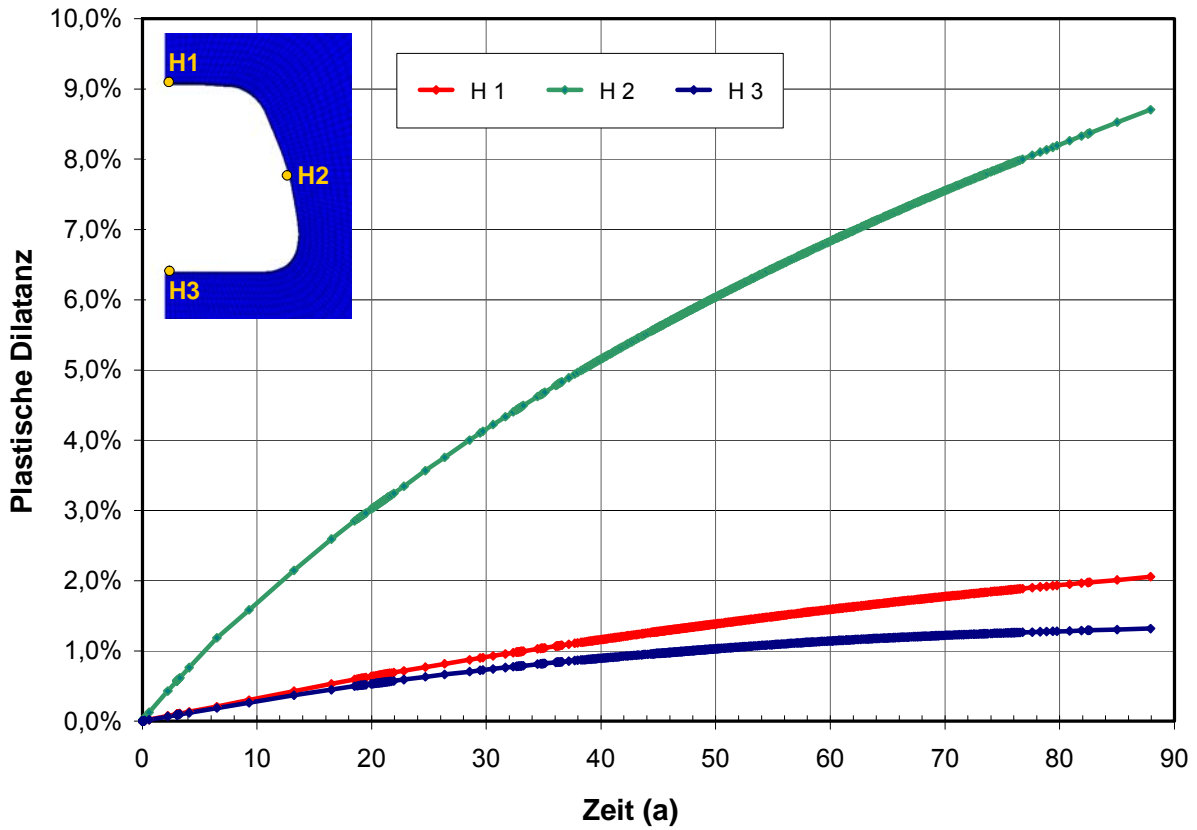


Abb. 3.108: Zeitliche Entwicklung der berechneten Dilatanz an drei Konturpunkten

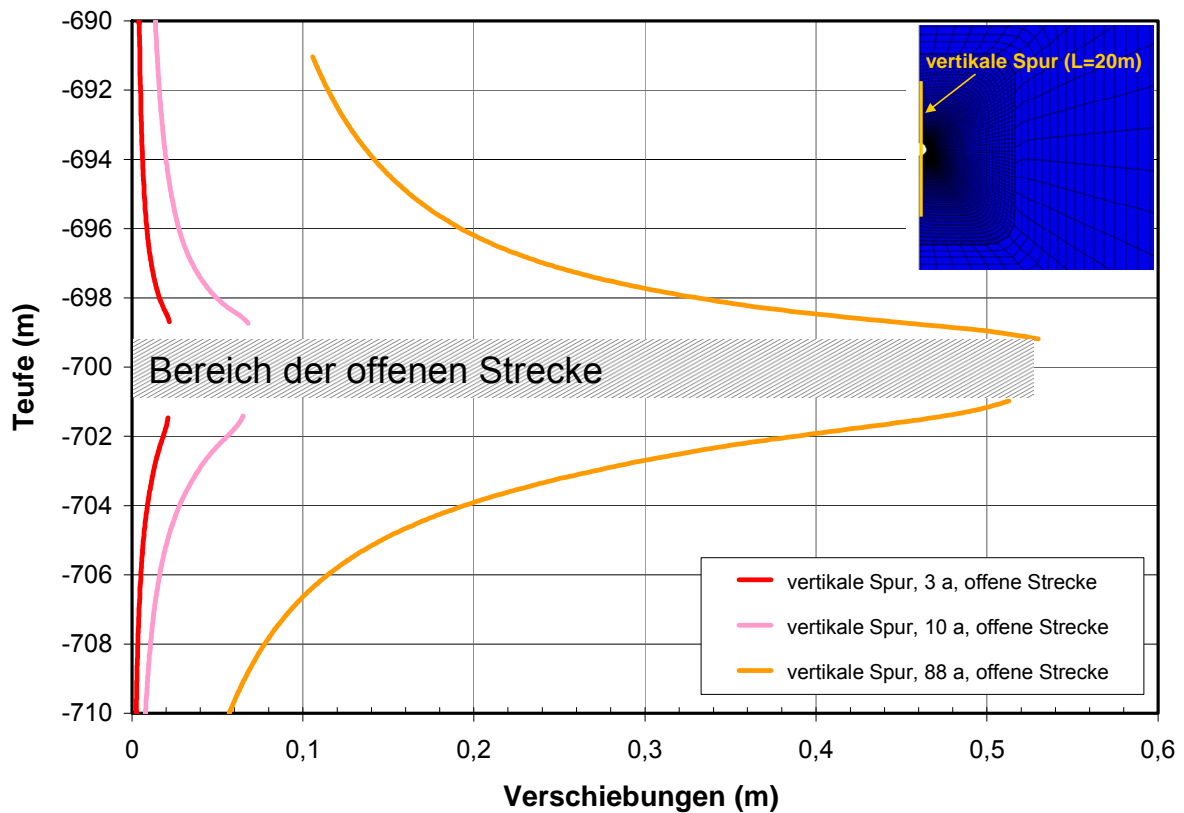


Abb. 3.109: Verschiebungen in einem Vertikalschnitt zu unterschiedlichen Zeitpunkten

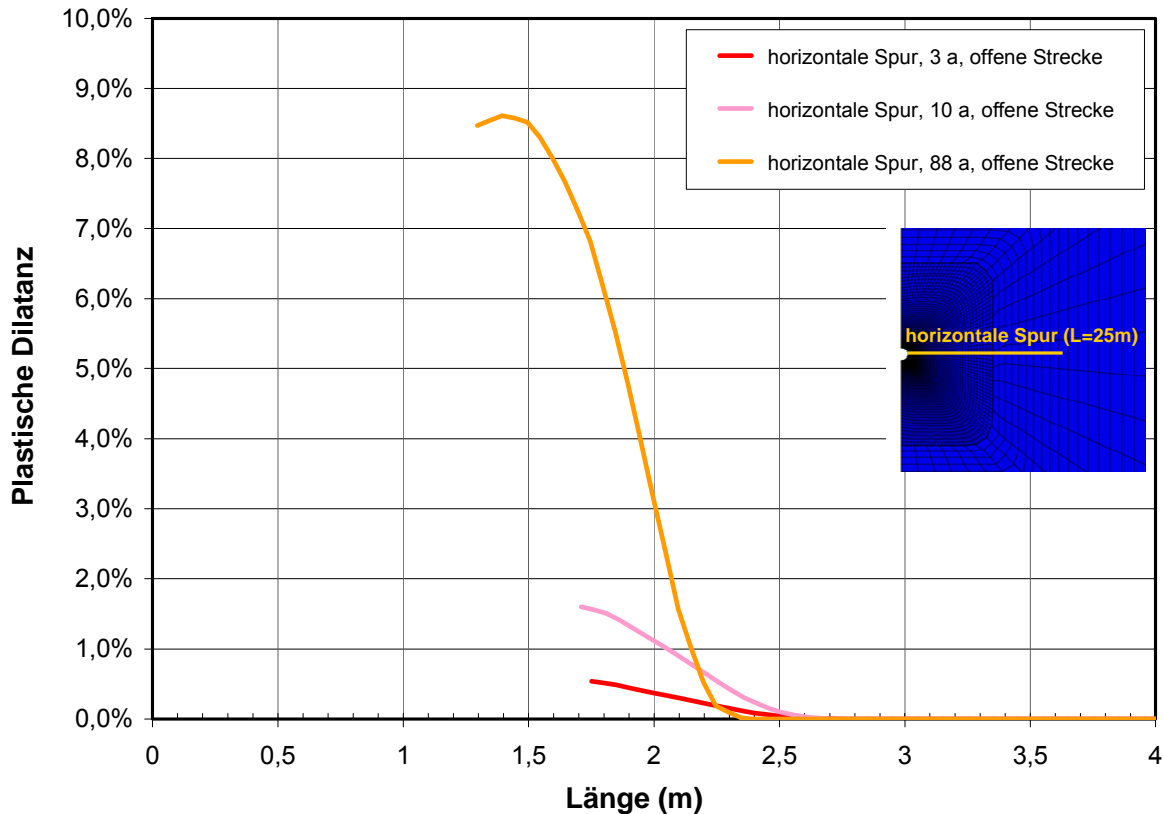


Abb. 3.110: Dilatanz in einem Horizontalschnitt zu unterschiedlichen Zeitpunkten

3.4.5 Simulationsergebnisse der mit einem Tübbingausbau versehenen Strecke

Für die Auswertung der Ergebnisse werden die Berechnungsgrößen zum Zeitpunkt $t = 88 a$ dargestellt, d.h. nach 3 Jahren mit offener Standzeit und weiteren 85 Jahren mit Tübbingausbau. Nachfolgend werden in Flächenplots die Dilatanz in Abb. 3.111, die Minimalspannung in Abb. 3.112 und die Vergleichsspannung in Abb. 3.113 gezeigt.

In den Abbildungen zur flächenhaften Verteilung der Dilatanz ist zu sehen, dass sich entsprechend Abb. 3.98 nach $t = 3 a$ eine betragsmäßig stark unterschiedliche Verteilung der Dilatanz im Nahfeld des Hohlraumes aufgebaut hat, wohingegen die Verteilung der Rest-Dilatanz nach $t = 88 a$ eine nahezu einheitliche dilatante Zone im Nahfeld des Hohlraums mit nur geringen Unterschieden im Betrag der Dilatanz aufweist, Abb. 3.111.

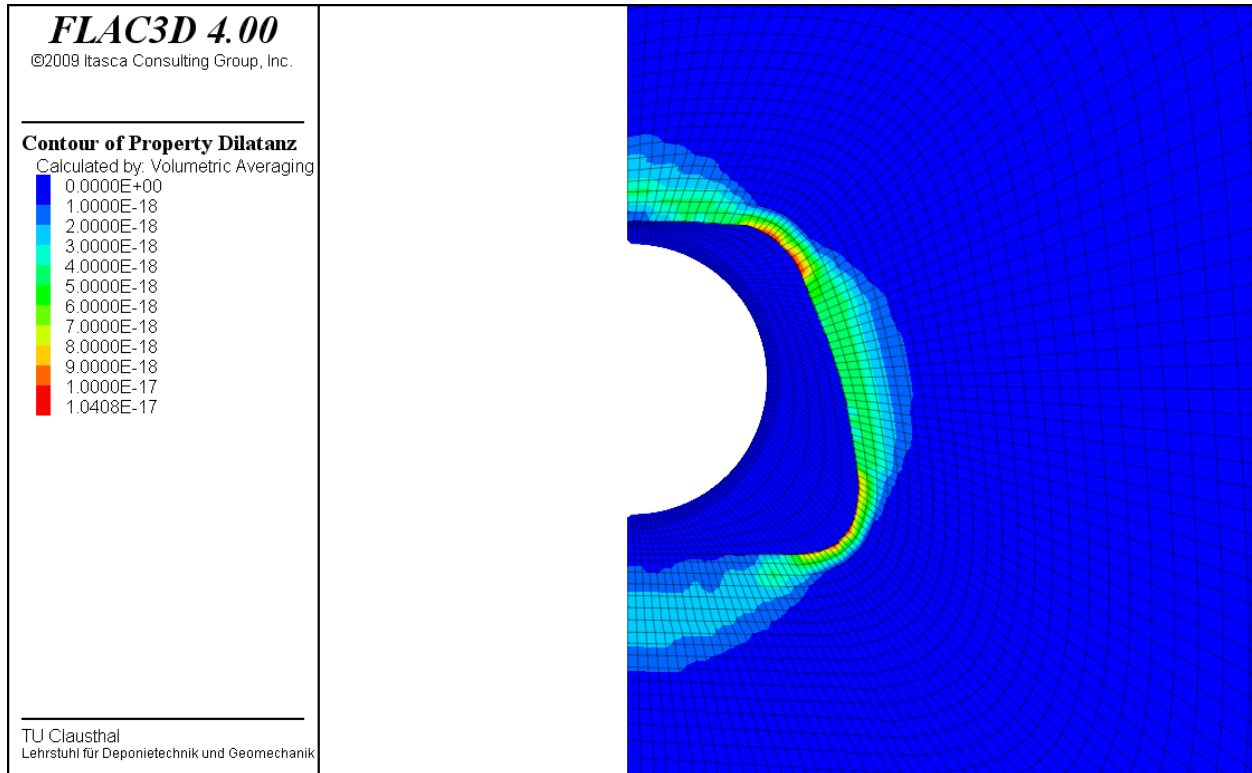


Abb. 3.111: Dilatanz nach 88 Jahren mit Tübbingeinbau. Der Tübbing wie auch der Beton weisen keine Dilatanz auf, da diese Homogenbereiche mit dem elastischen Stoffmodell nach Hooke simuliert wurden.

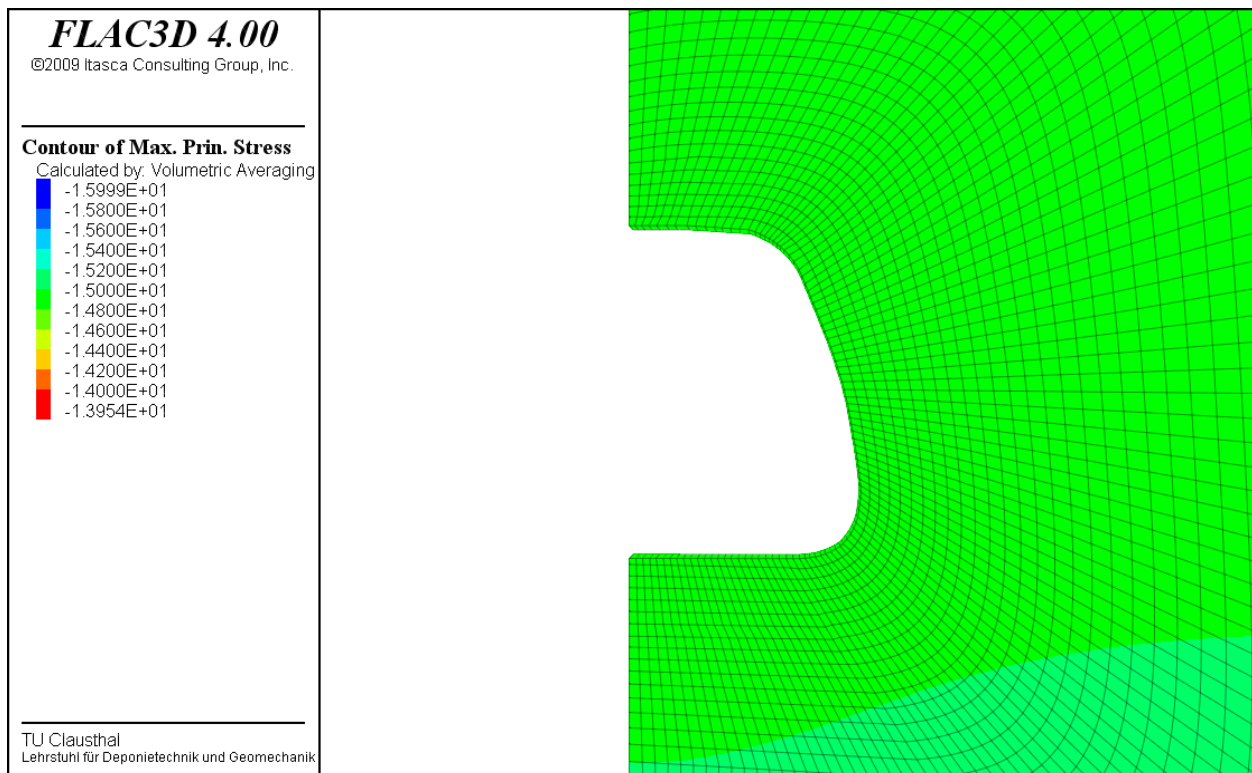


Abb. 3.112: Minimalspannung nach 88 Jahren mit Tübbingeinbau. Der vorhandene Ausbau ist hier grafisch nicht dargestellt.

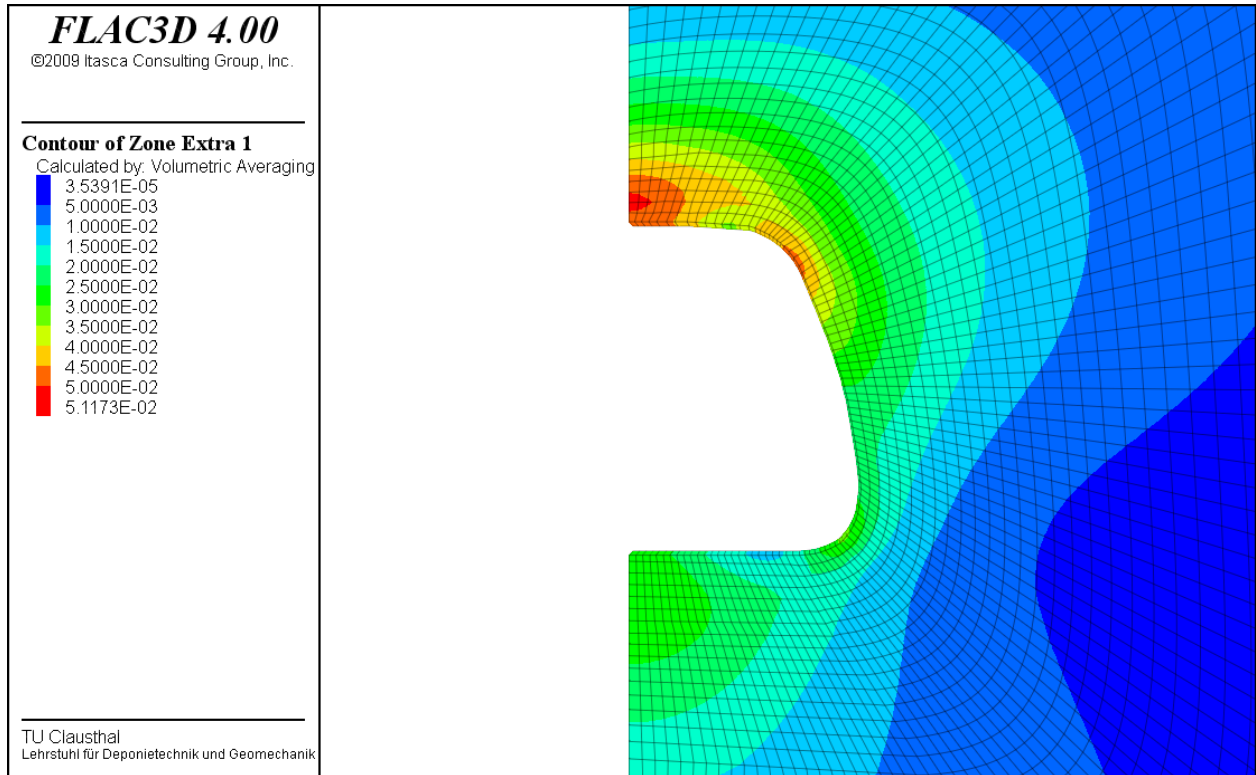


Abb. 3.113: Vergleichsspannung nach 88 Jahren mit Tübbingeinbau. Der vorhandene Ausbau ist hier grafisch nicht dargestellt.

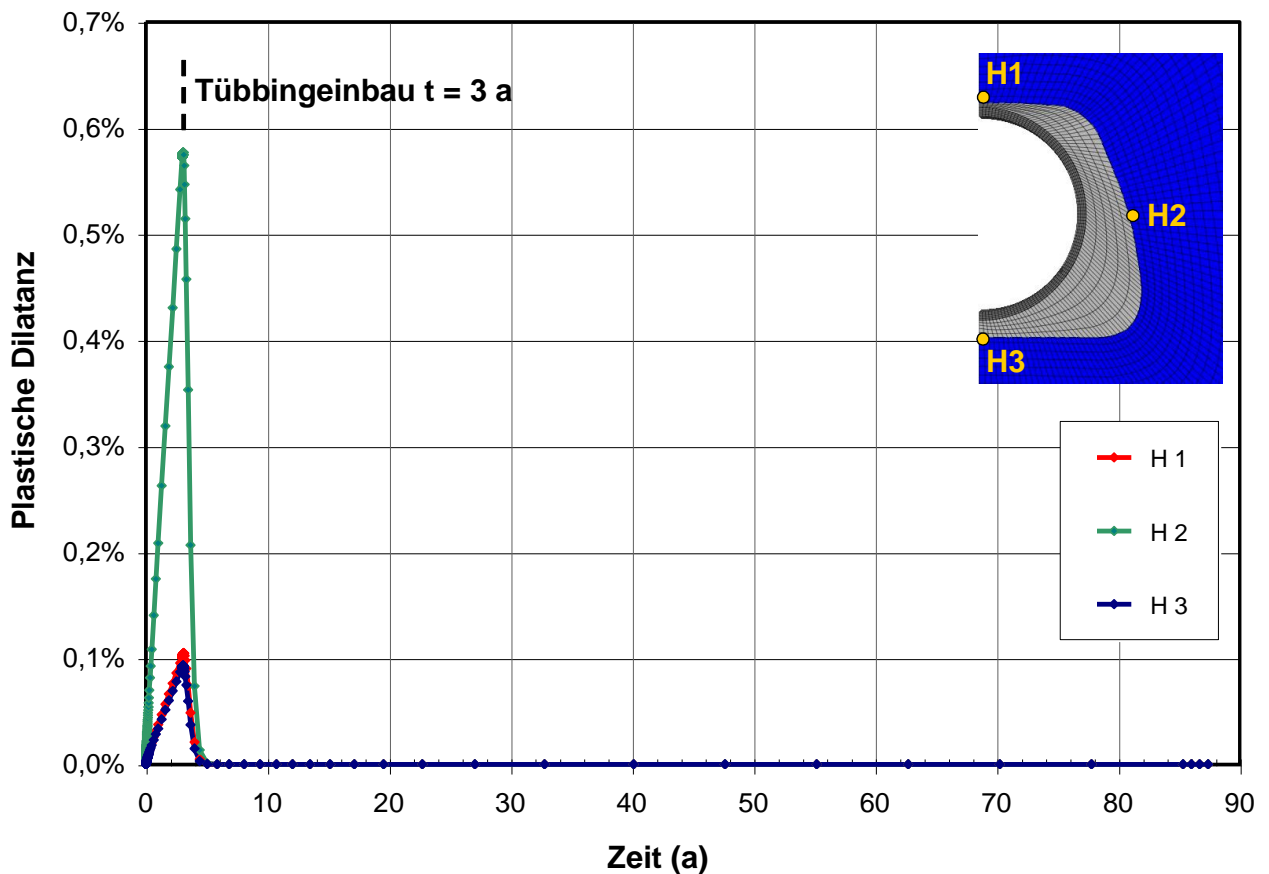


Abb. 3.114: Zeitliche Entwicklung der berechneten Dilatanz an drei Konturpunkten



Dem Flächenplot in Abb. 3.112 kann gegenüber der Situation nach $t = 3 a$ als Folge des Aufkriechens des Steinsalzgebirges auf den Ausbau eine starke Zunahme der Minimalspannung im konturnahen Bereich auf Primärspannungsniveau nach $t = 88 a$ entnommen werden. Demzufolge verringerte sich die Vergleichsspannung in diesem Bereich auf Werte zwischen $\sigma_v = 0,01 MPa$ und $\sigma_v = 0,05 MPa$, Abb. 3.113. Abb. 3.114 mit der zeitlichen Entwicklung der Dilatanz zeigt nach dem Einbau des Gusseisentübbings einen relativ schnellen Rückgang der aufgebauten Dilatanz. Zu erklären ist dieses Phänomen damit, dass es zunächst aufgrund der ansteigenden Minimalspannung durch das Aufkriechen des Gebirges auf den Ausbau zu einer schnellen Riss-schließungen kommt (Riss-schließungsphase 1). Nachdem sich die Rissufer angenähert haben und es verstärkt zu einer Brückenbildung zwischen den Rissufern kommt, kann nach *Eberth (2008)* angenommen werden, dass keine mechanisch dominierten Rissrückbildungsmechanismen mehr wirksam sind, sondern nur noch die physikalisch-chemisch induzierte Verheilung als einziger Mechanismus bei sehr kleinen Dilatanzwerten eine weitere Dilatanzabnahme bewirkt. Zu berücksichtigen ist bei der Bewertung der Rückgangsgeschwindigkeit der Dilatanz, dass die Stoffmodellparameterbestimmung lediglich auf Versuchen basiert, bei denen die Dilatanzrückbildung durch den immer gleichen isotropen Spannungszustand von $\sigma_1 \approx \sigma_2 \approx \sigma_3 \approx 30 MPa$ vollzogen wurde. Eine Einschätzung der Verheilung bei deviatorischen Spannungszuständen oder bei einem Spannungsniveau mit betragsmäßig geringeren Spannungen unterhalb der Dilatanzgrenze kann aufgrund dessen nicht erfolgen. Es ist möglich, dass mit einer Stoffmodellparameteranpassung, die zusätzliche Versuche mit abweichenden Spannungszuständen berücksichtigt, eine Änderung der Riss-schließungsgeschwindigkeit die Folge wäre.

Eine Beurteilung der berechneten Dilatanz bezogen auf die von der *GRS (2001)* in situ gemessenen Permeabilitäten ist quantitativ nicht ohne weiteres möglich. Hierfür wäre eine geeignete Porositäts-Permeabilitätsbeziehung heranzuziehen. Ein Vergleich der erzielten Ergebnisse der einzelnen Partner dieses Verbundprojekts sowie eine Beurteilung der Zahlenwerte sind dem übergeordneten Synthesebericht zu entnehmen.

Insgesamt zeigt die Nachrechnung der In-situ-Situation mit dem Verheilungsansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters*, dass eine Übertragbarkeit von dem auf Laborversuchen erarbeiteten Verheilungsansatz auf ein In-situ-Beispiel prinzipiell gegeben ist.



4 Modellierung von In-situ-Situationen in der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)

4.1 Laborative Untersuchungen an Steinsalz der Lokation WIPP

4.1.1 Übersicht

Ursächlich für die nachfolgend dokumentierten Laborversuche an Steinsalz der Lokation WIPP (→ Waste Isolation Pilot Plant; New Mexico, USA) war die während der Projektlaufzeit mit dem Projektträger vereinbarte erweiterte Zielstellung, die Leistungsfähigkeit der verschiedenen Stoffmodelle im Rahmen einer Reanalyse von In-situ-Experimenten in zwei Abbaukammern (Room D und Room B) der WIPP zu validieren. Aufbauend auf einer Erweiterung des Forschungsverbundes durch Assoziation des Projektpartners Sandia National Laboratories wurde vereinbart, die bei konstanter Gebirgstemperatur für die Kammer Room D dokumentierten Konvergenzmessungen und die in der Kammer Room B im Rahmen eines Erhitzerexperimentes messtechnisch dokumentierten Konvergenzmessungen für eine In-situ-Validierung der bei den Projektpartnern eingesetzten Stoffmodelle zu verwenden. Voraussetzung für die mit der numerischen Reanalyse des Gebirgstragverhaltens verbundene Zielstellung einer In-situ-Validierung der verschiedenen Stoffmodelle ist die Kenntnis der insbesondere vom Beanspruchungsniveau, der Temperatur und der Belastungsrate abhängigen Festigkeits-, Verformungs- und Kriecheigenschaften der anstehenden Salinargesteine. Nach Sichtung und Auswertung verfügbarer Informationen zum mechanischen Verhalten der im Bereich der WIPP anstehenden Salinargesteine wurde unter Beachtung der durch die unterschiedlichen Stoffmodelle gegebenen Anforderungen ein vergleichsweise umfangreiches Laborversuchsprogramm erstellt. Die Festlegung der für erforderlich erachteten Festigkeitsversuche erfolgte unter der übergeordneten Zielstellung, die Bruch-, Dilatanz- und Nachbruchfestigkeit der im Bereich der WIPP anstehenden Salzgesteine in Abhängigkeit von der Minimalspannung, der Belastungsrate und der Temperatur zu quantifizieren. Zielstellung der im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Kriechversuche war es, das schädigungsfreie und das schädigungsinduzierte Kriechvermögen der anstehenden Salzgesteine in Abhängigkeit vom Beanspruchungsniveau und der Temperatur messtechnisch zu belegen.

Angesichts der Vielzahl der hierfür im Grundsatz erforderlichen Versuche und der weiteren Anforderung, die Kennwerte für insgesamt zwei unterschiedliche Steinsalzfazies (→ clean salt; argillaceous salt) zu ermitteln, erfolgte die Aufteilung der Versuche derart, dass durch den Projektpartner TU Clausthal primär Festigkeitsversuche an argillaceous salt sowie Kriechversuche mit dilatanten Prozessen durchgeführt wurden und durch den Projektpartner IfG Leipzig primär Festigkeitsversuche an clean salt sowie Kriechversuche mit Belastungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze erfolgten. Die am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal

durchgeführten Versuche werden nachfolgend bezüglich Versuchsaufbau, Versuchstechnik, Versuchsauswertung und der ermittelten Versuchsergebnisse dokumentiert. Bezüglich der am IFG Leipzig durchgeführten Versuche wird auf den Schlussbericht des Projektpartners und den Synthesebericht zum Forschungsvorhaben verwiesen.

4.1.2 Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte

Die vom Projektpartner IfG Leipzig aus Großbohrkernen von $D = 300 \text{ mm}$ Durchmesser erstellten Prüfkörper sind in der Regel charakterisiert durch eine Prüfkörperlänge von $l_0 = 180 \text{ mm}$ und einen Prüfkörperdurchmesser von $d_0 = 90 \text{ mm}$ ($l_0/d_0 = 2$). Die Aufnahme der geometrischen Prüfkörperabmessungen, die Wägung der Prüfkörper, die rechnerische Bestimmung von Prüfkörperdichte und Prüfkörperwichte sowie die lastfreie Ermittlung des dynamischen Elastizitätsmoduls und der dynamischen *Poisson*-Zahl durch eine Dehnwellenmessung erfolgte in Analogie zu den Ausführungen in Abschnitt 3.1.2, so dass auf eine wiederholende Darstellung verzichtet wird.

4.1.3 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Die an Steinsalz der Lokation WIPP durchgeführten Kriechversuche erfolgten auf Prüfanlagen, die bezüglich ihres mechanischen und regelungstechnischen Aufbaus dem bereits in Abschnitt 3.1.3 beschriebenen Analagentyp entsprechen, so dass unter Verweis auf die Ausführungen in diesem Abschnitt auf eine wiederholende Darstellung verzichtet werden kann.

Die Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung (TC = Triaxial Compression) sind auf den in Abb. 4.1 gezeigten hydraulisch gesteuerten 2500 kN-Druckprüfmaschinen durchgeführt worden. Eine Prinzipsskizze der Triaxialzellen zeigt Abb. 4.2. Danach ist der konstruktive Aufbau der Triaxialzellen charakterisiert durch die vier Module Axialkolben, Deckelplatte, Zellenmantel und Bodenplatte. Deckelplatte und Zellenmantel sind kraftschlüssig miteinander zu einer Zellenglocke verschraubt. Die Verbindung zwischen Bodenplatte und Zellenglocke erfolgt über reversible Schraubverbindungen jeweils nach Aufsetzen der Prüfkörper auf das untere Druckstück der Bodenplatte. Anschließend wird die Befüllung der Triaxialzelle mit dem Manteldruckmedium (Hydrauliköl) über eine in der Bodenplatte befindliche Zuleitung vorgenommen. Nach vollständiger Befüllung der Triaxialzelle (Austritt des Manteldruckmediums über eine stirnseitige Entlüftungsbohrung) werden Zuleitung und Entlüftung verschlossen und die Triaxialzelle mittels eines verfahrbaren Schlittentisches in den Belastungsrahmen eingesetzt.



Abb. 4.1: 2500 kN-Druckprüfanlagen des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik

Belastungsrahmen und Triaxialzellen sind so konstruiert, dass die Versuche entsprechend dem Kármán-Prinzip durchgeführt werden können, d.h. der auf die Mantelfläche des Prüfkörpers wirkende laterale Fluiddruck (Manteldruck) $\sigma_2 = \sigma_3$ und der Axialdruck σ_1 können unabhängig voneinander geregelt werden. Mit den verwendeten Triaxialprüfanlagen können Manteldrücke bis zu $\sigma_{2,3} = 75 \text{ MPa}$ erzeugt werden.

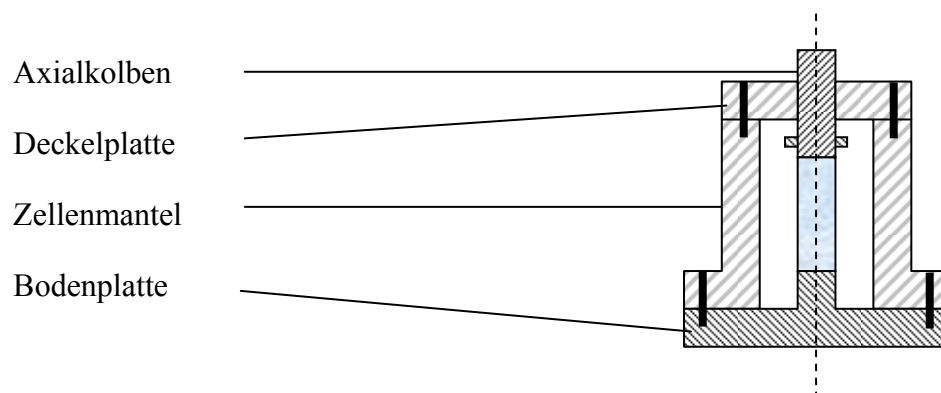


Abb. 4.2: Schemaskizze Triaxialzelle

Die messtechnische Überwachung der Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung erfolgte 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 Druckmediums zu schützen, wurden sie vor Einbau in die Triaxialzelle mit einer undurchlässigen 3 mm dicken, flexiblen Gummiummantelung versehen.

Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Triaxialzelle erfolgte zunächst eine ca. 24-stündige Re-kompaktions- und Temperierphase unter einer isotropen Beanspruchung von $\sigma_{iso} = 20 \text{ MPa}$. Die Temperatur während der Re-kompaktionsphase betrug abhängig von der vorgegebenen Versuchstemperatur $27 \text{ }^\circ\text{C}$, $60 \text{ }^\circ\text{C}$ bzw. $100 \text{ }^\circ\text{C}$. Nach Abschluss der Re-kompaktionsphase wurden der Axialdruck und der Manteldruck gleichmäßig bis auf das Niveau des versuchsbezogen festgelegten Manteldruckes abgesenkt. Ausgehend von diesem isotropen Spannungszustand wurde der Prüfkörper bei konstantem Manteldruck $\sigma_2 = \sigma_3$ mit einer konstanten Stauchungsrate von $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ bzw. $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ zunächst bis zum Erreichen einer vorgegeben Axialstauchung von 1,0 % bzw. 1,5 % belastet. Anschließend erfolgte unter Konstanthaltung der Mantelspannung ein spannungsgeregelter Ent- und Wiederbelastungszyklus mit $\dot{\sigma}_1 = 1 \text{ MPa/min}$ zur Bestimmung des statischen Verformungsmoduls und schließlich bei konstanter Stauchungsrate die Steigerung der Axialspannung bis zum Erreichen der Bruchlast und darüber hinaus. Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wurde durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmer im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt.

4.1.4 Versuchsprogramm und Versuchsauswertung

Die Abbildungen 4.3 und 4.4 zeigen Übersichten der im Rahmen des Forschungsvorhabens am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik durchgeführten Festigkeitsversuche an argillaceous salt bzw. clean salt der Lokation WIPP. Danach wurden insgesamt 61 Festigkeitsversuche an argillaceous salt sowie zusätzlich noch und 10 Festigkeitsversuche an clean salt unter variierten Mantelspannungen von $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis 20 MPa , variierten Verzerrungsraten von $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ bis $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ und variierten Temperaturen von $T = 27 \text{ }^\circ\text{C}$, $60 \text{ }^\circ\text{C}$ bzw. $100 \text{ }^\circ\text{C}$ realisiert.



σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-5	27	44, 45
0,5	1,0E-5	27	46, 47
1	1,0E-5	27	23
2	1,0E-5	27	51
3	1,0E-5	27	21
5	1,0E-5	27	10
7	1,0E-5	27	1
10	1,0E-5	27	50

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-5	60	52, 53
0,5	1,0E-5	60	54, 55
1	1,0E-5	60	33, 56, 57
2	1,0E-5	60	48, 49, 58, 59
3	1,0E-5	60	34, 60, 61
5	1,0E-5	60	35, 62, 63
10	1,0E-5	60	64
20	1,0E-5	60	65

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-5	100	66
0,5	1,0E-5	100	68, 69
1	1,0E-5	100	70, 71
2	1,0E-5	100	72, 73
3	1,0E-5	100	74, 75
5	1,0E-5	100	76, 77
10	1,0E-5	100	78
20	1,0E-5	100	79

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-6	27	80, 81
0,5	1,0E-6	27	82, 83
1	1,0E-6	27	84, 85
2	1,0E-6	27	86, 87
3	1,0E-6	27	88, 89
5	1,0E-6	27	90, 91
10	1,0E-6	27	92
20	1,0E-6	27	93

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-4	27	99
1	1,0E-4	27	95
2	1,0E-4	27	96
5	1,0E-4	27	97
20	1,0E-4	27	98

erbohrt 2013
erbohrt 2003 (gelagert)

Abb. 4.3: Versuchsprogramm Festigkeitsversuche an argillaceous salt

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-5	27	
0,5	1,0E-5	27	
1	1,0E-5	27	27, 5
2	1,0E-5	27	
3	1,0E-5	27	28, 25
5	1,0E-5	27	29, 13
7	1,0E-5	27	15
10	1,0E-5	27	

σ_3 (MPa)	Verzerrungsrate (1/s)	T (°C)	Versuch Nr.
0,2	1,0E-5	60	
0,5	1,0E-5	60	
1	1,0E-5	60	30
2	1,0E-5	60	
3	1,0E-5	60	31
5	1,0E-5	60	32
10	1,0E-5	60	
20	1,0E-5	60	

erbohrt 2013
erbohrt 2003 (gelagert)

Abb. 4.4: Versuchsprogramm Festigkeitsversuche an clean salt

Während der Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung wurden in vorgegebenen Zeitintervallen die Messwerte der drei Induktivwegaufnehmer sowie der Absolutdruckaufnehmer abgefragt und elektronisch gespeichert. Aus diesen Daten erfolgte die Berechnung der Axialverzerrung ε_t der Prüfkörper entsprechend Gl. (4.1).

Bei der 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 als Quotient aus der vertikalen Veränderung der Prüfkörperlänge Δl und der Anfangslänge l_0 :

$$\varepsilon_t = \frac{\left(\frac{l_1 + l_2 + l_3}{3} \right)}{l_0} \cdot 100\% = \frac{\Delta l}{l_0} \cdot 100\% \quad (4.1)$$

mit

ε_t - technische Verzerrung in % ,



- l_1, l_2, l_3 - mit den drei Induktivwegaufnehmern gemessene Axialverformung in mm ,
- l_0 - Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers in mm und
- Δl - gemessene Axialverformung des Prüfkörpers in mm .

Bei Prüfkörperverformungen ($\varepsilon > 2\%$) wird anstelle der technischen Verzerrung ε_t die natürliche oder auch wahre (logarithmische) Verzerrung ε_{ln} verwendet, die sich als das Integral des Quotienten aus der momentanen (infinitesimalen) Änderung der Prüfkörperlänge dl und der momentanen (aktuellen) Länge l berechnet:

$$\varepsilon_{ln} = \left| \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \right| \cdot 100\% = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| \cdot 100\% = |\ln(1 - \varepsilon_t)| \cdot 100\% \quad (4.2)$$

mit

- ε_{ln} - 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 aufgebrauchte Axialdruck wird aus dem messtechnisch ermittelten Hydraulikdruck im Prüfszylinder unter Berücksichtigung der Querschnittsflächen-Verhältnisse zwischen dem Druckkolben des Hydraulikzylinders und dem Prüfkörper gemäß Gl. (4.3) berechnet:

$$P_p = P_K \cdot \frac{A_K}{A_p} \quad (4.3)$$

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 Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung sind im nachfolgenden Abschnitt 4.1.5 zu jedem Versuch die Axialspannung, die Mantelspannung und die Axialverzerrung über der Versuchszeit aufgetragen und das zugehörige Spannungs-Verzerrungs-Diagramm beigelegt. 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.



Für die Auswertung werden sowohl die unkorrigierte Spannungs-Verzerrungs-Kurve mit σ_{lu} entsprechend Gl. (4.4) wie auch eine korrigierte Spannungs-Verzerrungs-Kurve mit σ_{luc} nach Gl. (4.5) bzw. σ_{luc-ln} nach Gl. (4.6) aufgetragen. Für die unkorrigierte Spannung folgt:

$$\sigma_{lu} = \frac{F_1}{A_0} \quad \text{mit} \quad A_0 = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \quad (4.4)$$

Zur Ermittlung der korrigierten Spannung kann eine lineare oder logarithmische Korrektur der sich mit der Stauchung Δl ändernden Querschnittsfläche A der Prüfkörper entsprechend den Gleichungen (4.5) oder (4.6) erfolgen:

$$\sigma_{luc} = \frac{F_1}{A} \quad \text{mit} \quad A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_t} \quad (4.5)$$

$$\sigma_{luc-ln} = \frac{F_1}{A} \quad \text{mit} \quad A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_{ln}} \quad (4.6)$$

mit

- σ_{luc} - linear korrigierte Vertikalspannung in *MPa* ,
- σ_{luc-ln} - logarithmisch korrigierte Vertikalspannung in *MPa* ,
- F_1 - Vertikalkraft 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 -.

Dem Spannungs-Verzerrungs-Diagramm können die jeweilige Bruchfestigkeit β_D (= Höchstwert der Vertikalspannung bzw. der Deviatorspannung) sowie die Bruchverzerrung, ε_{ln} -Bruch entnommen werden. Als Kurzzeitfestigkeit β_{l-ln} wird entsprechend Abb. 4.5 der Beanspruchungszustand definiert, bei dem während des Versuchs die maximale Belastung vorliegt und eine lokale Zerstörung im Prüfkörper mit der Folge einer deutlichen Lastabnahme eintritt. Die zu diesem Spannungswert korrespondierende Verzerrung (Stauchung) wird als Bruchverzerrung ε_{Bruch}^- bezeichnet. Weiterhin eingezeichnet ist in Abb. 4.5 die Bestimmung des Ent-/Wiederbelastungsmoduls E_{Entl} als Steigung der Geraden durch die Wendepunkte der Ent- und Wiederbelastungsschleife.

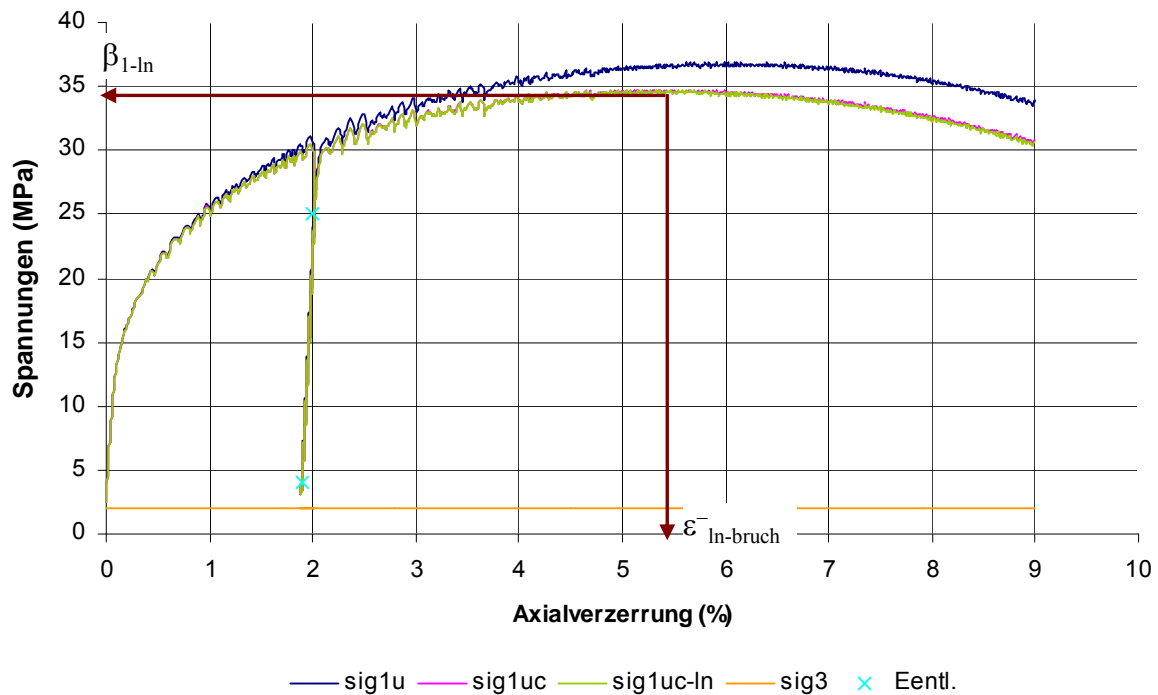


Abb. 4.5: Festlegung von Kurzzeitbruchfestigkeit und Bruchstauchung bei TC-Versuchen

Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverformung und Temperatur hinaus wurden die Volumenänderungen der Prüfkörper während des Versuchs sowie die Änderungen der Ultraschallwellenlaufzeiten messtechnisch bestimmt. Zur Erfassung der Volumenänderung wird entsprechend Abb. 4.6 neben der induktiven Messung der axialen Prüfkörperdeformation Δl die volumetrische Änderung des Ölvolumens in der Triaxialzelle ermittelt.

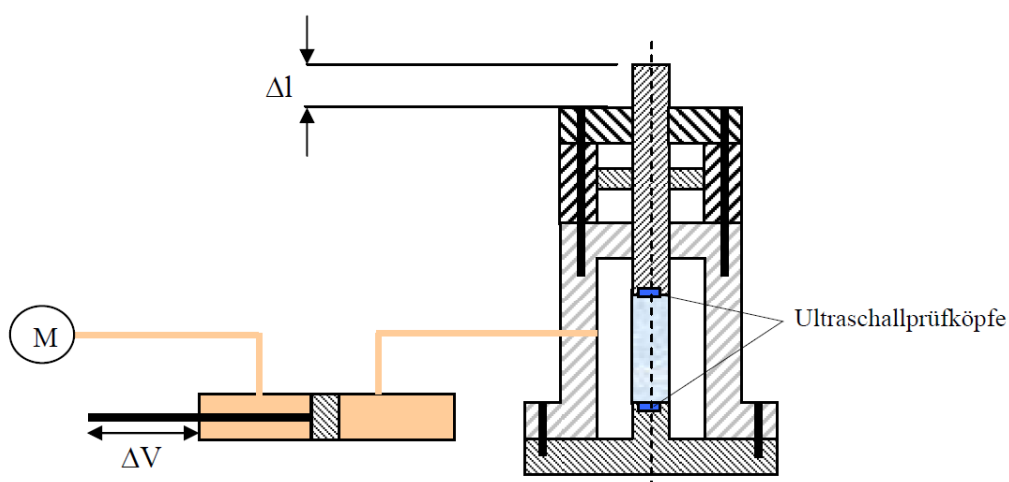


Abb. 4.6: Prinzipskizze der Dilatanz- und Ultraschallwellenmessung

Das während des Versuchs in der Triaxialzelle verdrängte Ölvolumen $\pm \Delta V$ wird über einen Gleichgangzylinder geführt. 1 mm Verfahrweg des Kolbens im Messzylinder entspricht einem

konstruktiv definierten Volumen von 2,6 ml. Bei einer Messgenauigkeit der am Kolben des Gleichgangzylinders angeschlagenen Wegmessung von 1/100 mm können mit dem skizzierten System Volumenänderungen in der Größenordnung von 0,0025 % des Prüfkörpervolumens erfasst werden.

Die auf der Grundlage der Volumenänderung festgelegte Dilatanzfestigkeit $\beta_{dil-vol}$ kennzeichnet entsprechend Abb. 4.7 diejenige Axialspannung, bei der die volumetrische Prüfkörperdeformation ein Minimum ausweist (nach Überschreiten von $min \varepsilon_{vol}$ überwiegen dilatante Deformationen). Zur Dokumentation der auf Grundlage der Volumenverzerrung (= Dilatanz) festgelegten Dilatanzfestigkeit unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung sind im nachfolgenden Abschnitt Darstellungen entsprechend Abb. 4.7 beigelegt.

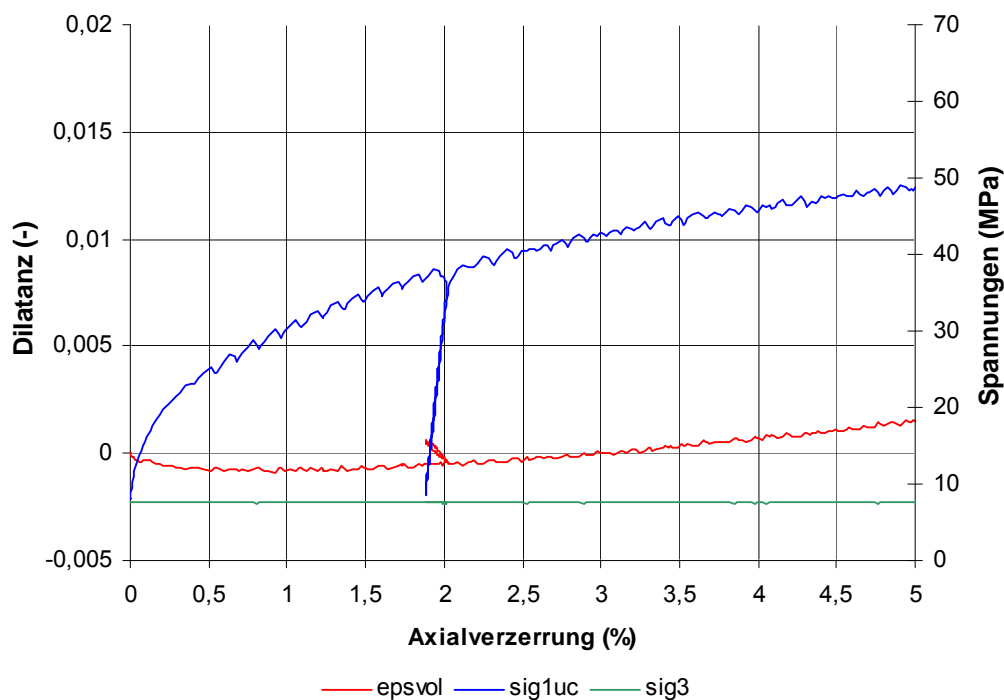


Abb. 4.7: Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf der Grundlage der Volumenverzerrung

Zur weiteren Präzisierung der Dilatanzfestigkeit sind entsprechend Abb. 4.6 in die kopf- und fußseitigen Druckstücke Ultraschallprüfköpfe integriert. Die kontinuierliche Durchschallung der Prüfköpfe während des Versuchs mit messtechnischer Aufzeichnung der Schallwellenlaufzeiten ermöglicht eine von der Volumenmessung unabhängige Festlegung der Gefügefestigkeit als dem Beanspruchungsniveau, bei dem in Folge der Ausbildung von Materialschädigungen (Mikrofissuren) erstmalig eine Reduktion der Schallwellenlaufzeiten beobachtet wird. Ein typisches Beispiel für die Festlegung der Gefügefestigkeit auf Basis der Ultraschallwellenlaufzeiten zeigt Abb. 4.8. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 4.8, dass das Verhältnis zwischen der aktuellen

Schallwellenlaufzeit v_p und der Schallwellenlaufzeit zu Beginn des Versuchs v_{p0} zunächst ansteigt (kontraktante Versuchsphase, Verdichtung des Prüfkörpers) und bei fortgesetzter Prüfkörperbelastung in Folge der überwiegenden Ausbildung von Mikrofissuren schließlich abnimmt. Als Gefügefestigkeit $\beta_{1dil-vp}$ wird diejenige Axialspannung bezeichnet, bei der das Verhältnis v_p/v_{p0} ein Maximum erreicht.

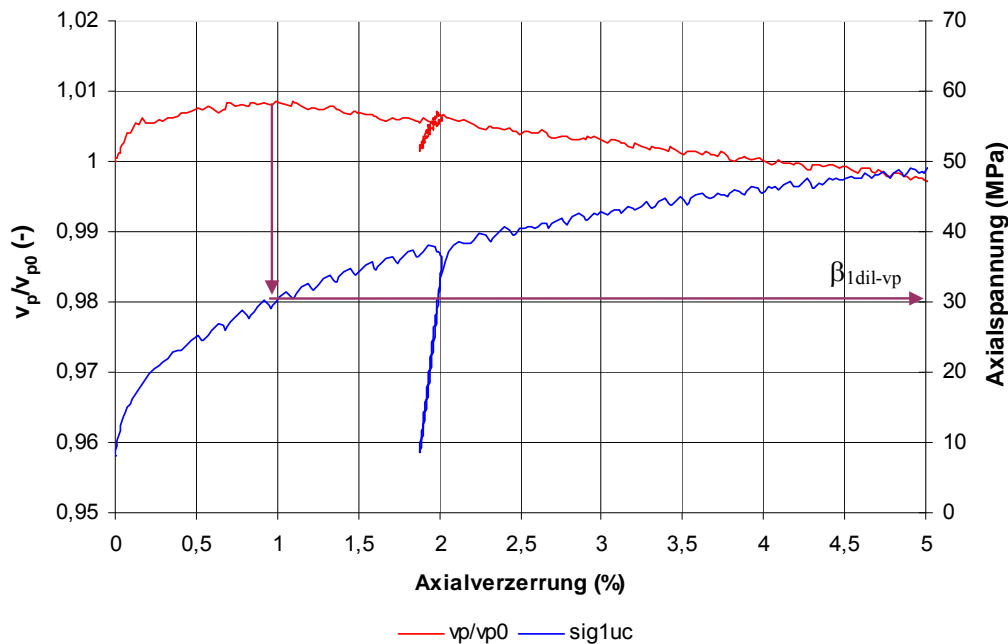


Abb. 4.8: Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf der Grundlage der Ultraschallwellenlaufzeiten

Die am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Kriechversuche an argillaceous salt und clean salt der Lokation WIPP zeigen die Abb. 4.9 und 4.10. Gemäß Abb. 4.9 umfasst das realisierte Versuchsprogramm an clean salt insgesamt 5 Kriechversuche mit einer kumulierten Versuchsdauer von 820 Tagen. Das an argillaceous salt realisierte Versuchsprogramm umfasst entsprechend Abb. 4.10 insgesamt 8 Versuche mit einer kumulierten Versuchszeit von 1420 Tagen. Um sowohl das schädigungsfreie als auch das schädigungsinduzierte Kriechverhalten abhängig von der deviatorischen Beanspruchung und der Temperatur analysieren zu können, wurden entsprechend der Zusammenstellung in den Abbildungen 4.9 und 4.10 sowohl Laststufen unterhalb als auch oberhalb der Dilatanzgrenze realisiert.



Versuch Nr.	Belastungsstufe Nr.	σ_1 (MPa)	σ_3 (MPa)	σ_{eq} (MPa)	T (°C)	Versuchsdauer (d)
6	1	32	20	12	27	60
	2	30	20	10	27	185
8	1	34	20	14	27	60
	2	32	20	12	27	185
94	1(*)	48	5	43	27	1,7
12	1	30	20	10	27	60
	2	32	20	12	27	60
	3(*)	20	2	18	27	30
	4(*)	24	2	22	27	15
19	1	30	20	20	27	60
	2	32	20	12	27	60
	3(*)	18	1	17	27	30
	4(*)	21	1	20	27	15

(*): oberhalb der Dilatanzgrenze

Abb. 4.9: Durchgeführte Kriechversuche an clean salt der Lokation WIPP

Versuch Nr.	Belastungsstufe Nr.	σ_1 (MPa)	σ_3 (MPa)	σ_{eq} (MPa)	T (°C)	Versuchsdauer (d)
2	1	30	20	10	27	60
	2	28	20	8	27	185
4	1	34	20	14	27	60
	2	30	20	10	27	185
11	1	36	20	16	27	60
	2	34	20	14	27	185
20	1	20	0	20	27	45
3	1	30	20	10	27	60
	2	32	20	12	27	60
	3(*)	18	1	17	27	30
	4(*)	21	1	20	27	15
9	1	30	20	10	27	60
	2	32	20	12	27	60
	3(*)	20	2	18	27	30
	4(*)	24	2	22	27	15
41	1	30	20	10	27	60
	2	32	20	12	27	59
	3(*)	22	2	20	27	28
42	1	30	20	10	27	60
	2	32	20	12	27	59
	3(*)	22	2	20	27	30
	4(*)	25	2	23	27	15

(*): oberhalb der Dilatanzgrenze

Abb. 4.10: Durchgeführte Kriechversuche an argillaceous salt der Lokation WIPP

Zur Gewährleistung einer über die Versuchszeit konstanten Axialspannung wurde durch einen elektronischen Regelkreis die Axialkraft entsprechend der zeitabhängigen Prüfkörperstauchung gesteigert. Bei Erreichen der für eine Laststufe jeweils vorgegebenen Versuchsdauer von ca. 30 bzw. 60 Tagen wurden der Manteldruck und die Axialspannung auf das für die zweite bzw. weitere Laststufe vorgegebene Niveau gesteigert.

Die Versuchsauswertung entspricht der vorstehend für die Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung dokumentierten Vorgehensweise. Auf eine wiederholende Darstellung wird daher verzichtet.

4.1.5 Messergebnisse

Nachfolgend zusammengestellt sind die Messergebnisse der im Rahmen des Verbundprojekts beim Projektpartner TU Clausthal an argillaceous salt und clean salt der Lokation WIPP durchgeführten Laborversuche. Abb. 4.11 zeigt grafisch aufgetragen die an argillaceous salt ermittelten dynamischen Elastizitätsmoduln und dynamischen *Poisson*-Zahlen. Danach wurde der dynamische Elastizitätsmodul mehrheitlich zu $E_{dyn} = 25 \text{ GPa} - 35 \text{ GPa}$ bestimmt und die dynamische *Poisson*-Zahl zu $\nu_{dyn} = 0,25 - 0,30$.

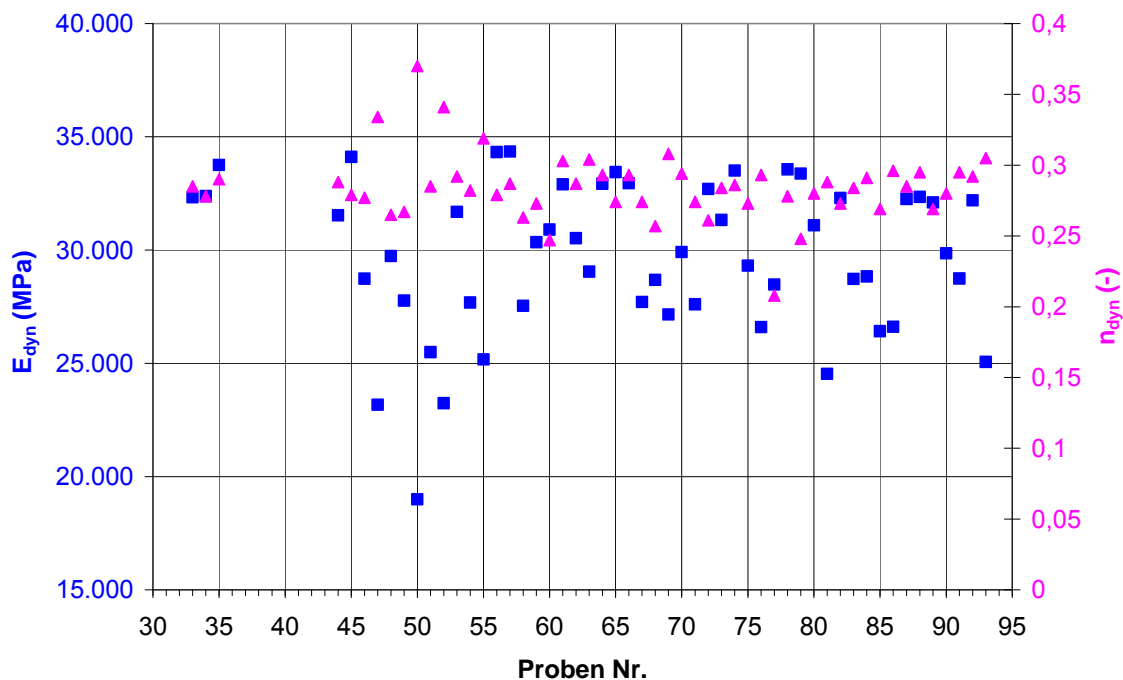


Abb. 4.11: Darstellung der ermittelten dynamischen Elastizitätsmoduln und der dynamischen *Poisson*-Zahlen für argillaceous salt der Lokation WIPP

Abb. 4.12 zeigt tabellarisch die vor Versuchsbeginn gemessenen Prüfkörperabmessungen, die Masse und Dichte sowie die dynamischen Kennwerte von Festigkeitsversuchen, die im Rahmen des Forschungsvorhabens am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik durchgeführt wurden.



Versuch Nr.	Anfangsdurchmesser (mm)	Anfangslänge (mm)	Masse (g)	Dichte (kN/m ³)	E _{dyn} (MPa)	n _{dyn} (-)
27	100,3	200,3	3414,1	21,1628	34548	0,289
28	100,4	200,4	3412,9	21,1027	35192	0,292
29	100,4	200,3	3421,1	21,1639	34613	0,299
30	100,2	200,3	3396,6	21,0963	33101	0,291
31	100,5	200,4	3418,1	21,0928	33881	0,303
32	100,2	200,3	3396,1	21,0932	33380	0,215
33	100,2	200,3	3389,1	21,0498	32328	0,285
34	100,2	200,3	3398,8	21,1100	32382	0,780
35	100,2	200,4	3393,3	21,0653	33753	0,029
44	89,9	180,0	2392,6	20,5427	31535	0,288
45	90,0	180,0	2460,4	21,0779	34115	0,279
46	90,0	180,0	2451,4	21,0008	28737	0,277
47	90,0	180,0	2451,8	21,0042	23167	0,334
48	89,9	180,0	2440,2	20,9514	29733	0,265
49	90,0	180,0	2467,5	21,1387	27764	0,267
50	90,0	180,0	2451,7	21,0034	18997	0,370
51	90,1	180,0	2453,9	20,9756	25491	0,285
52	90,0	180,0	2456,0	21,0402	23240	0,341
53	89,9	179,9	2448,6	21,0352	31690	0,292
54	90,0	180,0	2454,3	21,0256	27684	0,282
55	89,9	180,0	2448,6	21,0235	25175	0,319
56	90,0	180,0	2454,0	21,0231	34325	0,276
57	90,0	180,0	2452,4	21,0094	34350	0,287
58	90,0	180,1	2447,3	20,9540	27534	0,263
59	90,0	179,9	2446,9	20,9739	30343	0,273
60	90,0	180,0	2455,2	21,0334	30909	0,247
61	89,9	180,0	2444,6	20,9892	32900	0,303
62	89,9	180,0	2449,2	21,0287	30526	0,287
63	90,0	180,0	2466,0	21,1259	29045	0,304
64	90,0	180,0	2455,9	21,0393	32922	0,293
65	90,0	180,0	2457,9	21,0565	33444	0,274
66	90,0	180,0	2458,3	21,0599	32954	0,293
68	90,0	180,0	2454,5	21,0274	28681	0,257
69	90,0	180,1	2442,9	20,9164	27155	0,308
70	90,0	180,0	2448,6	20,9768	29915	0,294
71	90,0	179,9	2452,1	21,0185	27607	0,274
72	90,0	180,0	2452,2	21,0077	32967	0,261
73	90,0	180,0	2473,6	21,1910	31326	0,284
74	90,0	180,1	2456,6	21,0337	33512	0,286
75	90,0	180,0	2454,3	21,0256	29309	0,273
76	90,0	180,0	2449,6	20,9854	26600	0,293
77	89,9	180,0	2448,8	21,0252	26772	0,208
78	89,9	180,0	2459,8	21,1197	33565	0,278
79	89,9	180,0	2457,3	21,0982	33565	0,278
80	89,9	180,0	2451,6	21,0493	31094	0,280
81	90,0	179,9	2457,3	21,0630	24534	0,288
82	89,9	180,0	2456,7	21,0930	32301	0,273
83	89,9	180,0	2442,1	20,9677	32301	0,273
84	90,0	180,0	2453,6	21,0196	28832	0,291
85	90,0	180,0	2442,6	20,9254	26416	0,269
86	90,0	180,0	2449,3	20,9828	26610	0,296
87	90,0	180,0	2453,5	21,0188	32254	0,285
88	90,1	180,0	2461,7	21,0422	32348	0,295
89	90,0	180,0	2448,5	20,9760	32102	0,269
90	90,1	179,9	2456,3	21,0078	29856	0,280
91	90,0	180,0	2444,2	20,9391	28741	0,295
92	90,0	180,1	2445,0	20,9343	32198	0,292
93	90,0	180,0	2449,3	20,9828	25063	0,305
95	90,0	180,0	2458,7	21,0633	30023	0,291
96	90,0	180,0	2453,7	21,0205	32934	0,300
97	90,0	179,9	2452,9	21,0253	13232	0,404
98	90,0	180,0	2449,7	20,9862	29856	0,280
99	90,0	179,9	2456,8	21,0588	10097	0,294

Abb. 4.12: Darstellung der Prüfkörperausgangsdaten

Die Dokumentation der an argillaceous salt der Lokation WIPP durchgeführten Festigkeitsversuche erfolgt einheitlich für alle im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Versuche durch

- eine grafische Auftragung der Vergleichsspannung über der Axialverzerrung und
- eine grafische Auftragung der Volumenverzerrung über der Axialverzerrung.

Um angesichts der Vielzahl der insgesamt durchgeführten Versuche an argillaceous salt und clean salt eine für geeignet eingeschätzte Übersichtsdarstellung der Messergebnisse zu gewährleisten, werden unter Verweis auf die Abbildungen 4.13 bis 4.19 Versuche mit jeweils gleicher Verzerrungsrate, Versuchstemperatur und Steinsalzfazies zusammengefasst.

Eine von der Minimalspannung abhängige Auftragung der an argillaceous salt bestimmten Bruch- und Dilatanzfestigkeiten unter Berücksichtigung der versuchstechnisch vorgegebenen Temperatur und Verzerrungsrate dokumentieren die Abbildungen 4.20 bis 4.23.

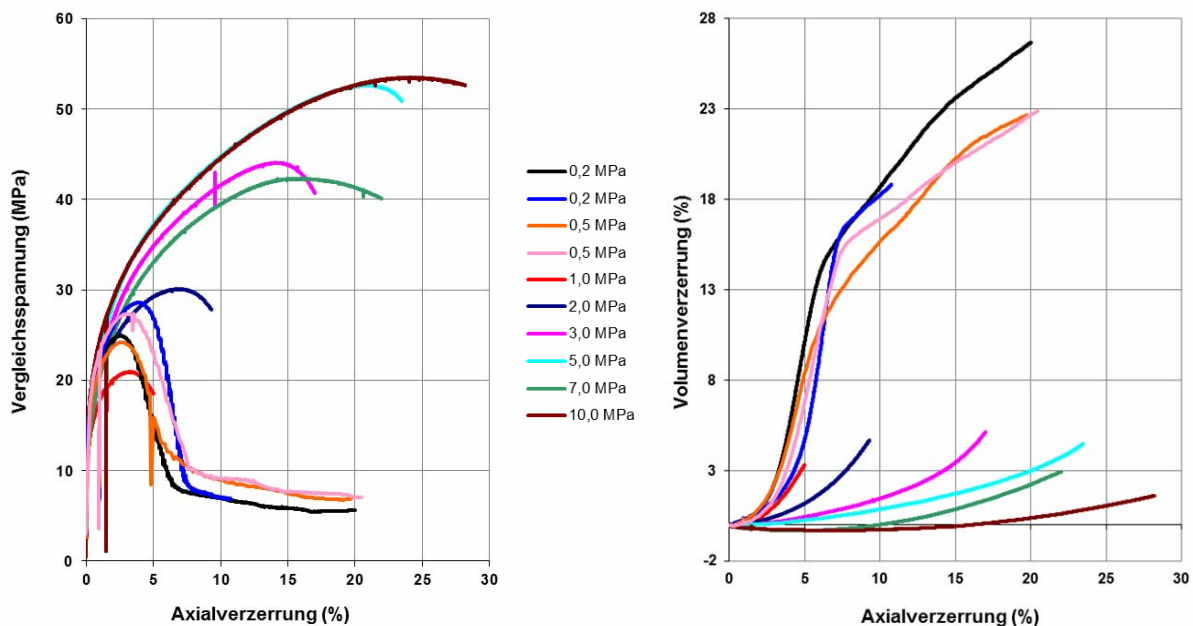


Abb. 4.13: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche argillaceous salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $T = 27^\circ\text{C}$

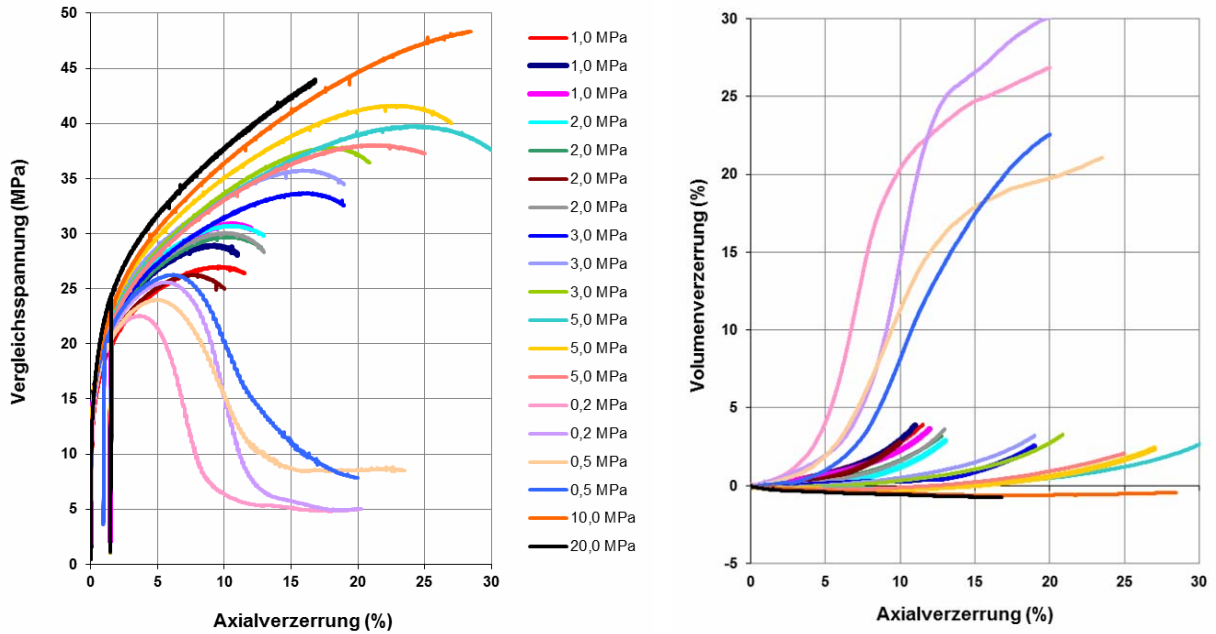


Abb. 4.14: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche argillaceous salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $T = 60^\circ\text{C}$

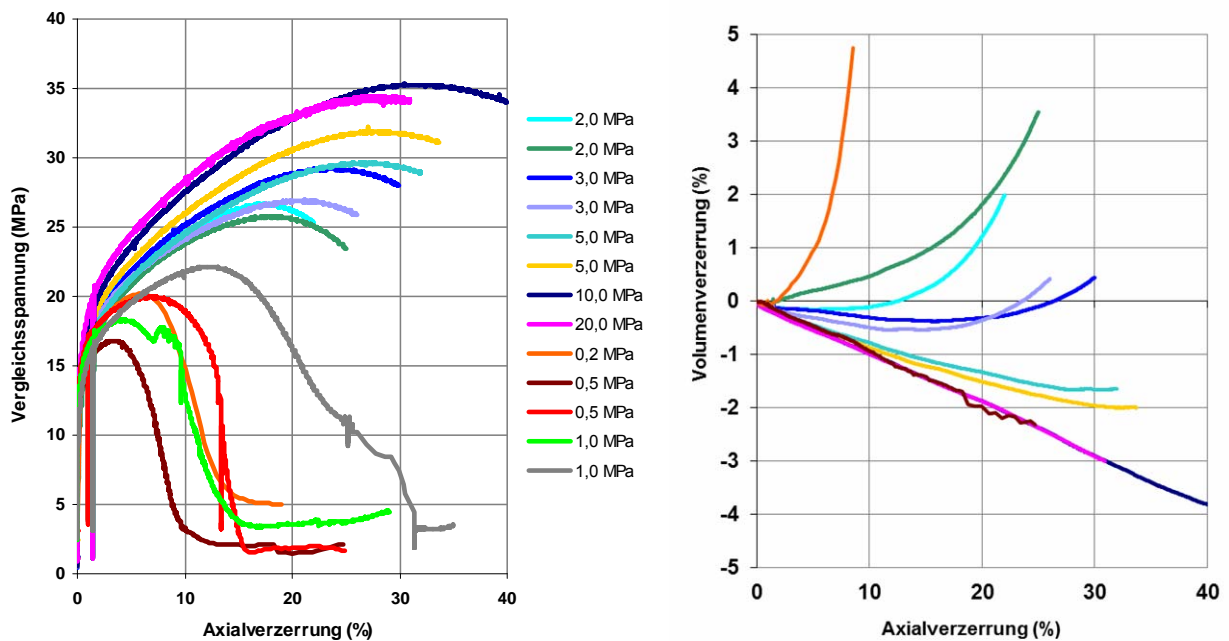


Abb. 4.15: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche argillaceous salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $T = 100^\circ\text{C}$

