
Professur für Deponietechnik und Geomechanik
Technische Universität Clausthal

**Weiterentwicklung eines Prognosemodells zum Barriereintegritäts-
und Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien
mit besonderer Berücksichtigung von
Gefügeschädigung und Schädigungsverheilung
auf der Grundlage der Continuum-Damage-Theorie**

**Abschlussbericht zum BMBF- Forschungsvorhaben
mit dem Förderkennzeichen 02 C 0720
- Zeitraum 01.10.2000 – 31.3.2006 -**

**Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux - Professur für Deponietechnik und Geomechanik
Erzstraße 20 - 38678 Clausthal-Zellerfeld - Tel.: 05323/72-2242 - Telefax: 05323/72-2341**



Abschlussbericht

zum BMBF- Forschungsvorhaben

**Weiterentwicklung eines Prognosemodells zum Barriereintegritäts- und
Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien
mit besonderer Berücksichtigung von
Gefügeschädigung und Schädigungsverheilung
auf der Grundlage der Continuum-Damage-Theorie**

Förderkennzeichen 02 C 0720

Zeitraum 01.10.2000 – 31.3.2006

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

Sachbearbeiter: Dipl.-Ing. S. Eberth

Dr.-Ing. U. Düsterloh

Clausthal, im September 2006

Dipl.-Ing. S. Eberth

Dr.-Ing. U. Düsterloh

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



Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie unter dem Förderkennzeichen 02 C 0720, Laufzeit 01.10.2000 bis 31.3.2006 gefördert.

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



Abstract zu den Forschungsergebnissen

Das in den achtziger Jahren entwickelte Stoffmodell *LUBBY2* ist Ende der neunziger Jahre um ein *Stoffmodell zur Modellierung der Gefügeschädigung* und später noch um ein *Stoffmodell zur Modellierung der Schädigungsrückbildung (Verheilung)* erweitert worden. Dabei hatte das Stoffmodell für die Schädigungsrückbildung noch eher hypothetischen Charakter. Im Rahmen des Forschungsvorhabens ist dieses nunmehr als Stoffmodell *Hou/Lux* bezeichnete Stoffmodell mit Hilfe der Ergebnisse neuerer laborativer Untersuchungen (Kurzzeit- und Langzeitversuche) validiert und im erforderlichen Maße modifiziert worden.

So ist als ein wesentliches Ergebnis des Forschungsvorhabens das Stoffmodell *Hou/Lux* um einen neu entwickelten Ansatz zur Modellierung der Schädigungsrückbildung, der als *phs-Stoffmodell* (auch Verheilungs-Stoffmodell) bezeichnet wird, erweitert worden. Dieser Ansatz ist in das vorhandene FEM-Programm *MISES3* implementiert worden.

Der von *Hou (2002)* vorgeschlagene Verheilungsansatz hat bei näherer Betrachtung noch einige grundlegende Defizite gezeigt:

Die in *Hou (2002)* verwendete Potentialfunktion Q beschränkt sich auf die Anwendung von Sonderfällen (TE- und TC-Versuchsbedingungen). Die Spannungskomponente σ_2 wurde nicht berücksichtigt. Darüber hinaus muss die Schädigungsvorgeschichte durch Vorgabe der Rissrichtung mit in den Schädigungs-Rückbildungsprozess einbezogen werden, damit sich entsprechend den in der Schädigungsphase gebildeten Haupt-Fissuren auch die Verformungsrichtung in der Verheilungsphase einstellen kann (\rightarrow Schädigungsrückbildung anisotrop). Durch die Entwicklung einer neuen Potentialfunktion Q wurde die Beschränkung auf die Beanspruchungs-Sonderfälle der TE- und TC-Versuchsbedingungen aufgehoben und die korrekte Berechnung von mehraxialen Beanspruchungszuständen während des Verheilungsprozesses ermöglicht, da nun auch die Richtungen der verheilungsinduzierten Verzerrungen einbezogen und entsprechend den Rissrichtungen korrekt erfasst werden.

Allerdings erwies sich die Berechnung der durch die verheilungsinduzierten Verzerrungen bewirkten Spannungsumlagerungen im FE-Programm *MISES3* zunächst als problematisch (numerische Instabilitäten und nicht plausible Ergebnisse). Erst durch eine Modifikation im Berechnungsalgorithmus des FE-Programms *MISES3* konnte dieses Problem gelöst werden. Gleichzeitig zur FE-programminternen Modifikation wurde die Durchführung von



Kurzzeitversuchen zur Ermittlung des Schädigungsrückbildungs-(Verheilungs-)verhaltens beendet. Stattdessen sind realitätsnähere, aber deutlich aufwendigere Langzeitversuche mit Reduzierung der Wiederbelastungsrate durchgeführt worden. Da in der Verheilungsphase infolge einer signifikant geringeren Belastungsrate bei der Erhöhung der Radialbelastung auch geringere Raten der verheilungsinduzierten Verzerrungen resultieren, konnten letztendlich auch die numerischen Instabilitäten eliminiert werden. Anhand dieser Langzeitversuche konnte darüber hinaus auch eine **dritte Phase im Verheilungsprozess identifiziert** werden, die in die mathematisch-mechanische Formulierung des Verheilungsansatzes implementiert worden ist. Diese Befunde zusammen haben zu dem von Grund auf neu entwickelten phs-Verheilungsansatz geführt.

Aufgrund der neuen Potentialfunktion Q sowie der Identifikation von nunmehr drei Phasen des Schädigungsrückbildungs-(Verheilungs-)prozesses im Laborversuch ist zusätzlich zur Behebung vorstehender Defizite die Entwicklung je einer Funktion zur Beschreibung der Dilatanzrückbildung einerseits und der Schädigungsrückbildung andererseits während des Verheilungsprozesses notwendig geworden.

Experimentell sind die **Schädigungsgrenze und die Verheilungsgrenze** anhand von Messungen sowohl der Volumendilatanz wie auch der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung ermittelt worden. Zusammen mit der Bruchfestigkeitsgrenze sind diese beanspruchungsbezogenen Bereichsgrenzen für die Identifizierung der jeweiligen Deformationsprozesse in das Stoffmodell *Hou/Lux* integriert. Damit ergeben sich nunmehr vier charakteristische Beanspruchungszonen: Bruchzone, Schädigungs- bzw. Dilatanzzone, volumentreue Zone (weder Schädigung noch Schädigungsrückbildung) sowie Schädigungsrückbildungszone (auch Kompaktions- bzw. Verheilungszone).

Schädigung D und Dilatanz ϵ_{vol} treten nur bei einer Überschreitung der Schädigungsgrenze (Beanspruchungszustand in der Dilatanzzone) auf. Der Abstand des aktuellen Beanspruchungszustandes zur Schädigungsgrenze im Spannungsraum und die aktuell vorliegende Schädigung bestimmen die Schädigungsrate und die schädigungsinduzierte zusätzliche Kriechrate und damit auch die Standzeit bis zum Eintritt des Kriechbruches. Liegt der aktuelle Beanspruchungszustand im Bereich der Schädigungsrückbildungszone, dann bestimmen der Abstand des aktuellen Beanspruchungszustandes zu der Verheilungsgrenze im Hauptspannungsraum sowie die aktuelle Schädigung D und Dilatanz ϵ_{vol} die Rückbildungsrate



der Schädigung und der Dilatanz, verbunden mit entsprechenden Deformationen und Spannungsumlagerungen.

Neben diesen Mechanismen- bzw. Prozessgrenzen ist eine Beziehung für die Schädigung D , die von der messbaren Dilatanz ε_{vol} und von den im Versuch messbaren Ultraschallwellengeschwindigkeiten abhängt, abgeleitet und in das Stoffmodell integriert worden. Mit dieser Beziehung kann somit die Gefügeschädigung D auf laborativer Grundlage (Messung von ε_{vol} und v_p und v_s) quantifiziert werden. Damit ist ein geeigneter Parameter zur Charakterisierung der Schädigungsintensität vorhanden.

Die für das Verheilungs-Stoffmodell erforderlichen Materialparameter können durch Laborversuche an Vollprüfkörpern mit gezielter Schädigung in der Größenordnung von einigen Prozent und anschließender Verheilung ermittelt worden. Ausgehend von den theoretischen Vorüberlegungen von *Hou (2002)* und *Chan (1998)* sind zunächst Kurzzeitlaborversuche durchgeführt worden. Nach der Bestimmung der relevanten Materialparameter wurden diese Versuche mit dem Stoffmodell nachgerechnet. Diese Reanalysen zur Überprüfung des Stoffmodellansatzes schlugen wie zuvor schon beschrieben fehl, da wegen der großen Zuwachsraten der verheilungsinduzierten Verzerrungen in jedem Zeitschritt der Risschließungsphase die Sekundärspannungen nicht mehr korrekt berechnet werden konnten. Als erster Ansatz zur Lösung dieses Problems wurden **Langzeitversuche als Grundlage für die Validierung** mit erheblich geringeren Belastungsraten von $\dot{\sigma}_{2,3} = 0,5 - 1 \text{ MPa/d}$ durchgeführt. Gleichzeitig wurde mit der Herabsetzung der Beanspruchungsraten in den Laborversuchen auch eine größere Nähe zur Realität geschaffen, da die bisherigen hohen Beanspruchungsraten im Rahmen der Kurzzeitversuche von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1 \text{ MPa/min}$ bei der Erhöhung des Manteldrucks in situ nicht auftreten.

Mit den nunmehr durchgeführten Langzeitversuchen konnte erstmalig auch eine dritte Phase im Verheilungsprozess beobachtet werden, die als die eigentliche Verheilungsphase nach zwei vorangegangenen Risschließungsphasen identifiziert wurde. Im Verheilungsansatz nach *Hou (2002)* wie auch in den in der Literatur veröffentlichten Daten zu Verheilungsversuchen von *Chan (1998)* ist nur von einer Risschließungsphase und einer Verheilungsphase ausgegangen worden. Im Gegensatz zum ursprünglich von *Hou (2002)* vorgeschlagenen Verheilungsansatz berücksichtigt der phs-Verheilungsansatz nunmehr die drei im Laborversuch identifizierten Phasen des Verheilungsprozesses.



Beim *Entwurf von geotechnischen Barrieren* steht die *Ermittlung der hydraulischen Leistungsfähigkeit der Abdichtungsbauwerke in ihrer Zeitabhängigkeit* im Vordergrund. Vor diesem Hintergrund ist neben dem in das FEM-Berechnungsprogramm *MISES3* implementierten phs-Verheilungsansatz auch die von *Hou (2002)* entwickelte *Poro-Perm-Beziehung* überprüft, überarbeitet und ebenfalls in dieser modifizierten Version in das FEM-Programmpaket implementiert worden.

Da im Rahmen der Querschnitts-Abdichtungsmaßnahmen dem Strecken- oder Schachtversatz neben der mechanischen oft auch eine zusätzliche Aufgabe als erst langfristig wirksam werdende und dann allerdings auch als langfristig funktionstüchtig sein müssende Barriere zugewiesen wird, sind zusätzlich ein *Kompaktionsstoffmodell* und ein *Poro-Perm-Modell für Salzgrus* in das FEM-Programmpaket integriert worden (*Korthaus/Hein, 1998*), (*GRS, 1999*).

In Kombination mit dem phs-Verheilungsansatz und der Poro-Perm-Beziehung für Salzgestein kann nunmehr die *Schädigungs- und Dilatanzrückbildung in der Auflockerungszone im Salzgestein* im Bereich von Abdichtungsbauwerken (z.B. Streckendämme, Strecken-Versatz) berechnet werden und gleichzeitig die zugehörige *Sekundärpermeabilitätsentwicklung* quantifiziert werden. In Kombination mit dem Kompaktionsstoffmodell und dem Poro-Perm-Ansatz für Salzgrus können außerdem die *konvergenzbedingte Porositätsabnahme und die Permeabilitätsentwicklung im Salzgrusversatz* gleichzeitig mit der Entwicklung der Auflockerungszone im Salzgebirge quantifiziert werden.

Das auf diese Weise erweiterte Stoffmodell *How/Lux-phs* ermöglicht damit einen vertieften Einblick in die bei geotechnischen Barrieren ablaufenden Prozesse (umgebendes Gebirge, technische Bauwerke). Mit Hilfe der erarbeiteten theoretischen, numerischen und methodischen Weiterentwicklungen und der ermittelten Ergebnisse kann der konstruktive Entwurf von Abdichtungsbauwerken auf verbesserter rechnerischer Grundlage vorgenommen und mit Blick auf deren Funktion als geotechnische Barrieren dadurch auch ein *realitätsnäherer Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien/Endlager* erarbeitet werden.

Zur *Demonstration der Anwendungsfähigkeit des modifizierten Verheilungs-Stoffmodells und der weiteren Neuentwicklungen* sind zum Abschluss des Forschungsvorhabens numerische Simulationen zum Tragverhalten des Dammbauwerks Sondershausen in der Grube „Glückauf“ *Sitz et al. (1998)* und zum Tragverhaltens des Salzgebirges im Umgebungsbereich einer Strecke des Forschungsbergwerks Asse bei Wolfenbüttel durchgeführt worden. Diese Strecke ist einige



Jahre nach ihrer Auffahrung in einem Teilabschnitt mit einem Gußeisenausbau mit Betonhinterfüllung versehen worden.

- **Dammbauwerk Sondershausen:** Das Dammbauwerk befindet sich in einer Teufe von $z = 684$ m in der der Grube „Glückauf“ in Sondershausen und ist im Rahmen eines Forschungsvorhabens von *Sitz et al. (1998)* entworfen und in der Ausführung begleitet worden. Das Berechnungsmodell für die numerische Simulation wurde vereinfacht als rotationssymmetrisch angenommen unter Berücksichtigung der tatsächlichen Abmessungen des Dammbauwerks. Die zeitliche Abfolge der numerischen Simulation ist den Bauabschnitten in situ entsprechend festgelegt worden. Die Strecke, in der das Dammbauwerk erreicht wurde, stand 30 Jahre lang offen. Anschließend wurde die aufgelockerte Zone in der Streckenkontur im Bereich des Dammbauwerks ausgebrochen und innerhalb von 303 Tagen wurden Widerlager und Dichtelement des Dammbauwerks errichtet. Abweichend von der tatsächlichen untertägigen Situation wurde luftseitig des Dammbauwerks ein fiktiver Streckenversatz angeordnet, um einen moderaten Übergang zwischen Bauwerk und offenem Querschnitt zu schaffen und so mechanisch bedingte und hydraulisch verstärkte Konturbrüche in den Endbereichen des Bauwerks auszuschließen.

Es ist bekannt, dass das konvergierende Gebirge zu einem Druckaufbau (Kontaktdruck) zwischen Gebirge und Dammbauwerk bzw. Salzgrusversatz führt. Daraus folgen dann eine Schädigungs- und Dilatanzrückbildung in den Auflockerungszonen sowie eine Dichtmaterial- bzw. Versatzkompaktion. Diese Schädigungs- und Dilatanzrückbildung in den Auflockerungszonen ist über einen Simulationszeitraum von 1000 Jahren mit Hilfe des phs-Verheilungsstoffmodells quantifiziert und zu mehreren Zeitpunkten ausgewertet worden. Mit Hilfe des Kompaktionsstoffmodells für Salzgrus von *Korthaus/Kein (1998)* konnte die Abnahme des Porenraums im Versatz durch die konvergenzbedingte Versatzkompaktion quantifiziert werden. Durch die Anwendung der neu implementierten Poro-Perm-Relation für Steinsalz und der Poro-Perm-Beziehung für Salzgrus der *GRS (1999)* konnten sowohl die Permeabilitätsentwicklung in den Auflockerungszonen wie auch im Versatz berechnet werden. Durch den simulierten Konturausbruch vor dem Einbau des Dammbauwerks war die Auflockerungszone in diesem Bereich nahezu vollständig entfernt worden, so dass die Schädigung und die Dilatanz dort sehr gering waren und durch den Stützdruck des Dammbauwerks noch weiter zurückgebildet worden sind. Im Bereich



des Streckenversatzes kam es aufgrund des anfänglich nur sehr geringen Stützdrucks des noch nicht kompaktierten Salzgruses zu einer weiteren Schädigungs- und Dilatanzzunahme im Bereich der Streckenkontur und erst im weiteren Simulationsverlauf nach ausreichendem Stützdruckaufbau im Salzgrusversatz zu einer einsetzenden Schädigungs- und Dilatanzrückbildung.

Als Fazit ist festzuhalten, dass mit dem um den *phs*-Verheilungsansatz erweiterten Stoffmodell *Hou/Lux-phs* die Prozesse Schädigung und Rückbildung der Schädigung (Verheilung) entsprechend den gebirgsmechanischen Erfahrungen plausibel simuliert werden können. Mit Hilfe der Poro-Perm-Relationen ist auch eine Berechnung der Sekundär-Permeabilität möglich, so dass das Stoffmodell *Hou/Lux-phs* auch für die Berechnungen von Fluidflüssen durch Abdichtungsbauwerke eingesetzt werden kann.

- ***Forschungsbergwerk Asse, Tübbingausbau in einer alten Strecke aus dem Jahr 1910/1914:*** Die GRS hat im Rahmen des Forschungsvorhabens *ALOHA2* Permeabilitätsmessungen in einer Strecke in der Asse durchgeführt. Diese Strecke ist zu einem Teil 3 Jahre nach ihrer Auffahrung im Jahr 1911 mit Gusseisen ausgebaut worden. Die Messungen sind in diesem Streckenbereich in der Sohle und im Stoß erfolgt. Darüber hinaus wurde in der benachbarten offenen Strecke vor dem Streckenteil mit Ausbau die Permeabilität in der Sohle gemessen. Der Vergleich der Messwerte zeigt eine Permeabilitätsrückbildung in der ausgebauten Strecke im Lauf ihrer Standzeit von 82 Jahren. Mit Hilfe des neu implementierten *phs*-Verheilungsansatzes und der ebenfalls neu implementierten Poro-Perm-Beziehung für Steinsalz konnten im Rahmen einer Back-Analysis mit dem erweiterten Stoffmodell *Hou/Lux-phs* die Permeabilitätsmesswerte der GRS in der Größenordnung zufrieden stellend nachempfunden werden. Mit Hilfe dieser Berechnung konnte die generelle Eignung des Stoffmodells *Hou/Lux-phs* zur rechnerischen Ermittlung von Schädigung/Dilatanz und ihrer Rückbildung sowie Umsetzung der Sekundärporosität in eine Sekundärpermeabilität belegt werden.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass das Forschungsvorhaben dazu beigetragen hat, die Möglichkeiten zur physikalischen Modellierung und zur numerischen Simulation des Tragverhaltens von geotechnischen Barrieren (= Querschnittsabdichtungen) im Salzgebirge wesentlich zu verbessern. Hervorzuheben sind ein modifiziertes Schädigungs-Rückbildungsstoffmodell, das erstmalig den anisotropen Charakter der Rissbildung und damit



auch der Riss-Rückbildung erfasst sowie die nunmehr mögliche vollständige Analyse des zeitabhängigen mechanischen Tragverhaltens und rechnerische Ermittlung der zeitabhängigen hydraulischen Eigenschaften von geotechnischen Barrieren wie Streckendämmen und Schachtverschlussbauwerken im Salzgebirge. Betrachtet werden dabei die Phasen Excavation, Konturentfestigung, Bauwerkseinbau, Kontaktdruckaufbau und Rückbildung der Konturentfestigungen.



Inhaltsverzeichnis

1	Veranlassung und wesentliche Bearbeitungsschritte.....	1
2	Zielsetzung des Vorhabens	2
3	Stand der Forschung	5
3.1	Zur Entwicklung der Verheilungsansätze für Salzgesteine.....	5
4	Laborative Grundlagen	12
4.1	Konstruktion und Bau von Versuchsanlagen zur Durchführung von Verheilungsversuchen.....	13
4.2	Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressions- und Extensionsbeanspruchung zur Ermittlung der Festigkeits-Parameter $a_4 -$ a_{10} des Stoffmodells <i>Hou/Lux</i>	17
4.2.1	Versuchsaufbau und Versuchstechnik.....	17
4.2.2	Versuchsauswertung	19
4.2.3	Versuchsergebnisse und Ableitung der Parameter $a_4 - a_{10}$	24
4.3	Kriechversuche zur Bestimmung des schädigungsfreien und des schädigungsinduzierten Kriechens	32
4.3.1	Versuchsaufbau und Versuchstechnik.....	32
4.3.2	Versuchsauswertung	36
4.3.3	Kennwerte zur Charakterisierung des schädigungsfreien Kriechens.....	39
4.3.3.1	Parameter für das schädigungsfreie stationäre Kriechen - $\bar{\eta}_M^*, m$	41
4.3.3.2	Parameter für das schädigungsfreie transiente Kriechen $\bar{G}_K^*, k_1, \bar{\eta}_K^*, k_2$	44
4.3.3.3.1	Gegenüberstellung berechneter und gemessener Kriechverformungen	49
4.3.4	Kennwerte zur Charakterisierung der schädigungsinduzierten Kriechrate	52
4.3.4.1	Ermittlung von Parameter a_2	55
4.3.4.2	Ermittlung von Parameter a_1 und a_3	58
4.3.4.3	Ermittlung von Parameter a_0	59
		X



4.3.4.4	Ermittlung von Parameter a_{15} , a_{16} und a_{17}	60
4.4	Laborative Untersuchungen zur Ermittlung des Verheilungsverhaltens natürlicher Salzgesteine	67
4.4.1	Versuchsaufbau und Versuchstechnik.....	67
4.4.2	Versuchsauswertung	67
4.4.3	Messergebnisse	70
5	Erweitertes Stoffmodell <i>Hou/Lux</i> für Salzgesteine zur Beschreibung der Gefügeschädigung und der Gefügeverheilung	78
5.1	Der Verheilungsansatz im erweiterten Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	78
5.2	Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung und der Verheilung	101
5.3	Implementierung des um den Verheilungsansatz erweiterten Stoffmodells <i>Hou/Lux</i> in das FEM-Programm <i>MISES3</i>	107
6	Überprüfung und Validierung des Verheilungsansatzes im Stoffmodells <i>Hou/Lux</i>	113
6.1	Validierung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	113
6.1.1	Laborversuch und Ergebnisse	113
6.1.2	Rechnerische Simulation des Laborversuchs (Back-Analysis)	115
6.1.3	Berechnungsergebnisse.....	118
6.1.4	Interpretation der Ergebnisse	132
6.2	Vergleichsberechnung mit <i>Lubby2</i>	133
6.3	Vergleichsberechnung mit dem Stoffmodell <i>Hou/Lux</i> ohne Verheilung	143
6.4	Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse mit den Stoffmodellen <i>Hou/Lux</i> , <i>Lubby2</i> und <i>Hou/Lux</i> ohne Verheilung	147
7	Eingrenzung der Defizite im Verheilungsansatz	151
7.1	Grundsätzliche Möglichkeiten	151



7.2	Ansätze zur Modifikation der Verheilungs-Potentialfunktion.....	151
7.2.1	Übersicht.....	151
7.2.2	Berechnung der Spannungskomponenten parallel und normal zu den Rissen	152
7.2.3	Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion analog zur Fließ-/ Bruchfunktion nach <i>Mohr-Coulomb</i>	154
7.2.4	Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion analog zur Fließ- /Bruchfunktion nach <i>Drucker-Prager</i>	157
7.2.5	Ansatz der Verheilungs-Potentialfunktion nach <i>Wolters</i>	160
7.2.6	Bewertung und Diskussion der einzelnen Verheilungspotentialfunktionen ..	170
7.3	Ansätze aus der Literatur zur Beschreibung der Kompaktionsphase	184
7.3.1	Übersicht.....	184
7.3.2	Kompaktion von Salzgrus nach <i>Stührenberg und Zhang</i>	185
7.3.3	Kompaktionsmodell <i>CWIPP</i>	187
7.3.4	Stoffmodell für Salzgrus von <i>Korthaus/Hein</i>	190
7.3.5	Vergleichende Bewertung und Diskussion der einzelnen Ansätze	193
8	Rechnerische Analysen - Exemplarische Simulation eines Laborversuchs mit der überarbeiteten Verheilungsfunktion, Beseitigung numerischer Instabilitäten und Kontrollberechnungen zu den Verformungen in der Verheilungsphase	195
8.1	Exemplarische Simulation eines Laborversuchs mit der überarbeiteten Verheilungsfunktion	195
8.2	Ableitung von an den Laborversuch angepassten Verheilungsparametern ...	201
8.3	Anpassung der Schädigungsfunktion	205
8.4	Nachrechnung des Laborversuchs mit angepasstem Parametersatz und korrigierter kinetischer Gleichung für den Schädigungsrückgang	206
8.5	Lösungsansätze zur Behebung der numerischen Instabilitäten.....	212



8.6	Gegenüberstellung der Verformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen für einen Prüfkörper mit den Maßen 300*150 mm	214
8.7	Gegenüberstellung der Verformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen am Beispiel für ein Untertagebauwerk	220
9	Entwicklung des <i>phs</i> -Stoffmodells.....	226
9.1	Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Dilatanzabnahme ..	226
9.2	Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Schädigungsabnahme.....	235
9.3	Ermittlung der Materialparameter f_{c1} , f_{c2} , f_{s1} , f_{s2} , f_h und g_h	240
9.3.1	Ermittlung des Materialparameters g_h	240
9.3.2	Ermittlung des Materialparameters f_{c1}	240
9.3.3	Ermittlung des Materialparameters f_{s1}	241
9.3.4	Ermittlung des Materialparameters f_h	242
9.3.5	Ermittlung der Materialparameter f_{c2} und f_{s2}	243
9.4	Zusammenfassende Darstellung des neuen <i>phs</i> -Stoffmodells	243
10	Nachrechnung von Laborversuchen mit dem <i>phs</i> -Stoffmodell.....	247
10.1	Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 289 mit dem <i>phs</i> -Stoffmodell	247
10.1.1	Versuchsbedingungen und Materialparameter	247
10.1.2	Laborergebnisse	248
10.1.3	Ergebnisse der numerischen Berechnung	251
10.1.4	Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Messwerten des Laborversuchs	261
10.2	Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 307 mit dem <i>phs</i> -Stoffmodell	264
10.2.1	Versuchsbedingungen und Materialparameter	264



10.2.2	Laborergebnisse	266
10.2.3	Ergebnisse der numerischen Berechnung	268
10.2.4	Vergleich der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Messwerten aus dem Laborversuch	278
11	Laborative Untersuchungen zur Abhängigkeit von Sekundärporosität und Permeabilität.....	281
11.1	Einige Anmerkungen zum Sachverhalt	281
11.2	Modifikation von Prüfanlagen zur Durchführung von Triaxialversuchen unter mechanisch-hydraulisch gekoppelter Beanspruchung.....	281
11.3	Triaxialversuch mit mechanisch-hydraulisch gekoppelter Beanspruchung...	283
12	Strecke mit Tübbingausbau/Forschungsbergwerk Asse - Backanalysis	288
12.1	Die Tübbingstrecke - Ausgangssituation.....	288
12.2	Geomechanische Ausgangssituation und Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen	290
12.3	Auswertung und Gegenüberstellung der Ergebnisse für die offene Strecke .	295
12.4	Auswertung und Gegenüberstellung der Ergebnisse für die ausgebaute Strecke.....	303
12.5	Zusammenfassung und Fazit.....	312
13	Berechnungsbeispiel Dammbauwerk Sondershausen.....	313
13.1	Untertägige Simulation und Vorüberlegungen	313
13.2	Implementierung des Poro-Perm-Ansatzes der GRS für Salzgrus, <i>GRS</i> (1999)	316
13.3	Parameter für das Stoffmodell <i>Korthaus/Hein</i>	317
13.4	Berechnungsmodell mit Parametersatz und Versatzeinbau.....	318
13.5	Berechnungslauf mit Versatz - Auswertung der Ergebnisse	325
13.6	Darstellung der Berechnungsergebnisse über die Zeit	364



13.7	Zusammenfassende Darstellung und Diskussion der Ergebnisse.....	367
14	Zusammenfassung und Ausblick	386
14.1	Ausblick.....	392
15	Anhang.....	392
15.1	Begründung zu Abweichungen in der Bearbeitung des Forschungsvorhabens gegenüber der ursprünglichen Planung	392
16	Literaturverzeichnis.....	396



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 von der Professur für Deponietechnik und Geomechanik in den Jahren 2000 bis 2006 ein Forschungsvorhaben mit dem Titel

„Weiterentwicklung eines Prognosemodells zum Barriereintegritäts- und Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung und Schädigungsverheilung auf der Grundlage der Continuum-Damage-Theorie“

bearbeitet.

