

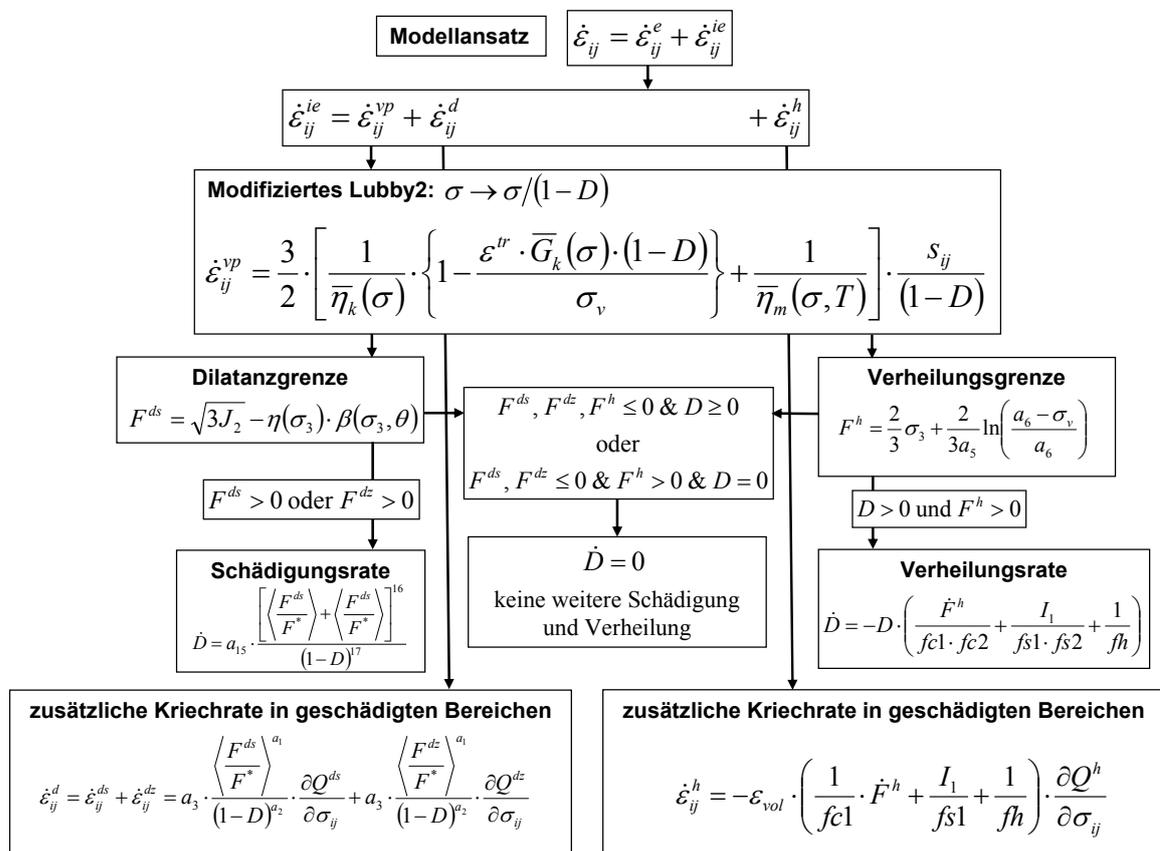
Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik

Technische Universität Clausthal

Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz

Teilprojekt 5

Stoffmodell *Hou/Lux*



Einzelbericht zum BMBF-Forschungsprojekt

mit dem Förderkennzeichen 02 C 1617

- Zeitraum 01.08.2007 – 31.07.2010 -

Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux - Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik

Erzstraße 20 - 38678 Clausthal-Zellerfeld - Tel.: 05323/72-2242 - Telefax: 05323/72-2341



Einzelbericht

zum BMBF-Forschungsprojekt

Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz

Teilprojekt 5

Stoffmodell *Hou/Lux*

Förderkennzeichen 02 C 1617

Zeitraum 01.08.2007 – 31.07.2010

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

Sachbearbeiter: Dipl.-Math. R. Wolters

Dipl.-Ing. K. Herchen

PD Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh

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

Clausthal, im Juli 2010

Dipl.-Math. R. Wolters

Dipl.-Ing. K. Herchen

PD Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh

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



Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsprojekt wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie unter dem Förderkennzeichen 02 C 1617, Laufzeit 01.08.2007 bis 31.07.2010 gefördert.

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

Inhaltsverzeichnis

1	Veranlassung und wesentliche Bearbeitungsschritte.....	1
2	Zielsetzung und Arbeitspakete des Projekts	3
3	Stoffmodell <i>Hou/Lux</i> für Salzgesteine.....	8
3.1	Beschreibung des Stoffmodells <i>Hou/Lux</i>	8
3.1.1	Überblick.....	8
3.1.2	Gesamtverzerrungsrate im Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	8
3.1.3	Elastische Verzerrungen	9
3.1.4	Teilmodell <i>Hou/Lux-ODS</i> (ohne direkte Schädigung) für die durch die Deformationsmechanismen Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung induzierte volumentreue viskoplastische Verzerrungsrate	9
3.1.5	Schädigungs-Stoffmodell <i>Hou/Lux-MDS</i> (mit direkter Schädigung) für die durch Schädigung und durch Verheilung der Schädigung induzierte Verzerrungsrate.....	10
3.1.5.1	Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung von Gefügeschädigungen infolge von Druck- / Schub- und Zugspannungen	11
3.1.5.2	Kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung	14
3.1.5.3	Dilatanz als Folge der Schädigung.....	18
3.1.5.4	Beschreibung des Bruchs, des Nachbruchbereichs und der Restfestigkeit.....	19
3.2	Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung	20
3.3	Laborative Bestimmung von Materialkennwerten für das Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	27
3.3.1	Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell <i>Hou/Lux-ODS</i>	27
3.3.2	Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell <i>Hou/Lux-MDS</i>	28
3.4	Erweiterung des Stoffmodells <i>Hou/Lux</i> durch Integration des Stoffmodells <i>Lubby1</i>	34
3.5	Einfluss von Gefügeschädigung und Gefügeverheilung auf die Permeabilität	36
4	Laborative Untersuchungen.....	43
4.1	Einleitung	43
4.2	Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte.....	43
4.3	Versuchsaufbau und Versuchstechnik	44
4.4	Versuchsprogramm und Versuchsdurchführung	45
4.5	Versuchsauswertung	47
4.6	Messergebnisse	51

5	Ergebnisse von rechnerischen Simulationen mit dem Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	79
5.1	Einleitung	79
5.2	Diskretisierungsstudie	79
5.3	Grubenausschnitt Angersdorf (3D-Berechnungsmodell).....	88
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	106
6.1	Danksagung.....	112
7	Literaturverzeichnis.....	113

1 Veranlassung und wesentliche Bearbeitungsschritte

Im Rahmen des FuE-Förderkonzeptes „Entsorgung gefährlicher Abfälle in tiefen geologischen Formationen“ des Bundesministeriums für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie (BMBF) wurde am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik am BMBF-Verbundprojekt mit dem Titel

„Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz“

mitgearbeitet und dort das Teilprojekt 5 des Verbundprojekts bearbeitet (insgesamt 5 Teilprojekte und Projektpartner).

Für die Durchführung des Forschungsprojekts mit dem Förderkennzeichen 02 C 1617 wurden durch das BMBF Zuwendungen aus dem Bundeshaushalt bewilligt (von August 2007 bis Juli 2010).

Die Bearbeitung gliedert sich in folgende Hauptabschnitte:

- Dokumentation des vom Projektpartner TU Clausthal entwickelten und verwendeten Stoffmodells *Hou/Lux*,
- Dokumentation der Vorgehensweise zur Parameterbestimmung für das Stoffmodell *Hou/Lux*,
- Dokumentation der im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts beim Projektpartner TU Clausthal durchgeführten Laboruntersuchungen an Salzprüfkörpern der Lokation Angersdorf,
- Dokumentation der im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts beim Projektpartner TU Clausthal durchgeführten Diskretisierungsstudie zur Bewertung von Einflüssen der Modelldiskretisierung auf die Simulationsergebnisse unter Verwendung des Stoffmodells *Hou/Lux*,
- Dokumentation der beim Projektpartner TU Clausthal erzielten Simulationsergebnisse zur Untertagestruktur „Grube Angersdorf“.

Die Autoren möchten dem BMBF und dem Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe, Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe, Bereich für Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE) für die Förderung des Projektes und für die stets konstruktive und hilfreiche Projektbegleitung danken.

Besonderer Dank gilt den Projektpartnern und Kollegen für die reibungslose Zusammenarbeit und fruchtbare Diskussion.

2 Zielsetzung und Arbeitspakete des Projekts

In Deutschland werden chemotoxische sowie schwach- und mittelradioaktive Abfälle in Steinsalzformationen, die sich im tiefen geologischen Untergrund befinden, endgelagert. Das Langzeitsicherheitskonzept eines vollständigen Einschlusses und der damit einhergehenden Isolation der Abfälle gegenüber der Biosphäre beruht bei der Endlagerung wesentlich auf den günstigen Barriereigenschaften des ungestörten Wirtsgesteins. Unter diesen günstigen Eigenschaften ist vorrangig die im geogenen Zustand vorhandene Undurchlässigkeit des Wirtsgesteins Steinsalz gegenüber Fluiden zu nennen. Der mit der Schaffung untertägiger Hohlräume unvermeidbar verbundene technologische Eingriff führt zu einer Durchörterung der geologischen Barriere sowie zu Spannungsumlagerungen im Bereich der geschaffenen Hohlraumkonturen. Bedingt durch diese Spannungsumlagerungen kann es zu Verformungen und Schädigungen mit Dilatanz (Auflockerung, volumetrische Verformung) in den beeinflussten Gebirgsbereichen kommen. In der Folge kann die daraus resultierende Auflockerungszone (excavated damaged zone = EDZ) aufgrund der veränderten mechanischen und hydraulischen Materialeigenschaften die Betriebssicherheit im Untertagebauwerk gefährden sowie durch eine lokal erhöhte Permeabilität zu potentiellen Wegsamkeiten für mit Schadstoffen belastete Fluide führen und somit auch zu einem Verlust der günstigen Barriereigenschaften und letztlich der Langzeitsicherheit.

Vor diesem Hintergrund muss die Standsicherheit und die langfristige Integrität der untertägigen Deponien untersucht und nachgewiesen werden. Dazu ist es erforderlich, das mechanische und hydraulische Verhalten des Salzgebirges beim Betrieb einer Untertagedeponie bzw. eines Endlagers und nach Stilllegung der Anlage numerisch zu simulieren und zu prognostizieren. Das mechanische und hydraulische Verhalten wird mit Hilfe von Stoffmodellen beschrieben.

In den vergangenen Jahrzehnten wurde in Deutschland von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreiches experimentelles und theoretisches Know-how zur Salzmechanik erarbeitet. Auf dieser Grundlage sind eine Reihe fortschrittlicher Stoffmodelle entwickelt und angewendet worden.

Ein erstes vorangegangenes Verbundprojekt zu einem Stoffmodellvergleich befasste sich ausschließlich mit dem mechanischen Verhalten von Steinsalz in Hinblick auf verschiedene Verformungsphänomene wie transientes und stationäres Kriechen, Dilatanz und Schädigung, Bruch und Kriechbruch.

Demgegenüber soll im Rahmen des hier bearbeiteten Folgeprojektes eine realitätsnähere vergleichende Analyse zu den Stoffmodellfähigkeiten anhand eines komplexen Anwendungsfalls dadurch erfolgen, dass sich die im Vorgängerprojekt weitgehend gesondert untersuchten Verfor-

mungsprozesse wechselseitig überlagern und gegenseitig beeinflussen, und dass nun auch die Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone und eine Langzeitextrapolation auf der Grundlage von 3D-Modellrechnungen einbezogen wird.

Dabei werden die Stoffmodellformulierungen, Verfahrensweisen und Rechenprogramme in ihrer aktuellen Form eingebracht. Die Ergebnisse der Modellrechnungen werden untereinander sowie mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen im Labor und von Untertagemessungen verglichen. Der Schwerpunkt der Arbeiten liegt bei der 3D-Modellierung des mechanischen Langzeitverhaltens von Steinsalz in einer realen, stärker beanspruchten Untertagestruktur und in der Langzeitprognose der Entwicklung der Auflockerungszone.

Darüber hinaus soll aufgrund der Einbindung unterschiedlicher Partner dieses Verbundprojekt dazu dienen, den Erfahrungsaustausch und die Kooperation der verschiedenen Experten zu fördern und eine verbesserte Basis für Empfehlungen zum Einsatz der Stoffmodelle bei praktischen Anwendungen zu schaffen, wodurch eine verbesserte Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien ermöglicht wird.

Im Rahmen dieses Verbundprojektes beteiligt sich die TU Clausthal mit dem vor einigen Jahren entwickelten Stoffmodell *Hou/Lux* sowie der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps*.

Für das Verbundprojekt ergeben sich im Einzelnen folgende wissenschaftliche Zielsetzungen:

- Zusammenfassung und Darstellung der Stoffmodelle, Verfahrensweisen und Rechenprogramme der Projektpartner in ihrer im Vorhaben verwendeten aktuellen, ggf. in der Zwischenzeit weiterentwickelten Form.
- Durchführung von Laborversuchen, um Daten für die Kennwertbestimmungen der Stoffmodellparameter für das Wirtsgestein „Leine-Steinsalz“ der Grube Angersdorf zu gewinnen.
- Durchführung von Untertagemessungen (Frac- sowie Permeabilitätsmessungen) zur Charakterisierung des aktuellen Spannungs- und Auflockerungszustandes im Steinsalz der Grube Angersdorf, deren Ergebnisse als Grundlage und zum Vergleich mit den Ergebnissen der Modellrechnungen dienen.
- Dokumentation und Vergleich der Vorgehensweisen der Projektpartner bei der Bestimmung der Stoffmodellparameter, der Berechnungsmodellerstellung und der numerischen Behandlung der Aufgabe „Grube Angersdorf“.
- Vergleich der Stoffmodelle anhand der Ergebnisse von 3D-Modellrechnungen der beteiligten Projektpartner zu der realen Beispielsituation in der Grube Angersdorf und Vergleich

mit den Ergebnissen der Untertagemessungen zum aktuellen Spannungs- und Auflockerungszustand.

- Zeitliche Langzeitextrapolation der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz-, Schädigungs- und Permeabilitätsentwicklung im Wirtsgestein der Grube Angersdorf.
- Erarbeitung von Empfehlungen zur praxismgerechten Anwendung der in diesem Vorhaben untersuchten Stoffmodelle und Verfahrensweisen.
- Aufzeigen von Perspektiven für die Weiterentwicklung von Stoffmodellen für die mechanischen sowie für andere – z.B. hydraulische – Eigenschaften von Steinsalz.
- Förderung des Erfahrungsaustausches und der Kooperation der an der Entwicklung von Stoffmodellen für das mechanische und hydraulische Verhalten von Steinsalz beteiligten Experten.
- Veröffentlichung der Ergebnisse dieses Vorhabens in Einzelberichten, einem gemeinsamen Abschlussbericht und einer wissenschaftlichen Publikation. Durchführung eines öffentlichen Ergebnis-Workshops, auf dem die Vorhabensergebnisse einem interessierten Fachpublikum präsentiert werden.

Die Arbeitspakete und ihre Realisierungen werden nachstehend zusammengefasst:

AP 1 Start-Workshop

- 1.1 Festlegung detaillierter einheitlicher Aufgabenstellungen für die 3D-Modellberechnungen der Projektpartner, des Laborprogramms und der Untertagemessungen
- 1.2 Vorstellung und Diskussion der in das Projekt einbezogenen Stoffgesetze und Stoffgesetzmodule

AP 2 Planung und Durchführung des untertägigen Bohr- und Messprogramms sowie der Laboruntersuchungen

- 2.1 Detailplanung der Probennahme für die Laboruntersuchungen und der Messapparaturen bzw. Ergänzungskomponenten für Spannungsmessungen (Frac-Verfahren) und Permeabilitätsmessungen
- 2.2 Zusammenstellung der Ausrüstung, ggf. Beschaffung von Ergänzungskomponenten für die Untertagemessungen
- 2.3 Untertagearbeiten zur Vorbereitung der Messorte für die In-situ-Messungen
- 2.4 Gewinnung der Proben für die geplanten Laboruntersuchungen

- 2.5 Durchführung der Laboruntersuchungen zur Gewinnung von Messdaten für die Kennwertbestimmungen
- 2.6 Durchführung der In-situ-Messungen
- AP 3** Vorbereitung der Modellrechnungen einschließlich Bestimmung von salztypspezifischen Kennwerten für die Stoffgesetzparameter
 - 3.1 Bestimmung von salztypspezifischen Kennwerten für die Stoffgesetzparameter anhand der Laborversuchsergebnisse für das Wirtsgestein der zu berechnenden Untertagestruktur der Grube Angersdorf
 - 3.2 ggf. Beschaffung und Installation von spezifischen, für die geplanten 3D-Modellrechnungen benötigten Programmsystem-Komponenten
- AP 4** 3D-Modellrechnungen mit FEM/FDM
 - 4.1 Erstellung des FEM/FDM-Modells für die 3D-Berechnungen einschl. Aufbringung der Anfangs- und Randbedingungen
 - 4.2 Durchführung der 3D-Modellberechnungen
 - 4.3 Auswertung der 3D-Modellberechnungen und Aufbereitung der Ergebnisse für die Darstellung auf den Workshops (AP 7, AP 8), im Einzelbericht (AP 5) sowie für den Vergleich mit den Ergebnissen der Projektpartner (AP 6) und im Abschlussbericht (AP 9)
- AP 5** Erstellung von Einzelberichten durch die Projektpartner
 - 5.1 Dokumentation der Ergebnisse der experimentellen Labor- und In-situ-Untersuchungen
 - 5.2 Darstellung des verwendeten Stoffgesetzes, der Kennwertbestimmung sowie der Durchführung und Ergebnisse der 3D-Modellrechnungen
- AP 6** Vergleich der Stoffgesetze, Verfahrensweisen und Ergebnisse der Modellrechnungen, Ausarbeitung von Empfehlungen
 - 6.1 Ausarbeitung einer vergleichenden Zusammenstellung der betrachteten Stoffgesetze, Verfahrensweisen zur Kennwertbestimmung und Durchführung der Modellrechnungen sowie der Ergebnisse der Modellrechnungen
 - 6.2 Formulierung von Empfehlungen zur Anwendung der Stoffgesetze und Verfahrensweisen

AP 7 Durchführung weiterer Workshops und Treffen der Projektpartner

- 7.1 Darstellung und Diskussion der Durchführung und Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen im Labor und in situ, der Kennwertbestimmungen, Modellierungen, Modellrechnungen, Ergebnisvergleiche, Empfehlungen, Dokumentationen, Präsentationen und Publikationen. Analyse und Identifizierung des Potentials der untersuchten Stoffgesetze sowie der Möglichkeiten von deren Weiterentwicklung

AP 8 Durchführung eines Ergebnis-Workshops

- 8.1 Vorbereitung und Durchführung eines Ergebnis-Workshops mit allen Projektpartnern und einem interessierten externen Fachpublikum
- 8.2 Präsentation und Diskussion der Ergebnisse, kommentierten Zusammenstellung und Empfehlungen für die Praxis

AP 9 Schriftliche Dokumentation der Projekt-Ergebnisse

- 9.1 Erstellung des Abschlussberichtes
- 9.2 Verfassen einer Veröffentlichung

3 Stoffmodell *Hou/Lux* für Salzgesteine

3.1 Beschreibung des Stoffmodells *Hou/Lux*

3.1.1 Überblick

Das Stoffmodell *Hou/Lux* ist ein Stoffmodell, das phänomenologisch-makroskopisch orientiert ist und die Wirkungen der verschiedenen Deformationsmechanismen (Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung, Gefügeschädigung und Verheilung) vornehmlich integral erfasst und damit in der Lage ist, die wohl wesentlichsten Anforderungen, die an ein Stoffmodell zu stellen sind, zumindest im Prinzip zu erfüllen. Vorstehend aufgeführte Mechanismen tragen unmittelbar zur Ausbildung der inelastischen Verzerrungen / Verzerrungsraten und damit zum jeweils aktuellen Deformationszustand und indirekt über die Tragelementsteifigkeit auch zum Beanspruchungszustand bei. Explizit werden schädigungsfreies (volumentreues) und schädigungsbehaftetes (dilatantes) sowie verheilungsbehaftetes (kontraktantes) Kriechen differenziert behandelt. Das Stoffmodell wurde basierend auf dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Heusermann, Lux & Rokahr (1982)* sowie *Lux (1984)* und auf den Grundlagen der Continuum-Damage-Mechanik aufgebaut und umfasst folgende zentrale Bestandteile, *Hou (1997, 2002, 2003)*:

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

Diese Bestandteile des Stoffmodells sollen nachstehend kurz vorgestellt werden.

3.1.2 Gesamtverzerrungsrate im Stoffmodell *Hou/Lux*

Die verschiedenen Deformationsmechanismen tragen unmittelbar zur Ausbildung der inelastischen Verzerrungsraten und damit zum jeweils aktuellen Deformationszustand und indirekt über die Tragelementsteifigkeit auch zum Beanspruchungszustand bei. Die Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$ ergibt sich daher als additive Überlagerung elastischer ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$), viskoplastisch-volumentreuer ($\dot{\epsilon}_{ij}^{vp}$),

schädigungsinduziert-dilatanter ($\dot{\varepsilon}_{ij}^d$) sowie verheilungsinduziert-kontraktanter ($\dot{\varepsilon}_{ij}^h$) Deformationsanteile, *Hou (1997, 2002)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{ie} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\varepsilon}_{ij}^d + \dot{\varepsilon}_{ij}^h \quad (3.1)$$

Die additive Verknüpfung der einzelnen Verzerrungsratenanteile ermöglicht eine entsprechende labortechnische Identifizierung der einzelnen Anteile. Verzerrungsraten infolge Schädigung und Verheilung treten allerdings nicht synchron auf.

3.1.3 Elastische Verzerrungen

Der elastische Anteil der Gesamtverzerrungsrate wird durch das *Hookesche* Stoffmodell beschrieben. Mit Blick auf die Auswirkung der Schädigung auf die tragende Querschnittsfläche eines Gebirgselementes wird nach *Kachanov (1986)* eine reduzierte tragende Querschnittsfläche eingeführt, die über die Schädigung D in diese Gleichung eingebracht wird. Daraus ergibt sich die elastische Verzerrungsrate im Stoffmodell *Hou/Lux* nunmehr zu:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \frac{\dot{s}_{ij}}{1-D} + \frac{1}{9 \cdot K} \cdot \frac{\dot{I}_1}{1-D} \cdot \delta_{ij} \quad (3.2)$$

Nachfolgend werden die Ansätze für die inelastischen Verzerrungsratenanteile vorgestellt. Diese Ansätze werden dabei als eigenständige Stoffmodelle (\rightarrow Teilmodelle) behandelt.

3.1.4 Teilmodell *Hou/Lux-ODS* (ohne direkte Schädigung) für die durch die Deformationsmechanismen Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung induzierte volumentreue viskoplastische Verzerrungsrate

Die viskoplastische Verzerrungsrate aus den obengenannten Deformationsmechanismen ergibt sich beim Stoffmodell *Hou/Lux* aus dem Ansatz Gl. (3.3) - Stoffmodellteil *Hou/Lux-ODS*, der eine Modifikation des Stoffmodells *Lubby2* darstellt, um die Unterschiede zwischen der Verfestigung nach einer Beanspruchungserhöhung und der Erholung nach einer Beanspruchungsverringern zu berücksichtigen. Er ist weiterhin um einen expliziten Ansatz zur Ermittlung der maximalen transienten Kriechverformung $\max \varepsilon^{tr}$ erweitert worden und enthält außerdem nun die Schädigung D , *Hou (1997, 2002)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (3.3)$$

$$\eta_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \quad (3.4)$$

$$\eta_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (3.5)$$

$$\max \varepsilon^{tr} = \frac{1}{G_k} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (3.6)$$

$$G_k = \begin{cases} \bar{G}_k^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) & (\varepsilon^{tr} < \max \varepsilon^{tr}, \text{Verfestigung}) \\ \bar{G}_{kE}^* \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) & (\varepsilon^{tr} > \max \varepsilon^{tr}, \text{Erholung}) \end{cases} \quad (3.7)$$

$$\bar{G}_{kE}^* \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \leq \bar{G}_k^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \quad (3.8)$$

mit

- \bar{G}_k^*, k_1 - Parameter für Verfestigung in MPa und MPa^{-1} ,
- \bar{G}_{kE}^*, k_{1E} - Parameter für Erholung in MPa und MPa^{-1} ,
- $\bar{\eta}_k^*, k_2$ - Parameter für das transiente Kriechen in MPa und MPa^{-1} und
- $\bar{\eta}_m^*, m, l$ - Parameter für das stationäre Kriechen in MPa , MPa^{-1} und K^{-1} .

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. (3.8) umgesetzt.

3.1.5 Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* (mit direkter Schädigung) für die durch Schädigung und durch Verheilung der Schädigung induzierte Verzerrungsrate

Die viskoplastische Verzerrungsrate in Folge der Schädigung wird beim Stoffmodell *Hou/Lux* mit dem Ansatz Gl. (3.9) berechnet.¹ Dieser Ansatz enthält eine nichtassoziierte Fließregel, um so die rechnerisch erhaltenen Volumenänderungen den Laborbefunden anpassen zu können. Es wird für sich allein als das Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* bezeichnet, *Hou (1997, 2002)*:

¹ Da Verheilung im Rahmen dieses Forschungsvorhabens nicht betrachtet wird, wird auf eine Darstellung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Hou/Lux* verzichtet.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^d = \dot{\epsilon}_{ij}^{ds} + \dot{\epsilon}_{ij}^{dz} = a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_{ij}} + a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.9)$$

mit

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

F^{ds}, F^{dz} - Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck- / Schub- und Zugspannungen in MPa ,

Q^{ds}, Q^{dz} - Potentialfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck- / Schub- und Zugspannungen in MPa ,

$\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}, \dot{\epsilon}_{ij}^{dz}$ - durch Schädigung infolge von Druck- / Schub- und Zugspannungen induzierter viskoplastischer Verzerrungsraten-Tensor in d^{-1} ,

F^* - Normierungsspannung in $F^* = 1 MPa$ und

$a1-a3$ - Materialparameter für den Schädigungsprozess in -, - und d^{-1} .

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

Die im Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* Gl. (3.9) verwendeten Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} und die Potentialfunktionen Q^{ds} und Q^{dz} werden durch die Ansätze in den Gln. (3.10) bis (3.17) definiert, *Hou (1997)*. Die Fließfunktionen F^{ds} nach Gl. (3.10) und F^{dz} nach Gl. (3.15) stellen die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Schädigungen im Gesteinsgefüge durch Druck-/Schub- und Zugspannungen dar und beschreiben auch ihre zahlenmäßige Größe. Mit den Potentialfunktionen Q^{ds} nach Gl. (3.16) und Q^{dz} nach Gl. (3.17) werden die entsprechenden Fließrichtungen bestimmt. Nach *Hou (1997, 2002)* folgt im Einzelnen:

$$F^{ds} = \sigma_v - \beta_D(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - \eta_D(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta) \quad (3.10)$$

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (3.11)$$

$$\eta_D(\sigma_3) = 1 - a4 \cdot \exp(-a5 \cdot \sigma_3) \quad (3.12)$$

$$\beta^{TC}(\sigma_3) = a6 - a7 \cdot \exp(-a8 \cdot \sigma_3) \quad (3.13)$$

$$k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left(\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right)^{\exp(-a10 \cdot \sigma_3)} \quad (3.14)$$

$$F^{dz} = 6 \cdot \langle -\sigma_3 \rangle \quad (3.15)$$

$$Q^{ds} = \sigma_v - a0 \cdot \beta(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - a0 \cdot \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (3.16)$$

$$Q^{dz} = 6 \cdot \langle -\sigma_3 \rangle \quad (3.17)$$

mit

- $\beta_D(\sigma_3, \theta)$ - Schädigungs- bzw. Dilatanzgrenze in *MPa* ,
- $\eta_D(\sigma_3)$ - Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form des Ausnutzungsgrades in -,
- $\beta(\sigma_3, \theta)$ - Festigkeitsfunktion aus dem Kurzzeitversuch in *MPa* ,
- $\beta^{TC}(\sigma_3)$ - Festigkeitsfunktion unter TC-Bedingungen in *MPa* ,
- $k_\beta(\sigma_3, \theta)$ - Korrekturfunktion zur Beschreibung der Einflüsse der Spannungsgeometrie auf die Festigkeit in -,
- σ_3 - minimale Hauptspannung in *MPa* ,
- σ_v - Vergleichsspannung in *MPa* ,
- θ - *Lode*-Winkel in ° und
- $a0, a4 - a10$ - Materialparameter in -, -, MPa^{-1} , *MPa* , *MPa* , MPa^{-1} , - und MPa^{-1} , davon sind $a9 = 1$ und $a10 = 0,25 MPa^{-1}$ erfahrungsgemäß zwei Fixparameter bzw. unabhängig vom Salztyp.

Der erste Term auf der rechten Seite der Gl. (3.10) repräsentiert in Form der Vergleichsspannung diejenige Beanspruchung, die die durch Druck- / Schubspannungen induzierten Schädigungen verursacht, während der zweite Term der Gl. (3.10) die Festigkeit des Materialgefüges und damit die Widerstandskräfte beschreibt, die einer Gefügeschädigung entgegenstehen. Dieser Festigkeitsanteil kann aus der Materialfestigkeit $\beta(\sigma_3, \theta)$ und der Grenzbedingung für die Schädigung

in Form des Ausnutzungsgrades $\eta_D(\sigma_3)$ berechnet werden. Die Materialfestigkeit ist u.a. eine Funktion der Fazies, der Beanspruchungsrate, der Minimalspannung und der Spannungsgeometrie, *Hou (1997, 2002)* sowie *Hou, Lux & Düsterloh (1998)*.

Die Gl. (3.15) besagt außerdem, dass sich Risse dann ausbilden bzw. dann geöffnet werden, wenn Zugspannungen vorhanden sind. Im Vergleich zum Ansatz in *Hou (1997)* sind die Fließ- und Potentialfunktion für die Schädigung infolge von Zugspannungen sehr vereinfacht worden, *Hou (2002)*:

- Es wird nur noch die größte Zugspannung $\langle -\sigma_3 \rangle$ einbezogen und nicht mehr die Zusammensetzung der Zugspannungen in allen Richtungen.
- 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.
- Statt der nichtassoziierten Fließregel wird eine assoziierte Fließregel angewendet.
- 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- / 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 Vereinfachung scheint zum einen aufgrund der Schwierigkeit mit der Durchführung von Versuchen unter Zugspannungen nötig, zum anderen aufgrund der Tatsache, dass bei den hier relevanten Tragwerkstrukturen in der Tendenz eher keine großen Zugspannungen im Gebirge zu erwarten sind, auch berechtigt zu sein.

Die differenzierte Behandlung der Druck- / Schub- und Zugspannungen ermöglicht es, Zugspannungen in ihrer Wirkung auf die Gefügeschädigung auch individuell zu berücksichtigen.

Mit Hilfe der Spezialfunktion $\langle x \rangle$ in Gl. (3.9) werden die Fließfunktionen so gesteuert, dass die viskoplastische 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. Diese Vorgehensweise bedeutet, dass die Fließfunktionen F^{ds} und Q^{ds} über die Aktivierung der viskoplastischen Verzerrungsrate in Folge einer Gefügeschädigung entscheiden.

3.1.5.2 Kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung

Beim Stoffmodell *Hou/Lux* wird grundsätzlich davon ausgegangen, dass die Materialschädigung dann aktiviert wird, wenn die Überschreitung der Schädigungsgrenze nach Gl. (3.10) und/oder Zugspannungen vorliegen. Daraus resultiert die Aktivierung der Gefügeschädigung D und damit ihre Entwicklung nach Gl. (3.18), die wie eine Potenzfunktion aufgebaut ist und die als kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung (Rissentwicklung) bezeichnet wird, *Kachanov (1986), Hou (1997, 2002), Lux & Hou (1999)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*:

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (3.18)$$

mit

\dot{D} - Rate der Schädigung in d^{-1} und

$a_{15} - a_{17}$ - Materialparameter in d^{-1} , - und -.

Der wesentliche Unterschied im Vergleich zu der bekannten Potenzfunktion aus *Kachanov (1986)* bzw. *Lemaitre (1992)* besteht darin, dass für die Spannungen in der kinetischen Gleichung nicht die in der einschlägigen Literatur zu findenden Referenzspannungen eingesetzt werden, sondern die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} nach Gl. (3.10) und Gl. (3.15).

Der Grund für diesen Ansatz liegt in der Tatsache, dass die Gefügeschädigungen erst dann aktiviert und weiterentwickelt werden, wenn die Schädigungsgrenze $\beta_D(\sigma_3, \theta)$ überschritten wird. Je größer die wirkenden Schädigungsspannungen sind, desto schneller wächst die Gefügeschädigung und umso größer wird die durch Schädigung induzierte Verzerrungsrate.

Wenn die Beanspruchung konstant bleibt – eine Situation, die zum Beispiel beim klassischen Kriechversuch mit deformationsbestimmter Lastnachregelung vorliegt, kann die Gl. (3.18) nach der Schädigung D integriert werden. Damit kann die Schädigungsentwicklung in Abhängigkeit von der Zeit entsprechend Gl. (3.19) explizit angegeben werden:

$$D(t) = 1 - \left\{ 1 - a_{15} \cdot (1 + a_{17}) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}} \cdot t \right\}^{\frac{1}{1+a_{17}}} \quad (3.19)$$

Wenn weiter davon ausgegangen wird, dass der Kriechbruch erst dann eintritt, wenn die Schädigung den Zahlenwert $D(t_{BK}) = \text{krit}D_{BK}$ (z.B. = 0,4) annimmt, kann die unter einer konstanten

Beanspruchung bis zum Kriechbruch vorhandene Standzeit t_{BK} durch Gl. (3.20) ermittelt werden:

$$t_{BK} = t_{BK}(\sigma_3, \theta) = \frac{1 - (1 - \text{krit}D_{BK})^{1+a17}}{a15 \cdot (1 + a17) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a16}} \quad (3.20)$$

Analog kann die Standzeit t_{ST} bis zum Übergang von der stationären zur tertiären Kriechphase bei Annahme von $D(t_{ST}) = \text{krit}D_{ST}$ durch Gl. (3.21) ermittelt werden:

$$t_{ST} = t_{ST}(\sigma_3, \theta) = \frac{1 - (1 - \text{krit}D_{ST})^{1+a17}}{a15 \cdot (1 + a17) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a16}} \quad (3.21)$$

Die Gln. (3.19) bis (3.21) haben nach *Hou (1997, 2002)* folgende Eigenschaften:

- 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 könnte in diesem Fall extrem große Werte annehmen.
- 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- oder 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 ers-

ten 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. Bild 3.1 zeigt u.a. eine charakteristische Kriechkurve mit tertiärer Kriechphase und Kriechbruch.
- Die Spannungsgeometrie wird durch den *Lode*-Winkel θ berücksichtigt.

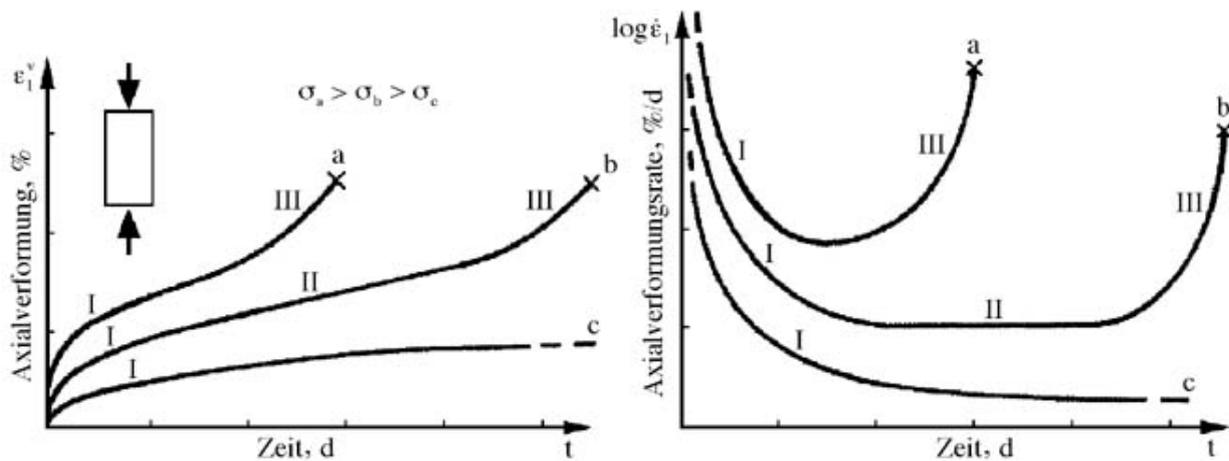


Bild 3.1 Schematische Darstellung typischer Kriechverläufe des polykristallinen Steinsalzes, Lux (1984)

Es ist grundsätzlich ausgeschlossen, dass der Schädigungsprozess und der Verheilungsprozess in einem Gebirgselement gleichzeitig stattfinden können. Möglich ist jedoch, dass keiner der beiden oder nur einer der beiden Prozesse stattfindet. 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 (Gl. (3.18)) oder es wird die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung zur Simulation des Kriechverhaltens von Salzgesteinen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* 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, umgesetzt (vgl. Bild 3.2) und mit den nachstehend aufgeführten drei Möglichkeiten präzisiert, *Hou* (2002):

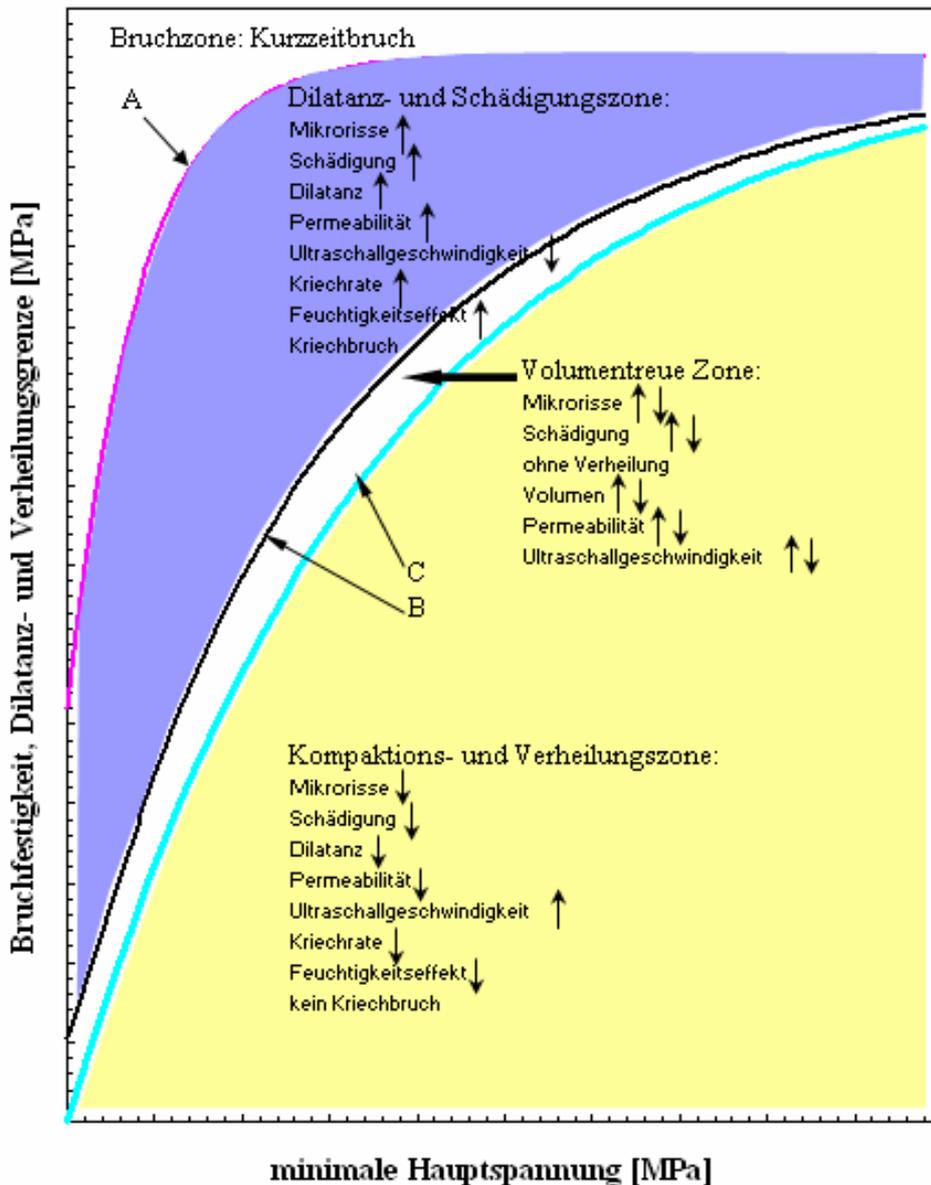


Bild 3.2 Schematische Darstellung von Bruchfestigkeit A, Schädigungsgrenze B, und Verheilungsgrenze C von Steinsalz (Zunahme: ↑, Abnahme: ↓, konstant: ↑↓)

Möglichkeit 1: nur Schädigungsprozess, kein Verheilungsprozess

Wenn die Schädigungsspannungen F^{ds} und/oder F^{dz} positiv sind, muss die Verheilungsspannung F^h negativ bleiben, weil die Verheilungsgrenze stets unter der Schädigungsgrenze liegen muss. In diesem Fall müssen die Beanspruchungen in der Schädigungszone zwischen Schädigungsgrenze und Bruchgrenze in Bild 3.2 liegen. Der Schädigungsprozess wird gestartet. Damit kommen die kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung (Gl. (3.18)) und die Gl. (3.9) zur Ermittlung der zusätzlich durch Schädigung induzierten Kriechrate zum Einsatz. Diese Möglichkeit kann durch Gl. (3.22) dargestellt werden:

$$\begin{aligned} \text{Bedingung: } \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle > 0 \text{ oder/und } \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle > 0 &\Rightarrow \\ \text{Resultat Schädigungsprozess: } \dot{D} = a15 \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a16}}{(1-D)^{a17}} > 0 & \quad (3.22) \end{aligned}$$

Möglichkeit 2: nur Verheilungsprozess, kein Schädigungsprozess

Wenn die Verheilungsspannung F^h positiv ist, müssen die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} negativ bleiben, weil die Beanspruchungen in der Kompaktionszone unterhalb der Verheilungsgrenze in Bild 3.2 liegen müssen und weil die Verheilungsgrenze stets unter der Schädigungsgrenze sein muss. Diese Bedingung allein reicht aber nicht aus, den Verheilungsprozess zu aktivieren. Er wird nämlich erst und auch nur dann gestartet, wenn zu diesem Zeitpunkt eine vorgelaufene Schädigung ($D > 0$) vorliegt, weil sonst das betrachtete Gebirgselement noch intakt geblieben ist und damit auch keine Schädigung zu verheilen ist.

Möglichkeit 3: weder Verheilungsprozess noch Schädigungsprozess

Es gibt Situationen, in denen weder ein Verheilungsprozess noch ein Schädigungsprozess stattfindet. In diesem Fall kommt keine der kinetischen Gleichungen zum Einsatz.

3.1.5.3 Dilatanz als Folge der Schädigung

Die Dilatanz ε_{vol} wird hier als eine Folge der Gefügeschädigung betrachtet. Die Dilatanzrate kann bei einem Schädigungsprozess mit Gl. (3.23) ermittelt werden, *Hou (1997)*:

$$\begin{aligned}
\dot{\epsilon}_{vol} = & -a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \left\{ a0 \cdot a7 \cdot a8 \cdot \exp(-a8 \cdot \sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) + \right. \\
& + a10 \cdot \exp(-a10 \cdot \sigma_3) \cdot \ln \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right] \cdot (\sigma_v - Q^{ds}) \left. \right\} - \\
& - 6 \cdot a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \langle -\sigma_3 \rangle < 0
\end{aligned} \tag{3.23}$$

Aus Gl. (3.23) ist zu ersehen, dass die Dilatanz nur dann erzeugt wird, wenn die Schädigungsgrenze überschritten wird oder wenn Zugspannungen vorhanden sind. Die Dilatanzrate ist dann überlinear abhängig von dem die Schädigungsgrenze überschreitenden Beanspruchungsanteil. Unter einer konstanten Beanspruchung entwickelt sich die Dilatanz mit der Schädigung, das heißt, wenn die Schädigung D sehr klein ist, kann die Dilatanz vernachlässigt werden. Wenn dagegen die Schädigung relativ groß ist, wird die Dilatanz sehr schnell wachsen. Kurz vor dem Kriechbruch ergibt sich die größte Dilatanzrate, weil die Schädigung in dieser Zeit ihren kritischen Wert erreicht. Darüber hinaus wird bei der Berechnung der Dilatanz die Spannungsgeometrie θ berücksichtigt.

3.1.5.4 Beschreibung des Bruchs, des Nachbruchbereichs und der Restfestigkeit

Die Bruchfestigkeit $\beta(\sigma_3, \theta)$ ist im Stoffmodell *Hou/Lux* enthalten, Gl. (3.11). Aus der Bruchfestigkeit $\beta(\sigma_3, \theta)$ wird zusammen mit der Funktion für den Ausnutzungsgrad $\eta_D(\sigma_3)$ die Dilatanzgrenze F^{ds} abgeleitet, Gl. (3.10). Das Nachbruchverhalten sowie die Restfestigkeit des Steinsalzes werden nicht durch zusätzliche Teilmodelle beschrieben, sondern ergeben sich indirekt aus der Anwendung des Stoffmodells im Rahmen der Prozesssimulation. An dieser Stelle muss betont werden, dass das Stoffmodell *Hou/Lux* primär zur Beschreibung des Langzeitverhaltens, nicht aber des Kurzzeitverhaltens von Salzgesteinen entwickelt worden ist.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass das Stoffmodell *Hou/Lux* sowohl den Schädigungsprozess wie auch den Verheilungsprozess bzw. seine Wirkungen beschreiben kann.