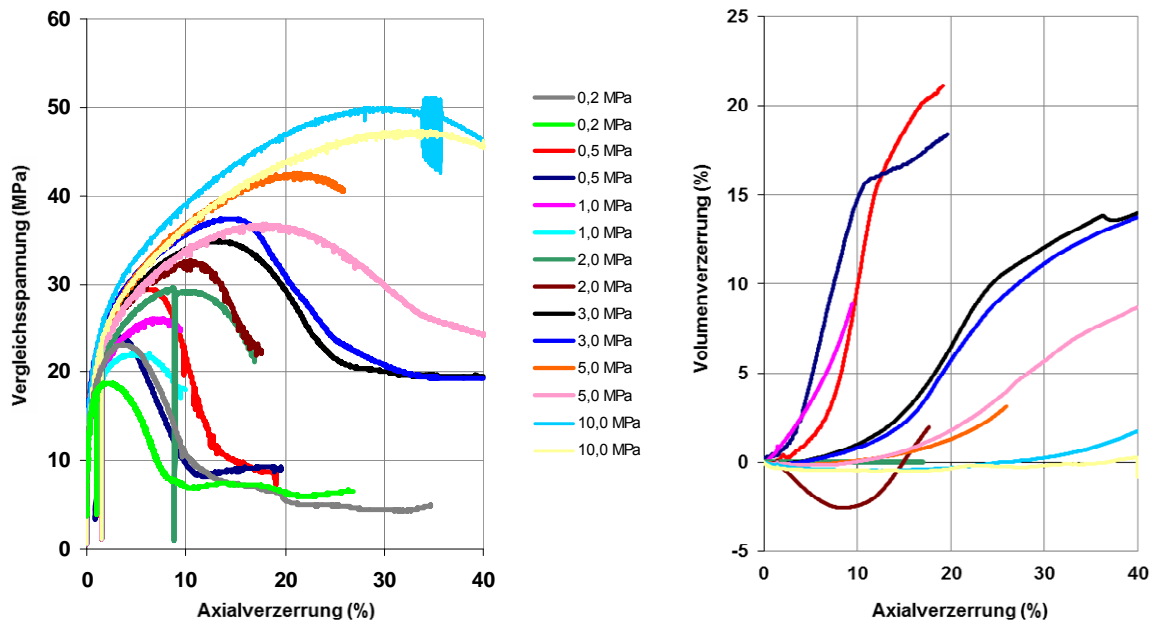


Abb. 4.16: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche argillaceous salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ und $T = 27^\circ\text{C}$

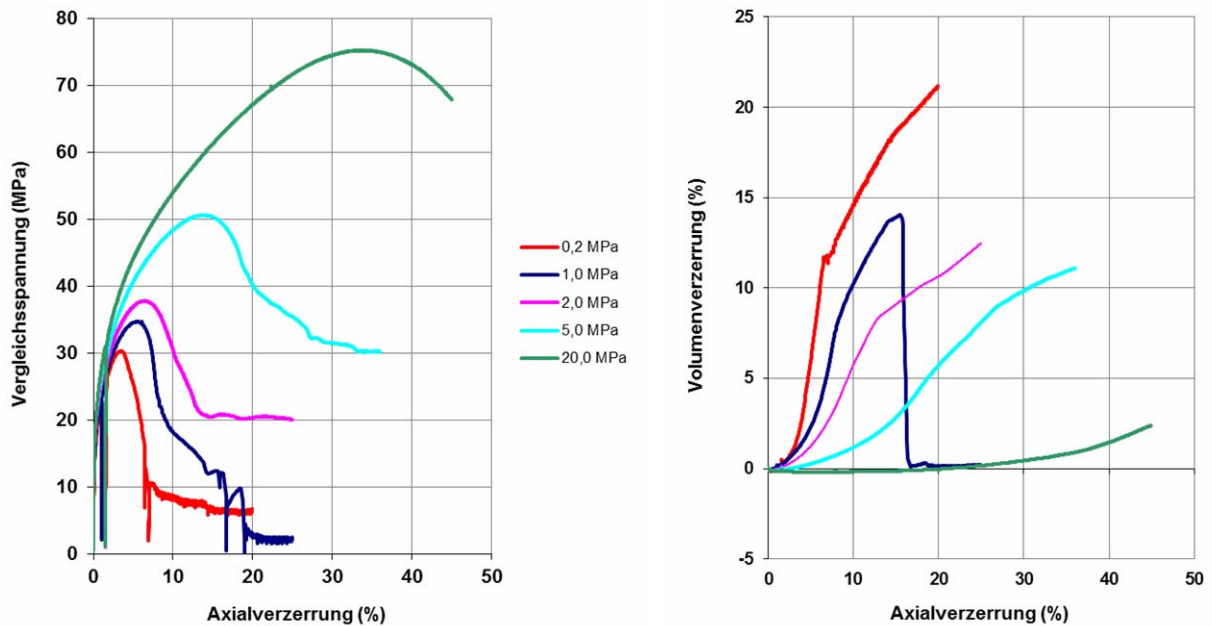


Abb. 4.17: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche argillaceous salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ und $T = 27^\circ\text{C}$

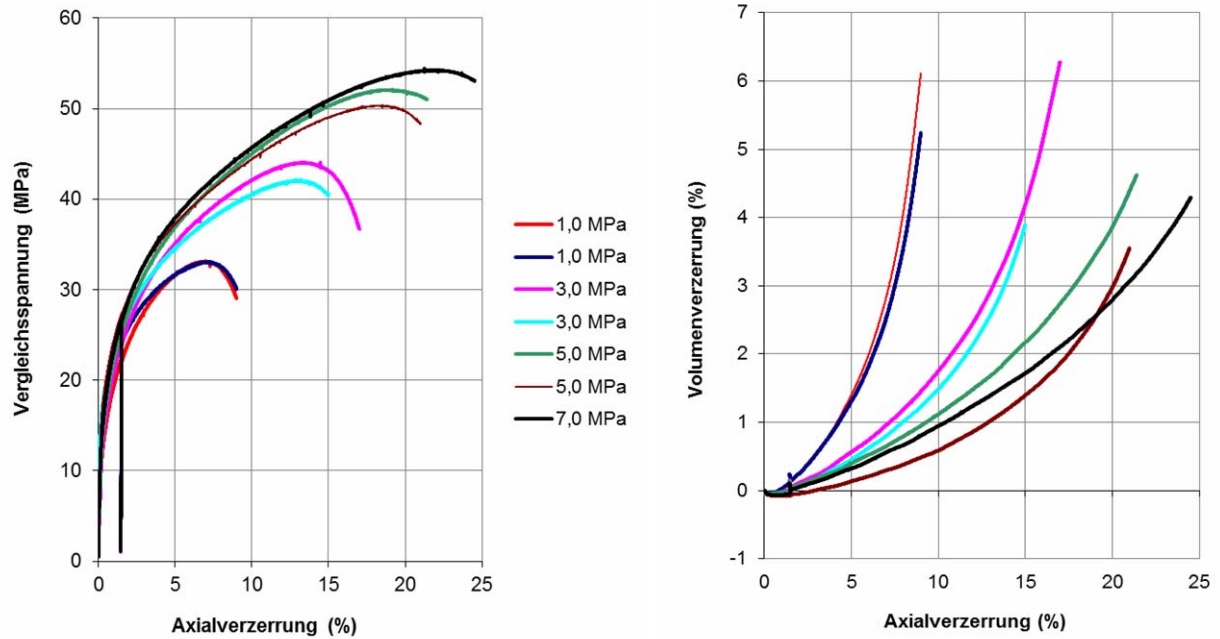


Abb. 4.18: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche clean salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $T = 27^\circ\text{C}$

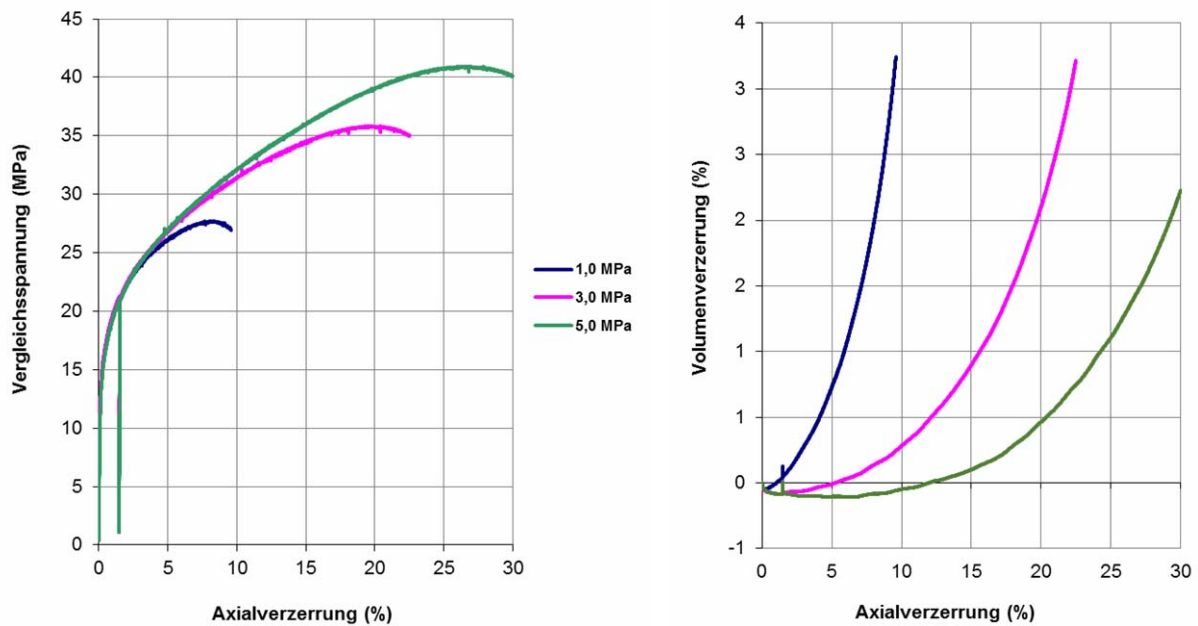


Abb. 4.19: Vergleichsspannung und Volumenverzerrung in Abhängigkeit von der Axialverzerrung - Versuche clean salt WIPP mit $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $T = 60^\circ\text{C}$

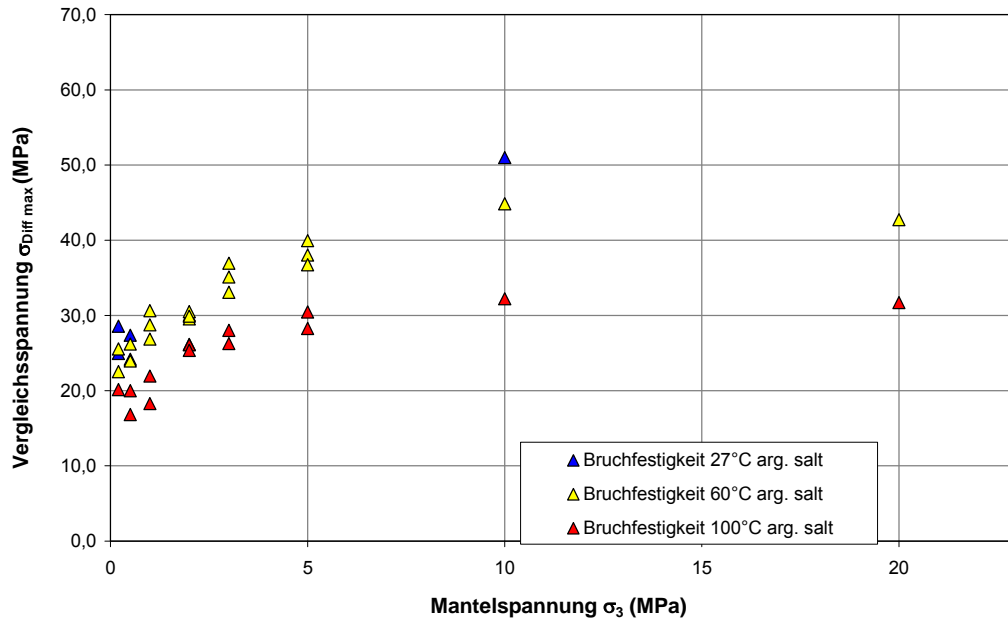


Abb. 4.20: Bruchfestigkeit in Abhängigkeit von der Mantelspannung und der Temperatur

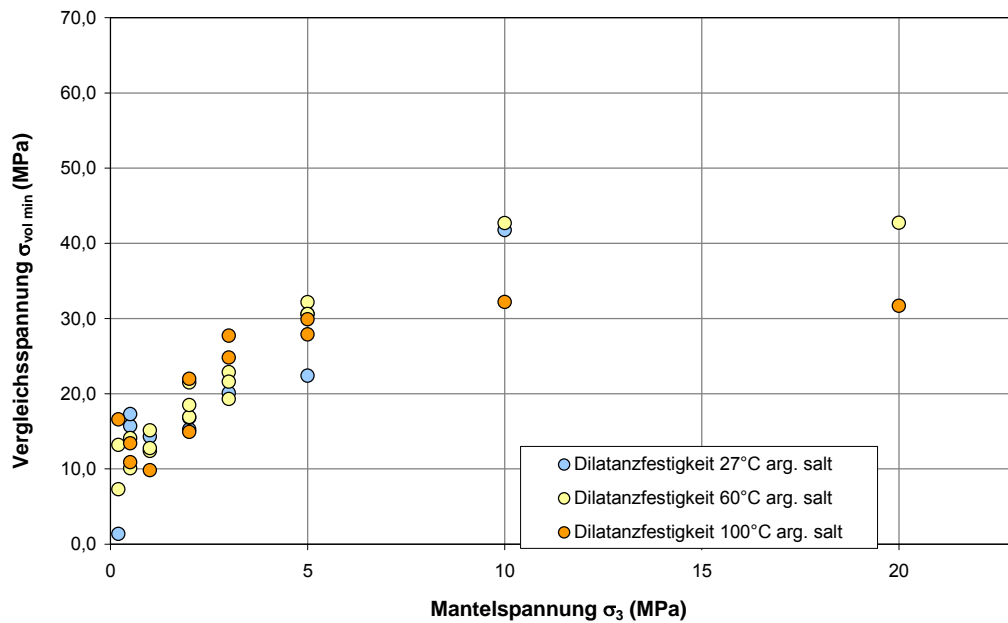


Abb. 4.21: Dilatanzfestigkeit in Abhängigkeit von der Mantelspannung und der Temperatur

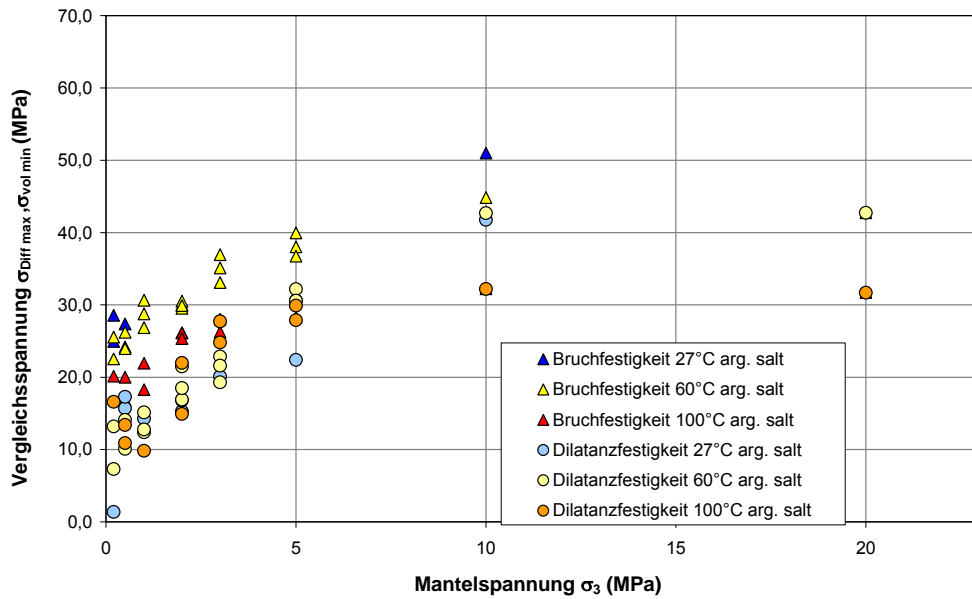


Abb. 4.22: Bruch- und Dilatanzfestigkeit bei verschiedenen Temperaturen

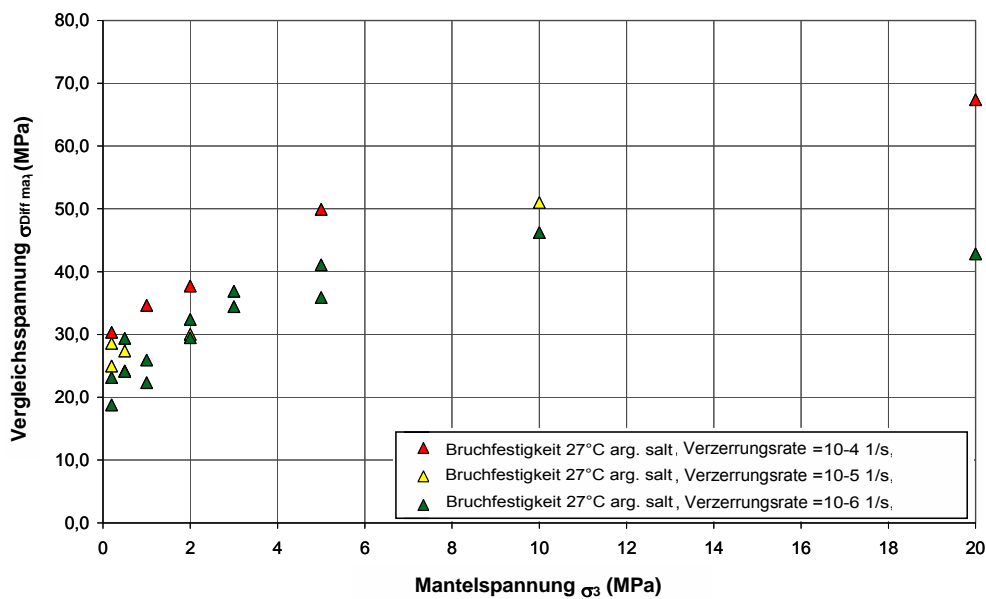


Abb. 4.23: Bruchfestigkeit in Abhängigkeit von der Verzerrungsrate

Die zur Analyse des schädigungsfreien Kriechvermögens von argillaceous salt und clean salt am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik durchgeführten Kriechversuche mit jeweils zwei Laststufen dokumentieren die Abb. 4.24 bis 4.35. Dargestellt sind jeweils in einer Tabelle die Versuchsnummer, die Prüfkörperdaten, die Versuchstemperatur sowie fotografische Aufnahmen vor und nach dem Versuch. In den Diagrammen aufgetragen sind jeweils die versuchstechnisch vorgegebene Axialspannung (σ_{1uc}), die Mantelspannung (σ_3), die aus Axialspannung und Mantelspannung resultierende Vergleichsspannung (σ_{vc}) und die über die Versuchszeit messtechnisch erfasste Axialverzerrung der untersuchten Prüfkörper.

Versuchs-Nr.	6	
Salztyp	clean salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	50,0	
Länge (mm)	100,0	
Masse (g)	423,4	
Wichte (kN/m ³)	21,1539	
E _{dyn} (MPa)	29886	
v _{dyn} (-)	0,144	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.24: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

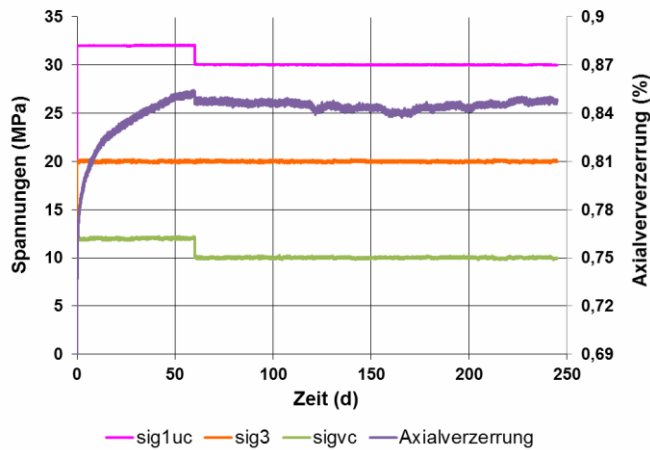


Abb. 4.25: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 6

Versuchs-Nr.	8	
Salztyp	clean salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	50,1	
Länge (mm)	99,9	
Masse (g)	415,0	
Wichte (kN/m ³)	20,6722	
E _{dyn} (MPa)	23614	
v _{dyn} (-)	0,224	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.26: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

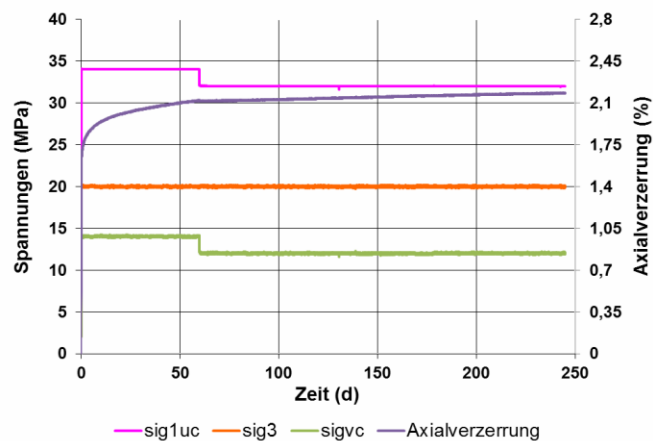


Abb. 4.27: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung – Kriechversuch Nr. 8

Versuchs-Nr.	2	
Salztyp	argillaceous salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	50,1	
Länge (mm)	99,9	
Masse (g)	414,5	
Wichte (kN/m ³)	20,6473	
E _{dyn} (MPa)	25004	
v _{dyn} (-)	0,247	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.28: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

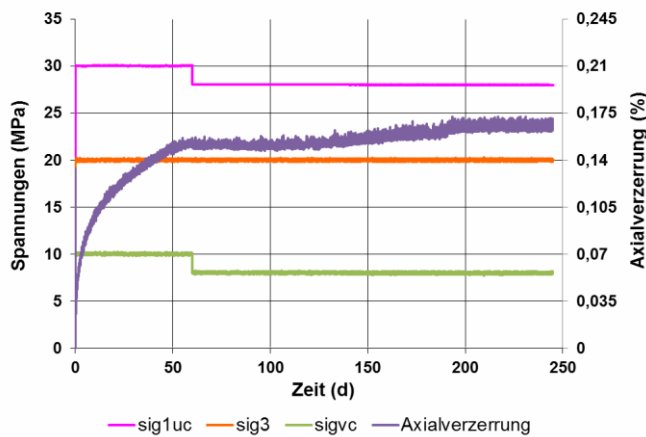


Abb. 4.29: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 2

Versuchs-Nr.	4	
Salztyp	argillaceous salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	50,1	
Länge (mm)	100,0	
Masse (g)	415,0	
Wichte (kN/m ³)	20,6515	
E _{dyn} (MPa)	26680	
v _{dyn} (-)	0,226	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.30: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

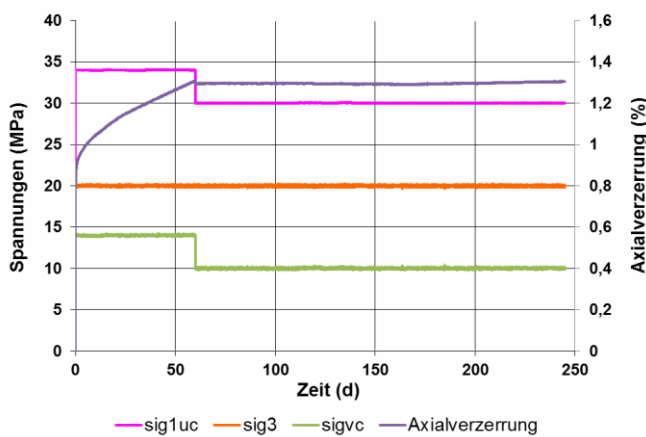


Abb. 4.31: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 4



Versuchs-Nr.	11	
Salztyp	argillaceous salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	50,0	
Länge (mm)	100,0	
Masse (g)	423,0	
Wichte (kN/m ³)	21,1339	
E _{dyn} (MPa)	13323	
v _{dyn} (-)	0,349	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.32: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

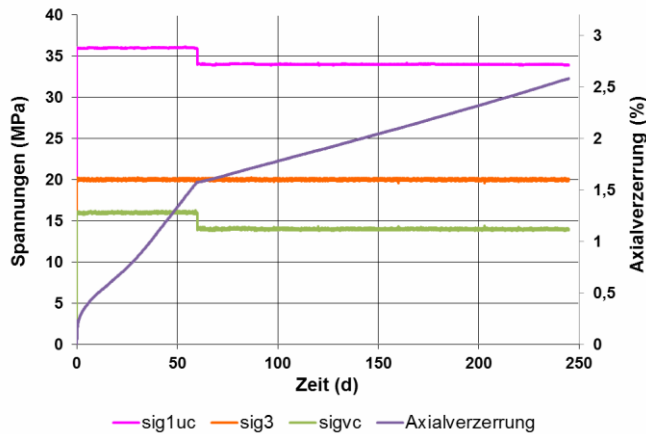


Abb. 4.33: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 11

Versuchs-Nr.	20	
Salztyp	argillaceous salt	
Lokation	WIPP 646 m-Sohle	
Durchmesser (mm)	90,0	
Länge (mm)	180,0	
Masse (g)	2408,5	
Wichte (kN/m ³)	20,6333	
E _{dyn} (MPa)	-	
v _{dyn} (-)	-	
Versuchstemperatur (°C)	27	

Abb. 4.34: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

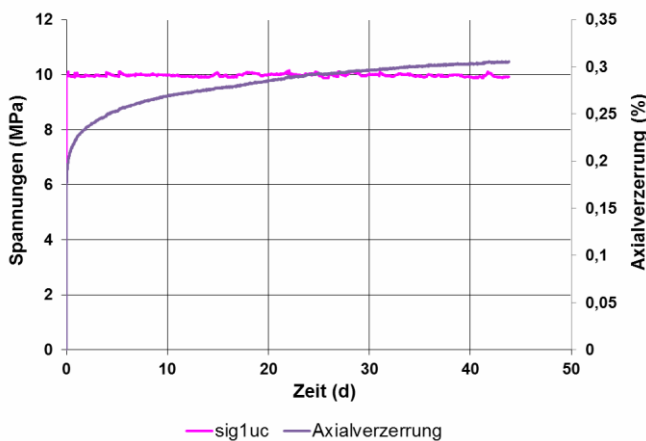


Abb. 4.35: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 20



Die zur Bestimmung der schädigungsinduzierten Kriechrate im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Kriechversuche sind charakterisiert durch insgesamt 4 Laststufen. Die Ableitung der schädigungsinduzierten Kriechrate erfolgt dabei konzeptionell so, dass für eine erste und zweite Laststufe mit einem Beanspruchungsniveau jeweils unterhalb der Dilatanzfestigkeit das schädigungsfreie Kriechen bestimmt wird und anschließend durch Laststeigerung auf ein Niveau oberhalb der Dilatanzfestigkeit die Kriechrate des geschädigten Prüfkörpers ermittelt wird. Aus der Differenz der für den geschädigten Prüfkörper in der jeweils dritten bzw. vierten Laststufe gemessenen Kriechrate und der für die dritte bzw. vierte Laststufe rechnerisch ermittelten schädigungsfreien Kriechrate kann schließlich die schädigungsinduzierte Kriechrate quantifiziert werden. Optimale Voraussetzung hierfür ist, dass die Kennwerte zur Berechnung des schädigungsfreien Anteils der Kriechrate am jeweils selben Prüfkörper bestimmt werden, an dem auch die schädigungsinduzierte Kriechrate ermittelt wird. Auch sind über die standardmäßig erfassten Messwerte Axialverzerrung, Mantelspannung, Axialspannung und Temperatur hinaus die Volumenverformung (Dilatanz/Kontraktanz) sowie die Ultraschallwellengeschwindigkeit versuchsbegleitend zu messen. Eine weitere Voraussetzung für die Auswertung der Versuche bzw. die Kennwertermittlung ist schließlich die Kenntnis der minimalspannungsabhängigen Bruch- und Dilatanzfestigkeit. Die diesbezüglichen Untersuchungen erfolgen im Rahmen der ein- und triaxialen Kurzzeitversuche zur Ermittlung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit.

Die zur Quantifizierung des schädigungsinduzierten Kriechvermögens von Steinsalz der Lokation WIPP im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Kriechversuche werden durch jeweils vier grafische Auftragungen in den Abbildungen 4.36 bis 4.60 wie folgt dokumentiert:

- (a) Versuchsnummer, Prüfkörperdaten, Versuchstemperatur sowie fotografische Aufnahmen vor und nach dem Versuch,
- (b) Auftragung der Axialspannung (σ_{1uc}), der Mantelspannung (σ_3) sowie der Axialverzerrung über der Versuchszeit,
- (c) Auftragung der Axialspannung (σ_{1uc}), der Mantelspannung (σ_3) und der Volumendilatanz (ϵ_{psvol}) über der Versuchszeit,
- (d) Auftragung der Axialspannung (σ_{1uc}), der Mantelspannung (σ_3) und der normierten Ultraschallwellengeschwindigkeit (v_p/v_{p0}) über der Versuchszeit.



Versuchs-Nr.	12
Salztyp	clean salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	90,1
Länge (mm)	179,9
Masse (g)	2465,4
Wichte (kN/m ³)	21,0856
E _{dyn} (MPa)	31646
v _{dyn} (-)	0,269
Versuchstemperatur (°C)	27

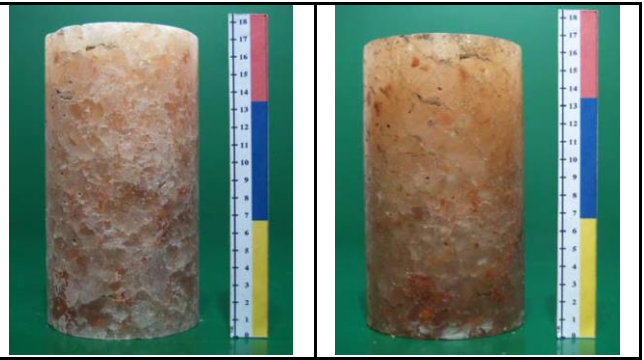


Abb. 4.36: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

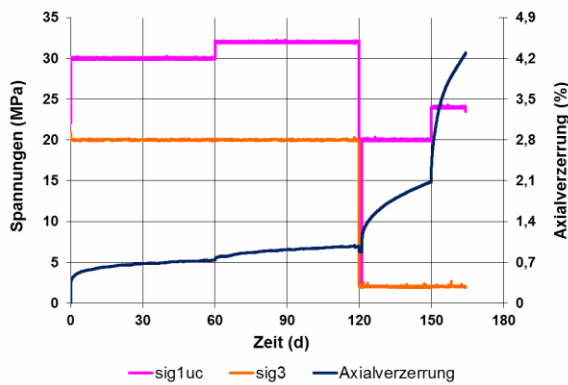


Abb. 4.37: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung
- 4-stufiger Kriechversuch Nr. 12

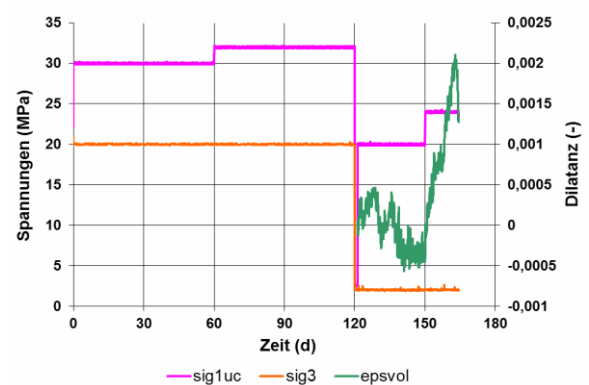


Abb. 4.38: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit
- 4-stufiger Kriechversuch Nr. 12

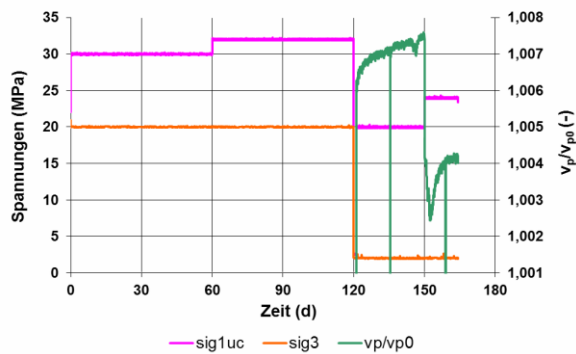


Abb. 4.39: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit
- 4-stufiger Kriechversuch Nr. 12



Versuchs-Nr.	19
Salztyp	clean salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	89,9
Länge (mm)	180,0
Masse (g)	2457,8
Wichte (kN/m ³)	21,1025
E _{dyn} (MPa)	33516
v _{dyn} (-)	0,274
Versuchstemperatur (°C)	27

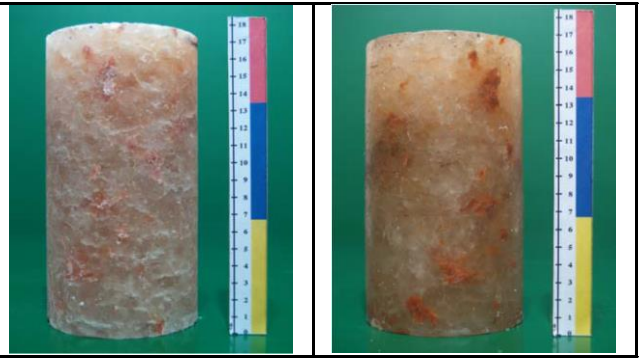


Abb. 4.40: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

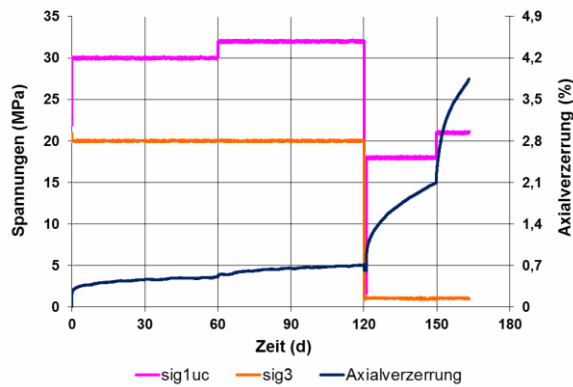


Abb. 4.41: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 19

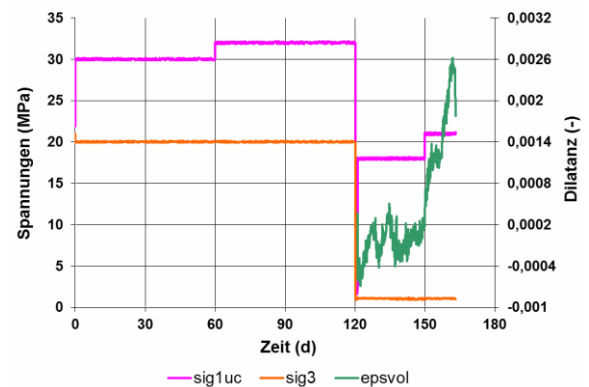


Abb. 4.42: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 19

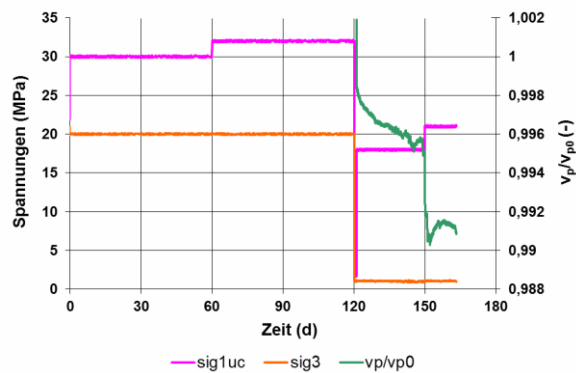


Abb. 4.43: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 19



Versuchs-Nr.	3
Salztyp	argillaceous salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	89,9
Länge (mm)	180,0
Masse (g)	2397,1
Wichte (kN/m ³)	20,5813
E _{dyn} (MPa)	8736
v _{dyn} (-)	0,401
Versuchstemperatur (°C)	27



Abb. 4.44: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

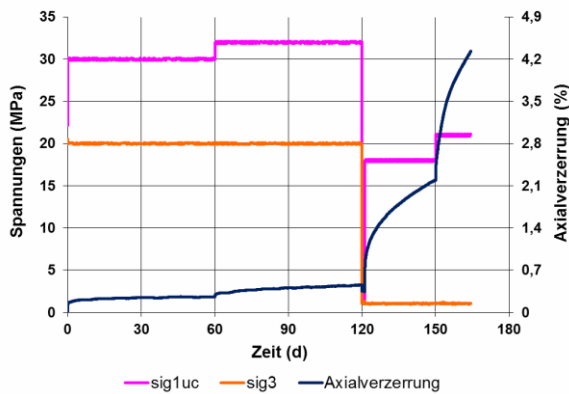


Abb. 4.45: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 3

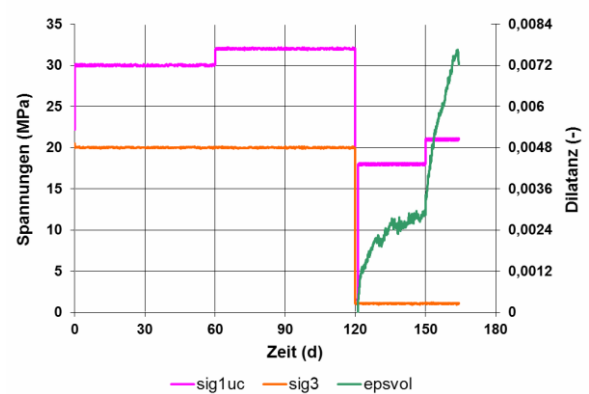


Abb. 4.46: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 3

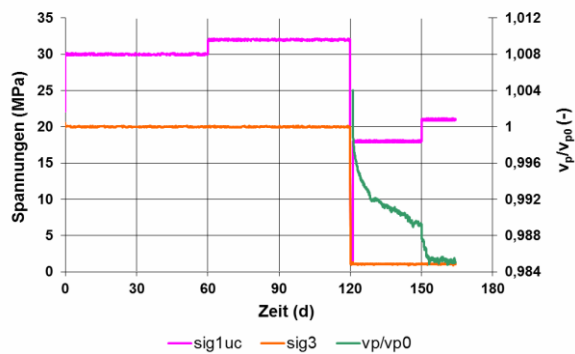


Abb. 4.47: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 3

Versuchs-Nr.	9
Salztyp	argillaceous salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	90,1
Länge (mm)	180,0
Masse (g)	2405,8
Wichte (kN/m ³)	20,5644
E _{dyn} (MPa)	-
v _{dyn} (-)	-
Versuchstemperatur (°C)	27