Die Bearbeitung gliedert sich in folgende Hauptabschnitte:

- Prüfmaschinenbau (Schädigung, Verheilung)
- Entwicklung eines Verheilungsmodells für das Stoffmodell *Hou/Lux*
- Laborative Untersuchungen zum Verheilungsprozess
- Validation des bestehenden Verheilungsansatzes
- Neuentwicklung des Verheilungsmodells und Implementierung in das Stoffmodell *Hou/Lux*
- Validation des neuen Verheilungsmodells

Der vorliegende Abschlussbericht beschreibt das wissenschaftliche Umfeld der Forschungsarbeit, dokumentiert die inhaltliche Bearbeitung der Forschungsziele und fasst die Ergebnisse des Forschungsvorhabens zusammen.

Die Autoren möchten dem BMBF und dem Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe, Projektträger des BMBF und BMWI für Wassertechnologie und Entsorgung, für die Förderung des Projektes und für die stets konstruktive und hilfreiche Projektbegleitung danken. Ein besonderer Dank gilt hier Herrn Dr. Pitterich.



2 Zielsetzung des Vorhabens

Für die Bundesrepublik Deutschland ist aufgrund untergesetzlicher Bestimmungen die Ablagerung chemotoxischer Abfälle in dafür geeigneten Hohlräumen von salinaren Lagerstätten vorgesehen. Im Gegensatz dazu ist die Wirtsgesteins- und Barrierenformation zur Endlagerung von radioaktiven Abfällen gesetzlich nicht festgelegt. Die als Untertagedeponien bezeichneten Abfallentsorgungsanlagen für chemotoxische Abfälle vom Typ Salzbergwerk oder Salzkaverne sind nach den Vorgaben der TA Abfall so zu konzipieren und zu realisieren, dass eine sichere, langfristig wartungs- und nachsorgefreie Beseitigung der umweltgefährdenden Abfälle nach dem Prinzip des vollständigen Einschlusses gewährleistet ist. Bei der Erfassung der langfristig im Verbundsystem ‚Gebirge – Hohlraumkonfiguration – Abfall‘ ablaufenden geomechanischen, geohydraulischen und geochemischen Prozesse unter den relevanten Einwirkungen muss die Nachweisführung weit über die bislang in benachbarten Gebieten des Untertagebaus üblichen Anforderungen hinausgehen. Sie erfordert ein entsprechend qualifiziertes Instrumentarium.

Dazu gehört insbesondere auch a priori der Nachweis, dass die für die Prognose der geomechanischen Prozesse vorgesehenen mathematisch-mechanischen Simulationsmodelle geeignet sind, das mechanische Verhalten der am Tragsystem beteiligten Materialien „Salzgesteine/Nebengesteine“ und „Abfälle“ jeweils einzeln für sich und in ihrer Wechselwirkung unter den relevanten, von Geomilieu, Bergtechnik und Ablagerungstechnik her vorgegebenen Randbedingungen quantitativ mit hinreichender Realitätsnähe abzubilden, um insbesondere den geforderten Barriereintegritätszustand in seiner langfristigen Entwicklung qualitativ und quantitativ prognostizieren und beurteilen zu können und die technische Planung dementsprechend ausrichten zu können.

Im Hinblick auf die Gewährleistung der Barrierenintegrität müssen vor allem die Schädigungsgrenze (= Dilatanzgrenze) und die Verheilungsgrenze von Steinsalz als maßgebendes Wirts- und Barrierengestein zusammen mit den dann folgenden Schädigungs- und Verheilungsprozessen in die bestehenden Stoffmodelle integriert werden, um das dilatante oder kontraktante Verhalten des Materials bei Überschreitung der Schädigungsgrenze bzw. bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze beschreiben zu können.

Die Mehrzahl der bisher für viskoplastische Salzgesteine entwickelten Stoffmodelle erfüllt diese Anforderung nicht und kann die von den äußeren Beanspruchungsbedingungen induzierte räumliche und zeitliche Entwicklung von Auflockerungszonen und ihre Rückbildung dementspre-



chend auch nicht beschreiben. Erst mit Einführung der Continuum-Damage-Mechanik (CDM) in die Salzmechanik wurden Stoffmodelle mit Einbeziehung von Deformationsprozessen wie Gefügeschädigung, Gefügeverheilung, Dilatanz, Kontraktanz und tertiärem Kriechen entwickelt. Dazu gehört auch das im Rahmen dieses Projektes zu erweiternde Stoffmodell *Hou/Lux*.

Die langfristige in Anspruch zu nehmende Festigkeit von Salzgesteinen (= Dauerfestigkeit), die in enger Beziehung zum Entfestigungs- und Kriechbruchverhalten steht und auch als Dilatanzgrenze bezeichnet wird, ist für die langzeitige Sicherheit von Untertagedeponien in zweierlei Hinsicht entscheidend, nämlich als

- Kriterium zur Bewertung der Integrität der geologischen Barriere und als
- Kriterium zur Bewertung des Zustandes der Auflockerungszonen (Identifizierung, Charakterisierung).

Im Rahmen des BMBF-Vorhabens 02 C 0588 (*Lux et al. 2002*) wurde als Maß für die Festlegung der Dilatanzgrenze aus versuchstechnischen Gründen die sich bei einem Belastungsversuch einstellende Veränderung des Prüfkörpervolumens festgelegt (Kontraktanz/Dilatanz). Das dem Beginn der Volumenzunahme zuzuordnende Beanspruchungsniveau ist dabei mit der Dilatanzfestigkeit gleichgesetzt. Ein weiteres Maß für die Ableitung der Dauerfestigkeit, die dann als Gefügefestigkeit bezeichnet werden soll, ist die Veränderung der Ultraschallwellengeschwindigkeit. Grundsätzlich wird beobachtet, dass die Ultraschallwellengeschwindigkeit bei einer Belastungserhöhung zunächst größer wird als Folge der Kompaktion des Gesteins, bei beginnender Mikrorissbildung im Gestein dann aber abfällt. Das Erreichen der maximalen Ultraschallwellengeschwindigkeit kennzeichnet damit die Gefügefestigkeitsgrenze.

Im Rahmen dieses Vorhabens kann die Dauerfestigkeitsgrenze sowohl durch den Parameter minimales Prüfkörpervolumen wie auch durch den Parameter maximale Ultraschallwellengeschwindigkeit experimentell ermittelt werden.

Auflockerungszonen im Nahbereich von Hohlräumen und geschädigte Barrieren mit jeweils erhöhter Permeabilität können bei entsprechenden Spannungszuständen infolge einer Reduzierung der deviatorischen Gebirgsbeanspruchung und Erhöhung der isotropen Gebirgsbeanspruchung durch Rückbildung der Schädigungen in ihrem mechanisch-hydraulischen Zustand wieder verbessert werden, z.B. durch konvergenzbedingten Spannungsaufbau um versetzte Grubenbaue



oder Abdichtungsbauwerke. Bei einer langzeitigen Sicherheitsanalyse ist die Einbeziehung der Schädigungsrückbildung durch Risschließung und Rissverheilung unerlässlich.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass sich einerseits die Gefügeschädigungen in den Auflockerungszonen von Grubenräumen unter Atmosphärendruck im Lauf der Zeit verstärken und ins Gebirge hinein weiterentwickeln können, dass andererseits die Gefügeschädigungen unter entsprechenden Bedingungen aber auch rückgebildet werden können.

Im Einzelnen ergeben sich folgende Zielsetzungen:

- Experimentelle Ermittlung der Schädigungsgrenze sowohl durch den Parameter minimales Prüfkörpervolumen wie auch durch den Parameter maximale Ultraschallwellengeschwindigkeit;
- Erweiterung des Stoffmodells *How/Lux* um einen Verheilungsansatz;
- Implementierung des Verheilungsansatzes in das FEM-Programm *MISES3*;
- Überprüfung und Validierung des Verheilungsansatzes anhand von Versuchsergebnissen an Vollprüfkörpern;
- Anwendung des Verheilungsansatzes auf ausgeführte Beispiele (Back-Analysis, Fallstudien).



3 Stand der Forschung

3.1 Zur Entwicklung der Verheilungsansätze für Salzgesteine

Das Verheilungsvermögen von Steinsalz wurde schon von *Brodsky (1990)* mit Versuchen an Vollprüfkörpern der WIPP-Site¹ qualitativ erfasst. Weiterführende Versuche an Salzprüfkörpern aus der WIPP-Site sind bei unterschiedlichen Temperaturen vorgenommen worden, *Brodsky & Munson (1994)*. Als Versuchsvorbereitung wurden die Prüfkörper über eine Zeit von zwei Wochen rekompaktiert bei Raumtemperatur $T = 25 \text{ °C}$ und einer konstanten isostatischen Spannung von $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 20 \text{ MPa}$. Anschließend wurden die Prüfkörper bei der Temperatur $T = 25 \text{ °C}$ und dem Lateraldruck $\sigma_2 = \sigma_3 = 0,5 \text{ MPa}$ bei einer axialen Verzerrungsrate von $\dot{\epsilon}_1 = 10^{-5} \text{ 1/s}$ bis zu einer Axialstauchung von $\epsilon_1 = 1,5 \text{ %}$ in den Bereich der Schädigung hineingefahren. Nach Entlastung und Einstellen der Versuchstemperaturen $T = 20 \text{ °C}$, $T = 46 \text{ °C}$ und $T = 70 \text{ °C}$ ist eine isostatische Spannung von $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 15 \text{ MPa}$ angefahren worden, die über die Versuchszeit von bis zu $t = 20 \text{ d}$ gehalten wurde. Versuchsbegleitend wurden sowohl die Axial- und Lateraldeformationen, die Volumenänderung sowie die Ultraschallwellengeschwindigkeit gemessen, Bild 3.1 und Bild 3.2.

Aus diesen Ergebnissen leiteten *Brodsky & Munson (1994)* zwei Mechanismen der Schädigungsrückbildung ab: zunächst eine Riss-schließungsphase, die im betrachteten Versuch in einem Zeitraum von mehreren Stunden abläuft und danach eine Verheilungsphase, die bei allen betrachteten Temperaturniveaus in der Größenordnung von mehreren Tagen abläuft, bei $T = 70 \text{ °C}$ allerdings schneller als bei den niedrigeren Temperaturniveaus. Beleg dafür ist die nahezu vollständige Zunahme der Ultraschallwellengeschwindigkeit auf den Ausgangswert des ungeschädigten Materials, so dass schließlich $v_p/v_{p0} = 1$ gilt. Die Aktivierungsenergie für den Verheilungsprozess ist niedriger als die notwendige Aktivierungsenergie für den Beginn von Kriechprozessen im Gestein. Daraus wird geschlossen, dass der Verheilungsprozess im Gebirge grundsätzlich so lange aktiviert bleibt, wie durch Konvergenz das Gebirge aufläuft, z.B. auf eine versetzte Strecke oder ein Dammbauwerk. Es liegt der Schluss nahe, dass der Verheilungseffekt noch nicht abgeklungen ist, wenn keine Gebirgsdeformationen durch Kriechprozesse mehr

¹ WIPP- Site (Waste Isototation Pilot Plant): Untertagelabor der Sandia National Laboratories und Endlagerstandort in New Mexico, USA; Steinsalzformation, Endlagertiefe um 600m.



stattfinden, dass aber die Verheilung möglicherweise nur noch auf der Gefügebene stattfinden könnte, d.h. Rekristallisationsprozesse an Korngrenzen o. ä.

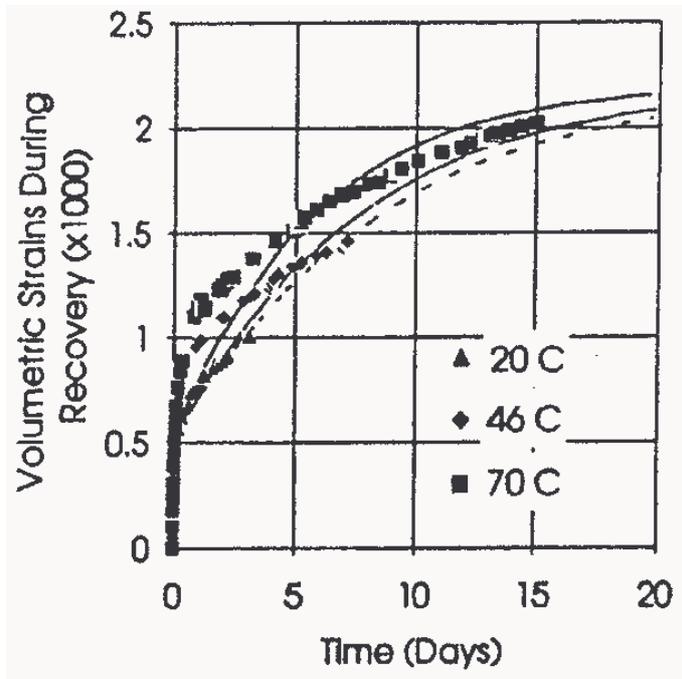


Bild 3.1: Kontraktanz in der Verheilungsphase nach Brodsky & Munson (1994)

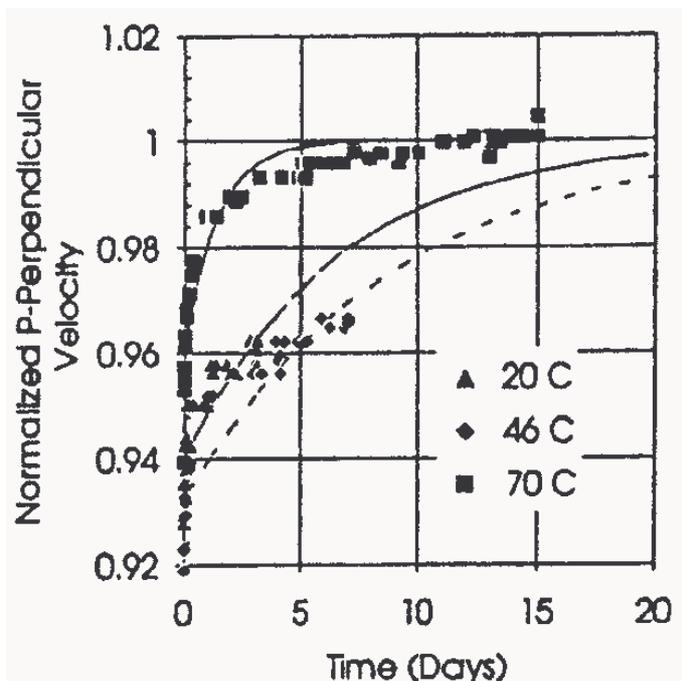


Bild 3.2: Verhältnis der Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p/v_{p0} in der Verheilungsphase nach Brodsky & Munson (1994)



Aufbauend auf diesen Versuchsergebnissen wurde ein Verheilungsansatz zur Beschreibung der in den Laborversuchen gefundenen Mechanismen „Risschließung“ und „Rissverheilung“ in *Chan et al. (1995)* vorgeschlagen und in *Chan et al. (1998)* weiterentwickelt. Nachstehend wird der Ansatz nach *Chan et al. (1998)* und eigene Interpretationen dazu vorgestellt.

Aus den Versuchen ergeben sich insgesamt vier zu bestimmende Parameter, die in dem Stoffmodell von *Chan* enthalten sind und zwar in der Potentialfunktion, in der kinetischen Gleichung für die Verheilungsentwicklung wie auch in der Gleichung zur Ermittlung der verheilungsinduzierten Kriechrate. Nachstehend werden dieser Verheilungsansatz und die damit verbundene Schädigungsgrenze vorgestellt:

Fließfunktion für Schädigung (D):

$$\sigma_{\text{eq}}^D = |\sigma_1 - \sigma_3| - x_2 \cdot x_7 \cdot \text{sgn}(I_1 - \sigma_1) \left[\frac{I_1 - \sigma_1}{3x_7 \cdot \text{sgn}(I_1 - \sigma_1)} \right]^{x_6} \quad (3.1)$$

Schädigungsgrenze:

$$\sigma_{\text{eq}}^D = 0 \Rightarrow \frac{1}{3}(I_1 - \sigma_1) = x_7 \cdot \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{x_2 \cdot x_7} \right|^{1/x_6} \quad (3.2)$$

Fließfunktion für Verheilung (h):

$$\sigma_{\text{eq}}^h = \frac{1}{3}(I_1 - \sigma_1) - x_7 \cdot \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{x_2 \cdot x_7} \right|^{1/x_6} \quad (3.3)$$

Verheilungsgrenze:

$$\sigma_{\text{eq}}^h = 0 \Rightarrow \frac{1}{3}(I_1 - \sigma_1) = x_7 \cdot \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{x_2 \cdot x_7} \right|^{1/x_6} \quad (3.4)$$

Potentialfunktion für Verheilung (h):

$$G^h = \frac{1}{3}(I_1 - x_{10} \cdot \sigma_1) \quad (3.5)$$



Durch Verheilung induzierte Kriechrate:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = \dot{\varepsilon}_{eq}^h \cdot \frac{\partial G^h}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\varepsilon_{vol} \cdot \langle \sigma_{eq}^h \rangle}{\tau \cdot \mu} \cdot \frac{\partial G^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.6)$$

Charakteristische Zeit τ für Verheilung:

$$\tau = \begin{cases} \tau_0 \cdot \exp(k_1 \cdot \varepsilon_{vol}) + \tau_1 & \text{für } \varepsilon_{vol} < 0 \\ \tau_0 + \tau_1 & \text{für } \varepsilon_{vol} \geq 0 \end{cases} \quad (3.7)$$

Kinetische Gleichung für die Verheilung (h):

$$\dot{D} = -\dot{h} = -\frac{D \cdot \langle \sigma_{eq}^h \rangle}{\tau \cdot \mu} \quad (3.8)$$

Grundsätzlich ist festzustellen:

- Die Rissrückbildung erfolgt anisotrop.
- Die Kompaktion führt zu einer Rückführung der Volumenverzerrung, aber zu keiner Rückbildung der Schädigung D (vgl. Gl. (3.6) und Gl. (3.8): in der Gleichung für die Schädigungsrückbildung tauchen die verheilungsinduzierten Verzerrungen nicht auf).



Die zugehörigen Stoffparameter sind Tabelle 3.1 zu entnehmen:

<i>Parameter</i>	<i>T = 20 °C</i>	<i>T = 46 °C</i>	<i>T = 70 °C</i>
τ_0 [s]	$2,326 \cdot 10^5$	$1,628 \cdot 10^4$	697,7
τ_1 [s]	11,628	11,628	11,628
K_1 [-]	5000	4000	1500
x_{10} [-]	1,14	1,14	1,14
<i>Elastische Parameter</i>		<i>Parameter für Schädigungsmodell</i>	
μ [GPa]	12,4	x_2 [-]	9
E [GPa]	31	x_6 [-]	0,75
ν [-]	0,25	x_7 [MPa]	1

Tabelle 3.1: Parameter für den Verheilungsansatz und Parameter für das Schädigungsmodell des Stoffmodells MDCF für WIPP-Salz nach Chan et al. (1998)

Nach Gl. (3.2) und Gl. (3.4) und den Parametern aus der Tabelle 3.1 ist die Schädigungsgrenze zugleich die Verheilungsgrenze. Eine Unterschreitung dieser Grenze führt zur Verheilung von Schädigungen, während bei einer Überschreitung der Grenze die Schädigungen induziert werden. Bild 3.3 zeigt die zeitabhängige Volumenkompaktion unter einer isostatischen Beanspruchung von 15 MPa, repräsentiert durch das Verhältnis zwischen der abnehmenden aktuellen Dilatanz ϵ_{vol}^h und der Ausgangsdilatanz ϵ_{vol0} am Anfang des Verheilungsprozesses, Chan et al. (1995, 1998). Der Versuch wurde dem oben geschilderten Ablauf entsprechend durchgeführt, Brodsky & Munson (1994). In Bild 3.3 sind die zwei angesprochenen Verheilungsmechanismen deutlich zu sehen. Der erste Mechanismus wirkt nur in einer sehr kurzen Zeit von ca. 0,5 Tagen. In diesem Zeitraum werden aber fast 40 % der Ausgangsdilatanz zurückgebildet. Danach dominiert der zweite Verheilungsmechanismus mit einer deutlich kleineren Volumenkompaktionsrate.

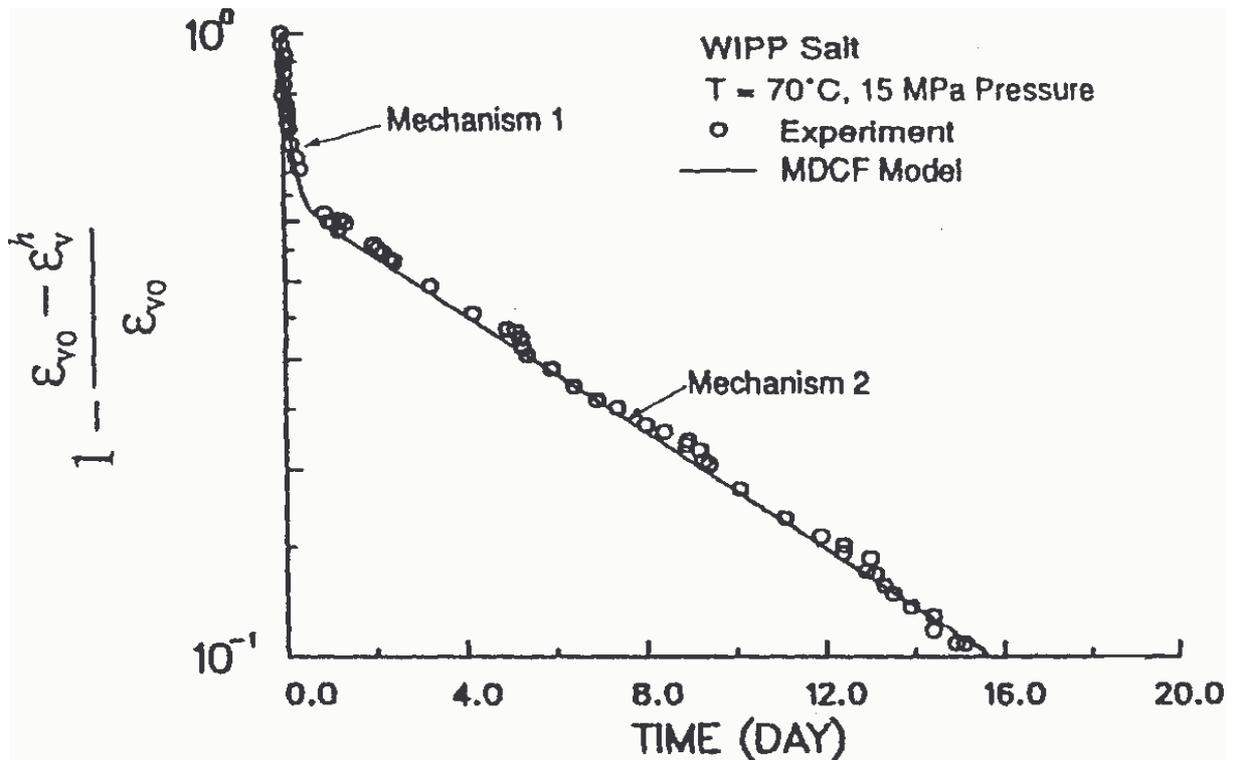


Bild 3.3: Versuchsergebnisse hinsichtlich verheilungsinduzierender Volumenkompaktion in Chan et al. (1995)

Die von Chan et al. (1995, 1998) vorgeschlagene Gleichsetzung von Schädigungs- und Verheilungsgrenze ist zumindest fraglich, weil ein Übergangsbereich zwischen der Schädigungs- und Verheilungsgrenze existieren kann, in dem weder weitere Schädigungen noch bereits Verheilungen stattfinden und damit zunächst integral die bestehenden Zustände erhalten bleiben können, Hou (2002).