3.2 Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung

Es hat sich im Lauf der vergangenen Jahre wiederholt bestätigt, dass die Gefügeschädigung der entscheidende Faktor für das tertiäre Kriechen sowie für den Kriechbruch ist, und dass als Folgen u.a. Entfestigung, Dilatanz, eine beschleunigte Kriechrate, die Ausbildung von Auflockerungszonen mit einer Sekundärporosität sowie eine Erhöhung der Permeabilität festgestellt wurden. Die Gleichsetzung der Schädigung D mit der Dilatanz ε_{vol} aus *Lux et al. (2002)* stellt nur eine grobe Vereinfachung dar, die bei größeren Verformungen ihre Gültigkeit verliert.

Ausgehend von einem Ausgangszustand mit vernachlässigbarer Anfangsporosität erfolgt 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.

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 nur einaxialen 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. (3.24), in der die in Folge von Gefügeschädigungen induzierte Änderung der Querschnittsfläche auf die aktuelle Querschnittsfläche bezogen ist, *Kachanov (1986)*:

$$D = \frac{A_d}{A} = \frac{A - A_0}{A} \quad (3.24)$$

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:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{A_0} = \frac{F}{A - A_d} = \frac{F}{A \cdot (1 - D)} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (3.25)$$

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. (3.25) beschreibt eine Wirkung der Gefügeschädigung und wurde auch bei der Formulierung des Stoffmodells *Hou/Lux* 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. (3.25) stehen. Danach kann die äquivalente elastische Verzerrung beim einaxialen Spannungszustand mit Gl. (3.26) ermittelt werden, *Lemaitre (1992)*:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E_{v0}} \quad (3.26)$$

mit

E_{v0} - 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. (3.25) in Gl. (3.26) eingesetzt, kann die Beziehung zwischen der Schädigung D und dem aktuellen Steifigkeitsmodul E des im Fall $D > 0$ geschädigten Materials abgeleitet werden:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}}{E_{v0}} = \frac{\sigma}{1-D} \cdot \frac{1}{E_{v0}} = \frac{\sigma}{E} \quad (3.27)$$

$$E_v = E_{v0} \cdot (1-D) \text{ oder } D = \frac{E_{v0} - E}{E_{v0}} \quad (3.28)$$

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 Verformungsmodul 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:

$$\rho = \frac{m}{V} = \frac{m}{V_0 \cdot (1 - \varepsilon_{vol})} = \rho_0 \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \quad (\text{Dilatanz: } \varepsilon_{vol} < 0 \text{ bzw. } V > V_0) \quad (3.29)$$

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:

$$v_{p0} = \sqrt{\frac{E_{v0} \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_p = \sqrt{\frac{E_v \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu) \cdot \rho}} \quad (3.30)$$

$$v_{s0} = \sqrt{\frac{E_{v0}}{2 \cdot (1+\nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_s = \sqrt{\frac{E_v}{2 \cdot (1+\nu) \cdot \rho}} \quad (3.31)$$

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. (3.30) und Gl. (3.31) abgeleitet werden:

$$\frac{v_p}{v_{p0}} = \frac{v_s}{v_{s0}} = \sqrt{\frac{E_v \cdot \rho_0}{E_{v0} \cdot \rho}} \quad (3.32)$$

Werden die Gln. (3.28) und (3.29) in Gl. (3.32) eingesetzt, ist mit Gl. (3.33) die Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ε_{vol} und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung v/v_0 abzuleiten, *Hou (2002)*:

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad (3.33)$$

Nach dieser Definition über Gl. (3.33) kann die Gefügeschädigungsentwicklung im Laborversuch kontinuierlich sowohl beim Festigkeits- wie auch beim Kriechversuch verfolgt werden, weil die Dilatanz und die Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung online gemessen werden können. In *Chan et al. (1995, 1998)* wird dieselbe Beziehung zur laborativ basierten Ermittlung der Schädigungsentwicklung von Steinsalz aus der WIPP-Site angewendet.

Die Definition der Schädigung D nach *Lux et al. (2002)* (Gl. (3.34)) gilt als Näherung unter der Annahme, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung vernachlässigt wird:

$$\text{Bedingung: } \frac{v_p}{v_{p0}} = \frac{v_s}{v_{s0}} = 1 \Rightarrow D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} = -\frac{\varepsilon_{vol}}{1 - \varepsilon_{vol}} \approx -\varepsilon_{vol} \quad (|\varepsilon_{vol}| \ll 1) \quad (3.34)$$

Die Erfahrungen aus Laborversuchen sowie die In-situ-Messungen zeigen, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeiten noch sensibler als die Dilatanz auf die Gefügeschädigung reagieren. Dieser Befund gilt auch für einen Vergleich zwischen den Ultraschallwellengeschwindigkeiten und der Permeabilität. Aus Gl. (3.33) ist auch ersichtlich, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeiten aufgrund ihrer quadratischen Funktion empfindlicher von Gefügeschädigung abhängen als die Dilatanz. Im Übrigen ist eine Reduzierung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten um 10–15 % sowohl bei Laborversuchen wie auch bei In-situ-Messungen keine Seltenheit, während eine Dilatanz von 15 % bei Salzgesteinen noch nicht gemessen bzw. nicht darüber berichtet wurde (Salzgestein versagt vorher bruchhaft). Eine direkte zahlenmäßige Beziehung zwischen Ultraschallwellengeschwindigkeiten und Dilatanz existiert allerdings nicht, weil die Ultraschallwellengeschwindigkeiten und die Dilatanz auf die Beanspruchungen sowie die daraus folgende Schädigungsentwicklung unterschiedlich reagieren können, da nicht jeder Riss zu einer messbaren Dilatanz führt, wohl aber unabhängig davon die Ultraschallwellenlaufgeschwindigkeit beeinflussen kann.

Eine zahlenmäßige Darstellung der Beziehung Gl. (3.33) zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ε_{vol} und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung v/v_0 ist Tabelle 3.1 zu entnehmen. Daraus wird noch deutlicher, welche Folgen eine Vernachlässigung der Reduzierung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten bei der Berechnung der Schädigung D hat.

Dilatanz ε_{vol}	v/v_0	v/v_0	v/v_0
[-]	0,99	0,95	0,90
-0,05	0,0666	0,14	0,229
-0,025	0,0438	0,12	0,210
-0,01	0,0296	0,106	0,198
-0,005	0,0248	0,102	0,194
-0,0025	0,0223	0,0998	0,192
-0,001	0,0209	0,0984	0,191

Tabelle 3.1 Zahlenwerte der Schädigung D in Abhängigkeit von der Dilatanz und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung, Hou (2002)

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. (3.32) 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.

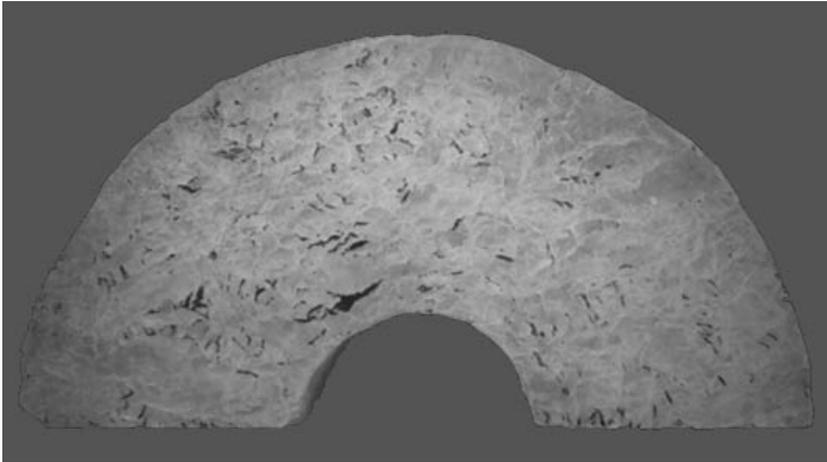


Bild 3.3 Horizontalschnitt durch einen axial gelochten, unter TC-Bedingung beanspruchten Steinsalz-Prüfkörper mit tendenziell ringförmig angeordneten Makrofissuren (dunkel eingefärbt), Bertram (2000)

Um den angesprochenen Sachverhalt zu verdeutlichen, wird in Bild 3.3 die Materialschädigungen in einem axial gelochten Steinsalz-Großbohrkern (Höhe: 300 mm, Durchmesser: 150 mm) gezeigt (TC-Beanspruchungsbedingung mit einer Vergleichsspannung von $\sigma_v = 39 \text{ MPa}$ sowie einem Radialdruck von $\sigma_{2,3} = 6 \text{ MPa}$ am Außenrand bei einer Versuchsdauer von $t = 1,39 \text{ d}$). Diese am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der Technischen Universität Clausthal durchgeführten Laboruntersuchungen an Steinsalz-Großbohrkernen aus verschiedenen Lokationen haben gezeigt, dass die Intensität der Gefügeschädigungen vom jeweiligen Beanspruchungszustand abhängig ist und die Schädigung mit zunehmender Entfernung von der Axialbohrung abnimmt, Bertram (2000). Darüber hinaus zeigen sich die Gefügeschädigungen in Form von Mikro- und Makrofissuren sowie die Abhängigkeit der Rissrichtungen von dem vorliegenden Beanspruchungszustand, der wiederum von der Geometrie des Tragsystems axial gelochter Großbohrkern abhängt. In Bild 3.3 repräsentieren die helleren Bereiche Zonen mit Mikro- und Makrofissuren, während die dunkleren Bereiche die Makrofissuren darstellen. Es sind vornehmlich parallel zum Bohrlochrand gerichtete Risse zu beobachten.

Vor diesem Hintergrund muss die Schädigung D eigentlich mit einem Vektor und nicht wie bislang mit einem Skalar formuliert bzw. in das Stoffmodell integriert werden. Dadurch würde allerdings das schon sehr komplexe Stoffmodell *Hou/Lux* noch komplizierter, so dass auf diese Erweiterung verzichtet wird. Stattdessen wird als konservativer Ansatz zur 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.

3.3 Laborative Bestimmung von Materialkennwerten für das Stoffmodell *Hou/Lux*

3.3.1 Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell *Hou/Lux-ODS*

Für die Parameterbestimmung des Teil-Stoffmodells *Hou/Lux-ODS* wird im Prinzip genauso verfahren wie für das Stoffmodell *Lubby2*, weil das Teil-Stoffmodell *Hou/Lux-ODS* nach dem Ansatz Gl. (3.3) unter den oben genannten Beanspruchungsbedingungen ($D = 0$) in das Stoffmodell *Lubby2* für das transiente und stationäre Kriechen übergeht. Da das Stoffmodell *Lubby2* hinreichend publiziert und international bekannt ist, kann auf eine detaillierte Dokumentation der Kennwertermittlung verzichtet und auf die Literatur *Lux (1984)* und *Bertram (2000)* verwiesen werden. Nachstehend wird die Parameterbestimmung des Teil-Stoffmodells *Hou/Lux-ODS* hier nur kurz zusammengefasst.

Da der Temperatureffekt im Rahmen dieses Forschungsprojekts nicht explizit berücksichtigt wird, muss der Parameter l zur Beschreibung des Temperatureffektes für eine konstante Temperatur den Wert Null ($l = 0$) annehmen.

Im Teil-Stoffmodell *Hou/Lux-ODS* nach Gl. (3.3) wird die Spannungsabhängigkeit der Kriechrate über einen Exponentialansatz erfasst, so dass die zu bestimmenden Stoffparameter im halblogarithmischen Diagramm durch eine entsprechende Regressionsanalyse ermittelt werden können:

$$\ln \bar{\eta}_m = \ln \bar{\eta}_m^* + m \cdot \sigma_v \quad (3.35)$$

$$\ln \bar{G}_k = \ln \bar{G}_k^* + k_1 \cdot \sigma_v \quad (3.36)$$

$$\ln \bar{\eta}_k = \ln \bar{\eta}_k^* + k_2 \cdot \sigma_v \quad (3.37)$$

Nach Gl. (3.35) ergibt sich der Spannungsexponent m aus der Steigung der Ausgleichsgeraden durch die für eine Temperatur von $T = 303 \text{ K}$ in Abhängigkeit von der Vergleichsspannung σ_v aufgetragenen Viskositätsmoduli $\ln \bar{\eta}_m$, die aus den experimentell ermittelten stationären Kriechraten $\dot{\varepsilon}_1^s$ und den entsprechenden Vergleichsspannungen σ_v zu berechnen sind:

$$\eta_m = \sigma_v / \dot{\varepsilon}_1^s \quad (3.38)$$

Zur Bestimmung der in Gl. (3.36) enthaltenen Parameter \bar{G}_k^* und k_1 werden die spannungsabhängigen Kelvin-Moduli G_k benötigt. Sie ergeben sich aus Gl. (3.39), wobei die jeweiligen maximalen transienten Verzerrungen $\max \varepsilon^{tr}$ den entsprechenden Kriechkurven zu entnehmen sind:

$$G_k = \sigma_v / \max \varepsilon^{tr} \quad (3.39)$$

Die transienten Kriechparameter $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 sind schließlich entweder durch die Regressionsanalyse nach Gl. (3.37), wobei η_k nach Gl. (3.40) berechnet wird, oder durch die analytischen Anpassungsberechnungen an die einzelnen Kriechversuchsergebnisse zu ermitteln:

$$\eta_k = \frac{\sigma_v}{\dot{\varepsilon}_1^{tr}} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) \quad (3.40)$$

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.

Von besonderer Bedeutung ist die im Rahmen der Kennwertermittlung für das Stoffmodell *Hou/Lux-ODS* erforderliche Durchführung der Kriechversuche ohne Dilatanz bzw. ohne Gefügeschädigung. Voraussetzung hierfür ist die Durchführung ausschließlich triaxialer Kriechversuche mit messtechnischer Kontrolle der Volumendilatanz und der Schallwellengeschwindigkeiten.

3.3.2 Kennwertbestimmung für das Teil-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS*

Das Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* enthält die Bruch- und Dilatanzfestigkeit des Materials als Funktion der Minimalspannung und der Spannungsgeometrie, beschreibt die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung sowie die direkt durch Schädigung induzierte Kriechrate. Durch die Erweiterung bestehender Stoffmodellformulierungen ist es durch die explizite Berücksichtigung der Schädigung grundsätzlich in der Lage, die bei Beanspruchungen oberhalb der Gefüge-

festigkeitsgrenze resultierenden erhöhten Kriechdeformationen und die daraus folgenden Spannungsumlagerungen rechnerisch abzubilden.

Für die Parameterermittlung des Teil-Stoffmodells *Hou/Lux-MDS* sind Festigkeits- und Kriechbruchversuche nötig. Dabei sind die Kriechbruchversuche erst nach den Festigkeitsversuchen und den Kriechversuchen durchzuführen, 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 Kompressionsfestigkeitsparameter $a_6 - a_8$*

Die Bruchfestigkeit unter Kompressions- und Extensionsbedingungen wird durch eine nichtlineare Funktion in Abhängigkeit von der Minimalspannung und von der Spannungsgeometrie nach *Hou (1997)* und *Hou et al. (1998)* beschrieben und unterscheidet sich weder versuchstechnisch noch analytisch von der bisherigen Vorgehensweise bei der Ermittlung der Kurzzeitfestigkeit. Die Charakterisierung der funktionalen Abhängigkeit der Kompressionsfestigkeit 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 (*Misesche* Bruchbedingung).

Die Parameter $a_6 - a_8$ werden allein aus Festigkeitsversuchen unter TC-Beanspruchungen bestimmt. Die Festlegung der von der Minimalspannung abhängigen Kompressionsfestigkeit kann gemäß Gl. (3.13) 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 Festigkeiten ist allerdings ein entsprechend erweitertes Versuchsprogramm (mindestens 5 Festigkeitsversuche) erforderlich.

Der Parameter a_6 beschreibt die Bedingung der idealen Plastifizierung von Steinsalz und kann direkt aus Festigkeitsversuchen bei sehr hohen Radialdrücken (z.B. $\sigma_{2,3} > 25 \text{ MPa}$) ermittelt werden. Zusammen mit der einaxialen Bruchfestigkeit σ_D kann der Parameter a_7 aus der Beziehung $a_7 = a_6 - \sigma_D$ berechnet werden. Der Parameter a_8 ergibt sich bei nunmehr bekannten Parametern a_6 und a_7 nach Gl. (3.41) zu:

$$a8 = \frac{\ln(a7) - \ln(a6 - \beta^{TC}(\sigma_3))}{\sigma_3} \quad (3.41)$$

Im Hinblick auf eine den tatsächlichen Versuchswerten entsprechende Bestimmung der Parameter $a6$, $a7$ und $a8$ sind die Parameter gegebenenfalls noch derart zu variieren, dass im Fall des Entwurfs einer ingenieurtechnischen Konstruktion 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) *Ermittlung der Parameter $a4$ und $a5$ aus dem Verhältnis zwischen der Dilatanzfestigkeit und der Festigkeit unter TC-Bedingungen*

Durch die versuchsbegleitende Erfassung der Volumendilatanz ε_{vol} bzw. der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und damit nach Gl. (3.33) 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 zutreffenden Indikator liefert.

Die Bestimmung der Parameter $a4$ und $a5$ erfolgt auf Basis der Gl. (3.12). Sie dokumentiert das von der Minimalspannung abhängige Verhältnis zwischen der Bruchfestigkeit und der Dilatanzfestigkeit unter TC-Bedingungen:

$$\eta_D(\sigma_3) = 1 - a4 \cdot \exp(-a5 \cdot \sigma_3) = \frac{\beta_D\left(\sigma_3, \theta = -\frac{\pi}{6}\right)}{\beta^{TC}(\sigma_3)} \quad (3.42)$$

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 $a4$ kann nur Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Für $a4 = 0$ sind Bruch- und Dilatanzfestigkeit identisch, für $a4 = 0,75$ beträgt die Dilatanzfestigkeit unter einaxialen Beanspruchungen beispielsweise 25 % der Einaxialdruckfestigkeit, für $a4 = 1$ ist die Dilatanzfestigkeit unabhängig von der Minimalspannung gleich Null.

Mit den vorstehend skizzierten Interpretationen von $a4$ kann $a5$ als Neigungsparameter definiert werden, der bestimmt, wie schnell sich Bruch- und Dilatanzfestigkeit in Abhängigkeit von $\min \sigma = \sigma_{2,3}$ einander annähern. Überschlägig gilt:

$$\sigma_{2,3} \geq 40 \text{ MPa} \rightarrow \beta^{TC} \approx \beta_D.$$

Die Bestimmung der Parameter $a4$ und $a5$ kann entweder auf der Basis von wenigstens einem UC-Versuch und einem TC-Versuch mit Festlegung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit nach den Gln. (3.43) und (3.44) 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.

$$a4 = 1 - \frac{\beta_D \left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6} \right)}{\beta^{TC}(\sigma_3 = 0)} = 1 - \frac{\beta_D \left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6} \right)}{a6 - a7} \quad (3.43)$$

$$a5 = - \frac{\ln \left(\frac{1 - \frac{\beta_D \left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6} \right)}{\beta^{TC}(\sigma_3 = 0)}}{a4} \right)}{\sigma_3} = - \frac{\ln \left(\frac{1 - \frac{\beta_D \left(\sigma_3 = 0, \theta = -\frac{\pi}{6} \right)}{a6 - a7}}{a4} \right)}{\sigma_3} \quad (3.44)$$

- (3) *Ermittlung der Parameter $a9$ und $a10$ für das Verhältnis zwischen der TC- und TE-Festigkeit*

Die Parameter $a9$ und $a10$ beschreiben das Verhältnis zwischen der TC- und der TE-Festigkeit. Erfahrungsgemäß sind sie unabhängig vom Salztyp. Daher können sie als Fixparameter betrachtet werden: $a9 = 1$, $a10 = 0,25 \text{ MPa}^{-1}$.

Die vorstehenden Ausführungen haben gezeigt, wie Bruch- und Dilatanzfestigkeit durch das Stoffmodell *Hou/Lux* erfasst werden und wie die Stoffmodellparameter $a4 - a10$ auf Grundlage von Laborversuchen ermittelt werden. Nachfolgend wird dokumentiert, wie das Schädigungsmodell *Hou/Lux-MDS* 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 $a15 - a17$ für die Schädigungsentwicklung*

Die Voraussetzung für die Bestimmung von $a15 - a17$ sowie für $a0 - a3$ 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 erforderlich. Radialspannungen 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. (3.33) berechnet werden. Die so ermittelte Schädigungsentwicklung kann anschließend zur Bestimmung vorerst nur des Parameters $a17$ in die durch Logarithmierung von Gl. (3.18) erhaltene Gl. (3.45) eingesetzt werden:

$$\ln(\dot{D}) = x - a17 \cdot \ln(1 - D) \quad \text{mit} \quad x = \ln(a15) + a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle \quad (3.45)$$

Gl. (3.45) 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. Dazu werden die entsprechend Gl. (3.45) berechneten x -Werte für jeweils zwei Versuche voneinander subtrahiert. Erst nach der Bestimmung des Parameters $a16$ mit Hilfe von Gl. (3.46) kann der Parameter $a15$ nach Gl. (3.47) berechnet werden:

$$a16 = \frac{x_1 - x_2}{\ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle - \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle} \quad (3.46)$$

$$a15 = \exp\left(x_1 - a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) = \exp\left(x_2 - a16 \cdot \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) \quad (3.47)$$

- (5) *Ermittlung der Parameter $a1 - a3$ anhand der gemessenen axialen Kriechrate und der berechneten axialen Kriechrate mit dem Teil-Stoffmodell Hou/Lux-ODS*

Für die Ermittlung der Parameter $a1 - a3$ werden theoretisch nur zwei Kriechbruchversuche unter TC-Beanspruchungen benötigt. Die Parameter $a1 - a3$ dienen in Verbindung mit der Schädigung D und der Dilatanzfestigkeit β_s zur rechnerischen Ermittlung der so genannten schädigungsinduzierten Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$. Die gemessene Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1$ bezeichnet die gesamte Kriechrate als Summe aus schädigungsinduzierter Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$ nach Gl. (3.48) und viskoplastischer Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^{vp}$ unter Berücksichtigung der Erhöhung der Vergleichsspannung infolge Gefügeschädigung nach Gl. (3.49), wenn der Kriechbruchversuch unter TC-Beanspruchungen durchgeführt wird. Daher muss die viskoplastische Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^{vp}$ von der gemessenen Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1$ subtrahiert werden, um die Parameter $a1 - a3$ bestimmen zu können. Es folgt:

$$\dot{\varepsilon}_1^d = \dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_1^{vp} = a3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \quad (3.48)$$

$$\dot{\varepsilon}_1^{vp} = \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (3.49)$$

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

$$\ln(\dot{\varepsilon}_1^d) = y - a2 \cdot \ln(1-D) \quad \text{mit} \quad y = \ln(a3) + a1 \cdot \ln \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle \quad (3.50)$$

Gl. (3.50) 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. Dazu werden die entsprechend Gl. (3.50) berechneten y -Werte für jeweils zwei Versuche voneinander subtrahiert. Erst nach der Bestimmung des Parameters $a1$ mit Hilfe von Gl. (3.51) kann der Parameter $a3$ nach Gl. (3.52) berechnet werden:

$$a1 = \frac{y_1 - y_2}{\ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle - \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle} \quad (3.51)$$

$$a3 = \exp\left(y_1 - a1 \cdot \ln\left\langle \frac{F_1^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) = \exp\left(y_2 - a1 \cdot \ln\left\langle \frac{F_2^{ds}}{F^*} \right\rangle\right) \quad (3.52)$$

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

Der Parameter $a0$ kann unter TC-Beanspruchungsbedingung mit der gemessenen Dilatanz $\dot{\epsilon}_{vol}$ bei Kriechbruchversuchen nach Gl. (3.53) ermittelt werden, wobei ein Mittelwert über ausgewählte Messwert-Wertepaare zu bilden ist:

$$a0 = -a3 \cdot a7 \cdot a8 \cdot \exp(-a8 \cdot \sigma_3) \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a1}}{\dot{\epsilon}_{vol} \cdot (1-D)^{a2}} \quad (3.53)$$

3.4 Erweiterung des Stoffmodells *Hou/Lux* durch Integration des Stoffmodells *Lubby1*

Das Stoffmodell *Hou/Lux* ist entwickelt worden zur Modellierung des mittel- und langfristigen Tragverhaltens von untertägigen Hohlräumen im Steinsalzgebirge. Das Stoffmodell *Hou/Lux* beschreibt neben dem transienten und stationären Kriechverhalten des Gebirges unter deviatorischer Belastung auch allmähliche Gefügauflockerungen für den Fall von Belastungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze und die Rückbildung von Schädigung und Dilatanz für den Fall von Belastungszuständen unterhalb der Verheilungsgrenze.

Bedingt durch die Entwicklungshistorie des Stoffmodells *Hou/Lux* sind im Rahmen dieses Forschungsprojekts Defizite bei der Modellierung von bei sehr hohen Laständerungsraten zusätzlich auftretenden Deformationsprozessen festgestellt worden (z.B. bei triaxialen Festigkeitsversuchen). Das Stoffmodell *Hou/Lux* ist daher im Rahmen dieses Forschungsprojekts zur Ausräumung dieser Schwachstelle erweitert worden durch die Integration des Stoffmodells *Lubby1* nach *Lux (1984)*.

Das Stoffmodell *Lubby1* nach *Lux (1984)* ist ein pseudoelastisches Stoffmodell, das entwickelt wurde zur Modellierung von Belastungssituationen mit schneller Lasterhöhung. Es ist daher besonders geeignet zur Modellierung von triaxialen Festigkeitsversuchen, aber auch zur Modellierung von anderen Belastungssituationen mit großer Laständerungsrate, wie sie z.B. auftreten in numerischen Simulationen mit als instantan angesetzter Auffahrung von Hohlräumen.

Bei der Integration des Stoffmodells *Lubby1* in das Stoffmodell *Hou/Lux* ist in Gl. (3.1) der elastische Anteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ der Gesamtverzerrungsrate für Belastungssituationen, die im Sinne einer Erstbelastung einer Lasterhöhung entsprechen, ergänzt worden durch einen plastischen Anteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$, so dass die Gesamtverzerrungen $\dot{\varepsilon}_{ij}$ im Stoffmodell *Hou/Lux* sich für derartige Belastungssituationen nunmehr ergeben zu:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p + \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\varepsilon}_{ij}^d + \dot{\varepsilon}_{ij}^h \quad (3.54)$$

mit

- $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ - elastischer Anteil der Gesamtverzerrungsrate nach *Hooke* in d^{-1} ,
- $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ - plastischer Anteil der Gesamtverzerrungsrate nach *Lubby1* in d^{-1} ,
- $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$ - viskoser Anteil der Gesamtverzerrungsrate nach *Hou/Lux-ODS* als Summe aus transienten und stationären Verzerrungen in d^{-1} ,
- $\dot{\varepsilon}_{ij}^d$ - schädigungsinduzierter Anteil der Gesamtverzerrungsrate nach *Hou/Lux-MDS* in d^{-1} und
- $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ - verheilungsinduzierter Anteil der Gesamtverzerrungsrate nach *Hou/Lux* in d^{-1} .

Die mathematische Entwicklung des Stoffmodells *Lubby1* erfolgt auf der Grundlage der Spannungs-Verzerrungskurven von triaxialen Festigkeitsversuchen mit relativ großer Einspannung $\sigma_{2,3}$. Der plastische Anteil ε_1^p der Gesamtaxialverzerrungen ε_1 des Prüfkörpers ergibt sich dabei zu:

$$\varepsilon_1^p = B \cdot \left(\frac{\sigma_v}{E} \right)^n \quad (3.55)$$

mit

- σ_v - Vergleichsspannung in *MPa*,
- E - Elastizitätsmodul in *MPa* und
- B, n - Materialparameter in -.

Durch Modellierung der elastischen und plastischen Verzerrungen mit der Beziehung

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_1^e + \varepsilon_1^p = \frac{\sigma_v}{E} + B \cdot \left(\frac{\sigma_v}{E} \right)^n \quad (3.56)$$

ergibt sich durch Differenzierung das Stoffmodell *Lubby1* zu:

$$d\varepsilon_1 = \frac{E^{n-1} + n \cdot B \cdot (\sigma_v)^{n-1}}{E^n} \cdot d\sigma_v \quad (3.57)$$

Daraus folgt, dass sich das Stoffmodell *Lubby1* von dem elastischen Stoffmodell nach *Hooke* in der Art unterscheidet, dass der Verformungsmodul nicht konstant ist, sondern eine Funktion der Vergleichsspannung σ_v ist in der Form:

$$E_T(\sigma_v) = \frac{E^n}{E^{n-1} + n \cdot B \cdot (\sigma_v)^{n-1}}. \quad (3.58)$$

Die Reduzierung des Verformungsmoduls mit ansteigender Vergleichsspannung ist zu interpretieren als eine allmähliche Plastifizierung aufgrund der ansteigenden Beanspruchung. Für den Grenzfall $\sigma_v \rightarrow 0$ geht der Verformungsmodul E_T dagegen unmittelbar in den Anfangsmodul E_{v0} über.

Die Kennwertermittlung für das Stoffmodell *Lubby1* erfolgt entsprechend *Lux (1984)* durch Logarithmierung der Gl. (3.55):

$$\lg(\varepsilon_1^p) = \lg\left(\frac{B}{E^n}\right) + n \cdot \lg(\sigma_v). \quad (3.59)$$

Mit Gl. (3.59) kann in einem doppeltlogarithmischen Diagramm eine Ausgleichsgerade zu den Wertepaaren $(\sigma_v/\varepsilon_1^p)$ bestimmt werden. Der Materialparameter n ergibt sich dann unmittelbar aus der Geradensteigung dieser Ausgleichgeraden, während der Materialparameter B für einen vorgegebene Vergleichsspannung σ_v mit Gl. (3.59) berechnet werden kann.

3.5 Einfluss von Gefügeschädigung und Gefügeverheilung auf die Permeabilität

Für die Berechnung der Permeabilität wird in diesem Forschungsprojekt die beim Projektpartner TU Clausthal entwickelte Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps* verwendet, die für Steinsalz eine Beziehung herstellt zwischen der Dilatanz ε_{vol} , der effektiven Minimalspannung σ'_3 und der maximalen Hauptpermeabilität K_1 , wobei die effektive Minimalspannung definiert ist durch

$$\sigma'_3 = \sigma_3 - \alpha \cdot p \quad (3.60)$$

mit

- σ'_3 - effektive Minimalspannung in MPa ,
- σ_3 - Minimalspannung in MPa ,
- p - Porenwasserdruck in MPa und
- α - Biot-Koeffizient in -.

Als Grundlage für die Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps zur Quantifizierung des Zusammenhangs zwischen Dilatanz- und Permeabilitätsentwicklung dienen in Stormont (1990) veröffentlichte Versuchsdaten. Die in Bild 3.4 dargestellten Versuchsdaten zeigen die in Abhängigkeit von der effektiven Minimalspannung und von der Dilatanz gemessenen Permeabilitäten. Aus den in Bild 3.4 dargestellten Versuchsdaten ist ein deutlicher Zusammenhang zwischen den Dilatanzwerten und der gemessenen Permeabilität zu ersehen, der sich beschreiben lässt entsprechend $n = \frac{\partial(\lg(K_1))}{\partial(\lg(\varepsilon_{vol}))}$, wobei der Parameter $n = n(\sigma'_3, \varepsilon_{vol})$ eine Abhängigkeit aufweist sowohl von der effektiven Minimalspannung σ'_3 wie auch von der jeweils gemessenen Dilatanz ε_{vol} .

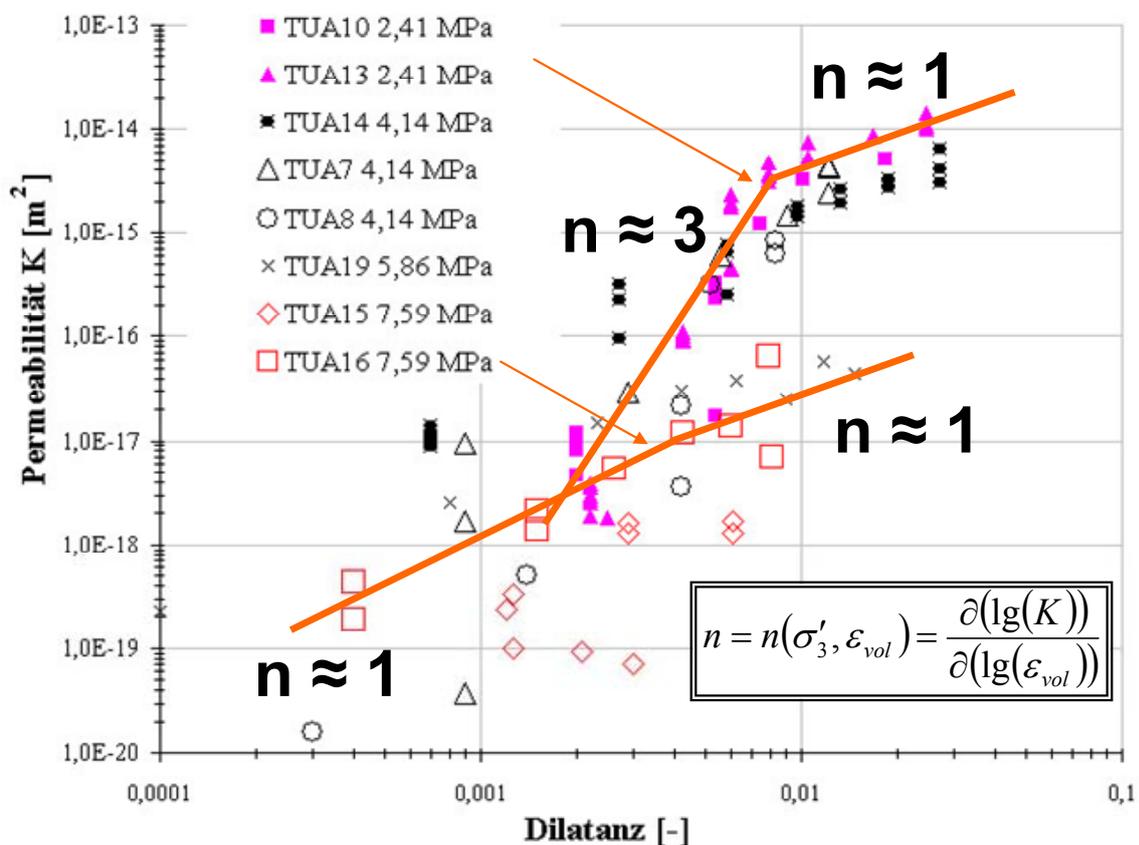


Bild 3.4 Gemessene Permeabilitäten in Abhängigkeit von der effektiven Minimalspannung und von der Dilatanz nach Stormont (1990)

Interpretiert werden die Versuchsdaten derart, dass bei niedrigen Dilatanzwerten die Permeabilität überproportional mit der Dilatanz ansteigt ($n > 1$), während bei Dilatanzwerten oberhalb einer bestimmten Grenzdilatanz die Permeabilität nur noch proportional mit der Dilatanz ansteigt ($n = 1$). Die Ursache dieses Effekts ist darin zu finden, dass sich im niedrigen Dilatanzbereich noch viele Risse miteinander verbinden und somit einen starken Anstieg der Permeabilität hervorrufen, während im Dilatanzbereich oberhalb der Grenzdilatanz die Vernetzung der hydraulisch wirksamen Wegsamkeiten schon sehr weit fortgeschritten ist und eine weitere Erhöhung der Dilatanz im Wesentlichen auf die Aufweitung vorhandener Risse zurückzuführen ist, weniger auf die Bildung neuer Risse.

Die Funktion $n(\sigma'_3, \varepsilon_{vol})$ nach Gl. (3.61) beschreibt den Anstieg der Permeabilität in Abhängigkeit von der effektiven Minimalspannung wie auch von der jeweils gemessenen Dilatanz und wurde aus *Hou (2002)* entnommen:

$$n(\sigma'_3, \varepsilon_{vol}) = \frac{\partial(\lg(K_1))}{\partial(\lg(\varepsilon_{vol}))} = 1 + d \cdot \exp(e \cdot (-\varepsilon_{vol}) - f \cdot \sigma'_3) \quad (3.61)$$

mit

d, e, f - Materialparameter in -, - und MPa^{-1} .

Die Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps* ergibt sich nunmehr durch Integration der Gl. (3.61):

$$K_1 = 10^{\lg(K_0) + \int_{\lg(\varepsilon_{vol,0})}^{\lg(\varepsilon_{vol})} (1 + d \cdot \exp(e \cdot (-\varepsilon_{vol}) - f \cdot \sigma'_3)) d(\lg(\varepsilon_{vol}))} \cdot K^* \quad (3.62)$$

mit

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

K_1 - maximale Hauptpermeabilität in m^2 ,

K_0 - Primärpermeabilität in m^2 ,

ε_{vol} - Volumenverzerrung in - (positives Vorzeichen: Dilatanz; negatives Vorzeichen: Kompaktion),

$\varepsilon_{vol,0}$ - Grenzwert der Dilatanz, ab dem Risse sich verbinden und so ein Anstieg der Permeabilität beobachtet werden kann,

d, e, f - Materialparameter in -, - und MPa^{-1} und

K^* - Normierungspermeabilität $1 m^2$.

Durch Umformung des Integrals in Gl. (3.62) ergibt sich die maximale Hauptpermeabilität K_1 schließlich zu

$$K_1 = 10^{\lg(K_0) + \left\langle \lg(\varepsilon_{vol}) - \lg(\varepsilon_{vol,0}) + 2 \cdot \exp(-f \cdot \sigma_3') \frac{1}{\ln(10)} (Ei(e^{-\varepsilon_{vol}}) - Ei(e^{-\varepsilon_{vol,0}})) \right\rangle} \cdot K^* \quad (3.63)$$

mit

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

$$Ei(x) = \int_{-\infty}^x \frac{\exp(t)}{t} dt = C + \ln|x| + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{x^i}{i \cdot i!} \quad (\text{Exponentialintegral}),$$

$$C = 0,577215... = \lim_{k \rightarrow \infty} \left(\left(\sum_{i=1}^k \frac{1}{i} \right) - \ln(k) \right) \quad (\text{Euler-Konstante}),$$

K_1 - maximale Hauptpermeabilität in m^2 ,

K_0 - Primärpermeabilität in m^2 ,

ε_{vol} - Volumenverzerrung in - (positives Vorzeichen: Dilatanz; negatives Vorzeichen: Kompaktion),

$\varepsilon_{vol,0}$ - Grenzwert der Dilatanz, ab dem Risse sich verbinden und so ein Anstieg der Permeabilität beobachtet werden kann,

d, e, f - Parameter in -, - und MPa^{-1} und

K^* - Normierungspermeabilität $1 m^2$.

Für die Parameter in Gl. (3.63) sind die in *Eberth (2008)* eingeschätzten Werte $d = 2$, $e = 300$, $f = 0,17 MPa^{-1}$, $K_0 = 10^{-22} m^2$ und $\varepsilon_{vol,0} = 10^{-5,5}$ angesetzt worden. Mit diesen Parametern lassen sich die Versuchswerte nach *Stormont (1990)* in einer guten Übereinstimmung rechnerisch nachvollziehen.

Bild 3.5 zeigt die maximale Hauptpermeabilität K_1 nach Gl. (3.63) in Abhängigkeit von der Dilatanz für unterschiedliche effektive Minimalspannungen. Es ist zu ersehen, dass mit Gl. (3.63) die in Bild 3.4 dargestellten Kurvenverläufe qualitativ und quantitativ gut abgebildet werden können. Bei kleinen effektiven Minimalspannungen $\sigma_3' < 7 MPa$ ist die Zweiteilung der

Permeabilitätsfunktion gut zu erkennen ist. Für Minimalspannungen von $\sigma'_3 > 7 \text{ MPa}$ verläuft die Permeabilitätsfunktion dagegen nahezu linear, d.h. die Permeabilität nimmt mit der Dilatanz linear zu, Stormont (1990).

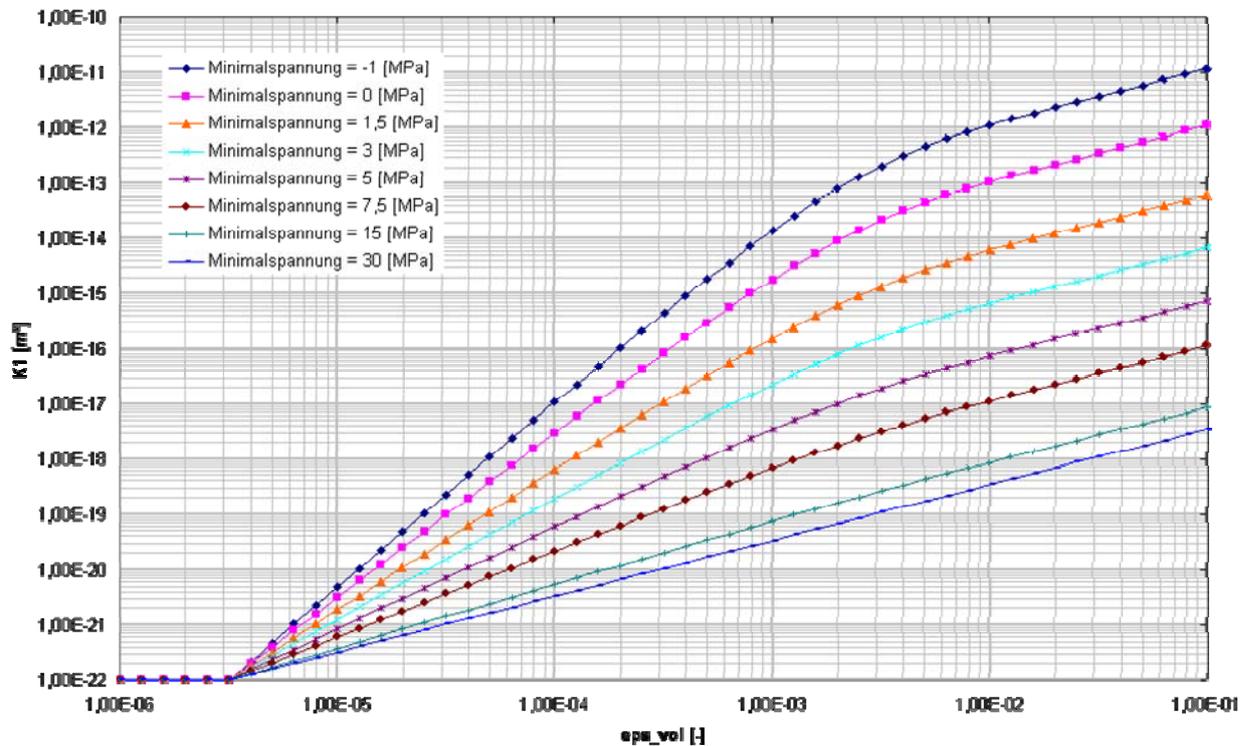


Bild 3.5 Dilatanz-Permeabilität-Diagramm in doppeltlogarithmischer Darstellung nach der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps

Wird die maximale Hauptpermeabilität K_1 nach Gl. (3.63) in Abhängigkeit der effektiven Minimalspannung σ'_3 aufgetragen, so ergeben sich die in Bild 3.6 dargestellten Kurvenverläufe. Bei geringen effektiven Minimalspannungen σ'_3 liegt ein für die Permeabilitätsrückbildung ungünstiger Beanspruchungszustand vor, so dass bei gleicher Dilatanz die maximale Hauptpermeabilität K_1 am größten sein muss. Mit ansteigender effektiver Minimalspannung σ'_3 fällt die maximale Hauptpermeabilität K_1 dann monoton ab.

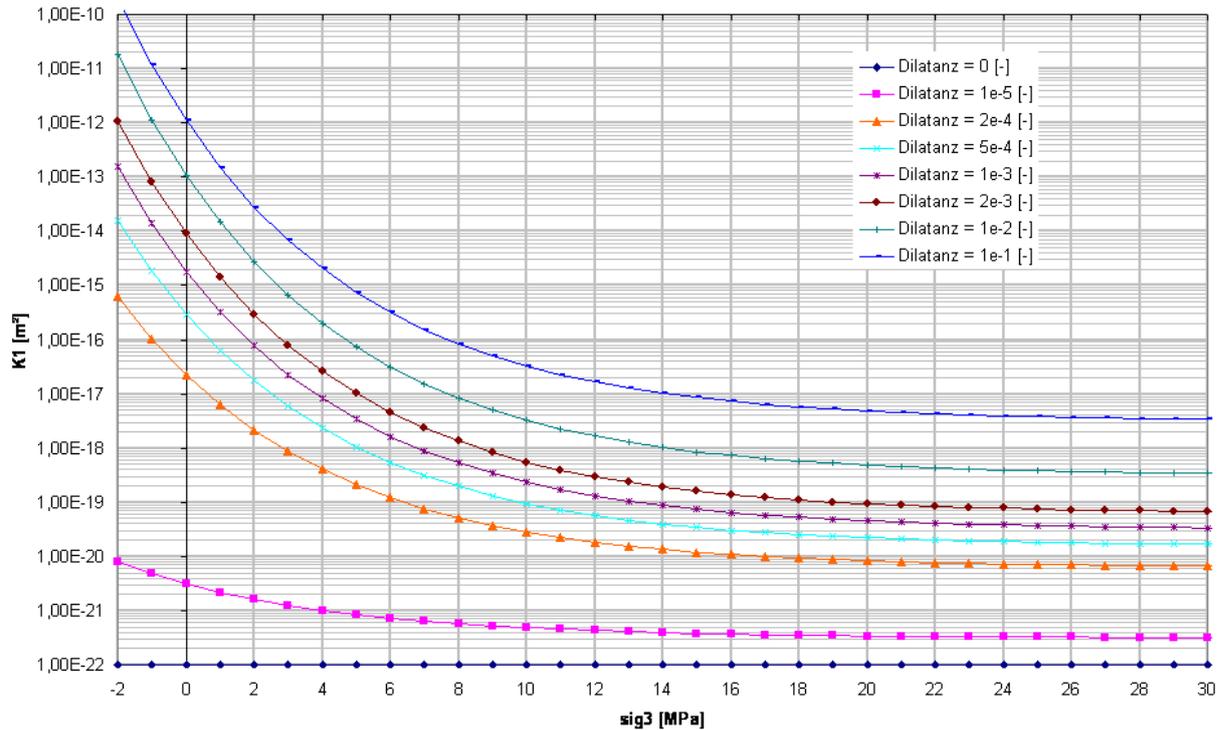


Bild 3.6 Minimalspannung-Permeabilität-Diagramm in doppeltlogarithmischer Darstellung nach der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps

Bild 3.7 zeigt zur Validierung der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps für Steinsalz einen Vergleich der gemessenen Permeabilitätswerte nach Stormont (1990) entsprechend Bild 3.4 mit den nach Gl. (3.63) berechneten Permeabilitätswerten, wobei für die effektive Minimalspannung σ_3' und für die Dilatanz ε_{vol} die jeweils angegebenen Randbedingungen der Versuchswerte in Gl. (3.63) eingesetzt worden sind. Es ist zu ersehen, dass bis auf wenige Ausreißer eine in der Größenordnung gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Permeabilitäten vorliegt.