Abb. 4.48: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

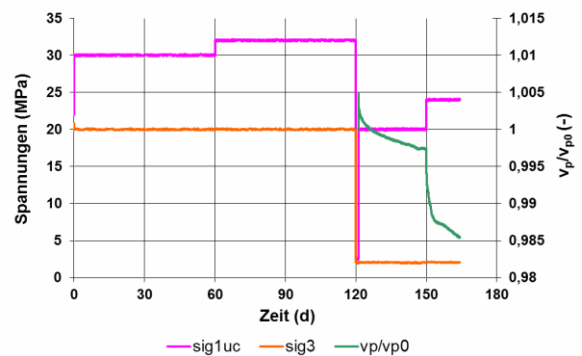
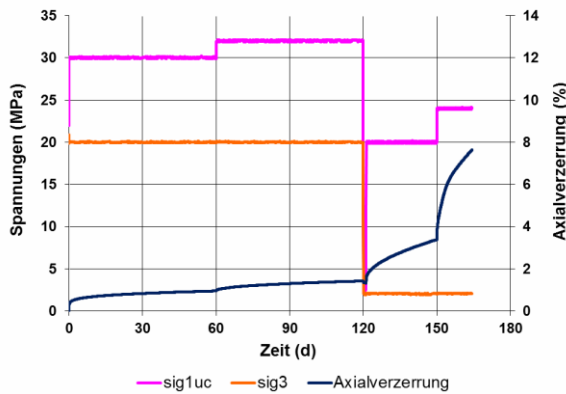


Abb. 4.49: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 9

Abb. 4.50: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 9 (Dilatanz nicht auswertbar)

Versuchs-Nr.	41
Salztyp	argillaceous salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	90,0
Länge (mm)	180,0
Masse (g)	2452,4
Wichte (kN/m ³)	21,0094
E _{dyn} (MPa)	27710
v _{dyn} (-)	0,292
Versuchstemperatur (°C)	27

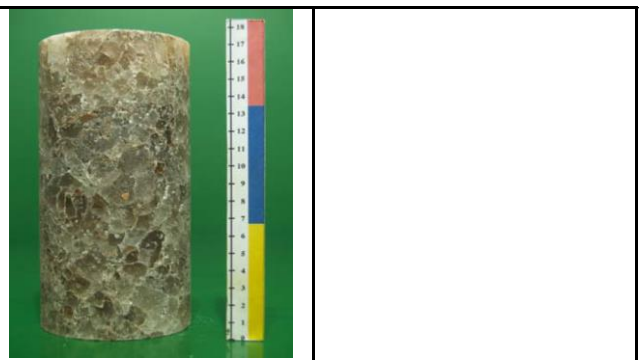


Abb. 4.51: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

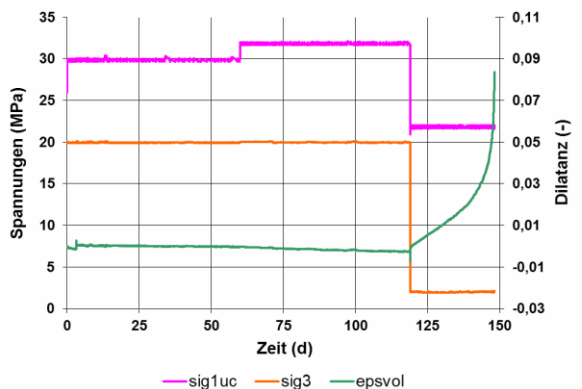
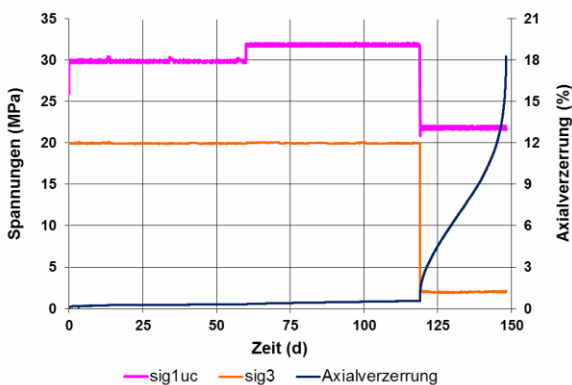


Abb. 4.52: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 41

Abb. 4.53: Lastpfad und Dilatanz über der Zeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 41

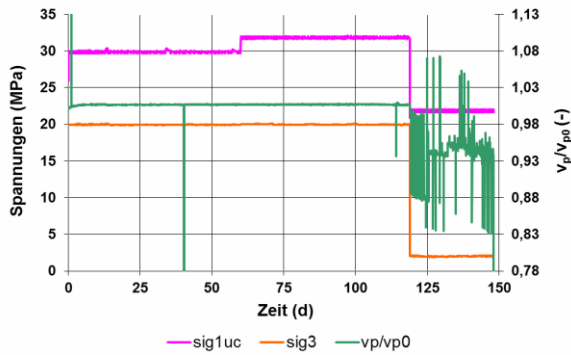


Abb. 4.54: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 41

Versuchs-Nr.	42
Salztyp	argillaceous salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	90,0
Länge (mm)	180,0
Masse (g)	2441,2
Wichte (kN/m ³)	20,9134
E _{dyn} (MPa)	32571
v _{dyn} (-)	0,265
Versuchstemperatur (°C)	27

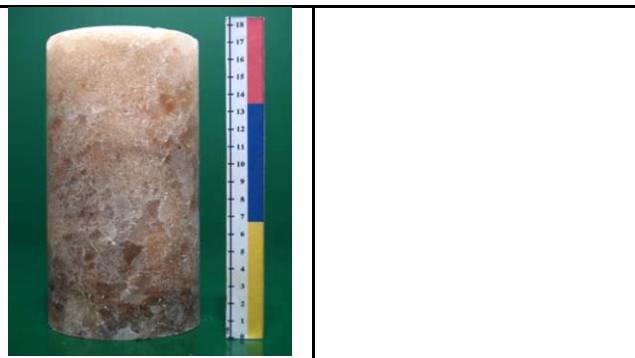


Abb. 4.55: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

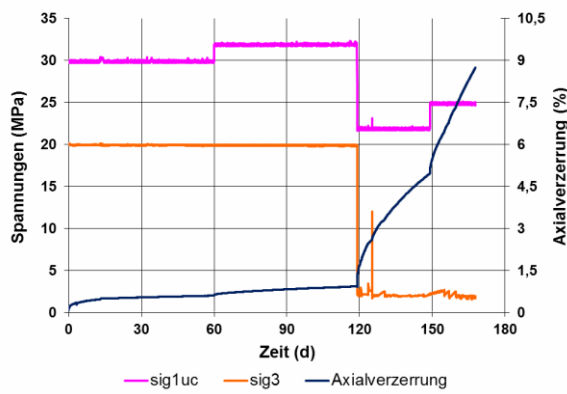


Abb. 4.56: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 42

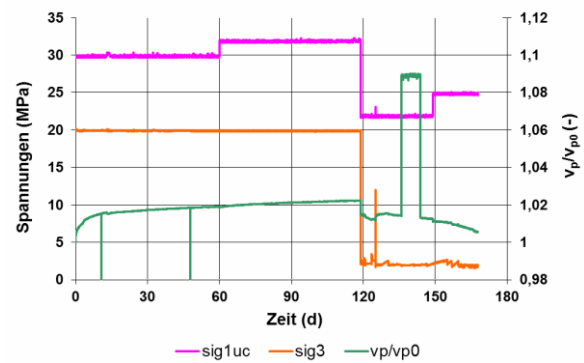


Abb. 4.57: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - 4-stufiger Kriechversuch Nr. 42 (Dilatanz nicht auswertbar)

Versuchs-Nr.	94
Salztyp	clean salt
Lokation	WIPP 646 m-Sohle
Durchmesser (mm)	90,2
Länge (mm)	180,4
Masse (g)	2449,7
Wichte (kN/m^3)	20,8469
E_{dyn} (MPa)	-
ν_{dyn} (-)	-
Versuchstemperatur ($^{\circ}\text{C}$)	27

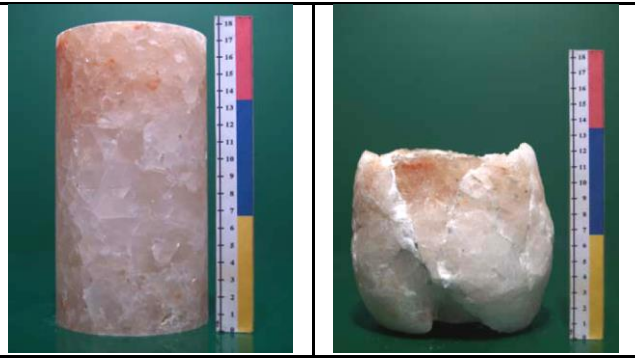


Abb. 4.58: Ausgangsdaten des Prüfkörpers sowie Versuchstemperatur und fotografische Aufnahmen

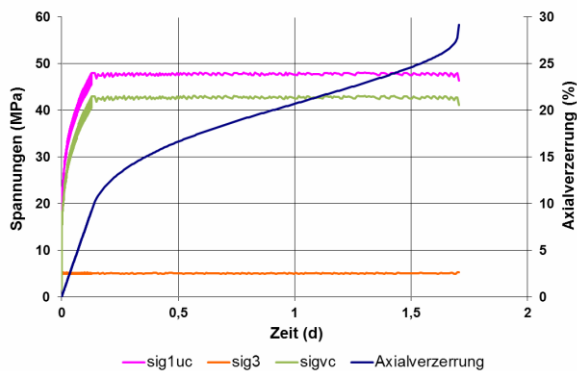


Abb. 4.59: Lastpfad und zeitabhängige Axialverzerrung - Kriechversuch Nr. 94

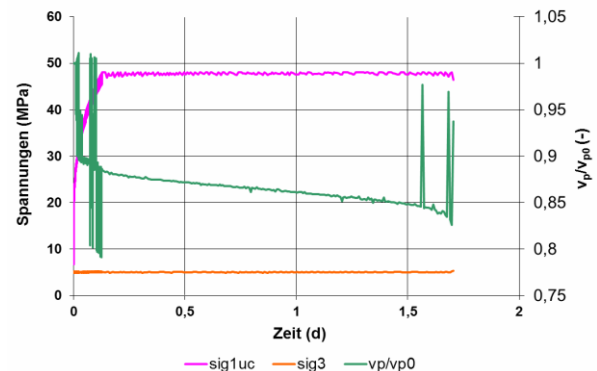


Abb. 4.60: Lastpfad und Ultraschallwellengeschwindigkeit - Kriechversuch Nr. 94 (Dilatanz nicht auswertbar)

4.2 Parameterbestimmung und Nachrechnung der Laborversuche an WIPP salt

4.2.1 Übersicht

Die nachfolgend dokumentierte Parameterbestimmung basiert auf den im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Laborversuchen an der Lokation WIPP. Die Versuche an Steinsalz der WIPP wurden erforderlich aufgrund der während der Projektlaufzeit erweiterten Zielstellung, die Leistungsfähigkeit der thermomechanischen Ansätze in den verschiedenen Stoffmodellen anhand einer komplexeren Untertagestruktur vertieft zu untersuchen. Daher erfolgte die Überprüfung und Validierung der Leistungsfähigkeit der Stoffmodelle durch Reanalyse von In-situ-Experimenten in zwei Abbaukammern der WIPP. Voraussetzung für die mit der numerischen Reanalyse des Gebirgsverhaltens einhergehenden Zielstellung einer In-situ-Validierung der Stoffmodelle ist die Kenntnis der vom Beanspruchungsniveau, der Temperatur und der Belastungsrate abhängigen Festigkeits-, Verformungs- und Kriecheigenschaften der lokationsspezifischen Salinargesteine. Nach Auswertung der von Sandia National Laboratories zur Verfügung gestellten Labordaten zum mechanischen Verhalten der anstehenden Salinargesteine wurde insbesondere aufgrund der durch die unterschiedlichen Stoffmodelle gestellten Anforderungen ein

ergänzendes systematisches Versuchsprogramm mit Festigkeits- und Kriechversuchen erstellt, um die Materialfestigkeit sowie das schadungsfreie und schadungsinduzierte Kriechvermögen der zwei lokationsspezifischen Salzgesteine (\rightarrow clean salt und argillaceous salt) temperaturabhängig zu quantifizieren. Das Probenmaterial wurde durch Sandia National Laboratories in der WIPP gewonnen und den Projektpartnern IfG Leipzig und TU Clausthal zur Beprobung zur Verfügung gestellt. Abb. 4.61 zeigt den Standort der Probennahme in einer Ansicht der WIPP.

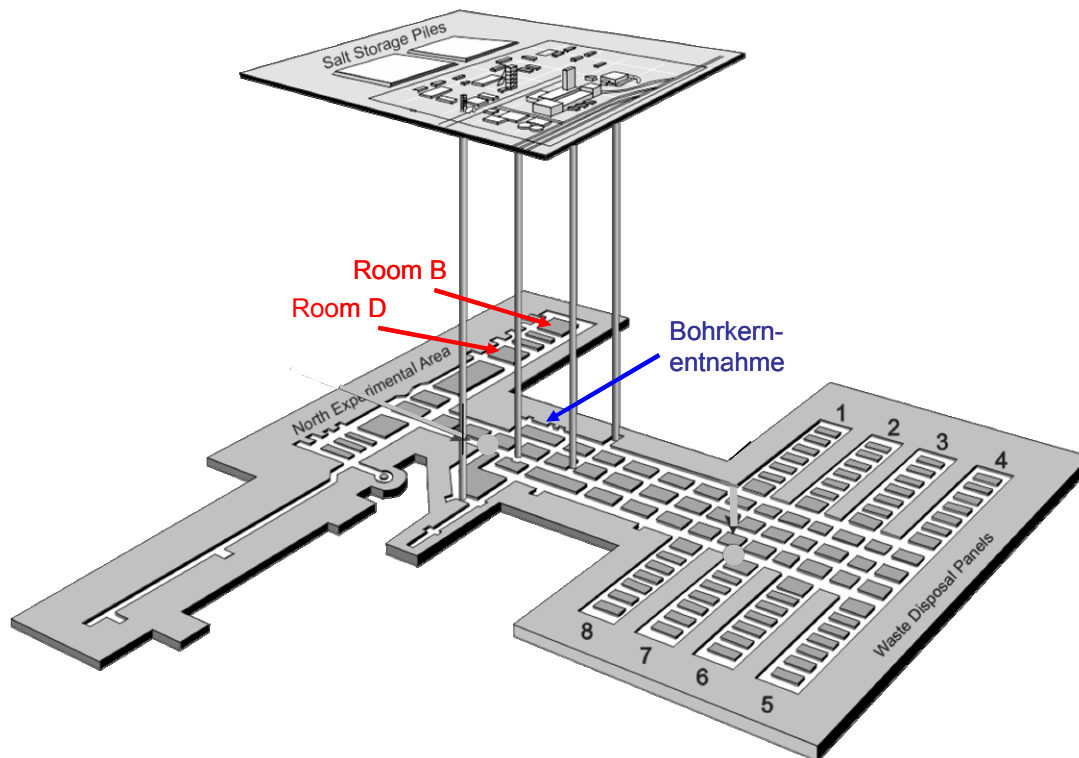


Abb. 4.61: Ansicht der WIPP mit Lokation der Abbaukammern Room D und Room B sowie der Probenentnahmestelle, modifiziert nach DOE (2016)

4.2.2 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm an Steinsalz der Lokation WIPP umfasste neben den Versuchen der TU Clausthal die am IfG Leipzig durchgeführten Festigkeitsversuche an clean salt sowie Kriechversuche ohne dilatante Verformungen an clean salt und argillaceous salt. Die TU Clausthal realisierte die in Abschnitt 4.1 dargestellten Festigkeitsversuche an argillaceous salt sowie mehrstufige Kriechbruchversuche an beiden Steinsalzfazies. Das Programm für die Festigkeitsversuche beinhaltete für beide Salinargesteine Versuche mit unterschiedlichen Mantelspannungen im Bereich von $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ bei drei verschiedenen Temperaturen ($T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$, $T = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ und $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$) und den Verzerrungsraten $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ und $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$. Die vom IfG Leipzig durchgeführten Kriechversuche zur Quantifizierung des



schädigungsfreien Kriechverhaltens umfassten Versuche mit konstanter Mantelspannung von $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ bei drei verschiedenen Temperaturen ($T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ (298 K), $T = 60/61 \text{ }^\circ\text{C}$ (333/334 K) und $T = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ (353 K)) mit variierenden Vergleichsspannungen. Die Versuche wurden mit der gleichen Belastungscharakteristik gefahren wie schon die Versuche an Asse-Speisesalz und sind demnach als zweistufige Versuche mit einer Gesamtversuchsdauer von ca. 110 Tagen ausgeführt worden, wobei die zweite Laststufe gekennzeichnet war von einer um 2 MPa verminderten Vergleichsspannung gegenüber der ersten Laststufe. Die nachfolgende Parameterbestimmung erfolgt in Analogie zur Beschreibung in Abschnitt 2.5 sowie im Grundsatz der an Asse-Speisesalz durchgeführten Stoffmodellparameterbestimmung in Abschnitt 3.2, so dass auf eine wiederholende ausführliche Beschreibung der Systematik an dieser Stelle verzichtet wird.

4.2.3 Bestimmung der Stoffmodellparameter und Versuchsnachrechnung

a) *Ermittlung der Festigkeitsparameter und Parameter für das Teil-Stoffmodell modLux-by2 ohne Schädigung*

Die Ergebnisse der TC-Festigkeitsversuche sowie das Resultat der Parameteranpassung für das Stoffmodell *Lux/Wolters* sind für WIPP clean salt im Diagramm auf Abb. 4.62 und für WIPP argillaceous salt im Diagramm Abb. 4.63 dargestellt. In beiden Diagrammen sind die Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeiten in Abhängigkeit der jeweiligen Mantelspannung (Minimalspannung) mit den Symbolen Dreieck, Rechteck und Punkt aufgetragen. Die dargestellten Kurven charakterisieren die auf Grundlage der Laborergebnisse festgelegten Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenzen nach der Beschreibung im Stoffmodell *Lux/Wolters*.

Die Laborergebnisse zeigen eine deutliche Temperatur- und Minimalspannungsabhängigkeit für die Bruchfestigkeit, wohingegen eine Temperaturabhängigkeit bei der Dilatanzfestigkeit nicht zu quantifizieren ist. Zusätzlich kann den Diagrammen entnommen werden, dass die Stoffmodellparameterbestimmung im Ergebnis zu einer guten Übereinstimmung der Kompressionsbruchfestigkeitsgrenzen mit den Messergebnissen führt, wobei ein Verlauf tendenziell im unteren Bereich der Versuchsergebnisse gewählt wurde. Die Festlegung der Stoffmodellparameter für die Dilatanzfestigkeit erfolgte in der Weise, dass die Dilatanzfestigkeitskurve hinsichtlich der Laborergebnisse insbesondere bei geringen Mantelspannungen konservativ, d.h. am unteren Rand der gemessenen Dilatanzfestigkeiten, eingeschätzt wurde.

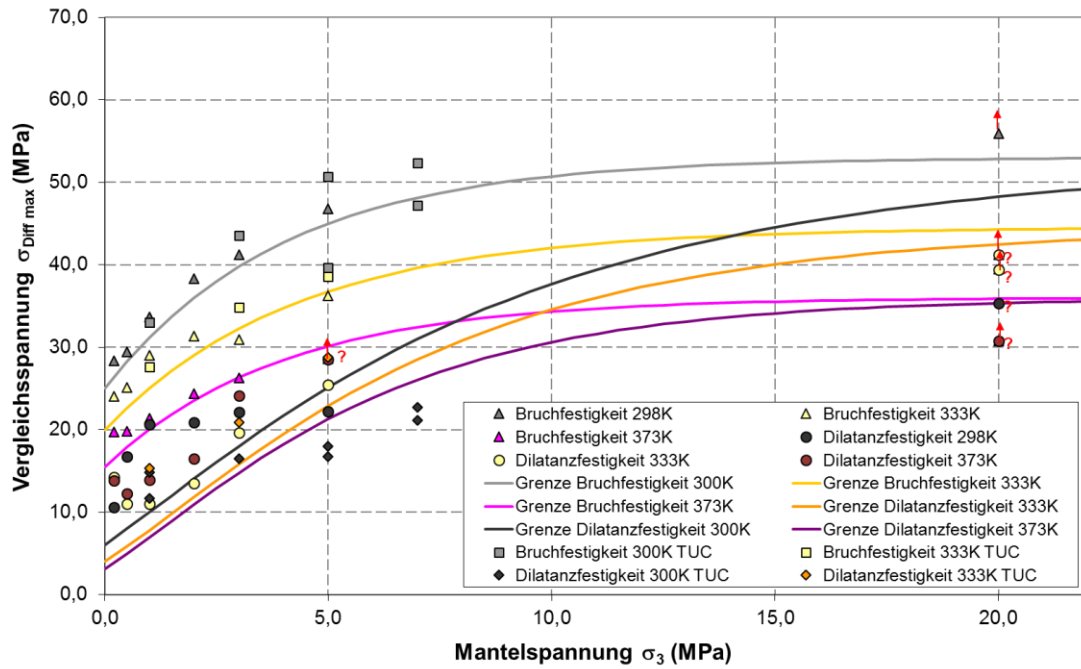


Abb. 4.62: Messergebnisse der TC-Festigkeitsversuche an clean salt sowie Darstellung der festgelegten Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenze mit der Beschreibung im Stoffmodell Lux/Wolters

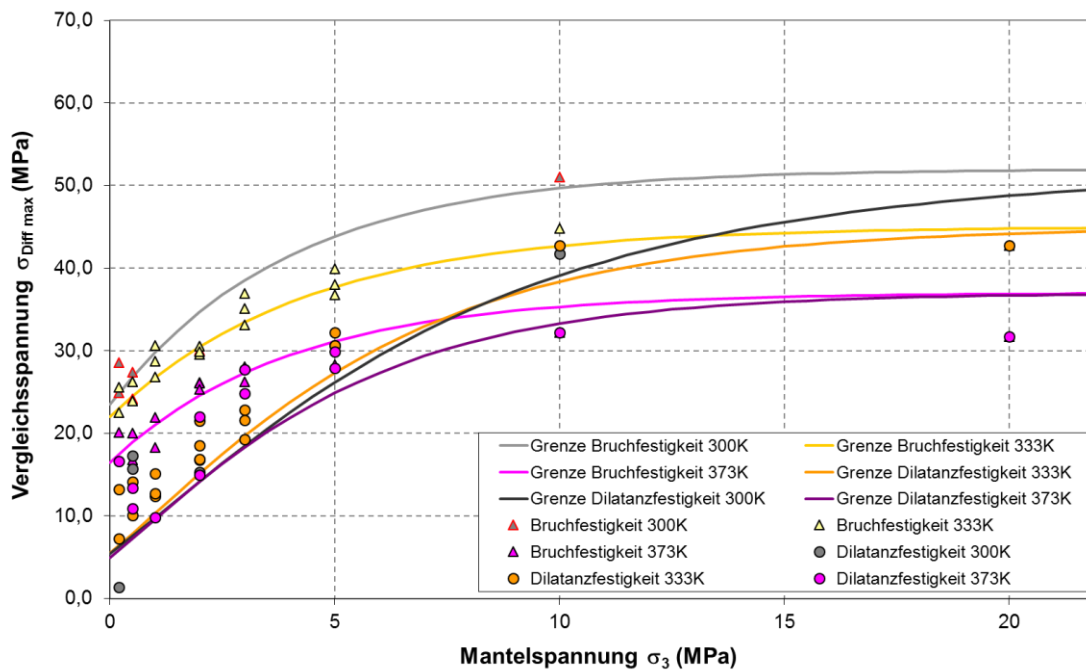


Abb. 4.63: Messergebnisse der TC-Festigkeitsversuche an argillaceous salt sowie Darstellung der festgelegten Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenze mit der Beschreibung im Stoffmodell Lux/Wolters

Abb. 4.64 stellt die ermittelten Stoffmodellparameter für das Stoffmodell *Lux/Wolters* zur Beschreibung der Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeit für die Versuchstemperatur $T = 27\text{ °C}$ (300 K) für die Steinsalztypen WIPP clean salt und argillaceous salt dar.

Parameter WIPP clean salt	Parameter WIPP argillaceous salt
$a_4 = 0,83$ –	$a_4 = 0,85$ –
$a_5 = 0,11\text{ MPa}^{-1}$	$a_5 = 0,13\text{ MPa}^{-1}$
$a_6 = 53,0\text{ MPa}$	$a_6 = 52,0\text{ MPa}$
$a_7 = 28,0\text{ MPa}$	$a_7 = 28,5\text{ MPa}$
$a_8 = 0,25\text{ MPa}^{-1}$	$a_8 = 0,25\text{ MPa}^{-1}$

Abb. 4.64: Stoffmodellparameter zur Beschreibung der Festigkeitsgrenzen im Stoffmodell *Lux/Wolters* für WIPP clean und argillaceous salt

Abb. 4.65 und Abb. 4.66 zeigen in tabellarischen Darstellungen die durchgeführten Kriechversuchen, die einen Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze aufweisen. Die aufgeführten stationären Kriechraten wurden aus den vom IfG Leipzig zur Verfügung gestellten Ergebniskurven für jede einzelne Laststufe ermittelt. Die Maxwell-Viskositätskoeffizienten sind über die jeweils in der zur Laststufe korrespondierenden Vergleichsspannung im Diagramm in Abb. 4.67 für die Versuche an clean salt (CS) und argillaceous salt (AS) aufgetragen. Durch eine lineare Regression mit Bestimmung einer Ausgleichsgeraden werden die Stoffmodellparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m für das stationäre Kriechen ermittelt. Aufgrund der Vorgehensweise mit einer Ausgleichsgeraden werden sowohl die tendenziell über- wie auch unterschätzten stationären Kriechraten berücksichtigt und gemittelt. Die Stoffmodellparameter \bar{G}_k^* , k_1 , $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 für das transiente Kriechen werden in Analogie zur Ermittlung der stationären Kriechparameter $\bar{\eta}_m^*$ und m gleichfalls unter Verwendung einer Ausgleichsgeraden in den Abbildungen 4.68 und 4.69 nach der in Abschnitt 2.5.1 beschriebenen Vorgehensweise der linearen Regression bestimmt.



Versuch Nr.	Stationäre Kriechrate (-)	Vergleichsspannung (MPa)	Maxwell Viskositätskoeffizient (MPa d) $\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \frac{\sigma_v}{\dot{\epsilon}_1^{st}}$	Temperatur (K)
TCC1 Stufe 1	2,03E-05	10	4,93E+05	298
TCC1 Stufe 2	1,65E-06	8	4,85E+06	298
TCC5 Stufe 1	3,24E-05	12	3,70E+05	298
TCC5 Stufe 2	4,00E-06	10	2,50E+06	298
TCC15 Stufe 1	5,76E-06	4	6,94E+05	333
TCC15 Stufe 2	8,70E-07	2	2,30E+06	333
TCC13 Stufe 1	2,04E-05	6	2,94E+05	333
TCC13 Stufe 2	3,98E-06	4	1,01E+06	333
TCC6 Stufe 1	1,93E-05	8	4,15E+05	333
TCC6 Stufe 2	3,30E-06	6	1,82E+06	333
TCC2 Stufe 1	5,96E-05	10	1,68E+05	334
TCC2 Stufe 2	1,15E-05	8	6,96E+05	334
TCC7 Stufe 1	1,13E-04	12	1,06E+05	333
TCC7 Stufe 2	2,96E-05	10	3,38E+05	333
TCC9 Stufe 1	2,81E-04	14	4,98E+04	333
TCC9 Stufe 2	7,86E-05	12	1,53E+05	333
TCC11 Stufe 1	5,00E-04	16	3,20E+04	333
TCC11 Stufe 2	1,10E-04	14	1,27E+05	333
TCC12 Stufe 1	1,16E-03	18	1,55E+04	333
TCC12 Stufe 2	5,37E-04	16	2,98E+04	333
TCC16 Stufe 1	3,63E-04	10	2,75E+04	353
TCC16 Stufe 2	1,30E-04	8	6,15E+04	353
TCC19 Stufe 1	5,69E-04	12	2,11E+04	353
TCC19 Stufe 2	1,87E-04	10	5,35E+04	353

Abb. 4.65: Durchgeführte Kriechversuche an WIPP clean salt mit Belastungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze

Versuch Nr.	Stationäre Kriechrate (-)	Vergleichsspannung (MPa)	Maxwell Viskositätskoeffizient (MPa d) $\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \frac{\sigma_v}{\dot{\epsilon}_1^{st}}$	Temperatur (K)
TCC9 Stufe 1	1,79E-05	10	5,59E+05	296
TCC9 Stufe 2	3,80E-06	8	2,11E+06	296
TCC10 Stufe 1	2,87E-05	12	4,18E+05	296
TCC10 Stufe 2	4,74E-06	10	2,11E+06	298
TCC1 Stufe 1	7,42E-06	4	5,39E+05	333
TCC1 Stufe 2	9,04E-07	2	2,21E+06	333
TCC2 Stufe 1	7,55E-06	6	7,95E+05	333
TCC2 Stufe 2	2,32E-06	4	1,72E+06	333
TCC3 Stufe 1	2,62E-05	8	3,05E+05	333
TCC3 Stufe 2	4,44E-06	6	1,35E+06	333
TCC4 Stufe 1	7,32E-05	10	1,37E+05	334
TCC4 Stufe 2	2,18E-05	8	3,67E+05	334
TCC5 Stufe 1	2,10E-04	12	5,71E+04	333
TCC5 Stufe 2	4,02E-05	10	2,49E+05	333
TCC6 Stufe 1	5,61E-04	14	2,50E+04	333
TCC6 Stufe 2	1,59E-04	12	7,55E+04	333
TCC13 Stufe 1	9,25E-04	16	1,73E+04	333
TCC13 Stufe 2	5,89E-04	14	2,38E+04	333
TCC14 Stufe 1	1,36E-03	18	1,32E+04	333
TCC14 Stufe 2	9,00E-04	16	1,78E+04	333
TCC11 Stufe 1	2,86E-04	10	3,50E+04	353
TCC11 Stufe 2	1,08E-04	8	7,41E+04	353
TCC12 Stufe 1	7,14E-04	12	1,68E+04	353
TCC12 Stufe 2	1,79E-04	10	5,59E+04	353

Abb. 4.66: Durchgeführte Kriechversuche an WIPP argillaceous salt mit Belastungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze

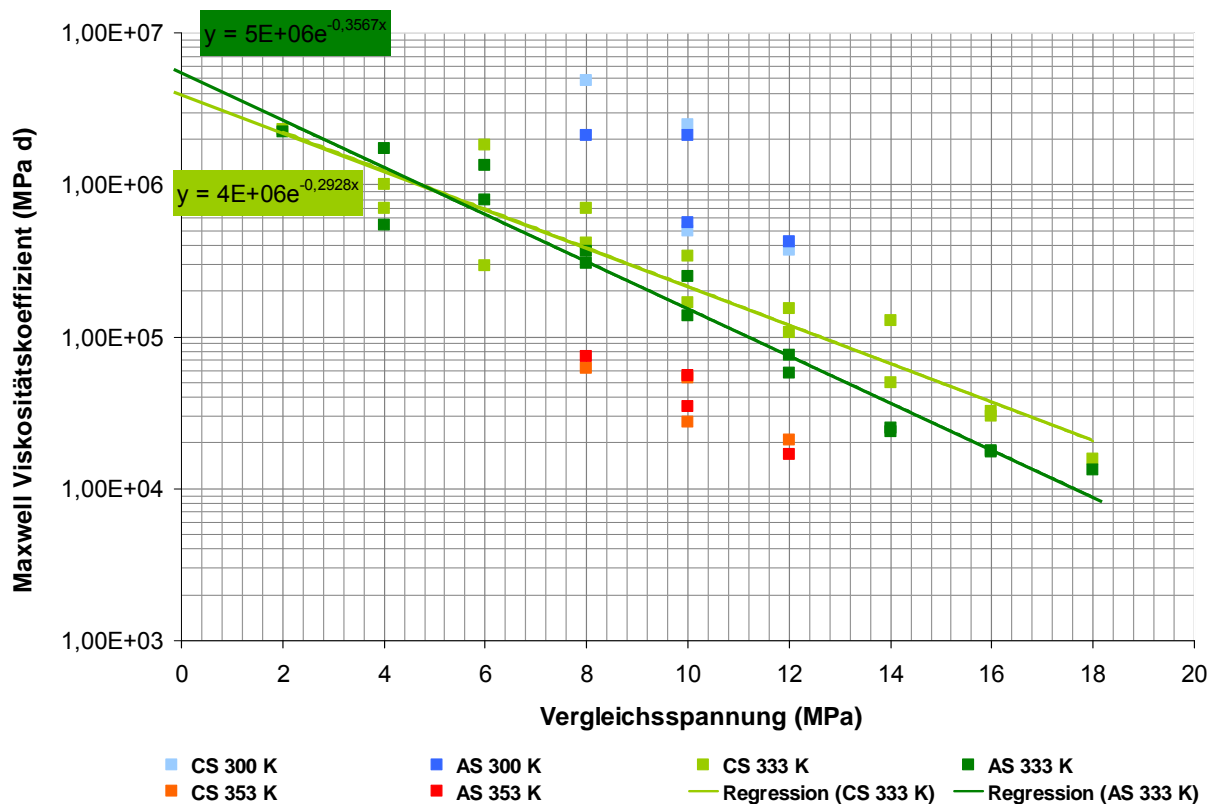


Abb. 4.67: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_m^*$ und m zur Beschreibung des stationären Kriechens für clean und argillaceous salt

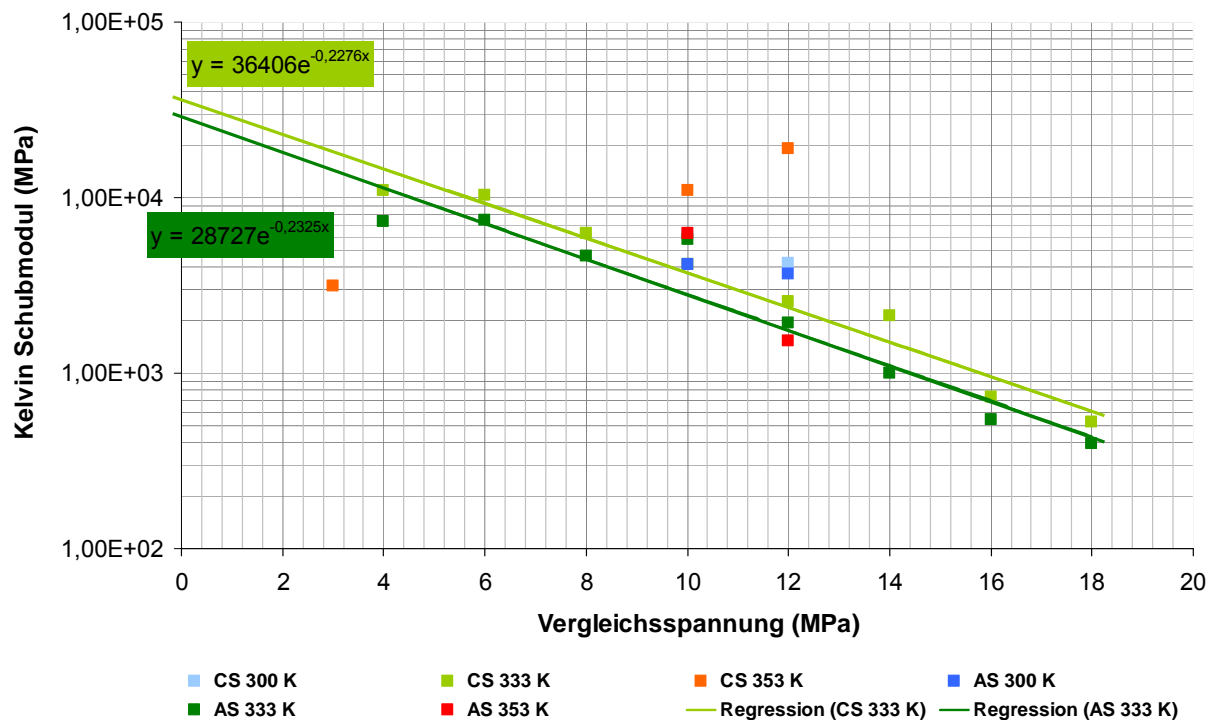


Abb. 4.68: Ermittlung der Parameter \bar{G}_k^* und k_1 zur Beschreibung des transienten Kriechens für clean und argillaceous salt

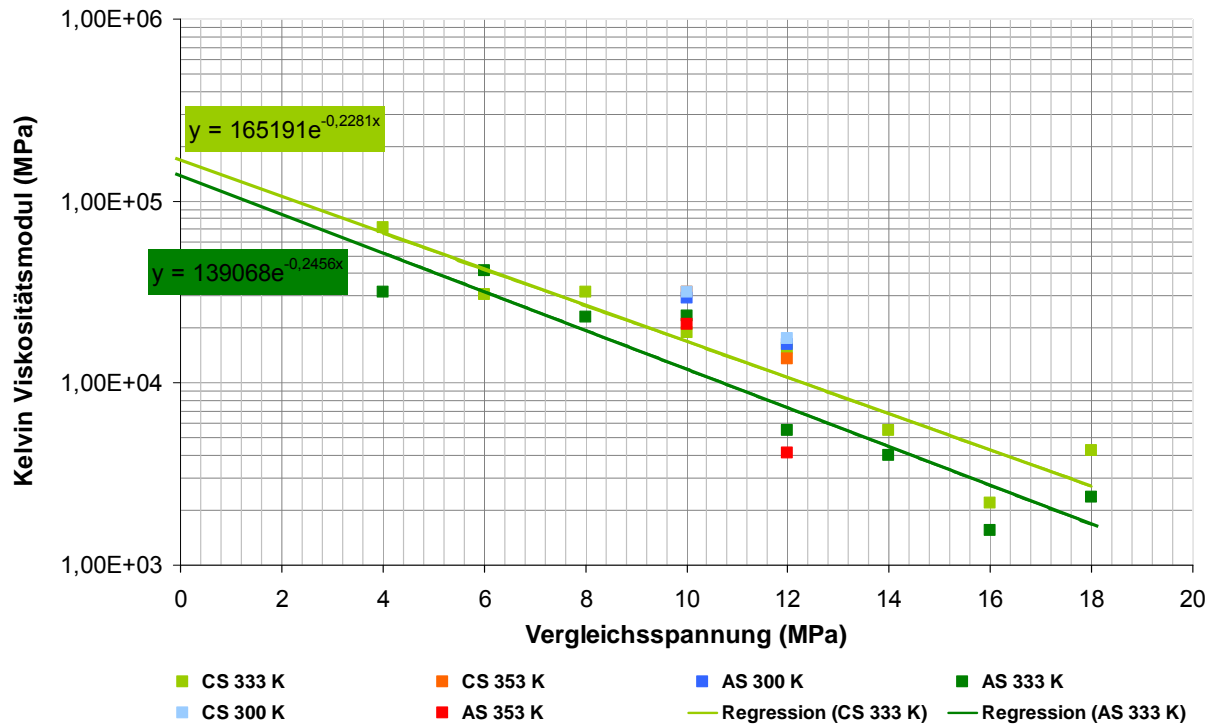


Abb. 4.69: Ermittlung der Parameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 zur Beschreibung des transienten Kriechens für clean und argillaceous salt

Nachfolgend werden in Abb. 4.70 die Parameter für das Teil-Stoffmodell *modLubby2* getrennt nach clean und argillaceous salt aufgelistet.