Die Potentialfunktion des Verheilungsansatzes nach Gl. (3.5) aus Chan et al. (1995, 1998) gilt nur für TC-Beanspruchung, nicht aber für TE-Beanspruchung bei dem vorlaufenden Schädigungsvorgang, da die zu erwartende kleine Dehnung in der Radialrichtung beim anschließenden Verheilungsvorgang nach einer TE-orientierten Schädigungsphase nicht mit der Potentialfunktion Gl. (3.5) zu ermitteln ist, Hou (2002):



$$G^h = \frac{1}{3}(I_1 - x_{10} \cdot \sigma_1) = \frac{\sigma_1}{3}(2 - x_{10}) + \frac{\sigma_3}{3} \quad \text{für TE-Beanspruchung} \quad (3.9)$$

$$\dot{\epsilon}_1^h = \dot{\epsilon}_2^h = \frac{\epsilon_{\text{vol}} \cdot \langle \sigma_{\text{eq}}^h \rangle}{\tau \cdot \mu} \cdot \frac{(2 - x_{10})}{6} = \frac{\epsilon_{\text{vol}} \cdot \langle \sigma_{\text{eq}}^h \rangle}{\tau \cdot \mu} \cdot \frac{0,86}{6} \leq 0 \text{ für } \epsilon_{\text{vol}} \leq 0 \Rightarrow \text{Stauchung} \quad (3.10)$$

$$\dot{\epsilon}_3^h = \frac{\epsilon_{\text{vol}} \cdot \langle \sigma_{\text{eq}}^h \rangle}{\tau \cdot \mu} \cdot \frac{1}{3} \leq 0 \text{ für } \epsilon_{\text{vol}} \leq 0 \Rightarrow \text{Stauchung} \quad (3.11)$$

Dieses Defizit und die Gleichsetzung der Schädigungs- und Verheilungsgrenze im Verheilungsansatz nach *Chan (1995, 1998)* sind bei der Erweiterung des bestehenden Stoffmodells *Hou/Lux* mit einem eigenen Verheilungsansatz behoben worden, *Hou (2002)*.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde auch internationale Literatur gesichtet. Vor allem bei Schädigungsstoffmodellen finden sich in der internationalen Literatur mehrere Ansätze, die z.B. in *Hou (1997)* beschrieben worden sind. In Bezug auf die Verheilung sind vor dem Hintergrund, dass am ehesten die gleichen Forscherteams, die sich mit der Schädigungsentwicklung im Steinsalz befasst haben, sich auch mit der Verheilung befassen würden, entsprechende mögliche Literaturquellen in Augenschein genommen worden.

Aus den zugänglichen Literaturquellen sind keine Weiterentwicklungen des Stoffmodells *SUVIC-D* von *Aubertin et al. (1993)* bekannt. Der Verheilungsansatz im Stoffmodell *MDCF* von *Chan et al. (1995, 1998)* ist daher der einzige Ansatz, der bei der Entwicklung eines eigenen Verheilungsansatzes als Referenz herangezogen werden kann.

Nach Auskunft von *Chan und Munson* wurden sämtliche Arbeiten am Verheilungsansatz seitens *Sandia National Laboratories*, die im Auftrag des *Department of Energy (DOE)*, der amerikanischen Energiebehörde, gearbeitet haben, eingestellt. Dieser Sachverhalt erklärt auch, weshalb keine weiterführende Literatur zu diesem Themengebiet gefunden werden konnte.



4 Laborative Grundlagen

Eine wesentliche Voraussetzung für die quantitative Abbildung von Schädigungs- und Verheilungsprozessen ist neben der Formulierung geeigneter Stoffmodelle die laborative Ermittlung der zugehörigen Stoffmodellkennwerte. Zu Beginn der Forschungsarbeiten war der diesbezügliche Forschungsstand charakterisiert durch:

- (1) Ein neu entwickeltes Stoffmodell „Hou/Lux“, welches in seiner theoretischen Formulierung grundsätzlich geeignet war, sowohl den Prozess der Schädigung wie auch den Prozess der Verheilung auf der Basis grundlegender mathematisch-mechanischer Ansätze zu beschreiben.
- (2) Stoffmodellparameter die nur teilweise durch Laborversuche belegt waren. In Ermangelung entsprechender laborativer Untersuchungen und Befunde waren einige wesentliche Parameter durch eine Post-Mortum-Analyse aus rechnerischen Ergebnissen abgeleitet und insofern nur integral und vergleichsweise unscharf bestimmt.
- (3) Fehlende laborative Befunde zur Beschreibung der zeitabhängigen Dilatanz- und Schädigungsentwicklung.
- (4) Fehlende laborative Befunde und eine fehlende Versuchstechnik zur Quantifizierung der Verheilungseigenschaften natürlicher Salzgesteine.

In Konsequenz der mit (1) bis (4) skizzierten Defizite sind als wesentliche Zielstellungen der laborativen Untersuchungen formuliert worden:

- Durchführung festigkeitsmechanischer Versuche zur Bestimmung von Bruch- und Dilatanzfestigkeit (Parameter $a_4 - a_{10}$ Stoffmodell *Hou/Lux*).
- Durchführung von Kriechversuchen mit Beanspruchungen unterhalb und oberhalb der Dilatanzfestigkeit zur Abgrenzung von schädigungsfreier und schädigungsinduzierter Kriechrate (Parameter $a_1 - a_3$ Stoffmodell *Hou/Lux*), Dilatanzrate (Parameter $a_0 - a_3$ Stoffmodell *Hou/Lux*) und Schädigungsrate (Parameter $a_{15} - a_{17}$ Stoffmodell *Hou/Lux*).
- Entwicklung einer Versuchstechnik und Durchführung von Versuchen zur Quantifizierung des Verheilungsverhaltens (Plan: Parameter $a_{11} - a_{14}$ Stoffmodell *Hou/Lux* – Ergebnis: Parameter $f_{c1}, f_{s1}, f_h, f_{c2}, f_{s2}$ – Stoffmodell *phs*).



- Konstruktion und Bau von Prüfanlagen zur Durchführung von Langzeitversuchen zur Quantifizierung des Schädigungs- und Verheilungsverhaltens.

4.1 Konstruktion und Bau von Versuchsanlagen zur Durchführung von Verheilungsversuchen

Als Hauptkomponenten einer Prüfanlage für felsmechanische Triaxialversuche sind zu nennen

- die Triaxialzelle (Autoklav), in die das Prüfkörpermaterial eingebaut und anschließend durch mechanische, hydraulische und/oder thermische Beanspruchungen belastet wird,
- das Hydraulikaggregat inkl. Hydraulikleitungen und Druckübersetzer zur Erzeugung der axialen und radialen Prüfkörperbeanspruchungen,
- die elektronischen Regelungs- und Messeinrichtungen für die Vorgabe definierter Versuchspfade und die messtechnische Überwachung der Versuche und ggf.
- Einrichtungen zur Gewährleistung variiertter Versuchstemperaturen.

Als weitere Elemente zur Gewährleistung eines geregelten Versuchsbetriebs werden benötigt eine Lasthebevorrichtung für den Ein- und Ausbau der Prüfkörper, eine unterbrechungsfreie Stromversorgung (USV-Anlage) für die Absicherung von Langzeitversuchen gegen Netzausfälle sowie Rahmenkonstruktionen für die standsichere Positionierung von Triaxialzelle, Hydraulikaggregat und Messelektronik.

Der konstruktive Aufbau der im Rahmen des Forschungsvorhabens errichteten Triaxialzellen der Prüfanlage ist gemäß Bild 4.1 charakterisiert durch die 4 Module:

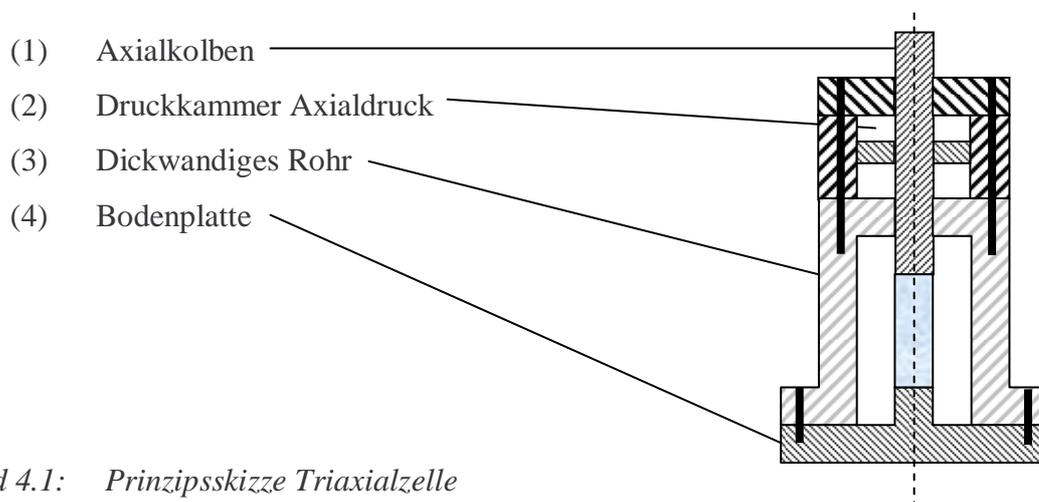


Bild 4.1: Prinzipsskizze Triaxialzelle



Axialdruckkammer- und Bodenplatte sind mit dem dickwandigen Rohr kraftschlüssig verschraubt. Die Abdichtung erfolgt über umlaufende Dichtungen. Schweißverbindungen existieren nicht. Der Axialkolben ist mittels Mehrfachdichtungen verschieblich gelagert.

Die Triaxialzelle dient der Durchführung festigkeitsmechanischer Prüfungen an zylindrischen Gesteinskernen. Dazu werden die Gesteinskern zwischen Axialkolben und Bodenplatte eingebaut und unter variierten radialen Drücken spannungs- oder verzerrungsgeregelt bis zum Erreichen einer vorgegebenen Verzerrung bzw. Dilatanz gestaucht (Kompressionsversuch) oder gelängt (Extensionsversuch). Die Steuerung der radialen und axialen Prüfkörperbelastungen erfolgt unabhängig voneinander rechnergesteuert. Für den Ausbau der Prüfkörper wird die Triaxialzelle drucklos gefahren, das Manteldruckmedium (Hydrauliköl) abgepumpt und die Schraubenverbindungen zwischen dem dickwandigen Rohr und der Bodenplatte gelöst. Anschließend wird mittels Hebezug die Einheit dickwandiges Rohr + Axialdruckkammer + Axialkolben von der Bodenplatte getrennt, sodass der Prüfkörper von der Bodenplatte entfernt werden kann. Der Einbau eines neuen Prüfkörpers erfolgt in umgekehrter Reihenfolge durch Aufsetzen des Prüfkörpers mit Umarmung und oberem Druckstück auf das untere Druckstück, Absenken der Einheit aus Axialdruckkammer, Axialkolben und dickwandigem Rohr auf die Bodenplatte und der nachfolgenden Verschraubung von Bodenplatte und dickwandigem Rohr. Die Befüllung der Triaxialzelle mit dem Druckmedium erfolgt über eine Zugangsbohrung in der Bodenplatte mittels Pumpe. Zur Vermeidung von Lufteinschlüssen verfügt die Zelle (dickwandiges Rohr) stirnseitig über eine Entlüftungsbohrung mit Absperrhahn.

Eine konstruktive Besonderheit der in Bild 4.1 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. Neben den Vorteilen eines reduzierten Raumbedarfs für die Aufstellung der Prüfanlage sowie verringerter Kosten durch den Verzicht auf mehrere Tonnen Stahl, eröffnet die skizzierte Konstruktion grundsätzlich die Ansteuerung beliebig kleiner axialer Drücke. Zur Erläuterung sei darauf hingewiesen, dass infolge von Strömungs- bzw. Reibungsverlusten im



Hydraulikkreislauf regelmäßig ein endlicher Leerlaufdruck in der Größenordnung von einigen Bar ansteht. Wird darüber hinaus berücksichtigt, dass das Übersetzungsverhältnis $\bar{u} = \text{Kolbenquerschnittsfläche: Prüfkörperquerschnittsfläche}$ zu einer auf den Prüfkörper bezogenen Leerlaufspannung von $\bar{u} \times \text{Leerlaufdruck}$ führt, so zeigt sich, dass eine mit extern angeordneten Einkammerzylindern erzeugte Axiallast immer mit dem Nachteil einer nur ungenau bzw. nicht regelbaren Ansteuerung kleiner Axialspannungen verbunden ist. Die in Bild 4.1 skizzierte Anordnung ermöglicht dagegen die voneinander unabhängige Ansteuerung beider Druckkammern, sodass unabhängig von der Größe des Leerlaufdruckes der „Nullpunkt“ durch die einander entgegen wirkenden Drücke angefahren werden kann.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens sind zwei der vorstehend skizzierten Triaxialprüfanlagen erstellt und in Betrieb genommen worden. Eine fotografische Seiten- und Frontansicht der Triaxialzellen zeigt Bild 4.2.

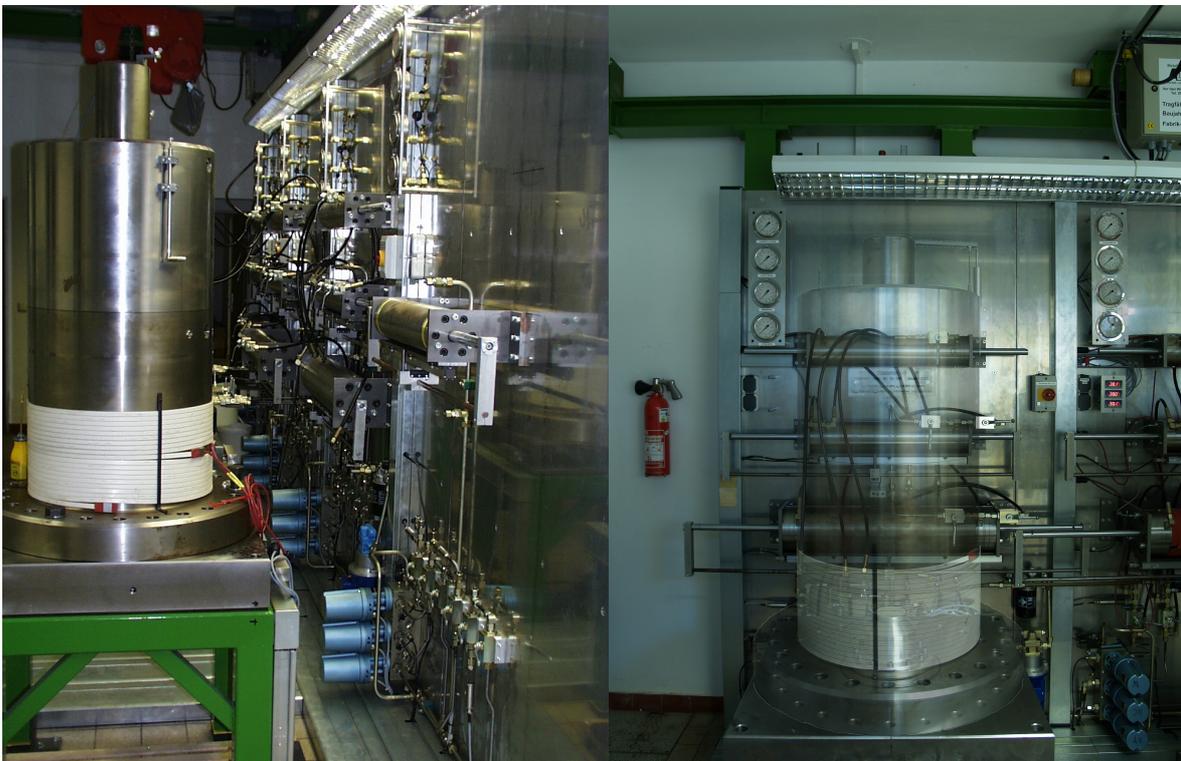


Bild 4.2: Fotografische Ansicht - Rahmenlose Triaxialprüfanlage für Schädigungs- und Verheilungsversuche

Die Hydraulikversorgung der beiden Triaxialzellen erfolgt über ein Aggregat mit so genannter Bedarfsregelung. Dabei werden durch die online-Messung der Hydraulikdrücke kontinuierlich Soll- und Istwert verglichen. Bei Überschreitung eines vorgegebenen Differenzdruckes erfolgt rechnergesteuert die Aktivierung von Hydraulikmotor und Pumpe. Nachdem gegen die geschlossenen Ventile des jeweiligen Hydraulikkreislaufes der Sollwert durch kontinuierliche Druckerhöhung erreicht ist, erfolgt die computergestützte Öffnung des zugehörigen Elektromagnetventils (Stellmotoren der Ventile als blaue Zylinder in Bild 4.2 erkennbar) mit nachfolgender Angleichung von Soll- und Istwert, Schließung des Elektromagnetventils und Abschaltung des Hydraulikaggregates. Jede der beiden Triaxialprüfanlagen verfügt über insgesamt drei unabhängig voneinander regelbare Hydraulikkreisläufe (Axialdruckkreislauf, Manteldruckkreislauf, Innendruck/Infiltrationskreislauf). Die innerhalb der einzelnen Hydraulikkreisläufe zu- oder abgeführten Ölmengen können über zwischengeschaltete Gleichgangzylinder messtechnisch erfasst werden, sodass in Verbindung mit der Verformungsmessung in axialer Richtung die Volumenänderung der Prüfkörper (Dilatanz/Kontraktanz) kontinuierlich aufgezeichnet werden kann. Die Ermittlung der Ölvolumina erfolgt rechnerisch durch Multiplikation der gegebenen Zylinderquerschnittsfläche mit dem jeweils induktiv gemessenen Kolbenhub. Die Genauigkeit der Messung kann in Abhängigkeit von der jeweiligen Zylinderquerschnittsfläche mit 0,2 ml bis 0,7 ml angegeben werden. Die für die Frontansicht der Triaxialzellen gewählte Durchscheinoptik in Bild 4.2 zeigt die drei unmittelbar hinter der Triaxialzelle angeordneten Gleichgangzylinder. Eine Schemazeichnung des Messprinzips ist in Bild 4.3 skizziert. Ebenfalls aus Bild 4.3 zu entnehmen ist die Anordnung der Prüfköpfe für die versuchsbegleitende Ultraschallwellenmessung in den kopf- und fußseitigen Druckstücken.

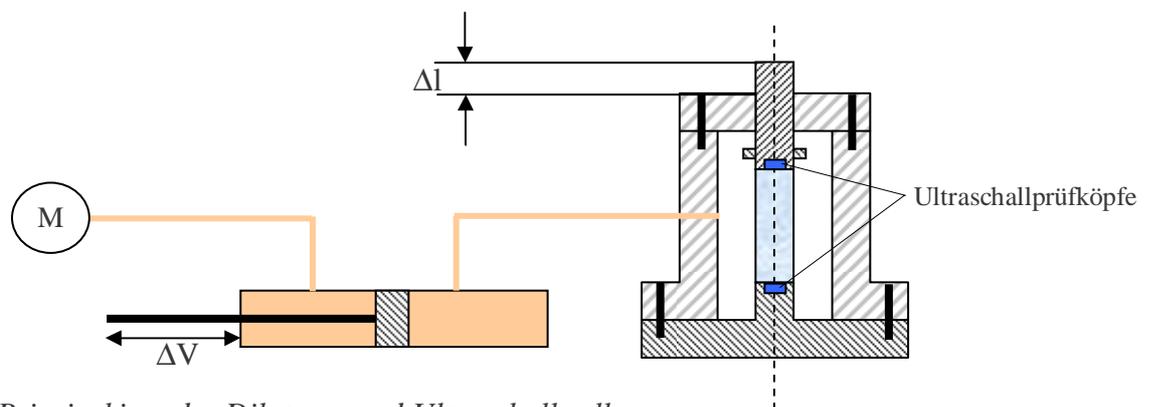


Bild 4.3: Prinzipskizze der Dilatanz- und Ultraschallwellenmessung



Als leistungscharakterisierende Merkmale für den Regelbetrieb der Prüfanlagen sind zu nennen:

- * Maximale Axiallast: 2479 kN
- * Maximaler Manteldruck: 70 MPa
- * Maximale Temperatur: 70 °C
- * Maximaler Kolbenhub: 215 mm
- * Prüfkörperdurchmesser: 90 mm – 180 mm
- * Prüfkörperlänge: 180 mm – 360 mm

Beanspruchungen oberhalb der vorstehend genannten Grenzwerte sind möglich, bedürfen jedoch der vorherigen Freigabe.

4.2 Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressions- und Extensionsbeanspruchung zur Ermittlung der Festigkeits-Parameter $a_4 - a_{10}$ des Stoffmodells *Hou/Lux*

4.2.1 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Die Versuche zur Bestimmung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit erfolgten auf den in Bild 4.4 gezeigten Prüfmaschinen. Belastungsrahmen und Triaxialzellen sind so konstruiert, dass die Versuche entsprechend dem Kármán-Prinzip durchgeführt werden können, d.h. der auf die Mantelfläche des Prüfkörpers wirkende laterale Fluidruck (Manteldruck) $\sigma_2 = \sigma_3$ und der Axialdruck σ_1 können unabhängig voneinander geregelt werden. Mit den verwendeten Triaxialprüfanlagen können Manteldrücke bis zu $\sigma_{2,3} = 75$ MPa erzeugt werden.

Die messtechnische Überwachung der Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressions- und Extensionsbeanspruchung erfolgte mittels dreier um jeweils 120° versetzt angeordneter Induktivwegaufnehmer zur Erfassung der axialen Prüfkörperstauchung sowie zweier Absolutdruckaufnehmer zur Messung der axialen und radialen Prüfkörperbelastung.



Um die Prüfkörper gegen das Eindringen des Druckmediums zu schützen, wurden sie vor Einbau in die Triaxialzelle mit einer undurchlässigen 3 mm dicken, flexiblen Gummiummantelung versehen.



Bild 4.4: 2500 kN-Druckprüfanlagen der Professur für Deponietechnik und Geomechanik

Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Triaxialzelle erfolgte zunächst eine ca. 24-stündige Re-kompaktions- und Temperierphase unter einer isotropen Beanspruchung von 20 MPa und einer Temperatur von 25 °C bzw. 50 °C. Nach Abschluss der Re-kompaktionsphase wurden der Axialdruck und der Manteldruck gleichmäßig bis auf das atmosphärische Niveau abgesenkt. Anschließend erfolgte die eigentliche Versuchssteuerung mit gleichmäßiger isotroper Belastung der Prüfkörper bis zum Niveau des vorgegebenen Manteldrucks. Die Versuchstemperatur entsprach dabei der Betriebstemperatur der Hydraulikflüssigkeit im Hydraulikkreislauf (25 °C oder 50 °C). Bei TC-Versuchen wurde ausgehend vom isotropen Spannungszustand der Prüfkörper bei kon-



stantem Manteldruck $\sigma_2 = \sigma_3$ mit einer konstanten Stauchungsrate von $\dot{\varepsilon}_1 = 0,25 \text{ \%/min}$ ($4,17 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) bis zum Erreichen der vorgegebenen Maximalstauchung belastet. Bei TE-Versuchen wurde ausgehend vom isotropen Spannungszustand die Axialspannung mit einer konstanten Spannungsrate von $\dot{\sigma}_1 = 1 \text{ MPa/min}$ bei konstantem Manteldruck $\sigma_2 = \sigma_3$ kontinuierlich bis zum Bruch abgesenkt. Die für die Versuchsauswertung erforderliche messtechnische Erfassung der Axialstauchung erfolgte mittels dreier um jeweils 120° versetzt angeordneter Induktivwegaufnehmer. Der auf die Prüfkörper einwirkende Axialdruck wurde durch Umrechnung des mittels Absolutdruckaufnehmer im Prüfzylinder gemessenen Hydraulikdruckes ermittelt.

4.2.2 Versuchsauswertung

Während der Kurzzeitversuche unter triaxialer Kompressions- bzw. Extensionsbeanspruchung wurden in Zeitintervallen von 0,5 Sekunden 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. (4.1).