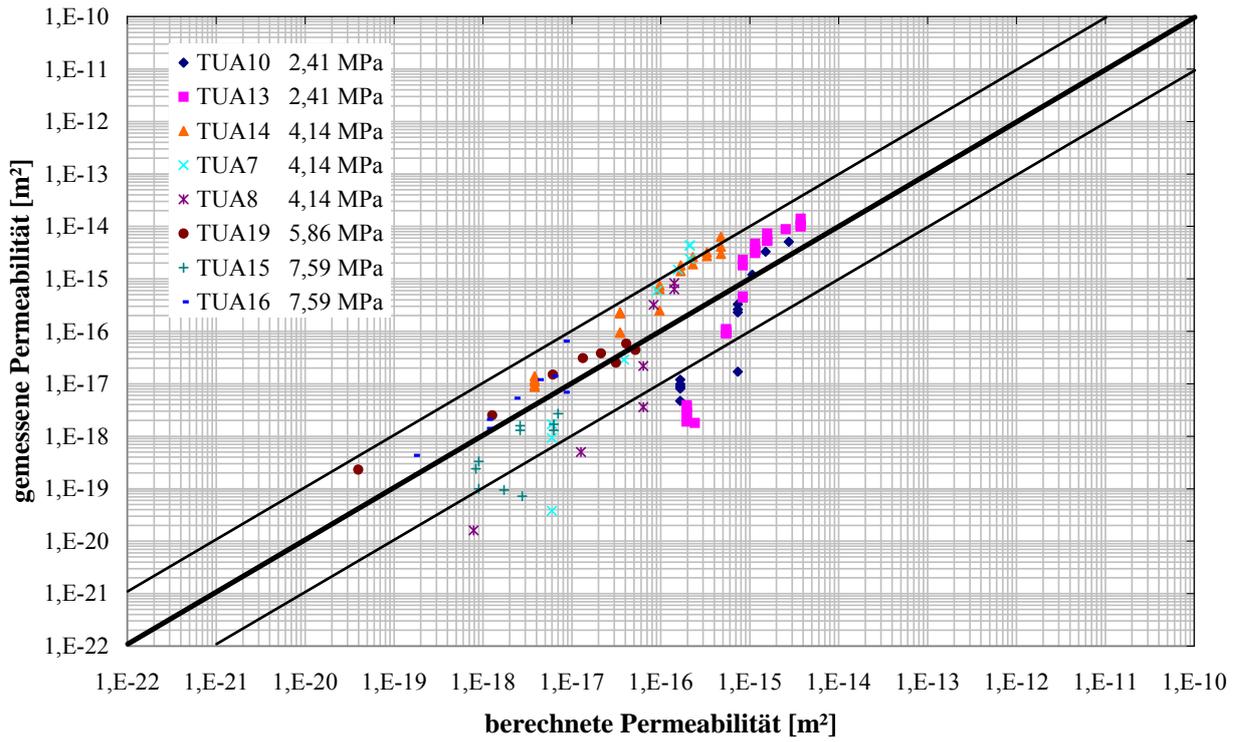


Bild 3.7 Vergleich der gemessenen Permeabilitätswerte nach Stormont (1990) mit den durch die Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps für Steinsalz berechneten Permeabilitätswerten

4 Laborative Untersuchungen

4.1 Einleitung

Zu Beginn dieses Forschungsprojekts sind durch den Projektpartner IfG Leipzig einige bereits vorliegende Messkurven zu Laboruntersuchungen an Steinsalzprüfkörpern der Lokation Angersdorf zur Verfügung gestellt worden, um allen Projektpartnern eine erste frühzeitige Ermittlung von standortbezogenen Materialkennwerten für das Steinsalz der Lokation Angersdorf zu ermöglichen. Diese vorhandenen Labordaten umfassten vier zweistufige Kriechversuche sowie mehrere Festigkeitsversuche. Zusätzlich sind im Rahmen dieses Forschungsprojekts durch die Projektpartner TU Clausthal und IfG Leipzig ergänzende laborative Untersuchungen an Steinsalzprüfkörpern durchgeführt worden, die in der Grube Angersdorf erbohrt worden sind. Zielsetzung der ergänzenden Laboruntersuchungen war es, weitere Labordaten an standortspezifischem Salzgestein zur Ermittlung von Materialkennwerten für die jeweiligen Stoffmodelle zu erhalten. Der Bedarf für die noch durchzuführenden Versuche wurde zwischen den Partnern auf dem ersten gemeinsamen Workshop abgestimmt und ein geplantes Versuchsprogramm festgelegt. Die am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal durchgeführten Versuche werden im Folgenden vorgestellt. Für die übrigen Versuche ist hier auf den gemeinsamen Synthesebericht sowie auf den Einzelbericht des IfG Leipzig zu verweisen.

4.2 Prüfkörpervorbereitung und Ermittlung der physikalischen Grundkennwerte

Im Vorfeld der Versuche sind aus den Bohrkernen auf einer Drehbank zylindrische Prüfkörper mit planparallelen Endflächen und glatter Mantelfläche hergestellt worden, wobei die Länge l_0 der Prüfkörper dem zweifachen des Prüfkörperdurchmessers d_0 ($l_0/d_0 = 2$) entsprach. Die anschließende Aufnahme der genauen Prüfkörperabmessungen erfolgte mittels Schieblehre auf halber Prüfkörperhöhe bzw. längs der Mittelachse der zylindrischen Prüfkörper. Durchmesser und Länge sowie die aus Gewicht und Volumen der Prüfkörper berechneten Gesteinswichten sind in Abschnitt 4.6 zusammengestellt. Die Ermittlung der Gesteinswichte erfolgte nach Gl. (4.1):

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

mit

$$\gamma \quad - \quad \text{Gesteinswichte in } N/m^3,$$

- 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 .

Zusätzlich sind in Abschnitt 4.6 zur Dokumentation von Habitus und Gefüge des untersuchten Prüfkörpermaterials Fotoaufnahmen der Prüfkörper sowohl vor wie auch nach der Durchführung der gesteinsmechanischen Untersuchungen enthalten.

4.3 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Sowohl die Festigkeitsversuche wie auch die Kriechversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung erfolgten mit Messung der Volumendilatanz und der Ultraschallwellengeschwindigkeit und wurden auf der in Bild 4.1 gezeigten Prüfanlage durchgeführt. Ihr Aufbau ist gemäß der Schemaskizze in Bild 4.2 charakterisiert durch die 4 Module Axialkolben, Druckkammer, dickwandiges Rohr und Bodenplatte. Eine konstruktive Besonderheit der in Bild 4.2 skizzierten Triaxialzelle gegenüber klassischen Anlagen ist die Integration der Axiallastzeugung in die Triaxialzelle. Gegenüber klassischen Anlagen, bei denen die Axiallast über einen externen Zylinder unterhalb 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.



Bild 4.1 Triaxialprüfanlagen des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik

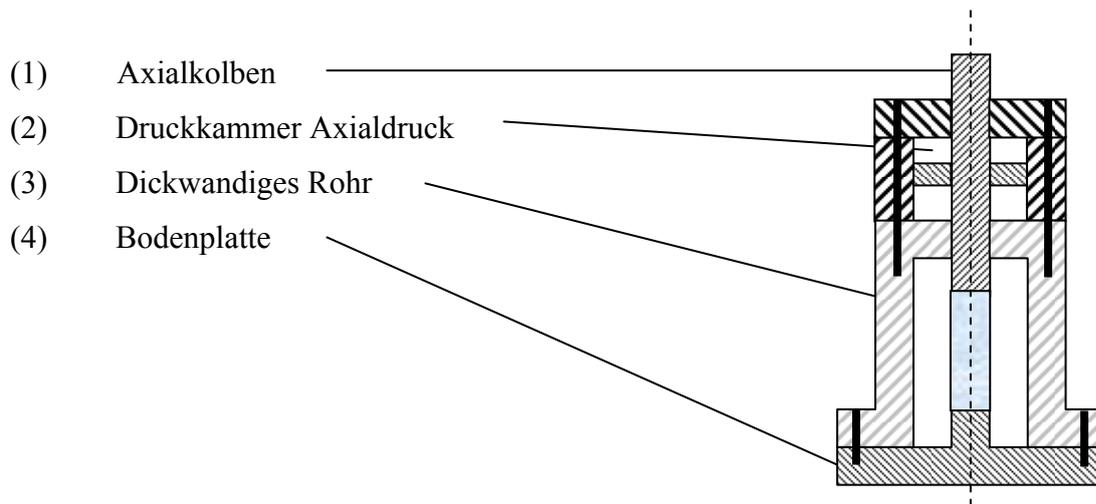


Bild 4.2 Prinzipskizze Triaxialprüfanlage mit integrierter Axiallastzeugung

Jede Triaxialprüfanlage verfügt über zwei unabhängig voneinander regelbare Hydraulikkreisläufe (Axialdruckkreislauf und Manteldruckkreislauf). 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 erfolgte mittels eines Induktivwegaufnehmers.

Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wurde durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmer im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt (Abschnitt 4.5). Der Manteldruck entspricht dem im Radialdruckkreislauf 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 undurchlässigen Gummimanschette ummantelt.

4.4 Versuchsprogramm und Versuchsdurchführung

Nachfolgend werden die an der TU Clausthal durchgeführten Versuche vorgestellt.

(a) Festigkeitsversuche (Anzahl: 7)

Die Festigkeitsversuche wurden bei unterschiedlichen Manteldrücken verzerrungsgeregelt mit einer Verzerrungsrate von $d\varepsilon_1/dt = 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. Insgesamt wurden 6 Versuche mit variierten Manteldrücken von $\sigma_{2,3} = 0,2 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 0,5 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 1 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 2 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 5 \text{ MPa}$ und $\sigma_{2,3} = 12 \text{ MPa}$ nach einer Vorkompaktionsphase unter isotropem Spannungsniveau von $\sigma_{iso} = 60 \text{ MPa}$ bis zum Erreichen der Restfestigkeit gefahren. Des Weiteren erfolgte ein Versuch mit einer Vorkompaktionsphase unter isotropem Spannungsniveau von $\sigma_{iso} = 25 \text{ MPa}$ und einem Manteldruck von $\sigma_{2,3} = 1 \text{ MPa}$.

Die Vorkompaktionsphase stellt dabei eine Rekompaktions- und Temperierphase dar, die vor dem eigentlichen Versuch durchgeführt wird. In dieser Versuchsphase wird der Prüfkörper nach dem Einbau in die Prüfanlage über einem bestimmten Zeitraum einer konstanten Temperatur sowie einem konstanten isotropen Spannungszustand (Axialdruck = Manteldruck bzw. $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) ausgesetzt. Dadurch sollen mögliche Gefügeschädigungen, die durch die Bohrkernentnahme, den Transport oder der Prüfkörperherstellung entstanden sein könnten, zumindest im Grundsatz zurückgebildet und somit wieder der Gefügezustand des Prüfkörpers in dem ursprünglichem Gebirgsverband erreicht werden. Die Vorkompaktionsphasen bei den Versuchen mit einem isotropen Spannungsniveau von $\sigma_{iso} = 60 \text{ MPa}$ erfolgten über eine Belastungsdauer von $t = 6 \text{ h}$ und einer Temperatur von $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$. Die Vorkompaktionsphase bei dem Versuch mit einem isotropen Spannungsniveau von $\sigma_{iso} = 25 \text{ MPa}$ erfolgte über eine Belastungsdauer von $t = 1 \text{ d}$ und einer Temperatur von ebenfalls $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$.

Nach Abschluss der Vorkompaktionsphase wurden der Axialdruck und der Manteldruck gleichmäßig bis auf das atmosphärische Niveau abgesenkt. Anschließend erfolgten die eigentliche Versuchssteuerung mit gleichmäßiger isotroper Belastung der Prüfkörper bis zum Niveau des vorgegebenen Manteldrucks und nachfolgend die verzerrungsgeregelte Axialdruckbelastung.

(b) Triaxiale Kriechversuche (Anzahl: 2)

Neben den Festigkeitsversuchen wurden 2 triaxiale Kriechversuche gefahren, wobei ein Kriechversuch mit nur einer Laststufe und der andere mit 5 unterschiedlichen Laststufen beaufschlagt wurde. Der einstufige Kriechversuch wurde mit $\sigma_1 = 39 \text{ MPa}$ und $\sigma_{2,3} = 3 \text{ MPa}$ über die gesamte Versuchsdauer bis $t = 266 \text{ d}$ belastet. Dieses Belastungsniveau liegt oberhalb der Dilatanzfestigkeit. Die Belastungsgeschichte des fünfstufigen Kriechversuches ist Tabelle 4.1 zu

entnehmen. Bei beiden Versuchen erfolgte eine Vorkompaktion, wobei der einstufige Versuch mit einem isotropen Spannungsniveau von $\sigma_{iso} = 20 \text{ MPa}$ über eine Belastungsdauer von $t = 1 \text{ d}$ und einer Temperatur von $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ belastet wurde. Der fünfstufige Kriechversuch wurde ebenfalls über die Belastungsdauer von $t = 1 \text{ d}$ sowie bei einer Temperatur von $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ gefahren. Das isotrope Spannungsniveau betrug allerdings $\sigma_{iso} = 60 \text{ MPa}$.

Stufe	Dauer der Laststufe [d]	σ_1 [MPa]	$\sigma_{2,3}$ [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	Lage bezogen auf die Dilatanzgrenze (TUC)
1	30	25	10	15	unterhalb
2	30	28	10	18	unterhalb
3	31	25	3	22	oberhalb
4	57	27	2	25	oberhalb
5	118	27	1,5	25,5	oberhalb

Tabelle 4.1 Belastungsgeschichte des fünfstufigen Kriechversuches

4.5 Versuchsauswertung

Während der Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung wurden in kurzen Zeitintervallen die Messwerte der drei Induktivwegaufnehmer sowie des Absolutdruckaufnehmers abgefragt und elektronisch gespeichert. Aus diesen Daten erfolgt die Berechnung der Axialverzerrung ε_1 der Prüfkörper entsprechend Gl. (4.2).

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 :

$$\varepsilon_t = \frac{\left(\frac{l_1 + l_2 + l_3}{3} \right)}{l_0} \cdot 100 \% = \frac{\Delta l}{l_0} \cdot 100 \% \quad (4.2)$$

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 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:

$$\varepsilon_{\ln} = \left| \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \right| \cdot 100\% = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| \cdot 100\% = |\ln(1 - \varepsilon_t)| \cdot 100\% \quad (4.3)$$

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. (4.4) berechnet:

$$P_p = P_K \cdot \frac{A_K}{A_p} \quad (4.4)$$

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 Festigkeitsversuche unter triaxialer Kompressionsbeanspruchung sind in Abschnitt 4.6 zu jedem Versuch die Axialspannung, die Mantelspannung und die Axialverzerrung über der Versuchszeit aufgetragen und das zugehörige Spannungs-Verzerrungs-Diagramm beigefügt. Während die graphische 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. (4.5) wie auch eine korrigierte Spannungs-Verzerrungs-Kurve mit σ_{luc} nach Gl. (4.6) bzw. σ_{luc-ln} nach Gl. (4.7) aufgetragen. Für die unkorrigierte Spannung folgt:

$$\sigma_{lu} = \frac{F_1}{A_0} \text{ mit } A_0 = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \quad (4.5)$$

Zur Ermittlung der korrigierten Spannung kann eine lineare oder logarithmische Korrektur der sich mit der Stauchung Δl ändernden Querschnittsfläche A der Prüfkörper entsprechend den Gln. (4.6) oder (4.7) erfolgen:

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

$$\sigma_{luc-ln} = \frac{F_1}{A} \text{ mit } A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_{ln}} \quad (4.7)$$

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 -.

Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverformung und Temperatur hinaus wurden die Volumenänderungen der Prüfkörper während der Versuche sowie die Änderung der Ultraschallwellenlaufzeiten messtechnisch bestimmt. Zur Erfassung der Volumenänderung wird entsprechend Bild 4.3 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 Gleichgangzylinder geführt wird. Die Ermittlung der Ölvolumina erfolgt rechnerisch durch Multiplikation

der gegebenen Zylinderquerschnittsfläche mit dem jeweils induktiv gemessenen Kolbenhub. 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.

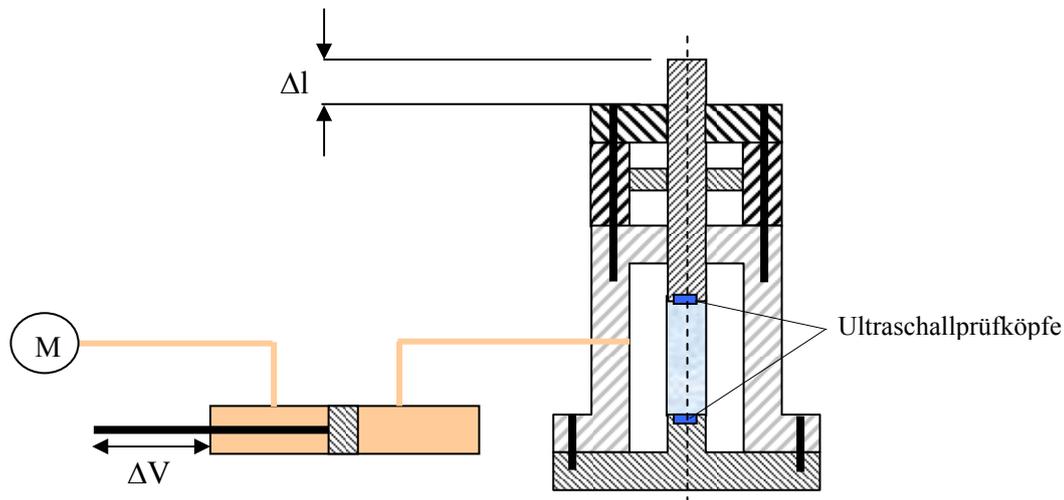


Bild 4.3 Prinzipskizze der Dilatanzmessung

Zur weiteren Präzisierung der Gefügeveränderungen des Prüfkörpers sind entsprechend Bild 4.3 in die kopf- und fußseitigen Druckstücke Ultraschallprüfköpfe integriert, die eine kontinuierliche Durchschallung des Prüfkörpers während der Versuchsdauer mit messtechnischer Aufzeichnung der Schallwellenlaufzeiten ermöglichen.

Dabei resultiert aus einer Verdichtung des Prüfkörpergefüges (Volumenkompaktion, kontraktane Versuchsphase) ein Anstieg des Zahlenwertes aus dem Verhältnis zwischen der aktuellen Schallwellenlaufzeit (p-Wellen) v_p und der Schallwellenlaufzeit zu Beginn des Versuchs v_{p0} mit $v_p/v_{p0} > 1$. Auftretende Materialschädigungen (Mikrofissuren) führen dagegen zu einer Reduzierung der Schallwellenlaufzeiten und damit zu einer Abnahme des Zahlenwertes v_p/v_{p0} .

Nachfolgend zusammengestellt sind in Abschnitt 4.6 die Messergebnisse der im Rahmen des Verbundprojekts beim Projektpartner TU Clausthal durchgeführten Laborversuche. Dabei erfolgt zunächst die Präsentation der Ergebnisse der insgesamt 7 Versuche zur Ermittlung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit und anschließend der 2 Kriechversuche zur Ermittlung der viskosen Materialeigenschaften und der zeitabhängigen Schädigungsentwicklung.

4.6 Messergebnisse

(a) Festigkeitsversuche

Versuch Nr.:	1
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Manteldruck σ_3 (MPa):	1
Durchmesser (mm):	90,00
Länge (mm):	180,50
Masse (g):	2525,9
Wichte (kN/m^3):	21,5791
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	42,20
σ_{1uc} (MPa):	38,21
σ_{1uc-ln} (MPa):	38,04
ε_{bruch} (%):	8,77

Tabelle 4.2 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 1



Bild 4.4 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 1)

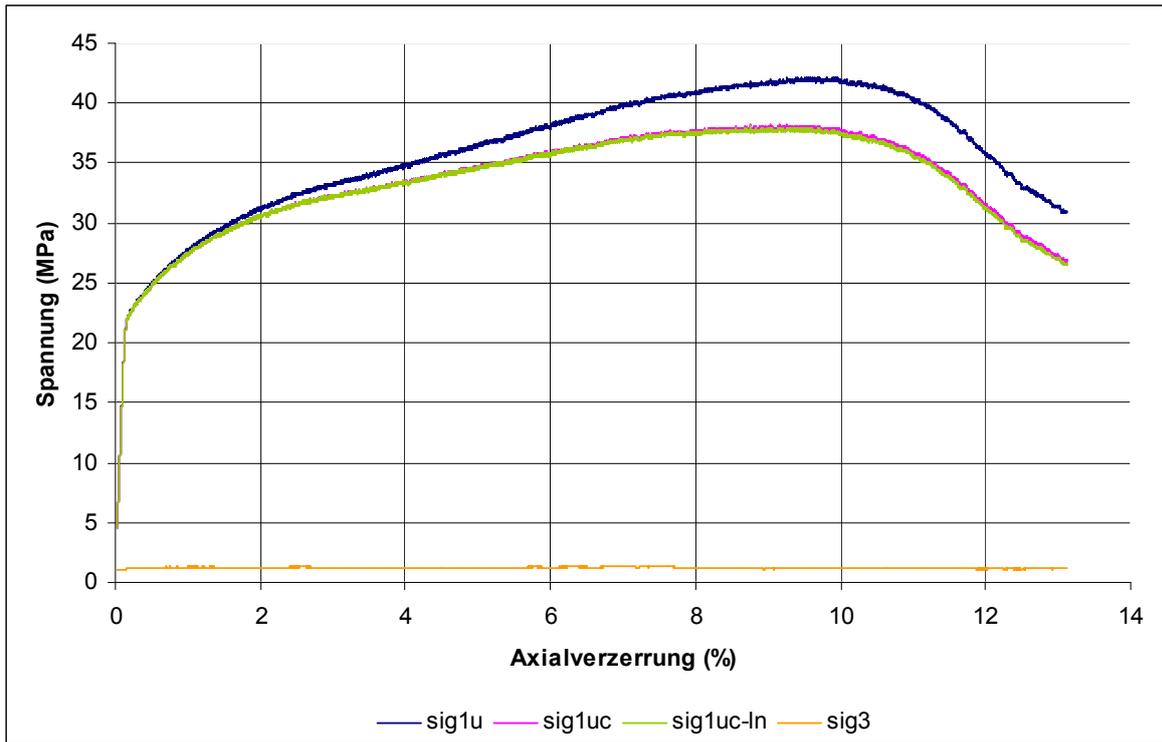


Bild 4.5 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 1)

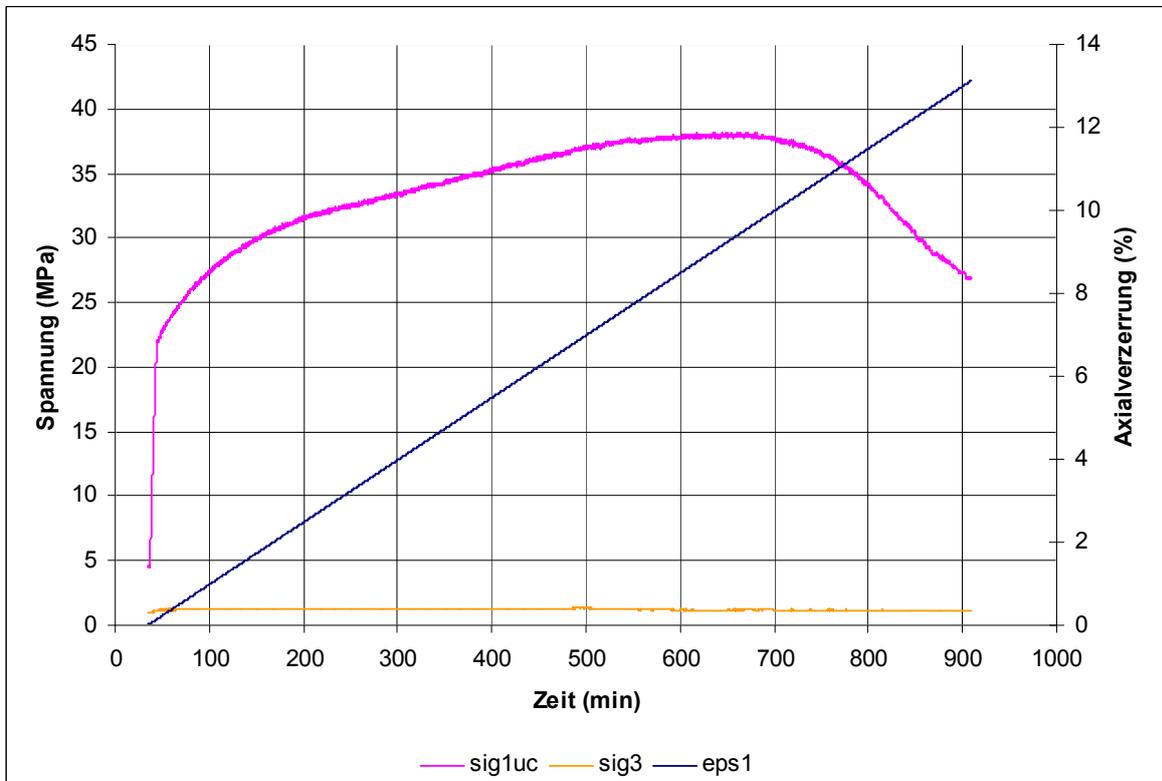


Bild 4.6 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 1)

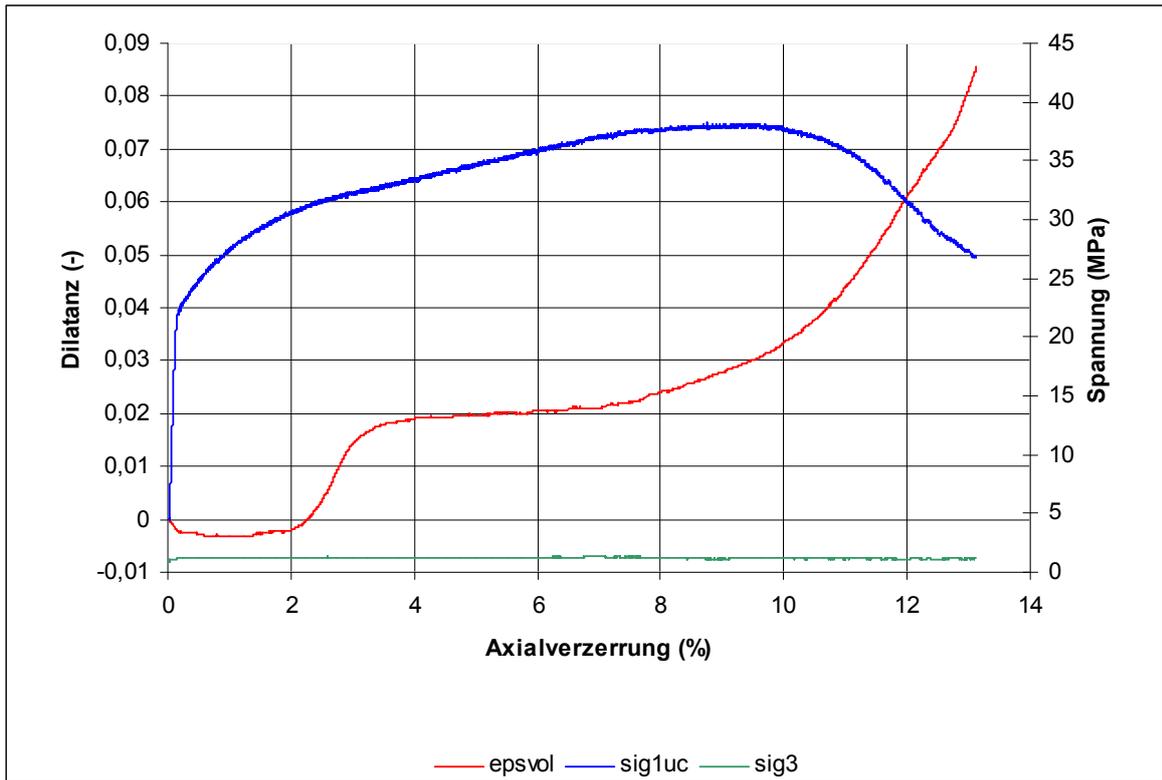


Bild 4.7 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 1)

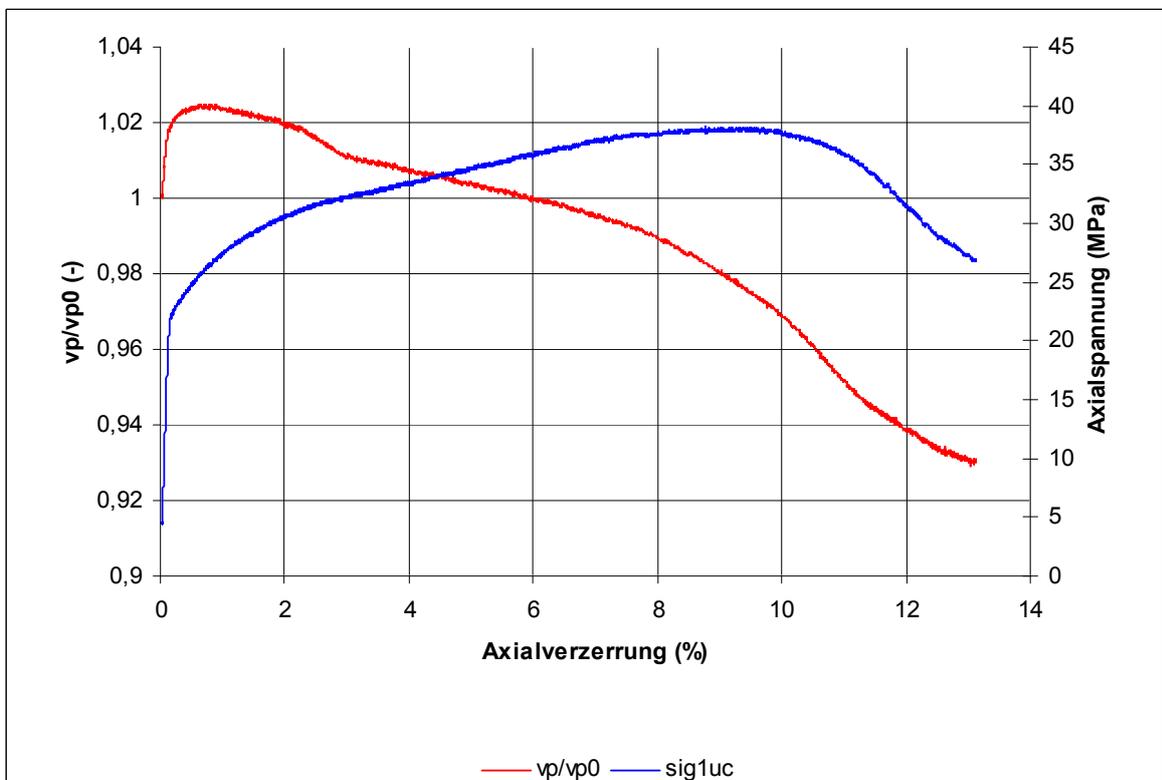


Bild 4.8 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 1)

Versuch Nr.:	2
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	2
Durchmesser (mm):	90,10
Länge (mm):	180,60
Masse (g):	2517,4
Wichte (kN/m^3):	21,4469
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	50,04
σ_{1uc} (MPa):	43,17
σ_{1uc-ln} (MPa):	42,72
ϵ_{bruch} (%):	12,95

Tabelle 4.3 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 2



Bild 4.9 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 2)

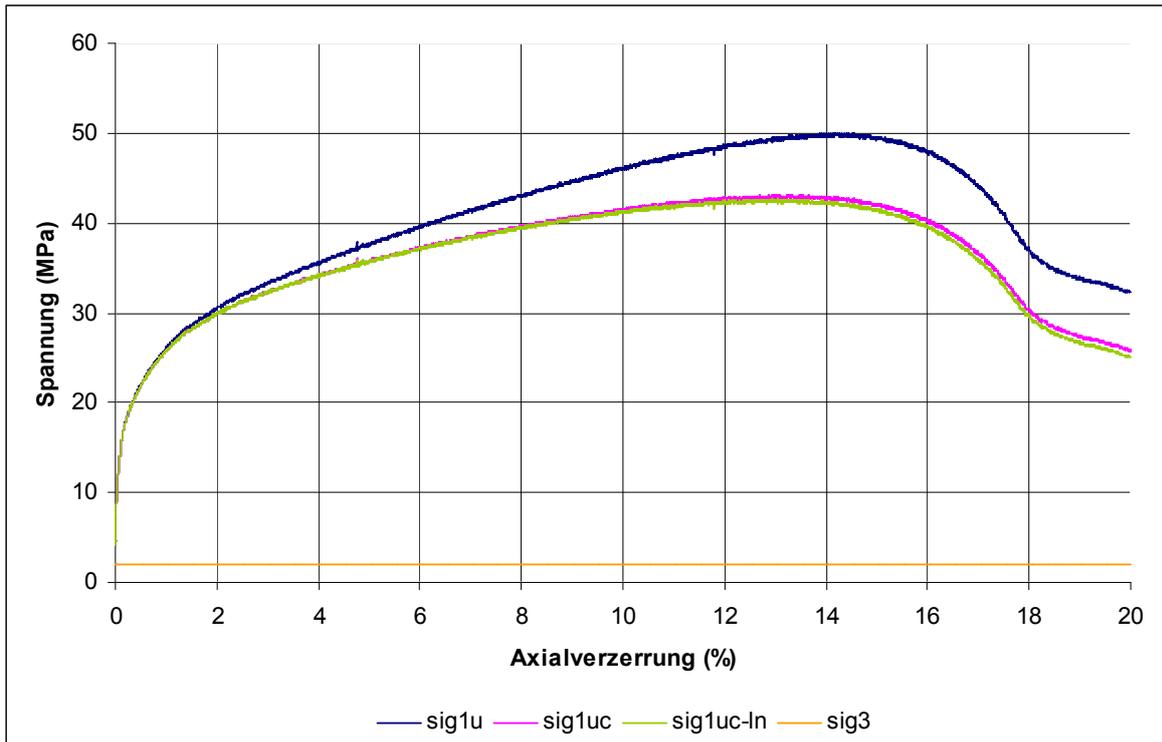


Bild 4.10 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 2)

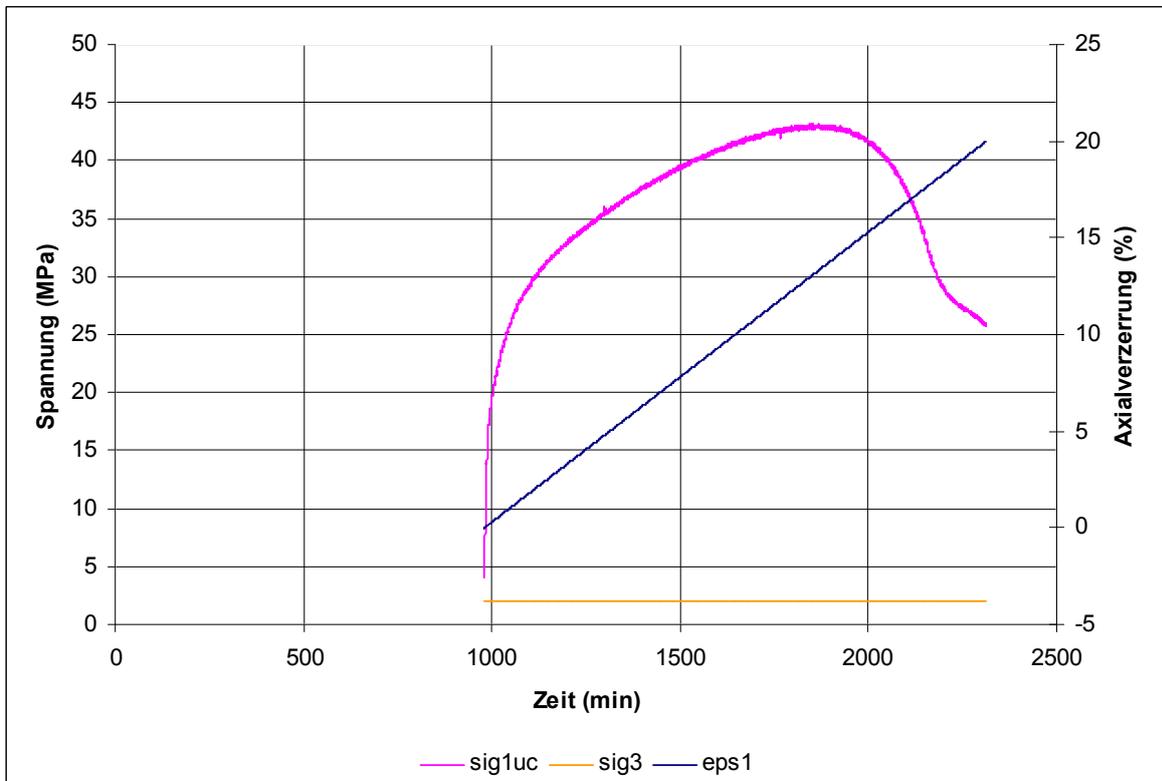


Bild 4.11 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 2)

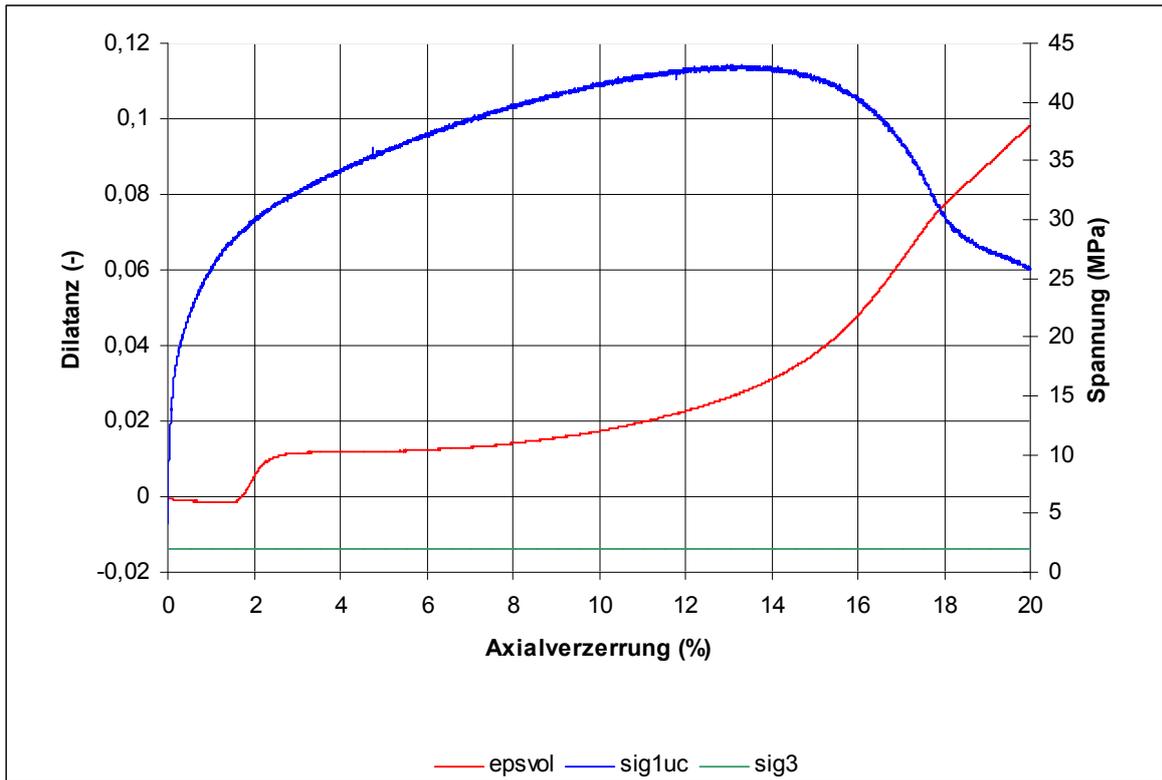


Bild 4.12 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 2)

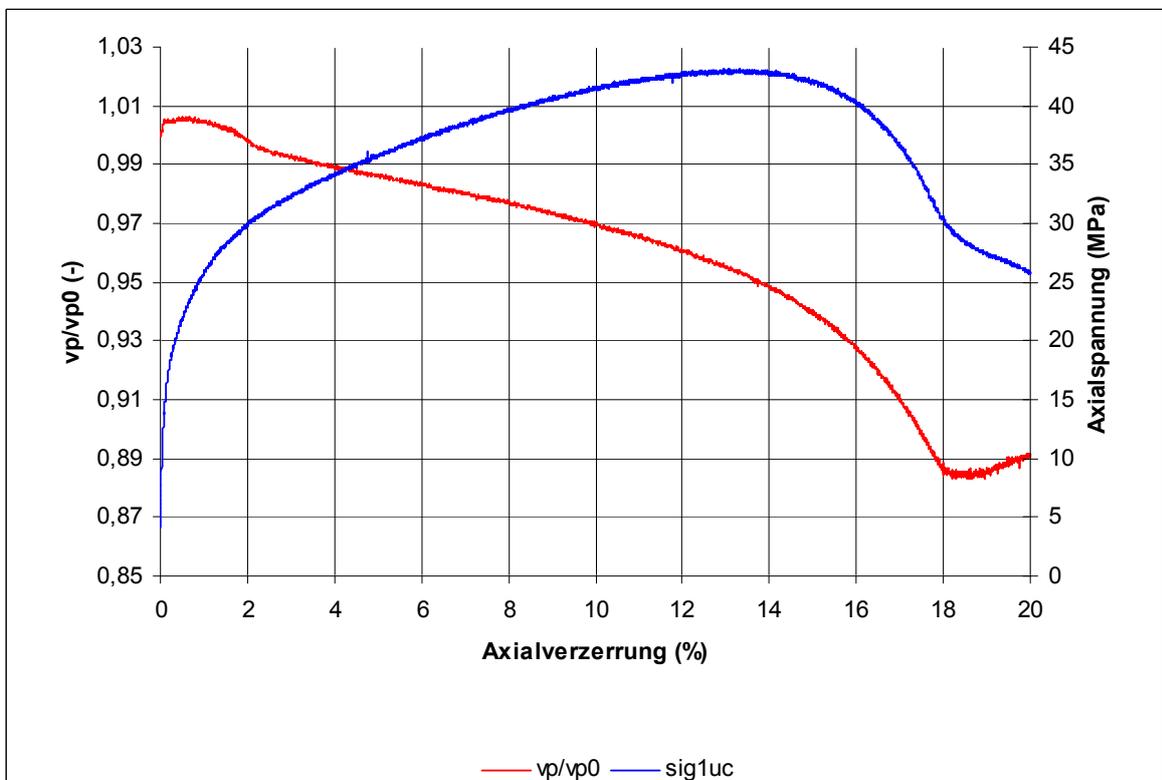


Bild 4.13 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 2)

Versuch Nr.:	3
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	5
Durchmesser (mm):	90,10
Länge (mm):	180,50
Masse (g):	2519,9
Wichte (kN/m^3):	21,4801
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	73,24
σ_{1uc} (MPa):	55,41
σ_{1uc-ln} (MPa):	53,35
ϵ_{bruch} (%):	23,39

Tabelle 4.4 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 3



Bild 4.14 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 3)