Parameter WIPP clean salt	Parameter WIPP argillaceous salt
$\bar{\eta}_m^* = 4 \cdot 10^6 \text{ MPa} \cdot d$	$\bar{\eta}_m^* = 5 \cdot 10^6 \text{ MPa} \cdot d$
$\rightarrow \bar{\eta}_m^{**} = 6,86 \cdot 10^{13} \text{ MPa} \cdot d$	$\rightarrow \bar{\eta}_m^{**} = 8,57 \cdot 10^{13} \text{ MPa} \cdot d$
$m = -0,2928 \text{ MPa}^{-1}$	$m = -0,3567 \text{ MPa}^{-1}$
$\bar{G}_k^* = 36406 \text{ MPa}$	$\bar{G}_k^* = 28727 \text{ MPa}$
$k_1 = -0,2276 \text{ MPa}^{-1}$	$k_1 = -0,2325 \text{ MPa}^{-1}$
$\bar{\eta}_k^* = 165191 \text{ MPa} \cdot d$	$\bar{\eta}_k^* = 139068 \text{ MPa} \cdot d$
$k_2 = -0,2281 \text{ MPa}^{-1}$	$k_2 = -0,2456 \text{ MPa}^{-1}$
$l = -0,06 \text{ K}^{-1}$	$l = -0,06 \text{ K}^{-1}$
$a = 0 \text{ - , } b = 0 \text{ -}$	$a = 0 \text{ - , } b = 0 \text{ -}$
$l_1 = 0 \text{ K}^{-1}$	$l_1 = 0 \text{ K}^{-1}$
$\bar{G}_{KE}^* = 0 \text{ MPa}$	$\bar{G}_{KE}^* = 0 \text{ MPa}$
$k_{1E} = 0 \text{ MPa}^{-1} \text{ , } l_{1E} = 0 \text{ K}^{-1}$	$k_{1E} = 0 \text{ MPa}^{-1} \text{ , } l_{1E} = 0 \text{ K}^{-1}$

Abb. 4.70: Parameter des Teil-Stoffmodells *modLubby2* für WIPP clean und argillaceous salt



Auf den Abbildungen 4.71 bis 4.94 sind die Nachrechnungen der Laborversuche mit den ermittelten Parametern für das Teil-Stoffmodell *modLubby2* dargestellt. Den Grafiken kann entnommen werden, dass mit den Versuchsnachrechnungen trotz Verwendung eines einheitlichen Parametersatzes für jeden der beiden Steinsalztypen (clean salt und argillaceous salt) über alle Versuche im Grundsatz eine gute Übereinstimmung mit den aus dem Labor gemessenen Versuchskurven erzielt wird.

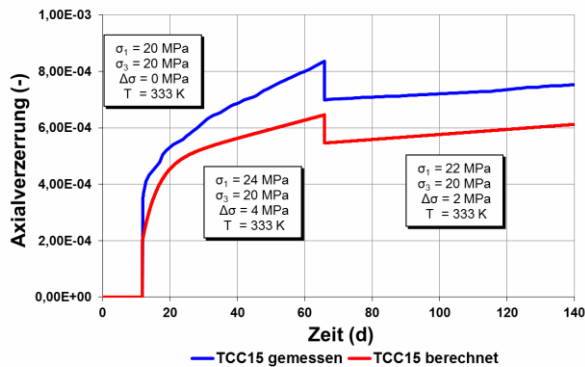


Abb. 4.71: Versuchsnachrechnung Versuch TCC15 mit WIPP clean salt

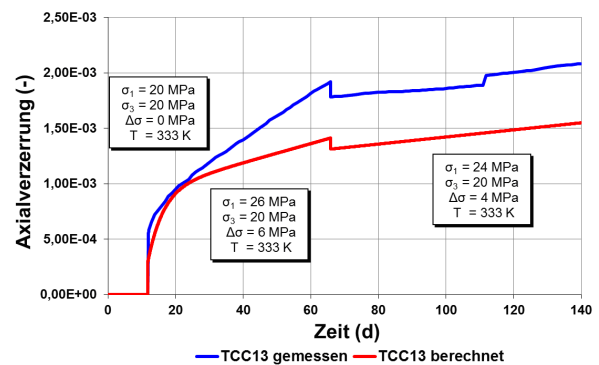


Abb. 4.72: Versuchsnachrechnung Versuch TCC13 mit WIPP clean salt

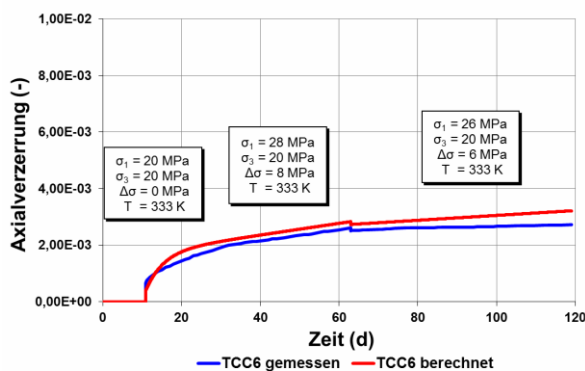


Abb. 4.73: Versuchsnachrechnung Versuch TCC6 mit WIPP clean salt

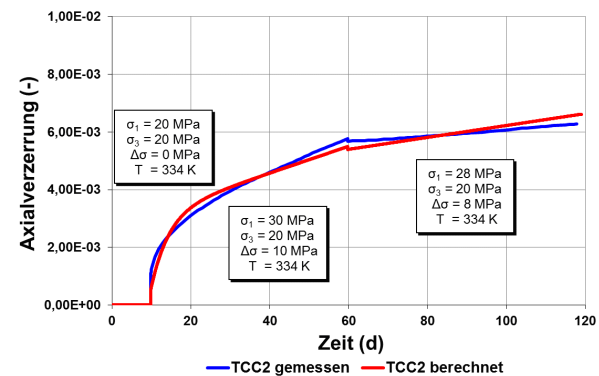


Abb. 4.74: Versuchsnachrechnung Versuch TCC2 mit WIPP clean salt

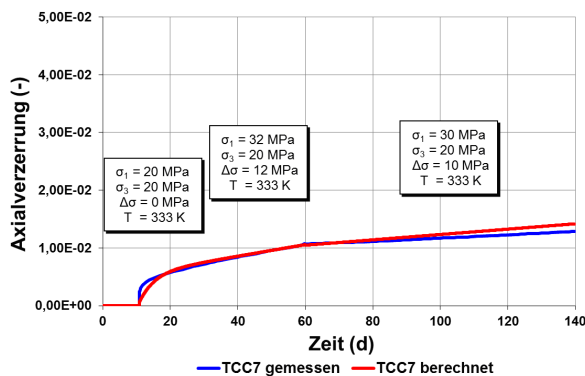


Abb. 4.75: Versuchsnachrechnung Versuch TCC7 mit WIPP clean salt

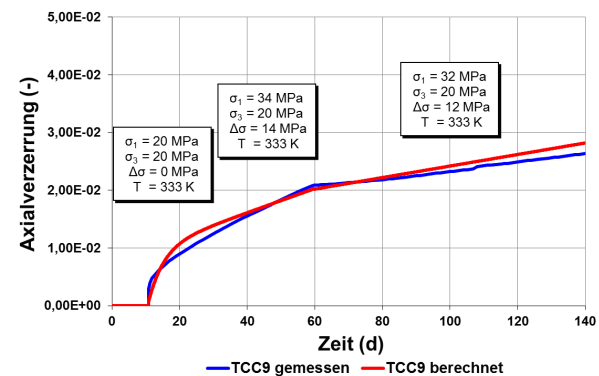


Abb. 4.76: Versuchsnachrechnung Versuch TCC9 mit WIPP clean salt

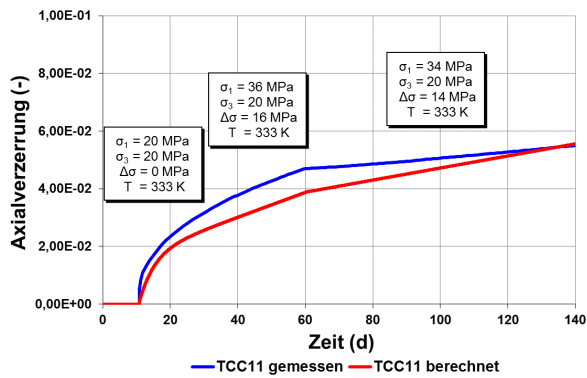


Abb. 4.77: Versuchsnachrechnung Versuch TCC11 mit WIPP clean salt

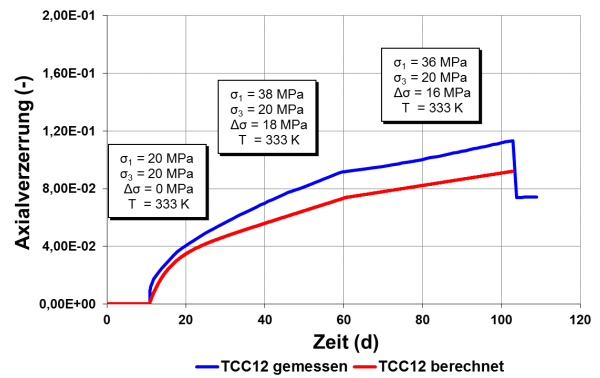


Abb. 4.78: Versuchsnachrechnung Versuch TCC12 mit WIPP clean salt

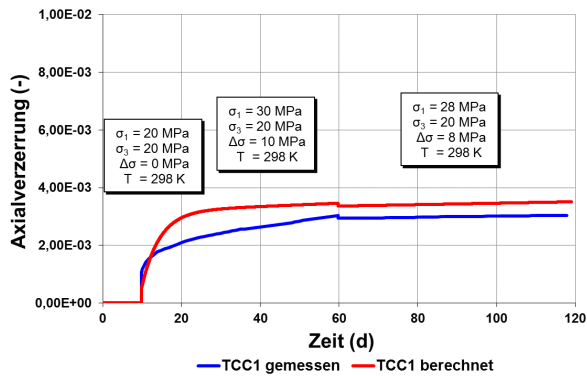


Abb. 4.79: Versuchsnachrechnung Versuch TCC1 mit WIPP clean salt

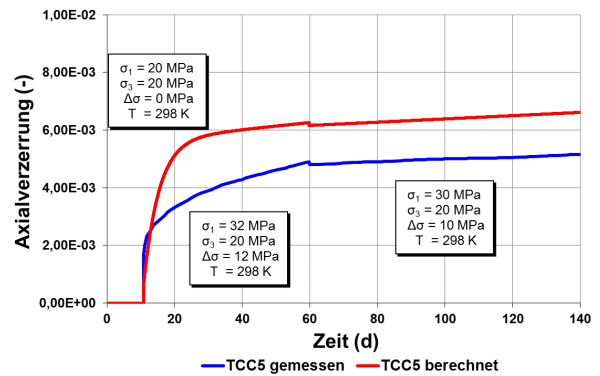


Abb. 4.80: Versuchsnachrechnung Versuch TCC5 mit WIPP clean salt

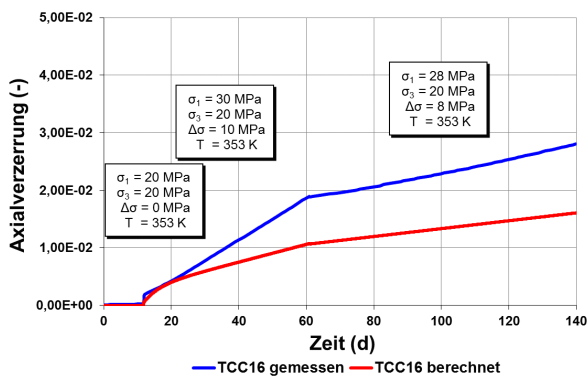


Abb. 4.81: Versuchsnachrechnung Versuch TCC16 mit WIPP clean salt

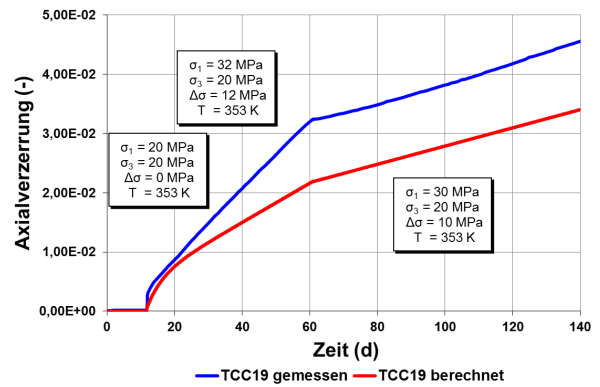


Abb. 4.82: Versuchsnachrechnung Versuch TCC19 mit WIPP clean salt

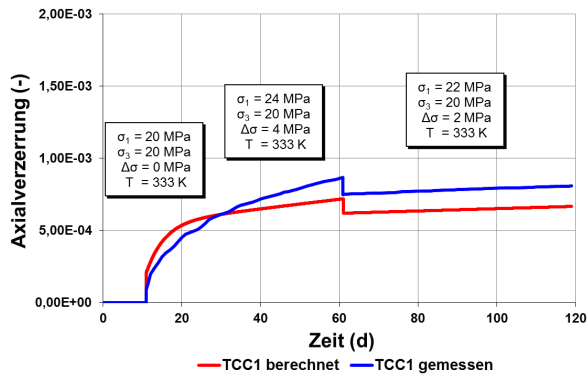


Abb. 4.83: Versuchsnachrechnung Versuch TCC1 mit WIPP argillaceous salt

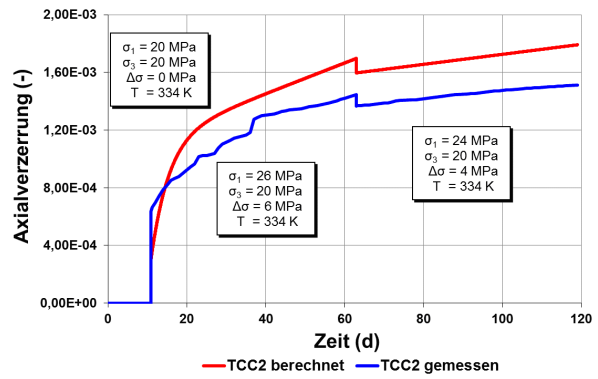


Abb. 4.84: Versuchsnachrechnung Versuch TCC2 mit WIPP argillaceous salt

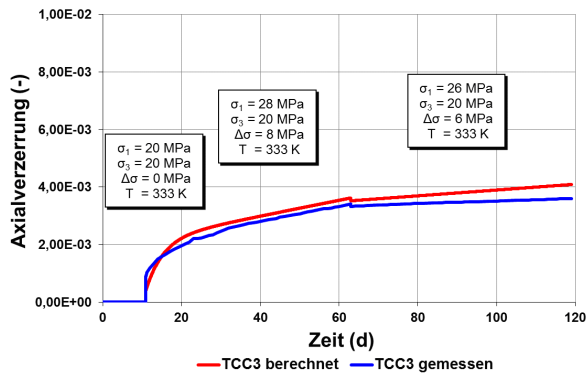


Abb. 4.85: Versuchsnachrechnung Versuch TCC3 mit WIPP argillaceous salt

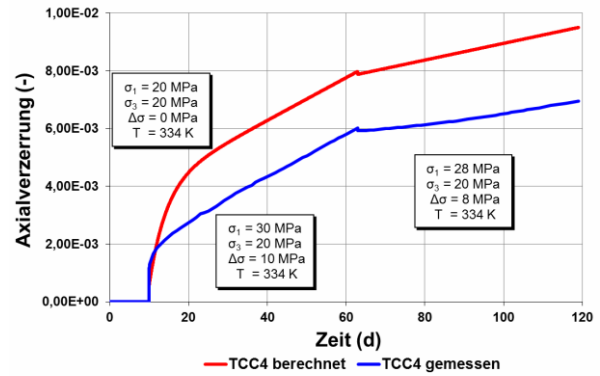


Abb. 4.86: Versuchsnachrechnung Versuch TCC4 mit WIPP argillaceous salt

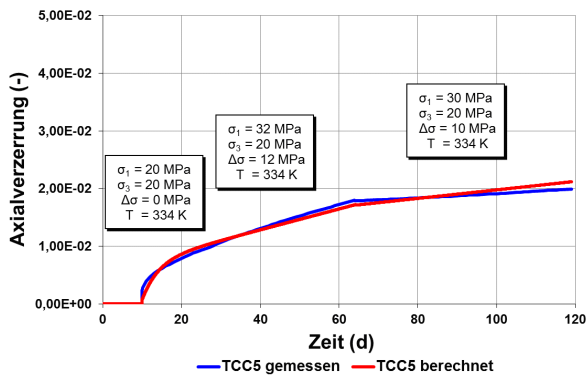


Abb. 4.87: Versuchsnachrechnung Versuch TCC5 mit WIPP argillaceous salt

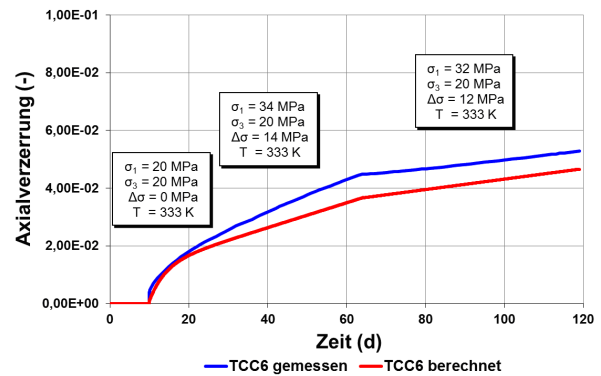


Abb. 4.88: Versuchsnachrechnung Versuch TCC6 mit WIPP argillaceous salt

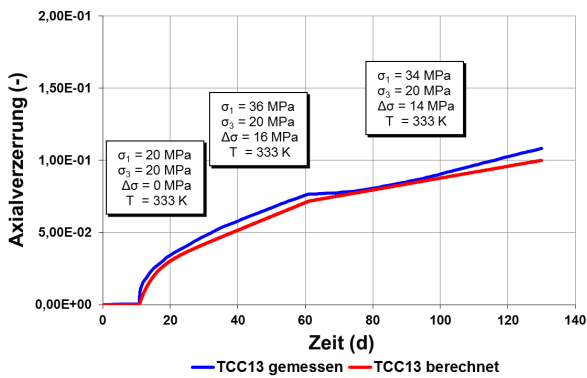


Abb. 4.89: Versuchsnachrechnung Versuch TCC13 mit WIPP argillaceous salt

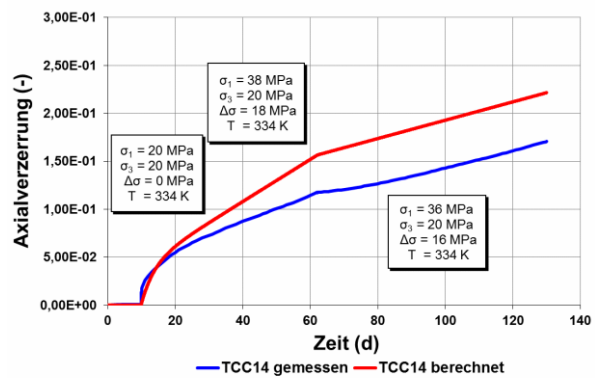


Abb. 4.90: Versuchsnachrechnung Versuch TCC14 mit WIPP argillaceous salt

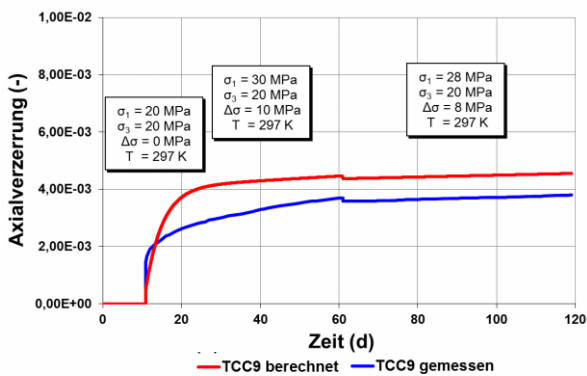


Abb. 4.91: Versuchsnachrechnung Versuch TCC9 mit WIPP argillaceous salt

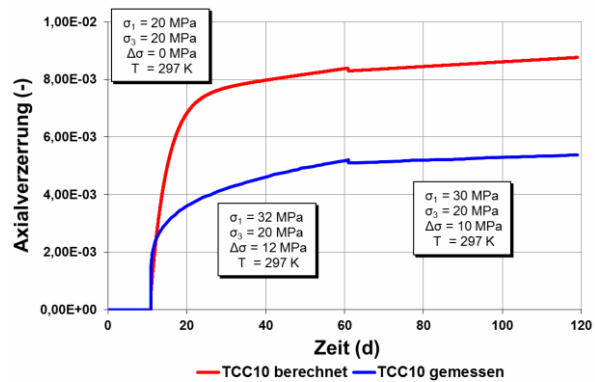


Abb. 4.92: Versuchsnachrechnung Versuch TCC10 mit WIPP argillaceous salt

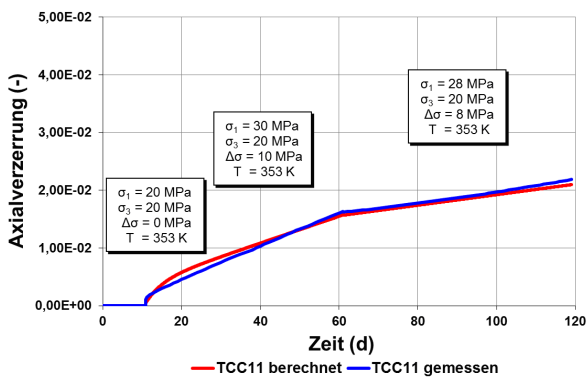


Abb. 4.93: Versuchsnachrechnung Versuch TCC11 mit WIPP argillaceous salt

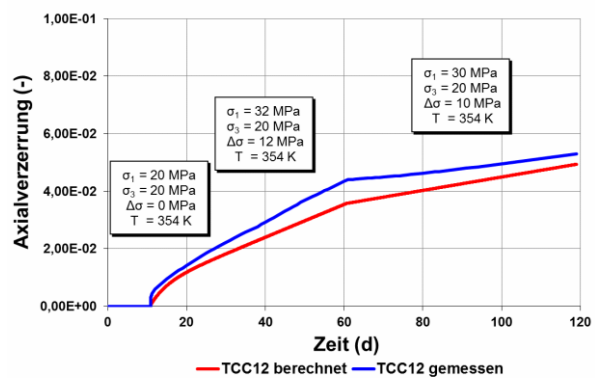


Abb. 4.94: Versuchsnachrechnung Versuch TCC12 mit WIPP argillaceous salt

b) Ermittlung der Stoffmodellparameter zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung

Die Bestimmung der Parameter zur Beschreibung des schädigungsinduzierten Kriechens im Stoffmodell *Lux/Wolters* wurde anhand von mehrstufigen Kriechbruchversuchen durchgeführt. Diese an der TU Clausthal gefahrenen Versuche sind gekennzeichnet durch zwei Laststufen bei



einem Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze und zwei weiteren Laststufen bei einem Spannungszustand im Dilatanzregime bei unterschiedlichen Vergleichsspannungen.

Die Parameteranpassung wurde bei der Reanalyse der vierstufigen Kriechversuche in der Weise durchgeführt, dass zunächst die zuvor aus den zweistufigen Kriechversuchen gewonnenen schadigungsfreien Kriechparameter sowie die Festigkeitsparameter auf Grundlage der durchgeführten Kurzzeitversuche angesetzt worden sind. Mit diesen Parametern wurde die Qualität der Übereinstimmung in der Reanalyse für die ersten beiden Laststufen mit schadigungsfreiem Kriechen überprüft und gegebenenfalls die schadigungsfreien Kriechparameter nachjustiert. Nachdem eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten erzielt werden konnte, erfolgte eine möglichst optimale Anpassung der Parameter zur Beschreibung des schadigungsinduzierten Kriechens für die beiden nachfolgenden Belastungsstufen im Dilatanzregime mit Berücksichtigung der gemessenen Entwicklung der Axialverzerrung, der gemessenen Dilatanzentwicklung und der durch die Ultraschallwellengeschwindigkeitsmessung abgeleiteten Entwicklung der Schädigung D . Die Ermittlung der Schädigungsparameter erfolgte aufgrund der qualitativ hochwertigen Messergebnisse primär an Laborversuch Nr. 3, der an WIPP argillaceous salt durchgeführt wurde. Die daraus ermittelten Stoffmodellparameter zur Beschreibung des schadigungsinduzierten Kriechens von argillaceous salt wurden anschließend hinsichtlich ihrer Anwendungseignung für WIPP clean salt durch Nachrechnung von Laborversuch Nr. 41, bei dem allerdings nur Messwerte für eine Laststufe oberhalb der Dilatanzgrenze zur Verfügung standen, geprüft. Im Ergebnis sind hinsichtlich der angesetzten Parameter zur Beschreibung des schadigungsinduzierten Kriechens zufrieden stellende Resultate erzielt worden, so dass, auch in Ermangelung weiterer mehrstufiger Kriechversuche an WIPP clean salt, die an argillaceous salt ermittelten Schädigungsparameter (ohne Festigkeitsparameter) für beide Steinsalztypen in den In-situ-Berechnungen angesetzt wurden, Abb. 4.95.

Schädigungsparameter WIPP salt	
$a_0 = 0,312 -$	$a'_9 = 0,17 -$
$a_1 = 1,65 -$	$a'_{10} = 0,001 \text{ MPa}^{-1}$
$a_2 = 2,0 -$	$a_{15} = 2,1 \text{ d}^{-1}$
$a_3 = 0,42 \text{ d}^{-1}$	$a_{16} = 1,65 -$
$a'_7 = 73,0 \text{ MPa}$	$a_{17} = 2,0 -$
$a'_8 = 0,018 \text{ MPa}^{-1}$	

Abb. 4.95: Parameter zur Beschreibung des schadigungsinduzierten Kriechens im Stoffmodell Lux/Wolters für WIPP clean salt und argillaceous salt



Abb. 4.96 stellt die Messwerte des 4-stufigen Kriechversuchs Nr. 3 dar. Abb. 4.97 bis Abb. 4.99 zeigen exemplarisch die auf Grundlage der ermittelten Stoffmodellparameter erzielte Versuchsnachrechnung mit einer guten Übereinstimmung mit den laborativen Messwerten.

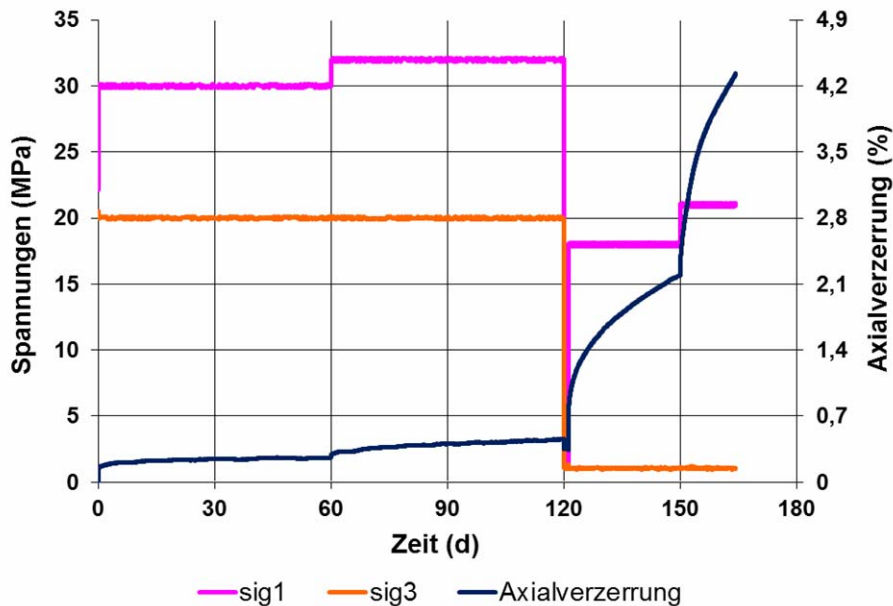


Abb. 4.96: Messwerte des 4-stufigen Kriechversuchs Nr. 3 mit argillaceous salt - Darstellung von Spannungen und Axialverzerrung über der Zeit

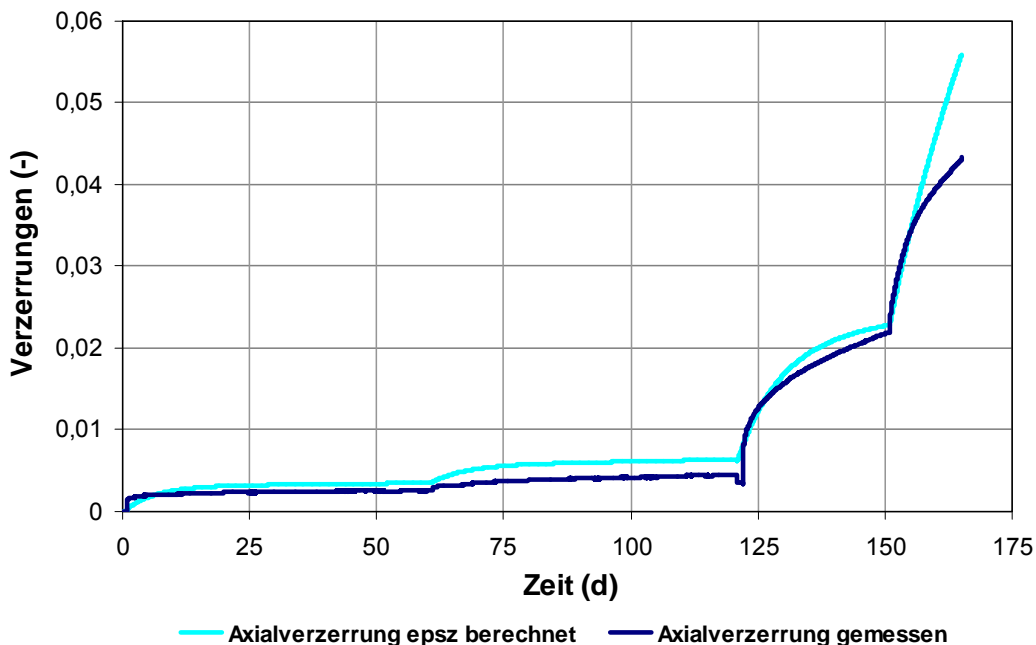


Abb. 4.97: Versuchsnachrechnung des 4-stufigen Kriechversuchs Nr. 3 mit argillaceous salt - Darstellung von gemessener sowie berechneter Axialverzerrung über der Zeit

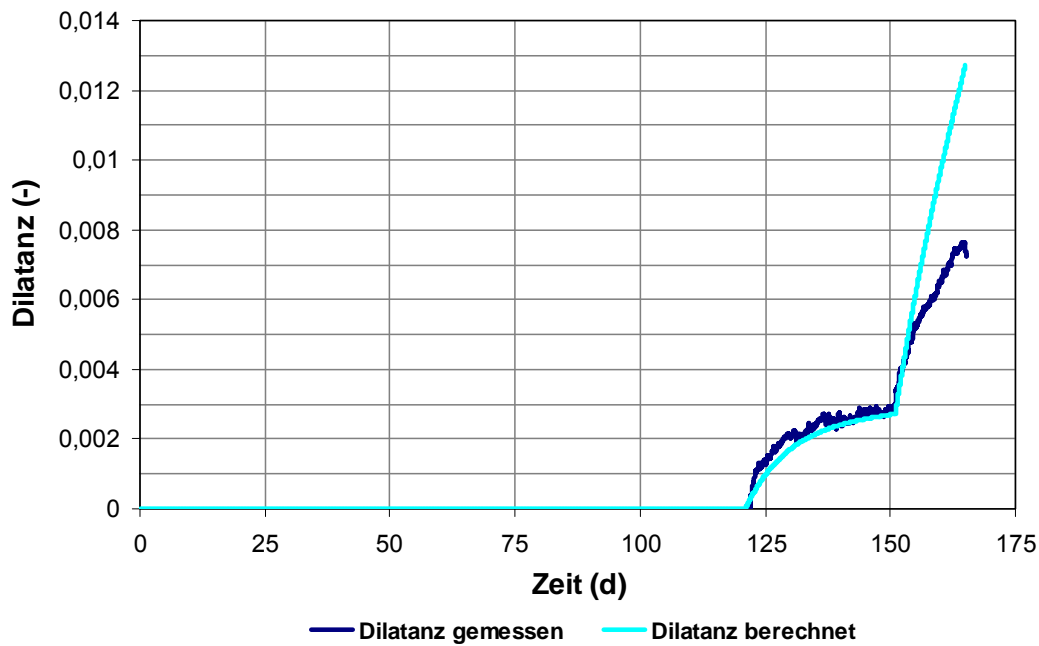


Abb. 4.98: Versuchsnachrechnung des 4-stufigen Kriechversuchs Nr. 3 mit argillaceous salt - Darstellung von gemessener sowie berechneter Dilatanz über der Zeit

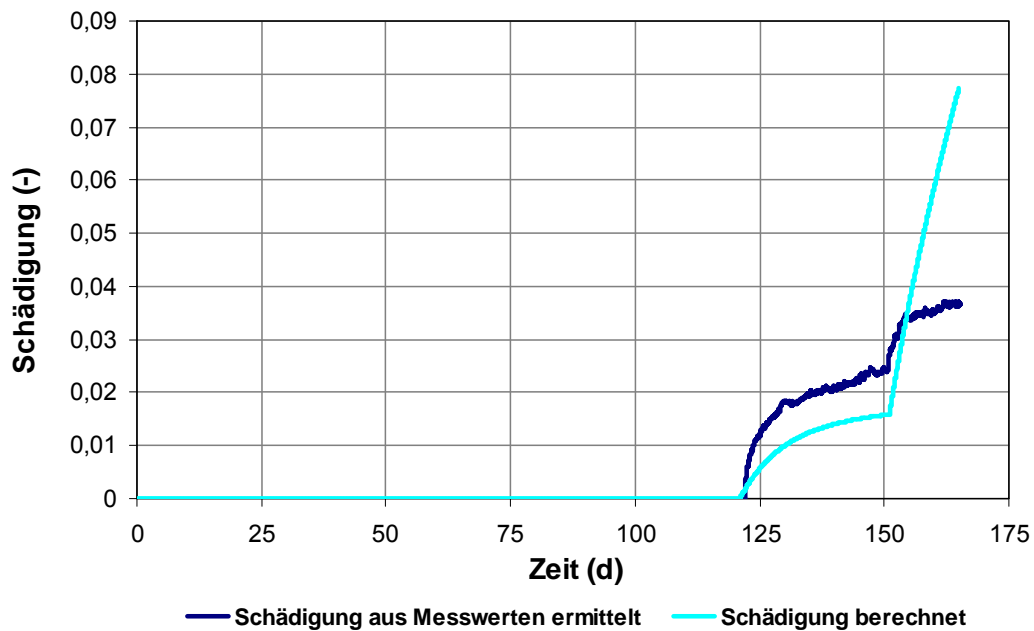


Abb. 4.99: Versuchsnachrechnung des 4-stufigen Kriechversuchs Nr. 3 mit argillaceous salt - Darstellung von aus den Messwerten ermittelter sowie berechneter Schädigung über der Zeit



4.3 Anwendung des Stoffmodells *Lux/Wolters* am Beispiel von In-situ-Versuchen in der WIPP

4.3.1 Übersicht

Aufgrund der Assoziation des Projektpartners Sandia National Laboratories und der vereinbarten erweiterten Zielstellung, die Leistungsfähigkeit der thermomechanischen Ansätze in den verschiedenen Stoffmodellen an einer anspruchsvollen Untertagestruktur zu überprüfen, wurden im Rahmen des Verbundvorhabens zu zwei weiteren In-situ-Experimenten rechnerische Simulationen vorgenommen, die vor ca. 30 Jahren im Rahmen wissenschaftlicher Grundlagenuntersuchungen in der WIPP (→ Waste Isolation Pilot Plant; New Mexico, USA) durchgeführt worden sind. Die WIPP ist ein Bergwerk im flach gelagerten Salzgestein, in dem seit einigen Jahren radioaktive Abfälle (Transuranabfälle) eingelagert werden. Im Vorfeld dieser Nutzung wurden Ende der 80er Jahre umfangreiche Laborversuche sowie In-situ-Experimente durchgeführt. Von den durchgeführten Versuchen sind im Rahmen dieses Vorhabens die Versuche in den so genannten Kammern Room D und Room B ausgewählt worden. Das In-situ-Experiment in Room D war dadurch gekennzeichnet, dass im direkten Anschluss an die Hohlräumeauffahrung Konvergenzmessungen durchgeführt wurden, die die vertikalen und horizontalen Verschiebungen der Hohlraumkontur unter isothermischen Bedingungen über einen Zeitraum von 1200 Tagen aufzeichneten. Beim Experiment in Room B wurden zusätzlich Erhitzer in der Kammer sowie in Bohrlöchern unterhalb der Sohle eingesetzt und aktiviert. Die daraus resultierende Erhöhung der Temperatur und das Konvergenzverhalten des Steinsalzes sind an verschiedenen Stellen in Hohlraumnähe messtechnisch erfasst worden. Aufgrund der Tatsache, dass sich beiden Kammern in gleicher Teufenlage in relativer Nachbarschaft befinden, stellen die unterschiedlichen Temperaturrandbedingungen während der messtechnischen Erfassung den Hauptunterschied bei den beiden Versuchen dar.