Bei der Beschränkung auf kleine Verformungen ($\varepsilon \leq 2 \text{ \%}$) 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 :

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

mit

ε_t technische Verzerrung (%)

l_1, l_2, l_3 mit den drei Induktivwegaufnehmern gemessene Axialverformung (mm)

l_0 Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers (mm)

Δl gemessene Axialverformung des Prüfkörpers (mm)



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

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

mit

ε_{ln} wahre (logarithmische) Verzerrung (%)

l aktuelle Länge des (beanspruchten) Prüfkörpers = $l_0 - \Delta l$ (mm)

l_0 Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers (mm)

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

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

mit

P_p Axialdruck auf Prüfkörper (MPa)

P_K Axialdruck im Hydraulikzylinder (MPa)

A_K Querschnittsfläche des Druckkolbens (Hydraulikzylinder) (mm²)

A_p Querschnittsfläche des Prüfkörpers (mm²)

Für die Auswertung werden sowohl die unkorrigierte Spannungs-Verzerrungs-Kurve mit σ_{1u} entsprechend Gl. (4.4) wie auch eine korrigierte Spannungs-Verzerrungs-Kurve aufgetragen. Für die unkorrigierte Spannung folgt:

$$\sigma_{1u} = \frac{F_1}{A_0} \text{ mit } A_0 = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \quad (4.4)$$



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

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

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

mit

σ_{1uc} linear korrigierte Vertikalspannung (MPa)

$\sigma_{1uc-\ln}$ logarithmisch korrigierte Vertikalspannung (MPa)

F_1 Vertikalkraft (MN)

A Querschnittsfläche des beanspruchten Prüfkörpers (m^2)

A_0 Querschnittsfläche des unbeanspruchten Prüfkörpers (m^2)

l_0 Länge des unbeanspruchten Prüfkörpers (m)

ε_t technische Verzerrung (-)

ε_{\ln} wahre (logarithmische) Verzerrung (-)

Dem Spannungs-Verzerrungs-Diagramm können die jeweilige Bruchfestigkeit $\beta_{1uc-\ln}$ (= Höchstwert der Vertikalspannung bzw. der Deviatorspannung) sowie die Bruchverzerrung $\varepsilon_{\ln-\text{Bruch}}$ entnommen werden.

Als Kurzzeitfestigkeit $\beta_{1uc-\ln}$ wird entsprechend Bild 4.5 der Spannungszustand definiert, bei dem während des Versuchs eine lokale Zerstörung im Prüfkörper mit der Folge einer deutlichen Lastabnahme eintritt. Die zu diesem Spannungswert korrespondierende Stauchung wird bei TC-Versuchen als Bruchstauchung $\varepsilon_{\text{Bruch}}^-$ und bei TE-Versuchen als Bruchdehnung $\varepsilon_{\text{Bruch}}^+$ bezeichnet.

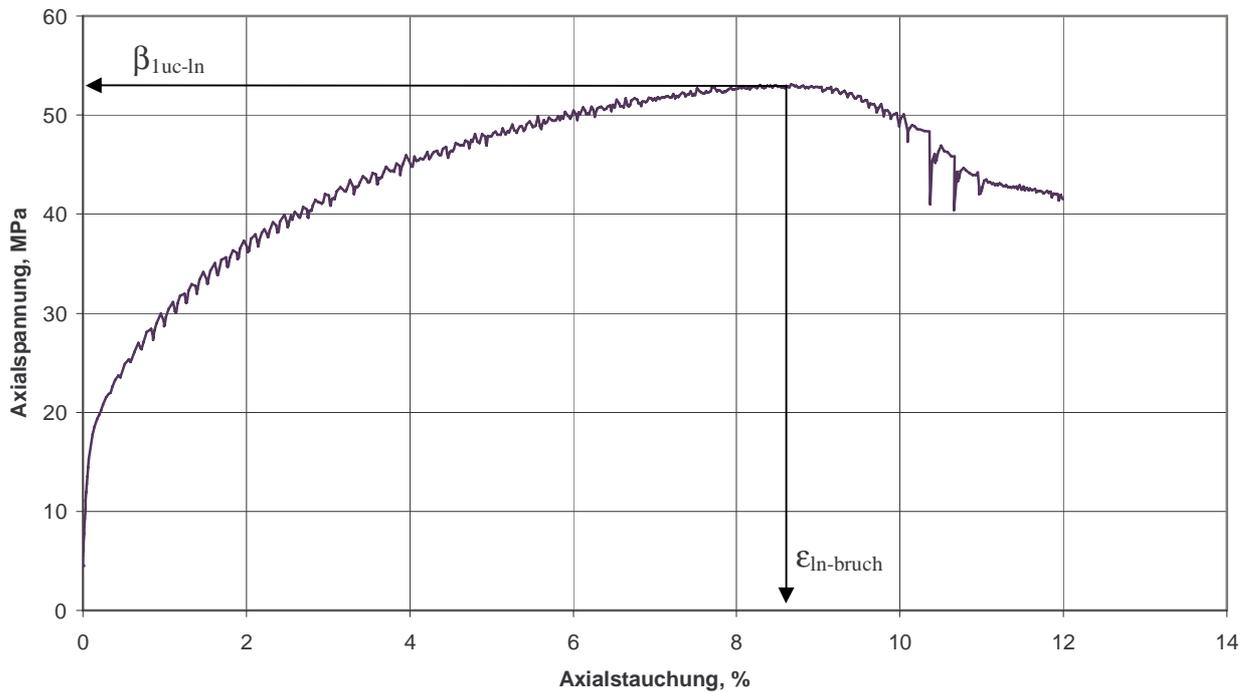


Bild 4.5: Festlegung von Kurzzeitbruchfestigkeit und Bruchstauchung bei TC-Versuchen

Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverformung und Temperatur hinaus wurden die Volumenänderung der Prüfkörper während des Versuchs 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.

Das während des Versuchs in der Triaxialzelle verdrängte Ölvolumen $\pm \Delta V$ wird über einen Gleichgangzylinder geführt. 1 mm Verfahrensweg des Kolbens im Messzylinder entspricht einem konstruktiv definierten Volumen von 2,6 ml. Bei einer Messgenauigkeit der am Kolben des Gleichgangzylinders angeschlagenen Wegmessung von 1/100 mm können mit dem skizzierten System Volumenänderungen in der Größenordnung von 0,0025 % des Prüfkörpervolumens erfasst werden.

Die auf der Grundlage der Volumenänderung festgelegte Dilatanzfestigkeit $\beta_{1dil-vol}$ kennzeichnet entsprechend Bild 4.6 diejenige Axialspannung, bei der die volumetrische Prüfkörperdeformati-



on ein Minimum ausweist (nach Überschreiten von $\min \epsilon_{\text{vol}}$ überwiegen dilatante Deformationen).

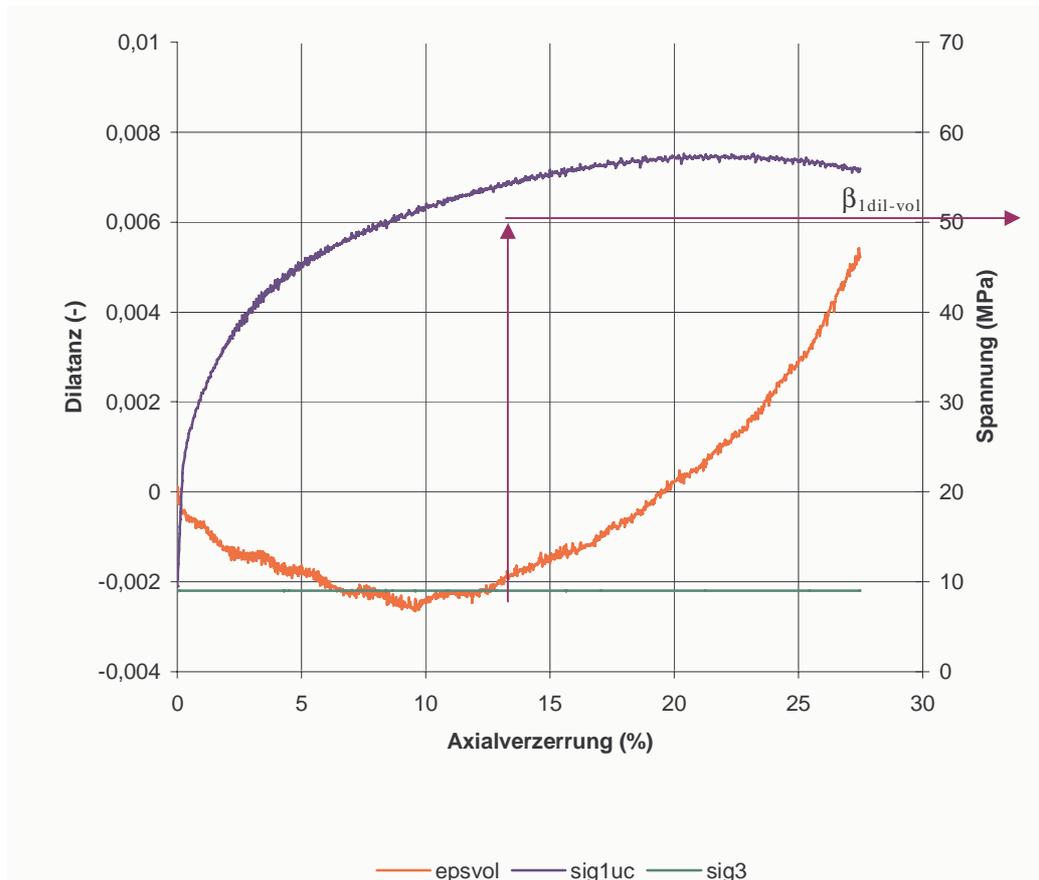


Bild 4.6: Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf der Grundlage der Volumenverzerrung

Zur weiteren Präzisierung der Dilatanzfestigkeit sind entsprechend Bild 4.3 in die kopf- und fußseitigen Druckstücke Ultraschallprüfköpfe integriert. Die kontinuierliche Durchschallung der Prüfköpfe während des Versuchs mit messtechnischer Aufzeichnung der Schallwellenlaufzeiten ermöglicht eine von der Volumenmessung unabhängige Festlegung der Dilatanzfestigkeit als dem Beanspruchungsniveau, bei dem in Folge der Ausbildung von Materialschädigungen (Mikrofrakturen) eine Reduktion der Schallwellenlaufzeiten beobachtet wird. Ein typisches Beispiel für die Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf Basis der Ultraschallwellenlaufzeiten zeigt Bild 4.7. Deutlich zu erkennen ist aus Bild 4.7, dass das Verhältnis zwischen der aktuellen Schallwellenlaufzeit v_p und der Schallwellenlaufzeit zu Beginn des TC-Versuchs v_{p0} zunächst ansteigt (kon-



traktante Versuchsphase, Verdichtung des Prüfkörpers) und bei fortgesetzter Prüfkörperbelastung in Folge der Ausbildung von Mikrofissuren schließlich abnimmt. Als Dilatanzfestigkeit $\beta_{1\text{dil-vp}}$ wird diejenige Axialspannung bezeichnet, bei der das Verhältnis v_p/v_{p0} ein Maximum erreicht.

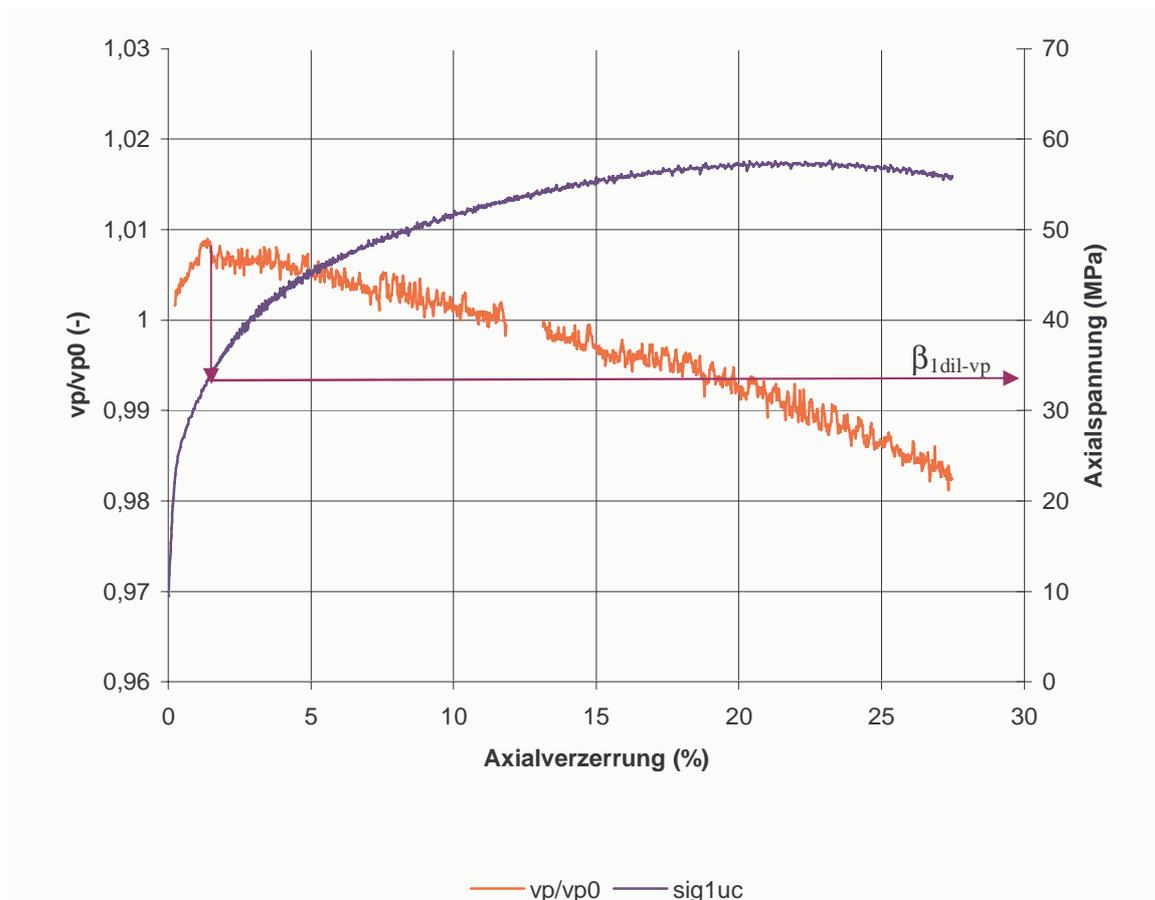


Bild 4.7: Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf der Grundlage der Ultraschallwellenlaufzeiten

4.2.3 Versuchsergebnisse und Ableitung der Parameter $a_4 - a_{10}$

Die nachfolgende Ableitung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit erfolgt auf der Grundlage des Stoffmodells *How/Lux*. Die Beschreibung der funktionalen Abhängigkeit der Kompressionsbruchfestigkeit von der Minimalspannung erfolgt im Stoffmodell *How/Lux* über eine Funktion, in die die Parameter a_6 bis a_8 eingehen. Die Parameter a_6 bis a_8 beschreiben die mit zunehmender Minimalspannung bzw. zunehmendem isotropen Grundspannungszustand ansteigende Bruchfes-



tigkeit (*Mohr-Coulomb'sche* Bruchbedingung) und die vollständige Plastifizierung bei vergleichsweise großen Minimalspannungen bzw. großen isotropen Spannungszuständen (*von Mises'sche* Bruchbedingung). Die Bruchfestigkeit unter Kompressionsbeanspruchung ist definiert durch Gleichung (4.7):

$$\beta_{(\sigma_3)}^{TC} = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (4.7)$$

mit

$\beta_{(\sigma_3)}^{TC}$ Kompressionsbruchfestigkeit, (MPa)

$$\beta_{(\sigma_3)}^{TC} = \sigma_{1uc-ln} - \sigma_3 \quad (4.8)$$

σ_{1uc-ln} logarithmisch korrigierte Axialspannung im Bruchzustand, (MPa)

σ_3 Mantelspannung, (MPa)

a_6 Materialparameter, (MPa) = $\max \beta^{TC}$ = Bruchfestigkeit bei Plastifizierung

a_7 Materialparameter, (MPa) = $\max \beta^{TC} - \beta_{1uc-ln}$, β_{1uc-ln} = einaxiale Bruchfestigkeit

a_8 Materialparameter, (1/MPa) = Spannungsexponent zur Charakterisierung der Kurvenkrümmung im β^{TC} / σ_3 - Diagramm

Die Festlegung der von der Minimalspannung abhängigen Kompressionsbruchfestigkeit kann gemäß Gl. (4.7) theoretisch auf der Grundlage von lediglich einem UC-Versuch (UC = Uniaxial Compression) sowie zwei TC-Versuchen (TC = Triaxial Compression) erfolgen (3 Unbekannte → 3 Versuche). Zur Berücksichtigung der natürlichen Streuung der Festigkeiten ist ein entsprechend erweitertes Versuchsprogramm erforderlich. Für die Beschreibung der mit Gl. (4.7) gegebenen Abhängigkeit der Kompressionsbruchfestigkeit von der Minimalspannung sind als Unbekannte die Parameter a_6 , a_7 und a_8 zu bestimmen. Da a_7 unmittelbar aus a_6 folgt wenn die einaxiale Bruchfestigkeit bekannt ist, reduziert sich die eigentliche Aufgabe auf die Ermittlung der Plastifizierungsgrenze $\max \beta^{TC}$ und den Kurvenkrümmungsparameter a_8 . Für eine den tatsächlichen Versuchswerten entsprechende Bestimmung der Parameter a_6 , a_7 und a_8 sind bei gegebener einaxialer Bruchfestigkeit β_{1uc-ln} der Parameter a_8 und der Parameter a_7 bzw. $\max \beta^{TC}$ derart zu variieren, dass durch die berechnete Ausgleichsfunktion die Messergebnisse im Sinne einer Einhüllenden optimal erfasst werden. Das Ergebnis einer derartigen Variation zeigen die Bilder 4.8



und 4.9 für die an Steinsalz der Lokation Asse und der Lokation Sondershausen ermittelten Kompressionsbruchfestigkeiten.

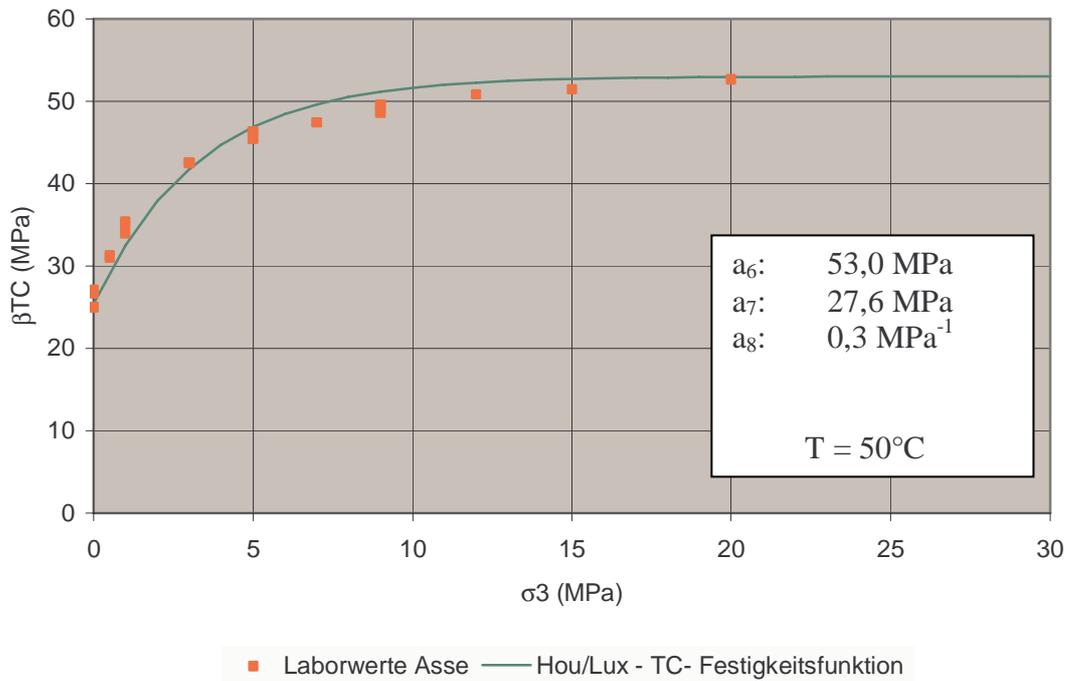


Bild 4.8: Kompressionsbruchfestigkeit Lokation Asse – Versuchsergebnisse und Festigkeitsfunktion gemäß Stoffmodell Hou/Lux

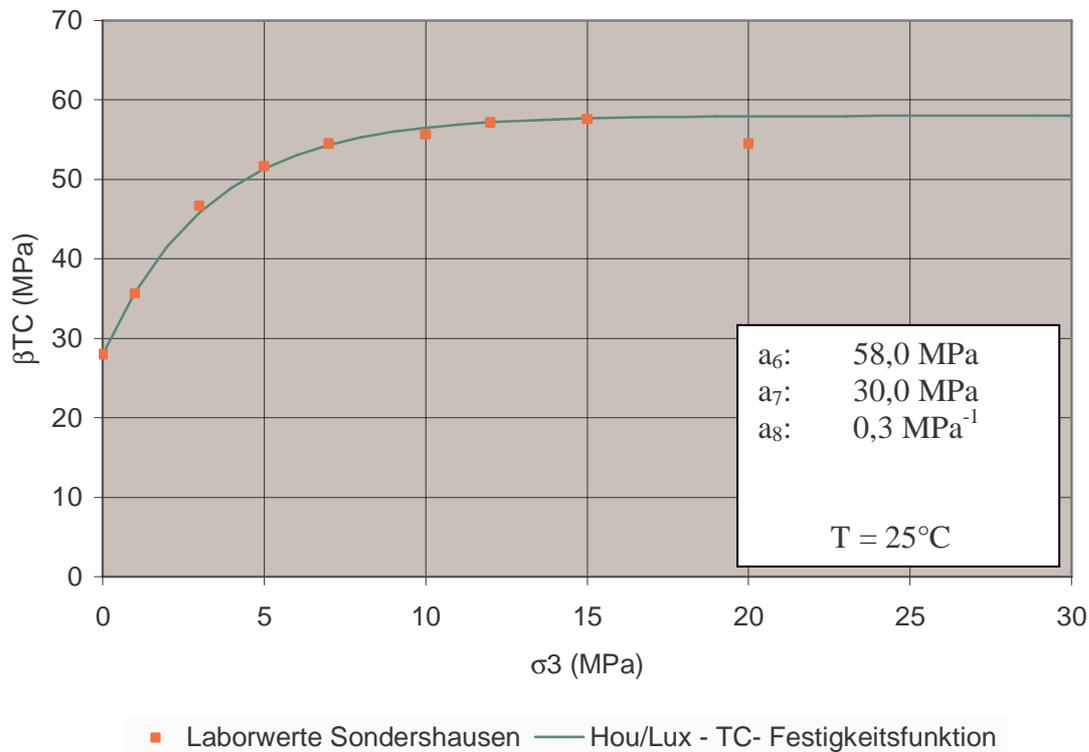


Bild 4.9: Kompressionsbruchfestigkeit Lokation Sondershausen – Versuchsergebnisse und Festigkeitsfunktion gemäß Stoffmodell Hou/Lux

Die Extensionsbruchfestigkeit wird aus der Kompressionsbruchfestigkeit abgeleitet. Dazu werden die Parameter a_9 und a_{10} herangezogen, die über Gleichung Gl. (4.9) und Gl. (4.10) das Verhältnis zwischen Kompressions- und Extensionsbruchfestigkeit definieren:

$$\beta_{(\sigma_3, \theta=+30^\circ)}^{TE} = \beta_{(\sigma_3, \theta=-30^\circ)}^{TC} \cdot k_{(\sigma_3, \theta=+30^\circ)} \quad (4.9)$$

$$k(\sigma_3, \theta) = \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (4.10)$$

mit

$\beta_{(\sigma_3)}^{TE}$ Extensionsbruchfestigkeit, (MPa)

a_9 Materialparameter, (-)



a_{10} Materialparameter, (1/MPa)

Für reine Extensionsbeanspruchungszustände beträgt der *Lode*-Winkel $\theta = 30^\circ$. Einsetzen in Gleichung (4.10) liefert:

$$k(\sigma_3, 30^\circ) = \left[\frac{1}{\cos(60^\circ) + a_9 \sin(60^\circ)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} = \left[\frac{1}{0,5 + a_9 \frac{\sqrt{3}}{2}} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} = \left[\frac{1}{1 + a_9 \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (4.11)$$

Mit den vorstehenden Gleichungen (4.9), (4.10) und (4.11) kann die mechanische Bedeutung und Wirkungsweise der Parameter a_9 und a_{10} wie folgt abgeleitet werden:

Zunächst folgt unmittelbar aus Gl. (4.9) die Bedingung $k \leq 1$. Andernfalls wäre die Extensionsbruchfestigkeit größer als die Kompressionsbruchfestigkeit. Weiterhin kann mit Gl. (4.9) ein Grenzwert für den Parameter a_9 abgeleitet werden. Wenn $k \leq 1$ gelten muss, dann kann für ein-axiale Beanspruchungszustände ($\rightarrow \sigma_3 = 0$ MPa) wegen $\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3) = 1$ der mit Gl. (4.10) gegebene Ausdruck reduziert werden zu:

$$k(\sigma_3 = 0) \leq 1 = \frac{1}{0,5 + a_9 \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}} \quad (4.12)$$

Zur Erfüllung der mit Gl. (4.12) gegebenen Bedingung muss der Nenner mindestens den Wert „Eins“ annehmen. Dies ist erfüllt wenn gilt:

$$1 \leq 0,5 + a_9 \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \Leftrightarrow a_9 \geq \frac{1}{\sqrt{3}} \quad (4.13)$$

Für $a_9 = 1$ erhält man mit Gl. (4.12) für $k(\sigma_3 = 0$ MPa) einen Wert von $k \approx 0,73$, d.h. die Extensionsbruchfestigkeit beträgt bei $\sigma_{2,3} = 0$ MPa (d.h. minimal) 73 % der Kompressionsbruchfestigkeit.

Der in Gleichung (4.10) im Exponent stehende Parameter a_{10} beschreibt vor dem Hintergrund vorstehender Ausführungen wie schnell sich die Extensionsbruchfestigkeit in Abhängigkeit vom Manteldruck der Kompressionsbruchfestigkeit annähert. Grundsätzlich gilt: je kleiner der Zah-



lenwert von a_{10} , desto schneller gleichen sich die Extensions- und Kompressionsbruchfestigkeiten bei zunehmender Mantelspannung einander an.