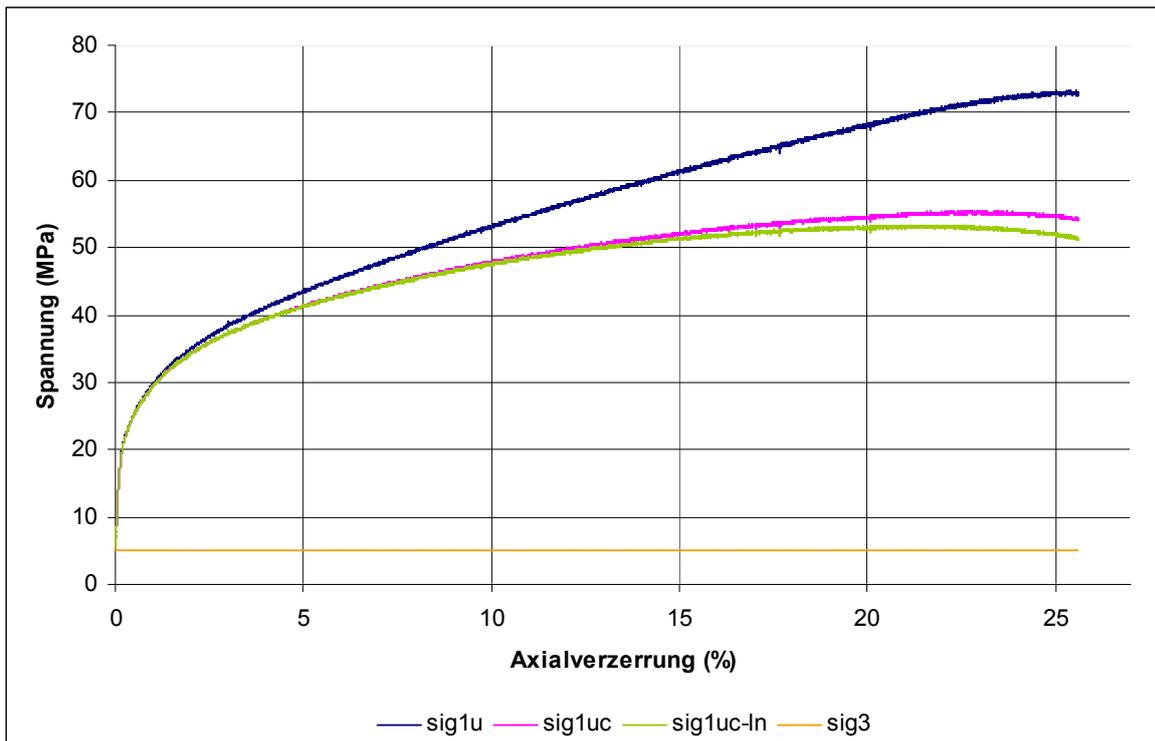


Bild 4.15 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 3)

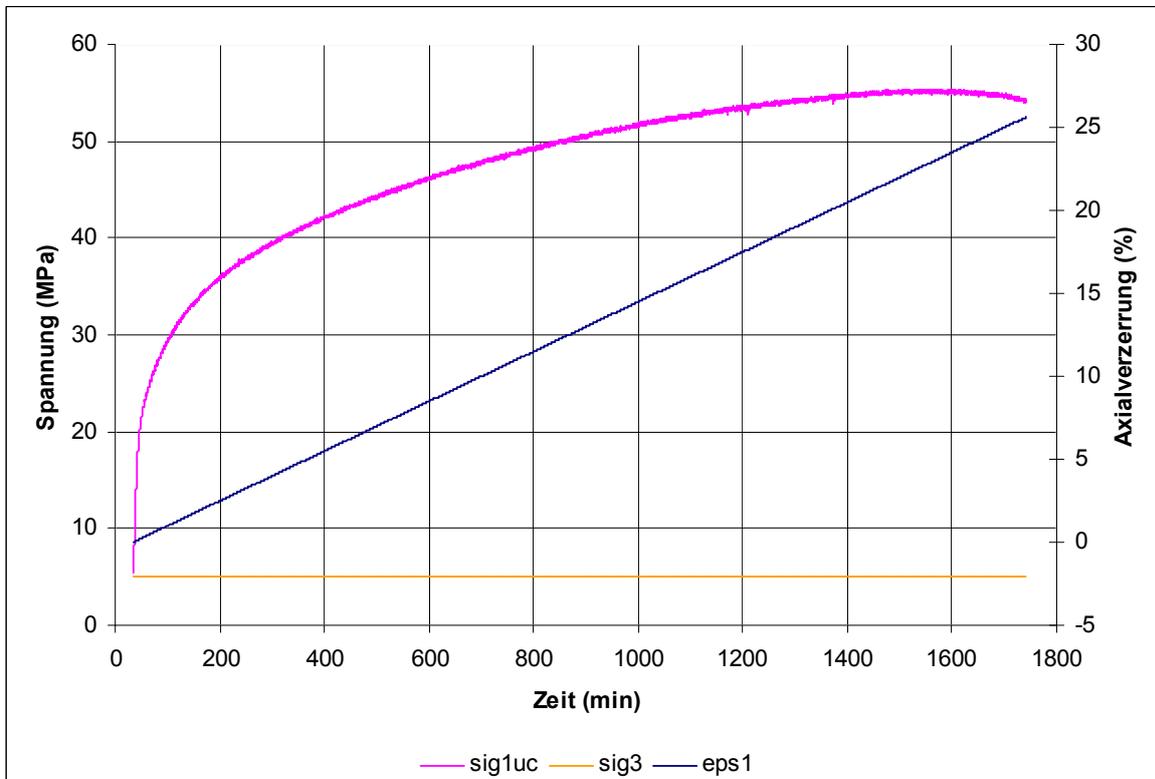


Bild 4.16 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 3)

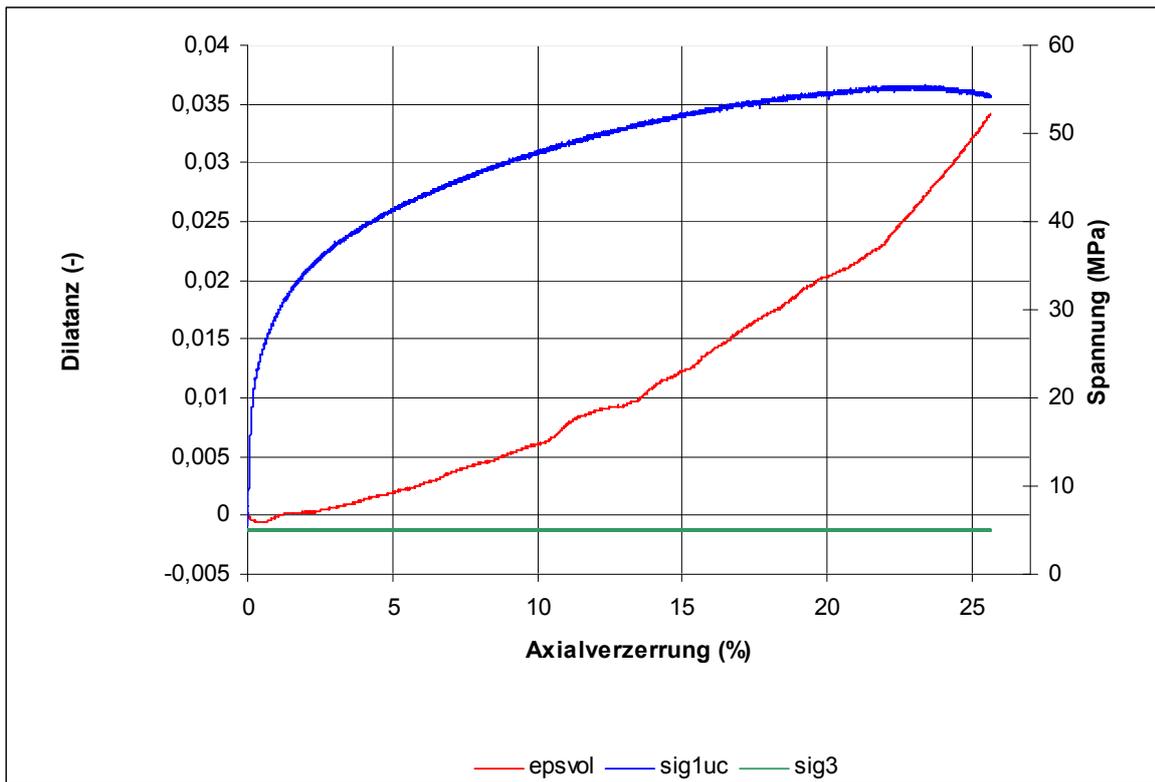


Bild 4.17 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 3)

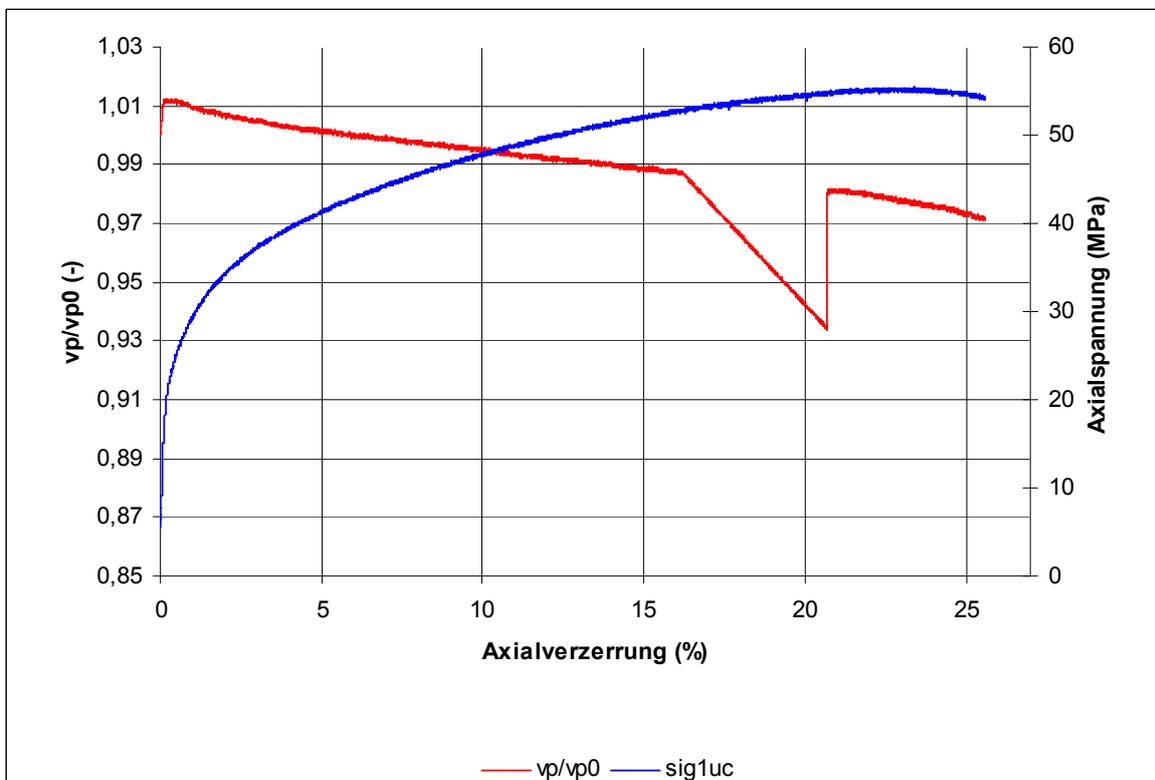


Bild 4.18 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 3)

Versuch Nr.:	4
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	12
Durchmesser (mm):	90,00
Länge (mm):	180,50
Masse (g):	2502,9
Wichte (kN/m^3):	21,3826
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	117,59
σ_{1uc} (MPa):	72,07
σ_{1uc-ln} (MPa):	66,51
ϵ_{bruch} (%):	33,44

Tabelle 4.5 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 4



Bild 4.19 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 4)

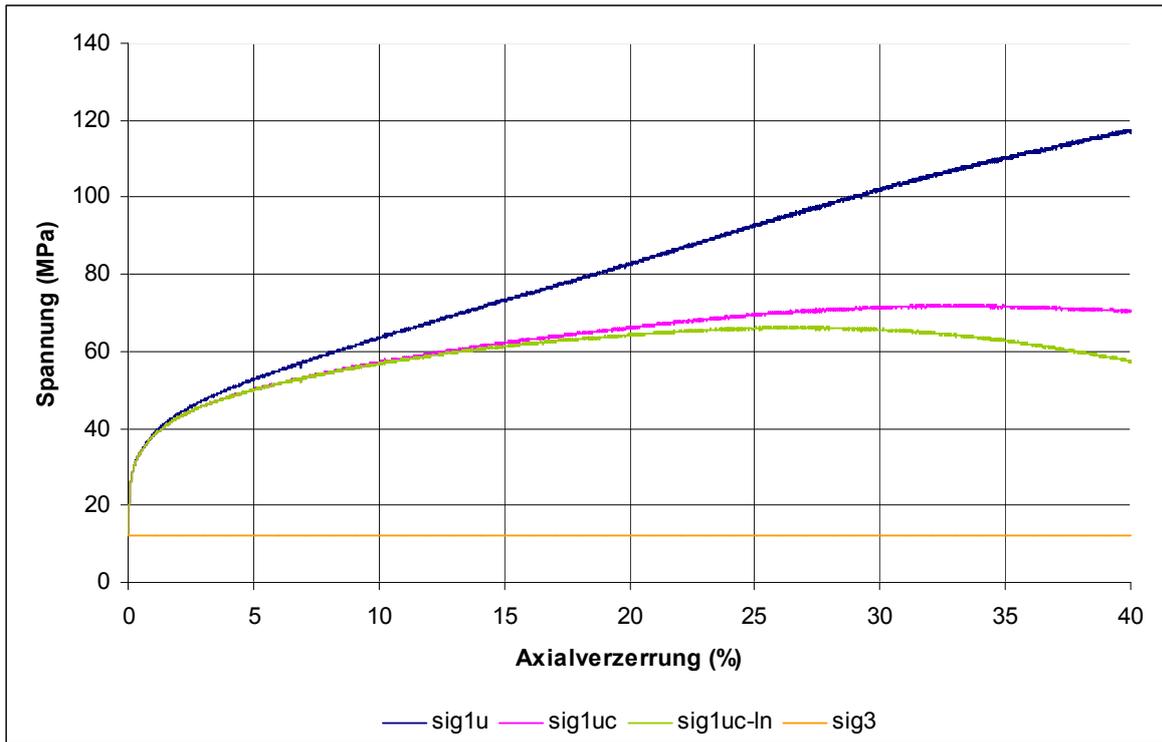


Bild 4.20 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 4)

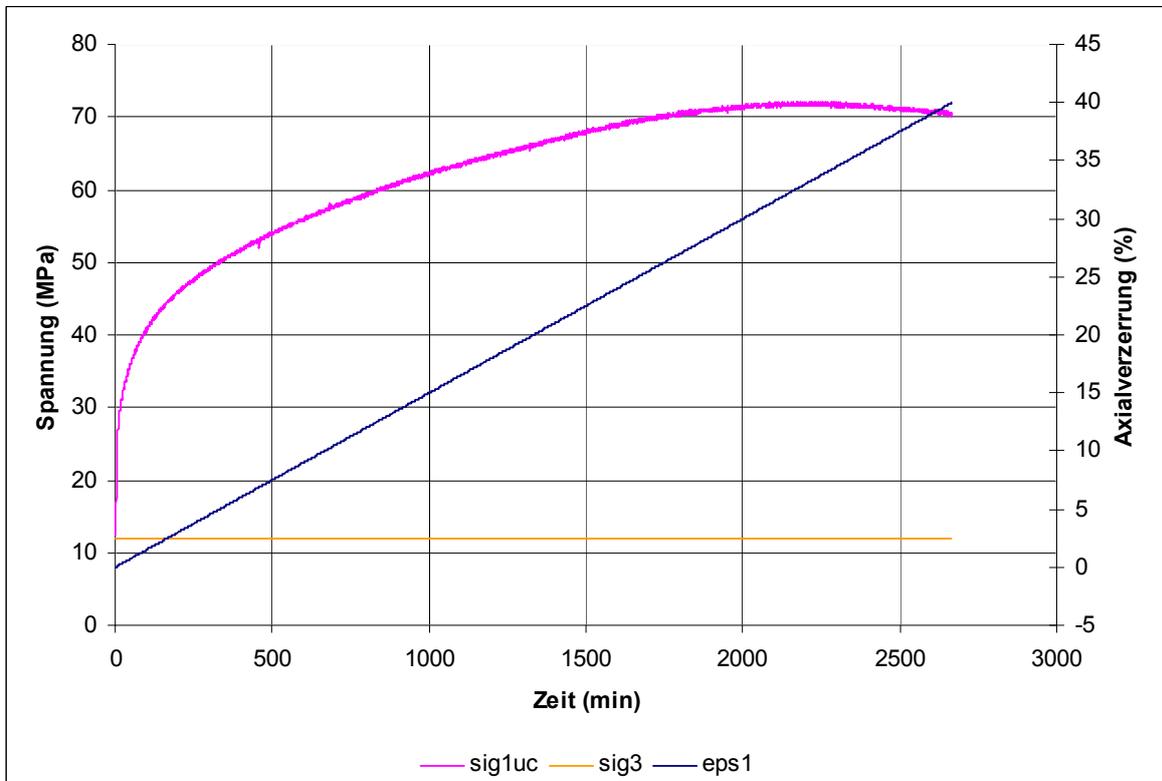


Bild 4.21 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 4)

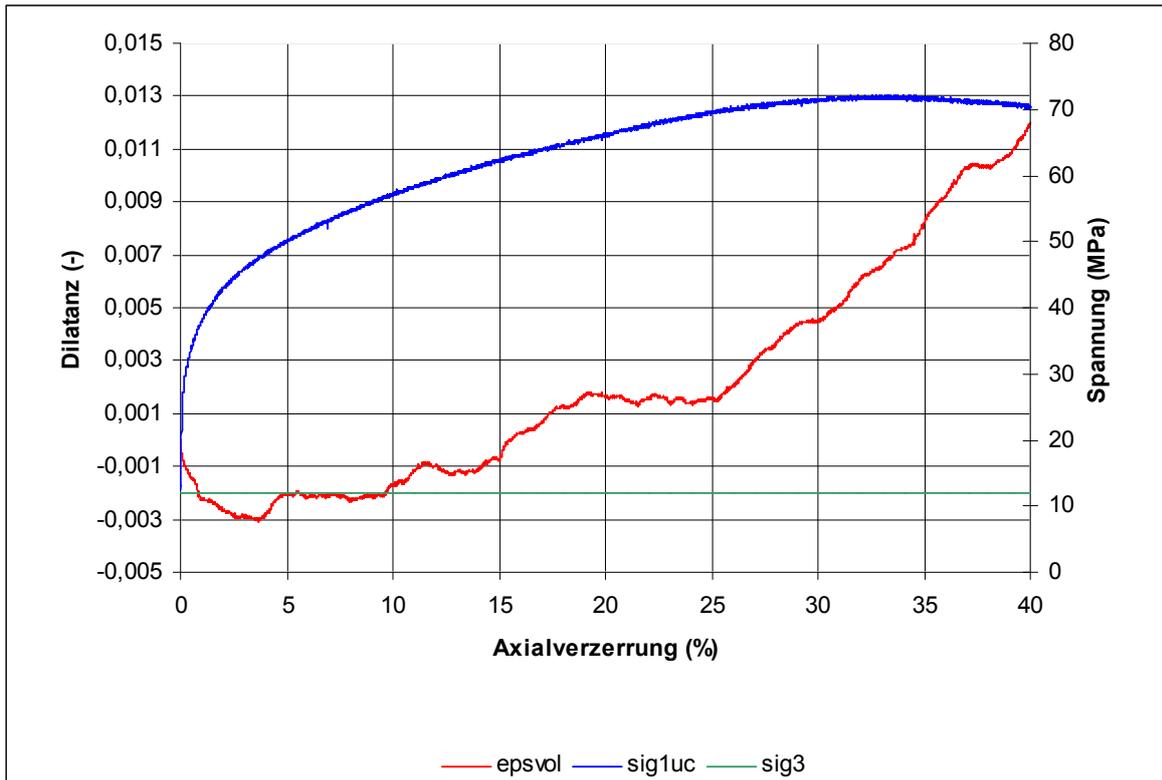


Bild 4.22 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 4)

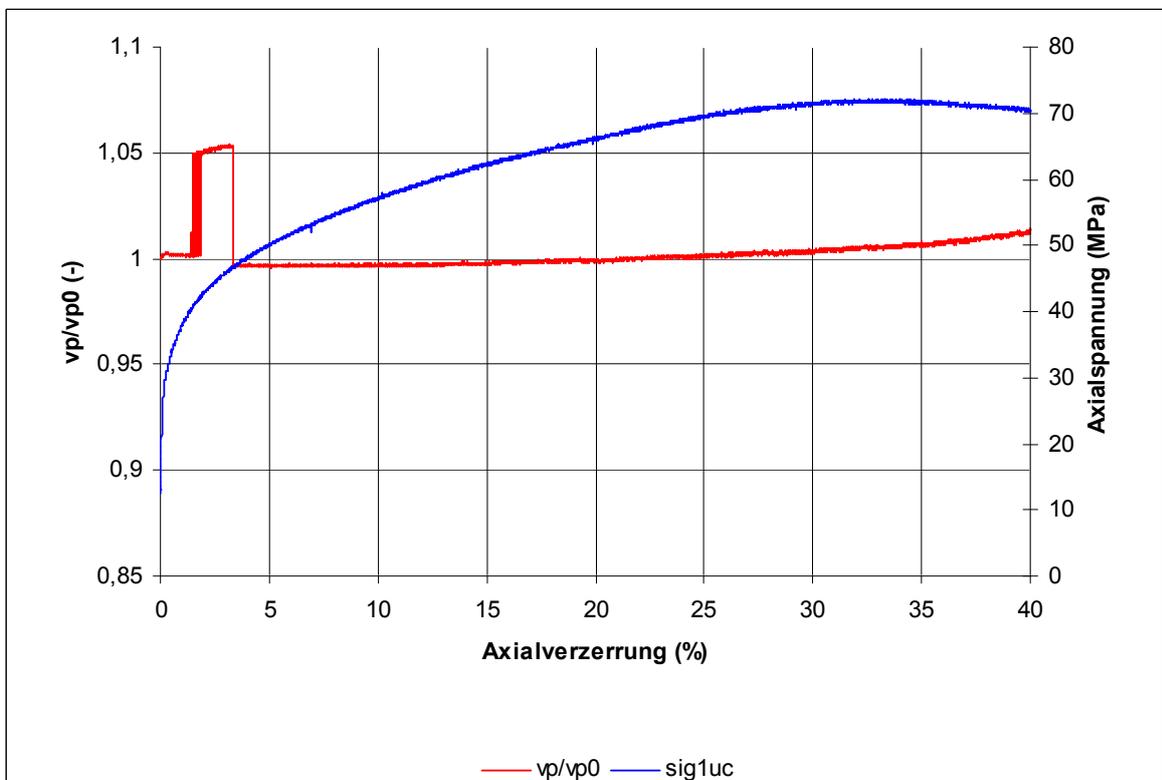


Bild 4.23 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 4)

Versuch Nr.:	5
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	0,5
Durchmesser (mm):	90,10
Länge (mm):	180,40
Masse (g):	2503,2
Wichte (kN/m^3):	21,3495
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	39,86
σ_{1uc} (MPa):	36,27
σ_{1uc-ln} (MPa):	36,10
ϵ_{bruch} (%):	8,83

Tabelle 4.6 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 5



Bild 4.24 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 5)

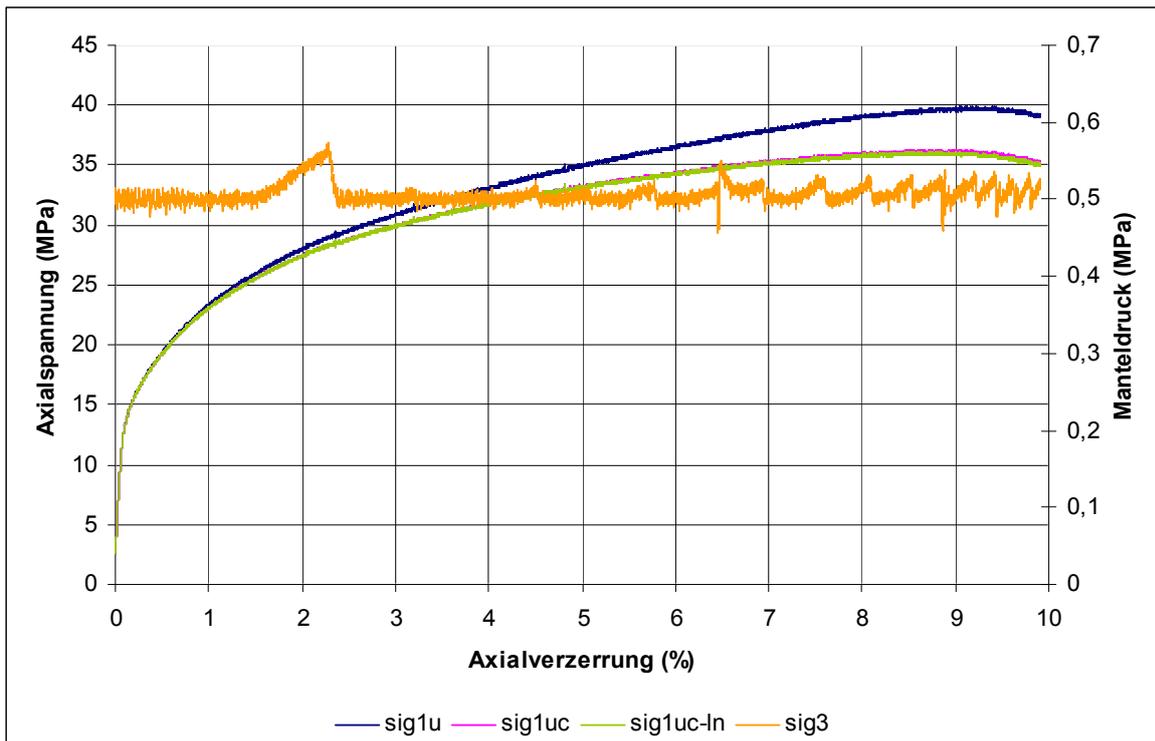


Bild 4.25 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 5)

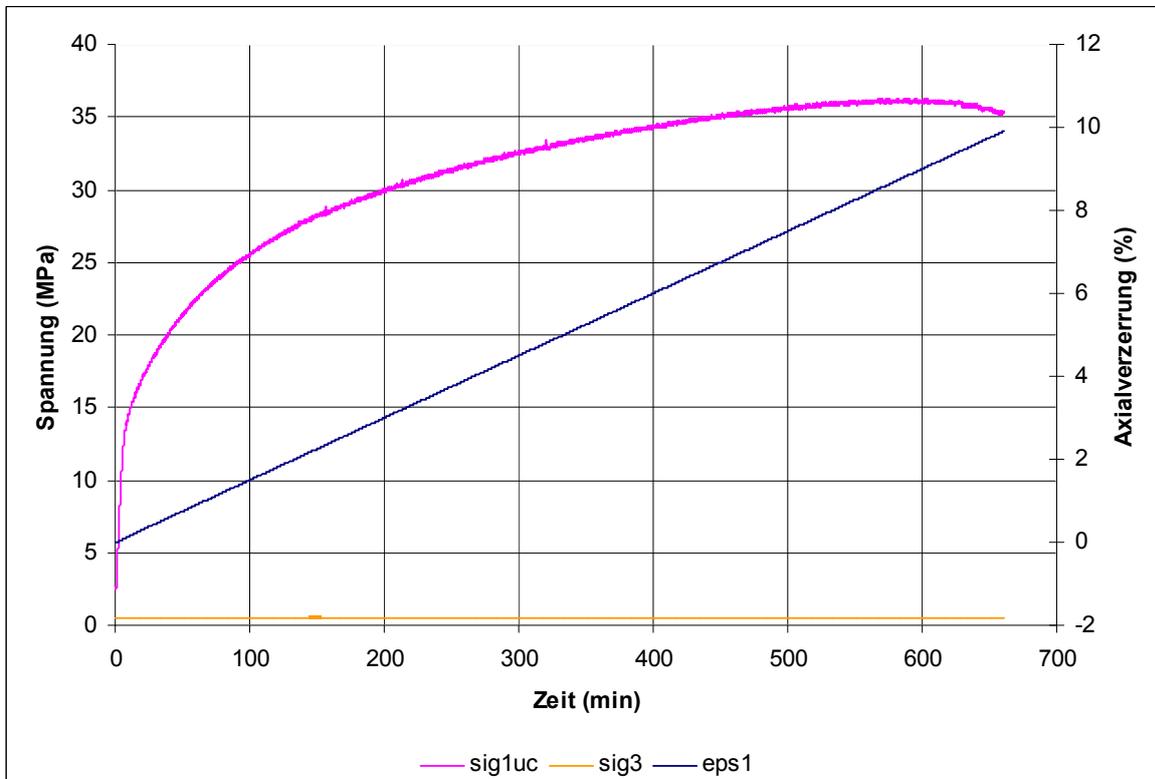


Bild 4.26 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 5)

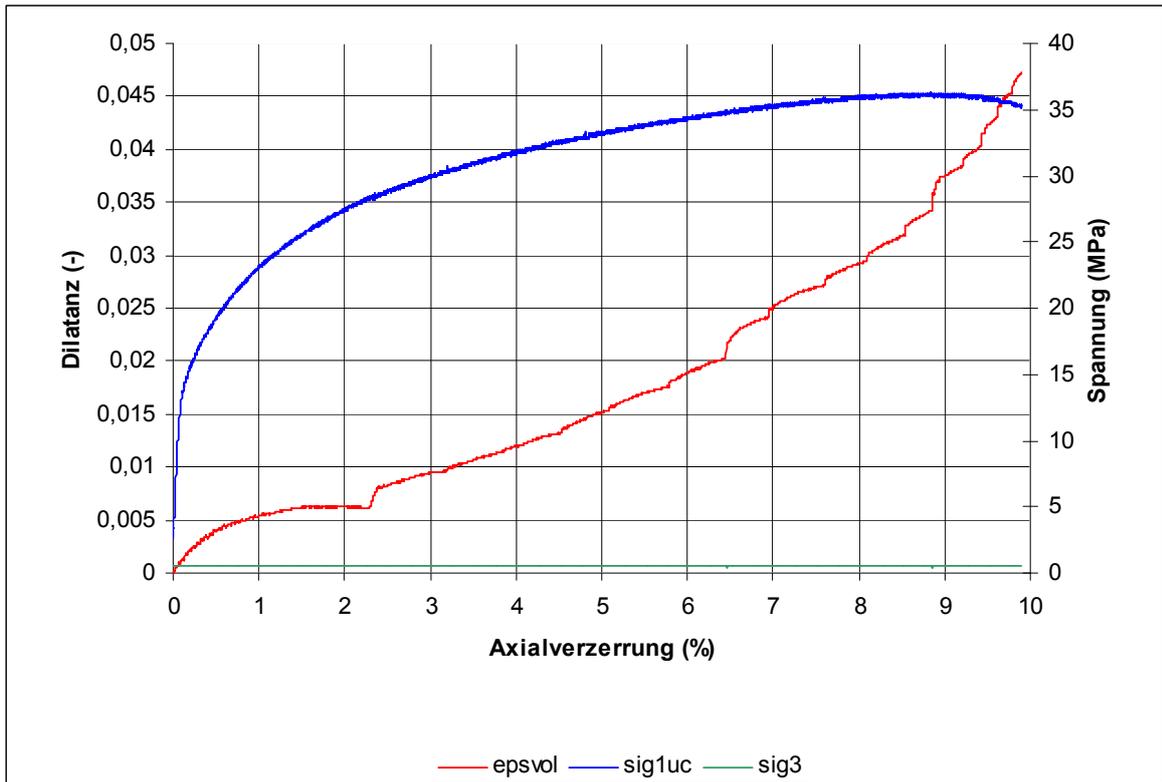


Bild 4.27 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 5)

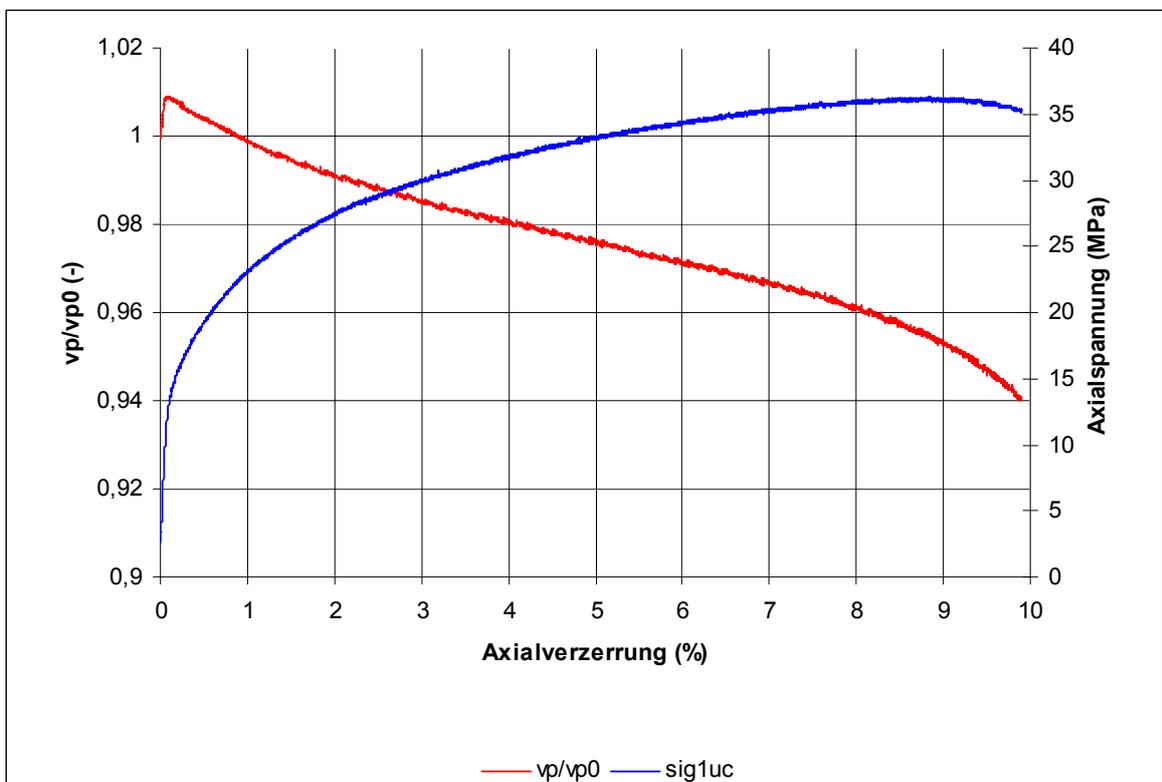


Bild 4.28 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 5)

Versuch Nr.:	6
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	0,2
Durchmesser (mm):	90,00
Länge (mm):	180,40
Masse (g):	2496,6
Wichte (kN/m^3):	21,3406
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	6; 30; 60
σ_{1u} (MPa):	36,78
σ_{1uc} (MPa):	34,25
σ_{1uc-ln} (MPa):	34,16
ϵ_{bruch} (%):	6,86

Tabelle 4.7 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 6



Bild 4.29 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 6)

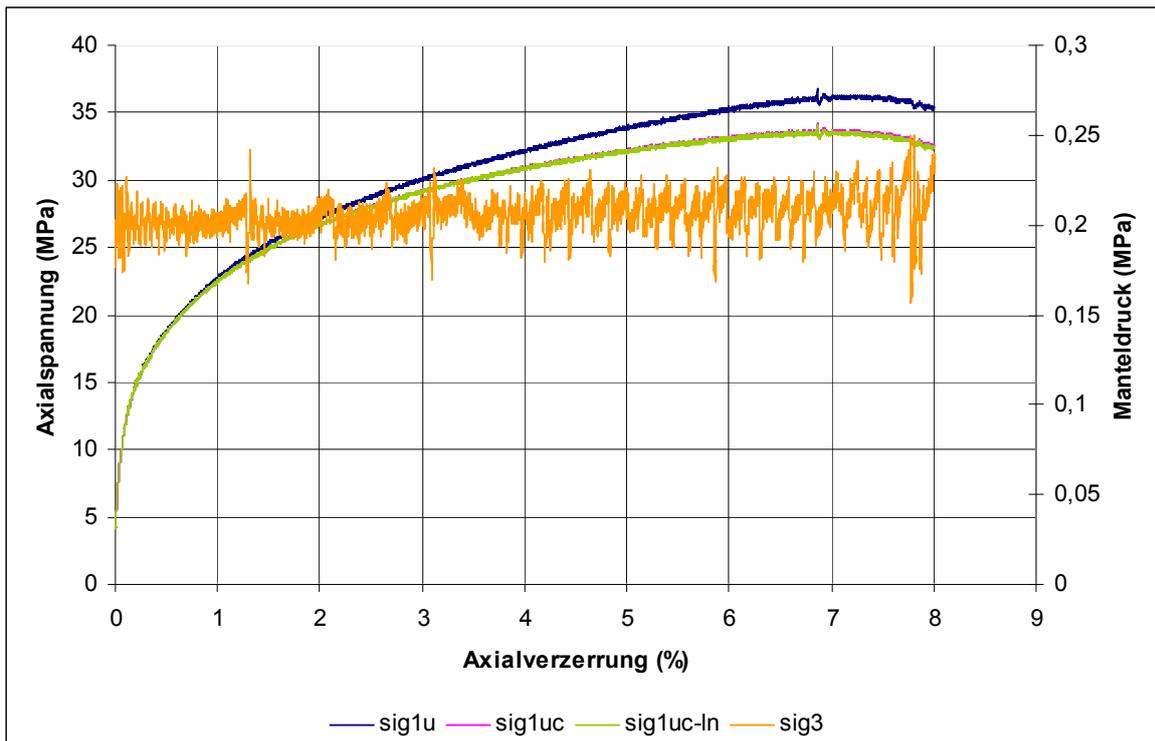


Bild 4.30 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 6)

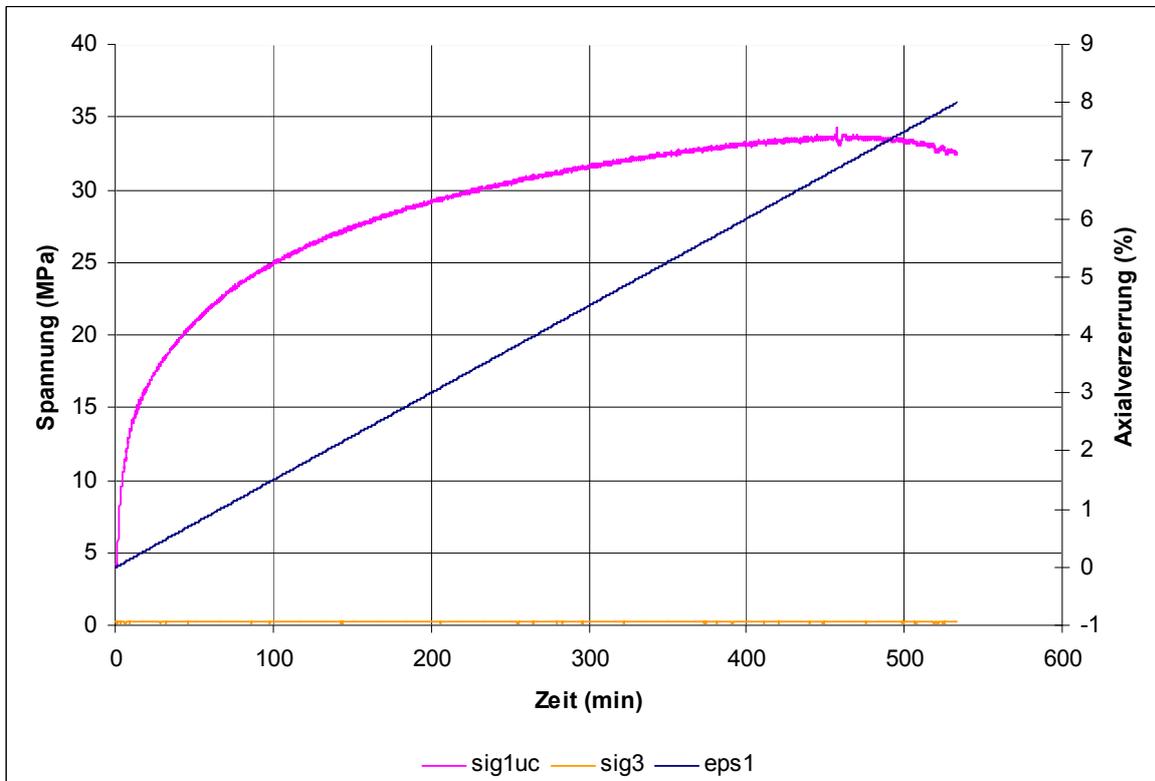


Bild 4.31 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 6)

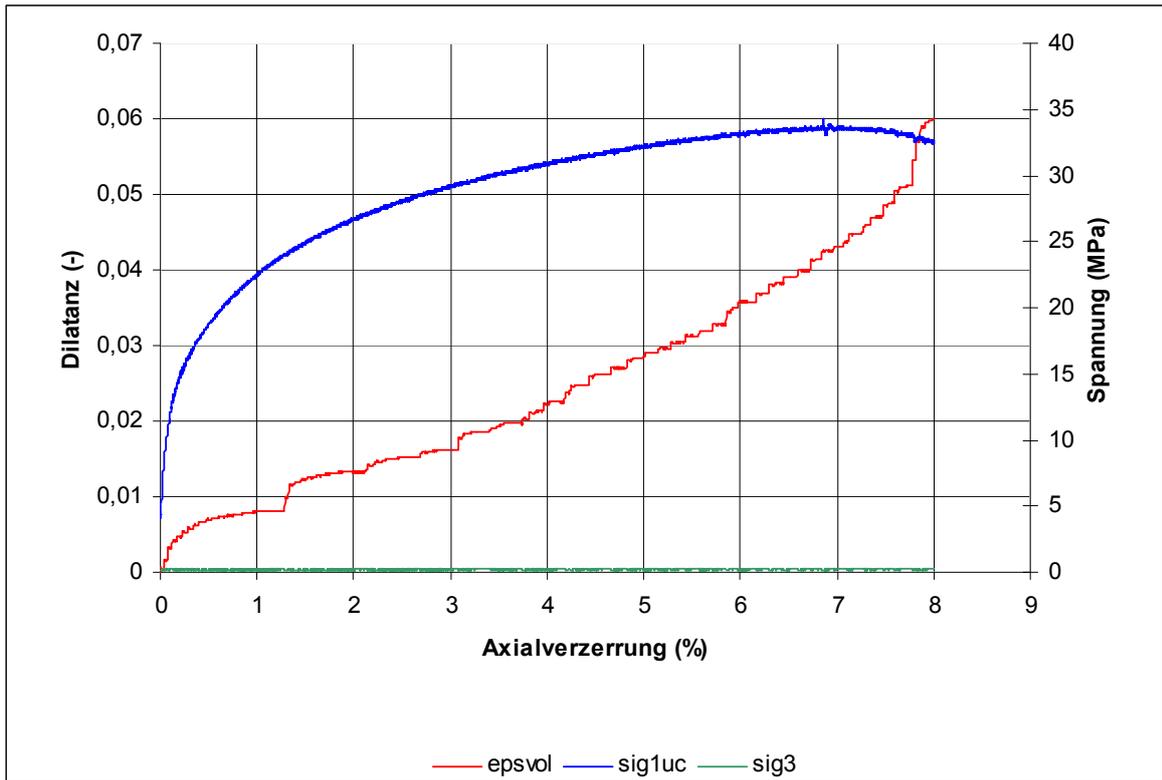


Bild 4.32 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 6)

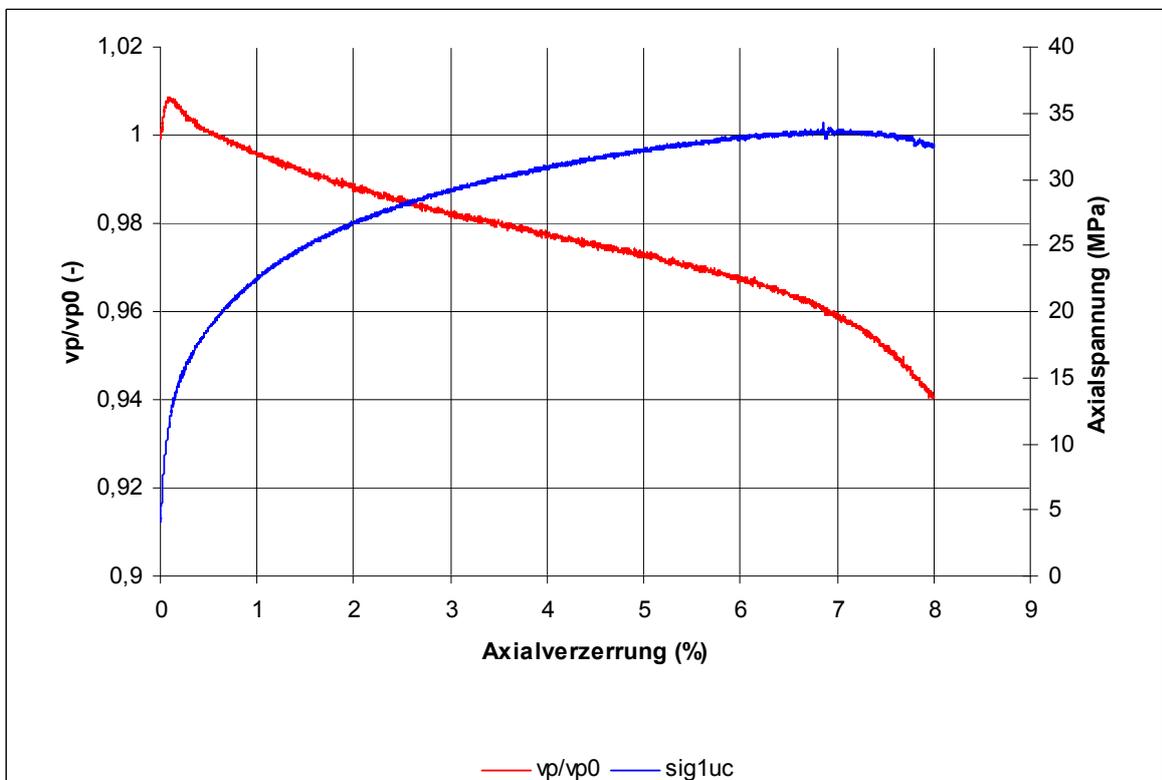


Bild 4.33 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 6)

Versuch Nr.:	7
Versuchstechnik:	TC - 0,015 %/min
Mantelspannung σ_3 (MPa):	1
Durchmesser (mm):	90,00
Länge (mm):	180,50
Masse (g):	2503,2
Wichte (kN/m^3):	21,3852
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	24; 30; 25
σ_{1u} (MPa):	46,93
σ_{1uc} (MPa):	41,22
σ_{1uc-ln} (MPa):	40,88
ϵ_{bruch} (%):	11,73