Die Reanalyse dieser Versuche im Rahmen des Verbundvorhabens basiert auf den Angaben in den beiden Berichten „Mining Development Test (Room D)“ von Sandia National Laboratories (Sandia Report: SAND88-1460, *Munson et al. (1988)*) und “Overtest for Simulated Defense High-Level Waste (Room B)” gleichfalls von Sandia National Laboratories (Sandia Report: SAND89-2671, *Munson et al. (1989)*). Die Position der durchgeführten Experimente in der WIPP ist in der Sohlenrissdarstellung in Abb. 4.100 dargestellt.

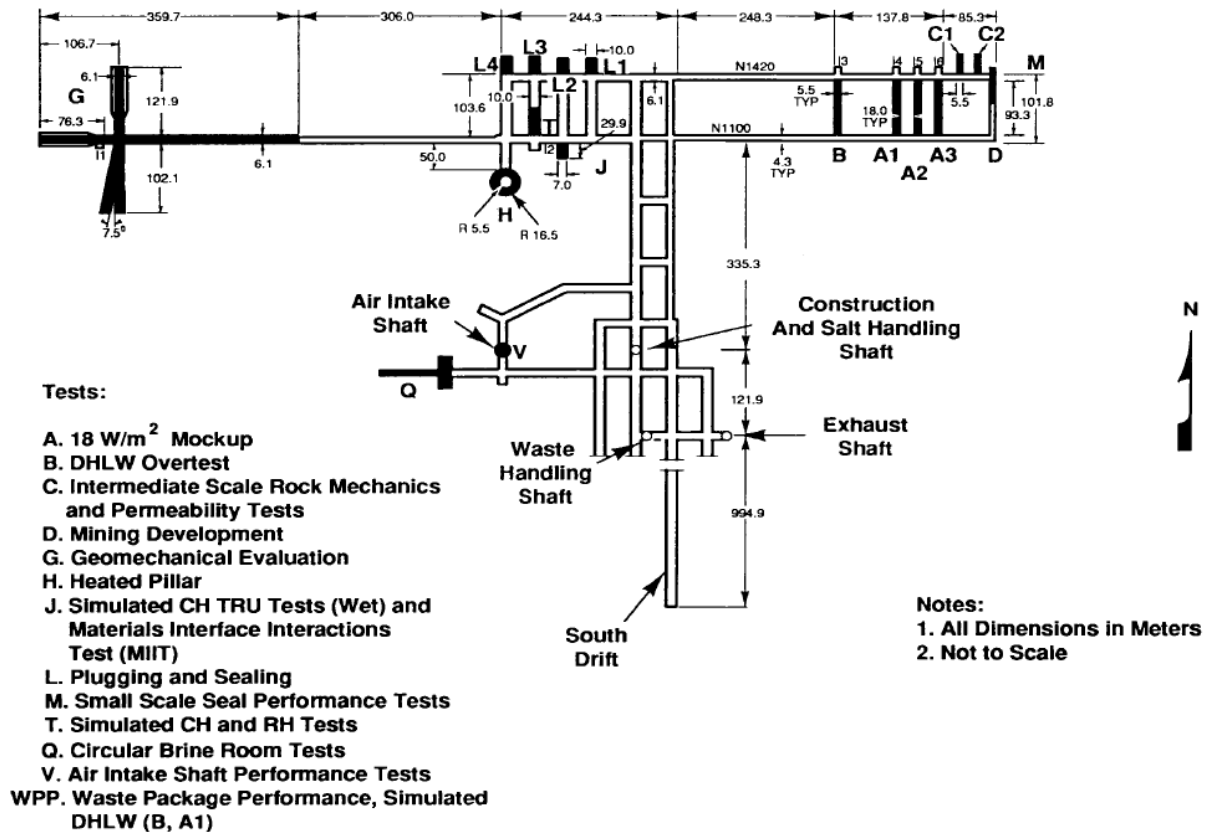


Abb. 4.100: Schematische Sohlenrissdarstellung der WIPP mit den Standorten der durchgeführten Versuche mit den Kammern Room D und Room B am nord-östlichen Randbereich, Munson et al. (1989), S. 5

Nachfolgend werden die Berechnungsmodelle sowie die Randbedingungen für die numerischen Simulationen der Abbaukammern Room D (isothermisch) und Room B (erhitzt) in der WIPP erläutert und die Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Messdaten verglichen.

4.3.2 Randbedingungen für die numerische Reanalyse und Wahl des Berechnungsmodells für die Kammer WIPP Room D

Der isothermische Mining Development Test wurde in der Abbaukammer Room D der WIPP in einer Teufenlage von 646,0 m durchgeführt. Die Abbaukammer ist durch einen ca. 79 m breiten Pfeiler G von den anderen Hohlräumen entfernt, so dass Room D sowohl mechanisch wie auch thermisch von anderen Auffahrungsbereichen nur in geringem Maße beeinflusst wurde. Der Experimentbereich in Room D befand sich bei $l = 74,4 \text{ m}$ in Richtung Norden bei einer Gesamtlänge von $L = 93,3 \text{ m}$. Die geometrischen Abmessungen der Kontur sind in diesem Bereich gekennzeichnet durch eine lichte Höhe von $h = 5,50 \text{ m}$ und eine Breite von $b = 5,50 \text{ m}$. Abb. 4.101 zeigt einen Blick in Room D während der manuell durchgeführten Konvergenzmessungen. Eine

detaillierte Beschreibung des Auffahrungsvorgangs sowie der Messungen können in *Munson et al. (1988)* entnommen werden.

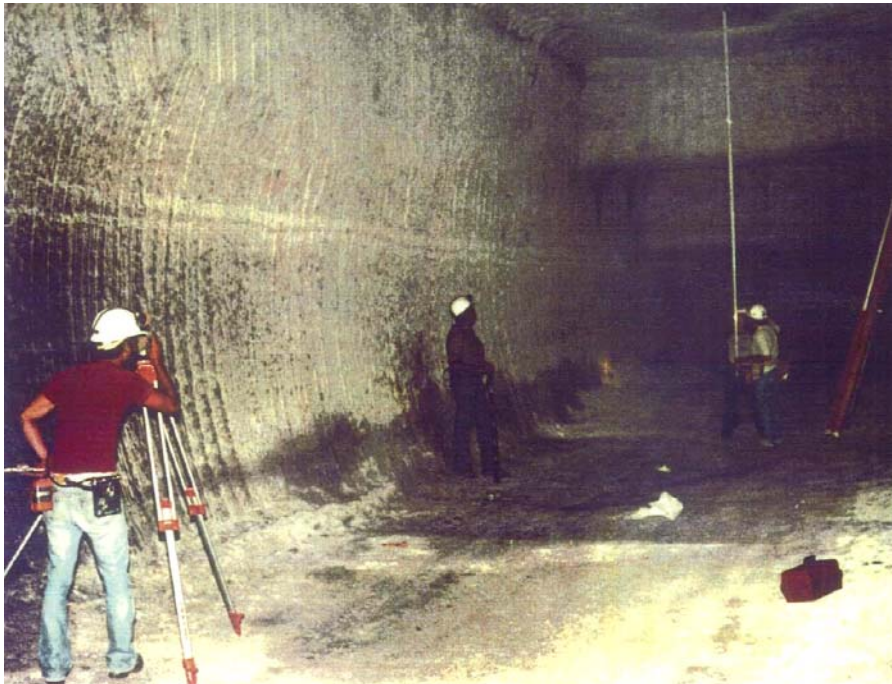
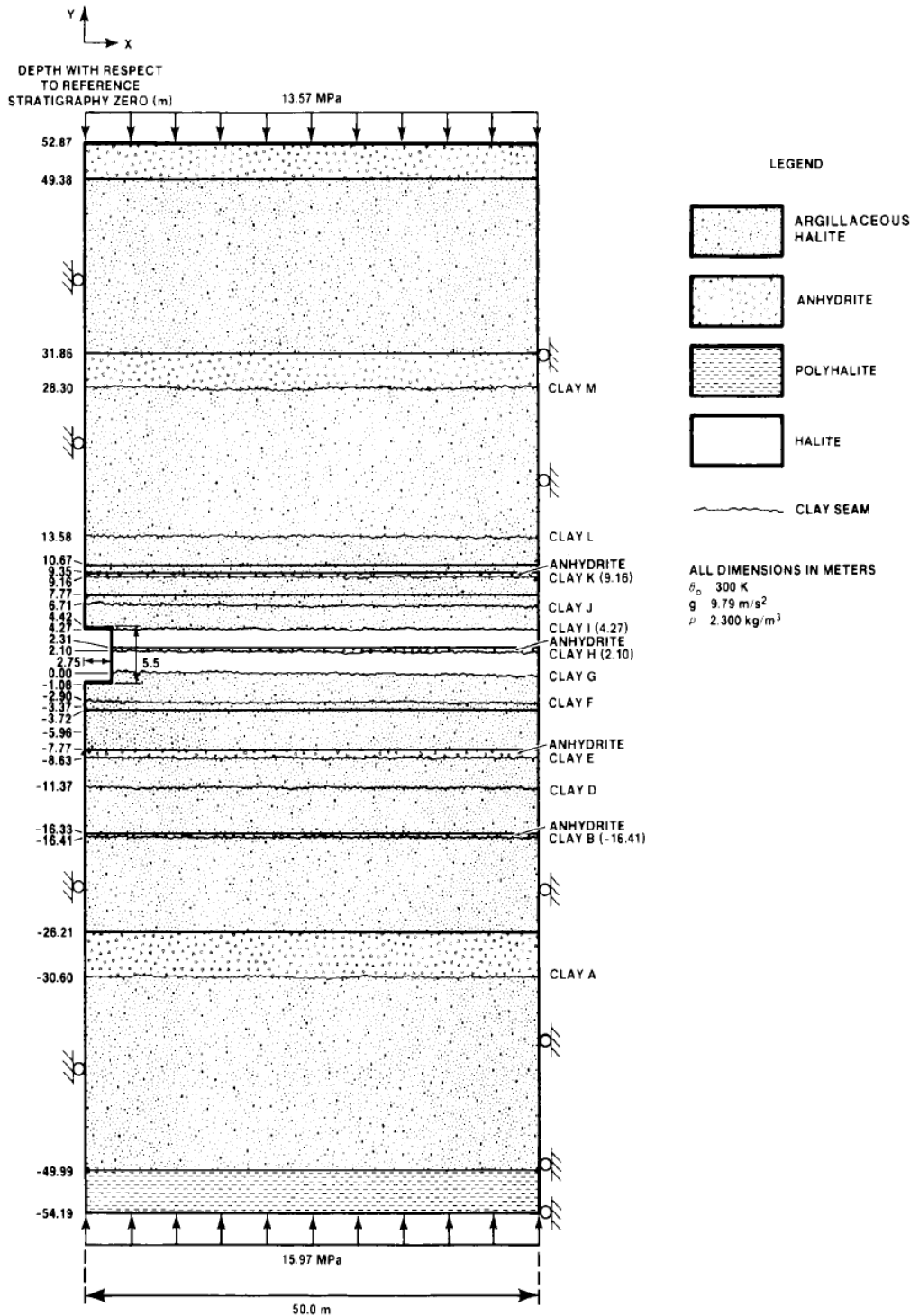


Abb. 4.101: Blick in die Kammer Room D während der manuellen Konvergenzmessung, *Munson et al. (1988)*, Einführungsbild

Die Kammern Room B und Room D befinden sich stratigrafisch in einer flach gelagerten Salzformation in der Nähe von Carlsbad (New Mexico, USA). Abb. 4.102 zeigt eine schematische Darstellung der stratigrafischen Verhältnisse in der WIPP 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 an argillaceous salt umgeben ist. Des Weiteren sind sowohl im clean salt wie auch im argillaceous salt dünnbankige Lagen von Anhydrit sowie geringmächtige Tonschichten vorhanden. Die Tonschichten stellen sich nach *Munson et al. (1989)*, soweit sie nicht mit den Anhydritschichten verbunden sind, nicht als deutliche Tonschichten dar, sondern vorwiegend als lokale horizontale Konzentrationen von eingepprägten Tonverunreinigungen im Steinsalz.

Vor diesem Hintergrund sollten diese Tonschichten in den numerischen Berechnungen als Kontaktfugen mit geeigneten Scherparametern für die Schichtfläche zwischen Ton- und Salzgestein modelliert werden. In Abb. 4.102 sind in dem dargestellten Gebirgsbereich insgesamt 13 Tonschichten mit der Kennzeichnung „Clay A“ bis „Clay M“ gekennzeichnet. Der in der Mitte des Gebirgsmodells eingezeichnete Room D ist als halbe Kammer mit einer Breite von $b = 2,75 \text{ m}$ illustriert.



T/B-9251-23

Abb. 4.102: Stratigraphie im Bereich der Kammer Room D, Munson et al. (1989), S. 55

Grundlage für den Aufbau des im Rahmen des Verbundvorhabens verwendete Berechnungsmodell waren frühere Simulationen des assoziierten Partners Sandia National Laboratories, die in den Berichten *Munson et al. (1988)* und *Munson et al. (1989)* dokumentiert sind. Das von allen Projektpartnern verwendete Berechnungsmodell wurde demnach aufbauend auf den in Abb. 4.102 dargestellten geometrischen Abmessungen sowie einem Modellkoordinatensatz, der

aus früheren Berechnungen des Projektpartners Sandia National Laboratories stammte und den deutschen Projektpartnern zur Verfügung gestellt wurde, diskretisiert. Das auf dieser Grundlage erstellte Berechnungsmodell wurde anschließend in mehreren Schritten von den Projektpartnern weiter modifiziert und umfasste schließlich eine Diskretisierung durch 30911 Zonen bei 63152 Knotenpunkten. Dieses in Abb. 4.103 gezeigte Modell ist ein halbes Scheibenmodell unter Ausnutzung der Symmetriebedingungen der Kammern mit einer Höhe von $H_{Modell} = 107\text{ m}$, einer horizontale Ausdehnung von $B_{Modell} = 50\text{ m}$ sowie einer Scheibendicke von $T_{Modell} = 0,2\text{ m}$. Die vertikale Symmetrieebene teilt die Kammer Room D in der Mitte, so dass die Kammer wie in Abb. 4.102 mit einer Breite von $b = 2,75\text{ m}$ und einer Höhe von $h = 5,50\text{ m}$ erfasst wird.

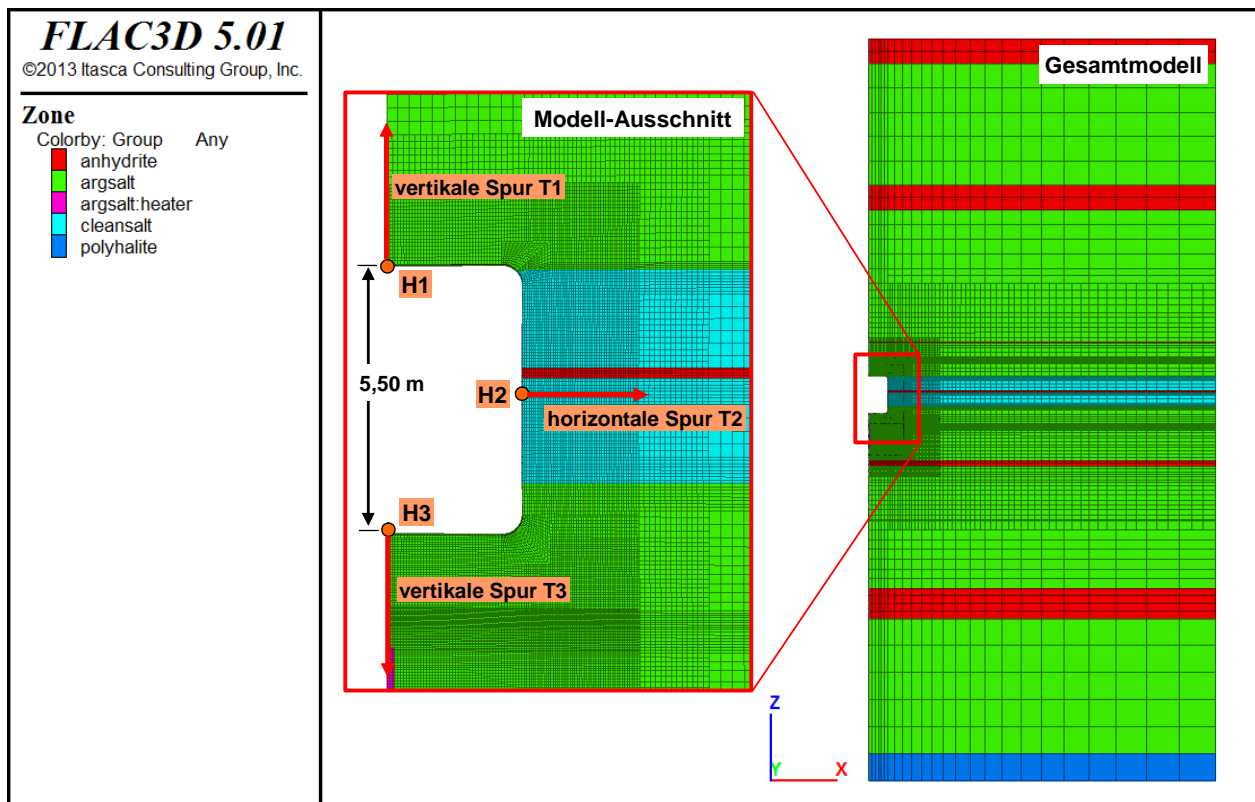


Abb. 4.103: Ansicht des Berechnungsmodells mit Detail-Ansicht (links), Kennzeichnen der Spuren und der Punkte H1 bis H3 zur ortsabhängigen Ergebnisauswertung

Das Modell ist entlang der Symmetrieffläche am linken Rand sowie am rechten äußeren Rand unverschieblich gelagert. Die untere Berandung ist vertikal unverschieblich fixiert und der obere Modellrand kann sich frei verschieblich verformen. Die vordere und hintere Berandungsfläche ist in y-Richtung (Koordinatensystem in Abb. 4.103) gegen Verschiebungen gesperrt. Die Konturflächen der Kammer sind verschiebungsfrei gelagert. Als mechanische Randbedingung wurde das Modell in der numerischen Simulation aufgrund der Teufenlage der Kammern von 646,0 m und dem Gewicht der überlagernden Schichten mit einer Flächenlast auf den oberen Modellrand



von $p_v = 13,57 \text{ MPa}$ beaufschlagt. Die mittlere Dichte der Gesteinsschichten im Betrachtungsbereich des Berechnungsmodells wurde mit $2,3 \text{ t/m}^3$ angesetzt, so dass daraus unter Berücksichtigung der Erdbeschleunigung von $g = 9,79 \text{ m/s}^2$ ein Gebirgsdruck am unteren Modellrand von $15,97 \text{ MPa}$ resultiert. Die initiale Gebirgsdruckverteilung verläuft über die Modellhöhe linear.

Abb. 4.103 zeigt neben der Gesamtdarstellung auch einen Detailausschnitt im Nahfeld der Kammer. In diesen Darstellungen ist zu sehen, dass sich die feinste Modelldiskretisierung im Bereich der Kammer sowie unterhalb der Kammer befindet und mit zunehmendem Abstand zu diesen Bereichen eine Vergrößerung der Diskretisierung erfolgt ist. In der Abbildung des Modellausschnitts sind zwei Vertikalschnittverläufe (von der Mitte der Firste (T1) und der Mitte der Sohle (T3) senkrecht in das Gebirge) und ein Horizontalschnittverlauf (von der halben Höhe des Stoßes (T2) horizontal in das Gebirge) gekennzeichnet, entlang derer verschiedene Ergebnisgrößen ausgewertet werden. Des Weiteren sind die Punkte H1, H2 und H3 an den Stellen markiert, an denen nachfolgend zeitabhängige Ergebnisgrößen ausgewiesen werden. Für die physikalische Modellierung der Salinargesteine WIPP clean salt und argillaceous salt sind die in Abschnitt 4.2.3 auf Grundlage der lokationsspezifischen Laborversuche ermittelten Stoffmodellparameter für das Stoffmodell *Lux/Wolters* angesetzt worden, die in den Abbildungen 4.64, 4.70 und 4.95 dokumentiert sind. Zur Ableitung von Verheilungsparametern wurden im Rahmen dieses Vorhabens keine geeigneten Versuche an WIPP salt durchgeführt, weshalb die an Asse-Speisesalz ermittelten Parameter angesetzt wurden, Abb. 3.63. Die Modellierung des Anhydrits erfolgte mit dem *Mohr-Coulomb*-Modell, das aus einer Kombination von linearelastisch-idealplastischem Stoffmodell mit der Bruch- bzw. Fließbedingung nach *Mohr-Coloumb* besteht. Für den Polyhalit wurde das Stoffmodell *Norton* mit einem Potenzansatz zur Modellierung des Kriechverhaltens gewählt. Die zuvor angesprochenen und im Gebirgsmodell gekennzeichneten Tonschichten (Clay A bis M) wurden letztlich nicht explizit, auch nicht als Kontaktflächen in das Modell implementiert, so dass ein Abgleiten des anstehenden Gebirges auf diesen in der numerischen Berechnung nicht erfolgen konnte.

Die numerische Simulation der Situation Room D erfolgte mit dem Berechnungsmodell bei einer konstanten Temperatur von $T = 27^\circ\text{C}$ über einen Zeitraum von $t = 1400 \text{ d}$.

4.3.3 Simulationsergebnisse der nicht erhitzten Kammer WIPP Room D

Für die Darstellung und Bewertung der Berechnungsergebnisse werden nachfolgend nur die ausgewählten Berechnungsgrößen Verschiebungen, Dilatanz, Minimalspannung und Vergleichsspannung zum Zeitpunkt $t = 1400 \text{ d}$ berücksichtigt:

- Abb. 4.104 und Abb. 4.106 bis Abb. 4.108 stellen die Verschiebungen, Minimal- und Vergleichsspannung sowie die Dilatanz nach $t = 1400 d$ mit offener Kammer flächenhaft dar. Die Darstellung der Minimalspannung dient zur Überprüfung der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0 MPa$ am Hohlraumrand und der Überprüfung eventuell vorhandener Zugspannungen.
- Die Abb. 4.105 zeigt die Verschiebungen an der Firste, dem Stoß und die Sohlenhebung im Verlauf der Simulation.
- Die Abb. 4.109 stellt die Dilatanz nach $t = 1400 d$ entlang der vertikalen Spur beginnend von der Firstmitte in das Gebirge, dem Horizontalschnitt auf halber Stoßhöhe in das Gebirge sowie einem weiteren Vertikalschnitt ausgehend von der Sohlenmitte in das Gebirge dar.

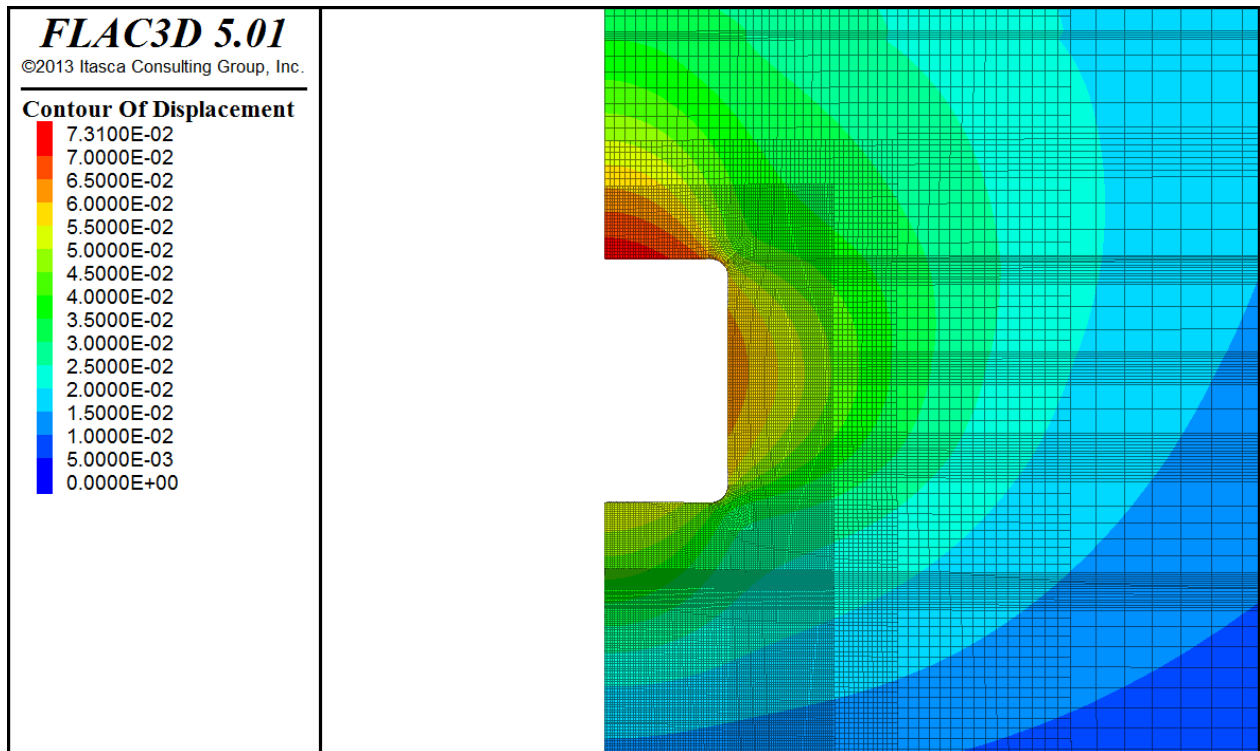


Abb. 4.104: Flächenhafte Darstellung der Verschiebungen nach $t = 1400 d$

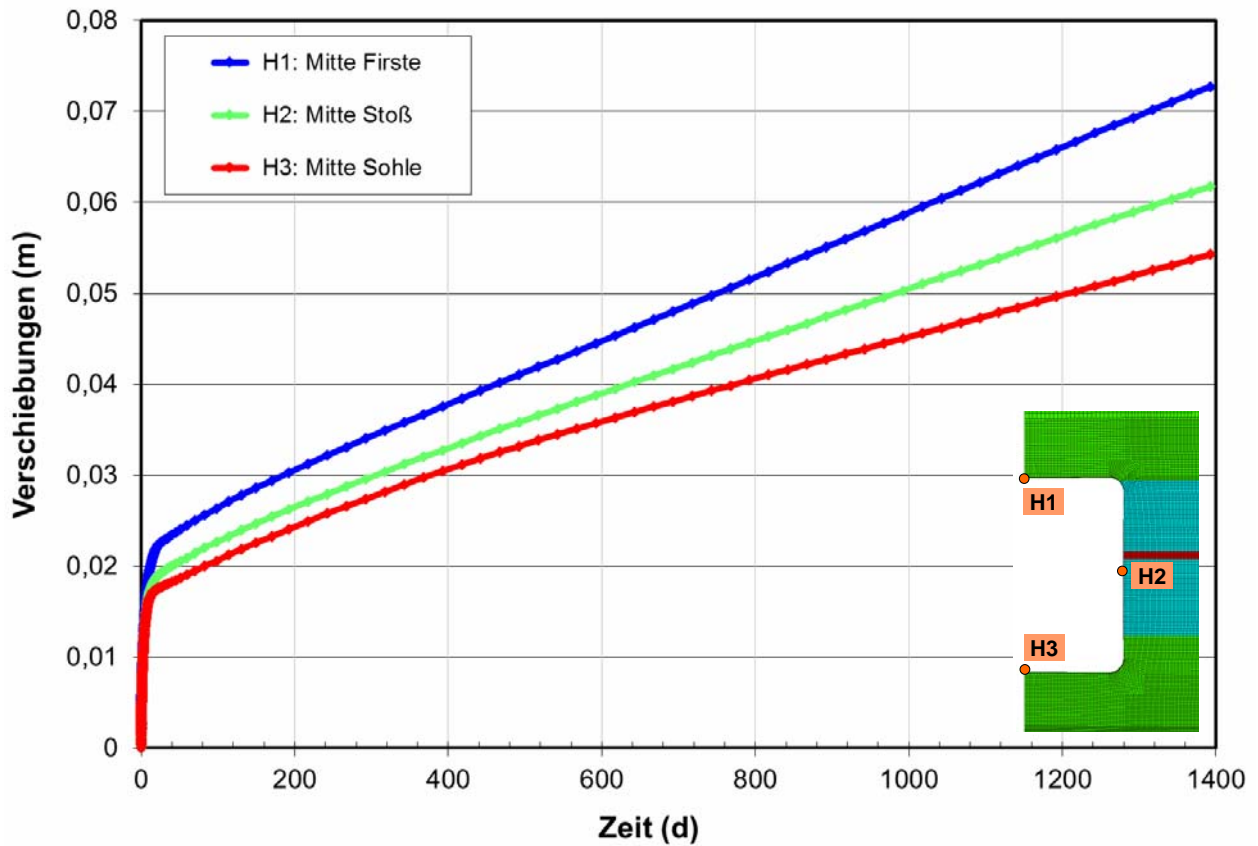


Abb. 4.105: Entwicklung der Verschiebungen an den Punkten H1, H2 und H3 bis $t = 1400$ d

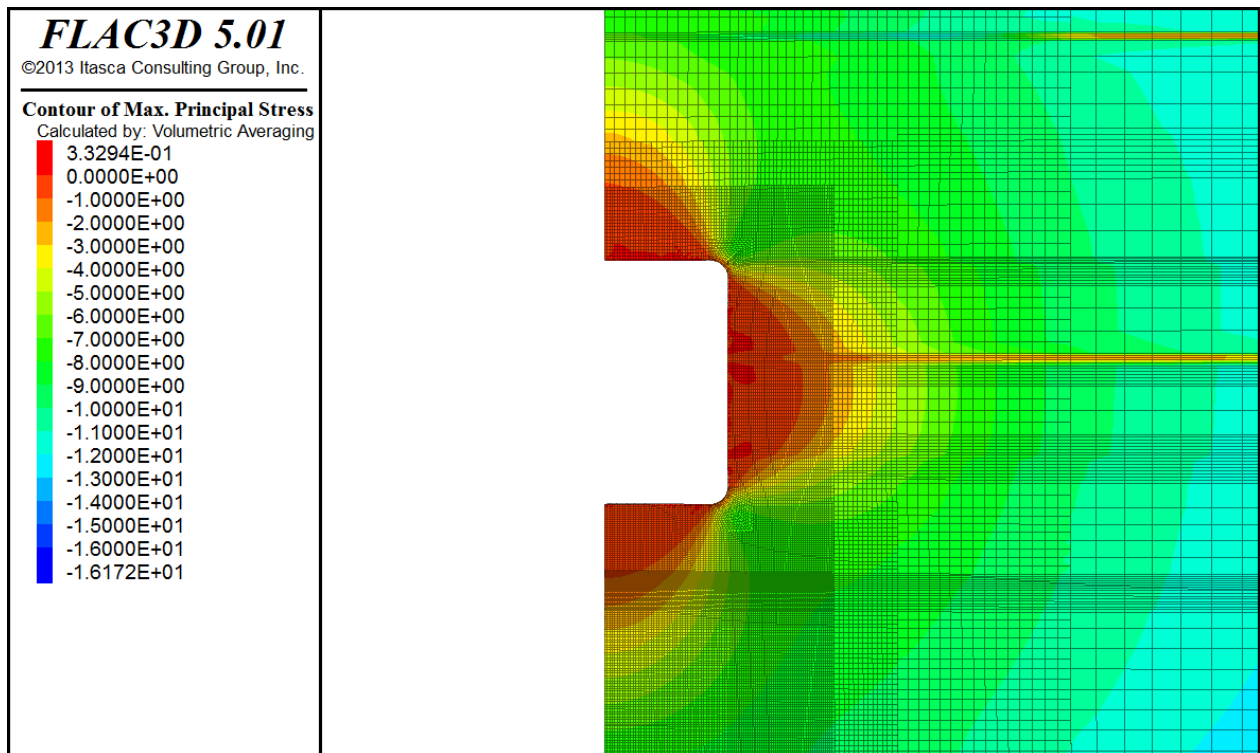


Abb. 4.106: Flächenhafte Darstellung der minimalen Hauptspannung nach $t = 1400$ d

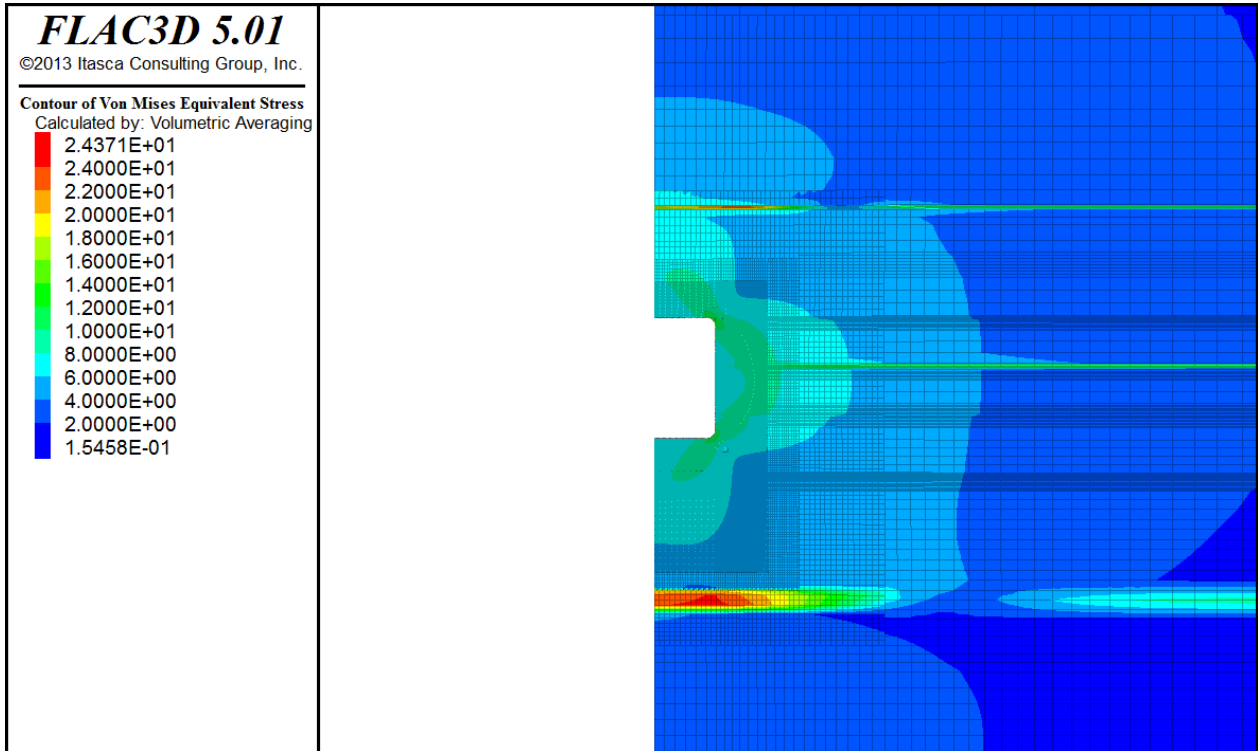


Abb. 4.107: Flächenhafte Darstellung der Vergleichsspannung nach von Mises nach $t = 1400 d$