Die Bestimmung der Parameter a_9 und a_{10} kann analog zur Ermittlung der Ausgleichsfunktion für die Kompressionsbruchfestigkeiten durch Variation der Parameter zur optimalen Anpassung der Rechenwerte an die Versuchswerte erfolgen. Das Ergebnis einer derartigen Variation für die an Prüfkörpermaterial der Lokation Asse durchgeführten Extensionsbruchversuche zeigt Bild 4.10.

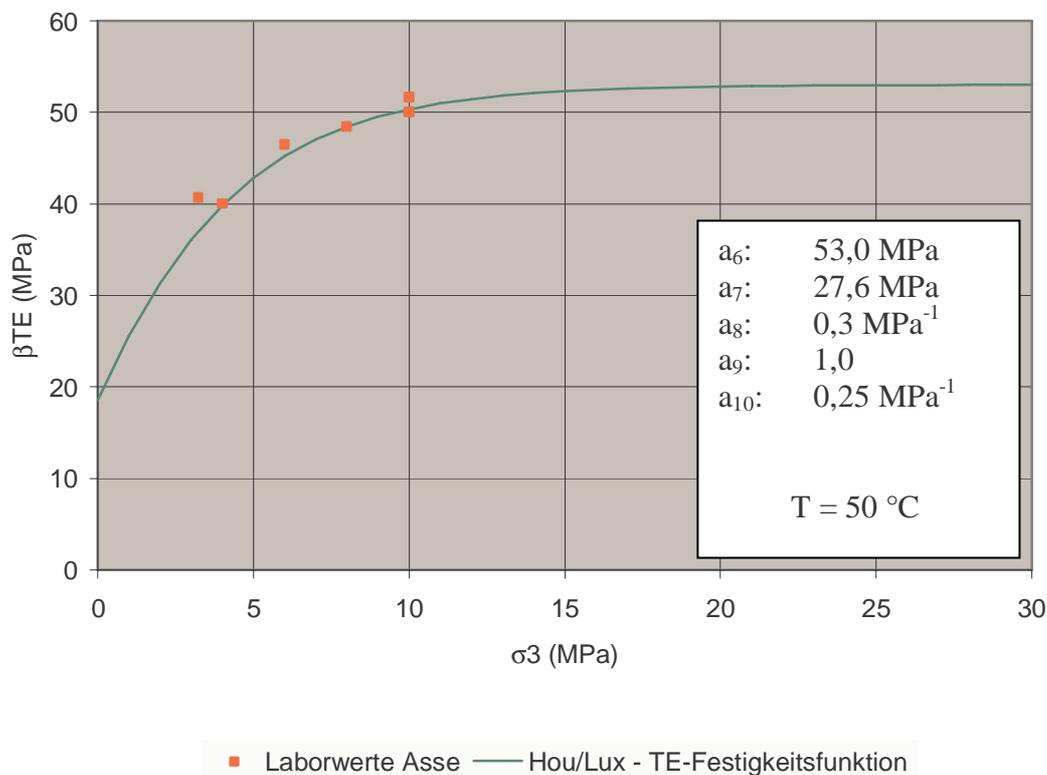


Bild 4.10: Extensionsbruchfestigkeit Lokation Asse – Versuchsergebnisse und Festigkeitsfunktion gemäß Stoffmodell Hou/Lux

Die Bestimmung der Parameter a_4 und a_5 zur Quantifizierung der Dilatanzfestigkeit erfolgt schließlich auf der Basis von Gleichung (4.14). Sie dokumentiert das von der Minimalspannung abhängige Verhältnis zwischen der Bruchfestigkeit und der Dilatanzfestigkeit. Eine getrennte Formulierung dieses Verhältnisses für TC- und TE-Beanspruchungszustände existiert nicht.



Vielmehr wird unterstellt, dass das Verhältnis von Bruchfestigkeit zu Dilatanzfestigkeit unabhängig vom *Lode*-Winkel ist:

$$\frac{\beta_{dil}(\sigma_3)}{\beta^{TC}(\sigma_3)} = \eta_{dil}(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \sigma_3) \quad (4.14)$$

mit

a_4 Materialparameter, (-)

a_5 Materialparameter, (1/MPa)

β_{dil} Dilatanzfestigkeit, (MPa)

Aus der Randbedingung, dass $\eta_{dil} \leq 1$ gelten muss, können Grenzwerte für a_4 und a_5 abgeleitet werden. Mit $\eta_{dil} \leq 1$ und der Randbedingung, dass $\eta_{dil} \geq 0$ sein muss (negative Werte für η_{dil} sind physikalisch unsinnig), kann die Größe des Ausdruckes $a_4 \cdot \exp(-a_5 \sigma_3)$ nur Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Für den einaxialen Fall ($\sigma_3 = 0$ MPa) folgt daraus:

$$0 = a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot 0) \Rightarrow a_4 = 0$$

bzw.:

$$1 = a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot 0) \Rightarrow a_4 = 1$$

(4.15)

Der Parameter a_4 kann daher nur Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Für $a_4 = 0$ sind die Bruch- und Dilatanzfestigkeit identisch, für $a_4 = 0.25$ beträgt die Dilatanzfestigkeit unter einaxialen Beanspruchungen beispielsweise 75 % der Bruchfestigkeit.

Mit vorstehend skizzierten Interpretationen von a_4 kann a_5 als Neigungsparameter definiert werden, der bestimmt, wie schnell sich die Bruch- und Dilatanzfestigkeit in Abhängigkeit von σ_3 einander annähern. Überschlüssig gilt: $\sigma_3 \geq \approx 20$ MPa $\rightarrow \beta^{TC} \approx \beta_{dil}$.

Die Bestimmung der Parameter a_4 und a_5 kann entweder auf der Basis von wenigstens zwei TC-Versuchen mit Festlegung der Bruch- und Dilatanzfestigkeit erfolgen oder durch Variation der Parameter zur optimalen Anpassung der Rechenwerte an die Messwerte. Das Ergebnis einer derartigen Variation für Steinsalz der Lokationen Asse und Sondershausen zeigen die Bilder 4.11 und 4.12.

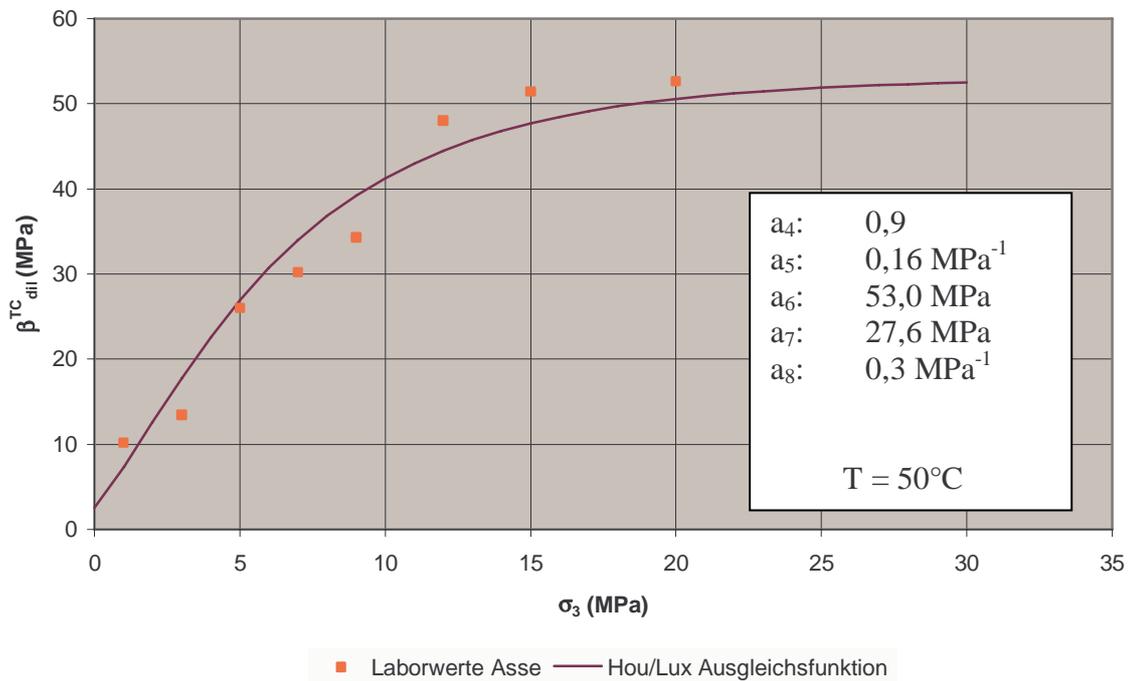


Bild 4.11: Dilatanzfestigkeit Lokation Asse – Versuchsergebnisse und Festigkeitsfunktion gemäß Stoffmodell Hou/Lux

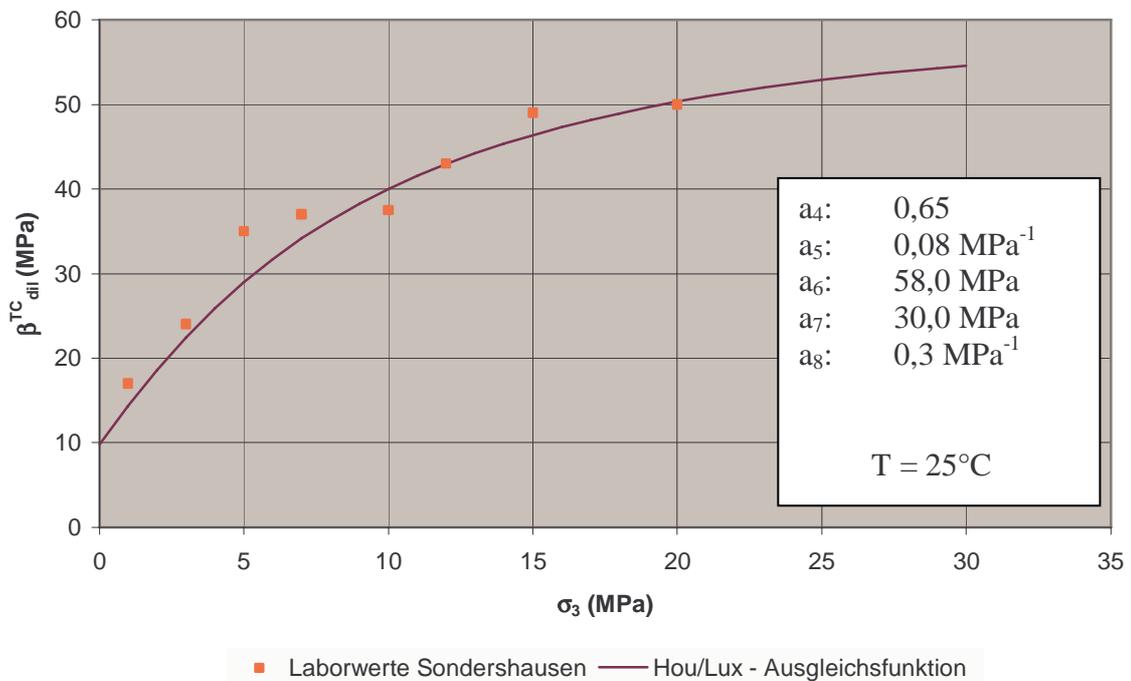


Bild 4.12: Dilatanzfestigkeit Lokation Sondershausen – Versuchsergebnisse und Festigkeitsfunktion gemäß Stoffmodell Hou/Lux



4.3 Kriechversuche zur Bestimmung des schädigungsfreien und des schädigungsinduzierten Kriechens

4.3.1 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Die Durchführung von Kriech- bzw. Dauerstandversuchen erfolgte sowohl auf den in Bild 4.13 gezeigten UCc- und den in Bild 4.14 gezeigten TCc-Prüfständen als auch auf den in Bild 4.4 gezeigten Triaxialprüfanlagen.

Die in Bild 4.13 gezeigten servohydraulisch geregelten Zeitstandprüfern vom Typ RRP 1000 der Firma Carl Schenk AG ermöglichen die zeitgleiche Untersuchung von bis zu drei zylindrischen Prüfkörpern bei einer Axiallast von maximal 1000 kN und Temperaturen von bis zu 200 °C. Die messtechnische Überwachung der einaxialen Dauerstandversuche erfolgt rechnergesteuert mittels

- drei Induktivwegaufnehmern, deren Mittelwert als Messwert für die Registrierung der axialen Prüfkörperstauchung herangezogen wurde (3 Induktivwegaufnehmer je Prüfkörper → 9 Induktivwegaufnehmer je Zeitstandprüfer),

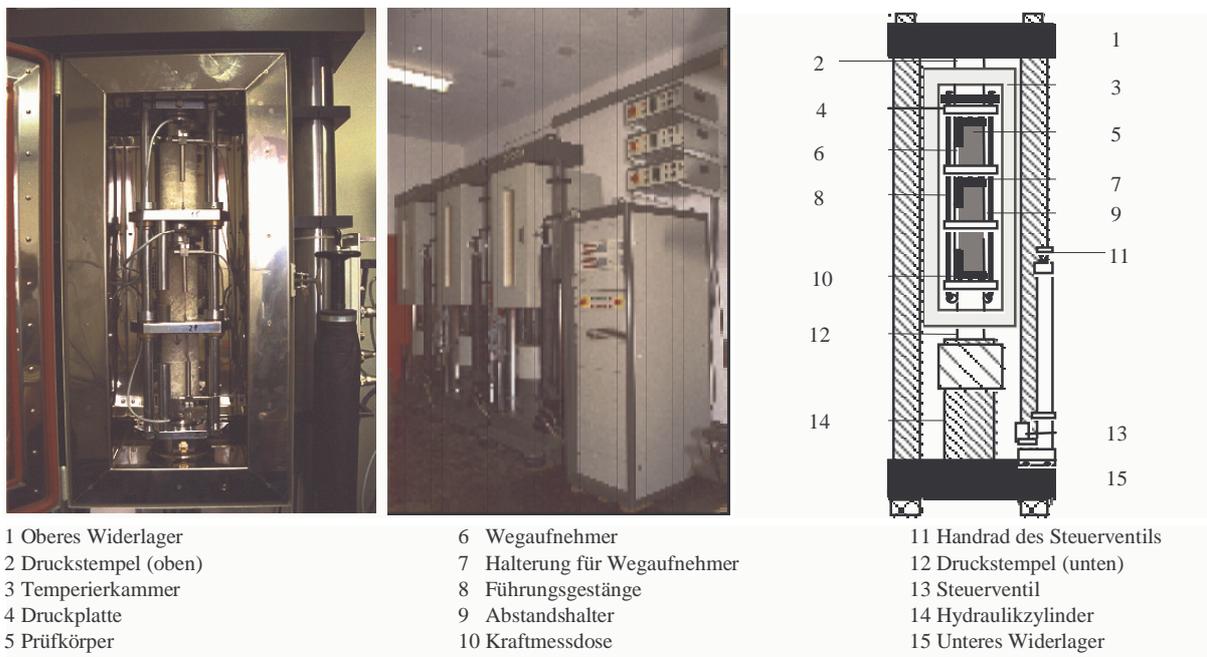
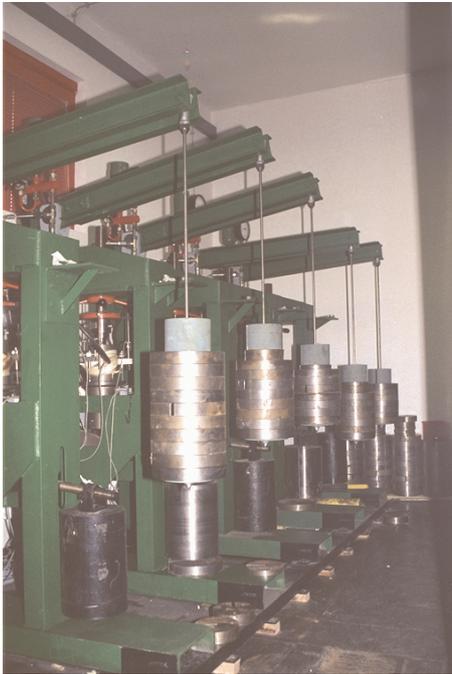


Bild 4.13: Zeitstandprüfer der Professur für Deponietechnik und Geomechanik



Dauerstandwaage

- | | |
|-----------------|------------------------|
| 1 Hebelarme | 6 Druckzelle |
| 2 Kraftmessdose | 7 Hydraulikflüssigkeit |
| 3 Druckstempel | 8 Druckplatte |
| 4 Wegaufnehmer | 9 Druckstempel (unten) |
| 5 Prüfkörper | 10 Gewichte |

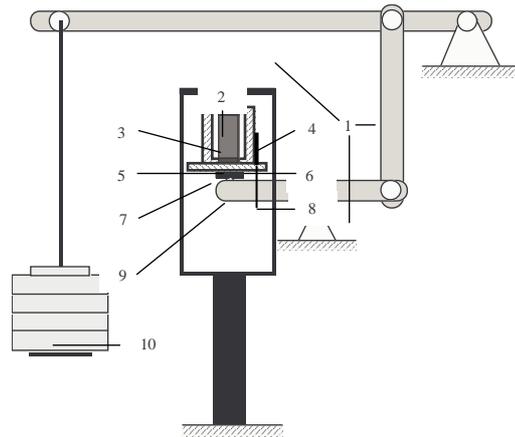


Bild 4.14: Dauerstandwaagen der Professur für Deponietechnik und Geomechanik

- einer Kraftmessdose, die unmittelbar zwischen Prüfkörper und kopfseitiger Druckplatte die Prüfkörperbelastung ermittelt (1 Kraftmessdose je Prüfkörper → 3 Kraftmessdosen je Zeitstandprüfer),
- einem Absolutdruckaufnehmer zur kontinuierlichen Überwachung und Kontrolle des Hydraulikdruckes (1 Absolutdruckaufnehmer je Zeitstandprüfer) sowie
- einem Pt 100 Aufnehmer mit nachgeschalteter Temperatursteuerung zur kontinuierlichen Regelung und Überwachung der versuchstechnisch vorgegebenen Temperatur (1 Temperatureufnehmer je Zeitstandprüfer).

Bei den in Bild 4.14 gezeigten Dauerstandwaagen erfolgt die Axiallastregelung über einen Hebelarmmechanismus gravimetrisch. Die maximal mögliche Axiallast der Kriechstände beträgt 200 kN. Die Triaxialzellen können mit einem konstanten Manteldruck von bis zu 60 MPa beaufschlagt werden. Die Temperatur kann mit einer Genauigkeit von ± 1 °C über Heizbänder im Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur und 70 °C geregelt werden.



Die messtechnische Überwachung der triaxialen Kriechversuche erfolgt rechnergesteuert mittels

- drei Induktivwegaufnehmern, deren Mittelwert als Messwert für die Registrierung der axialen Prüfkörperstauchung herangezogen wurde,
- einer Kraftmessdose, die unmittelbar zwischen Triaxialzelle und der unverschieblich gelagerten Kopfplatte des Belastungsrahmens die axiale Prüfkörperbelastung ermittelt,
- einem Absolutdruckaufnehmer zur kontinuierlichen Messung und Überwachung des Manteldruckes sowie
- einem Pt 100 Aufnehmer zur Kontrolle der vorgegebenen Temperatur.

Um die Prüfkörper gegen ein Eindringen des Druckmediums zu schützen, werden sie vor dem Einbau in die Triaxialzellen mit Gummischläuchen ummantelt. Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Triaxialzellen wird zunächst durch wechselseitige Erhöhung von Axiallast und Manteldruck ein isotropes Spannungsniveau entsprechend dem vorgegebenen Manteldruck eingestellt. Anschließend werden die Triaxialzellen mit Heizmanschetten ummantelt und über eine automatische Temperaturregelung auf die vorgegebene Temperatur aufgeheizt. Nach i. d. R. 24 h Standzeit unter isotropen Spannungsniveau und konstanter Temperatur erfolgt schließlich die deviatorische Laststeigerung durch Auflegen von Gewichten.

Um während des gesamten Versuches die Axialspannung konstant zu halten, wird die Axiallast in Abhängigkeit von der verformungsbedingten Änderung des Prüfkörperquerschnitts in regelmäßigen Abständen neu berechnet und durch Nachlegen von Gewichten (Triaxialprüfstände Bild 4.14) bzw. halbautomatische Nachregelung des Hydraulikdruckes (Einaxialprüfstände Bild 4.13) in definierten Zeitintervallen entsprechend Gl. (4.16) nachgeregelt.

$$\sigma_{1uc} = \frac{F_1}{A} \quad \text{mit} \quad A = \frac{A_0}{1 - \varepsilon_t} \quad (4.16)$$

mit

σ_{1uc} linear korrigierte Vertikalspannung (MPa)

F_1 Vertikalkraft (MN)



A	Querschnittsfläche des beanspruchten Prüfkörpers (m^2)
A_0	Querschnittsfläche des unbeanspruchten Prüfkörpers (m^2)
ε_t	technische Verzerrung (-)

Ursächlich für die Wahl der Prüfstände war abgesehen von der Frage der zeitlichen Verfügbarkeit der Prüfanlagen insbesondere die Zielsetzung der jeweiligen Kriechversuche. Da die in den Bildern 4.13 und 4.14 gezeigten Prüfanlagen nicht über die Möglichkeit einer versuchsbegleitenden Volumen- und Ultraschallwellenmessung verfügen, können mit Ihnen allein die schädigungsinduzierten Kriech- bzw. Verformungseffekte nicht quantifiziert werden. Hierzu erforderlich ist grundsätzlich eine Trennung der gesamten im Versuch gemessenen Kriech- bzw. Verzerrungsrate in schädigungsfreie und schädigungsinduzierte Verzerrungsanteile. Grundsätzlich kann dies realisiert werden, indem auf den UCc- und TCc-Prüfständen der Bilder 4.13 und 4.14 Kriechversuche mit Beanspruchungen unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt werden (\rightarrow schädigungsfreies Kriechen) und auf den in Bild 4.4 gezeigten Prüfanlagen Kriechversuche mit Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit (\rightarrow schädigungsinduziertes und schädigungsfreies Kriechen). Die rechnerische Trennung der gesamten Kriechverzerrung in schädigungsfreie und schädigungsinduzierte Anteile kann entsprechend den nachfolgenden Ausführungen dann durch Subtraktion der auf Basis dilatanzfreier Kriechversuche (Stoffmodell und Stoffmodellparameter für schädigungsfreies Kriechen) berechneten Kriechverzerrungen von den messtechnisch ermittelten Gesamtverzerrungen erfolgen. Dabei unberücksichtigt bleibt jedoch, dass auf Grund der natürlichen Streuung der transienten und stationären Kriechverzerrungen von i. d. R. ca. $\frac{1}{2}$ bis 1 Zehnerpotenz die vom Beanspruchungsniveau und der Temperatur abhängige schädigungsfreie Kriechrate nur mit endlicher Genauigkeit bzw. innerhalb eines Streubreitenbandes quantifiziert werden kann. In der Konsequenz kann nicht ausgeschlossen werden, dass die auf der Grundlage von Kriechversuchen unterhalb der Dilatanzgrenze rechnerisch ermittelte schädigungsfreie Kriechrate größer sein kann, als die in einem Versuch mit Beanspruchungen im Dilatanzregime messtechnisch ermittelte gesamte Kriechrate. Eine Auswertung solcher Versuche bzw. die Ableitung der Stoffmodellparameter für das schädigungsinduzierte Kriechen ist in solchen Fällen nicht möglich.

Unter dem Zugeständnis eines signifikant größeren versuchstechnischen Aufwandes deutlich besser geeignet sind vor dem vorstehend skizzierten Hintergrund mehrstufige Kriechversuche



mit versuchsbegleitender Messung von Volumenverzerrung und Ultraschallwellengeschwindigkeit zur Quantifizierung der Schädigung. Dabei wird in wenigstens zwei vorlaufenden Laststufen mit Beanspruchungen unterhalb der Dilatanzfestigkeit das schädigungsfreie Kriechen des Prüfkörpers bestimmt bevor in einer abschließenden dritten Laststufe durch Erhöhung der deviatorischen Beanspruchung auf ein Niveau oberhalb der Dilatanzfestigkeit die schädigungsinduzierten Kriechverzerrungen bzw. die tertiäre Kriechphase aktiviert werden. Im Ergebnis dieser Vorgehensweise sind für ein und denselben Prüfkörper sowohl das schädigungsfreie wie auch das schädigungsinduzierte Kriechvermögen bekannt und quantifizierbar. Die aus der sonst üblichen Streubreite des Materialverhaltens resultierenden Unwägbarkeiten sind dadurch eliminiert.

4.3.2 Versuchsauswertung

Während der Kriechversuche werden die installierten Messwertaufnehmer kontinuierlich abgefragt und die ermittelten Messwerte in vorgegebenen Intervallen elektronisch gespeichert. Aus diesen Messwerten wird zur Dokumentation und Kontrolle der versuchsspezifisch vorgegebenen Beanspruchungen je ein Diagramm entsprechend Bild 4.15 erstellt.