Tabelle 4.8 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 7



Bild 4.34 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 7)

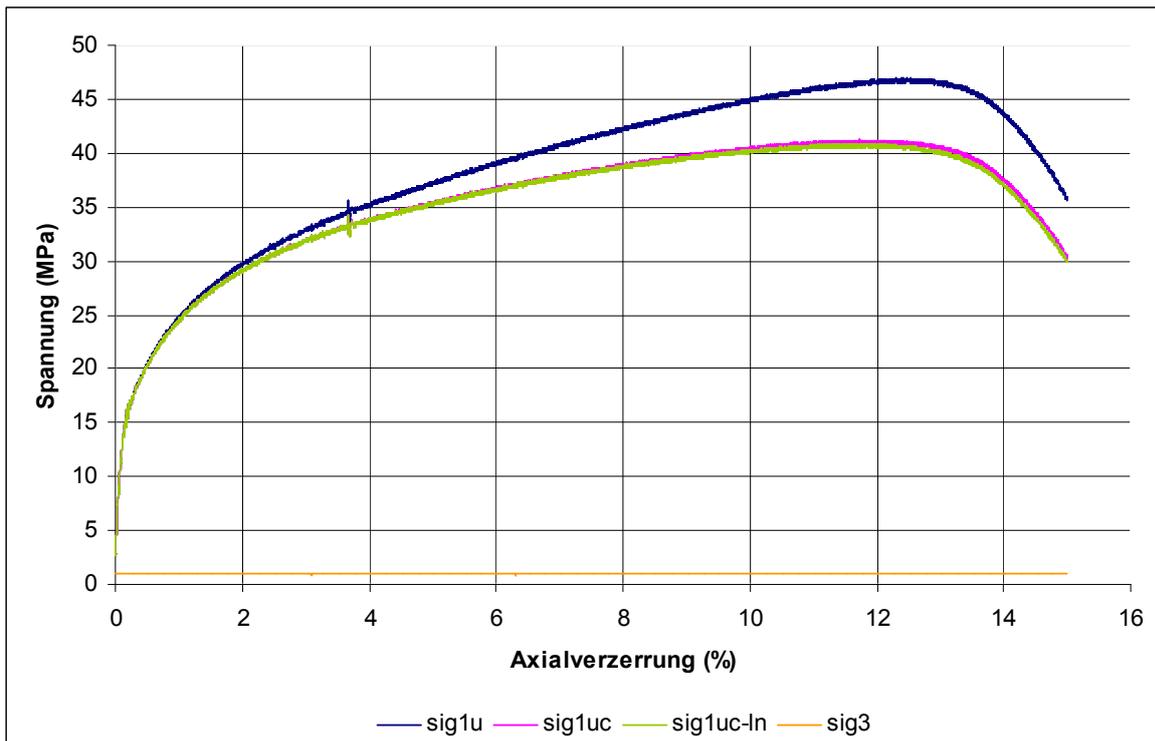


Bild 4.35 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit den Spannungen σ_{1u} , σ_{1uc} , σ_{1uc-ln} und σ_3 (Versuch Nr. 7)

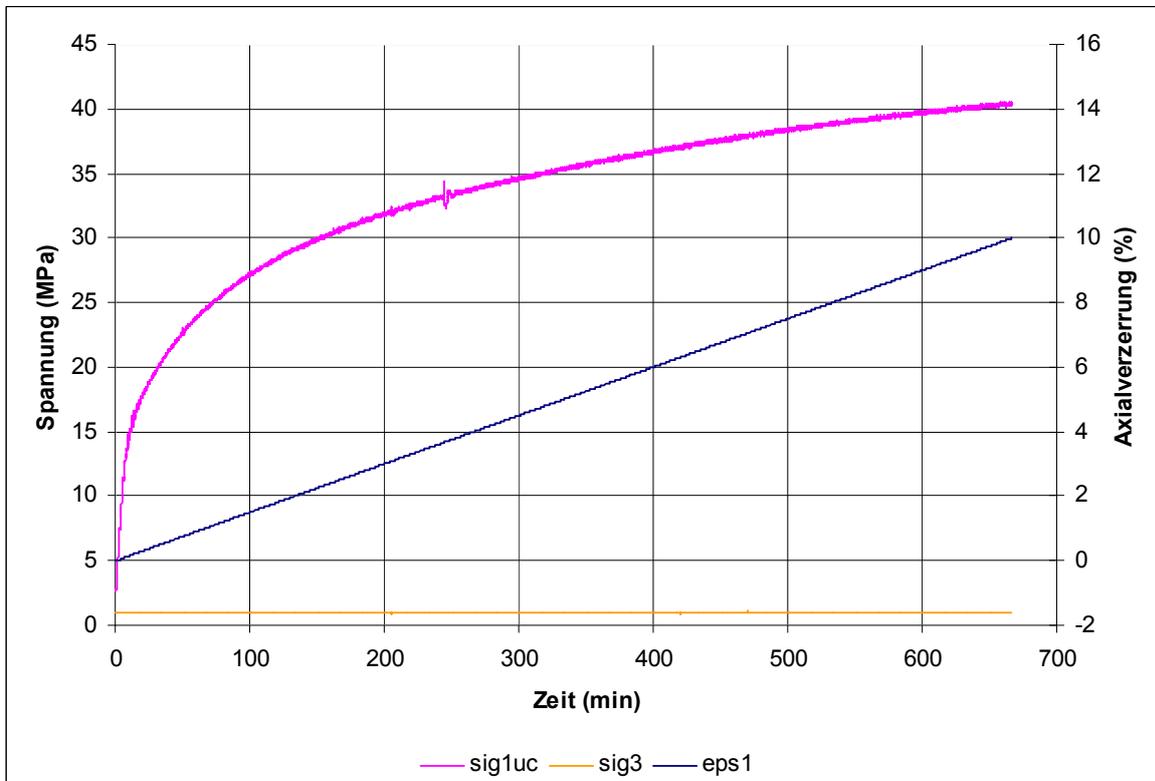


Bild 4.36 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Axialverzerrung (Versuch Nr. 7)

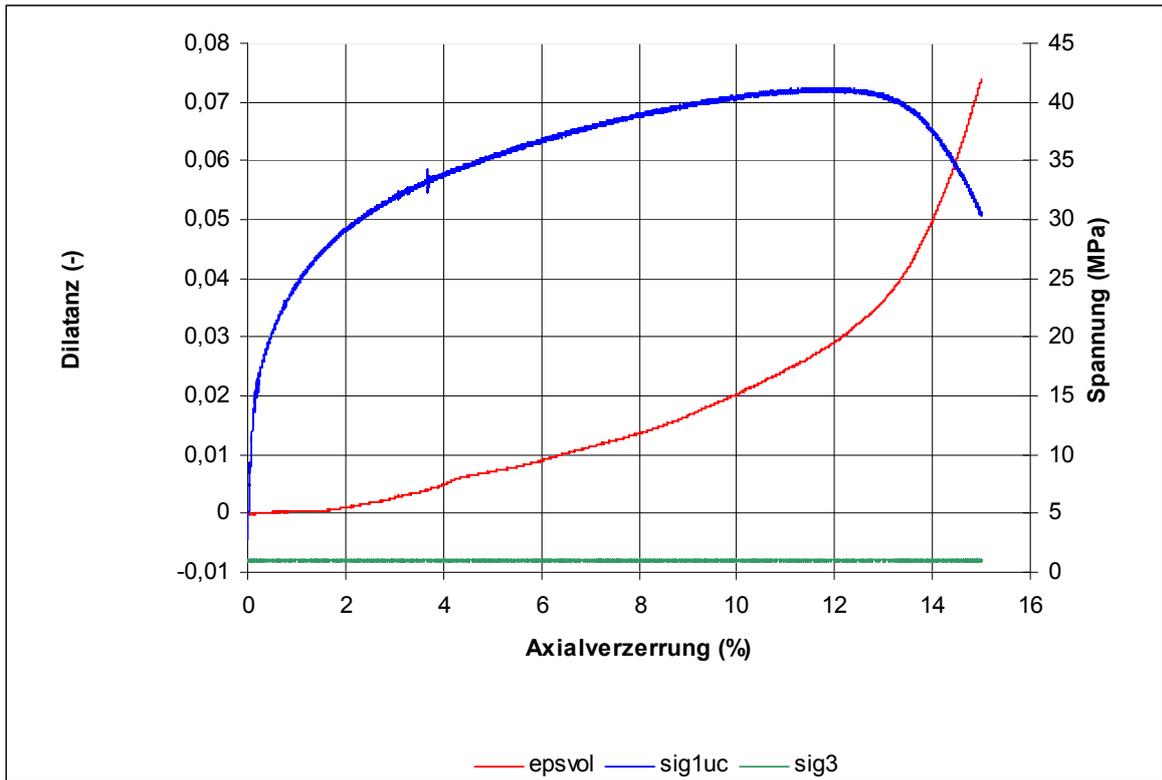


Bild 4.37 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Volumendilatanz (Versuch Nr. 7)

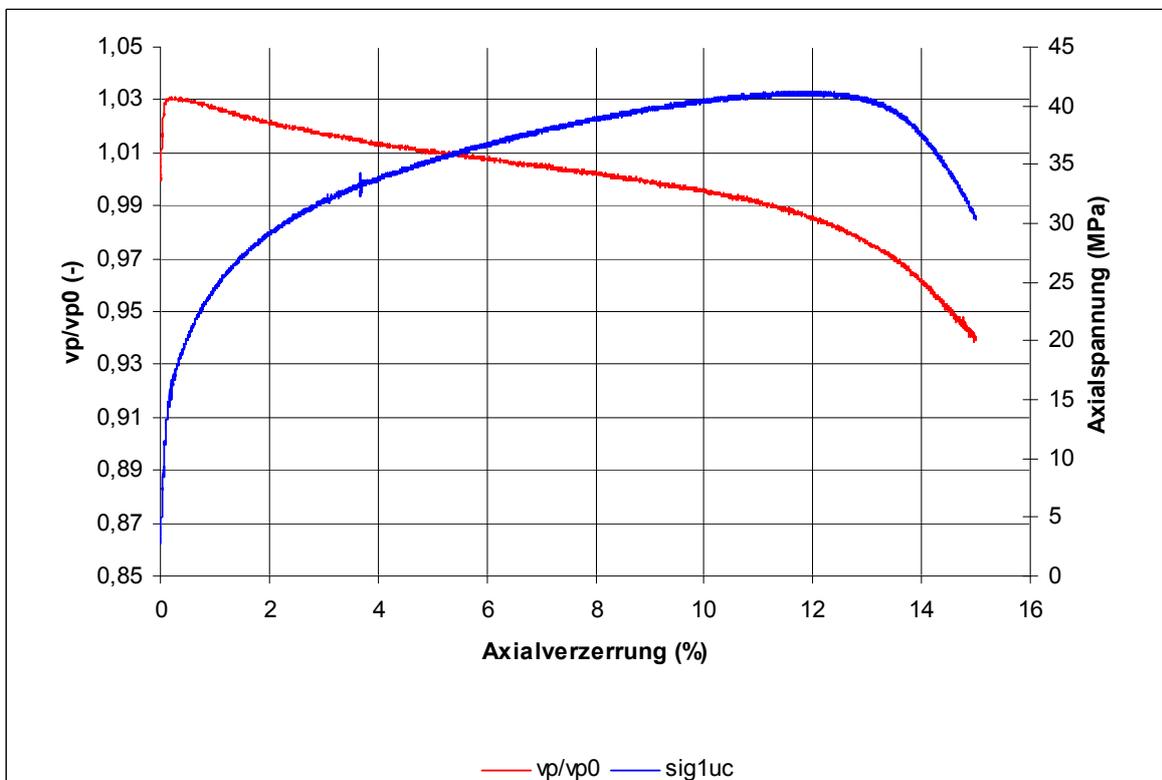


Bild 4.38 Spannungs-Verzerrungs-Diagramm mit Darstellung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 7)

(b) Triaxiale Kriechversuche

Versuch Nr.:	8
Versuchstechnik:	TCc
Axialspannung σ_1 (MPa)	39
Mantelspannung σ_3 (MPa)	3
Durchmesser (mm):	90,10
Länge (mm):	180,70
Masse (g):	2507,7
Wichte (kN/m^3):	21,3524
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	24; 30; 20

Tabelle 4.9 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 8



Bild 4.39 Prüfkörper vor und nach der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 8)

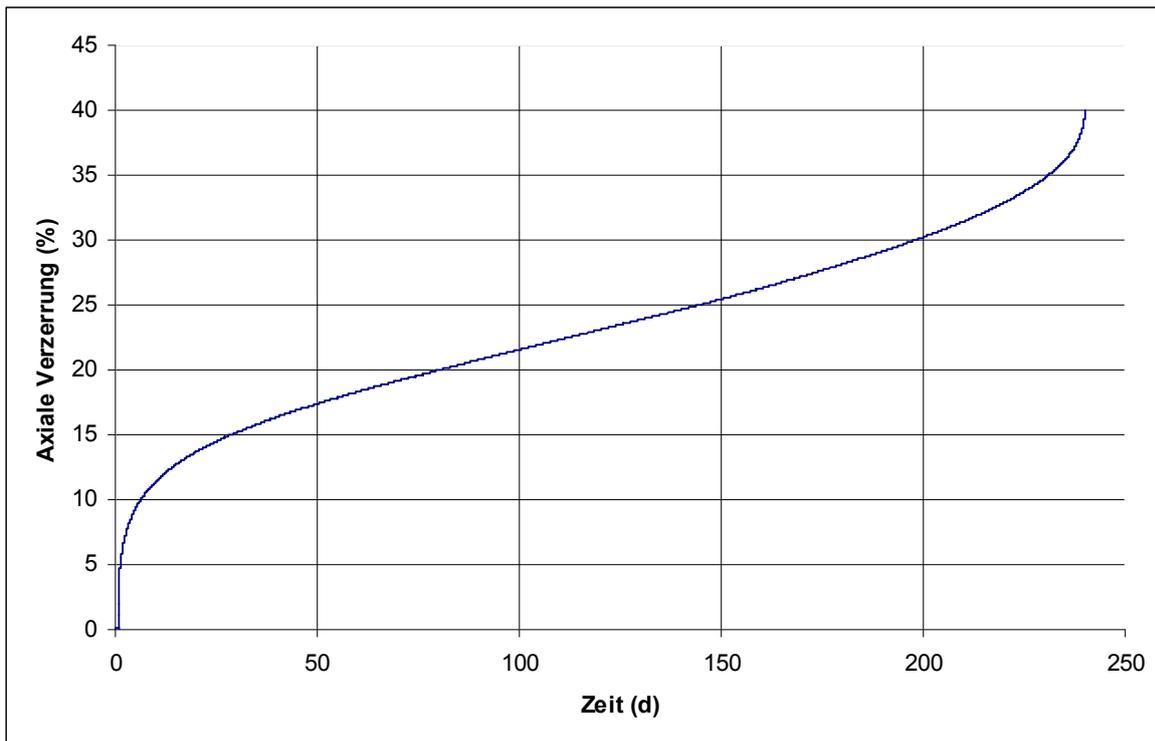


Bild 4.40 Zeitabhängige Darstellung der Axialverzerrung (Versuch Nr. 8)

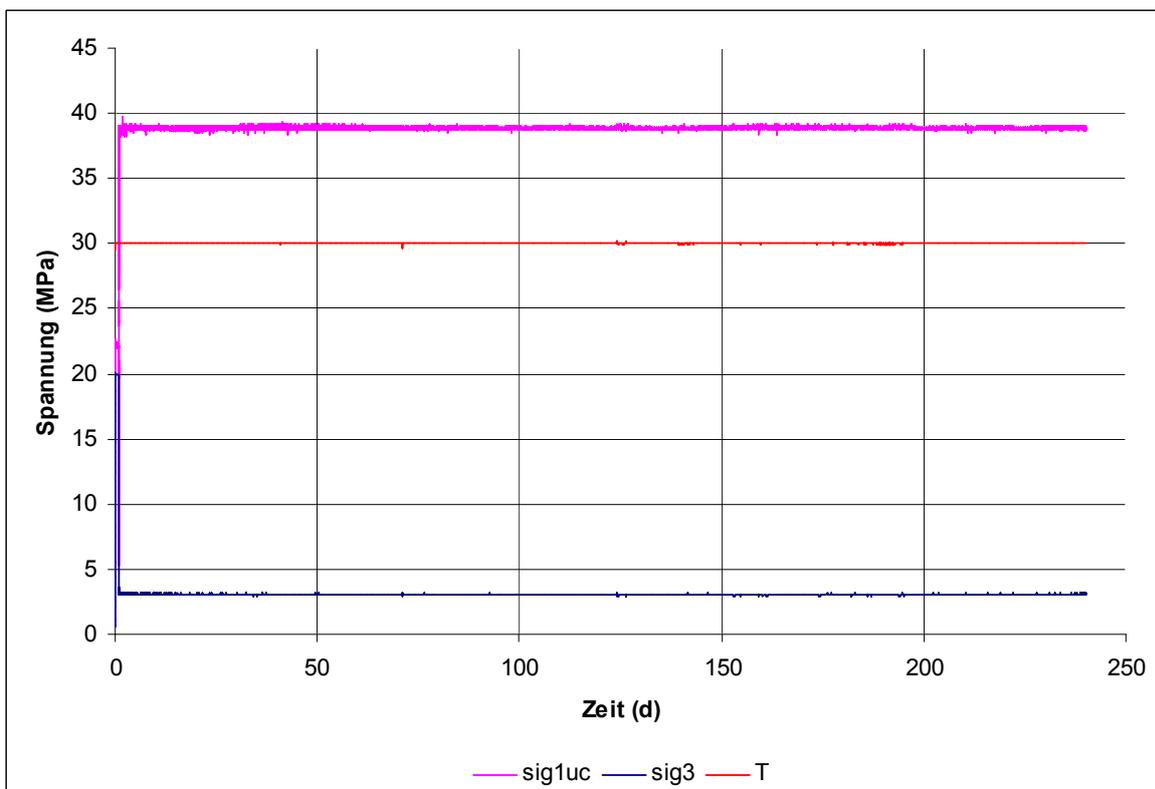


Bild 4.41 Zeitabhängige Darstellung der Axial- und Mantelspannung sowie der Temperatur (Versuch Nr. 8)

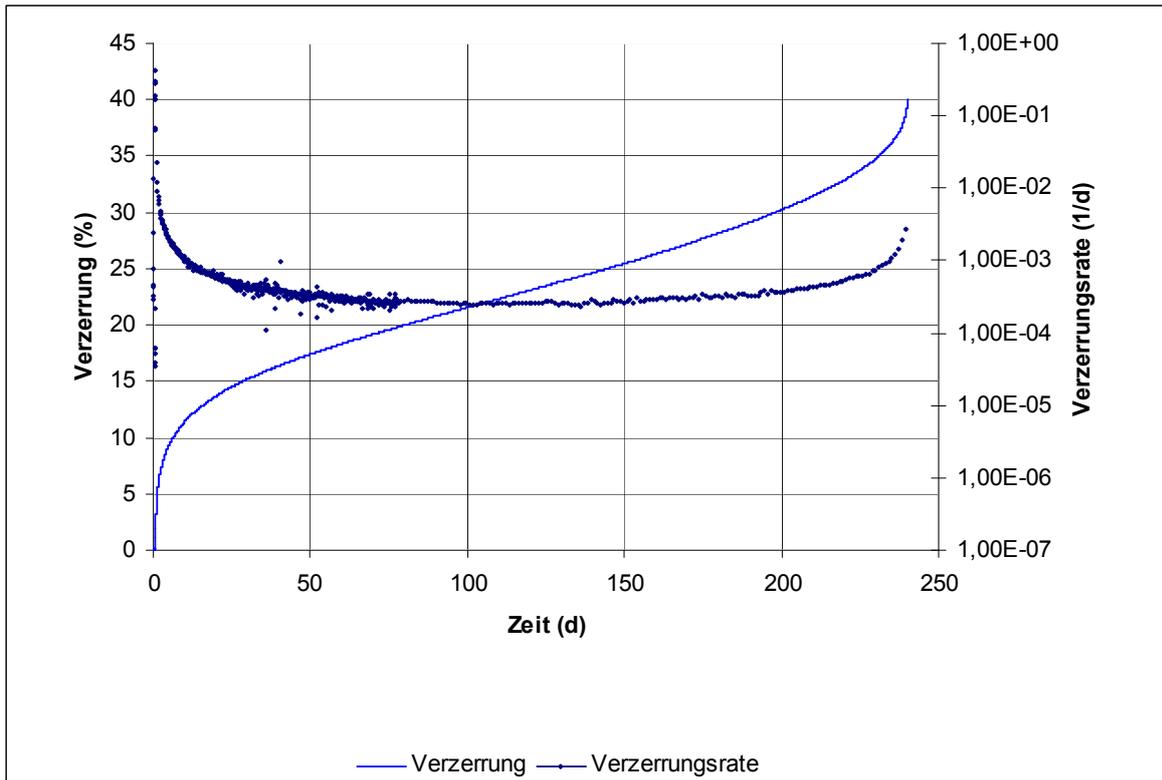


Bild 4.42 Zeitabhängige Darstellung der Verzerrung sowie der Verzerrungsraten (Versuch Nr. 8)

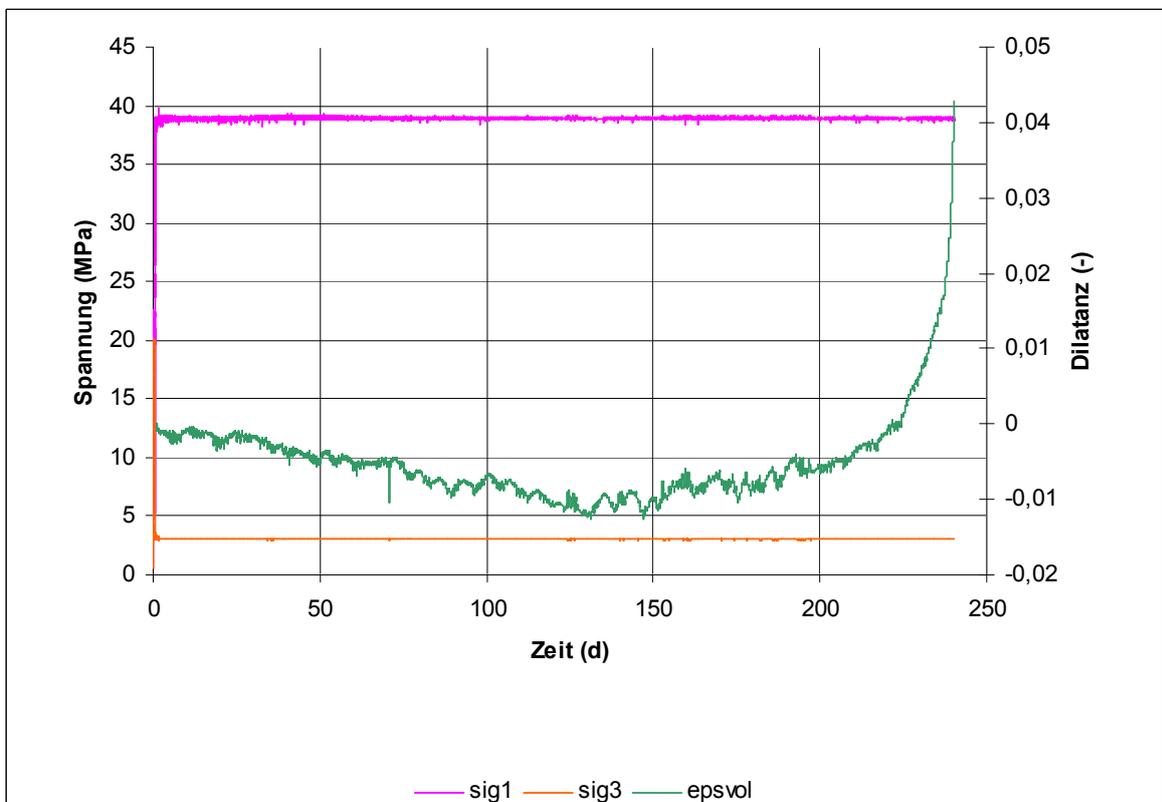


Bild 4.43 Zeitabhängige Darstellung der Spannungen sowie der Volumendilatanz (Versuch Nr. 8)

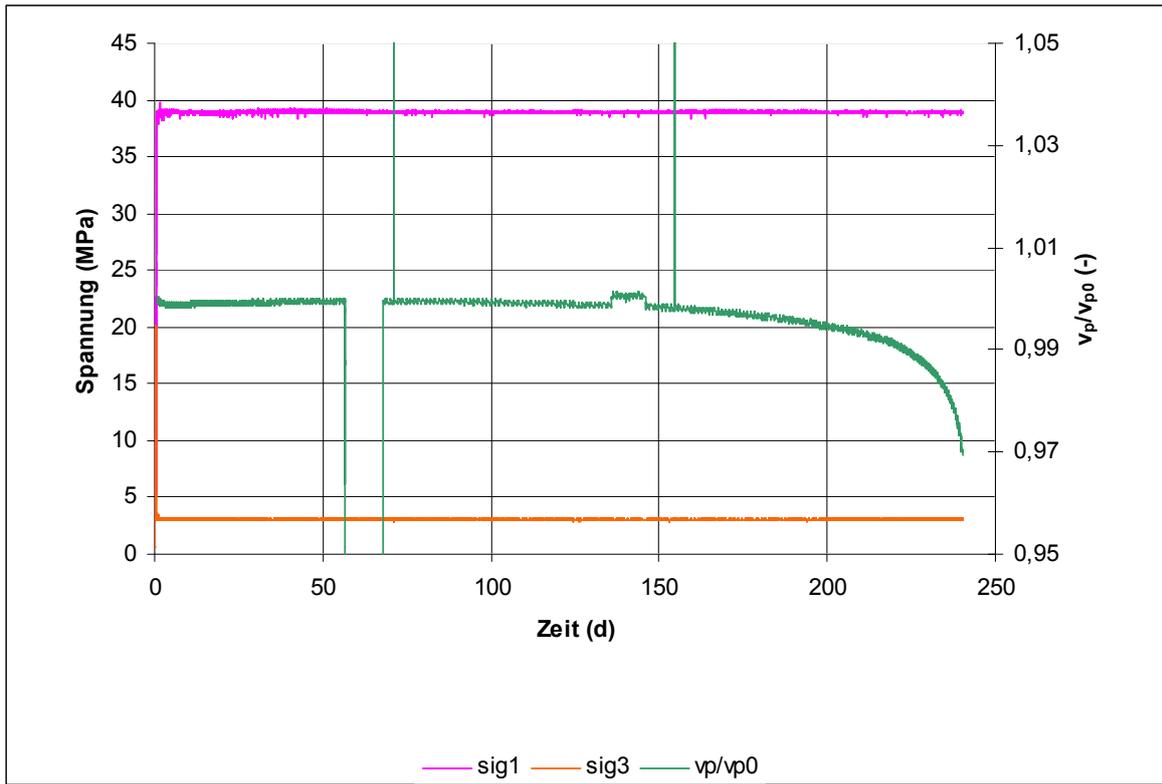


Bild 4.44 Zeitabhängige Darstellung der Spannungen sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 8)

Versuch Nr.:	9
Versuchstechnik:	TCc
Axialspannung σ_1 (MPa):	25/28/25/27/27
Mantelspannung σ_3 (MPa):	10/10/3/2/1,5
Vergleichsspannung σ_v (MPa):	15/18/22/25/25,5
Durchmesser (mm):	90,00
Länge (mm):	180,60
Masse (g):	2498,9
Wichte (kN/m^3):	21,3366
Temperatur ($^{\circ}\text{C}$):	30
Vorkompaktion:	
t (h); T ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ (MPa):	24; 30; 60

Tabelle 4.10 Versuchsdaten zu Versuch Nr. 9



Bild 4.45 Prüfkörper vor der Versuchsdurchführung (Versuch Nr. 9)

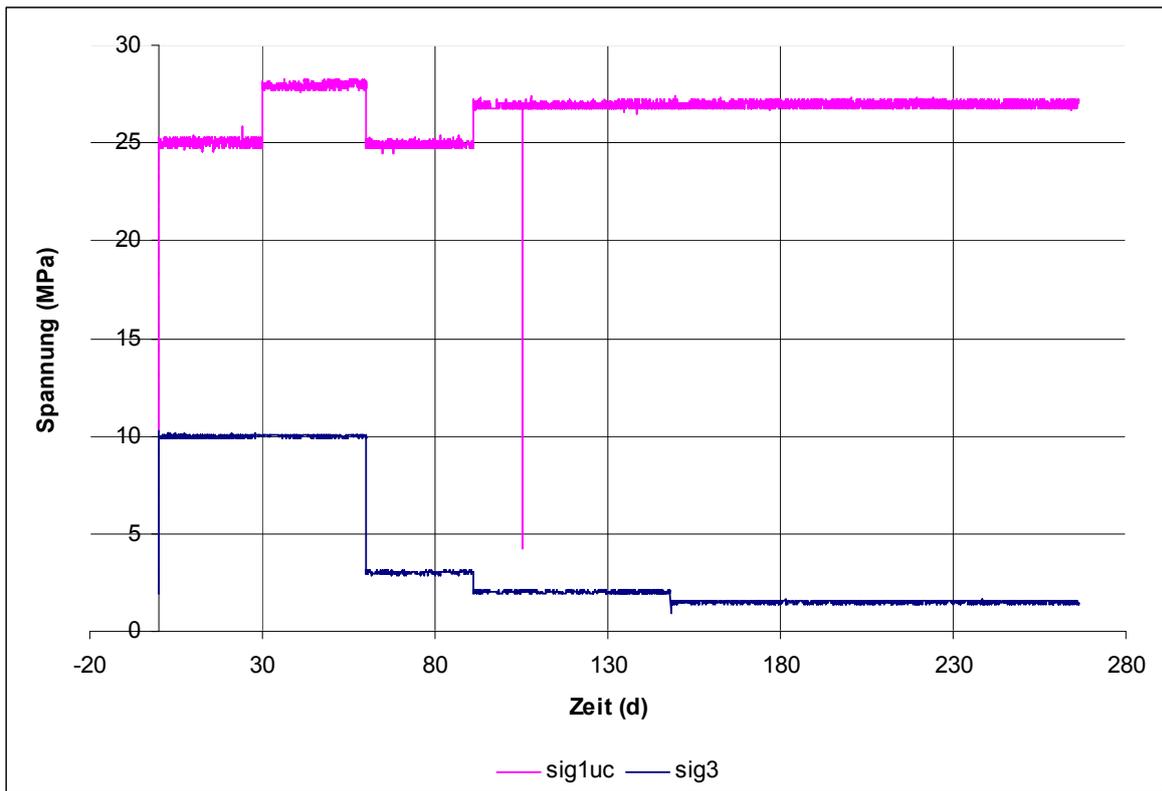


Bild 4.46 Zeitabhängige Darstellung der Spannungen (Versuch Nr. 9)

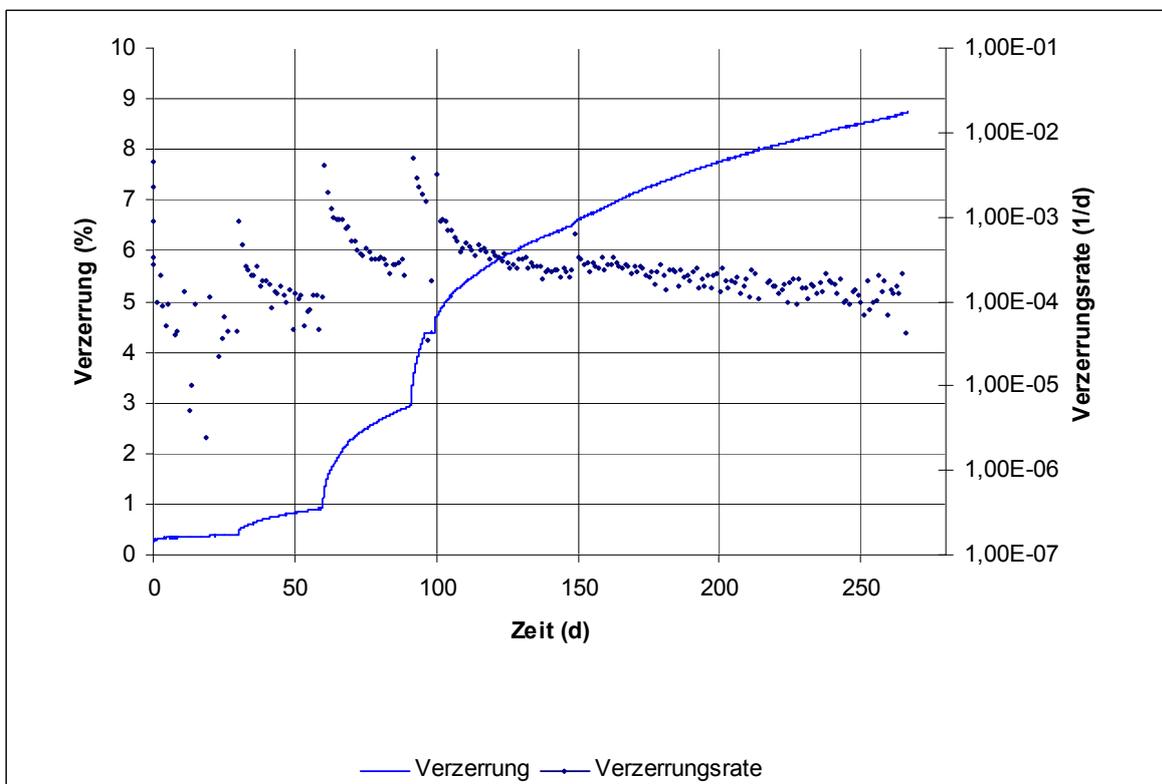


Bild 4.47 Zeitabhängige Darstellung der Verzerrung sowie der Verzerrungsraten (Versuch Nr. 9)

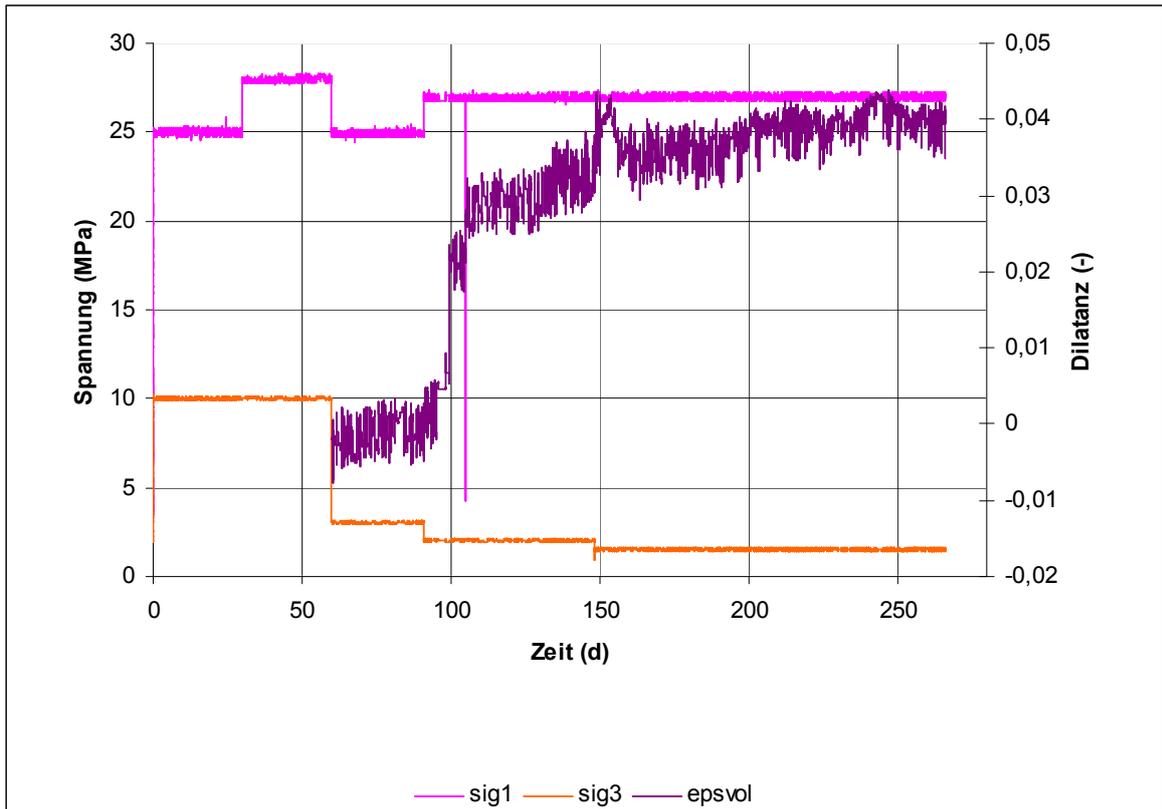


Bild 4.48 Zeitabhängige Darstellung der Spannungen sowie der Volumendilatanz (Versuch Nr. 9)

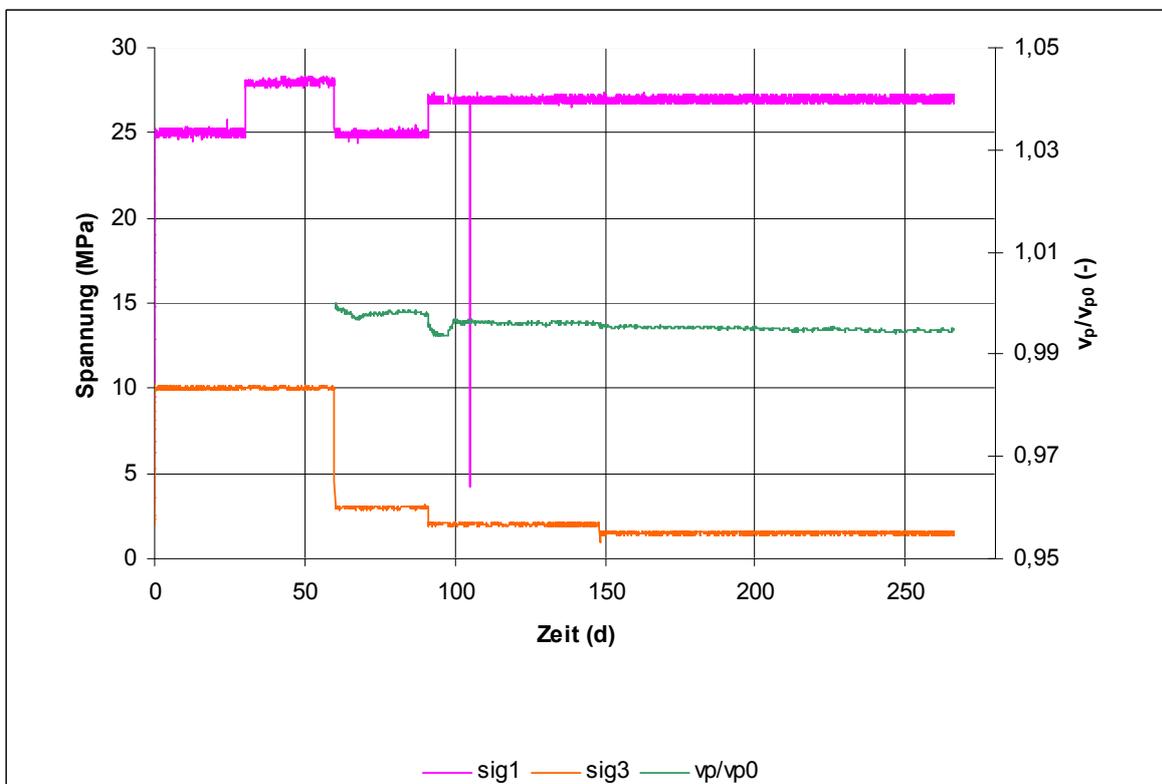


Bild 4.49 Zeitabhängige Darstellung der Spannungen sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (Versuch Nr. 9)

5 Ergebnisse von rechnerischen Simulationen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux*

5.1 Einleitung

Ziel des vorliegenden Forschungsprojekts war einerseits der Vergleich aktueller Stoffmodelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz unter deviatorischer Belastung am Beispiel einer realen Untertagestruktur. Andererseits sollten die jeweiligen Vorgehensweisen der Projektpartner mit Blick auf die Berücksichtigung von vorhandenen bzw. nicht vorhandenen Messdaten (laborativ und in situ) bei der Prognose des langzeitigen Tragverhaltens einer solchen Untertagestruktur dargestellt werden.

Als reale Untertagestruktur ist im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts exemplarisch ein Ausschnitt des Grubenfeldes Angersdorf modelliert worden. Dabei sind die jeweiligen Simulationsergebnisse der einzelnen Projektpartner miteinander und mit In-situ-Messwerten verglichen worden.

Im Vorfeld der Simulationsberechnung zum mechanischen Verhalten des ausgewählten Grubenfeldausschnitts aus dem Salzbergwerk Angersdorf ist eine Diskretisierungsstudie an einem Langpfeilermodell durchgeführt worden. Diese Diskretisierungsstudie erfolgte vor dem Hintergrund, dass bei der Diskretisierung von Tragestrukturen bzw. Tragstrukturelementen der Fall einer relativ groben Modelldiskretisierung mit daraus resultierenden geringeren Rechenzeiten und einer geringeren Ergebnisgenauigkeit dem Fall einer feineren Modelldiskretisierung mit größerer Genauigkeit der Berechnungsergebnisse und damit besserer Prognostizierbarkeit des Langzeitverhaltens bei allerdings längerer Rechenzeit gegenübersteht.

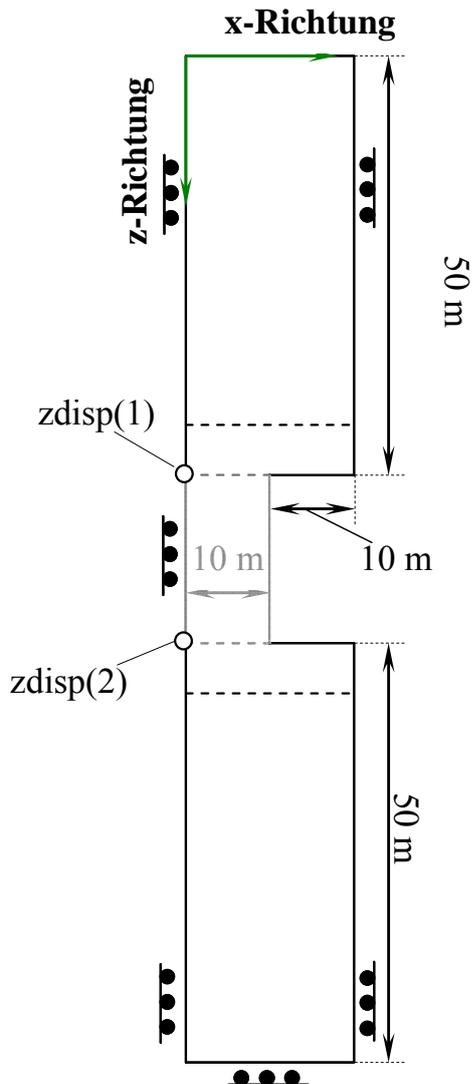
Mit der Diskretisierungsstudie sollte daher untersucht werden, welcher Grad der Diskretisierung für die jeweiligen Stoffmodelle der Projektpartner mindestens notwendig ist, um numerische Artefakte, d.h. fehlerbehaftete Ergebnisse aufgrund einer zu groben Modelldiskretisierung zu vermeiden bzw. deren Einfluss hinreichend zu minimieren.

5.2 Diskretisierungsstudie

Um die Auswirkungen unterschiedlicher Modelldiskretisierungen bei den unterschiedlichen Stoffmodellen der Projektpartner zu untersuchen, haben sich die Projektpartner des vorliegenden Verbundprojekts auf die Modellierung einer generischen Kammer-Langpfeiler-Situation (Scheibenmodell) mit einer zu variierenden Modelldiskretisierung geeinigt. Das betrachtete Kammer-Langpfeiler-Modell ist in Bezug auf die Dimensionen der Pfeilerstruktur den nachfolgend zu betrachtenden Abbaukammern des Grubenfeldes Angersdorf ähnlich. Bild 5.1 zeigt die Abmes-

sungen des betrachteten Kammer-Langpfeiler-Modells sowie die zu untersuchenden Diskretisierungsvariationen. Aus Symmetriegründen sind im Berechnungsmodell eine halbe Kammer und ein halber Pfeiler betrachtet worden.

$$\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \cdot s^{-1}$$



Variation der Elemente im Pfeilerbereich (10m x 20m)

Elem-in x	Elem in z	$\sigma_{Pf,Max}$
6	6	
7	6	
8	6	
9	6	
10	6	
11	6	
12	6	
15	6	
20	6	
6	8	
7	8	
8	8	
9	8	
10	8	
11	8	
12	8	
15	8	
20	8	
6	10	
7	10	
8	10	
9	10	
10	10	
11	10	
12	10	
15	10	
20	10	

$$\bar{\sigma}_{Pf} = \frac{F_{Pf}}{A_{0,Pf}} \Rightarrow F_{Pf} = \sum_i \sigma_{z,i} \cdot A_i$$

für Langpfeiler (echtes 2D Modell):

$$\bar{\sigma}_{Pf} = \frac{F_{Pf}}{b_{0,Pf}} \Rightarrow F_{Pf} = \sum_i \sigma_{z,i} \cdot b_i \quad b_{0,Pf} = 10m$$

$$\epsilon_1 = \frac{\Delta h}{h_0} = \frac{zdisp(1) - zdisp(2)}{20m}$$

Bild 5.1 Kammer-Langpfeiler-Modell der Diskretisierungsstudie und zu untersuchende Diskretisierungsvariationen (scheibenartiges Tragsystem, $d = 1 m$)

Die vertikale Ausdehnung des Modells beträgt $h_{Modell} = 120 m$, die horizontale Ausdehnung $b_{Modell} = 20 m$. In der Mitte des Modells sind die Abbaukammer und der Pfeiler angeordnet. Die Abmessungen des im Berechnungsmodell betrachteten halben Pfeilers betragen in der Höhe $h_{Pfeiler} = 20 m$ und in der Breite $b_{Pfeiler} = 10 m$. Die gesamte Modellstruktur soll sich in einem homogenen Steinsalzbereich befinden.