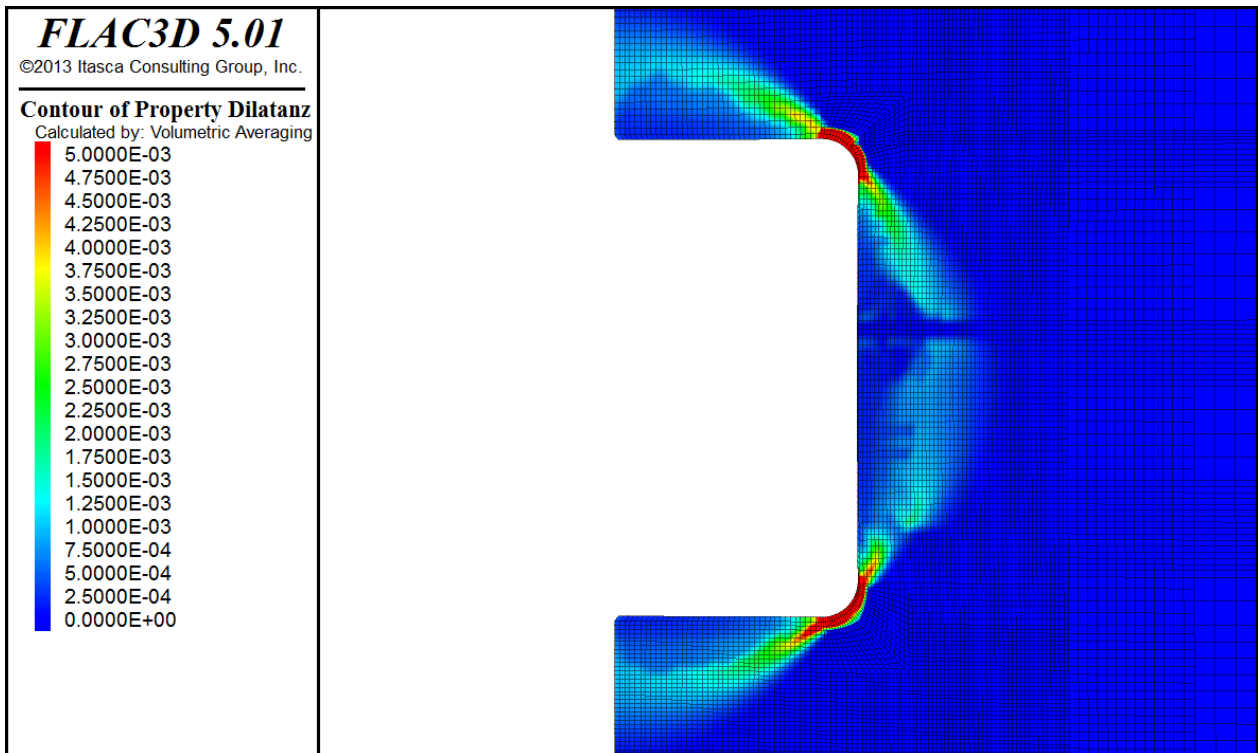


Abb. 4.108: Flächenhafte Darstellung der Dilatanz nach $t = 1400 d$

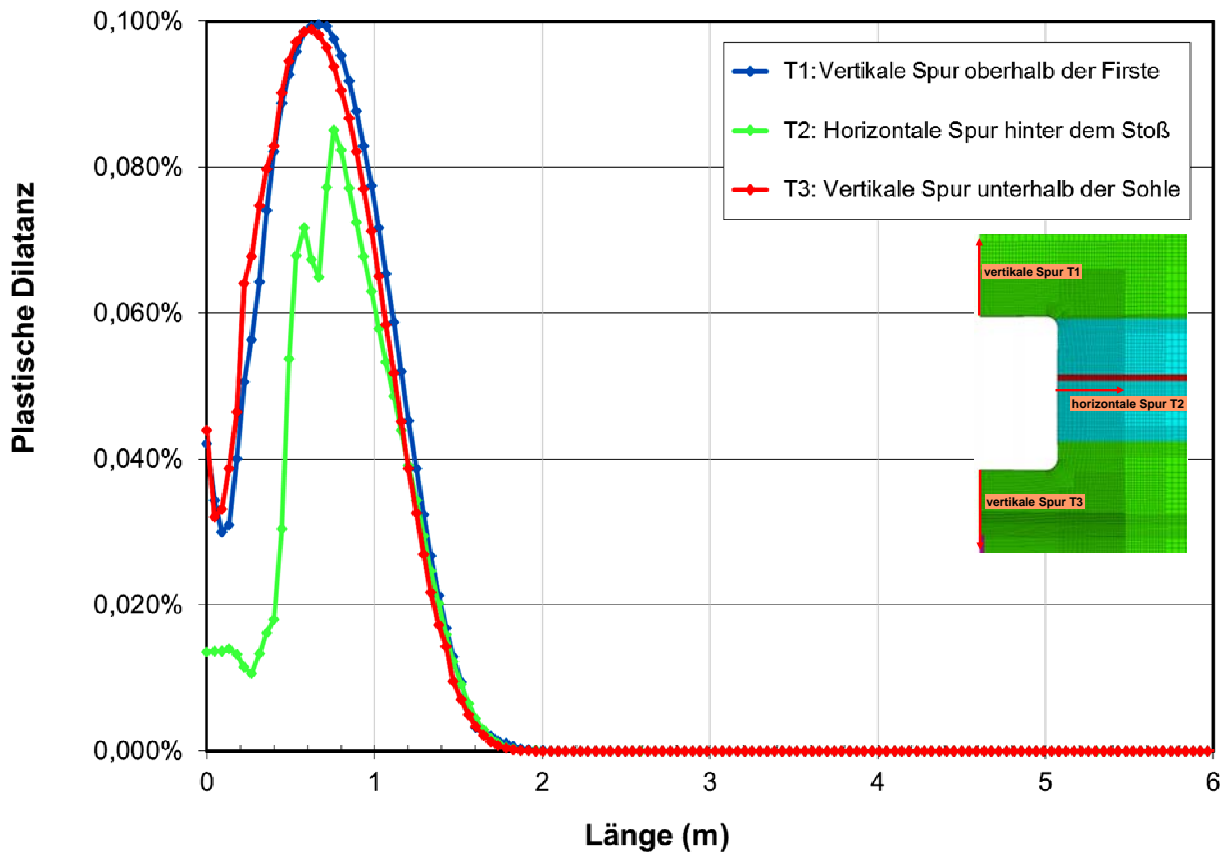


Abb. 4.109: Darstellung der Dilatanz entlang der Vertikalschnitte T1 und T2 sowie des Horizontalschnitts T3 nach $t = 1400 d$

Die Verschiebungen erreichen entsprechend Abb. 4.104 und 4.105 nach $t = 1400 d$ an der Firste $\Delta d = 7,3 cm$ und am Stoß $\Delta d = 6,2 cm$. Die Sohlenhebung beträgt $\Delta d = 5,4 cm$. Die Dilatanz nach 1400 Tagen mit offener Strecke liegt an der Kontur von Firste und Sohle bei $\varepsilon_{vol} = 0,04 \%$, wohingegen am Stoß geringere Zahlenwerte für die Dilatanz berechnet werden, Abb. 4.108 und 4.109. Zu sehen ist eine erhöhte Dilatanz um den Faktor 2 bis 6 hinter der Firste und unterhalb Sohle, so dass es zu einer nahezu kreisförmigen Zone mit hohen Dilatanzwerten in der Hohlraumumgebung kommt, Abb. 4.108.

Abb. 4.106 stellt die Verteilung der Minimalspannung zum Zeitpunkt $t = 1400 d$ dar. In dieser flächenhaften Illustration sind geringe Zugspannungen von bis zu 0,3 MPa an der Kontur zu sehen. Des Weiteren kann dem Flächenplot in Abb. 4.107 mit Darstellung der Vergleichsspannungsverteilung entnommen werden, dass in der Anhydritschicht unterhalb der Sohle hohe Spannungswerte aufgrund des gegenüber dem umgebenden Steinsalzgebirges deutlich weniger deformationsfähigem und damit steiferen Materialverhalten berechnet werden.

4.3.4 Randbedingungen für die numerische Reanalyse und Wahl des Berechnungsmodells für die Kammer WIPP Room B

Das Experiment in Room B mit dem Namen „Overtest for Simulated Defense High-Level Waste“ unterschied sich gegenüber dem Experiment in Room D dahingehend, dass das Gebirge mit Erhitzern, die sich sowohl in der Sohle wie auch in der Kammer entlang der Raumlänge befanden, erwärmt wurde. Abb. 4.110 zeigt Room B mit einer Länge von $L = 93,3 \text{ m}$ und den zentral angeordneten Bereich mit einer Länge von $l = 24,4 \text{ m}$, in dem 17 so genannte „Overtest Heater“ im Abstand von $l = 1,52 \text{ m}$ (Mittelpunkt zu Mittelpunkt) angeordnet waren. An dem Bereich der Overtest Heater wurden stirnseitig noch so genannte „Guard Heater“ sowie weitere Erhitzer positioniert, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Testbereich zu erzielen.

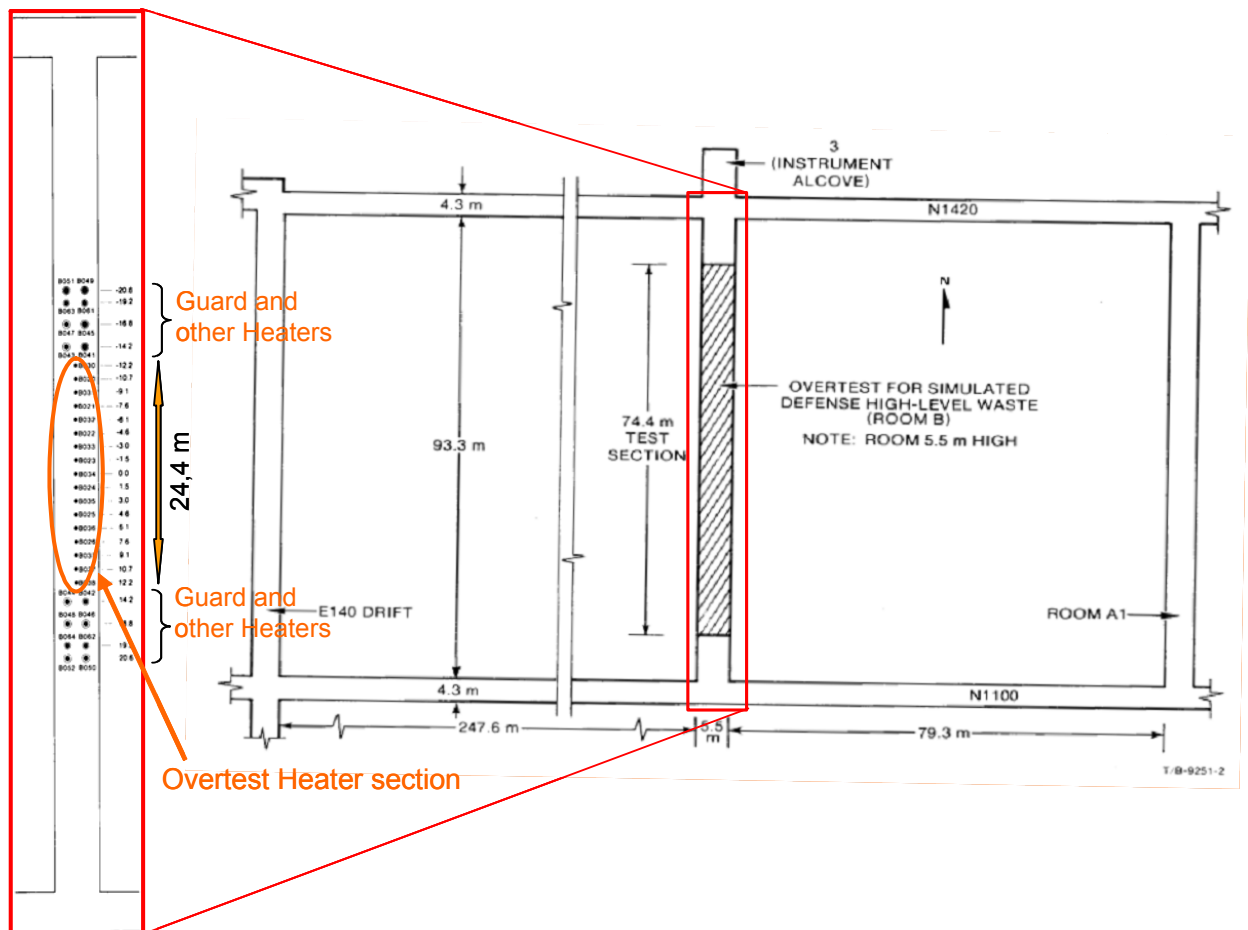


Abb. 4.110: Schematische Sohlenrissdarstellung der WIPP im Bereich der Kammer Room B und Detailansicht mit der Anordnung der Erhitzer in der Kammer, modifiziert nach Munson et al. (1989), S. 7 und S. 11

Die Overtest Heater wurden in Bohrlöcher, die ca. 5 m lang waren sowie einen Durchmesser von 0,41 m hatten und in Kammermitte senkrecht in die Sohle gebohrt wurden, eingebracht. Abb.

4.111 zeigt ein Bohrloch mit eingesetztem Erhitzer. Die Erhitzer hatten einen Durchmesser von 0,324 m und eine Länge von 2,90 m, wobei nur der untere Bereich mit einer Länge von 2,59 m erhitzt wurde.

Der durchgeführte Erhitzerversuch gliederte sich in zwei Phasen: In der ersten Phase wurde zunächst die Konvergenz in dem Zeitraum von ungefähr 6 Monaten zwischen Auffahrung und dem Einschalten des Erhitzers gemessen und anschließend in der zweiten Phase dann nach Einschalten des Erhitzers die Konvergenz während des dreijährigen Erhitzereinsatzes.

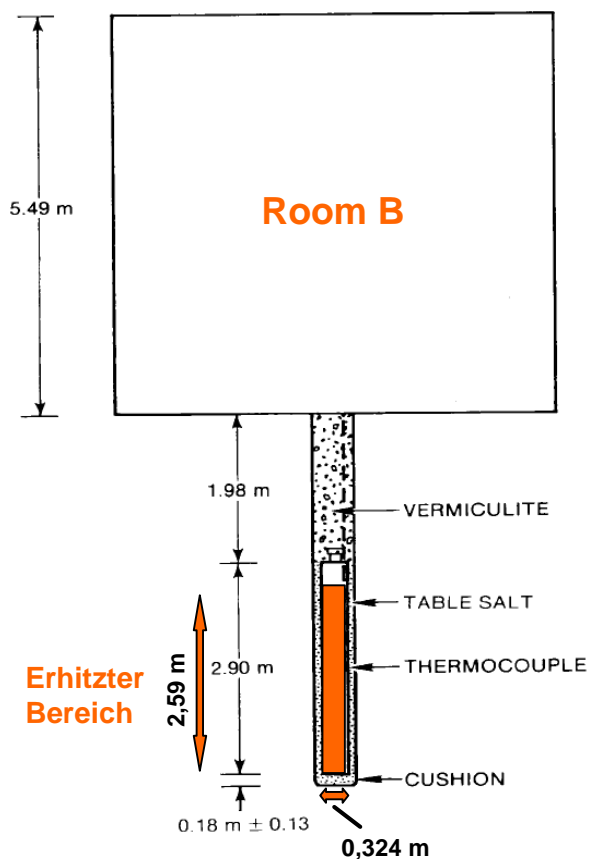


Abb. 4.111: Darstellung des Erhitzers unterhalb der Sohle von Room B, modifiziert nach Munson et al. (1989), S. 17

Für die numerischen Berechnungen wurde das gleiche Berechnungsmodell, wie zuvor für Room D verwendet, Abb. 4.103. Die Simulation des Erhitzers erfolgte durch einen Bereich im Steinsalzgebirge unterhalb der Sohle, der in seinen Abmessungen die Länge $l = 2,59 \text{ m}$ und die Breite $b = 0,162 \text{ m}$ aufgrund der Achsensymmetrie des Modells aufweist. Zur Anpassung der Temperatur des Erhitzers formulierten die Projektpartner für den Erhitzerbereich eine in Abb. 4.112 dargestellte Temperaturfunktion, die sich an einer 30 cm vom Erhitzer entfernte Temperaturmessung orientierte. Diese im Simulationsprogramm FLAC^{3D} genutzte Funktion wurde soweit modi-

fiziert, bis durch thermische Variationssimulationen die rechnerischen Temperaturen mit den gemessenen Temperaturen an den Stellen unterhalb der Sohle weitestgehend übereinstimmen.

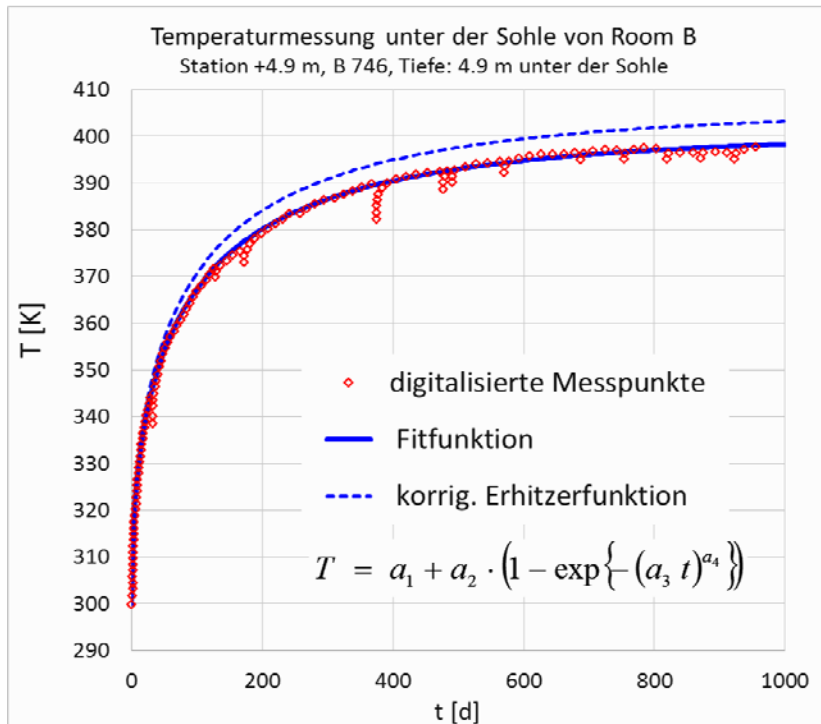


Abb. 4.112: Darstellung der verwendeten Temperaturkurve des Erhitzerbereichs, Hampel (2016)

Abb. 4.113 zeigt die Daten der Temperaturmessung unterhalb der Sohle in Abständen zur Hohlraumkontur von 0,6 m, 0,9 m, 1,8 m, 4,2 m, 9,2 m und 15,3 m über die Versuchszeit und die berechneten Temperaturen an den gleichen Positionen. Der Grafik kann eine gute Übereinstimmung der gemessenen mit den berechneten Kurven entnommen werden. Neben der Simulation des Erhitzers unterhalb der Sohle wurde die Kontur von Room B zusätzlich mit der gleichen Temperaturfunktion beaufschlagt, die durch Parameterwahl an die gemessenen Temperaturen im Konturbereich angepasst wurde. Alle übrigen Randflächen des Berechnungsmodells wurden mit einer adiabaten Randbedingung belegt. Die Lagerbedingungen, der initiale Gebirgsdruck sowie die materialspezifischen Kennwerte für die Stoffmodelle wurden wie in den Berechnungen zu Room D angesetzt. Die Simulation von Room B erfolgte zunächst über einen Zeitraum von $t = 354 d$ bei einer konstanten Gebirgstemperatur von $T = 27 \text{ }^\circ\text{C}$. Anschließend wurde der Erhitzer eingeschaltet und die erhöhte Temperatur breitete sich ausgehend vom Erhitzer bzw. der Temperaturbeaufschlagung an der Hohlraumkontur in das Gebirge aus. Dieser Zustand mit eingeschaltetem Erhitzer ist für weitere 1000 Tage simuliert worden.

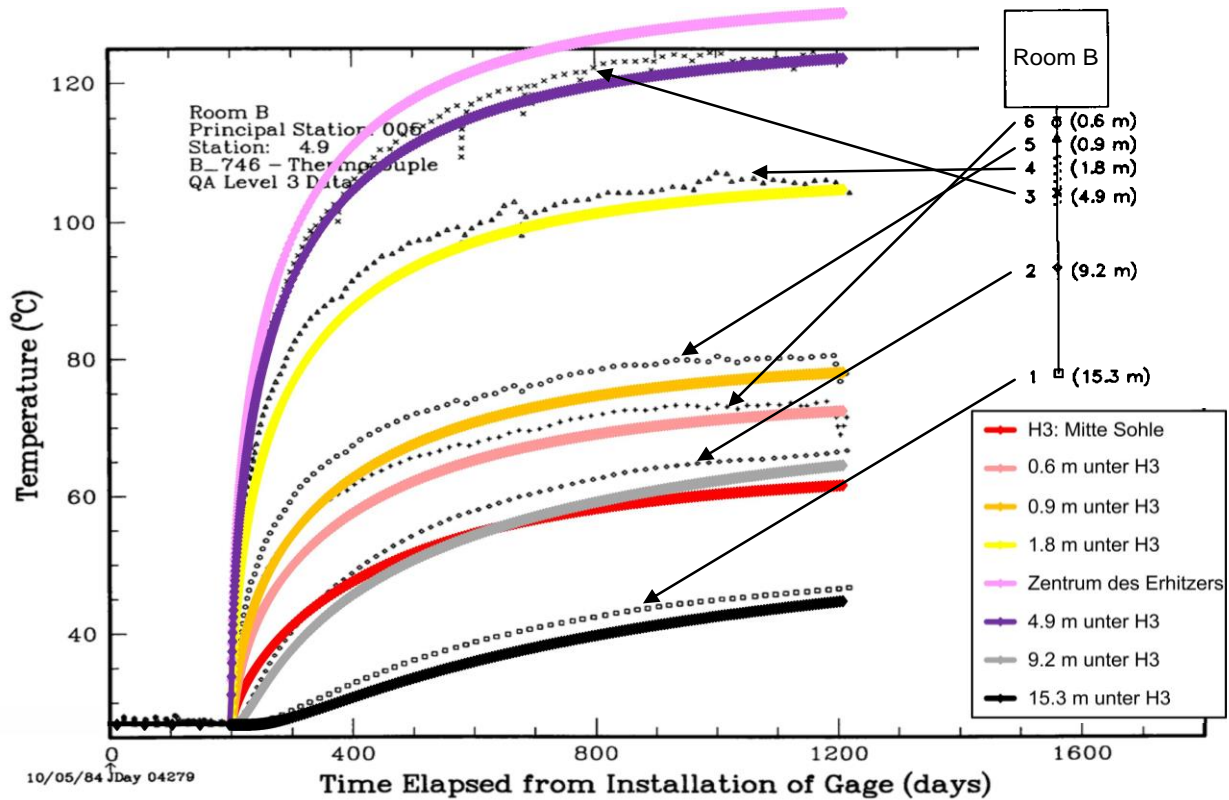


Abb. 4.113: Darstellung der gemessenen Temperaturen im Vergleich zu den berechneten Temperaturen in unterschiedlichen Abständen von der Sohle, modifiziert nach Munson et al. (1989), S. 489

4.3.5 Simulationsergebnisse der erhitzten Kammer WIPP Room B

Die Simulation der Situation Room B erfolgte über 354 Tagen mit einer konstanten Temperatur von $T = 27\text{ °C}$ und anschließenden Erhitzereinsatz für weitere 1000 Tage. Abb. 4.114 zeigt in einer flächenhaften Darstellung die Temperaturverteilung nach $t = 1354$ Tagen. Zu sehen ist der erhitzte Bereich im Nah- und Fernfeld des Erhitzers mit einer Firsttemperatur von 326 K ($\approx 53\text{ °C}$).

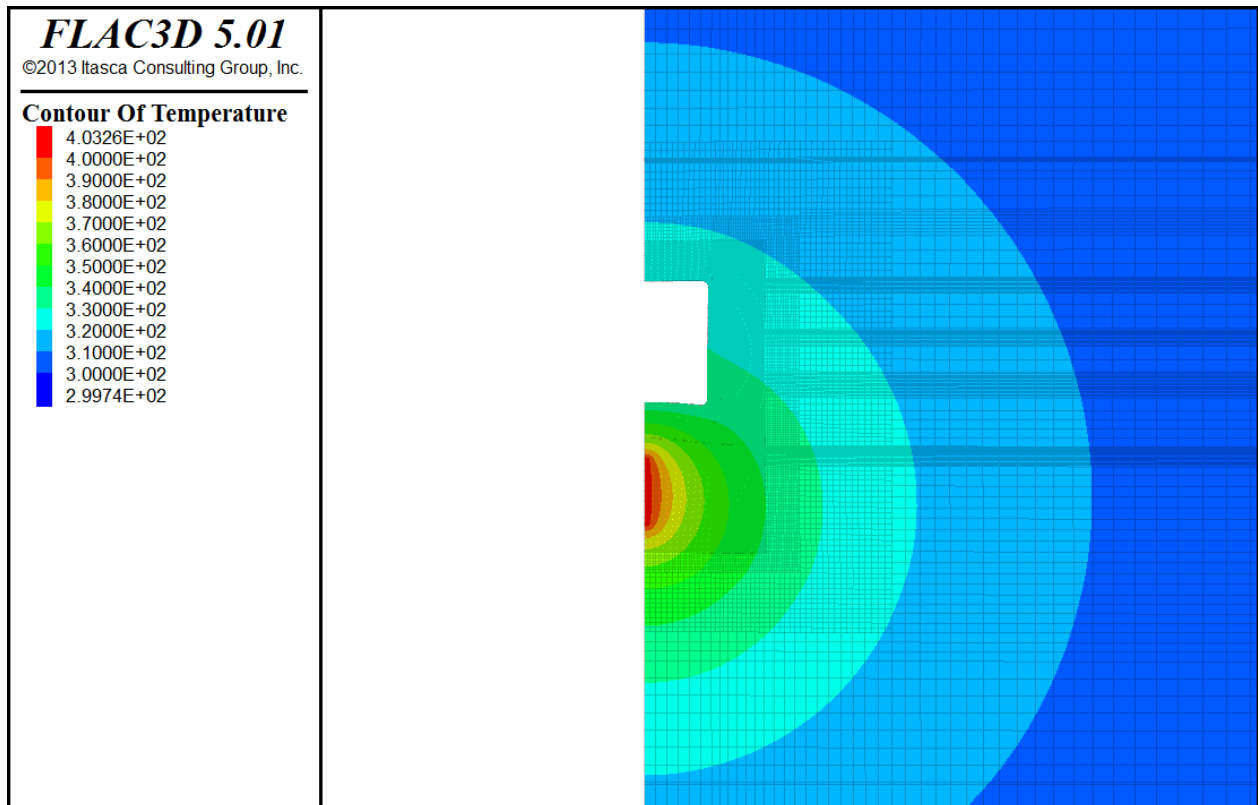


Abb. 4.114: Temperaturverteilung nach 1354 Tagen

Für die weitere Auswertung werden folgende Berechnungsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1354$ Tage gezeigt:

- Die Abb. 4.115 und Abb. 4.118 bis Abb. 4.120 stellen Verschiebungen, Dilatanz, Minimal- und Vergleichsspannung nach $t = 1354$ d mit offener Strecke dar. Die Darstellung der Minimalspannung dient zur Überprüfung der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa am Hohlraumrand und der Überprüfung eventuell vorhandener Zugspannungen.
- Die Abb. 4.116 zeigt die zeitliche Entwicklung der Verschiebungen an Firste und am Stoß sowie die Sohlenhebung.
- Die Abb. 4.117 stellt die berechnete vertikale und horizontale Konvergenzrate im Vergleich mit den gemessenen Konvergenzraten dar.

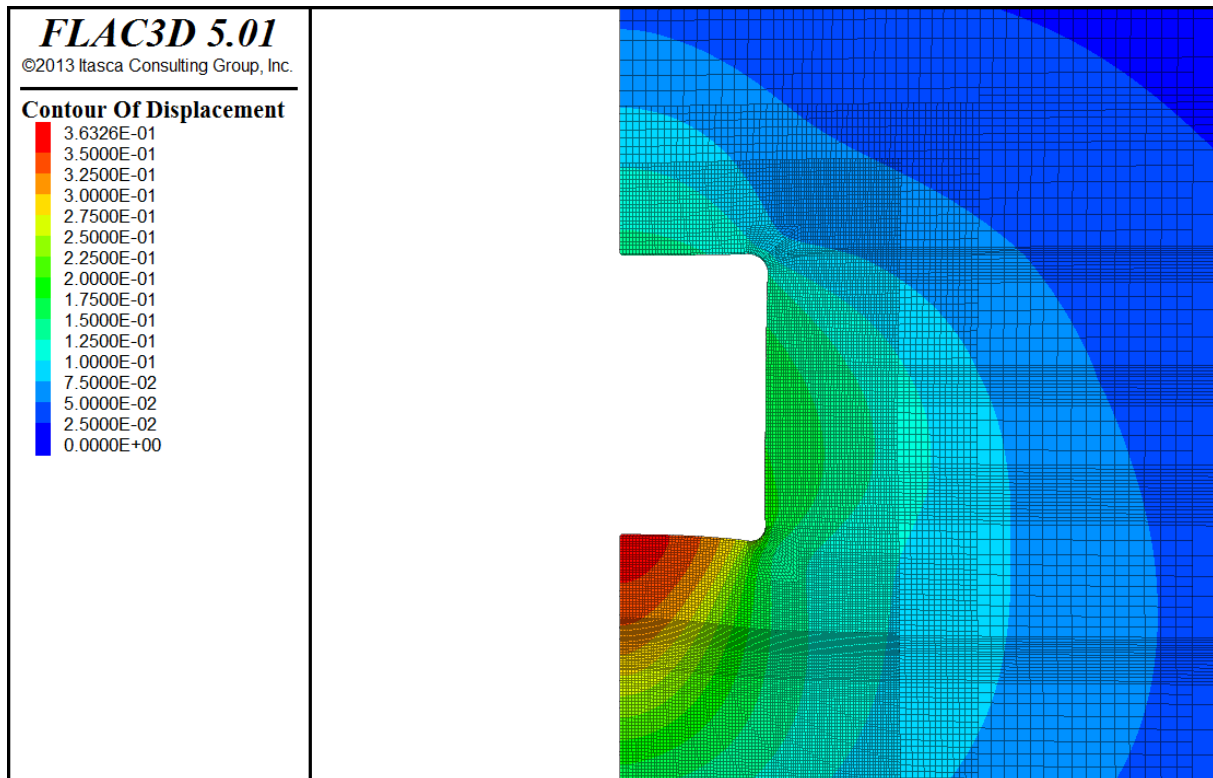


Abb. 4.115: Verschiebungen nach 1354 Tagen

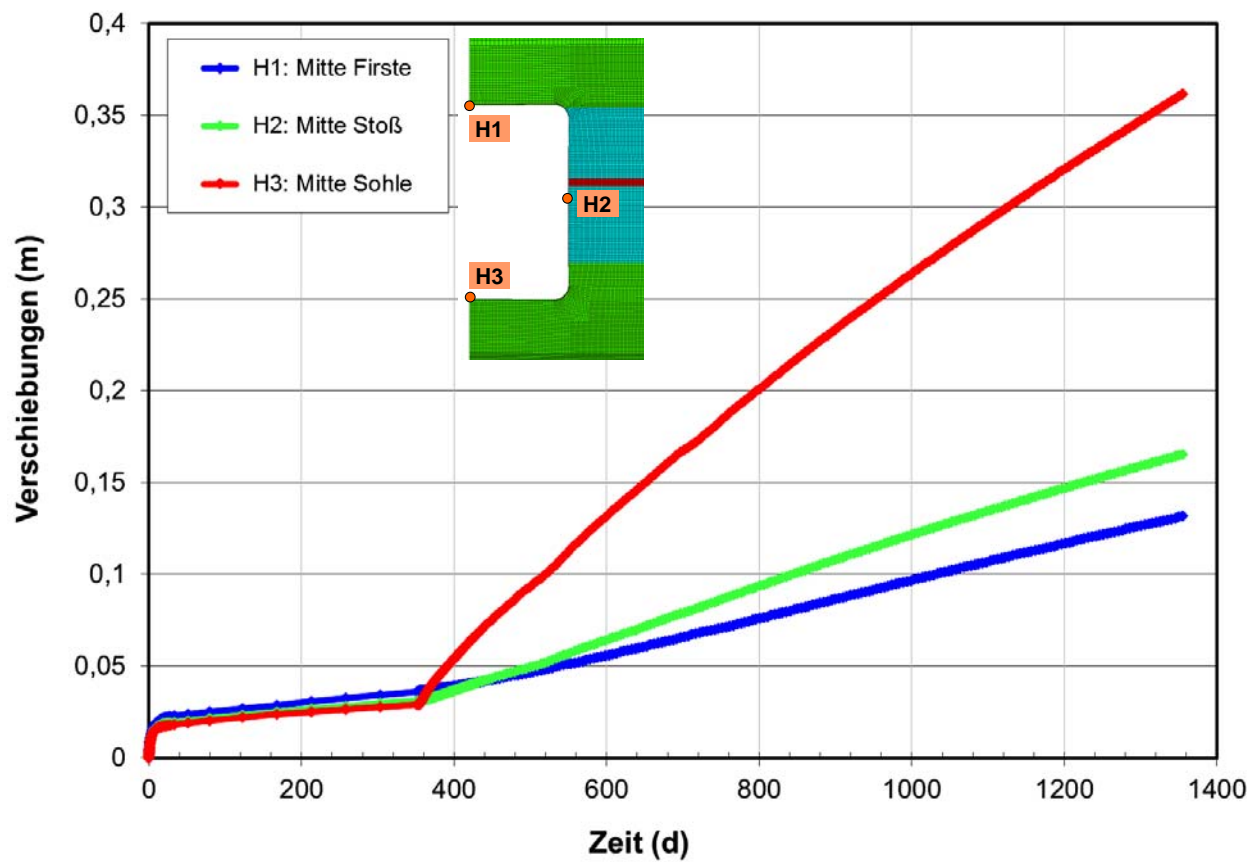


Abb. 4.116: Entwicklung der Verschiebungen an den Punkten H1, H2 und H3 bis $t = 1354$ d