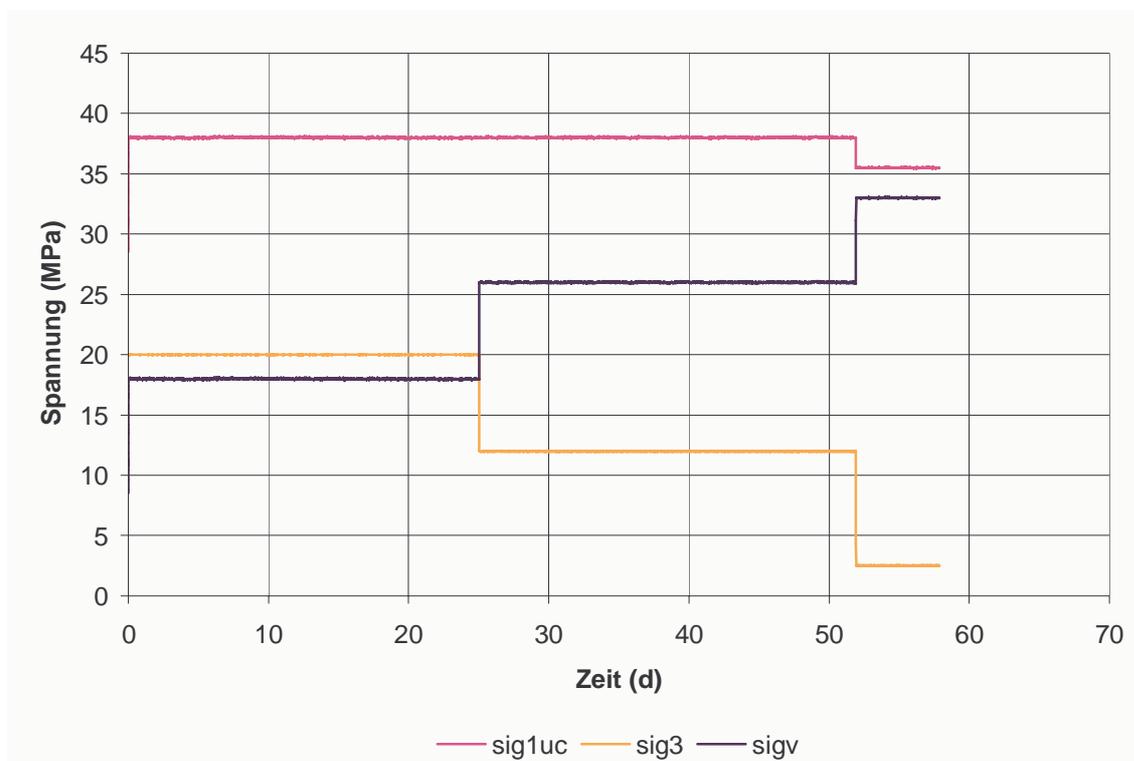


Bild 4.15: Spannungs-Zeit-Diagramm TCC-Versuch Asse-223

Die aus den Messwerten konstruierten Kennlinien der Kriechversuche in Form von Verzerrungs-Zeit-Diagrammen sowie Kriechraten-Zeit-Diagrammen zeigt exemplarisch Bild 4.16.

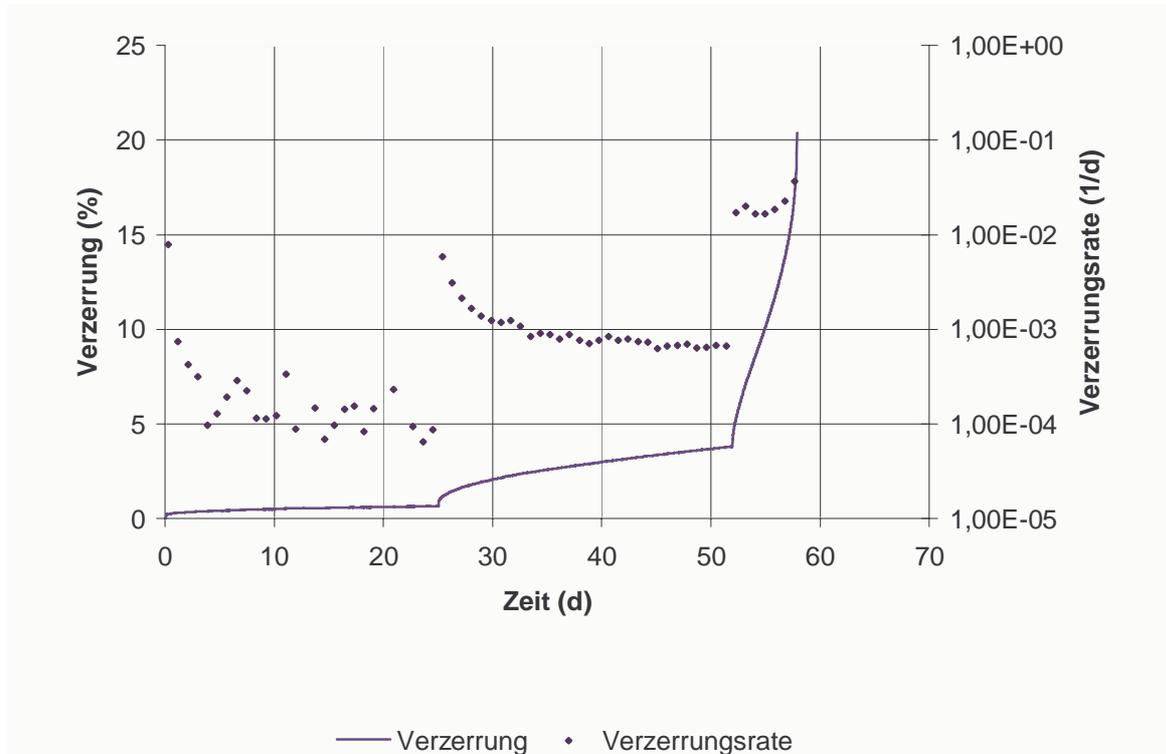


Bild 4.16: Verzerrung und Verzerrungsrate in Abhängigkeit von der Versuchszeit (TCc-Versuch Asse-223)

Charakteristisch für das schädigungsinduzierte Kriechen sind schließlich die zeitabhängige Entwicklung der Dilatanz entsprechend Bild 4.17 und die zeitabhängige Entwicklung der Ultraschallwellengeschwindigkeit entsprechend Bild 4.18. Den Auftragungen in Bild 4.17 und 4.18 kann entnommen werden, dass innerhalb der ersten beiden, im Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzfestigkeit lokalisierten Laststufen, weder dilatante Verformungen noch eine Reduktion der Schallwellengeschwindigkeit in Folge der Ausbildung von Mikrofissuren beobachtet werden (keine Schädigung). Erst mit Beginn der dritten Laststufe bzw. mit Erhöhung der deviatorischen Beanspruchung auf ein Niveau im Dilatanzregime zeigt sich die Schädigung des Materials durch eine signifikante Abnahme der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und eine deutliche Zunahme dilatanter Verformungen. Die Quantifizierung der von der Beanspruchungsintensi-



tät geprägten Dilatanz- und Schädigungsrate erfolgt durch die nachstehend erläuterte Bestimmung der Parameter a_0 bis a_3 sowie a_{15} bis a_{17} .

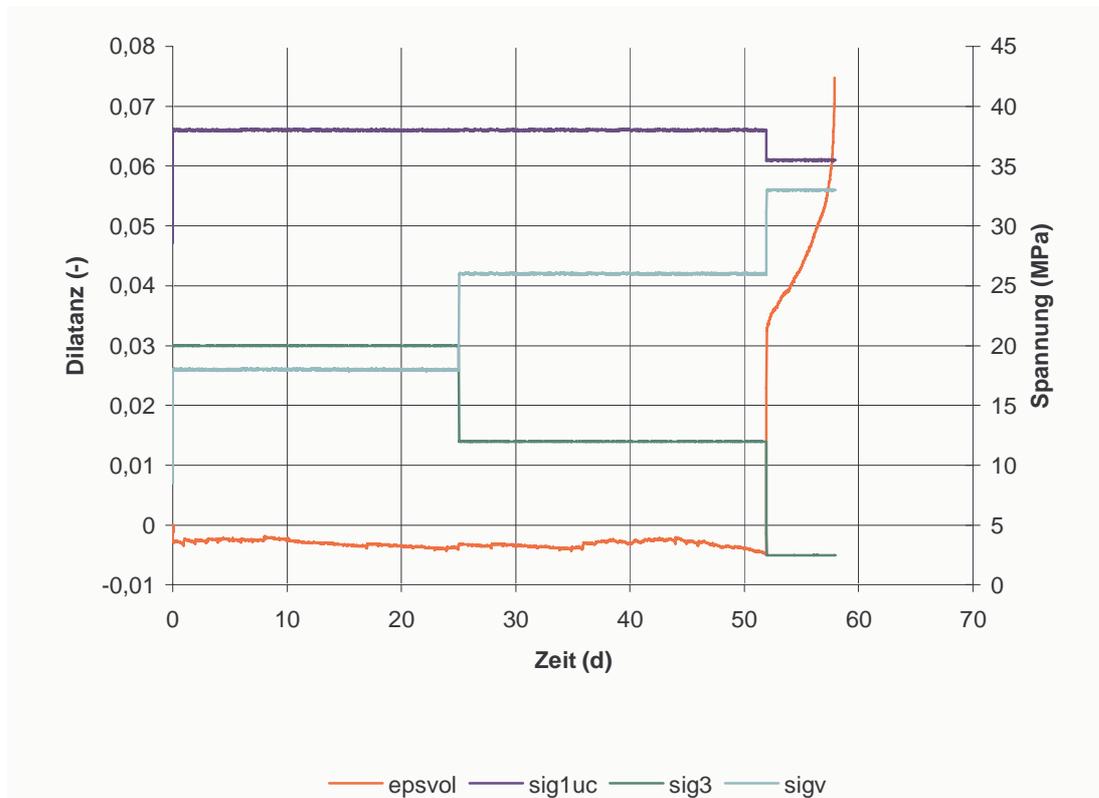


Bild 4.17: Dilatanz in Abhängigkeit von der Versuchszeit (TCC-Versuch Asse-223)

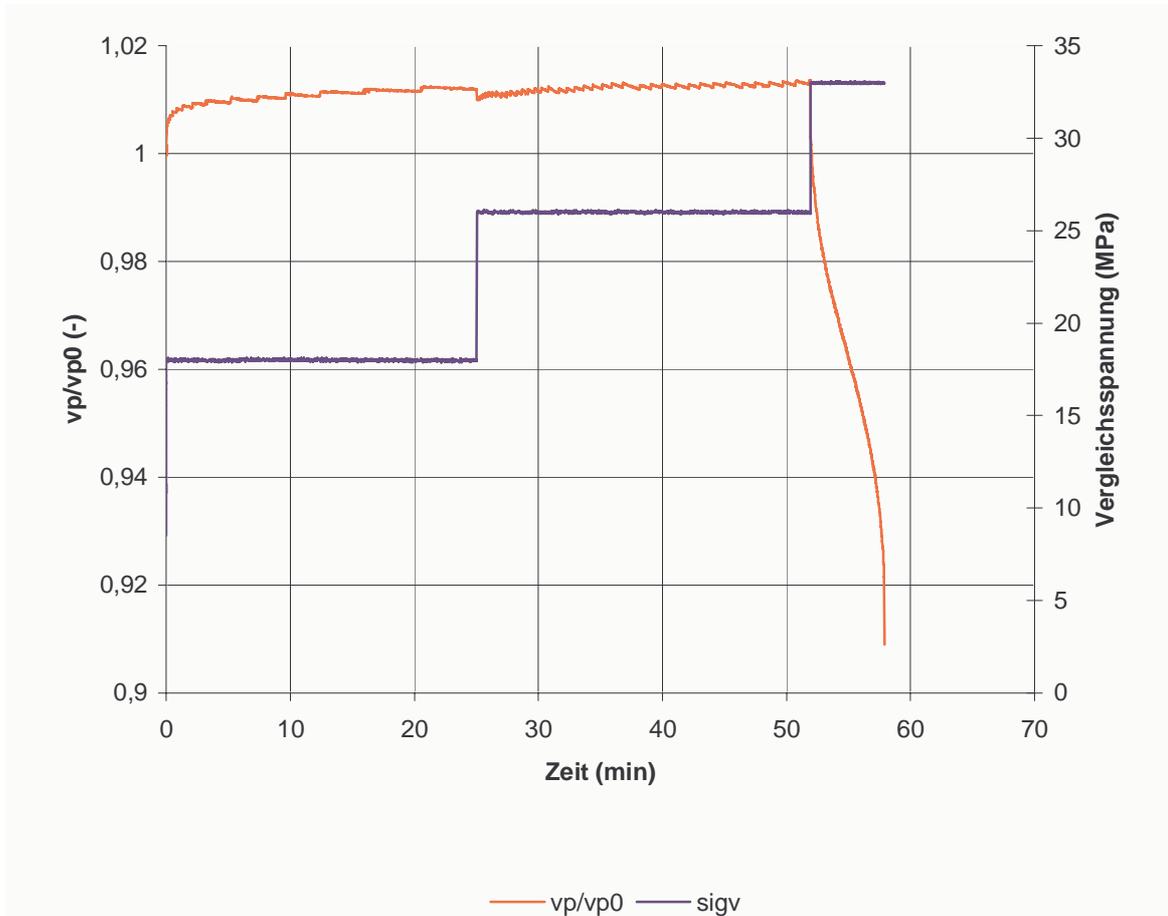


Bild 4.18: Ultraschallwellengeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Versuchszeit (TCC-Versuch Asse-223)

4.3.3 Kennwerte zur Charakterisierung des schädigungsfreien Kriechens

Die mathematisch-mechanische Abbildung des Kriechverhaltens erfolgt durch einen dreigliedrigen Ansatz, bei dem die im Laborversuch beobachteten Kriechverformungen aufgeteilt werden in schädigungsfreie, schädigungsinduzierte und verheilungsinduzierte Kriechverformungen. Entsprechend Gl. (4.17) berechnet sich die gesamte Kriechrate $\dot{\epsilon}_1$ aus der Summe der schädigungsfreien Kriechrate $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$, der schädigungsinduzierten Kriechrate $\dot{\epsilon}_{1Hou/Lux}^d$ und der verheilungsinduzierten Kriechrate $\dot{\epsilon}_{1PHS}^h$.

$$\dot{\epsilon}_1 = \dot{\epsilon}_{1ODS}^v + \dot{\epsilon}_{1Hou/Lux}^d + \dot{\epsilon}_{1PHS}^h \quad (4.17)$$



mit

$\dot{\epsilon}_1$	Kriechrate (1/d)
$\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$	schädigungsfreie Kriechrate (1/d) (ODS = Ohne Direkte Schädigung)
$\dot{\epsilon}_{1Hou/Lux}^d$	schädigungsinduzierte Kriechrate (1/d)
$\dot{\epsilon}_{1PHS}^h$	verheilungsinduzierte Kriechrate (1/d) (PHS = Physical Healing Salt)

In Gl. (4.17) beschreibt der Kriechanteil $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$ das stationäre und transiente Kriechen entsprechend dem Stoffmodell *Lubby2*. Mit Gl. (4.18) erfolgt die Berechnung der gesamten schädigungsfreien Kriechrate $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$ aus der Summe der transienten Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^{tr}$ und der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^{st}$:

$$\dot{\epsilon}_{1ODS}^v = \dot{\epsilon}_1^{tr} + \dot{\epsilon}_1^{st} = \left[\frac{1}{\bar{\eta}_{k(\sigma)}} \cdot \left\{ 1 - \frac{\epsilon_1^{v,t} \cdot \bar{G}_{k(\sigma)}}{\sigma_v} \right\} + \frac{1}{\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}} \right] \cdot \sigma_v \quad (4.18)$$

mit

$$\begin{aligned} \bar{\eta}_{M(\sigma,T)} &= \bar{\eta}_M^* \cdot \exp(m \cdot \sigma_v) \cdot \exp(l \cdot T) \\ \bar{G}_{k(\sigma)} &= \bar{G}_k^* \cdot \exp(k_1 \cdot \sigma_v) \\ \bar{\eta}_{k(\sigma)} &= \bar{\eta}_k^* \cdot \exp(k_2 \cdot \sigma_v) \end{aligned}$$

$\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$	viskose Kriechrate (d ⁻¹)
$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}$	Maxwell-Viskositätskoeffizient (MPa · d)
$\bar{G}_{k(\sigma)}$	Kelvin-Schubmodul (MPa)
$\bar{\eta}_{k(\sigma)}$	Kelvin-Viskositätsmodul (MPa)
σ_v	Vergleichsspannung (MPa)
T	Temperatur (K)
k ₁ , k ₂ , m, l	Materialparameter



4.3.3.1 Parameter für das schädigungsfreie stationäre Kriechen - $\bar{\eta}_M^*, m$

Der Maxwell-Viskositätskoeffizient $\bar{\eta}_M$ ist definiert als Quotient aus der Vergleichsspannung σ_v und der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^{st}$:

$$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \frac{\sigma_v}{\dot{\epsilon}_1^{st}} \quad (4.19)$$

Je kleiner der Maxwell-Viskositätskoeffizient ist, desto größer ist die bei einer definierten Vergleichsspannung resultierende stationäre Kriechrate. Analog der zeitunabhängigen Steifigkeit im *Hooke'schen* Stoffmodell beschreibt dieser Kennwert die „zeitabhängige Steifigkeit“ viskoser Materialien.

Die Bestimmung von $\bar{\eta}_M$ erfolgt für jeden Einzelversuch (jede Laststufe) auf der Basis der in der stationären Kriechphase messtechnisch ermittelten Kriechrate. Bild 4.19 zeigt exemplarisch die Ableitung des Maxwell-Viskositätskoeffizienten für die ersten beiden Laststufen des Versuchs Asse-223.

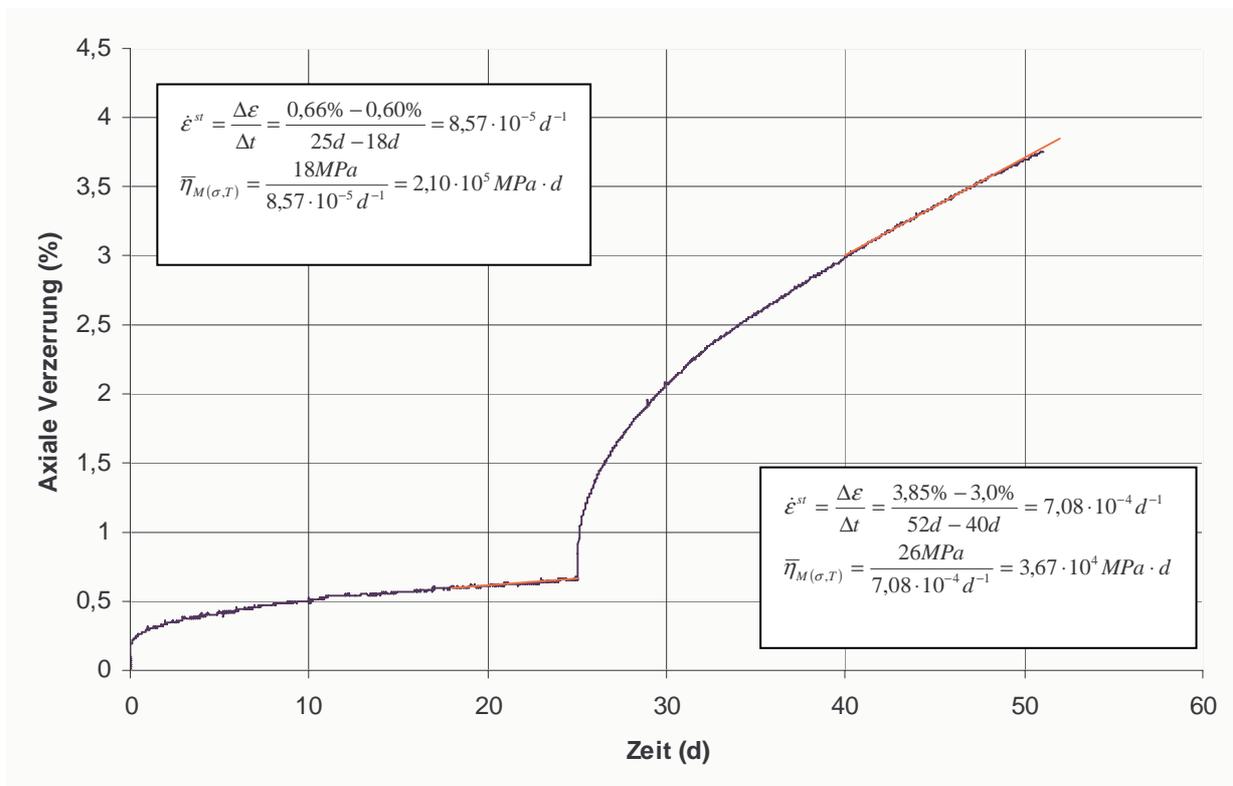


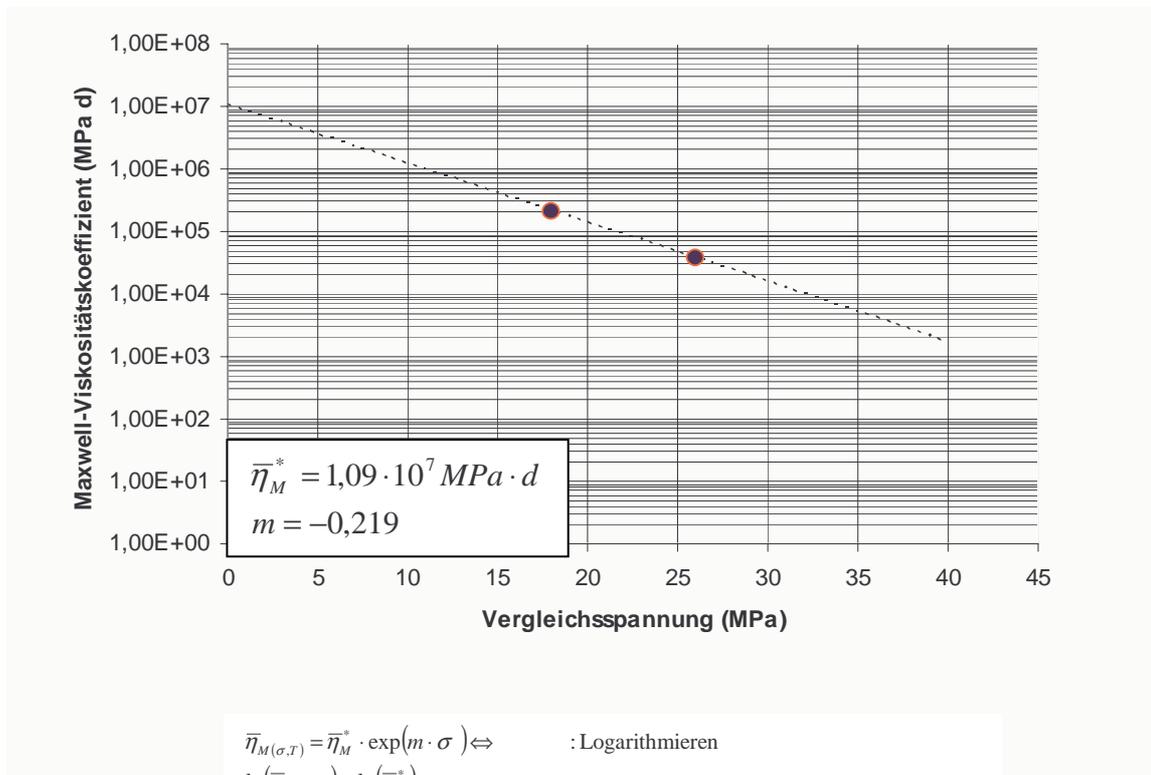
Bild 4.19: Bestimmung von $\bar{\eta}_M$ (TCC-Versuch Asse-223)



Die Abhängigkeit der stationären Kriechrate von der Beanspruchung resultiert, wenn wie in Bild 4.20 gezeigt, die bei verschiedenen Vergleichsspannungen ermittelten Maxwell-Viskositätskoeffizienten über der Vergleichsspannung aufgetragen werden. Entsprechend der exponentiellen Ansatzfunktion

$$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \bar{\eta}_M^* \cdot \exp(m \cdot \sigma_v) \quad (4.20)$$

resultiert bei Auftragung in halblogarithmischer Darstellung ein linearer Zusammenhang zwischen $\bar{\eta}_M$ und σ_v mit m als Steigung und $\bar{\eta}_M^*$ als Achsenabschnitt. Rechnerisch erfolgt die Bestimmung von m und $\bar{\eta}_M^*$ durch Logarithmieren von Gl. (4.20).



$$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \bar{\eta}_M^* \cdot \exp(m \cdot \sigma) \Leftrightarrow \quad : \text{Logarithmieren}$$

$$\ln(\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}) = \ln(\bar{\eta}_M^*) + m \cdot \sigma_v$$

$$\downarrow \quad \quad \downarrow \quad \quad \downarrow$$

$$y = b + m \cdot x \quad : \text{Geradengleichung}$$

Bestimmung der Steigung bzw. des Spannungsexponenten m :

$$m = \frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{\Delta \ln(\bar{\eta}_{M(\sigma,T)})}{\Delta \sigma_v} = \frac{\ln(210035) - \ln(36723)}{18 - 26} = \frac{12,26 - 10,51}{18 - 26} = -0,219$$

Bestimmung des Achsenabschnittes b bzw. des Parameters $\bar{\eta}_M^*$:

$$\ln(\bar{\eta}_M^*) = \frac{y_1 + y_2 - m \cdot (x_1 + x_2)}{2} = \frac{\ln(210035) + \ln(36723) + 0,219 \cdot (18 + 26)}{2} = 16,2$$

$$\bar{\eta}_M^* = \exp(\ln(\bar{\eta}_M^*)) = 1,09 \cdot 10^7 \text{ MPa} \cdot d$$

Bild 4.20: Bestimmung des Maxwell-Viskositätskoeffizienten $\bar{\eta}_M$ aus Versuchswerten (Asse-223)



Mit den vorstehend bestimmten Stoffparametern für das stationäre Kriechen kann die stationäre Kriechrate als Funktion der Vergleichsspannung berechnet (Gl. (4.21)) und den Laborversuchen gegenübergestellt werden. Bild 4.21 zeigt exemplarisch die Gegenüberstellung der für den Versuch Asse – 223 ermittelten Laborwerte mit der auf der Grundlage von Gleichung (4.21) berechneten Ausgleichsfunktion der stationären Kriechrate:

$$\dot{\epsilon}_1^{st} = \frac{\sigma_v}{\bar{\eta}_m^* \cdot \exp(m \cdot \sigma_v)} \quad (4.21)$$

Zusätzlich aufgetragen ist in Bild 4.21 die im Rahmen der dritten Laststufe messtechnisch ermittelte Kriechrate.