Der Umfang für die Variation der Elementanzahl im Pfeilerbereich soll in x -Richtung eine Anzahl von $n_x = 6$ bis $n_x = 20$ Elementen und in z -Richtung von $n_z = 6$ bis $n_z = 10$ Elementen umfassen. Die zu untersuchenden Kombinationen der Elementanzahl in x - und z -Richtung sind Bild 5.1 zu entnehmen. Oberhalb bzw. unterhalb des Pfeilers außerhalb des durch die gestrichelten Linien in Bild 5.1 markierten Bereichs können die Projektpartner eine Aufweitung der Diskretisierung vornehmen.

Wie in Bild 5.1 dargestellt, ist das Berechnungsmodell für $x = 0 \text{ m}$ (linker Modellrand) und $x = 20 \text{ m}$ (rechter Modellrand) gegen horizontale Verschiebungen in x -Richtung gesperrt, für das gesamte Berechnungsmodell gegen horizontale Verschiebungen in y -Richtung und für $z = 0 \text{ m}$ (unterer Modellrand) gegen vertikale Verschiebungen. Bild 5.2 zeigt das vom Projektpartner TUC mit der Simulationssoftware *FLAC^{3D} 3.1* diskretisierte Berechnungsmodell mit den Verschiebungsrandbedingungen für die Diskretisierungsvariante mit $n_x = 6$ und $n_z = 6$.

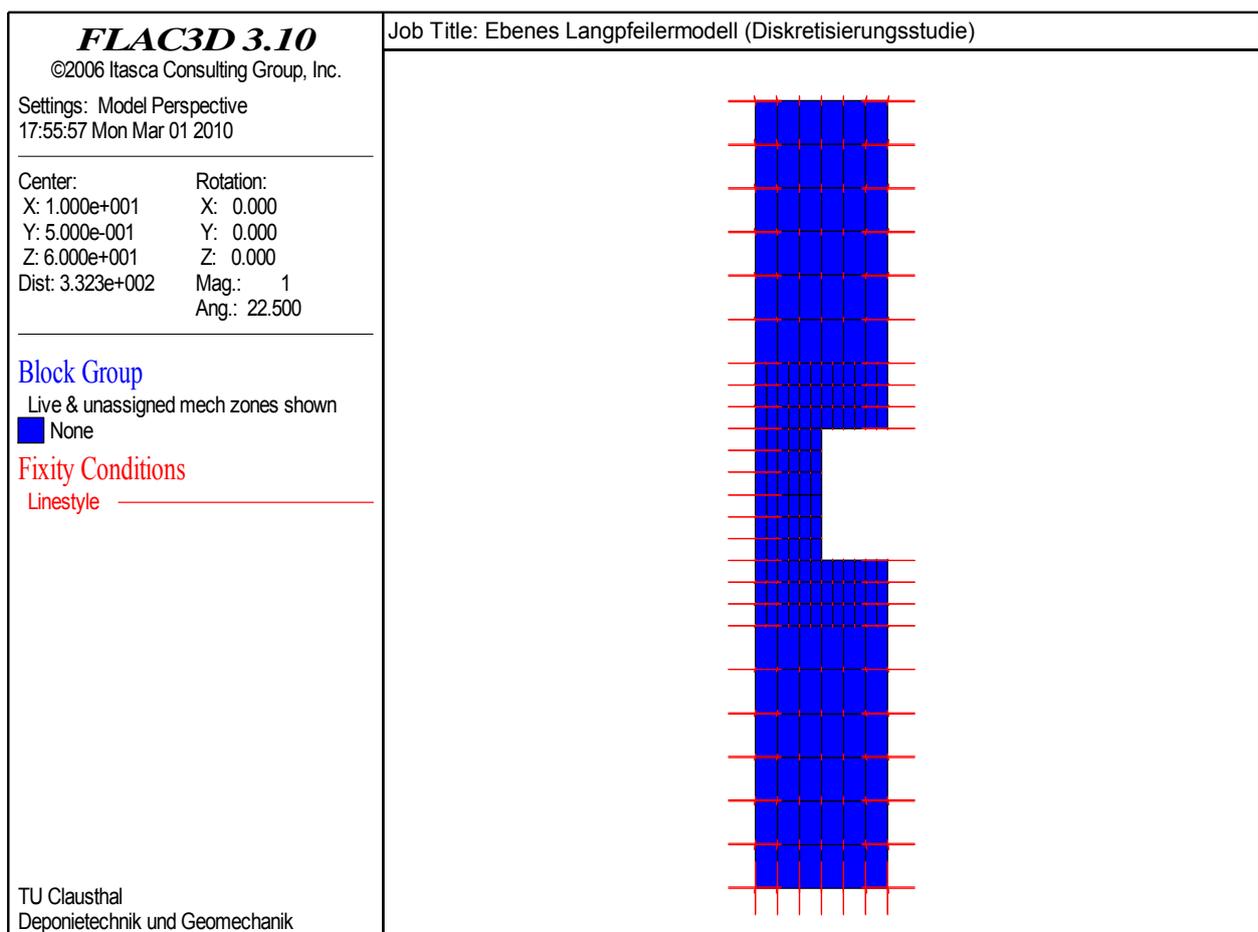


Bild 5.2 Ansicht des Berechnungsmodells mit Verschiebungsrandbedingungen

Die Lastaufbringung erfolgt in der Form einer konstanten Deformationsrate am oberen Modellrand. Dort wird eine konstante Pfeilerstauchungsrate von $\dot{\epsilon}_1 = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ angesetzt bezogen auf die

Ausgangspfeilerhöhe von $h_{\text{Pfeiler},0} = 20 \text{ m}$. Die Pfeilerstauchung wird dabei mittels der Differenz der vertikalen Verschiebungen an der Ober- und Unterkante des Pfeilers bezogen auf die Ausgangspfeilerhöhe $h_{\text{Pfeiler},0} = 20 \text{ m}$ wie folgt berechnet:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta h_{\text{Pfeiler}}}{h_{\text{Pfeiler},0}} = \frac{z\text{disp}(1) - z\text{disp}(2)}{20\text{m}} \quad (5.1)$$

mit

- ε_1 - Pfeilerstauchung in - ,
- $\Delta h_{\text{Pfeiler}}$ - Differenz der vertikalen Verschiebung an Ober- und Unterkante des Pfeilers in m und
- $h_{\text{Pfeiler},0}$ - Ausgangspfeilerhöhe in m .

Als Auswertungs- und Vergleichsgröße wird die aus dem vertikalen Kraftfluss im Berechnungsmodell unterhalb der Kammer-Langpfeiler-Struktur berechnete mittlere Pfeilergrenzspannung $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler},\text{grenz}}$ zum Zeitpunkt des Pfeilerversagens verwendet, allerdings jeweils bezogen auf die Ausgangspfeilerbreite von $b_{\text{Pfeiler}} = 10 \text{ m}$.

Da im Rahmen der Diskretisierungsstudie nicht die absolute Größe der berechneten Pfeilergrenzspannung untersucht werden sollte, sondern der Einfluss der Modelldiskretisierung auf die berechnete Pfeilergrenzspannung, ist eine Normierung der berechneten Pfeilergrenzspannungen $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler},\text{grenz},i}$ bezogen auf die mit der feinsten Modelldiskretisierung $n_x = 20$ und $n_z = 10$ berechneten Pfeilergrenzspannung $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler},\text{grenz},\infty}$ durchgeführt worden.

Die Diskretisierungsstudie ist im Hinblick auf die mechanischen Randbedingungen einem wegeregulierten Triaxialversuch sehr ähnlich. Daher erfolgten die im Rahmen der Diskretisierungsstudie vom Projektpartner TUC durchgeführten Berechnungen unter Verwendung des um das Stoffmodell *Lubby1* erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* (wie in Abschnitt 3.4 beschrieben).

Die zulässige Schädigung D wurde beim Projektpartner TUC für alle Berechnungen der Diskretisierungsstudie auf einen Maximalwert von $D = 0,4$ begrenzt, so dass sich die geschädigten Elemente am Lastabtrag auch bei maximaler Schädigung noch mit einem recht hohen Anteil beteiligen. Bild 5.3 zeigt die Verteilung der berechneten Schädigung für zwei Modelle mit unterschiedlicher Modelldiskretisierung. Die beiden dargestellten Modelle repräsentieren den grössten und den feinsten im Rahmen der Diskretisierungsstudie zu untersuchenden Diskretisie-

rungsgrad für den Pfeilerbereich. Bei der größten Pfeilerdiskretisierung mit $n_x = 6$ und $n_z = 6$ Elementen (linke Modellabbildung) bildet sich das Maximum der Schädigung von $D = 0,4$ nahe der Pfeilerkontur aus. Dagegen zeigt die berechnete Schädigungsverteilung für das am feinsten diskretisierte Berechnungsmodell mit $n_x = 10$ und $n_z = 20$ Elementen (rechte Modellabbildung) die maximale Schädigung einige Meter hinter der Pfeilerkontur mit diagonalem Verlauf zu den Kammerecken. Dieser Effekt, der als Ausbildung so genannter Scherbänder bezeichnet wird, zeigt sich auch bei In-situ-Beobachtungen durch starke Auflockerungen mit Rissbildung bzw. Abschalung von konturnahem Gebirge in vertikaler Pfeilermitte. Somit wird bestätigt, dass eine feinere Diskretisierung zu tieferen Einblicken in das Tragverhalten und auch zu realitätsnäheren Berechnungsergebnissen führt.

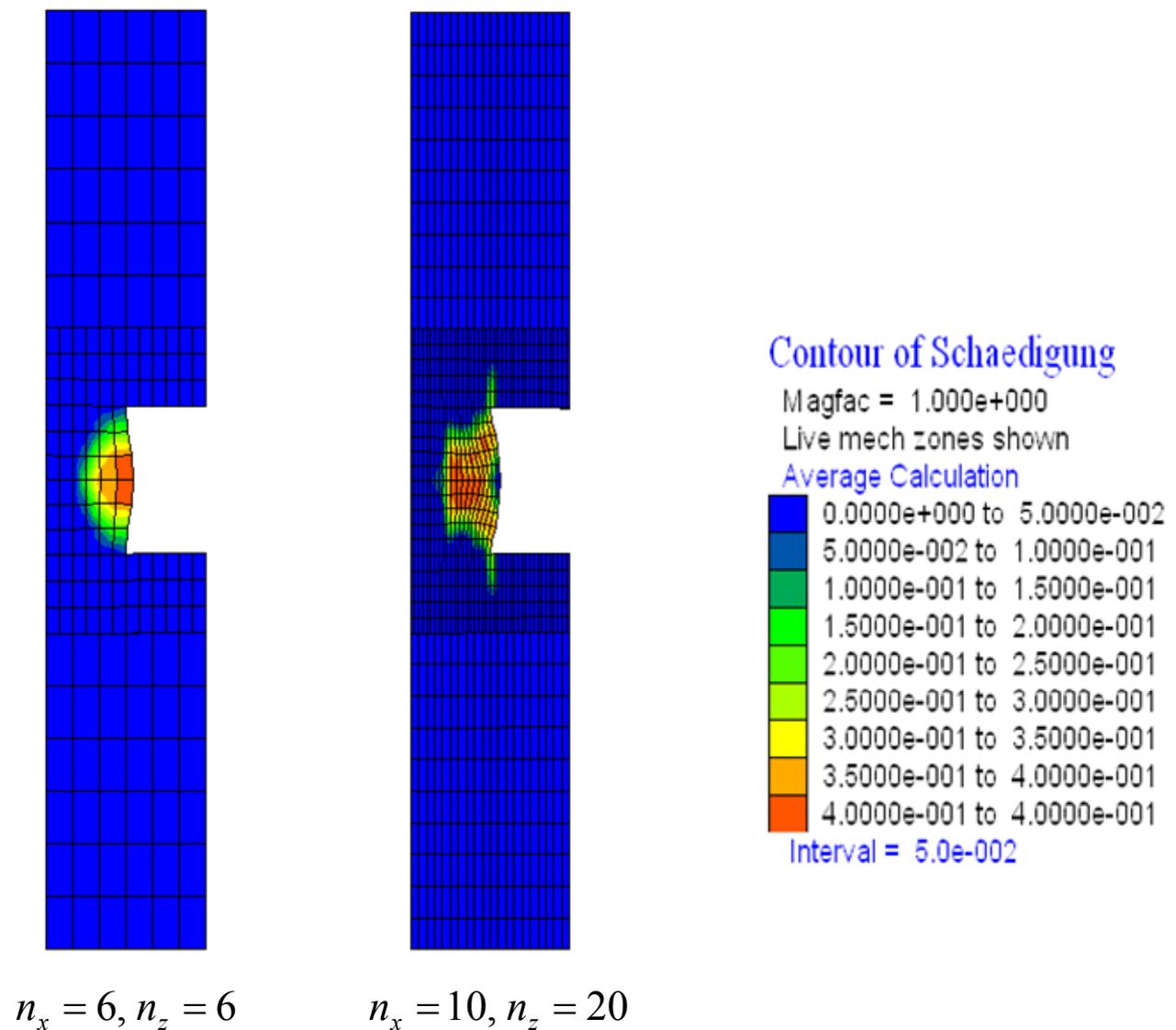


Bild 5.3 Flächendarstellung der berechneten Schädigung für zwei unterschiedlich diskretisierte Berechnungsmodelle

Bild 5.4, Bild 5.5 und Bild 5.6 stellen die Berechnungsergebnisse für unterschiedliche Pfeilerdiskretisierungen zusammen. Dabei sind in den Darstellungen jeweils die berechneten vertikalen Pfeilerspannungen in Abhängigkeit von der berechneten vertikalen Pfeilerstauchung aufgetragen. In Bild 5.4 sind dabei die berechneten Pfeilerspannungen für die Berechnungsvarianten aufgetragen, in denen eine vertikale Pfeilerdiskretisierung von $n_z = 6$ vorliegt. Die berechneten Pfeilerspannungen für die Berechnungsvarianten mit $n_z = 8$ bzw. $n_z = 10$ sind in analoger Weise in Bild 5.5 bzw. in Bild 5.6 dargestellt.

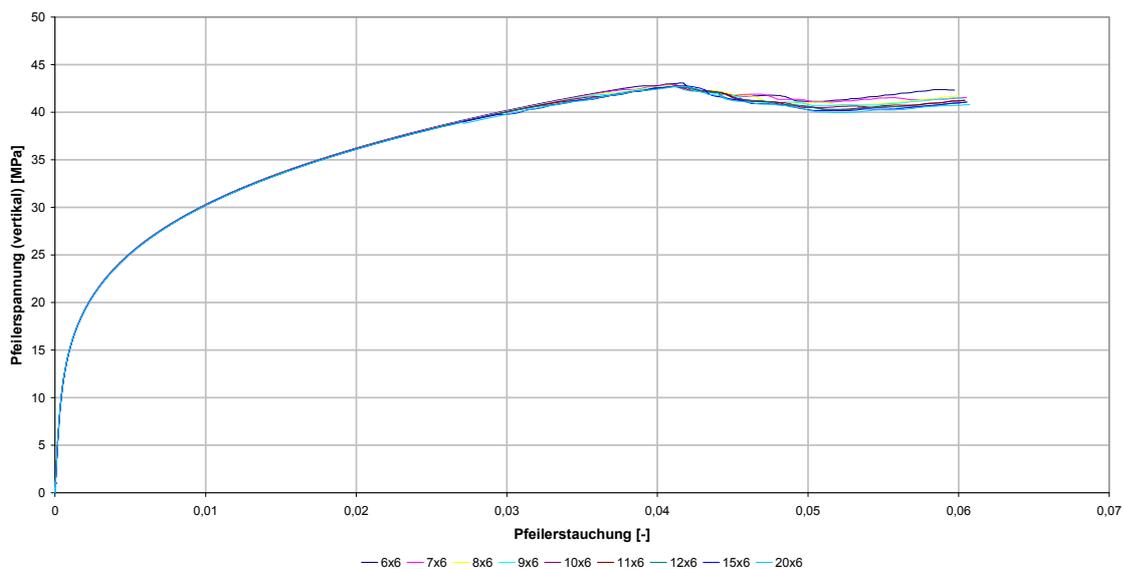


Bild 5.4 Pfeilerspannung-Pfeilerstauchung-Diagramm für die zu untersuchenden Pfeilerdiskretisierungsvarianten mit $n_z = 6$

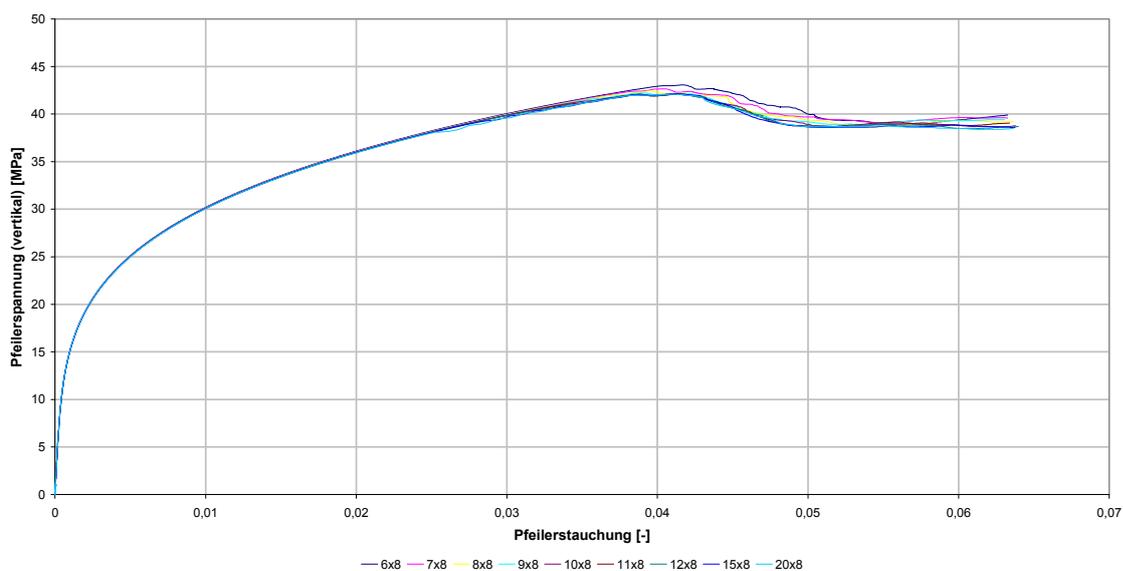


Bild 5.5 Pfeilerspannung-Pfeilerstauchung-Diagramm für die zu untersuchenden Pfeilerdiskretisierungsvarianten mit $n_z = 8$

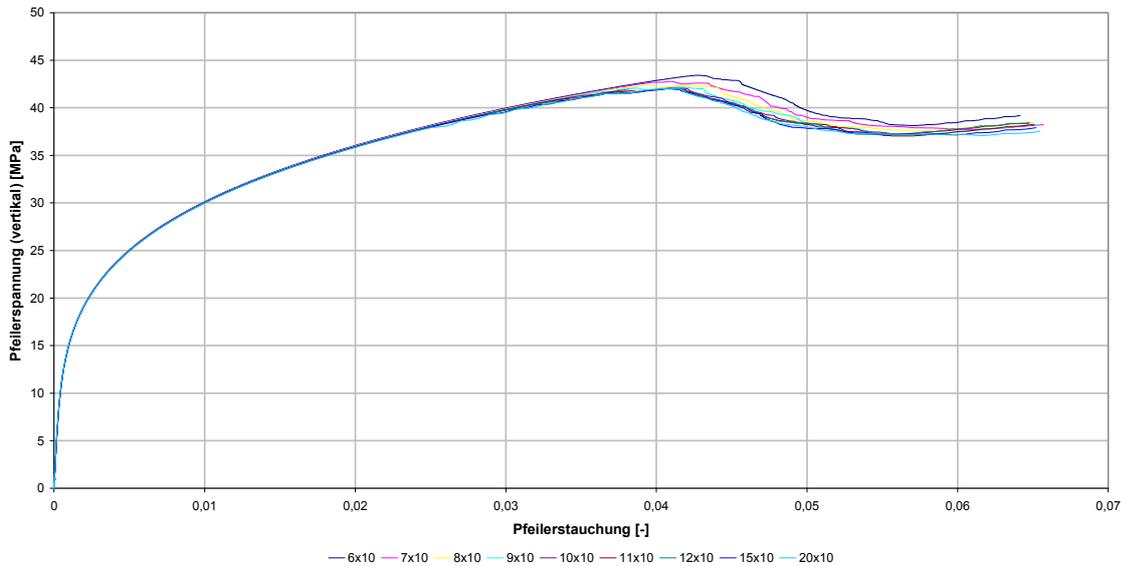


Bild 5.6 Pfeilerspannung-Pfeilerstauchung-Diagramm für die zu untersuchenden Pfeilerdiskretisierungsvarianten mit $n_z = 10$

Die in Bild 5.4, Bild 5.5 und Bild 5.6 dargestellten Berechnungsergebnisse weisen über die gesamte Diskretisierungsbandbreite einen nur sehr geringen Diskretisierungseinfluss auf. Für die Phase vor dem Versagen des Pfeilers wird sogar nahezu gar kein Einfluss der Pfeilerdiskretisierung auf die berechneten mittleren Pfeilerspannungen ausgewiesen. Diese geringe Sensitivität kann dadurch begründet werden, dass der Schädigungs- und Bruchprozess im Steinsalz hochgradig nichtlinear vom Spannungszustand abhängt und damit wesentlich sensibler reagiert auf eine zu grobe Modelldiskretisierung und die daraus resultierenden Ungenauigkeiten bei den berechneten Spannungswerten. Der Vorbruchbereich dagegen wird eher von elastischen Prozessen und Kriechprozessen dominiert, die mit Blick auf kleine Ungenauigkeiten in den berechneten Spannungswerten weniger sensibel reagieren.

Für die feinste Pfeilerdiskretisierung mit $n_x = 10$ und $n_z = 20$ Elementen liegt die berechnete mittlere Pfeilergrenzspannung bei $\bar{\sigma}_{Pfeiler, grenz, \infty} \approx 42 \text{ MPa}$. Die Simulationsberechnungen mit den übrigen im Rahmen der Diskretisierungsstudie betrachteten Pfeilerdiskretisierungen zeigen je nach Diskretisierungsvariante Abweichungen von bis zu 3,5 %. Das Pfeilerversagen stellt sich für alle Varianten nach einer Pfeilerstauchung zwischen 4 % und 4,5 % ein.

Um einen besseren Vergleich der Berechnungsergebnisse für die unterschiedlichen Pfeilerdiskretisierungen zu ermöglichen, sind in Bild 5.7 die aus den jeweiligen Berechnungsvarianten erhaltenen mittleren Pfeilergrenzspannungen für die verschiedenen Pfeilerdiskretisierungen zusammenfassend aufgetragen. Es ist deutlich zu ersehen, dass die Wahl der Pfeilerdiskretisierung einen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse hat, da die mittleren Pfeilergrenzspannungen der

Berechnungsvariationen mit einer vertikalen Pfeilerdiskretisierung entsprechend $n_z = 6$ recht deutlich abweichen von den mittleren Pfeiler Grenzspannungen der Berechnungsvariationen mit einer vertikalen Pfeilerdiskretisierung entsprechend $n_z = 8$ bzw. $n_z = 10$. Die Unterschiede zwischen mittleren Pfeiler Grenzspannungen der Berechnungsvarianten mit $n_z = 8$ und $n_z = 10$ sind dagegen relativ gering. Hinsichtlich der horizontalen Pfeilerdiskretisierung kann aus Bild 5.7 entnommen werden, dass die mittlere Pfeiler Grenzspannung ab einer horizontalen Pfeilerdiskretisierung mit mindestens $n_x = 9$ Elementen relativ konstant zwischen $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz} = 42,0 \text{ MPa}$ bis $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz} = 42,2 \text{ MPa}$ liegt und eine Verfeinerung der horizontalen Pfeilerdiskretisierung die Berechnungsergebnisse somit nur noch geringfügig beeinflusst.

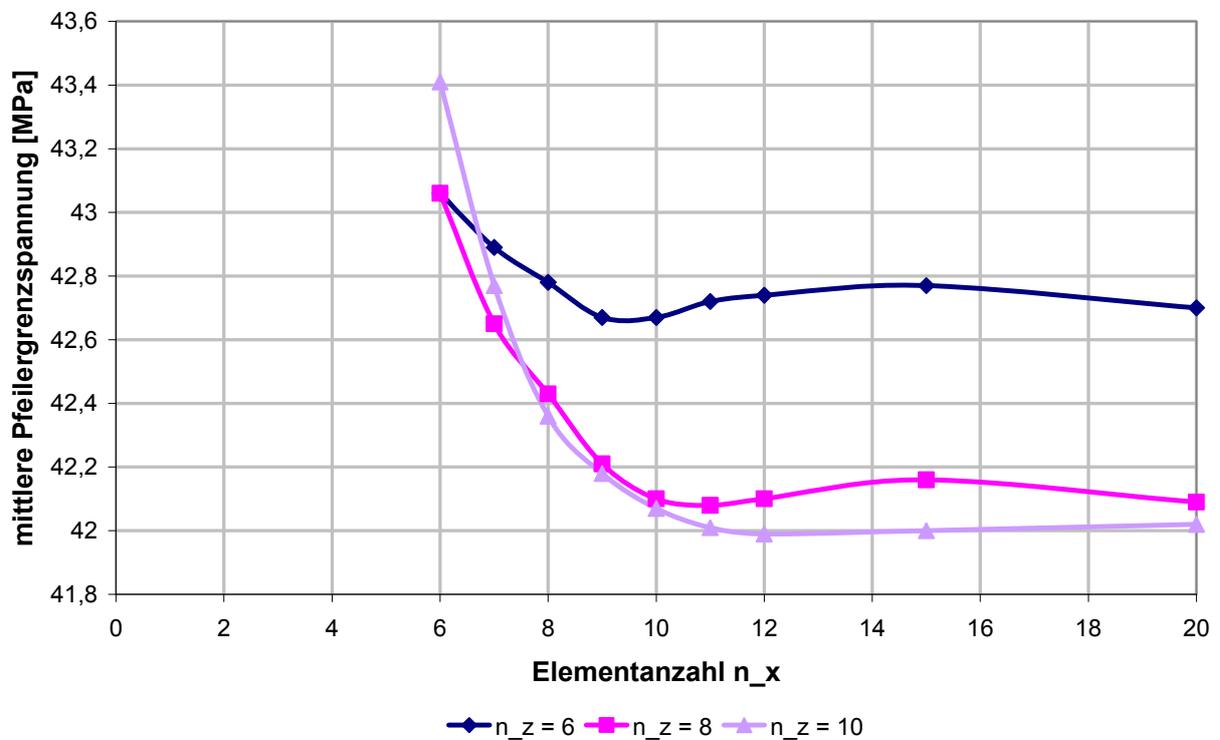


Bild 5.7 Mittlere berechnete Pfeiler Grenzspannung für unterschiedliche Pfeilerdiskretisierungen

Bild 5.8 zeigt die prozentuale Abweichung der berechneten mittleren Pfeiler Grenzspannung $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,i}$ von der für die feinste Pfeilerdiskretisierung berechneten mittleren Pfeiler Grenzspannung $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,\infty}$. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Abweichung der berechneten mittleren Pfeiler Grenzspannungen $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,i}$ von $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,\infty}$ für Pfeilerdiskretisierungen mit $n_x \geq 9$ und $n_z \geq 8$ nur noch $< \pm 0,5 \%$ beträgt.

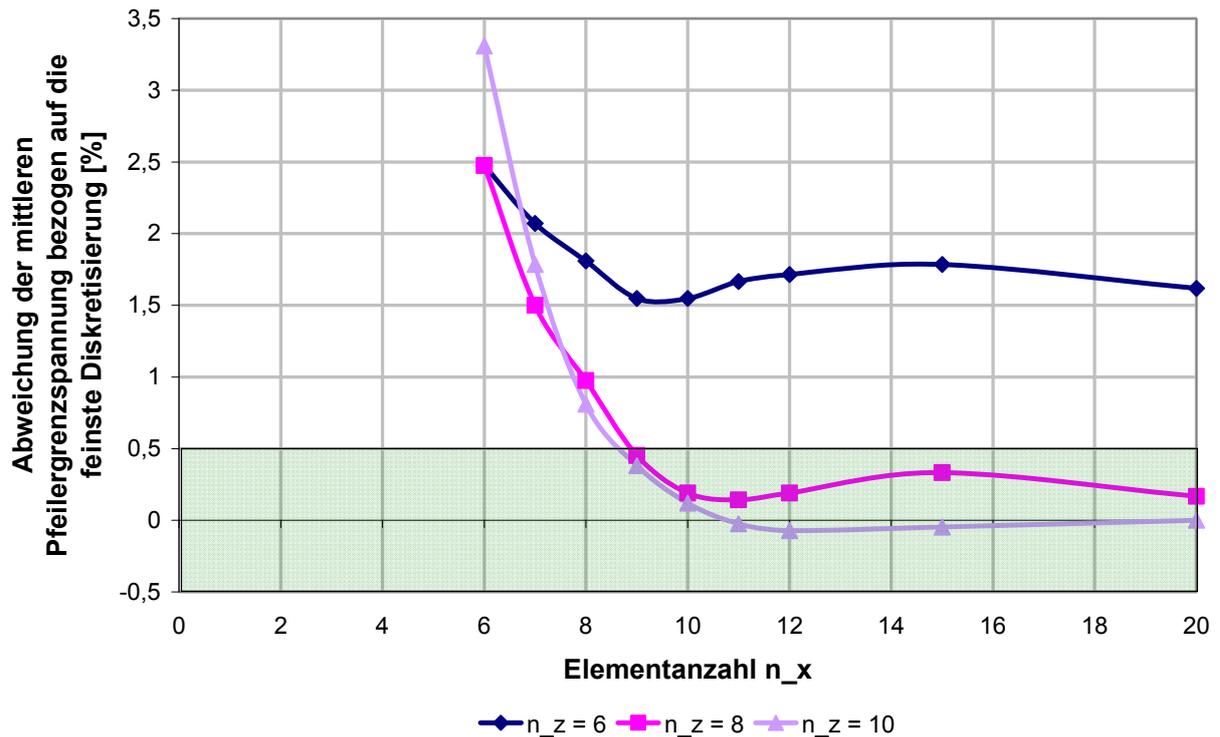


Bild 5.8 Abweichung der berechneten mittleren Pfeilergrenzspannung $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,i}$ für unterschiedliche Pfeilerdiskretisierungen von der für die feinste Pfeilerdiskretisierung berechneten mittleren Pfeilergrenzspannung $\bar{\sigma}_{Pfeiler,grenz,\infty}$

In Hou (1997) sind analytische Betrachtungen zu der unter Verwendung unterschiedlicher Stoffmodelle zu erwartenden kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeit verschiedener Pfeilertypen im Steinsalz dargestellt. Dabei ist auch die kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit eines Langpfeilers betrachtet worden. Bild 5.9 zeigt die unter Verwendung des Stoffmodells *Hou/Lux* zu erwartenden kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeiten für unterschiedliche Schlankheitsmaße $\alpha = b_{Pfeiler} / h_{Pfeiler}$ und Formfaktoren $\mu = b_{Pfeiler} / l_{Pfeiler}$ ($b_{Pfeiler}$: Pfeilerbreite, $h_{Pfeiler}$: Pfeilerhöhe, $l_{Pfeiler}$: Pfeilerlänge).

Für den im Rahmen der Diskretisierungsstudie betrachteten Langpfeiler mit theoretisch unendlicher Ausdehnung in Pfeilerlängsrichtung ist der Formfaktor $\mu = 0$ heranzuziehen. Das Schlankheitsmaß des im Rahmen der Diskretisierungsstudie betrachteten Langpfeilers beträgt $\alpha = 1$. Somit ergibt sich für den im Rahmen der Diskretisierungsstudie betrachteten Langpfeiler eine kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit von $\bar{\beta}_{Pfeiler,grenz} \approx 50 \text{ MPa}$.

Die kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit hängt ab von den lokationsspezifischen Steinsalzeigenschaften, insbesondere von den lokationsspezifischen Festigkeitseigenschaften. Der Unterschied zwischen der kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeit $\bar{\beta}_{Pfeiler,grenz} \approx 50 \text{ MPa}$ nach Hou (1997) und der mittlere

ren Pfeilergrenzspannung $\bar{p}_{\text{Pfeiler, grenz}, \infty} \approx 42 \text{ MPa}$ der Diskretisierungsstudie resultiert dementsprechend aus unterschiedlichen Festigkeitseigenschaften, da nicht in beiden Fällen die gleiche Lokation untersucht worden ist.

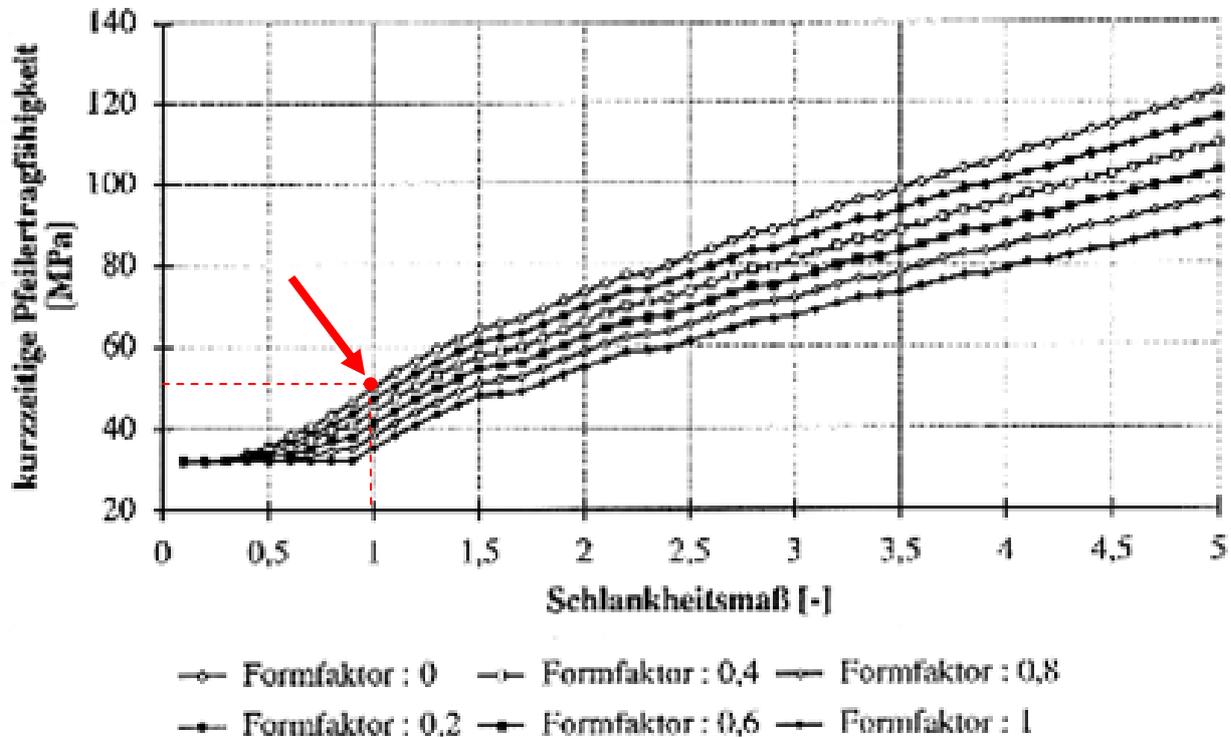


Bild 5.9 Kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit (Stoffmodell Hou/Lux) bei unterschiedlichen Schlankheitsmaßen und Formfaktoren für einen Pfeiler im Steinsalz, Hou (1997)

Als Fazit der Diskretisierungsstudie kann eine sinnvolle Pfeilerdiskretisierung von 8-10 Elementen in horizontaler Richtung für die halbe Pfeilerbreite und 9-12 Elemente in vertikaler Richtung für die Pfeilerhöhe abgeleitet werden. Eine derartige Pfeilerdiskretisierung stellt einen guten Kompromiss zwischen der Qualität der Berechnungsergebnisse und der Rechenzeit dar.

5.3 Grubenausschnitt Angersdorf (3D-Berechnungsmodell)

Das im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts betrachtete Grubenfeld Angersdorf befindet sich südwestlich der Stadt Halle (Saale) in Sachsen-Anhalt. Westlich des Grubenfeldes Angersdorf liegen das Grubenfeld Teutschenthal und das Grubenfeld Salzmünde. Bild 5.10 zeigt eine Übersichtskarte der Region mit der Lage der Grubenfelder Angersdorf, Teutschenthal und Salzmünde.

Im Bereich des Grubenfeldes Angersdorf weist der Gebirgsaufbau ein relativ gleichmäßiges Einfallen der Gesteinsschichten unter ca. 9° nach Norden auf. Im Rahmen der Modellierung des

hier analysierten und für den Steinsalzabbau repräsentativen Grubenausschnitts ist das Schicht-einfallen berücksichtigt worden. Das Berechnungsmodell umfasst dabei den Teufenbereich zwischen $z = -700\text{ m}$ und $z = 100\text{ m}$ (Geländeoberkante). Im Berechnungsmodell sind damit in ihrer Abfolge vom Liegenden bis zur Tagesoberfläche folgende Gesteinsschichten erfasst: Hauptanhydrit (A3), Leine-Steinsalz (Na3), Roter Salzton (T4), Aller-Steinsalz (Na4) und Buntsandstein. Unterhalb der Hauptanhydritschicht befinden sich die Gesteinsschichten Grauer Salzton (T3) und Carnallit, die allerdings im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts nicht betrachtet worden sind. Zwar sind schon seit 1911 erste Hohlräume im Carnallit aufgefahren worden, der Einfluss der Hohlräume in der Carnallititschicht auf den Spannungszustand sowie auf das Deformationsverhalten in den Gesteinsschichten oberhalb des Hauptanhydrits ist durch den Projektpartner IfG Leipzig zu Beginn des Projektes allerdings als gering eingeschätzt worden.

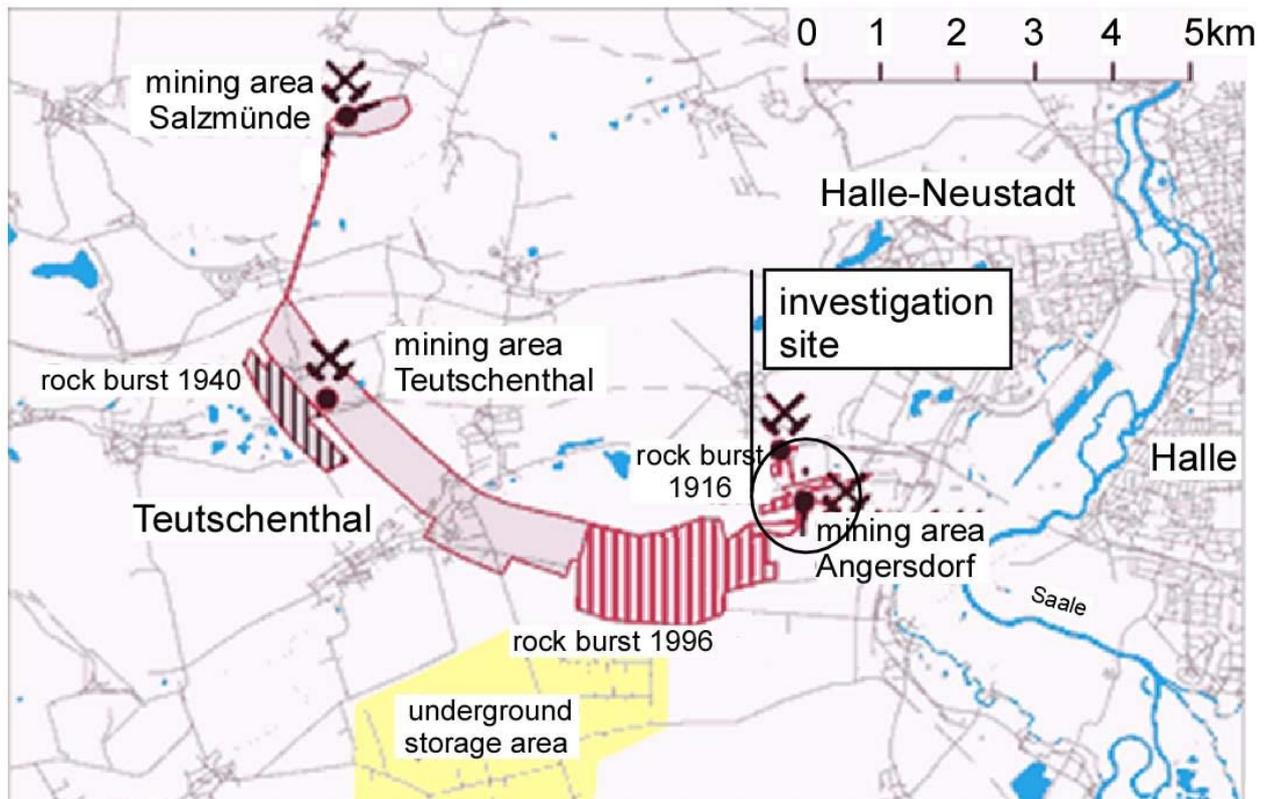


Bild 5.10 Lage der Grubenfelder Angersdorf, Teutschenthal und Salzmünde

Die im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts betrachteten Hohlräume befinden sich in der Gesteinsschicht Leine-Steinsalz. Dort sind im Zeitraum zwischen 1928 und 1966 eine Reihe von Kammern aufgefahren worden. Bild 5.11 zeigt eine Darstellung dieser Abbaukammern. Die Abbaukammern haben eine Länge von $l \approx 80\text{ m}$, eine Breite von $b \approx 20\text{ m}$ und eine Höhe von $h \approx 15\text{ m}$. Die Pfeiler zwischen den Abbaukammern haben ebenfalls eine Breite von etwa 20 m .

In der Mitte der Abbaukammern sind diese etwa auf halber Kammerhöhe jeweils durch eine ca. 4 m breite und ca. 2 m hohe Strecke (= Durchhieb) verbunden.

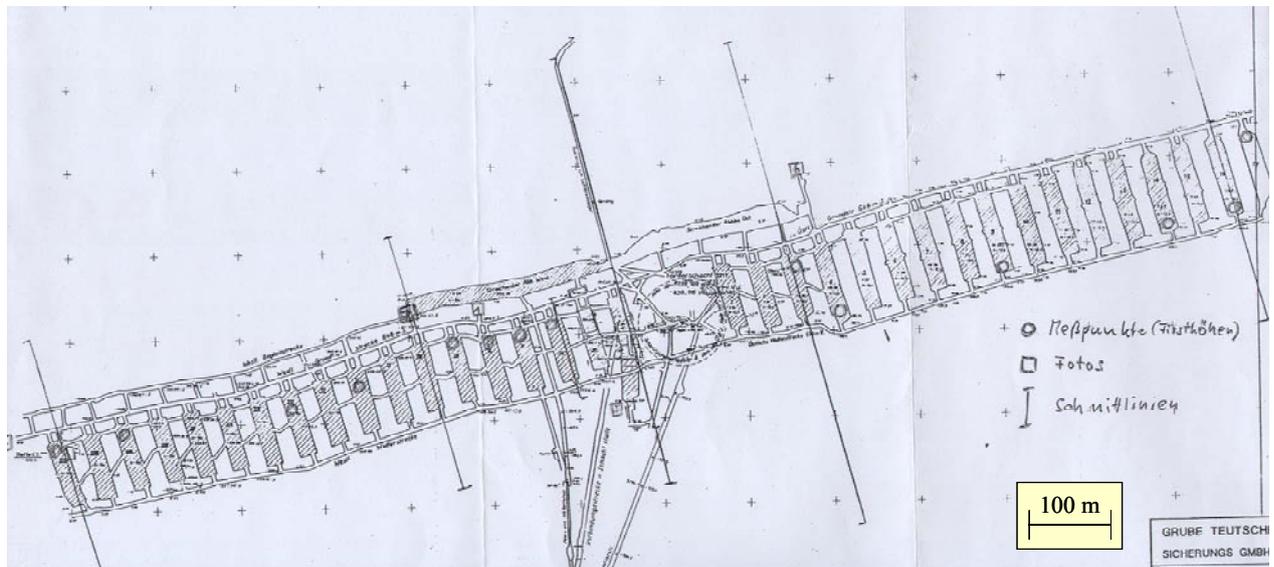


Bild 5.11 Darstellung der Abbaukammern in der Formation Leine-Steinsalz

Auf der nördlichen und der südlichen Seite des Kammerfeldes verlaufen quer zu den Kammerachsen eine Kopf- bzw. eine Fußstrecke. Diese beiden Strecken werden im Berechnungsmodell trotz ihrer im Vergleich zu den Abbaukammern nur geringen Abmessungen berücksichtigt. Des Weiteren befindet sich auf der nördlichen Seite des Kammerfeldes eine streichende Abbaukammer mit einer Länge von $l \approx 200 \text{ m}$, einer Breite von $b \approx 25 \text{ m}$ und einer Höhe von $h \approx 8 \text{ m}$. Auch diese streichende Abbaukammer wird im Berechnungsmodell berücksichtigt.