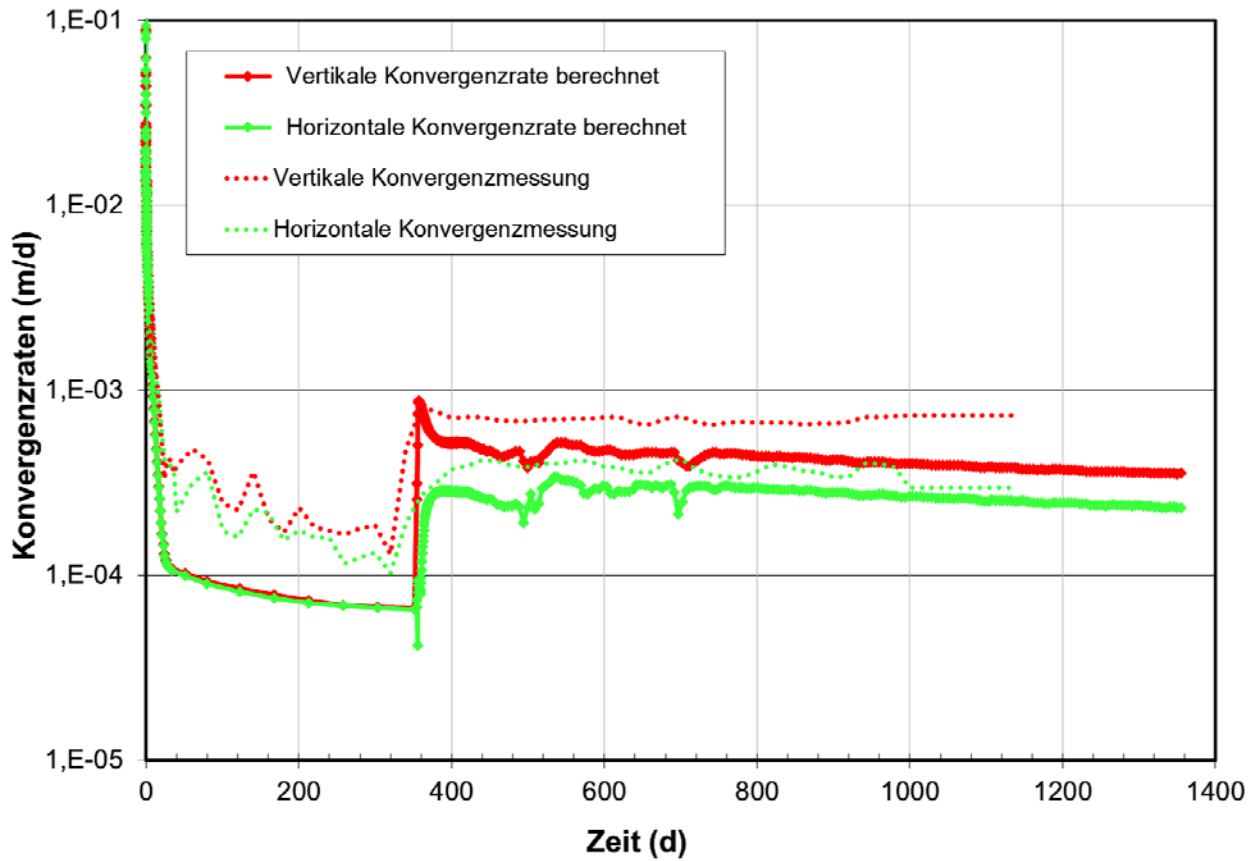


Abb. 4.117: Gemessene und berechnete Konvergenzrate über die Simulationszeit

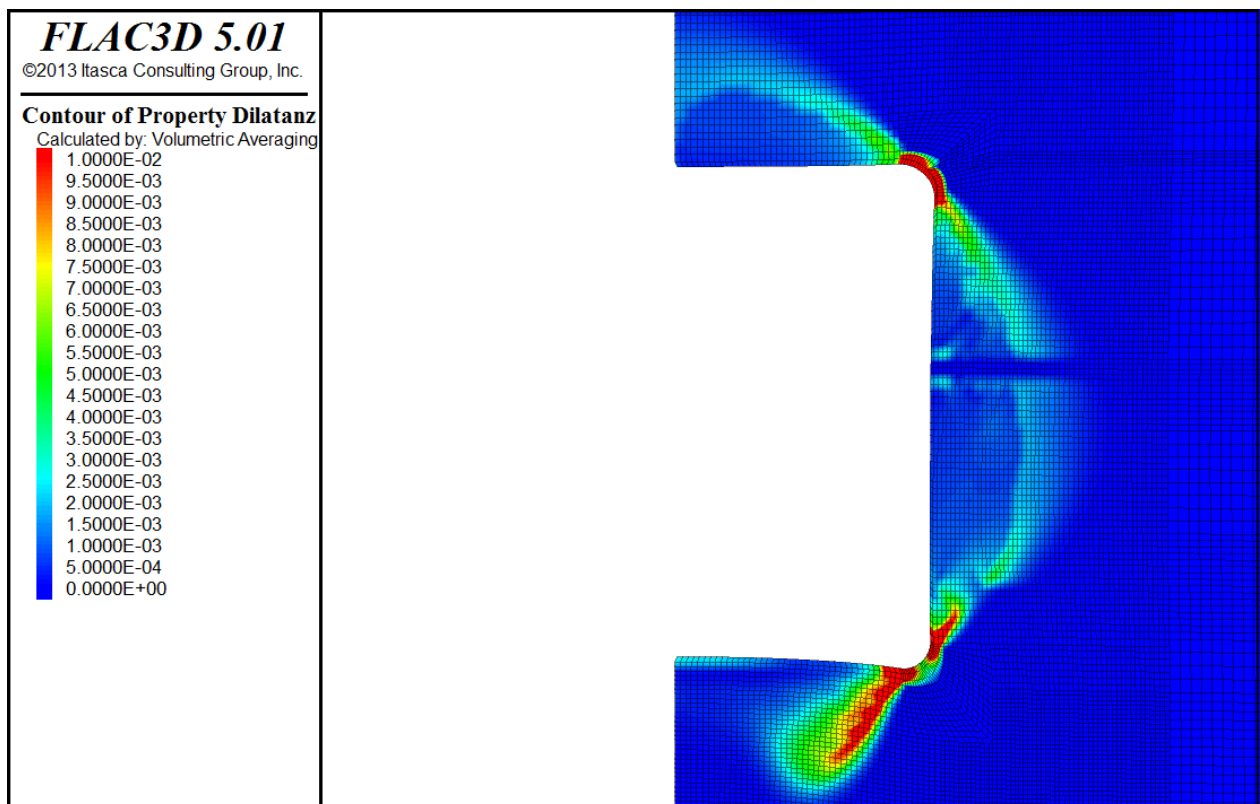


Abb. 4.118: Dilatanz nach 1354 Tagen

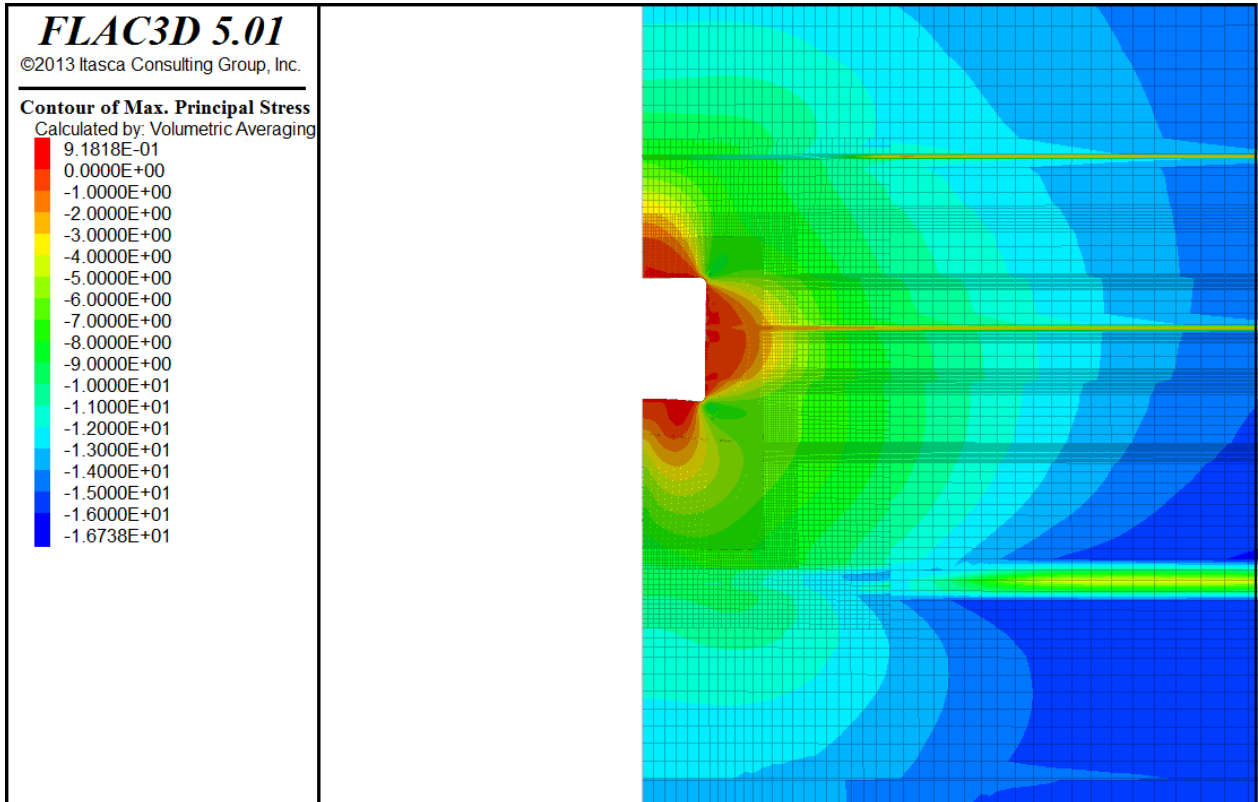


Abb. 4.119: Minimalspannung nach 1354 Tagen

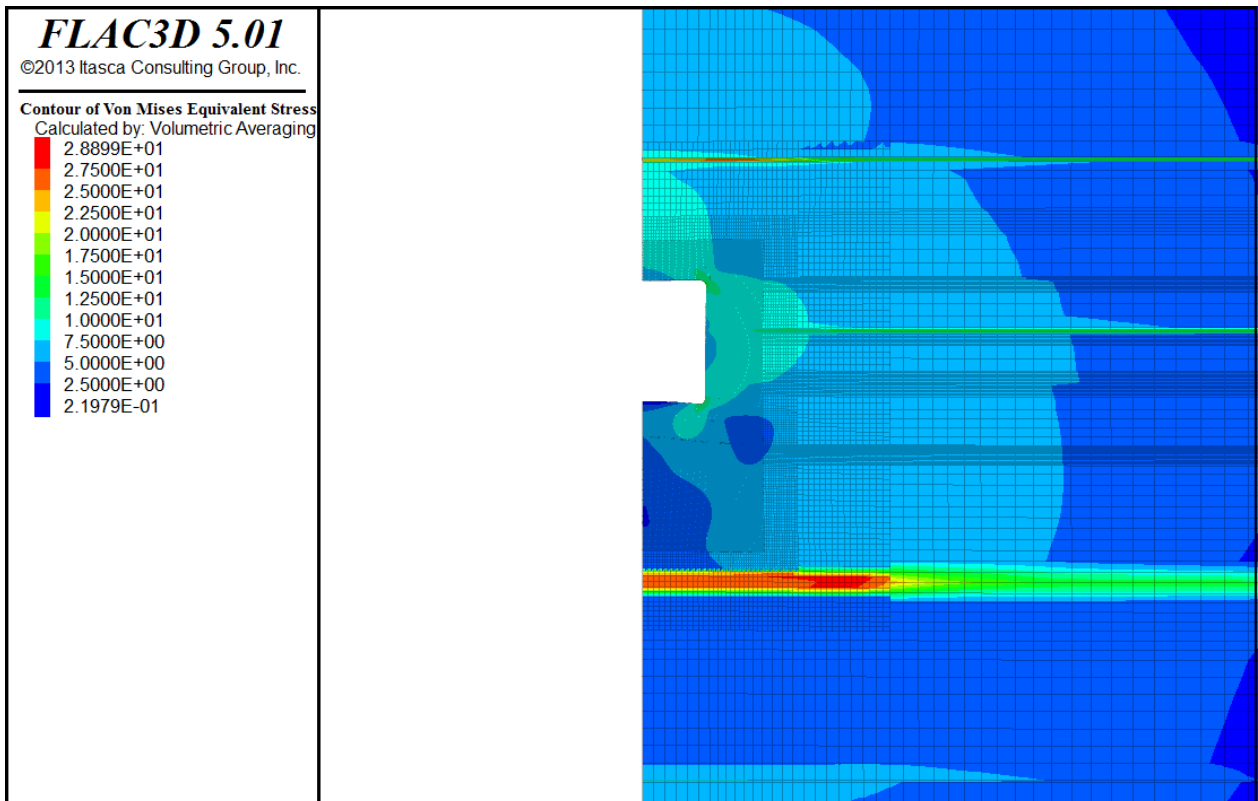


Abb. 4.120: Vergleichsspannung nach 1354 Tagen



Abb. 4.116 zeigt nach Einschaltung des Erhitzers einen starken Anstieg der Konturverschiebungen, so dass entsprechend diesem Diagramm und der flächenhaften Darstellung in Abb. 4.115 nach $t = 1354 d$ Konturverschiebungen an der Firste von $\Delta d = 13 cm$ und am Stoß von $\Delta d = 17 cm$ erreicht werden. Die Sohle weist mit einer Hebung von $\Delta d = 37 cm$ die größte Konturdeformation auf. Bei den Konvergenzraten in Abb. 4.117 ist zu sehen, dass die berechneten Werte gegenüber den Messwerten bei der Simulation vor dem Erhitzereinsatz bei $t = 354 d$ etwas unterschätzt werden, sich aber nach dem Einschalten des Erhitzers insbesondere bei der horizontalen Konvergenzrate eine gute Übereinstimmung zeigt. Bei der Dilatanzentwicklung in Abb. 4.118 werden nach $t = 1354 d$ mit Erhitzereinsatz insgesamt größere Zahlenwerte gegenüber der Simulation von Room D mit einer konstanten Gebirgstemperatur von $27^\circ C$ über 1400 Tage berechnet. Eine kreisförmige Zone mit hohen Dilatanzwerten in der Hohlraumumgebung ist auch bei dieser In-situ-Simulation mit Erhitzereinsatz zu sehen. Des Weiteren erreichen die Zugspannungen in Abb. 4.119 an der Hohlraumkontur Zahlenwerte bis zu $0,9 MPa$. In Abb. 4.120 mit Darstellung der Vergleichsspannungsverteilung sind in der Simulation von Room B nach $t = 1354 d$ geringere Zahlenwerte im konturnahen Bereich als ohne Erhitzereinsatz nach $t = 1400 d$ erreicht worden.

Insgesamt zeigt die Temperaturerhöhung des Erhitzers eine starke Zunahme der Verformung im erhitzten konturnahen Bereich. Aufgrund des Erhitzereinsatzes in Room B erfolgen gleichzeitig eine Reduktion der Vergleichsspannungen und eine Zunahme der Zugspannungen an der Kontur. Die berechneten Konvergenzraten werden gegenüber den In-situ-Ergebnissen insgesamt etwas unterschätzt, wobei hinsichtlich des horizontalen Konvergenzverhaltens im Vergleich zum vertikalen eine bessere Übereinstimmung erzielt wird. Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse der einzelnen Partner untereinander sowie eine Diskussion mit den In-Situ-Messdaten erfolgt im übergeordneten Synthesebericht dieses Vorhaben.



5 Zusammenfassung

Das thermomechanische Verhalten von Salzgestein wurde in den letzten Jahrzehnten in verschiedenen Arbeitsgruppen erforscht. Diese experimentellen und theoretischen Arbeiten führten zur Entwicklung und stetigen Optimierung mehrerer leistungsfähiger Stoffmodelle zur Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz in Abhängigkeit unterschiedlicher Randbedingungen. Diese Stoffmodelle finden unter anderem Anwendung in numerischen Berechnungen von untertägigen Endlagern im Steinsalzgebirge bei der Planung, der Auffahrung und Offenhaltung der Hohlräume, dem Standsicherheitsnachweis des Bergwerkes während der Betriebsphase sowie für Prognoseberechnungen nach Verschluss des Endlagers für den Nachweis der langzeitigen Integrität der geologischen Barriere.

Das übergeordnete Ziel dieses Vorhabens ist im Rahmen eines Projektverbundes aus mehreren Partnern, Instrumentarien für den Nachweis des sicheren und dauerhaften Einschlusses von wärmeentwickelnden, hochradioaktiven Abfällen zu dokumentieren, ihre Leistungsfähigkeit zu demonstrieren und miteinander zu vergleichen. Wesentlicher Bestandteil dieser Instrumentarien sind die von den Projektpartnern verwendeten Stoffmodelle sowie deren individuelle Expertise in der Bestimmung der salztypspezifischen Stoffmodellparameter, der Modellierung und Durchführung von numerischen Berechnungen und der Bewertung der Simulationsergebnisse. Die Arbeitsweise in einem Projektverbund soll darüber hinaus die Akzeptanz und Zuverlässigkeit der Ergebnisse aus numerischen Simulationsberechnungen stärken und das den Partnern zur Verfügung stehende Instrumentarium verbessern.

Mit diesem vom BMWi geförderten Verbundvorhaben werden die beiden vorangegangenen BMBF-Verbundprojekte „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ (Laufzeit: 01.04.2004 bis 30.11.2006) und „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) inhaltlich fortgesetzt. In diesen beiden Projekten dokumentierten die Projektpartner ihre Stoffmodelle und verglichen deren Leistungsfähigkeit in numerischen Simulationen, wobei die Arbeiten insbesondere auf die Beschreibung des schädigungsfreien sowie des schädigungsbehafteten Kriechvermögens von Steinsalz konzentriert waren. Im ersten Projekt wurden die Modelle anhand durchgeführter Laborversuche an Steinsalz der Lokation Asse sowie an 2D-Simulationsrechnungen von einfachen, aber typischen Untertagestrukturen überprüft und die Ergebnisse miteinander verglichen. Im Folgeprojekt sollte eine realitätsnähere Einschätzung der Fähigkeiten der verschiedenen Stoffmodelle zur Beschreibung des Tragverhaltens des Gebirges anhand eines komplexen Anwendungsfalls aus dem untertägigen Bergbau in der Grube An-



gersdorf anhand von 3D-Benchmark-Simulationen untersucht werden. Neben der Prognose der Konvergenzentwicklung der Hohlräume sind auch die Dilatanz- und Permeabilitätsentwicklung im Steinsalzkonturbereich mit einbezogen worden. Als Grundlage zum Vergleich mit den numerischen Berechnungen wurden während des Vorhabens In-situ-Messungen zur Charakterisierung des aktuellen Spannungs-, Verformungs- und Auflockerungszustandes sowie lokationsspezifische Laborversuche zur Bestimmung der steinsalzspezifischen Stoffmodellparameter durchgeführt.

Nachdem die beiden vorgenannten BMBF-Verbundprojekte auf die untertägige Entsorgung chemo-toxischer Abfälle im Steinsalz mit natürlich vorherrschenden Gebirgstemperaturen fokussiert waren, liegt der Schwerpunkt dieses Projektes auf der dauerhaften Untertage-Endlagerung von wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfällen. Dazu führt jeder Partner mit seinem Stoffmodell und Programmsystem Reanalysen von Laborversuchen zur salztypspezifischen Stoffmodellparameterbestimmung sowie Benchmark-Modellberechnungen zu Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung an realen charakteristischen Untertagestrukturen im Steinsalz durch, bei denen das thermomechanische Verhalten und die Schädigungsrückbildung (Verheilung) von Steinsalz im Vordergrund stehen.

Für den Stoffmodellvergleich im Rahmen dieses Verbundvorhabens hat die TU Clausthal den mechanischen Teil des Stoffmodells *Lux/Wolters* zur Beschreibung des Verhaltens von Steinsalz verwendet. Das phänomenologisch-makroskopisch orientierte Stoffmodell *Lux/Wolters* nach *Lux, Düsterloh & Hou (2002)* sowie *Wolters (2014)* wurde am Institut für Aufbereitung und Deponietechnik der TU Clausthal basierend auf dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Heusermann, Lux & Rokahr (1982)* sowie *Lux (1984)* und auf den Grundlagen der Continuum-Damage-Mechanik (CDM) entwickelt und beschreibt sowohl Schädigungsprozesse wie auch Schädigungsrückbildungsprozesse (Verheilung). Dabei unterscheidet das Stoffmodell Beanspruchungszustände unterhalb einer spezifischen Beanspruchungsgrenze, die keine Ausbildung von Gefügeschädigungen bewirken (so genannte Dilatanzfestigkeit oder Dilatanzgrenze) und Beanspruchungszustände oberhalb dieser Dilatanzfestigkeit, die zu einer Schädigung und in deren Folge in einer von der jeweiligen Größe der Schädigung abhängigen erhöhten Kriechrate resultieren. Die beanspruchungsbedingte Deformation des Gesteins wird im Stoffmodell *Lux/Wolters* in Form von Verzerrungsraten beschrieben. Die dabei verwendete Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$, die sich bei einem beliebigen Belastungszustand einstellt, ergibt sich als additive Überlagerung elastischer ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$), viskos-volumentreuer ($\dot{\epsilon}_{ij}^v$), schädigungsinduziert-dilatanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^d$) sowie verheilungsinduziert-kontraktanter ($\dot{\epsilon}_{ij}^h$) Deformationsanteile. Der elastische Deformationsanteil $\dot{\epsilon}_{ij}^e$

wird dabei durch das *Hookesche* Stoffmodell beschrieben. Der viskos-volumentreue Anteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^v$ setzt sich aus den temperaturabhängigen stationären sowie den transienten Kriechdeformationen zusammen und basiert im Wesentlichen auf den Formulierungen des Stoffmodells *Lubby2* (nichtlineares rheologisches *Burgers*-Modell). Allerdings wird bei dem Ansatz im Stoffmodell *Lux/Wolters* eine Reduzierung der tragenden Querschnittsfläche mit der Einführung des Schädigungsparameters D berücksichtigt. Da sich die Beanspruchungen bei den Laborversuchen für die Parameterermittlung für diesen Stoffmodellteil jedoch ausschließlich unterhalb der Dilatanzfestigkeitsgrenze befinden, resultiert hier faktisch keine Änderung gegenüber dem Stoffmodell *Lubby2*. Zusätzlich enthält dieser als Teil-Stoffmodell *modLubby2* genannte Ansatz eine Erweiterung nach *Lerche (2012)* in der Viskositätsmodul-Funktion, die es erlaubt, die Abhängigkeit der Verzerrungsrate von der Vergleichsspannung zwischen einem exponentiellen und einem potentiellen Verlauf flexibel zu variieren. Für diese Anpassung wurden die Materialparameter a und b ergänzend eingeführt.

Der Verzerrungsratenanteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^d$ berücksichtigt Beanspruchungszustände oberhalb der Dilatanzfestigkeitsgrenze, die eine Schädigung im Gesteinsgefüge zur Folge haben und durch die Reduzierung der tragenden Querschnittsfläche wesentlich zu einer zusätzlich erhöhten schädigungsinduzierten Verzerrungsrate führen. Die verwendeten Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} stellen die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Schädigungen im Gesteinsgefüge durch Druck-/Schub- und Zugspannungen dar und charakterisieren zahlenmäßig die Intensität der Beanspruchung oberhalb der Dilatanzgrenze (= Schädigungsspannung). Mit den Potentialfunktionen Q^{ds} und Q^{dz} werden die entsprechenden Fließrichtungen bestimmt. Dilatanz- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesse (Verheilung) im Steinsalz werden durch die Berechnung des verheilungsinduziert-kontraktanten Verzerrungsratenanteils $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ beschrieben. Diese schädigungsrückbildungsinduzierten Deformationen finden nur statt bei Unterschreitung einer Verheilungsgrenze, bei der die Fließfunktion F^h das mechanische Kriterium darstellt. Eine kinetische Gleichung beschreibt die zeitliche Entwicklung der Volumenverzerrung (Dilatanz ε_{vol}) bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze im Stoffmodell *Lux/Wolters*. Darauf hinzuweisen ist, dass sowohl die Beschreibung der Schädigung wie auch der Verheilung abhängig von der Spannungsgeometrie ist. Im Verheilungsansatz des Stoffmodells *Lux/Wolters* sind hierfür die drei Spannungen σ_{\parallel} (Spannungen parallel zur Rissrichtung), σ_{\perp_1} und σ_{\perp_2} (Spannungen normal zur Rissfläche) von signifikanter Bedeutung, da damit im Rahmen des Dilatanz- bzw. Schädigungsrückbildungsprozesses die vorhandene Rissgeometrie berücksichtigt wird. Die Abhängigkeit dieser Prozesse von der



Spannungsgeometrie wird in diesem Bericht anhand einer Funktionsmodellstudie demonstriert. Die in dem Stoffmodell enthaltenen Materialparameter können aus entsprechend durchgeführten Laboruntersuchungen abgeleitet werden. Die Verwendung dieser Materialparameter in den Stoffmodellen ermöglicht dann die physikalische Modellierung des spezifischen Materialverhaltens unterschiedlicher Steinsalzlokationen und es können durch die Implementierung des Stoffmodells *Lux/Wolters* in das Finite-Differenzen-Programm *FLAC^{3D}* der Firma Itasca Consulting Group numerische Simulationen durchgeführt werden.

Ergänzend zu bereits vorhandenen Labordaten sind im Rahmen dieses Forschungsvorhabens Untersuchungen an Steinsalzprüfkörpern der Lokation Asse sowie der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico (USA) in den gesteinsmechanischen Laboren der Projektpartner IfG Leipzig und TU Clausthal mit der Zielsetzung durchgeführt worden, weitere Labordaten an standortspezifischen Salzgesteinen zur Ermittlung von Materialkennwerten für die Beschreibung des temperaturabhängigen Steinsalzverhaltens durch die Stoffmodelle der Projektpartner zu erhalten. Neben den vom IfG Leipzig durchgeführten Festigkeits- und Kriechversuchen zur Beschreibung des schädigungsfreien Kriechvermögens wurden für die Charakterisierung des Verheilungsverhaltens von Asse-Salz an der TU Clausthal mehrstufige Kriechversuche gefahren, die gekennzeichnet waren durch eine Laststufe mit einem Beanspruchungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze zur Generierung einer Gefügeschädigung (Volumenzunahme) und einer anschließenden Kompaktionsphase bei einem Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzgrenze zur Dilatanrückbildung. Das durch die Projektpartner festgelegte Versuchsprogramm an Steinsalz der Lokation WIPP umfasste sowohl Festigkeitsversuche wie auch triaxiale Kriechversuche. Bei diesen Untersuchungen lag das Hauptaugenmerk auf dem in der Lokation stärker vorherrschenden Steinsalztyp WIPP argillaceous salt sowie dem Steinsalztyp WIPP clean salt. Zur Umsetzung dieses Versuchsprogramms wurde repräsentatives Probenmaterial durch Bohrungen des im Projekt assoziierten Partners Sandia National Laboratories im relevanten Einlagerungshorizont der WIPP zeitnah zur Versuchsdurchführung gewonnen. Das Untersuchungsprogramm für die Festigkeitsversuche beinhaltete für beide Salinargesteine Versuche mit unterschiedlichen Mantelspannungen im Bereich von $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ bei drei verschiedenen Temperaturen ($T = 25 \text{ °C}$, $T = 60 \text{ °C}$ und $T = 100 \text{ °C}$) und den Verzerrungsraten $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ und $\dot{\epsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$. Die TU Clausthal führte in diesem Rahmen 71 Festigkeitsversuche vornehmlich an WIPP argillaceous salt durch. Die Versuche haben gezeigt, dass die Kompressionsbruchfestigkeit sich bei zunehmendem Manteldruck und Verzerrungsrate erhöht. Dagegen vermindert sich die Kompressionsbruchfestigkeit mit zunehmender Versuchstemperatur, wohingegen für die Dilatanfestigkeit keine Temperaturabhängigkeit zu erkennen ist. Neben



den Festigkeitsversuchen führte die TU Clausthal noch mehrstufige Kriechversuche durch, die charakterisiert waren durch jeweils zwei Laststufen bei einem Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze und anschließenden zwei weiteren Laststufen mit einem Belastungsregime oberhalb der Dilatanzgrenze zur Bestimmung des schädigungsbehafteten Kriechvermögens.

Auf Grundlage des umfangreichen Laborprogramms wurden für das Stoffmodell *Lux/Wolters* die Stoffmodellparameter für die Steinsalztypen Asse-Speisesalz, WIPP clean salt und WIPP argillaceous salt ermittelt. Die TC-Festigkeitsversuche dienten dabei der Bestimmung der Kompressionsbruch- und Dilatanzfestigkeitsgrenze. Die für jede Fazies salztypspezifischen einheitlichen Parametersätze zeigen in der Reanalyse der Kriechversuche mit einem Beanspruchungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze in Anbetracht der relativ großen Bandbreite der Versuchsrandbedingungen hinsichtlich Versuchstemperatur und Vergleichsspannung eine gute Übereinstimmung mit den laborativ ermittelten Messgrößen. Neben den Versuchen mit schädigungsfreiem Kriechvermögen wurden zwei Verheilungsversuche an Asse-Speisesalz sowie mehrstufige Kriechbruchversuche nachgerechnet. Die Verheilungsversuche zeigen eine gute Übereinstimmung der berechneten Dilatanz und Axialverzerrung mit den gemessenen Zahlenwerten. Bei den Kriechbruchversuchen ist der Reanalyse zu entnehmen, dass die Schädigungsparameter zur Beschreibung der zusätzlichen schädigungsinduzierten Kriechverzerrungen im Vergleich mit den gemessenen Axialverzerrungen gut simuliert werden.

Mit den ermittelten Kennwertsätzen führte die TU Clausthal gekoppelte Benchmark-Modellrechnungen zweier ausgewählter Untertagestrukturen im Steinsalz der Schachtanlage Asse II durch. Diese waren zum einen für die Untersuchungen des Temperatureinflusses auf das Salzgesteinverhalten die In-situ-Erhitzerexperimente, die die niederländische Energy Research Foundation ECN Anfang der 1980er Jahre in einem von der 750 m-Sohle abgeteuften 300 m tiefen Bohrloch (Durchmesser 31,5 cm) durchgeführt hat, und zum anderen für die Simulation der Verheilung die so genannte Situation Dammjoch. Mit dem Begriff Dammjoch wird ein im Jahr 1911 auf der 700 m-Sohle ausgebauter Streckenabschnitt in der Schachtanlage Asse II bezeichnet, bei dem es aufgrund der Konvergenzwirkung des Steinsalzgebirges über einen Zeitraum von ca. 85 Jahren bis zur Durchführung von In-situ-Messungen zu einem Aufkriechen des Steinsalzgebirges auf den Ausbau kam und dadurch bedingt zu Schädigungsrückbildungsprozessen im aufgelockerten Steinsalzkonturbereich hinter dem Ausbau. Die von der ECN durchgeführten In-situ-Messungen umfassten zum einen den Versuch IFC (Isothermal Free Convergence), bei dem die Konvergenzentwicklung bei isothermen Bedingungen (Gebirgstemperatur) gemessen wurde und zum anderen den HFCP (Heated Free Convergence Probe) mit Konvergenzmessung unter Wirkung eines Erhitzers. Die anzusetzenden Stoffmodellparameter waren sowohl aus den im



Rahmen des Vorhabens durchgeführten Versuchen zu bestimmen als auch durch eine Nachjustierung so zu wählen, dass die in den Berichten dokumentierte und in situ gemessene Konvergenzentwicklung des IFC-Experiments bestmöglich simuliert wird. Daraus resultierend ergibt die numerische Simulation eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten Radialverschiebungen mit den gemessenen Zahlenwerten. Auf dieser Grundlage aufbauend erfolgte dann weiter die Reanalyse des Kriechverhaltens des anstehenden Steinsalzgebirges in der HFCP-Simulation mit gegenüber der initialen Gebirgstemperatur deutlich erhöhten Temperaturen. Im Ergebnis ist bei Berücksichtigung der In-situ-Messwerte festzustellen, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters* die thermisch induzierten höheren Kriechdeformationen gut abbilden kann, obwohl im Erhitzerexperiment gegenüber den laborativen Versuchstemperaturen deutlich höhere Temperaturen simuliert wurden.

Die Überprüfung und Qualifizierung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Lux/Wolters* erfolgte durch Reanalyse der Situation Dammjoch. Insgesamt zeigt die Nachrechnung, dass eine Übertragbarkeit von dem auf Laborversuchen erarbeiteten Verheilungsansatz auf ein In-situ-Beispiel prinzipiell gegeben ist und plausible Ergebnisse hinsichtlich der verheilungsinduzierten Kriechverformung bei einer zuvor sich entwickelten dilatanten Zone erzielt werden.

Aufgrund der Assoziation des Projektpartners Sandia National Laboratories und der vereinbarten erweiterten Zielstellung, die Leistungsfähigkeit der thermomechanischen Ansätze in den verschiedenen Stoffmodellen an einer anspruchsvollen Untertagestruktur zu überprüfen, wurden im Rahmen des Verbundvorhabens rechnerische Simulationen der In-situ-Experimente in den Kammern Room D und Room B, die vor ca. 30 Jahren im Rahmen wissenschaftlicher Grundlagenuntersuchungen in der WIPP durchgeführt worden sind, vorgenommen. Room D ist eine Kammer in der im flach gelagerten Steinsalz befindlichen WIPP, in der bei der natürlichen Gebirgstemperatur auffahrungsbegleitend Konvergenzmessungen getätigt wurden. Room B besteht aus einer Kammer, bei der das umgebende Salzgestein durch in Bohrlöcher in der Sohle angeordnete Erhitzelemente bis auf eine Temperatur von ca. 120 °C aufgeheizt wurde. Die Simulationen zeigen eine starke Zunahme der Verformung im erhitzten konturnahen Bereich. Aufgrund des Erhitzeinsatzes in Room B erfolgen gleichzeitig eine Reduktion der Vergleichsspannungen und eine Zunahme der Zugspannungen an der Kontur. Die berechneten Konvergenzraten werden gegenüber den In-situ-Ergebnissen insgesamt etwas unterschätzt, wobei hinsichtlich des horizontalen Konvergenzverhaltens im Vergleich zum vertikalen eine bessere Übereinstimmung erzielt wird. Die von der TU Clausthal durchgeführten Simulation der Experimente in der WIPP zeigen, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters* auch bei anspruchsvollen Untertagestrukturen mit unterschied-



lichen Steinsalztypen in flacher Lagerung die erhöhten Kriechverformungen auch hinsichtlich der zusätzlichen schädigungsinduzierten Verzerrungen zufrieden stellend beschreiben kann.

Zusammenfassend zeigen die Arbeiten in dem Verbundprojekt, dass das Stoffmodell *Lux/Wolters* für 3D-Simulationen von realen, stärker beanspruchten Untertagestrukturen unter Temperatureinfluss einsetzbar ist und erfolgreich die verschiedenen Verformungsphänomene im Steinsalz wie transientes und stationäres Kriechen, Dilatanz, Schädigungsentwicklung sowie Schädigungsrückbildung in thermomechanisch gekoppelten Simulationen beschreiben kann. Somit stellt das Stoffmodell *Lux/Wolters* ein geeignetes Instrumentarium für den Nachweis des sicheren und dauerhaften Einschlusses von wärmeentwickelnden, hochradioaktiven Abfällen dar. Es wurde zudem deutlich, dass für eine zuverlässige Prognose eine standortbezogene und auf das jeweilige physikalische Stoffmodell abgestimmte sowie ausreichende Anzahl an Laborversuchen als Grundlage zur Parameterermittlung benötigt wird.

Darauf hinzuweisen ist, dass noch weiterer Forschungsbedarf bei der Fragestellung des Einflusses von Zugspannungen auf das Verformungs- und Schädigungsverhalten von Steinsalz sowie der Modellierung und Wirkung von Trenn- und Schichtflächen erforderlich ist.

6 Danksagung

Die an der Bearbeitung des Projektes Beteiligten bedanken sich beim Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) und beim Projektträger Karlsruhe für die grundsätzliche finanzielle Förderung dieses Forschungsprojekts einerseits und für eine exzellente administrative Betreuung andererseits. Besonderer Dank gilt den Projektpartnern und Kollegen für die reibungslose Zusammenarbeit und fruchtbare Diskussion.



7 Literaturverzeichnis

- BfS (2014)*: Foto: Gruschczyk, J., Asse Einblicke, Nr. 25 (07/2014). Informationsschrift über die Schachtanlage Asse II, Hrsg.: Bundesamt für Strahlenschutz (BfS), DUMMY Verlag GmbH, Remlingen.
- BfS & ASSE GmbH (2009)*: Risswerk der Schachtanlage Asse II. Stand: 15.06.2009.
- Brodsky, N.S. & Munson, D.E. (1994)*: Thermomechanical Damage Recovery Parameters for Rock Salt from the Waste Isolation Pilot Plant. Proc. 1st northern American Rock Mech. Symposium.
- Chan, K.S.; Brodsky, N.S.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R. & Munson, D.E. (1994)*: Damage-induced Nonassociated Inelastic Flow in Rock Salt. International Journal of Plasticity, Vol. 10, No. 6.
- Chan, K.S.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R. & Munson, D.E. (1995)*: Constitutive Representation of Damage Healing in WIPP salt. Proc. of the 35th U.S. Symposium on Rock Mechanics, Daemen and Schulz (eds.), Balkema, Brookfield, VT.
- Chan, K.S., Bodner, S. R. & Munson, D.E. (1998)*: Recovery and Healing of Damage in WIPP Salt. International Journal of Damage Mechanics, Vol. 7, April 1998.
- DOE (2016)*: WIPP Waste Isolation Pilot Plant Recovery. U.S. Department of Energy, URL: http://www.wipp.energy.gov/wipprecovery/accident_desc.html, Last Update: 25.02.2016.
- 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): S. 267-324.
- Düsterloh, U. (2009)*: Geotechnische Sicherheitsnachweise für Hohlrumbauten im Salinargebirge unter besonderer Berücksichtigung laborativer Untersuchungen. Habilitationsschrift, TU Clausthal.
- Eberth, S. (2008)*: Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge. Dissertation, TU Clausthal.
- GRS (2001)*: Untersuchungen zur hydraulisch wirksamen Auflockerungszone um Endlagerbereiche im Salinar in Abhängigkeit vom Hohlraumabstand und Spannungszustand (ALOHA2). Abschlussbericht des Forschungsvorhabens 02 E 9118, Gesell-



schaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-198. ISBN 3-931995-65-8.

Hampel (2016): Simulationsrechnungen zum Erhitzerversuch in einer Kammer der WIPP. Präsentation auf der Abschlussveranstaltung zum Verbundprojekt Stoffgesetzvergleich III, 25.02.2016, TU Clausthal.

Heusermann, S.; Lux, K.-H. & Rokahr, R.B. (1982): Entwicklung mathematischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und von der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben ET 2011 A, Institut für Unterirdisches Bauen, Universität Hannover.

Hou, Z. (1997): Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. Dissertation, TU Clausthal.

Hou, Z. (2002): Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift, TU Clausthal.

Hou, Z. (2003): Mechanical behaviour of salt in the excavation disturbed zone around underground facilities. Int. J. of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 40/Issue 5.

Hou, Z. & Lux, K.-H. (1998): Ein neues Stoffmodell für duktile Salzgesteine mit Einbeziehung von Gefügeschädigung und tertiärem Kriechen auf der Grundlage der Continuum-Damage-Mechanik. Geotechnik 21 (1998) Nr. 3.

Hou, Z. & Lux, K.-H. (2002): A material model for rock salt including structural damages as well as practice-oriented applications. Proc. of 5th conference on mechanical behavior of salt (Bucharest 1999), Balkema, Lisse 2002.

Hou, Z.; Lux, K.-H. & Düsterloh, U. (1998): Bruchkriterium und Fließmodell für duktile Salzgesteine bei kurzzeitiger Beanspruchung. Glückauf-Forschungshefte, 59. (1998) Nr. 2.

Kachanov, L.M. (1986): Introduction to Continuum-Damage-Mechanics. Martinus Nijhoff Publishers.

Lemaitre, J. (1992): A Course on Damage Mechanics. Springer-Verlag.



- Lerche, S. (2012):* Kriech- und Schädigungsprozesse im Salinargebirge bei mono- und multizyklischer Belastung. Dissertation, TU Clausthal.
- Lerche, S. (2015):* Modifikation des Schädigungsansatzes im Stoffmodell Lux/Wolters. Handbuch, Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik, TU Clausthal (unveröffentlicht).
- Liu, B. (1986):* Elastizitätstheorie (in Chinesisch). Verlage in Beijing.
- Lowe, M.J.S. & N.C. Knowles, N.C. (1989):* COSA II: Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt. Final report. EUR 12135, Commission of the European Communities, Nuclear Science and Technology. Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communities. ISBN 92-825-9943-4.
- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart.
- Lux, K.-H. & Hou, Z. (1999):* Gefügeschädigungen als Grundlage zur Formulierung von neuartigen Stoffmodellen für viskoplastische Salinargesteine. Glückauf-Forschungshefte, 60 (1999) Nr. 1.
- Lux, K.-H.; Düsterloh, U.; Bertram J.; Hou, Z. (1997):* Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 02 C 0092 2. Professur für Deponietechnik und Geomechanik, TU Clausthal.
- Lux, K.-H.; Düsterloh, U. & Hou, Z. (2002):* Erhöhung der Wirtschaftlichkeit von Speicherkavernen durch Anwendung eines neuen Entwurfs- und Nachweiskonzeptes (Teil I und II). Erdöl-Erdgas-Kohle, Heft 6 und 7/8 (2002).
- Munson, D.E.; Jones, R.L.; Hoag, D.L. & Ball, J.R. (1988):* Mining Development Test (Room D): In Situ Data Report (March 1984 - May 1988) – Waste Isolation Pilot Plant (WIPP), Thermal/Structural Interactions Program. Sandia Report SAND89-1460, Sandia National Laboratories, Albuquerque, USA.
- 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, USA.



- Popp, T.; Kern, H. & Schulze, O. (2002):* Permeation and Development of Dilatancy and Permeability in Rock Salt. Proc. of 5th Conference on Mechanical Behavior of Salt (Bucharest 1999), Balkema, Lisse 2002.
- Prij, J.; Jansen, D., Klerks, W; Luyten, G.B.; de Ruiter, A.; & 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 61 (2001).
- Wolters, R. (2014):* Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung. Dissertation, TU Clausthal.