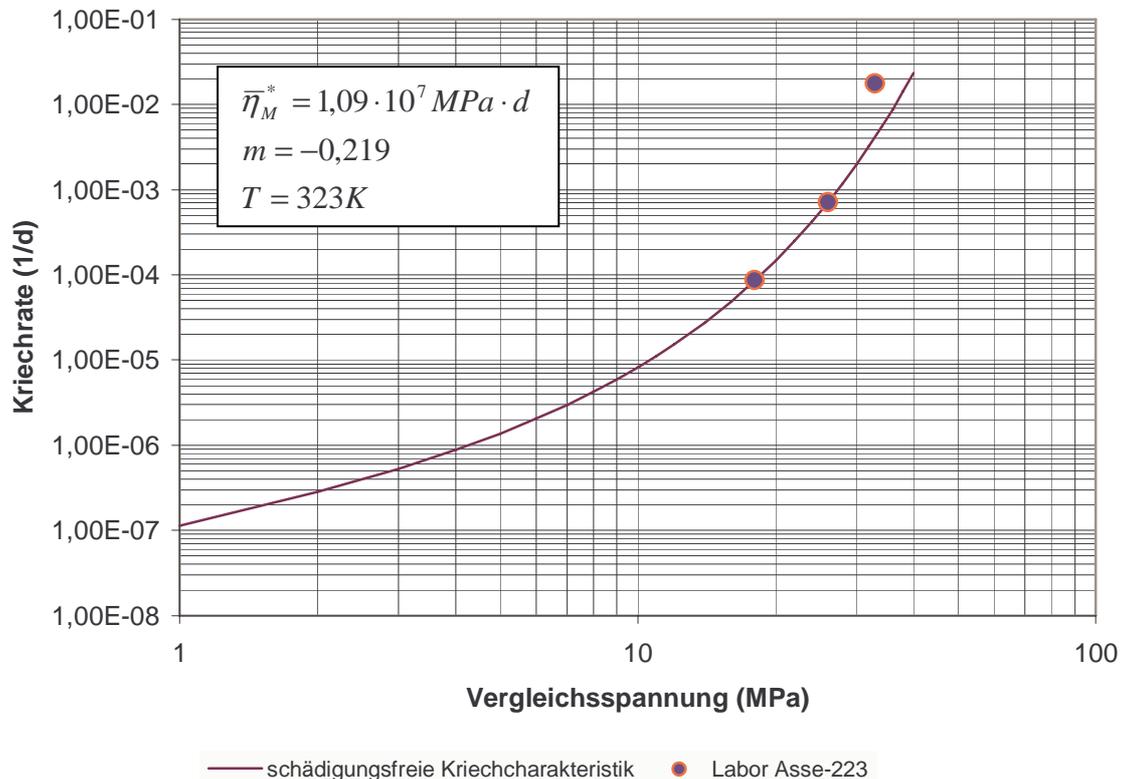


Bild 4.21: Stationäre Kriechrate (Asse-223)

Deutlich zu erkennen ist, dass in Folge des schädigungsinduzierten Kriechens die Kriechrate der dritten Laststufe größer ist, als die rechnerisch abgeleitete schädigungsfreie Kriechrate.



4.3.3.2 Parameter für das schädigungsfreie transiente Kriechen $\bar{G}_k^*, k_1, \bar{\eta}_k^*, k_2$

Zur Charakterisierung des transienten Kriechens mit dem Stoffmodell *Lubby2* sind die Parameter \bar{G}_k^* , k_1 , $\bar{\eta}_k^*$ und k_2 zu bestimmen.

Der Kelvin-Schubmodul \bar{G}_k ist definiert als Quotient aus der Vergleichsspannung σ_v und der transienten Kriechverzerrung für $t = \infty$:

$$\bar{G}_{k(\sigma)} = \frac{\sigma_v}{\varepsilon_{1\infty}^{tr}} \quad (4.22)$$

σ_v Vergleichsspannung (MPa)

$\varepsilon_{1\infty}^{tr}$ transiente Kriechverzerrung für $t = \infty$

Je kleiner der Kelvin-Schubmodul ist, desto größer ist die bei einer definierten Vergleichsspannung resultierende transiente Kriechverzerrung.

Die Bestimmung von \bar{G}_k aus den messtechnisch ermittelten Verzerrungen erfolgt entsprechend der exemplarischen Darstellung in Bild 4.22. Danach wird der transiente Anteil der Kriechverzerrungen erhalten, wenn von der gesamten Kriechverzerrung der stationäre Anteil und der elastische Anteil subtrahiert werden.

Für die erste Laststufe berechnet sich $\varepsilon_{1\infty}^{tr}$ entsprechend Gl. (4.23):

$$\varepsilon_{1\infty}^{tr} = \varepsilon_1^v - \varepsilon_{el} - \dot{\varepsilon}_1^{st} \cdot \Delta t \quad (4.23)$$

mit

ε_1^v Gesamtkriechverzerrung der 1. Laststufe, (-)

ε_{el} elastische Verzerrung in Folge deviatorischer Belastung, (-)

$\dot{\varepsilon}_1^{st}$ stationäre Kriechnrate innerhalb der 1. Laststufe, (1/d)

Δt Dauer der 1. Laststufe, (d)

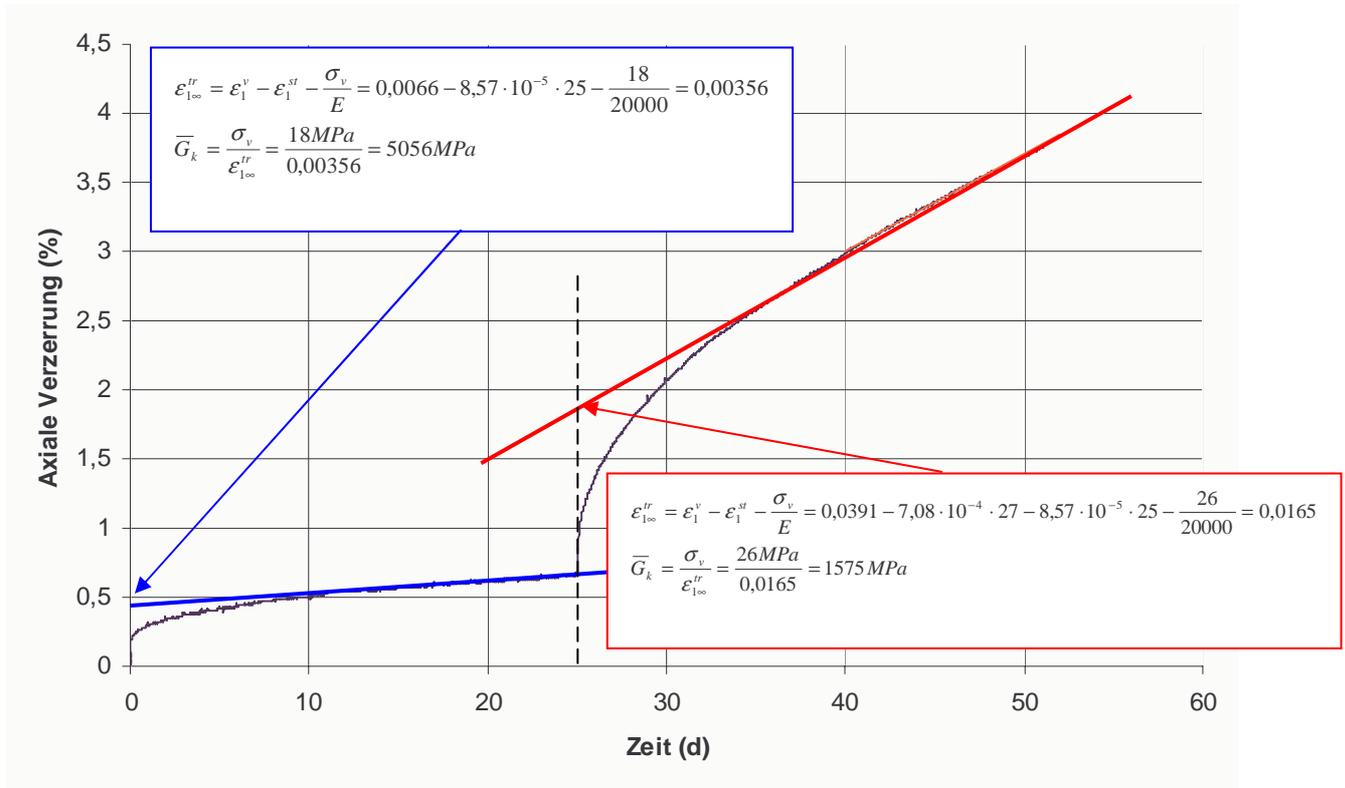


Bild 4.22: Bestimmung von \bar{G}_k aus Versuchswerten (Versuch Asse-223)

Die Berechnung von $\varepsilon_{1\infty}^{tr}$ für die folgende Laststufe 2 erfolgt analog entsprechend Gl. (4.23), wobei zusätzlich die stationäre Kriechverzerrung der 1. Laststufe zu berücksichtigen ist (Bild 4.22).

Die Ableitung der Kriechparameter \bar{G}_k^* und k_1 erfolgt entsprechend der exponentiellen Ansatzfunktion Gl. (4.24):

$$\bar{G}_{k(\sigma)} = \bar{G}_k^* \cdot \exp(k_1 \cdot \sigma_v) \quad (4.24)$$

durch eine halblogarithmische Auftragung der Kelvin-Schubmoduli über der Vergleichsspannung. In Analogie zur Bestimmung der stationären Kriechparameter resultiert hieraus ein linearer Zusammenhang zwischen \bar{G}_k und σ_v mit k_1 als Steigung und \bar{G}_k^* als Achsenabschnitt. Rechnerisch erfolgt die Bestimmung von k_1 und \bar{G}_k^* entsprechend Bild 4.23 durch Logarithmieren von Gl. (4.24).

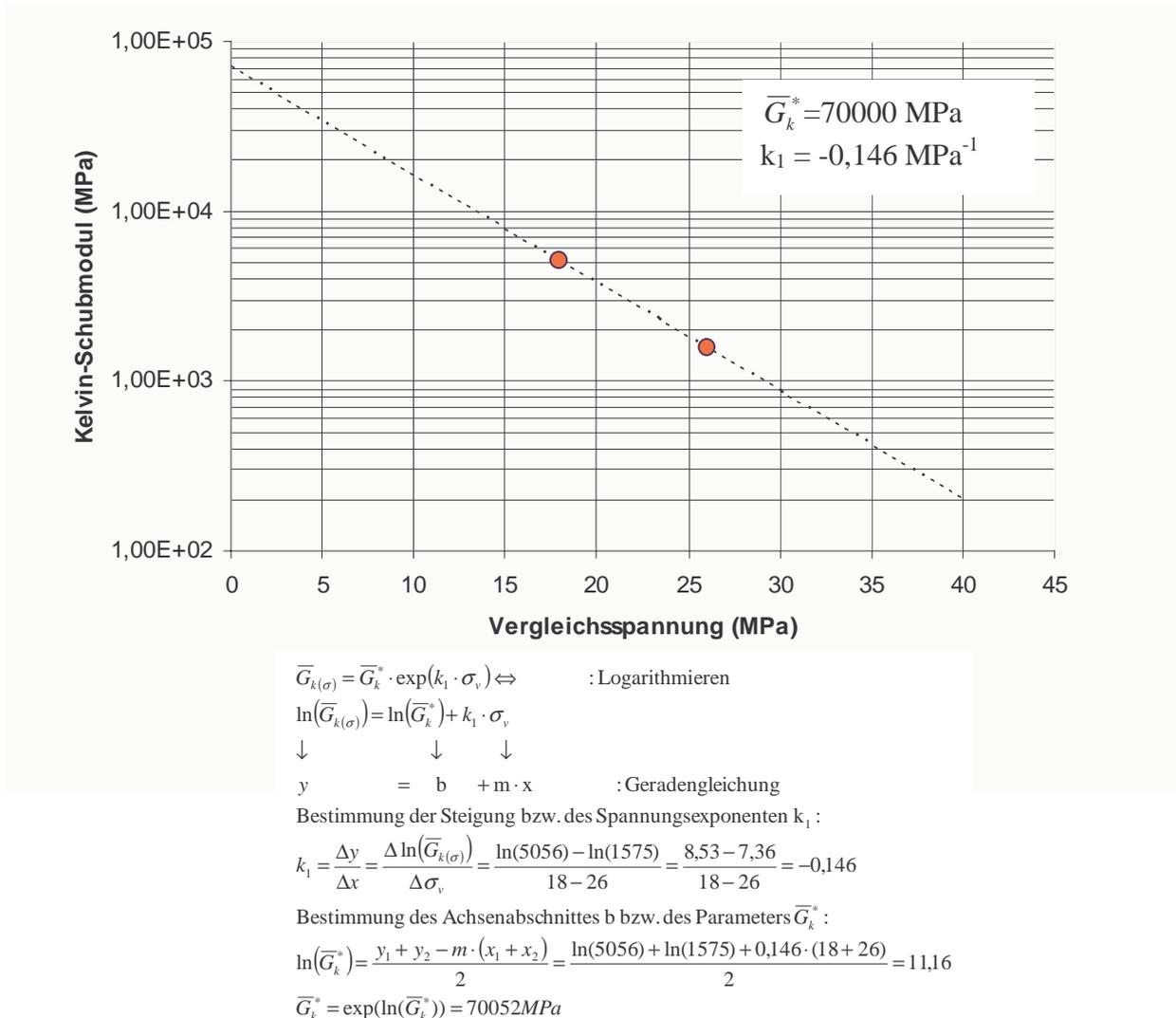


Bild 4.23: Bestimmung der Parameter k_1 und \bar{G}_k^* aus Versuchswerten Asse-223

Der Kelvin-Viskositätsmodul $\bar{\eta}_k$ ist abhängig vom Kelvin-Schubmodul, der Vergleichsspannung und der transienten Kriechverzerrung (Dehnungsverfestigungsansatz / strain hardening). Seine Ermittlung erfolgt rechnerisch mit Gleichung Gl. (4.25):

$$\bar{\eta}_{k(\sigma)} = \frac{\bar{G}_{k(\sigma)} \cdot t}{\ln(1 - \varepsilon_1^{tr} \cdot \frac{\bar{G}_{k(\sigma)}}{\sigma_v})} \quad (4.25)$$

mit



σ_v Vergleichsspannung, (MPa)

ε_1^{tr} transiente Kriechverzerrung zum Zeitpunkt t, (-)

$\bar{G}_{k(\sigma)}$ Kelvin-Schubmodul, (MPa)

$\bar{\eta}_{k(\sigma)}$ Kelvin-Viskositätsmodul, (MPa d)

Während der Kelvin-Schubmodul und die Vergleichsspannung unmittelbar aus den Ergebnissen der Kriechversuche bestimmt werden können, ist die Ermittlung der transienten Kriechverzerrung ε_1^{tr} lediglich indirekt über eine Rückrechnung entsprechend Gl. (4.26) möglich. Dazu wird die gesamte im Versuch gemessene Kriechverzerrung für einen definierten Zeitpunkt aus der Versuchskurve abgelesen und um den Betrag der zu diesem Zeitpunkt rechnerisch ermittelten stationären Kriechverzerrung ε^{st} reduziert. Die rechnerische Ermittlung der stationären Kriechverzerrung zum Zeitpunkt t erfolgt mit Gleichung Gl. (4.27):

$$\varepsilon_1^{tr} = \varepsilon_1^v - \varepsilon_1^{st} \quad (4.26)$$

$$\varepsilon_1^{st} = \frac{\sigma_v}{\bar{\eta}_{M(\sigma, T)}} \cdot t \quad (4.27)$$

Bild 4.24 zeigt exemplarisch für den Versuch Asse-223 die Bestimmung des Kelvin-Viskositätsmoduls aus den Versuchswerten.

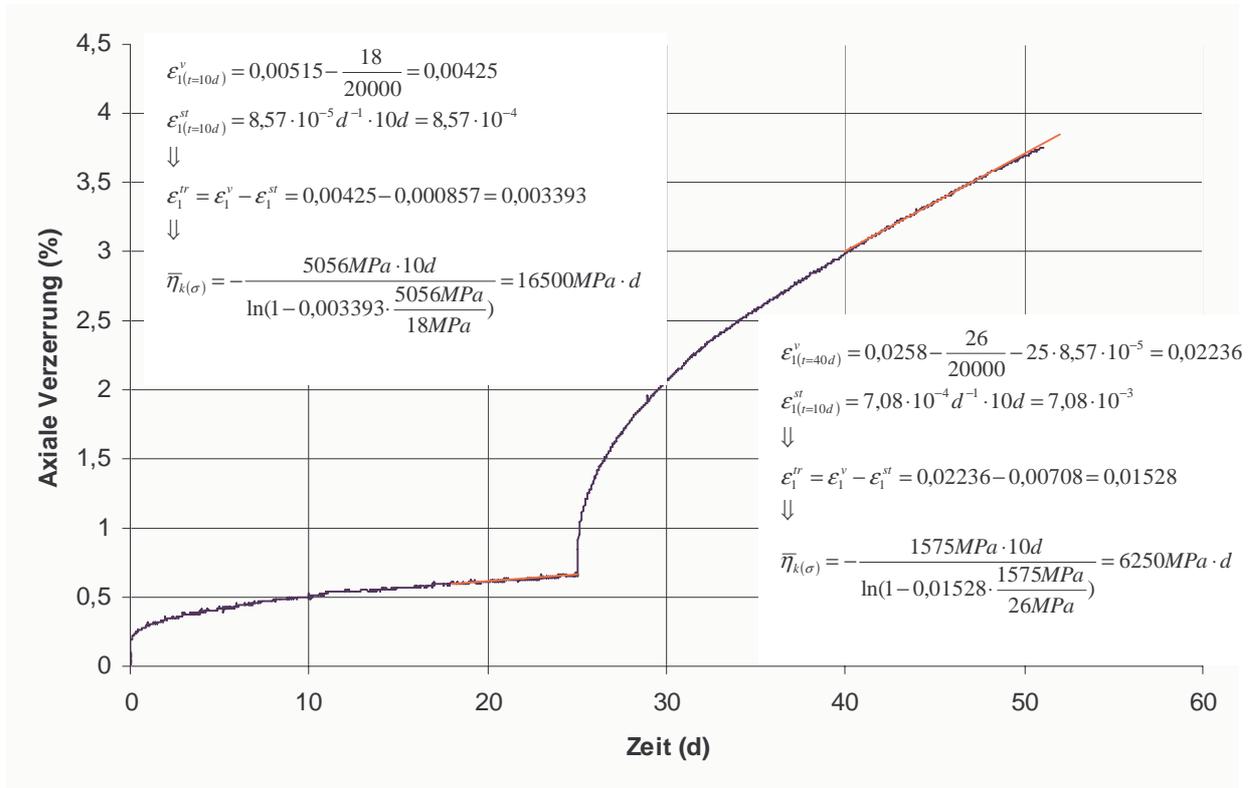


Bild 4.24: Bestimmung von $\bar{\eta}_{k(\sigma)}$ aus Versuchswerten

Für die Berechnung des Exponenten k_2 werden die entsprechend Bild 4.24 bestimmten Kelvin-Viskositätsmoduli in einer halblogarithmischen Darstellung über der Vergleichsspannung aufgetragen. Entsprechend der exponentiellen Ansatzfunktion

$$\bar{\eta}_{k(\sigma)} = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp(k_2 \cdot \sigma_v) \quad (4.28)$$

folgen aus der durch lineare Regression ermittelten Ausgleichsgerade durch die Wertepaare $\ln(\bar{\eta}_{k(\sigma)})$ und σ_v als Steigung der Spannungsexponent k_2 und als Achsenabschnitt der Kennwert $\bar{\eta}_k^*$. Bild 4.25 zeigt exemplarisch für den Versuch Asse-223 die Bestimmung von k_2 und $\bar{\eta}_k^*$.

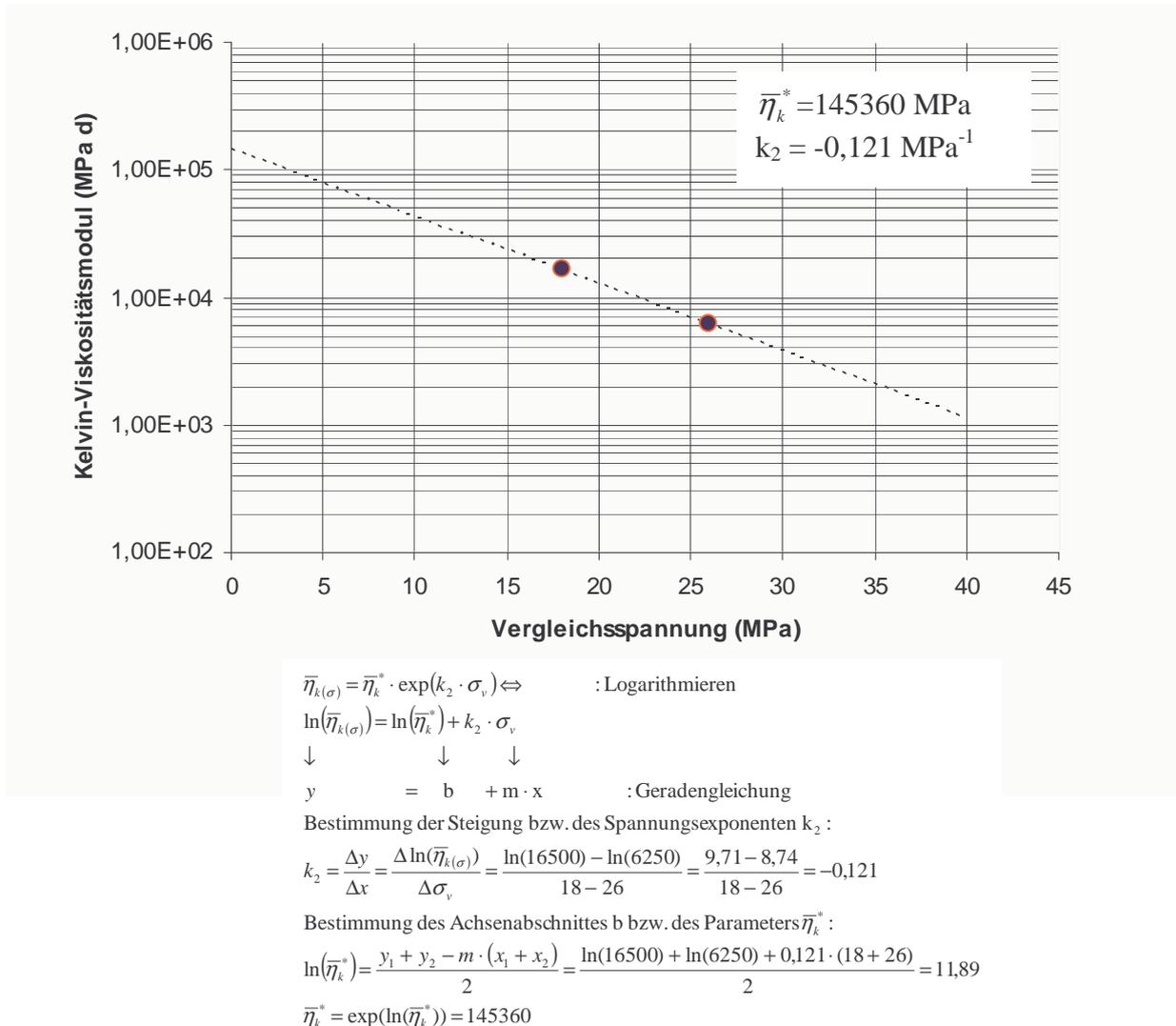


Bild 4.25: Bestimmung der Parameter k_2 und $\bar{\eta}_k^*$ aus Versuchswerten

4.3.3.3.1 Gegenüberstellung berechneter und gemessener Kriechverformungen

Zur Überprüfung, inwieweit die für den Versuch Asse-223 abgeleiteten Kriechparameter geeignet sind, dass schädigungsfreie Kriechen der ersten und zweiten Laststufe abzubilden, sind in Bild 4.26 die Messwerte den mit Gl. (4.18) berechneten Kriechverzerrungen gegenübergestellt. Die analytische Berechnung der zeitbezogenen Kriechverzerrung erfolgt dabei durch eine inkrementelle Integration der zeitlich veränderlichen Verzerrungsrate über die Zeit. Hierzu wird zunächst die Verzerrungsrate entsprechend Gl. (4.18) für ausgewählte Zeitpunkte ermittelt. Das durch jeweils zwei aufeinander folgende Zeitpunkte definierte Zeitinkrement multipliziert mit der zugehörigen Verzerrungsrate ergibt schließlich ein Verzerrungsinkrement. Aus der Summa-



tion der Verzerrungsinkremente kann dann die versuchstechnisch ermittelte Verzerrungs-Zeit-Kennlinie rechnerisch ermittelt und den Messwerten gegenübergestellt werden.