Bild 5.12 zeigt eine Gesamtansicht des im Berechnungsprogramm $FLAC^{3D} 4.0$ diskretisierten Gebirgsmodells mit den Hohlräumen in der Leine-Steinsalzschrift. Aufgrund der relativ gleichmäßigen Anordnung der in Bild 5.11 dargestellten Abbaukammern ist es aus Symmetriegründen ausreichend, im Rahmen der numerischen Simulation nur einen scheibenartigen Gebirgsbereich mit einer halben Abbaukammer sowie einem halben Pfeiler zwischen den Abbaukammern zu modellieren. Es ergibt sich damit für das Berechnungsmodell eine Tiefe von $\Delta y = 20 \text{ m}$.

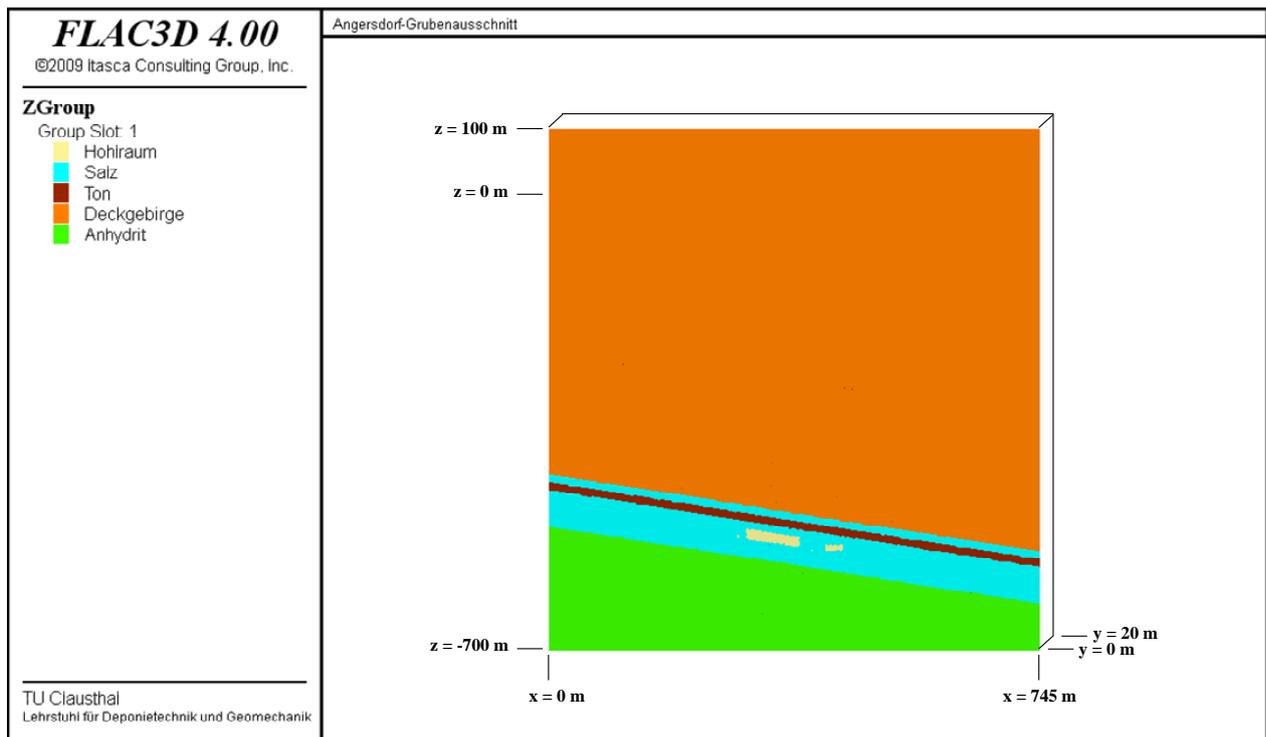


Bild 5.12 Darstellung des Gesamtberechnungsmodells

Aufgrund ihrer bezogen auf die Abmessungen des gesamten Berechnungsgebiets nur relativ kleinen AusmaÙe sind die Hohlräume in der Gesamtansicht des Berechnungsmodells nur sehr schlecht zu erkennen. Bild 5.13 zeigt daher eine Detaildarstellung des hohlraumnahen Gebirgsbereichs.

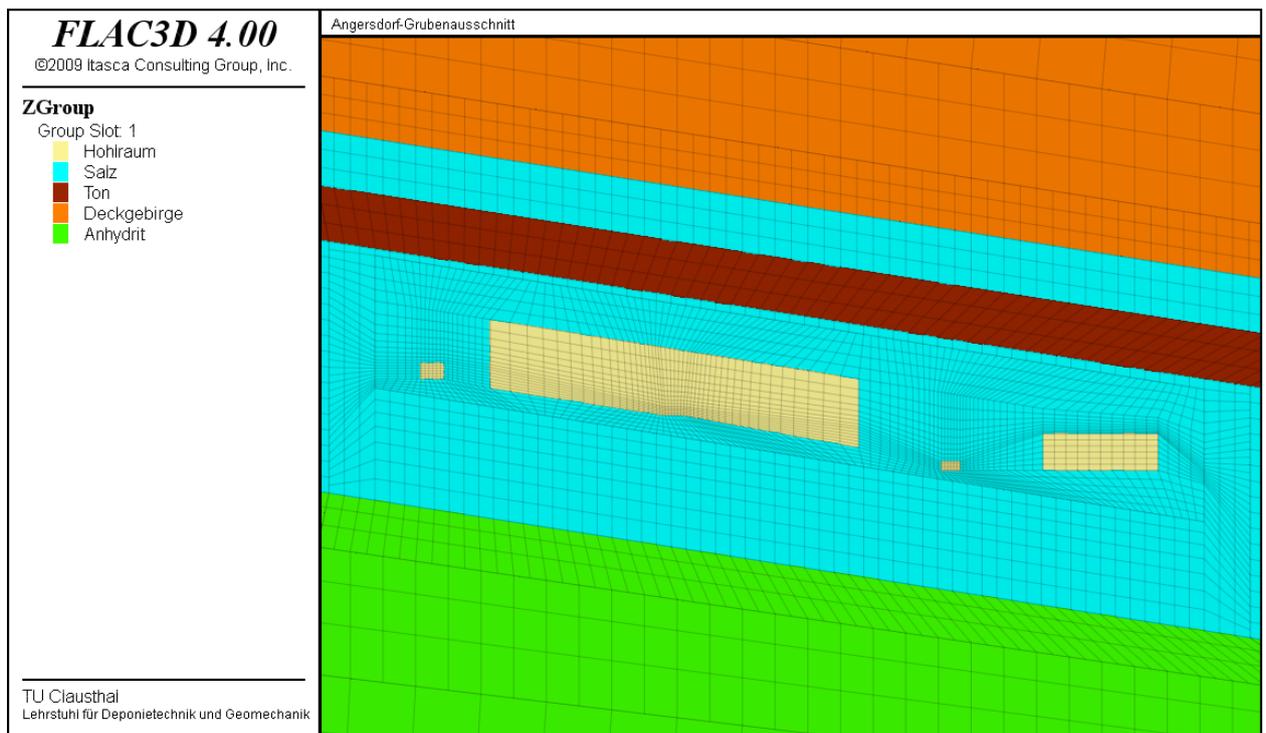


Bild 5.13 Detaildarstellung des hohlraumnahen Gebirgsbereichs

Bereits zu Beginn des vorliegenden Verbundprojekts sind den Projektpartnern durch den Grubenbetreiber GTS die in Bild 5.14 dargestellten Daten aus verschiedenen Nivellementmessungen zur Verfügung gestellt worden, die schon seit Beginn der Hohlräumeauffahrungen im Grubenfeld Angersdorf zur langzeitigen Beobachtung von Tagesoberflächenabsenkungen oberhalb der Hohlraumstruktur erhoben worden sind.

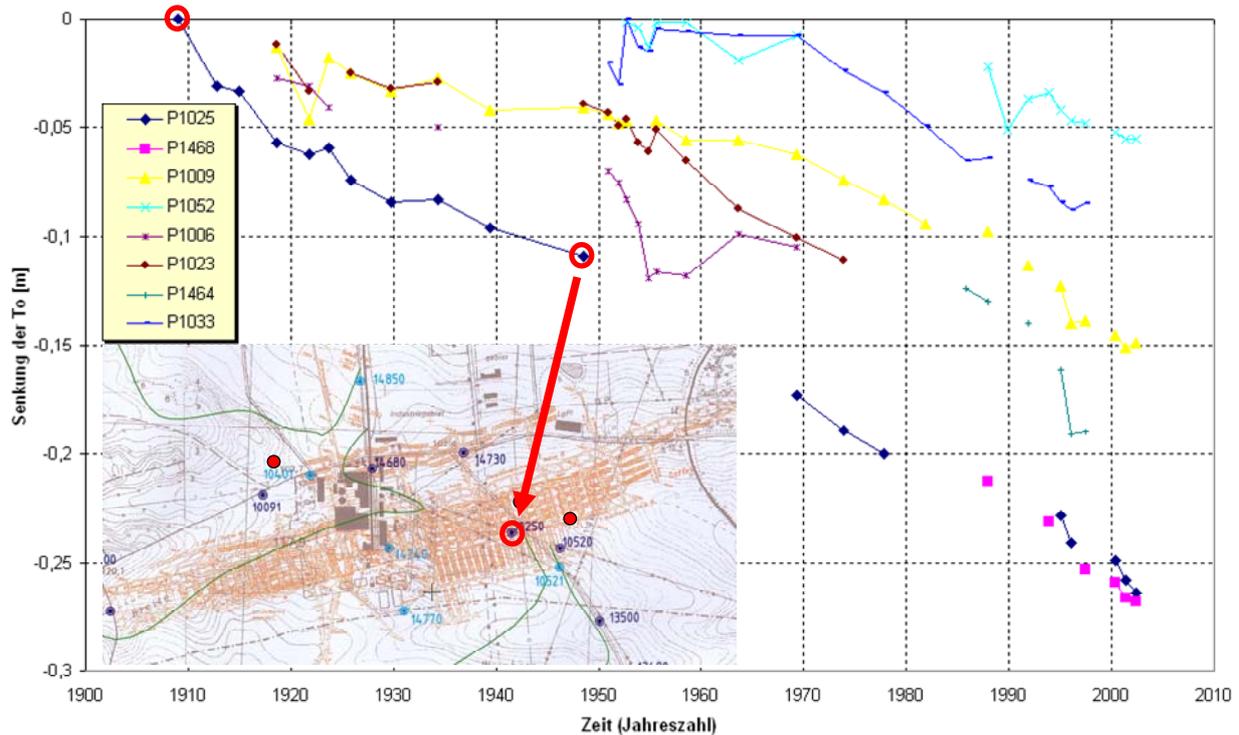


Bild 5.14 Daten zu Nivellementmessungen im Gebiet des Grubenfeldes Angersdorf

Aus Bild 5.14 ist zu entnehmen, dass auch schon vor dem Beginn der Auffahrung der Hohlräume im Steinsalz eine deutliche Tagesoberflächenabsenkung registriert worden ist, bedingt durch die frühere Auffahrung der Hohlräume in der im Liegenden des Steinsalzes anstehenden Carnallitischicht. Da das Ziel des vorliegenden Verbundprojekts in erster Linie der Vergleich von aktuellen Stoffmodellen für Steinsalz ist, nicht aber die exakte Nachrechnung der gemessenen Tagesoberflächenabsenkungen über dem Grubenfeld Angersdorf, können die Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung im Rahmen des vorliegenden Verbundprojekts verwendet werden, ohne die Hohlräume im Carnallit in das Berechnungsmodell aufzunehmen, obwohl die Messdaten offensichtlich beeinflusst werden durch die Hohlräume im Carnallit. Es kann dabei die fiktive Annahme getroffen werden, dass unterhalb des Hauptanhydrits keine weiteren Hohlräume vorhanden seien und die gemessenen Tagesoberflächenabsenkungen demnach ausschließlich aus der Auffahrung der Hohlräume in der Steinsalzschiebt resultieren. Unter dieser Annahme erfolgt dann ein Vergleich der Simulationsergebnisse der verschiedenen Projektpartner untereinander sowie mit den Messdaten.

Zur Modellierung der Gebirgsschichten Hauptanhydrit, Roter Salzton und Deckgebirge haben sich die Projektpartner auf ein einheitliches Vorgehen geeinigt, um Einflüsse einer abweichenden Modellierung dieser Gebirgsschichten auf die Simulationsergebnisse zu minimieren:

- Für den Hauptanhydrit wird ein linear-elastisches Materialverhalten unterstellt mit den Materialkennwerten $E = 60.000 \text{ MPa}$ und $\nu = 0,25$. Die Dichte des Hauptanhydrits wird mit $\rho = 2,9 \text{ t/m}^3$ angesetzt. Für die Primärspannung im Hauptanhydrit wird ein isotroper Spannungszustand mit $p_x = p_y = p_z$ angenommen.
- Der rote Salzton wird durch das Stoffmodell *Norton* beschrieben. Als Stoffmodellparameter werden $A = 1,6 \cdot 10^{-6} \text{ d}^{-1}$, $n = 1$, $E = 10.200 \text{ MPa}$ und $\nu = 0,27$ angesetzt. Die Dichte des roten Salztons wird mit $\rho = 2,3 \text{ t/m}^3$ angesetzt. Für die Primärspannung im roten Salzton wird ein isotroper Spannungszustand mit $p_x = p_y = p_z$ angenommen.
- Für das Deckgebirge wird ein elastoplastisches Materialverhalten unterstellt, das mit dem Stoffmodell nach *Mohr/Coulomb* beschrieben wird. Als Stoffmodellparameter werden $c = 0,5 \text{ MPa}$, $\phi = 30^\circ$, $E = 6.000 \text{ MPa}$ und $\nu = 0,33$ angesetzt. Die Dichte des Deckgebirges wird mit $\rho = 2,6 \text{ t/m}^3$ angesetzt. Für die Primärspannung im Deckgebirge wird ein anisotroper Spannungszustand mit $p_x = p_y = \frac{\nu}{1-\nu} \cdot p_z \approx 0,5 \cdot p_z$ angenommen.

Für das Leine- bzw. Aller-Steinsalz sind ebenfalls einige wenige Vereinheitlichungen angesetzt worden, z.B. mit Blick auf die Stoffmodellparameter zur Beschreibung der elastischen Deformationsanteile ($E = 25.000 \text{ MPa}$ und $\nu = 0,25$). Des Weiteren wird für die Steinsalzsichten eine einheitliche Dichte von $\rho = 2,15 \text{ t/m}^3$ angesetzt.

Die im Stoffmodell *Hou/Lux* verwendeten Kennwerte zur Charakterisierung der Gesteinseigenschaften des Leine- und Aller-Steinsalzes sind größtenteils anhand der in Abschnitt 4 dargestellten Laborversuche ermittelt worden. Lediglich der Stoffmodellkennwert $\bar{\eta}_m^*$ zur Charakterisierung des stationären Kriechverhaltens der Steinsalzsichten ist kalibriert worden durch eine Bestanpassung der rechnerisch ermittelten Tagesoberflächenabsenkung an die in Bild 5.14 dargestellten Feldmessdaten. Eine Zusammenstellung der im Rahmen der rechnerischen Simulation des Grubenausschnitts Angersdorf verwendeten Stoffmodellkennwerte ist zu finden in Tabelle 5.1.

Kennwerte für das Stoffmodell Hou/Lux					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa	$1 \cdot 10^6$	a_0	–	0,1
$\bar{\eta}_k^*$	MPa · d	$2,5 \cdot 10^5$	a_1	–	8,9
$\bar{\eta}_m^*$	MPa · d	$1,5 \cdot 10^8$	a_2	–	20
k_1	MPa ⁻¹	–0,3	a_3	d ⁻¹	$2 \cdot 10^{-15}$
k_2	MPa ⁻¹	–0,17	a_4	–	0,68
m	MPa ⁻¹	–0,25	a_5	MPa ⁻¹	0,04
l	K ⁻¹	0	a_6	MPa	65
T	K	303	a_7	MPa	32,5
			a_8	MPa ⁻¹	0,15
E	MPa	25000	a_9	–	1
ν	–	0,25	a_{10}	MPa ⁻¹	0,25
			a_{15}	d ⁻¹	$3 \cdot 10^{-14}$
			a_{16}	–	8,9
			a_{17}	–	20

Tabelle 5.1 Zusammenstellung von Stoffmodellkennwerten für das Stoffmodell Hou/Lux

Für die Primärspannung in den beiden Steinsalzschiefern wird ein isotroper Spannungszustand mit $p_x = p_y = p_z$ angenommen. Bild 5.15 und Bild 5.16 zeigen eine flächenhafte Darstellung der primären Spannungsverteilung im unverritzten Gebirge. Dabei ist aufgrund des anisotropen Primärspannungszustands im Deckgebirge zu unterscheiden zwischen der Vertikalspannung und den beiden Horizontalspannungen. Aufgrund der unterschiedlichen Dichten der einfallenden Gesteinsschichten ergibt sich in diesem Berechnungsmodell keine horizontal geschichtete Primärspannungsverteilung.

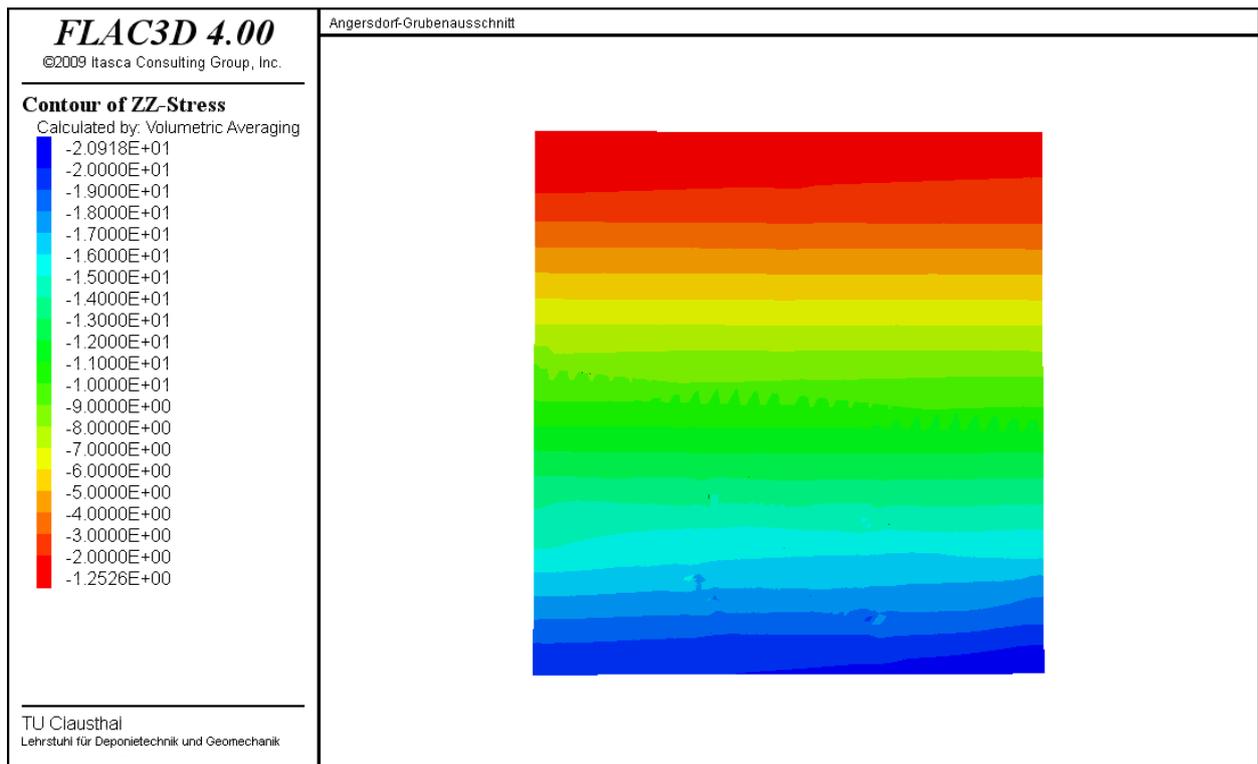


Bild 5.15 Primäre Vertikalspannung p_z

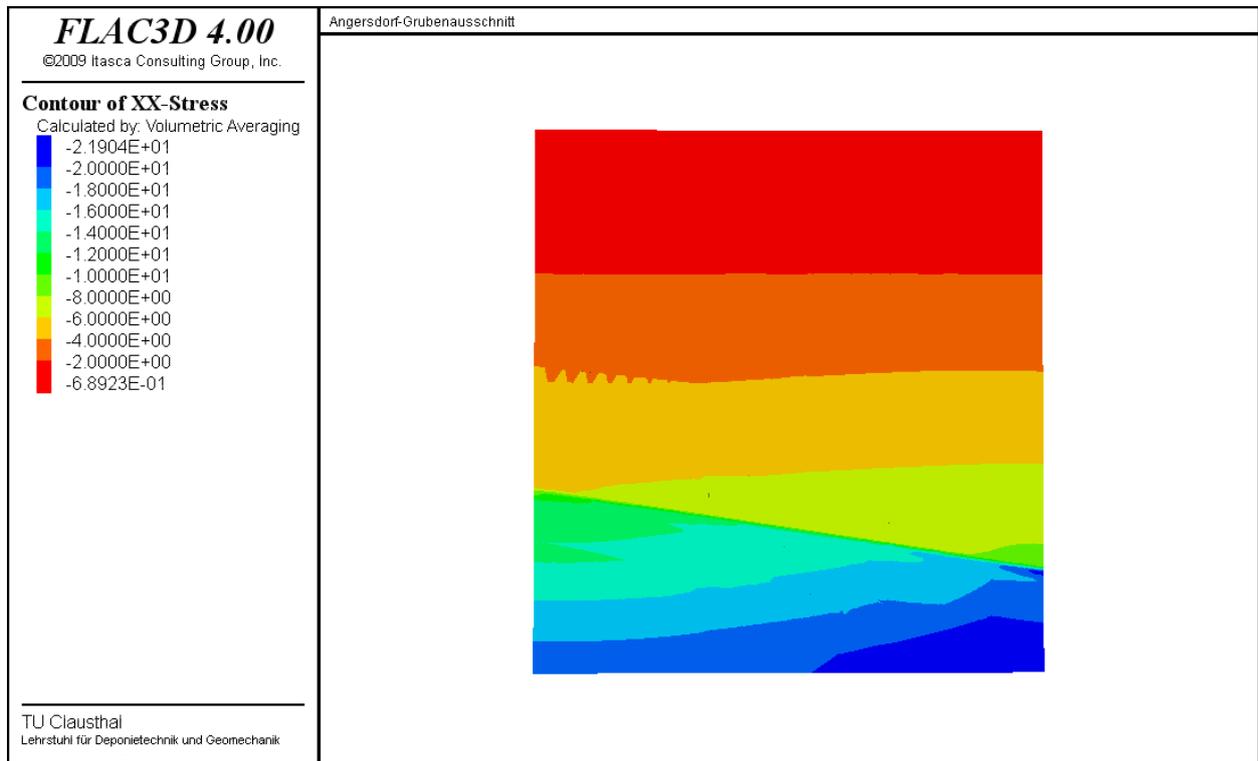


Bild 5.16 Primäre Horizontalspannung $p_x = p_y$

Letztendlich führen die in Bild 5.15 und Bild 5.16 dargestellten primären Gebirgsspannungen im betrachteten Gebirgsbereich zu Kriechdeformationen im Salinargebirge und dadurch bedingt am linken Modellrand bei $x = 0 \text{ m}$ zu einer Senkung der Tagesoberfläche und am rechten Modell-

rand bei $x = 745 \text{ m}$ zu einer Hebung der Tagesoberfläche. Bild 5.17 zeigt die durch den unterschiedlichen lithostatischen Gebirgsdruck induzierten elastischen Deformationen vor der Auffahrung der untertägigen Hohlräume.

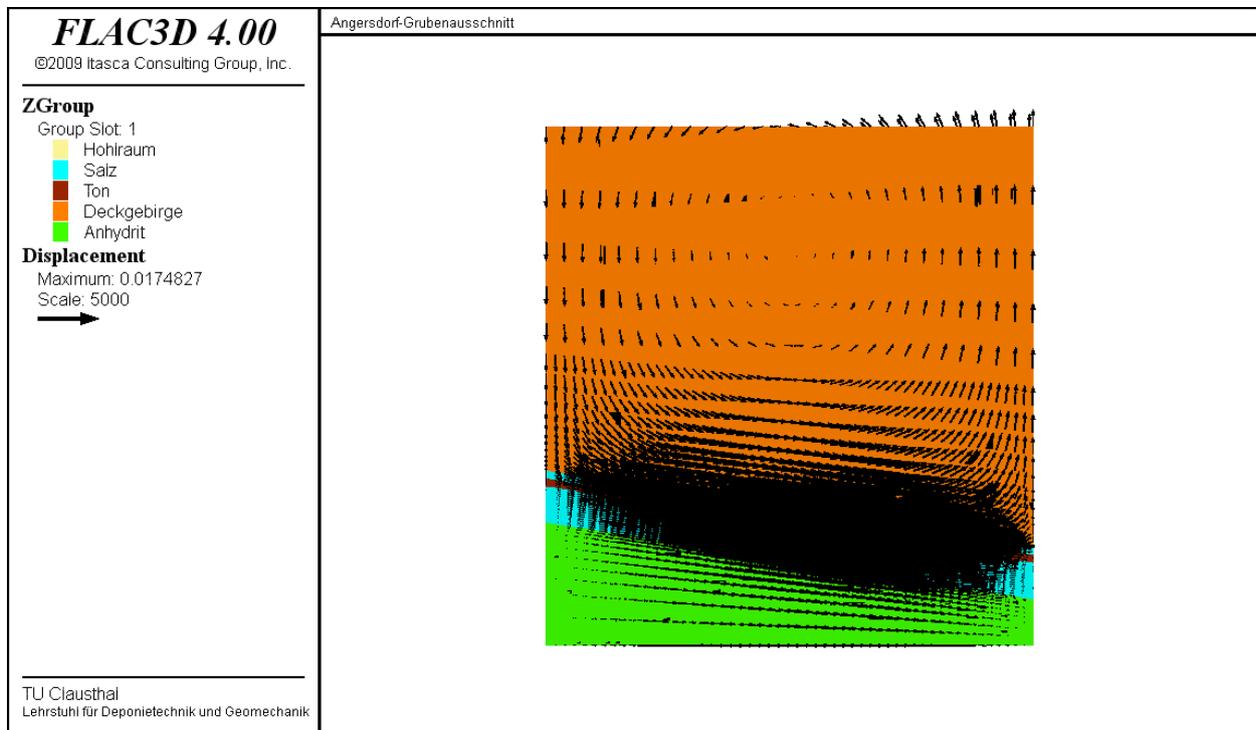


Bild 5.17 Gebirgsdeformationen vor der Auffahrung der untertägigen Hohlräume

Die Auffahrung der Hohlräume führt zu einer Erhöhung der Vergleichsspannung nach *von Mises* im Nahfeld der Hohlräume. Die Beanspruchung des Salinargesteins nimmt damit im Nahfeld der Hohlräume teilweise erheblich zu. Wie in Bild 5.18 dargestellt, führt die erhöhte Beanspruchung bis über die Dilatanzfestigkeit des Gesteins im Bereich des Durchhiebs dort rechnerisch schon innerhalb eines Tages nach der instantanen Auffahrung zu einer signifikanten Entfestigung des Gesteins an der Hohlraumkontur. Der Schädigungsparameter D erreicht an den Stößen des Durchhiebs speziell im Pfeilerrandbereich (= im Bereich der Abbaukammer) rechnerisch schon einen Tag nach der als instantan simulierten Hohlraumauffahrung Werte von $> 0,01$. Aus Bild 5.19 ist zu entnehmen, dass der Schädigungsprozess im Pfeilerkernbereich mit einer geringeren Intensität erfolgt. Es werden dort zum gleichen Zeitpunkt wesentlich niedrigere Werte für den Schädigungsparameter D ausgewiesen. Es fällt allerdings auf, dass sich der entfestigte Gebirgsbereich über der Durchhiebfirste in Richtung des Pfeilerkerns erheblich tiefer in die Firste ausdehnt als direkt an der Kontur der Abbaukammer.

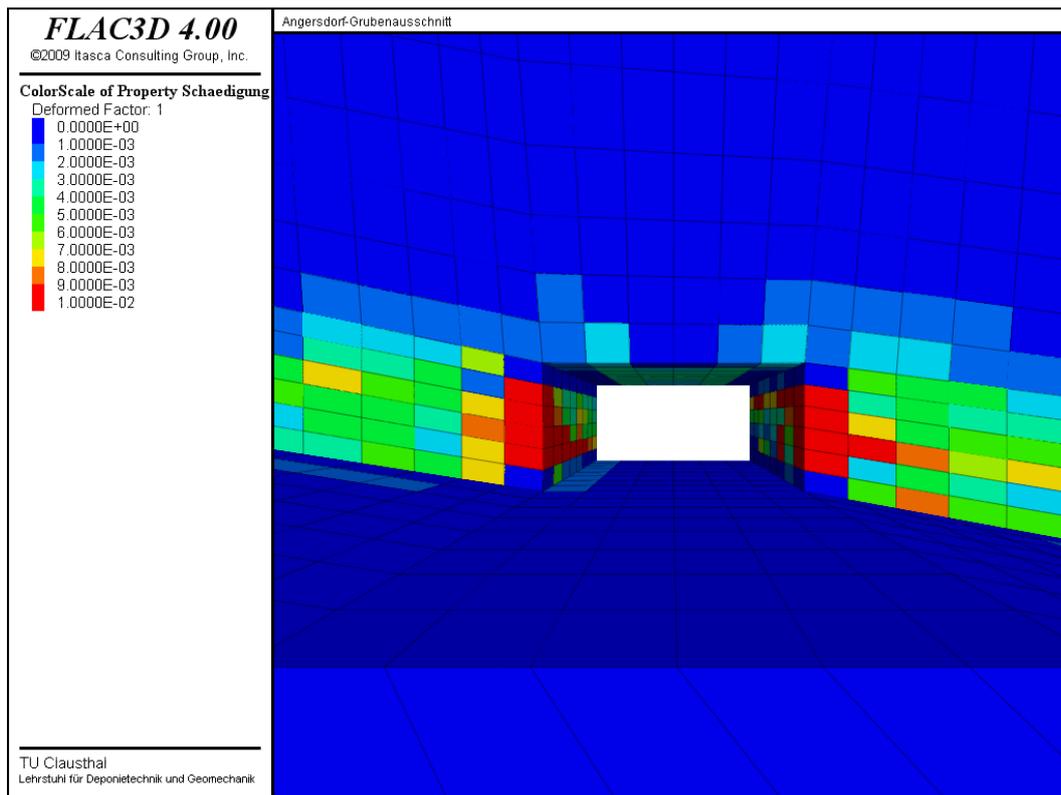


Bild 5.18 Schädigung *D* im Bereich des Durchhiebs zum Zeitpunkt $t=1d$ nach der Hohlraum-auffahrung (Blickrichtung: aus der Abbaukammer in den Durchhieb)

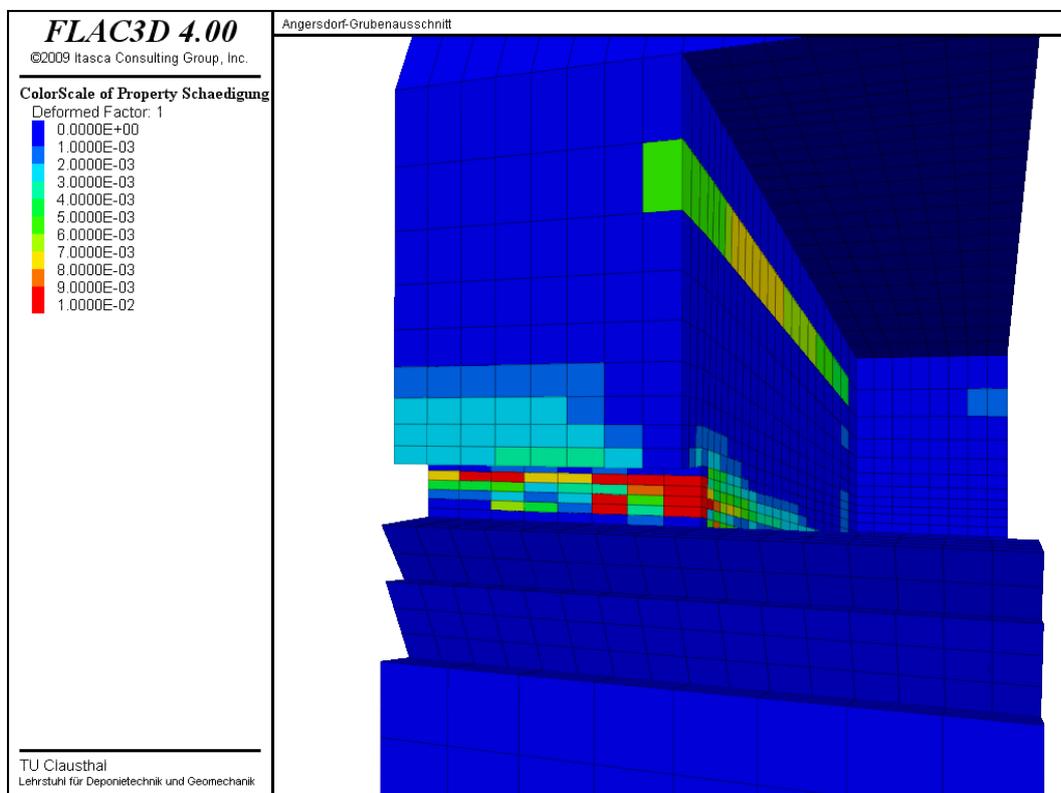


Bild 5.19 Schädigung *D* im Bereich des Durchhiebs zum Zeitpunkt $t=1d$ nach der Hohlraum-auffahrung (Vertikalschnitt durch den Durchhieb und die Abbaukammer)

In Bild 5.19 wird für den oberen Teil der Abbaukammer ein geschädigter Konturbereich ausgewiesen, der sich über die gesamte Breite der Abbaukammer erstreckt. Dieser geschädigte Konturbereich zeigt den Beginn einer allmählichen Ausbildung von so genannten Scherbändern in den Pfeiler hinein.

Im weiteren Verlauf der Berechnung bis zum Endzeitpunkt $t = 100 a$ nach der Hohlraumauffahrung setzt sich der Schädigungsprozess an den verschiedenen Hohlraumkonturen mit unterschiedlicher Intensität fort. Wie durch einen Vergleich von Bild 5.18 und Bild 5.20 leicht zu ersehen ist, vergrößert sich bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ im Bereich der Abbaukammerkontur das Gebiet um den Durchhieb, für das ein Schädigungsparameter D von $> 0,01$ ausgewiesen wird. Zudem sind nun nicht mehr nur die Stöße des Durchhiebs stark geschädigt, sondern auch die Firste des Durchhiebs. Darüber hinaus hat sich die Querschnittsfläche des Durchhiebs bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ in erheblichem Maße verringert. Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse mit der in Bild 5.21 dargestellten Fotografie eines Durchhiebs ergibt eine deutlich erkennbare Übereinstimmung bzgl. der Querschnittskonvergenz des Durchhiebs. Weiterhin sind auch bereits abgeschaltete Konturbereiche im Durchhieb zu erkennen, so dass das berechnete Entfestigungsverhalten des Gebirges um den Durchhieb realitätsnah erscheint.

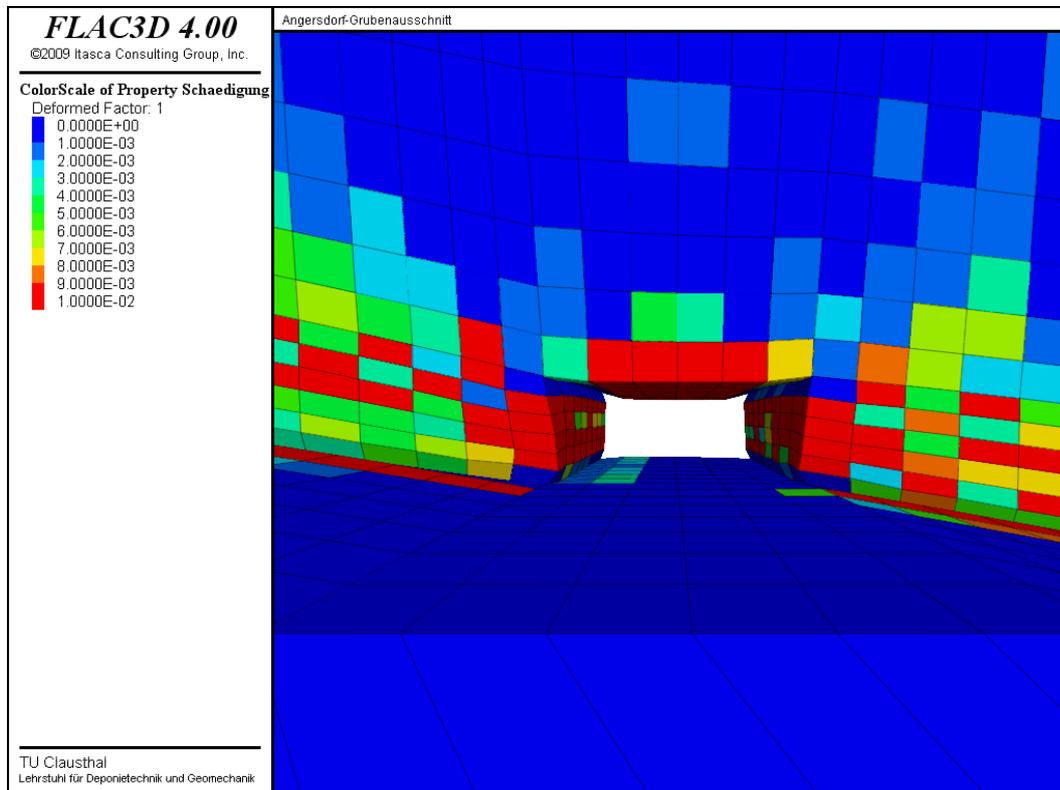


Bild 5.20 Schädigung D im Bereich des Durchhiebs zum Zeitpunkt $t = 100 a$ nach der Hohlraumauffahrung (Blickrichtung: aus der Abbaukammer in den Durchhieb)

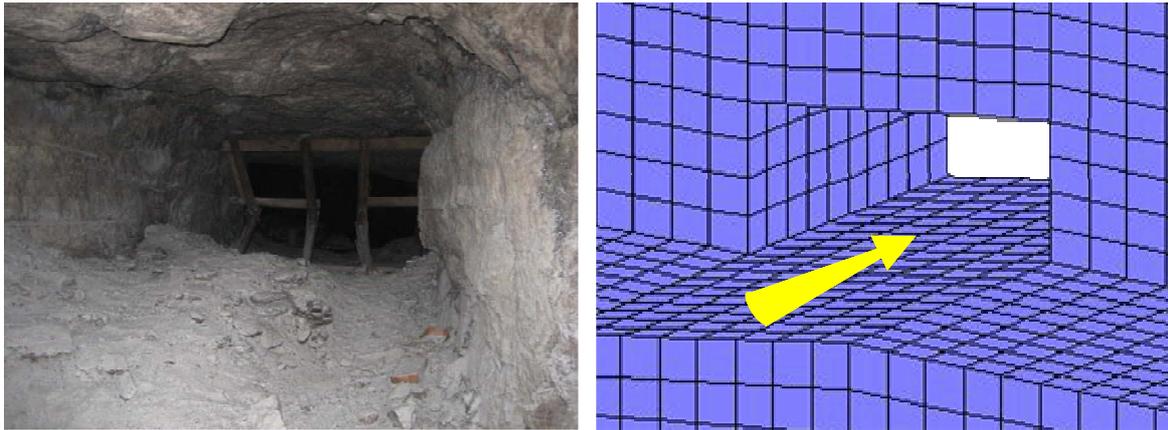


Bild 5.21 Zustand des Gebirges in einem Durchhieb zwischen zwei Abbaukammern (Blickrichtung: aus der Abbaukammer in den Durchhieb)

Auch die Schädigung in Richtung des Pfeilerkerns hat bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ erheblich zugenommen. Aus Bild 5.22 ist zu ersehen, dass sich zum Zeitpunkt $t = 100 a$ ein deutliches Scherband im Pfeiler ausgebildet hat.

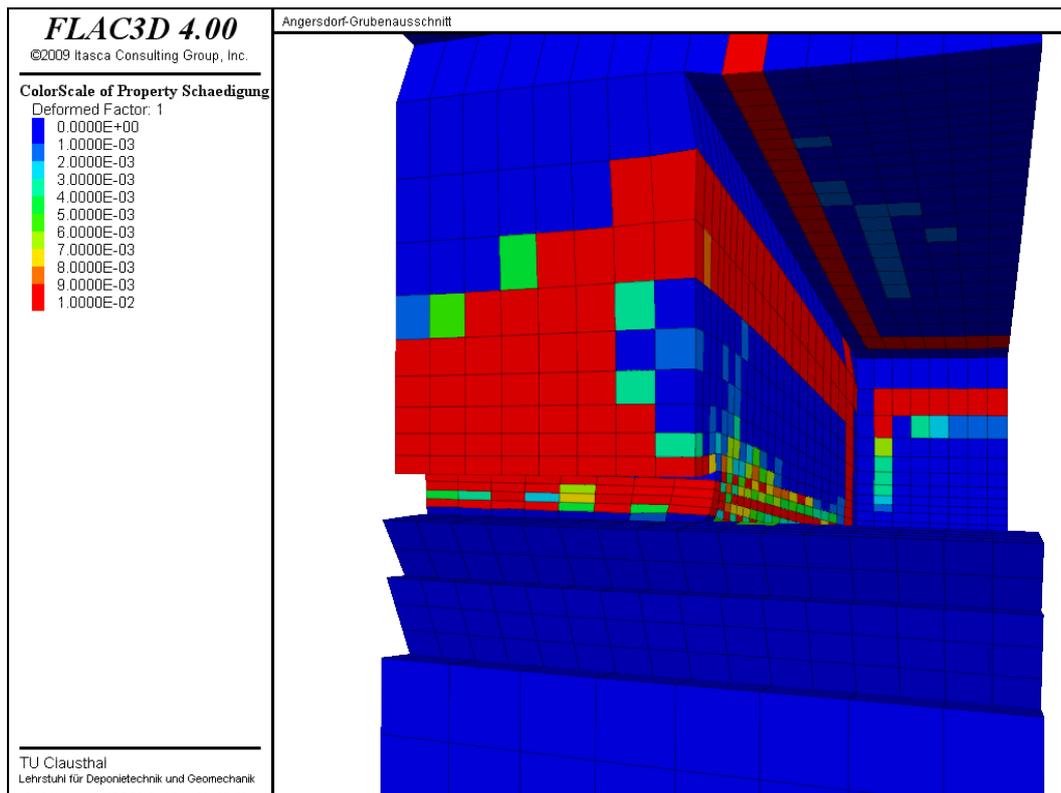


Bild 5.22 Schädigung D im Bereich des Durchhiebs zum Zeitpunkt $t = 100 a$ nach der Hohlraumauffahrung (Vertikalschnitt durch den Durchhieb und die Abbaukammer)

Der Schädigungsprozess bleibt dennoch bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ auf das Nahfeld der Hohlräume beschränkt. Die somit zwar im Hohlraumkonturbereich teilweise sehr intensive, aber räumlich auf das Hohlraumnahfeld beschränkte Gefügauflockerung hat daher nur einen margi-

nen Einfluss auf die berechnete Senkungsrate an der Tagesoberfläche. Bild 5.23 bestätigt diese Aussage. Bild 5.23 zeigt die berechnete Tagesoberflächenabsenkung bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ nach der Hohlraumauffahrung. Über den dargestellten Zeitraum ist keine eventuell durch die hohlraumnahe Gefügauflockerung induzierte Akzeleration der Tagesoberflächenabsenkungen erkennbar.

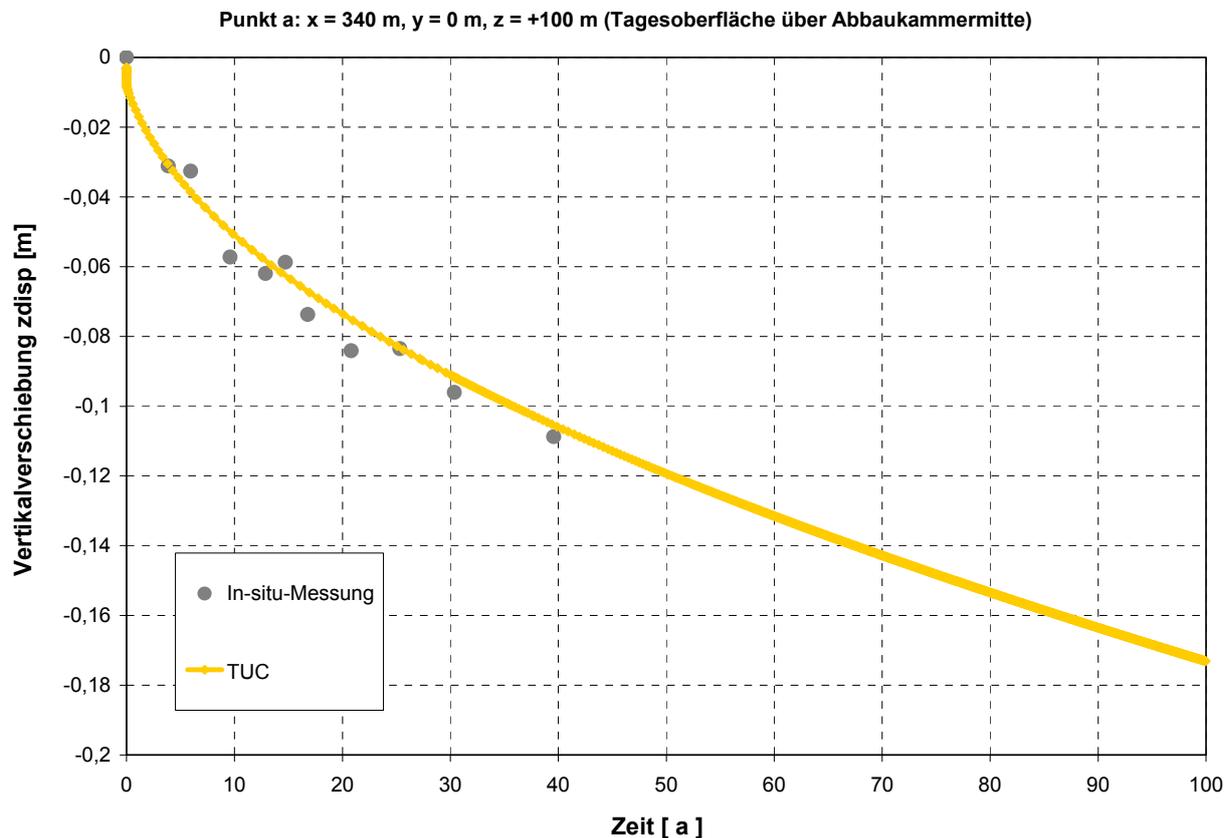


Bild 5.23 Vergleichende Darstellung der in situ gemessenen und der berechneten Tagesoberflächenabsenkungen bis zum Zeitpunkt $t = 100 a$ nach der Hohlraumauffahrung

In Bild 5.23 dargestellt sind neben den berechneten Tagesoberflächenabsenkungen auch die während der ersten 40 Jahre nach der Hohlraumauffahrung gemessenen Tagesoberflächenabsenkungen. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Berechnungsdaten und den Feldmessdaten, wobei allerdings nochmals auf die durch die am vorliegenden Verbundprojekt beteiligten Projektpartner getroffene Vereinbarung hingewiesen werden muss, im Rahmen einer Bestanpassung der berechneten Tagesoberflächenabsenkung an die gemessene Tagesoberflächenabsenkung jeweils den Stoffmodellparameter zur Charakterisierung der stationären Kriechrate bzw. zur Beschreibung von stationären Kriechprozessen entsprechend zu modifizieren.

Zusätzlich zur Absenkung der Tagesoberfläche sind an einigen weiteren charakteristischen und für das Tragverhalten als repräsentativ angesehenen Gebirgselementen im Berechnungsmodell

verschiedene Werte über die Simulationszeit beobachtet worden, z.B. die Firstsetzungen und Sohlhebungen in der Abbaukammer und im streichenden Abbau sowie die Pfeilerquerdehnung in der Abbaukammer. Bild 5.24 zeigt die Positionen der während der Simulationszeit beobachteten charakteristischen Gebirgselemente.

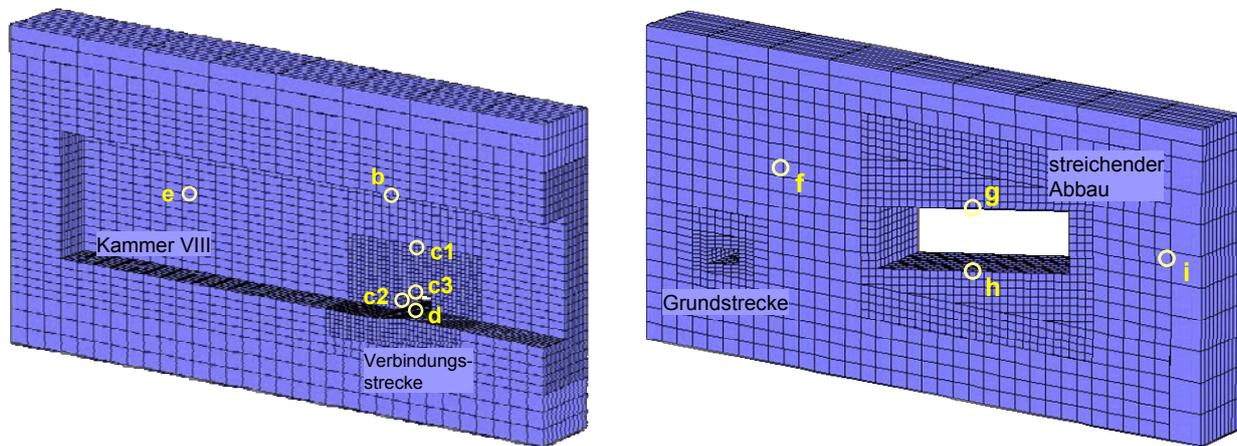


Bild 5.24 Positionen der während der numerischen Simulation beobachteten charakteristischen Gebirgselemente im Bereich der Abbaukammer und im Bereich des streichenden Abbaus

Obwohl das Gebirgselement e relativ abgelegen erscheint, so ist es dennoch als ein charakteristisches Gebirgselement anzusehen, weil entlang eines in Gebirgselement e angesetzten Horizontalschnitts im Rahmen des Verbundprojekts In-situ-Messungen zur Pfeilerquerdehnungsrate sowie zur Verteilung der Minimalspannung im Pfeiler durchgeführt worden sind. Des Weiteren ist dort mittels einer abgepackerten gasdruckbeaufschlagten Bohrung durch den Projektpartner IfG Leipzig eine Porositätsverteilung im Pfeiler eingeschätzt worden.

Bild 5.25 zeigt die berechneten Vertikalverschiebungen für die Gebirgselemente b und d bzw. g und h in ihrem zeitlichen Verlauf. Es ist zu ersehen, dass sowohl die Firstsetzung wie auch die Sohlhebung in der Abbaukammer nahezu für die gesamte Simulationszeit geringer sind als im streichenden Abbau. Während in der Abbaukammer zum Zeitpunkt $t = 100 a$ eine Firstsetzung von $u_z \approx -1,08 m$ berechnet worden ist, ist für den streichenden Abbau zum gleichen Zeitpunkt bereits eine Firstsetzung von $u_z \approx -1,39 m$ erhalten worden. Die Sohlhebung erreicht in der Abbaukammer zum Zeitpunkt $t = 100 a$ einen Zahlenwert von $u_z \approx 0,12 m$, im streichenden Abbau ist die Sohlhebung zum gleichen Zeitpunkt mit $u_z \approx 0,37 m$ deutlich größer. Die geringeren Vertikalverschiebungen im Bereich der Abbaukammer im Vergleich zum streichenden Abbau ergeben sich dadurch, dass der Kammerpfeiler eine stützende Wirkung hat und somit die Kammerkonvergenz signifikant verlangsamt.

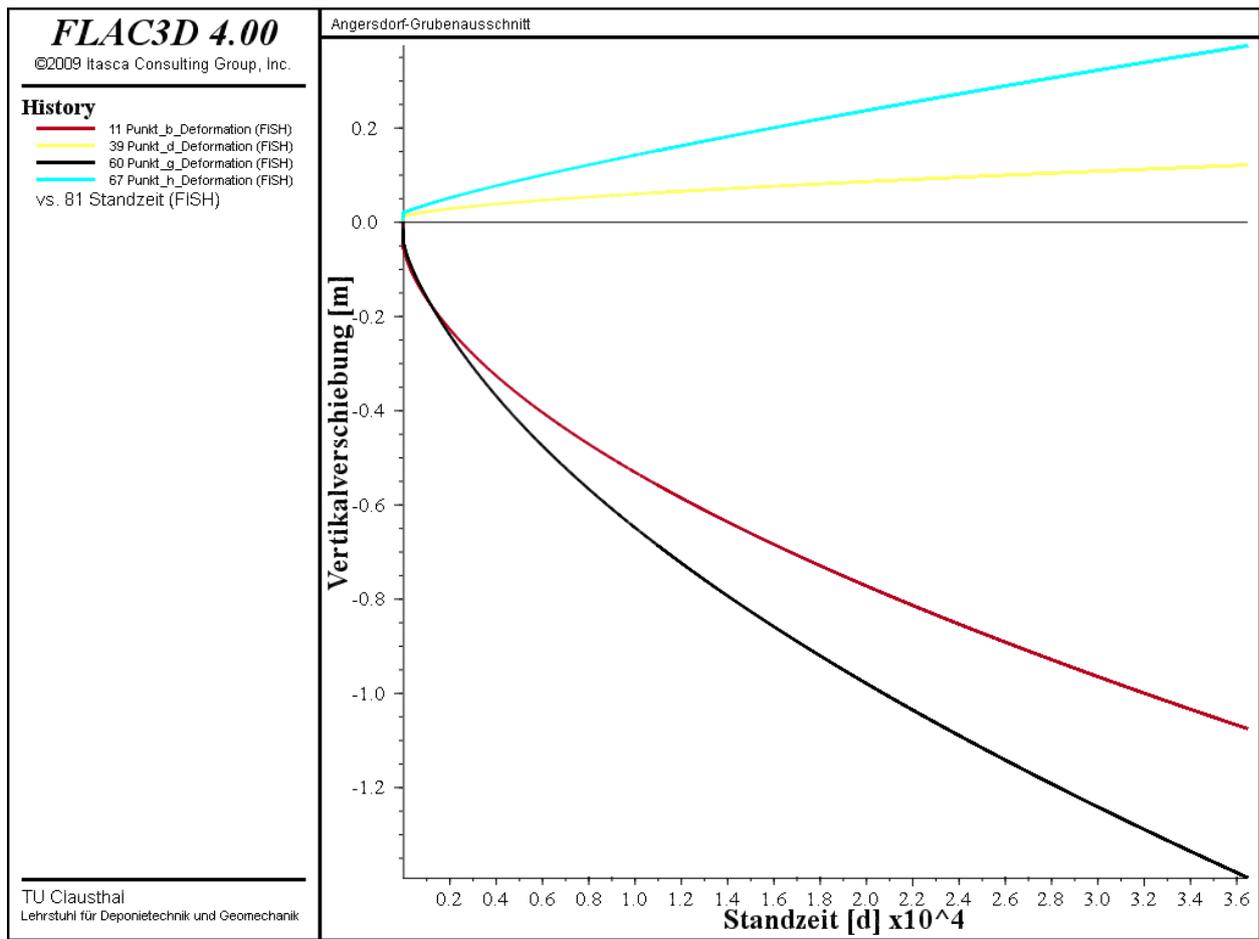


Bild 5.25 Berechnete Vertikalverschiebungen in den Gebirgs-elementen b, d, g und h

Ein Vergleich der in Bild 5.26 dargestellten rechnerischen Pfeilerquerdehnungsrate für den in Gebirgs-element e angesetzten Horizontalschnitt durch den Kammerpfeiler mit der mit Hilfe von Extensimetern entlang des gleichen Horizontalschnitts gemessenen und ebenfalls in Bild 5.26 dargestellte Pfeilerquerdehnungsrate ergibt, dass in der rechnerischen Simulation die Kriechfähigkeit des Kammerpfeilers sogar noch etwas überschätzt worden ist und somit die Stützwirkung des Kammerpfeilers sogar noch etwas unterschätzt worden ist. Als Ursache dafür ist die von den verschiedenen Projektpartnern vereinbarte Anpassung der Simulationsergebnisse an die Tagesoberflächenabsenkung anzusehen. Da die Tagesoberflächenabsenkungen aber auch durch die Carnallitabbau im Liegenden der Steinsalzschrift beeinflusst sind, diese aber im Berechnungsmodell nicht enthalten sind, musste im Stoffmodell *Hou/Lux* der Maxwell-Viskositätsmodul für die Steinsalzschrift zur Anpassung der Berechnungswerte an die Tagesoberflächenabsenkungen reduziert werden. Der reduzierte Maxwell-Viskositätsmodul der Steinsalzschrift führt allerdings hier zu einer Überschätzung der Pfeilerquerdehnungsrate.

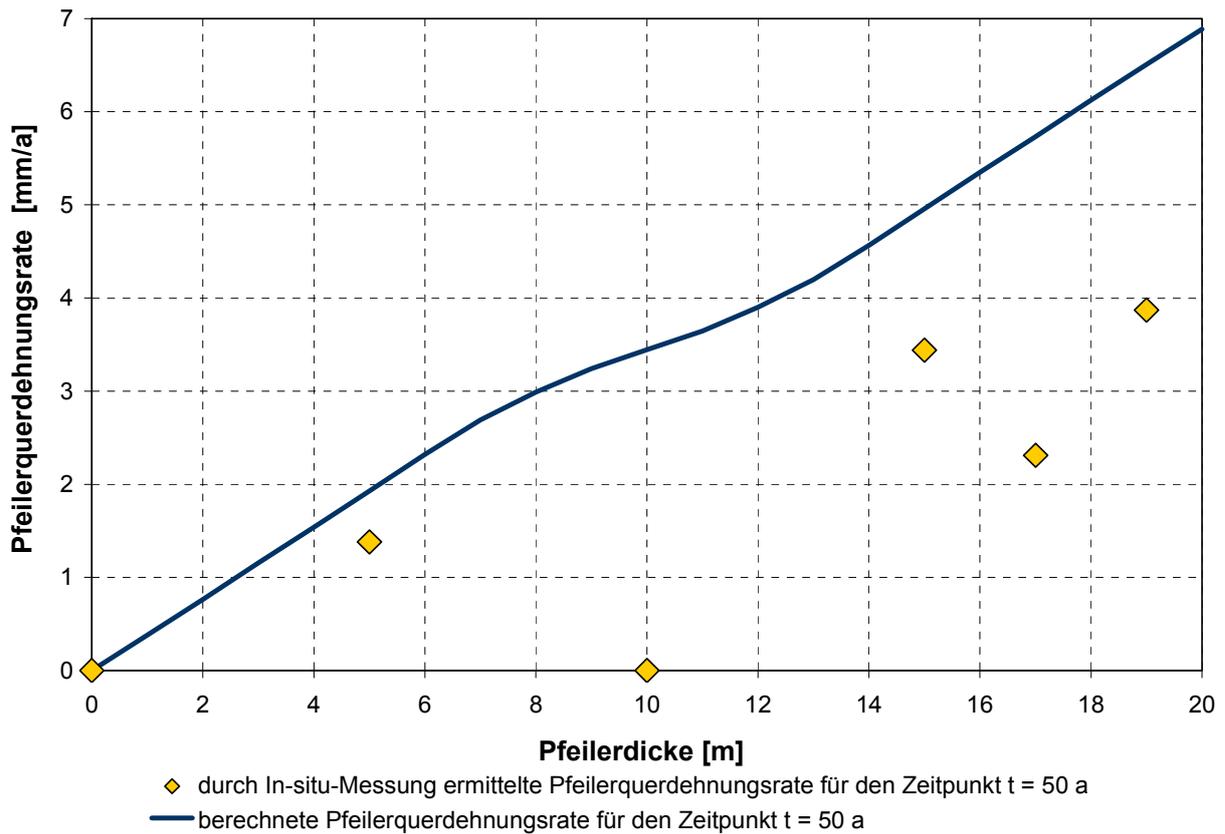


Bild 5.26 Vergleichende Darstellung der berechneten und der gemessenen Pfeilerquerdehnungsrate für den in Gebirgs-element e angesetzten Horizontalschnitt durch den Kammerpfeiler (Zeitpunkt: $t = 50 a$)

Allerdings wird nicht nur die Pfeilerquerdehnungsrate durch den reduzierten Maxwell-Viskositätsmodul für die Steinsalzschieht überschätzt, sondern es wird dadurch auch die Minimalspannungsverteilung im Kammerpfeiler unterschätzt. Die in Bild 5.27 dargestellte vergleichende Gegenüberstellung von berechneter und gemessener Minimalspannungsverteilung entlang des in Gebirgs-element e angesetzten Horizontalschnitts durch den Kammerpfeiler zeigt, dass die Minimalspannung besonders im Pfeilerkernbereich relativ deutlich unterschätzt wird, da aufgrund des durch den reduzierten Maxwell-Viskositätsmodul beschleunigten Kriechprozesse eine verstärkte Spannungsumlagerung in die Baufeldrandbereiche erfolgt.

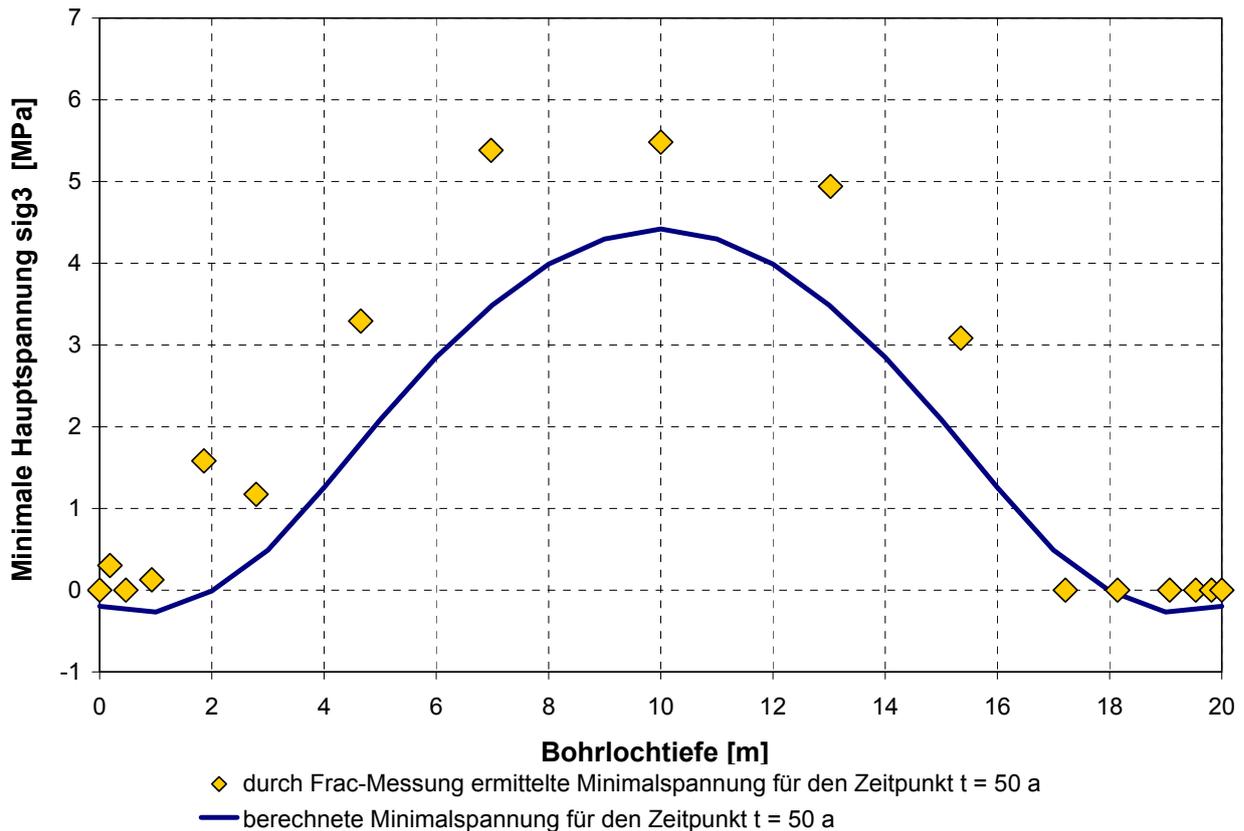


Bild 5.27 Vergleichende Darstellung der berechneten und der gemessenen Minimalspannung für den in Gebirgselement e angesetzten Horizontalschnitt durch den Kammerpfeiler (Zeitpunkt: $t = 50 a$)

Die in Bild 5.28 dargestellte vergleichende Gegenüberstellung der berechneten Porositätsverteilung entlang des in Gebirgselement e angesetzten Horizontalschnitts und der entlang des gleichen Horizontalschnitts aus der im Rahmen des Verbundprojekts durchgeführten In-situ-Messung zur sekundären Gebirgspermeabilität abgeleiteten sekundären Porositätsverteilung zeigt allerdings trotz der Abweichung zwischen berechneter und gemessener Minimalspannung eine teilweise gute Übereinstimmung, sowohl in der absoluten Größe wie auch in der Ausdehnung des Auflockerungsbereichs in den Pfeiler hinein, da die Abweichungen in der Minimalspannung vornehmlich im Pfeilerkern vorliegen, während im entfestigten und in seinem Gefüge aufgelockerten Pfeilerkonturbereich die berechnete und die gemessene Minimalspannung eine relativ gute Übereinstimmung aufweisen.

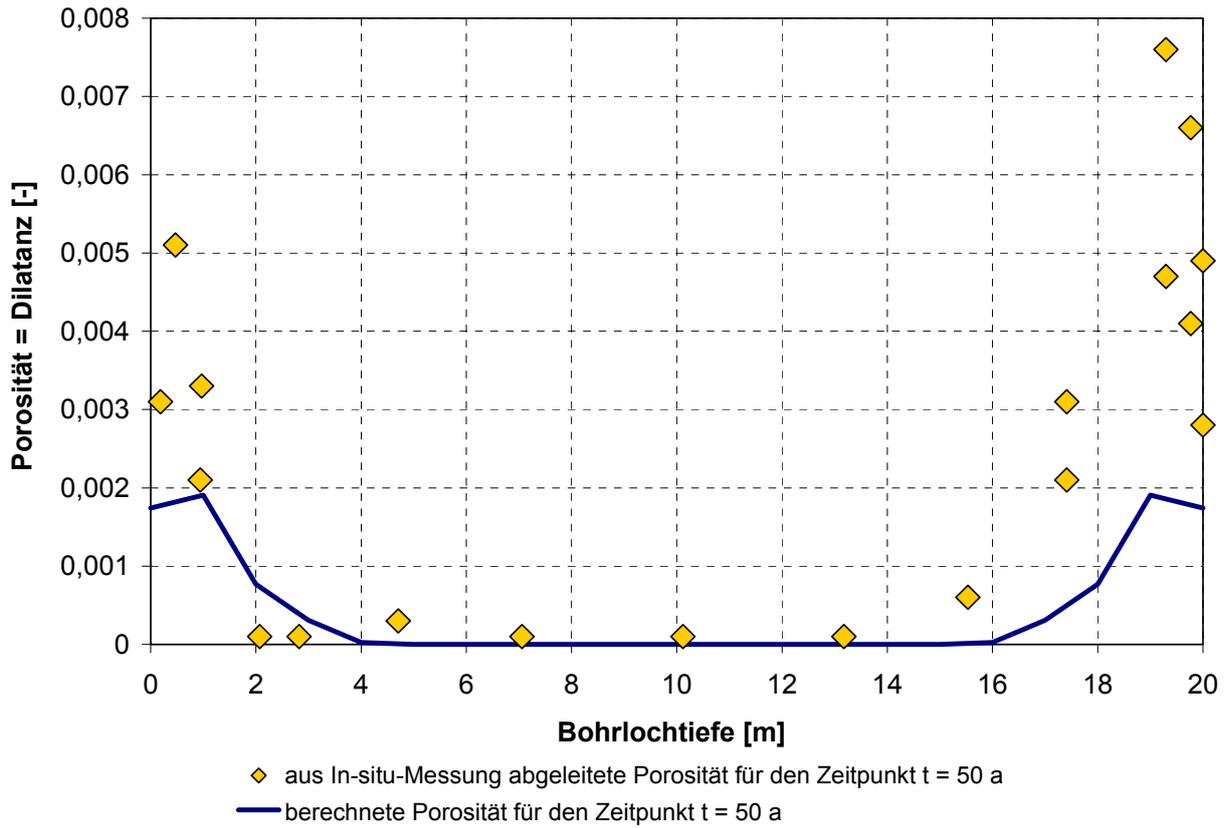


Bild 5.28 Vergleichende Darstellung der berechneten und der aus In-situ-Messungen abgeleiteten Porositätsverteilung für den in Gebirgselement e angesetzten Horizontalschnitt durch den Kammerpfeiler (Zeitpunkt: $t = 50 a$)

6 Zusammenfassung und Ausblick

In den vergangenen Jahrzehnten wurde in Deutschland von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreiches experimentelles und theoretisches Know-how zur Salzmechanik erarbeitet. In diesem Rahmen sind auch die Stoffmodelle zur Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz weiterentwickelt worden. Ein erstes vorangegangenes Verbundprojekt zu einem Stoffmodellvergleich befasste sich ausschließlich mit dem mechanischen Verhalten von Steinsalz im Hinblick auf verschiedene Verformungsphänomene wie transientes und stationäres Kriechen, Dilatanz und Schädigung sowie Bruch und Kriechbruch. Demgegenüber soll das hier vorliegende Folgeprojekt eine realitätsnähere Einschätzung der Fähigkeiten der verschiedenen Stoffmodelle zur Beschreibung des Tragverhaltens des Gebirges der anhand eines komplexen Anwendungsfalls aus dem untertägigen Bergbau ermöglichen. Dabei sollen sich die im Vorgängerprojekt weitgehend gesondert untersuchten Verformungsprozesse wechselseitig überlagern sowie gegenseitig beeinflussen und es sollen nun auch die Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone und eine Langzeitextrapolation zum Tragverhalten auf der Grundlage von 3D-Modellrechnungen einbezogen werden. Für den Stoffmodellvergleich im Rahmen dieses Verbundvorhabens hat die TU Clausthal das Stoffmodell *Hou/Lux* zur Beschreibung des Verhaltens von Steinsalz verwendet.

Das Stoffmodell *Hou/Lux* nach *Lux, Düsterloh & Hou (2002)* 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) und Beanspruchungszustände oberhalb dieser Dilatanzfestigkeit, die zu einer Schädigung und in deren Folge zu einer von der jeweiligen Größe der Schädigung abhängigen erhöhten Kriechrate führten. Durch eine entsprechende Fallunterscheidung wird die Tatsache berücksichtigt, dass der Schädigungsprozess und der Verheilungsprozess in einem Gebirgselement bzw. in einem Element der numerischen Analyse nicht gleichzeitig ablaufen können. Möglich ist jedoch, dass keiner der beiden oder nur einer der beiden Prozesse stattfindet.

Die beanspruchungsbedingte Deformation des Gesteins wird im Stoffmodell *Hou/Lux* in Form von Verzerrungsraten beschrieben. Dabei setzt sich die totale Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}$ additiv aus den elastischen $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ und den inelastischen Deformationsratenanteilen $\dot{\varepsilon}_{ij}^{ie}$ nach Gl. (6.1) zusammen:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{ie} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\varepsilon}_{ij}^d + \dot{\varepsilon}_{ij}^h \quad (6.1)$$

Dem Ansatz ist zu entnehmen, dass neben der Unterscheidung in einen elastischen Verzerrungs-ratenanteil und einen inelastischen Verzerrungs-ratenanteil die inelastischen Verzerrungs-raten nochmals unterteilt werden in einen viskoplastischen Anteil ohne direkte Gefügeschädigung $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$ (viskoplastisch-volumentreu), in einen viskoplastischen Anteil mit direkter Gefügeschädigung $\dot{\varepsilon}_{ij}^d$ (schädigungsinduziert-dilatant) sowie in einen viskoplastischen Anteil infolge Gefügeverheilung $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ (verheilungsinduziert-kontraktant). Der elastische Deformationsanteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^e$ wird dabei durch das *Hooke*'sche Stoffmodell beschrieben. Der viskoplastisch-volumentreue Anteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$ setzt sich aus den stationären und transienten Kriechdeformationen zusammen und basiert im Wesentlichen auf den Formulierungen des Stoffmodells *Lubby2* (nichtlineares *Burgers*-Modell). Allerdings wird beim Stoffmodell *Hou/Lux* eine Reduzierung der tragenden Querschnittsfläche durch den Ansatz nach *Kachanov (1986)* mit der Einführung des Schädigungsparameters D berücksichtigt, so dass im Stoffmodell *Hou/Lux* die Vergleichsspannung σ_v gegenüber dem Stoffmodell *Lubby2* in der modifizierter Form mit $\sigma_v = (\sigma_1 - \sigma_3)/(1 - D)$ angesetzt wird, Bild 6.1. Da sich die Beanspruchungen bei den Laborversuchen für die Parameterermittlung für diesen Stoffmodellteil jedoch ausschließlich unterhalb der Dilatanzgrenze befinden, resultiert hier faktisch keine Änderung gegenüber dem Stoffmodell *Lubby2*. Somit sind bei den laborativen Versuchen nur noch schädigungsfreie und damit auch entsprechend der Bedingung $\varepsilon_{vol} = 0$ volumentreue Kriechdeformationen im modifizierten Stoffmodell *Lubby2* enthalten.

Der Verzerrungs-ratenanteil $\dot{\varepsilon}_{ij}^d$ berücksichtigt Beanspruchungszustände oberhalb der Dilatanzfestigkeit, 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- / Schädigungsrückbildungsprozesse (Verheilung) im Steinsalz werden für die Berechnung des verheilungsinduziert-kontraktanten Verzerrungs-ratenanteils $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ beschrieben, wobei die Verheilung nicht Gegenstand des Stoffmodellvergleichs im Rahmen dieses Verbundvorhabens war.

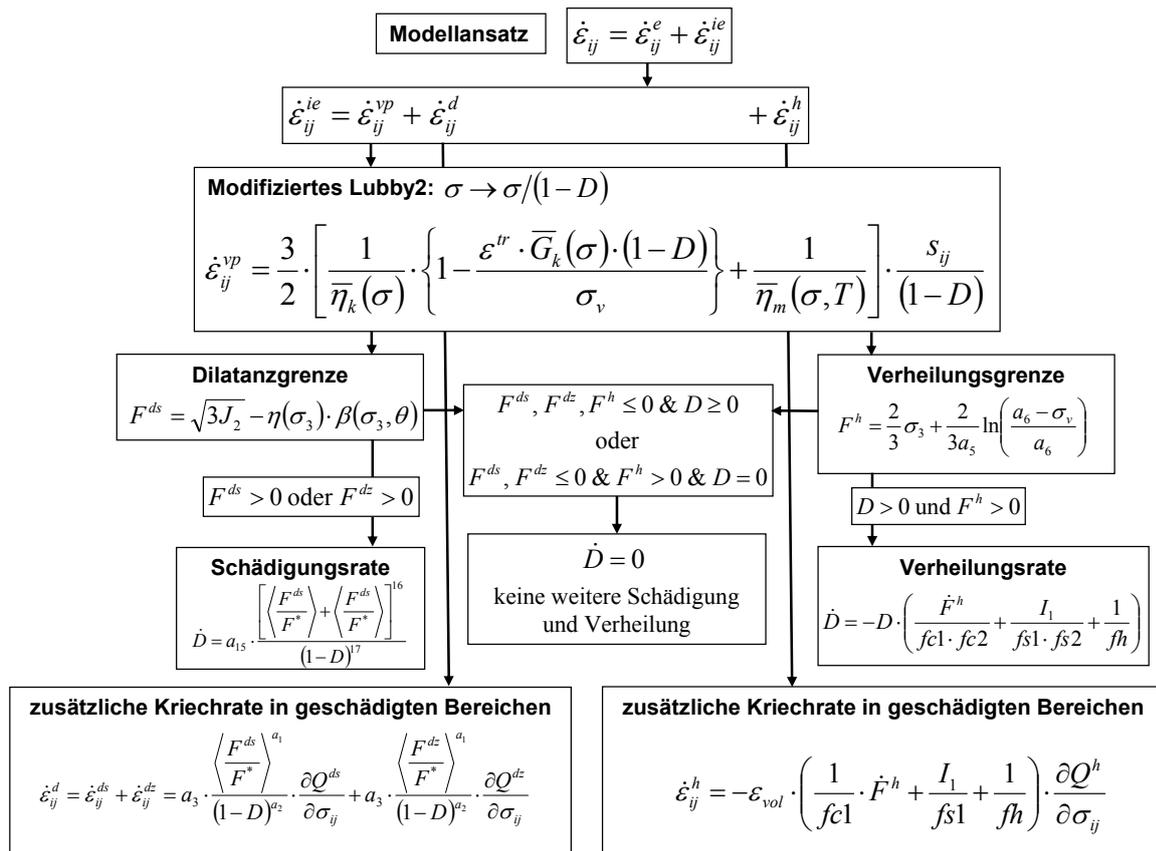


Bild 6.1 Stoffmodell Hou/Lux mit den Anteilen für Schädigungs- und Schädigungsrückbildungsprozesse

Die in dem Stoffmodell enthaltenen Materialparameter sind aus entsprechend durchgeführten Laboruntersuchungen abzuleiten. Die Verwendung dieser Materialparameter in den Stoffmodellen ermöglicht dann die physikalische Modellierung des spezifischen Materialverhaltens unterschiedlicher Steinsalzlokationen.

Für die Berechnung der Permeabilitätsänderung wird die Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps* nach *Eberth (2008)* und *Wolters (2005)* verwendet, die von der mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* berechneten Dilatanz (Sekundärporosität) und der kleinsten Hauptspannung σ_3 abhängig ist. Die angesetzten Parameter zur Permeabilitätsberechnung basieren auf den Permeabilitätsversuchen von *Stormont (1997)*.

Die vorgestellten Stoffmodelle sind in das numerische Simulationsprogramm *FLAC^{3D}* der Firma *ITASCA* implementiert.

Ergänzend zu bereits vorhandenen Labordaten sind im Rahmen dieses Forschungsvorhabens Untersuchungen an Steinsalzprüfkörpern der Lokation Angersdorf in den gesteinsmechanischen Laboren der Projektpartner IfG Leipzig und TU Clausthal durchgeführt worden. Zielsetzung dieser zusätzlichen Laboruntersuchungen war es, weitere Labordaten an standortspezifischem Salzgestein zur Ermittlung von Materialkennwerten für die jeweiligen Stoffmodelle zu erhalten.

Das durch die Projektpartner festgelegte Versuchsprogramm umfasste sowohl Festigkeitsversuche wie auch triaxiale Kriechversuche. In der Folge wurden an der TU Clausthal Festigkeitsversuche mit variiertem Manteldrücken von $\sigma_{2,3} = 0,2 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 0,5 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 1 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 2 \text{ MPa}$, $\sigma_{2,3} = 5 \text{ MPa}$ und $\sigma_{2,3} = 12 \text{ MPa}$ verzerrungsgeregelt mit einer Verzerrungsrate von $d\varepsilon_1/dt = 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. Des Weiteren wurden zwei triaxiale Kriechversuche gefahren, wobei ein Kriechversuch mit nur einer Laststufe und der andere mit 5 unterschiedlichen Laststufen beaufschlagt wurde. Der einstufige Kriechversuch wurde mit $\sigma_1 = 39 \text{ MPa}$ und $\sigma_{2,3} = 3 \text{ MPa}$ über die gesamte Versuchsdauer bis $t = 266 \text{ d}$ belastet, wobei dieses Belastungsniveau oberhalb der Dilatanzfestigkeit liegt. Für den fünfstufigen Kriechversuch wurden die ersten zwei Belastungsstufen unterhalb und die weiteren drei Belastungsstufen oberhalb der Dilatanzfestigkeit gewählt.

Im Vorfeld der Simulationsberechnung zum mechanischen Verhalten einer 3D-Untertagestruktur ist eine Diskretisierungsstudie an einem Langpfeilermodell durchgeführt worden, um die Auswirkungen unterschiedlicher Modelldiskretisierungen bei den unterschiedlichen Stoffmodellen der Projektpartner zu untersuchen. Das durch die Projektpartner entworfene Kammer-Langpfeiler-Modell (Scheibenmodell) hat eine vertikale Ausdehnung von $z = 120 \text{ m}$. Die Pfeilerhöhe sowie die Pfeilerbreite betragen jeweils 20 m , wobei im Berechnungsmodell aufgrund der Modellsymmetrie nur eine halbe Kammer und ein halber Pfeiler diskretisiert wurden. Die Untersuchung erfolgte durch Variation der Pfeilerdiskretisierung bei einer konstanten Pfeilerstauchungsrate von $d\varepsilon/dt = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$. Im Ergebnis dieser Diskretisierungsstudie konnte erwartungsgemäß gezeigt werden, dass der Diskretisierungsgrad einen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse hat. Dieser Einfluss hat sich allerdings auch als Stoffmodellabhängigkeit herausgestellt. Weiterhin muss grundsätzlich insbesondere im Nahfeld der Hohlräume das Berechnungsmodell hinreichend fein diskretisiert werden, um die zu erwartenden Effekte wie z.B. Schädigungs-, Auflockerungs- oder Bruchprozesse auch hinsichtlich des auftretenden Gradienten bzw. quantitativ zufrieden stellend beschreiben zu können. Bezüglich der Pfeilergrenzspannung, die als Bewertungskriterium bei den variierten Modelldiskretisierungen herangezogen wurde, gab es in den Zahlenwerten mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* nur moderate Unterschiede. Als Fazit der Diskretisierungsstudie kann für den vorliegenden Anwendungsfall eine sinnvolle Pfeilerdiskretisierung von 8-10 Elementen in horizontaler Richtung für die halbe Pfeilerbreite und 9-12 Elemente in vertikaler Richtung für die Pfeilerhöhe abgeleitet werden. Eine solche Pfeilerdiskretisierung stellt einen guten Kompromiss zwischen der Qualität der Berechnungsergebnisse und der Rechenzeit dar.

Diese Erfahrungen fanden Berücksichtigung bei der anschließenden Berechnungsmodellerstellung der geometrisch komplexen 3D-Untertagestruktur. Für das Berechnungsmodell wurde von den Projektpartnern ein Gebirgsausschnitt aus der Grube Angersdorf ausgewählt.

Im ausgewählten Gebirgsbereich weist der Gebirgsaufbau ein relativ gleichmäßiges Einfallen der Gesteinsschichten unter ca. 9° nach Norden auf. Der Gebirgsausschnitt bzw. das daraus abgeleitete Berechnungsmodell umfasst den Teufenbereich zwischen $z = -700 \text{ m}$ und $z = 100 \text{ m}$ (Geländeoberkante). Damit sind in ihrer Abfolge von unten bis zur Tagesoberfläche folgende Gesteinsschichten in das Berechnungsmodell integriert worden: Hauptanhydrit (A3), Leine-Steinsalz (Na3), Roter Salzton (T4), Aller-Steinsalz (Na4) und Buntsandstein. Hinsichtlich der Hohlräume im Steinsalzgebirge wurden im Berechnungsmodell aus Symmetriegründen eine halbe Abbaukammer sowie ein halber Pfeiler einbezogen, wobei die Symmetrieebene in Kammerlängsrichtung verläuft. Die gesamte Kammer hat eine Länge von $l \approx 80 \text{ m}$, eine Breite von $b \approx 20 \text{ m}$ und eine Höhe von $h \approx 15 \text{ m}$. Der Gesamtpfeiler zwischen den Abbaukammern hat ebenfalls eine Breite von etwa 20 m , so dass das Berechnungsmodell eine Tiefe von $\Delta y = 20 \text{ m}$ aufweist. Zusätzlich wurden ein so genannter Durchhieb durch den Kammerpfeiler, eine Kopf- bzw. Fußstrecke, die auf der nördlichen und der südlichen Seite des Kammerfeldes quer zu den Kammerachsen verlaufen sowie eine streichende Abbaukammer auf der nördlichen Seite des Kammerfeldes berücksichtigt.

Zielsetzung der numerischen Simulation war es, das Gebirgsverhalten bis zum Zeitpunkt $t = 100 \text{ a}$ nach Auffahrungsbeginn zu prognostizieren. Zum Vergleich der Berechnungsergebnisse der Projektpartner untereinander wurden an unterschiedlichen Modellpunkten bzw. -schnitten Berechnungsgrößen ausgewertet. Grundlage der Berechnungen sind die individuellen Stoffmodelle der einzelnen Projektpartner, die anhand der verfügbaren Laborergebnisse kalibriert wurden. Neben den Labordaten wurden auch noch die vorhandenen In-situ-Daten zu den über Jahrzehnten aufgenommenen Tagesoberflächenabsenkungen für die Parameteranpassung bis zum Zeitpunkt $t = 40 \text{ a}$ herangezogen. Die weitere Berechnung bis $t = 100 \text{ a}$ stellt dann eine Prognose dar, deren Ergebnisse naturgemäß nicht mit In-situ-Daten verglichen werden können, sondern nur einen Ergebnisvergleich der Projektpartner untereinander ermöglichen. Weitere In-situ-Daten, die im Rahmen dieses Vorhabens in einem Pfeiler gewonnen wurden, ermöglichen einen Vergleich der Berechnungsergebnisse mit diesen In-situ-Daten zum Zeitpunkt $t = 40 \text{ a}$.

Die im Stoffmodell *Hou/Lux* verwendeten Kennwerte zur Charakterisierung der Gesteinseigenschaften des Leine- und Aller-Steinsalzes sind größtenteils anhand der in Abschnitt 4 dargestellten Laborversuche ermittelt worden. Lediglich der Stoffmodellkennwert $\bar{\eta}_m^*$ zur Charakterisie-

Die Berechnung des stationären Kriechverhaltens der Steinsalzschichten ist durch eine Bestanpassung der rechnerisch ermittelten Tagesoberflächenabsenkung an die Feldmessdaten bis $t = 40 a$ kalibriert worden, wodurch eine gute Anpassung der Berechnungsergebnisse an die Feldmessdaten gelang. Weitere Simulationsergebnisse zeigen, dass sich die größten Firstsenkungen im streichenden Abbau einstellen, wobei Schädigungen nur lokal im Bereich der Hohlraumkonturen ausgewiesen werden. Bei den Zahlenwerten der Dilatanz nach $t = 50 a$ ergeben sich im Bereich der Hohlraumkonturen nur relativ gute Übereinstimmungen mit den Zahlenwerten, die aus den In-situ-Messungen abgeleitet wurden. Diese nicht so gute Übereinstimmung ist allerdings vor dem Hintergrund zu sehen, dass die Schädigungsparameter nicht an die In-situ-Daten angepasst wurden und die Schädigungsparameter aus nur einem Laborversuch gewonnen werden konnten.

Die Berechnungsergebnisse zeigen weiter, dass die Pfeilerspannungen unterschätzt und die Pfeilerquerdehnungsraten im Vergleich mit den gemessenen In-situ-Daten nach $t = 50 a$ überschätzt werden. Dieser Befund könnte darauf zurückzuführen sein, dass die Zahlenwerte der gemessenen Oberflächenabsenkung für den Übertrag auf das Berechnungsmodell zu groß sind, da diese nicht nur aus der Hohlraumauffahrung im Steinsalzgebirge, sondern auch aus den Kaliabbauen unterhalb der Steinsalzschicht resultieren, die allerdings im Berechnungsmodell nicht berücksichtigt wurden. Aus diesem Grund wurde bei der Anpassung an die gemessenen Oberflächenabsenkungen der Maxwell-Viskositätsmodul für die Steinsalzschicht möglicherweise zu stark reduziert.

Zusammenfassend kann ausgesagt werden, dass das Stoffmodell *Hou/Lux* grundsätzlich für 3D-Simulationen von realen, stärker beanspruchten Untertagestrukturen einsetzbar ist und erfolgreich die verschiedenen Verformungsphänomene im Steinsalz wie transientes und stationäres Kriechen, Dilatanz und Schädigungsentwicklung sowie daraus resultierend eine Porositäts-Permeabilitäts-erhöhung beschreiben kann. Es wurde deutlich, dass für eine zuverlässige Prognose zunächst eine ausreichende Anzahl standortbezogener, dem jeweiligen physikalischen Stoffmodell und seinen Verformungsmechanismen angepasster und damit verschiedenartiger Laborversuche als Grundlage für die Ermittlung der Stoffmodellparameter benötigt wird. Darüber hinaus kann eine weitere Verbesserung der Prognosesicherheit erreicht werden, indem die Stoffmodellparameter an schon vorhandene Feldmessdaten angepasst bzw. aktualisiert werden.

Darauf hinzuweisen ist, dass die gute Qualität der Ergebnisse dieser Berechnungssituation mit Verwendung des Stoffmodells *Hou/Lux* nicht ohne Weiteres eine Aussage auf die Qualität der Ergebnisse anderer Berechnungssituationen mit dem gleichen Stoffmodell zulässt. So treten bei anderen Anwendungsfällen möglicherweise Stoffmodellfähigkeiten in den Vordergrund, die bei diesem Vorhaben noch keine Berücksichtigung fanden oder nur untergeordnet zum Tragen ka-

men. Dieser Vorbehalt betrifft insbesondere Fragestellungen bei der Endlagerung von Wärme entwickelnden Abfällen oder zum dauerhaften Verschluss von Gebirgshohlräumen gegenüber der Biosphäre durch geotechnische Barrieren. Die dabei hervortretenden Effekte, wie das thermo-mechanische Verhalten von Steinsalz sowie mögliche Schädigungsrückbildungs- bzw. Verheilungsprozesse in einem zuvor geschädigten Steinsalzbereich waren nicht Gegenstand des Stoffmodellvergleichs in diesem Verbundvorhaben. Um Aussagen bezüglich der Stoffmodellqualität auch für diese Anwendungsgebiete treffen zu können, wäre ein Stoffmodellvergleich mit Berücksichtigung entsprechender Deformationsmechanismen notwendig.

6.1 Danksagung

Die an der Bearbeitung des Projektes Beteiligten bedanken sich beim Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) und beim Projektträger Karlsruhe, vertreten durch Herrn Dipl.-Ing. Bühler, für die grundsätzliche finanzielle Förderung dieses Forschungsprojekts einerseits und für eine exzellente administrative Betreuung andererseits.

7 Literaturverzeichnis

- Bertram, J. (2000):* Untersuchungen zur Weiterentwicklung der Auslegungskriterien für Kavernen im Steinsalzgebirge. Dissertation an der TU Clausthal.
- 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.
- Eberth, S. (2008):* Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge. Dissertation, 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 Untertagedepotien im Salzgebirge. Diss. an der TU Clausthal.
- Hou, Z. (2002):* Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift an der 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.
- Liu, B. (1986):* Elastizitätstheorie (in Chinesisch). Verlage in Beijing.
- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart 1999.
- 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 der 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).
- 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.
- Schulze, O; Popp, T. & Kern, H. (2001):* Development of Damage and Permeability in Deforming Rock Salt. *Engineering Geology* 61 (2001).
- Stormont, J. C. (1997):* In-situ Gas Permeability Measurements to delineate Damage in Rock Salt. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, No. 7, p1055 – 1064.

*Wolters, R. (2005): Das Porositäts-Permeabilitäts-Modell pps. Handbuch, TU Clausthal
(interner Institutsbericht).*