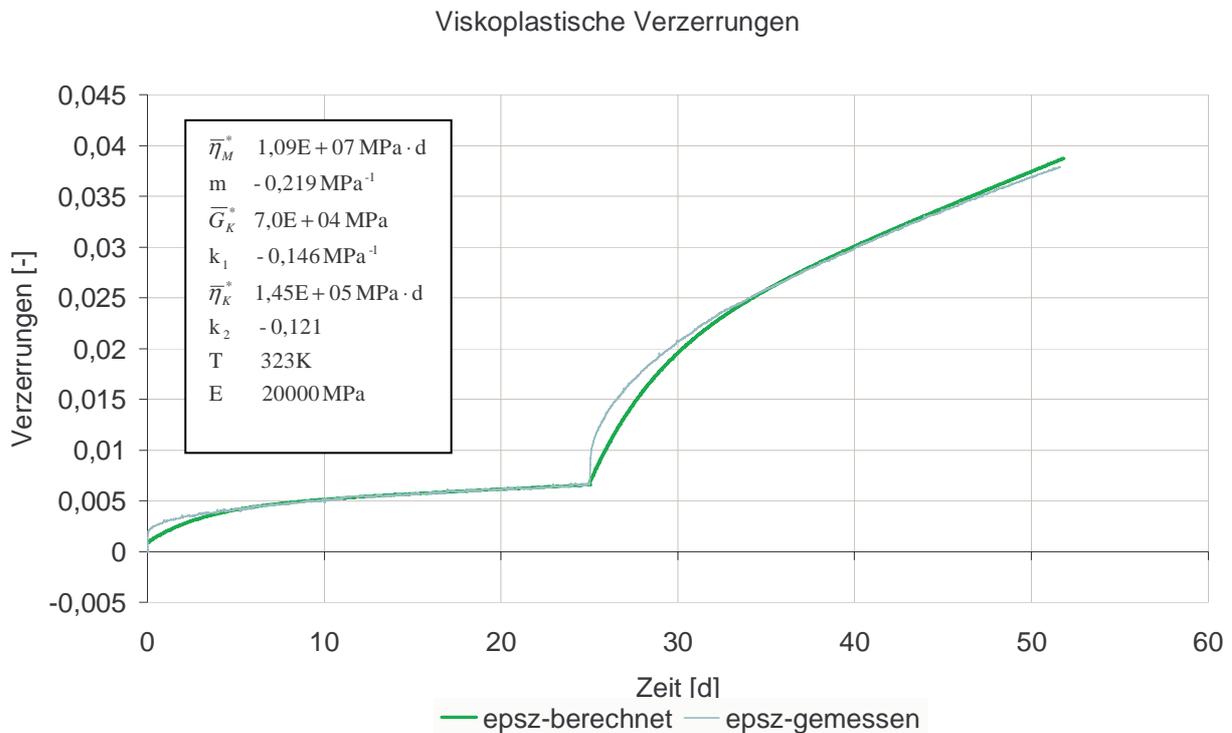


Bild 4.26: Gegenüberstellung berechneter und gemessener Kriechverzerrungen (Versuch Asse-223)

Deutlich zu erkennen ist aus Bild 4.26, dass bei Bestimmung der stationären und transienten Kriechparameter an jeweils einem Prüfkörper die berechneten und gemessenen Kriechverzerrungen annähernd identisch sind. Damit ist ausgesagt, dass bei Ableitung der Kriechparameter aus den Messergebnissen eines Einzelversuches das schädigungsfreie Kriechen des jeweiligen Prüfkörpers für beliebige Beanspruchungen sehr exakt berechnet werden kann, da die bei alternativer Ableitung der Kriechparameter als Mittelwerte aus mehreren Versuchen mit jeweils einer Laststufe resultierende Streuung eliminiert ist. Von besonderer Bedeutung ist diese Beobachtung für die Ableitung der Parameter für das schädigungsinduzierte Kriechen, da entsprechend Gl. (4.17) als wesentliche Voraussetzung hierfür eine Diversifizierung der gesamten Kriechrate bzw. Kriechverzerrung in schädigungsfreie Anteile und schädigungsinduzierte Anteile erfolgen muss. Angesichts der natürlichen Streubreite des Kriechvermögens von Steinsalz kann die Trennung



der gesamten im Versuch ermittelten Kriechverzerrung in schädigungsfreie Anteile einerseits und schädigungsinduzierte Anteile andererseits nur dann mit hinreichender Genauigkeit erfolgen, wenn die schädigungsfreien Verzerrungsanteile exakt quantifiziert werden können.

Die Quantifizierung der schädigungsinduzierten Kriechrate zeigt phänomenologisch Bild 4.27. Aufgetragen sind in Bild 4.27 die messtechnisch für den Versuch Asse-223 ermittelten Kriechverzerrungen für die erste, zweite und dritte Laststufe. Deutlich zu erkennen ist, dass eine Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Kriechverzerrungen für die schädigungsfreien Laststufen 1 und 2 ausgewiesen wird, während für die dritte Laststufe mit einer Beanspruchung oberhalb der Dilatanzfestigkeit (Beanspruchung im Dilatanzregime) die gemessenen Kriechverzerrungen signifikant größer sind als die unter der Annahme eines ungeschädigten Prüfkörpermaterials berechneten Kriechverzerrungen.

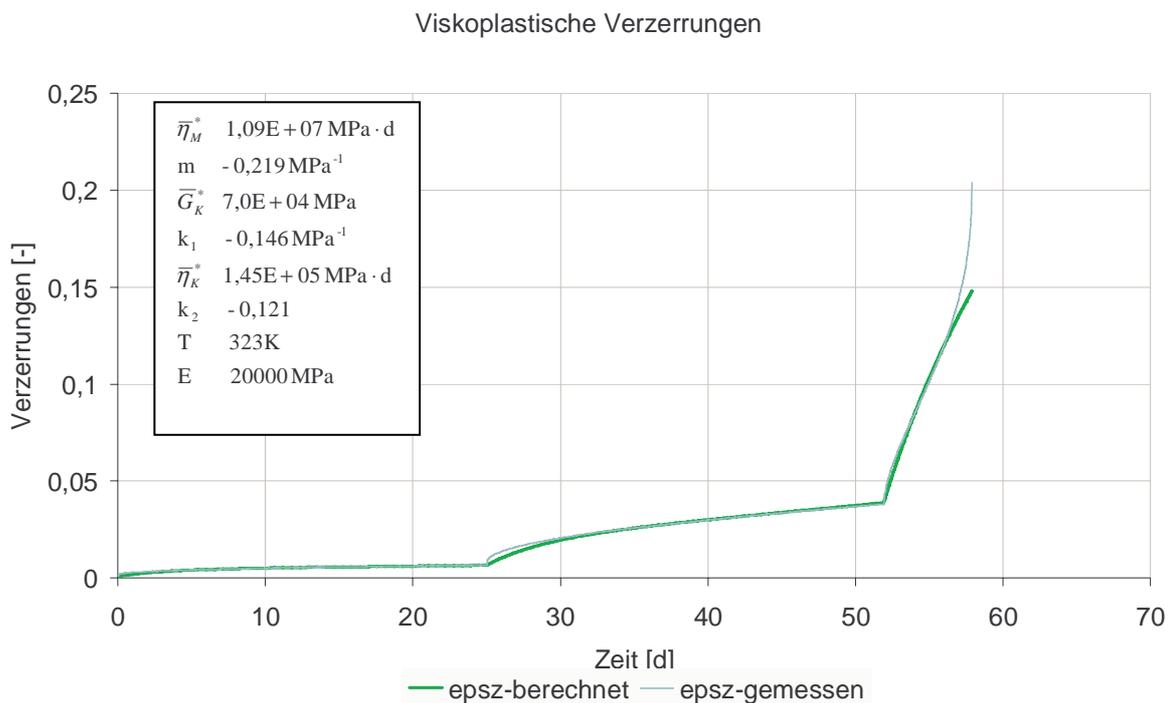


Bild 4.27: Gegenüberstellung berechneter und gemessener Kriechverzerrungen (Versuch Asse-223)



Ursächlich hierfür ist die schädigungsinduzierte Kriechrate. In Folge einer Beanspruchung oberhalb der Dilatanzfestigkeit resultieren im Prüfkörper Mikrofissuren (Risse, Poren) und in der Konsequenz eine Gefügestruktur, die gegenüber dem ungeschädigten Prüfkörpermaterial gekennzeichnet ist durch eine erhöhte Porosität. Das in seiner Gefügestruktur geschädigte Steinsalz mit erhöhter Porosität besitzt somit ein größeres Kriechvermögen als Steinsalz mit ungeschädigter Gefügestruktur. Zur Quantifizierung der schädigungsbedingten Kriechverzerrungen erfordert das Stoffmodell *Hou/Lux* – wie nachstehend dokumentiert – die Bestimmung der Stoffmodellkennwerte a_0 , a_1 , a_2 , a_3 , a_{15} , a_{16} , und a_{17} .

4.3.4 Kennwerte zur Charakterisierung der schädigungsinduzierten Kriechrate

Die Parameter a_1 bis a_3 dienen in Verbindung mit der Dilatanzfestigkeit der rechnerischen Ermittlung der so genannten schädigungsinduzierten Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^d$. Zur Erläuterung der schädigungsinduzierten Kriechrate kann der mit Gleichung (4.29) gegebene Zusammenhang herangezogen werden:

$$\dot{\epsilon}_{1Hou/Lux}^d = \dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_{1ODS}^v \quad (4.29)$$

Darin ist $\dot{\epsilon}_1$ die im Versuch gemessene gesamte Kriechrate und $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$ die unter Berücksichtigung der in Folge Dilatanz abnehmenden tragenden Querschnittsfläche ermittelte transiente und stationäre Kriechrate entsprechend dem Stoffmodell *Lubby2*. Rechnerisch wird $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$ gemäß

Gleichung (4.30) durch Multiplikation von *Lubby2* bzw. *Hou/Lux-ODS* mit $\frac{\sigma_v}{(1-D)}$ erhalten:

$$\dot{\epsilon}_{1ODS}^v = \dot{\epsilon}_1^{tr} + \dot{\epsilon}_1^{st} = \left[\frac{1}{\bar{\eta}_{k(\sigma)}} \cdot \left\{ 1 - \frac{\epsilon_1^{v,t} \cdot \bar{G}_k(\sigma)}{\frac{\sigma_v}{(1-D)}} \right\} + \frac{1}{\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}} \right] \cdot \frac{\sigma_v}{(1-D)} \quad (4.30)$$

Darin ist D die so genannte Schädigung. Im Stoffmodell *Hou/Lux* ist ihre Intensität definiert durch die Volumenänderung ϵ_{vol} und die Änderung der Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p :

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \epsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \epsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad (4.31)$$



mit

- v_{s0}, v_{p0} Schallwellengeschwindigkeit (ungeschädigt) der p-/s-Wellen in m/s
 v_p, v_s aktuelle Schallwellengeschwindigkeit (geschädigt) der p-/s-Wellen in m/s
 D Schädigung, -
 ε_{vol} Volumenänderung, (Dilatanz - / Kontraktanz +)

Die schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$, d.h. die Differenz zwischen der messtechnisch ermittelten gesamten Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1$ und der unter Berücksichtigung der abnehmenden tragenden Querschnittsfläche berechneten Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{10DS}^v$ ist mit Gleichung (4.32) gegeben:

$$\dot{\varepsilon}_1^d = a_3 \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \quad (4.32)$$

Darin bedeuten:

- $\dot{\varepsilon}_1^d$ schädigungsinduzierte Kriechrate (-)
 a_{1-3} Stoffmodellparameter
 D Schädigung (-) entsprechend Gl. (4.30)
 F^{ds} Fließfunktion (MPa)

$$F^{ds} = \sqrt{3J_2} - \eta_{dil}(\sigma_3) \cdot \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k(\sigma_3, \theta) \quad (4.33)$$

$$\Leftrightarrow F^{ds} = \sqrt{3J_2} - (1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \sigma_3)) \cdot (a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)) \cdot k(\sigma_3, \theta)$$

Zum besseren Verständnis der Parameter a_1 bis a_3 bzw. ihrer Ableitung aus Laborversuchen sind einige grundlegende Ausführungen zur Kennwertermittlung und zur Bedeutung der Parameter innerhalb des Stoffmodells *How/Lux-MDS* erforderlich.

Das Stoffmodell *How/Lux* unterteilt die im Laborversuch gemessene bzw. die bei Anwendung des Stoffmodells im Rahmen numerischer Berechnungen berechnete Kriechrate in drei Bestandteile:



Teil 1: stationäre und transiente Kriechrate in Folge deviatorischer Beanspruchungen ohne Dilatanz

Teil 2: stationäre und transiente Kriechrate in Folge Reduktion der tragenden Querschnittsfläche

$$\sigma_v = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(1 - D)}$$

Teil 3: Kriechrate in Folge Schädigung

Während eine Abgrenzung des Teils 1 ohne weitere Erläuterungen plausibel erscheint, erfordert die Abgrenzung von Teil 2 und Teil 3 weitere Erläuterungen.

Der mit Teil 2 beschriebene Anteil an der gesamten Kriechrate berücksichtigt ausschließlich, dass in Folge einer Schädigung des Materials Mikrofissuren und Risse entstehen, die von der Gesamtfläche des tragenden Querschnitts zu subtrahieren sind. Formal erfolgt diese Subtraktion

durch die Erhöhung der deviatorischen Belastung mittels $\sigma_v = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(1 - D)}$. Durch diese Erhöhung

der deviatorischen Belastung unberücksichtigt bleibt, dass das Material in Folge der Schädigung in seiner Struktur geschwächt wird, d.h. der Mineralverband ein geändertes mechanisches Verhalten ausweist. Die Schwächung der Struktur in Folge Schädigung führt zu einer Erhöhung der Kriechrate. Diese Erhöhung der Kriechrate wird durch die schädigungsinduzierte Kriechrate (Teil 3) erfasst.

Grundsätzlich gilt: Je größer die in Folge Schädigung induzierte Kriechrate ist, desto größer ist a_2 (großes $a_2 \rightarrow$ große schädigungsinduzierte Kriechrate).

Voraussetzung für die Bestimmung von a_2 ist die Durchführung eines TCc-Versuchs unter dilatanten Beanspruchungsrandbedingungen mit messtechnischer Erfassung der Prüfkörperdilatanz.

Ausgangspunkt für die Bestimmung der schädigungsinduzierten Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^d$ ist die mit Gleichung (4.34) gegebene Abhängigkeit:

$$\dot{\epsilon}_{1Hou/Lux}^d = \dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_{1ODS}^v \quad (4.34)$$

In Gleichung (4.34) ist die gesamte im Versuch gemessene Kriechrate $\dot{\epsilon}_1$ durch die Messwerte gegeben. Die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{1ODS}^v$ kann – wie im vorherigen Abschnitt gezeigt – mit den Parametern für das Stoffmodell *Hou/Lux-ODS* berechnet werden. Im Ergebnis kann daher zu jedem Zeit-



punkt des Versuchs die schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^d$ ausgewiesen werden. Voraussetzung hierfür ist, dass sowohl die Kennwerte für die schädigungsfreie Kriechrate als auch die Kennwerte für die schädigungsinduzierte Kriechrate an demselben Prüfkörper bestimmt werden und durch eine zeitparallele online-Messung von Volumendilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit zu jedem Versuchszeitpunkt die Schädigung D entsprechend Gl. (4.31) bekannt ist.

4.3.4.1 Ermittlung von Parameter a_2

Für die Bestimmung von a_2 erfolgt zunächst eine Subtraktion der rechnerisch ermittelten Kriechrate $\dot{\epsilon}_{10DS}^v$ von der messtechnisch aufgezeichneten Kriechrate $\dot{\epsilon}_1$. Im Ergebnis der Subtraktion kann zu jedem Versuchszeitpunkt innerhalb der dritten Laststufe die schädigungsinduzierte Kriechrate des jeweiligen Versuchs quantifiziert werden. Bild 4.28 zeigt diese Vorgehensweise exemplarisch für Versuch Asse-223.

Für die Bestimmung von a_2 wird die schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\epsilon}_1^d$ in Gl. (4.35) eingesetzt:

$$\dot{\epsilon}_1^d = a_3 \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \Leftrightarrow \ln(\dot{\epsilon}_1^d) = \ln(a_3) + a_1 \cdot \ln(F^{ds}) - a_2 \cdot \ln(1-D)$$

Substitution von

(4.35)

$x = \ln(a_3) + a_1 \cdot \ln(F^{ds})$ liefert :

$$\ln(\dot{\epsilon}_1^d) = x - a_2 \cdot \ln(1-D)$$



Viskoplastische Verzerrungen

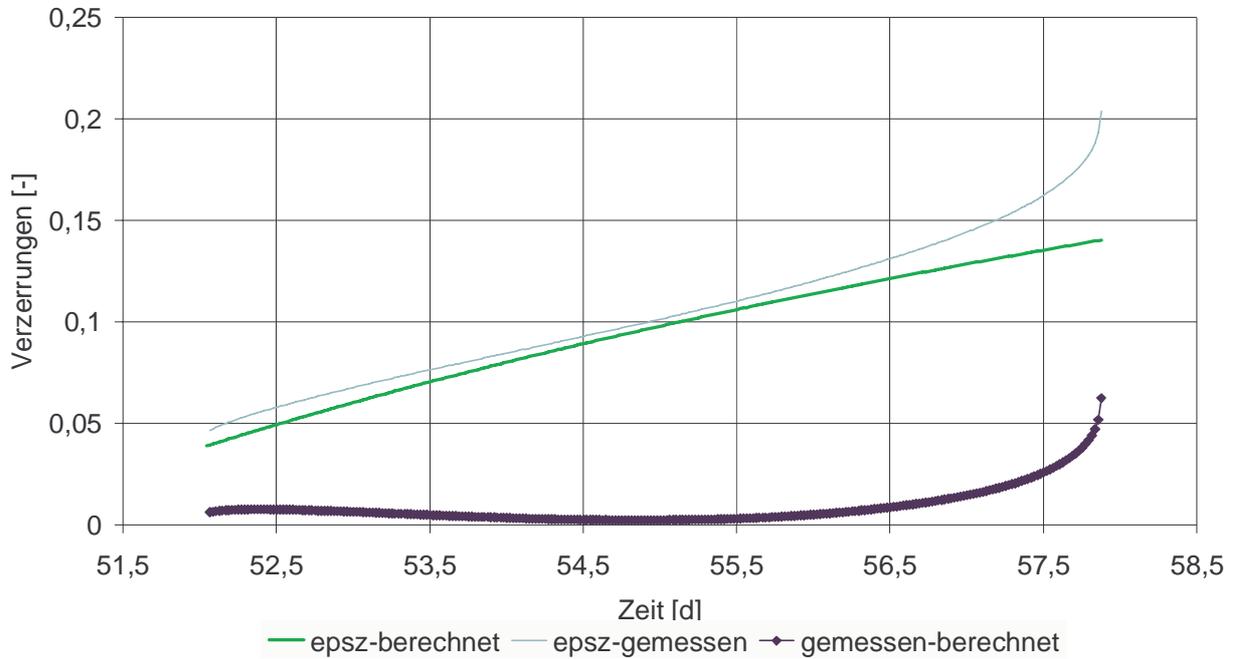


Bild 4.28: Gegenüberstellung berechneter und gemessener Kriechverzerrungen (Versuch Asse-223 – 3. Laststufe)

Gleichung (4.35) ist eine Geradengleichung mit x = Achsenabschnitt und a_2 = Steigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Werte $\ln(\dot{\epsilon}_1^d)$ über $-\ln(1-D)$ liefert als Steigung den Parameter a_2 . Dazu wird die in Bild 4.28 aufgetragene schädigungsinduzierte Kriechverformung („gemessen-berechnet“) logarithmiert und entsprechend Gleichung (4.35) über $\ln(1-D)$ aufgetragen (Bild 4.29). Eine lineare Regression dieser Rechenwerte liefert als Steigung den Kennwert a_2 .

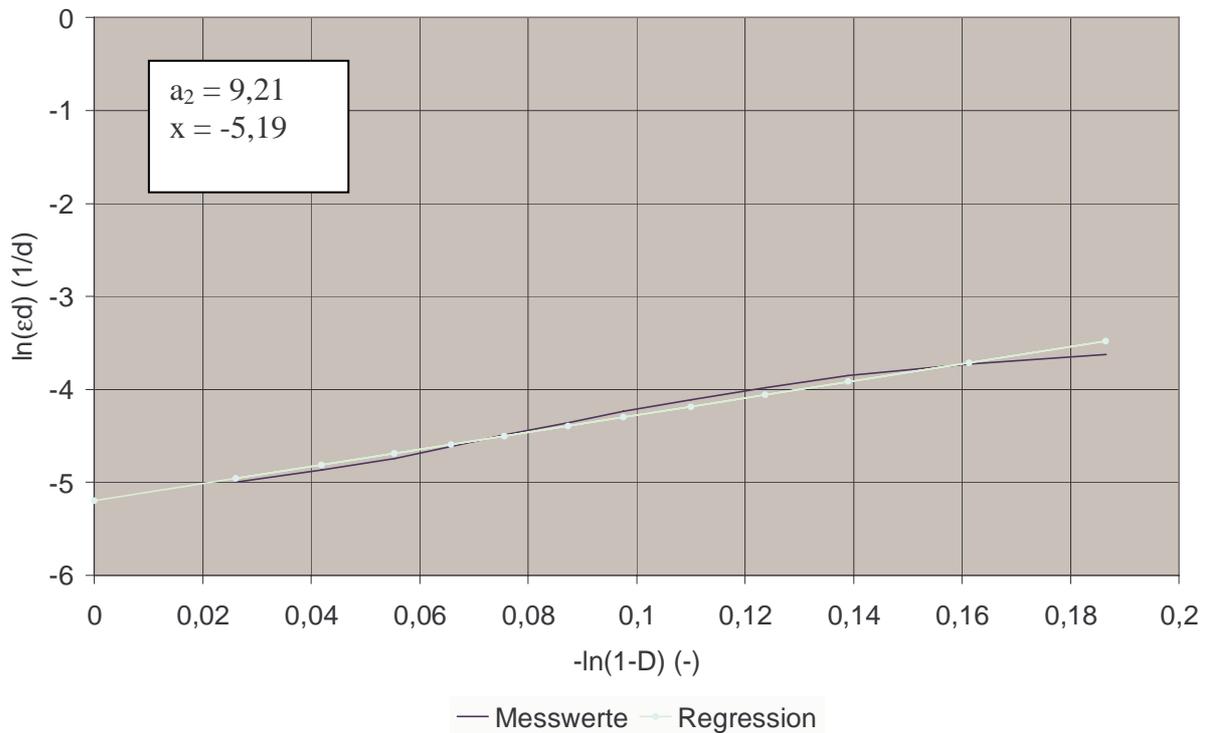


Bild 4.29: Bestimmung von a_2 für Versuch Asse-223

Vor dem Hintergrund, dass eine lineare Zunahme der schadigungsinduzierten Kriechverformung mit der Zeit zu einer konstanten schadigungsinduzierten Kriechrate führt, bleibt festzuhalten, dass $a_2 = 0$ wird für den Fall, dass die schadigungsinduzierte Kriechverformung linear mit der Zeit zunimmt und $a_2 > 0$ ist, wenn die schadigungsinduzierte Kriechrate überlinear mit der Zeit wächst. Der Parameter a_2 kann daher grundsätzlich über weite Bereiche streuen bzw. reagiert sehr sensitiv auf Änderung in der schadigungsinduzierten Kriechrate.



4.3.4.2 Ermittlung von Parameter a_1 und a_3

Mit den vorstehend bestimmten Kennwerten a_2 und x können die Parameter a_1 und a_3 berechnet werden. Dazu wird die mit Gl. (4.36) gegebene Substitutionsgleichung herangezogen:

$$x = \ln(a_3) + a_1 \cdot \ln(F^{ds}) \quad (4.36)$$

Gl. (4.36) ist eine Geradengleichung mit $\ln(a_3)$ als Achsenabschnitt und a_1 als Geradensteigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Werte x über $\ln(F^{ds})$ liefert als Steigung den Parameter a_1 und als Achsenabschnitt den Parameter a_3 . Die hierfür erforderliche Berechnung der Fließfunktion F^{ds} erfolgt mit Gl. (4.37):

$$F^{ds} = \sqrt{3J_2} - (1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \sigma_3)) \cdot (a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)) \quad (4.37)$$

Die Ableitung von a_1 und a_3 für die Lokation Asse zeigt exemplarisch Bild 4.30.

a4 (-)	0,9	Versuch Nr.	188	190	223
a5 (1/MPa)	0,16	sig3 (MPa)	1	1	2,5
a6 (MPa)	53	sig1 (MPa)	29	28	35,5
a7 (MPa)	27,6	η_{dil} (-)	0,23	0,23	0,40
		β (MPa)	32,55	32,55	39,96
a8 (1/MPa)	0,3	F^{ds} (MPa)	20,41	19,41	17,15
		$\ln F^{ds}$	3,02	2,97	2,84
a1 (-)	5,84	a2 (-)	7,40	7,47	9,21
		x	-4,14	-4,60	-5,20
		a3 (1/d)	1,61E-14	1,61E-14	2,75E-14

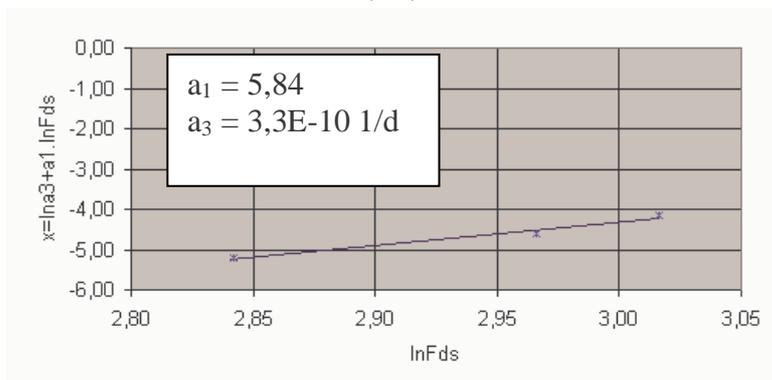


Bild 4.30: Bestimmung von a_1 und a_3 für Versuch Asse-223



Der Parameter a_1 ist sowohl von a_2 als auch von den Parametern a_4 bis a_8 abhängig. Ein Grenzwert für a_1 kann nicht angegeben werden. Der Parameter ist positiv und steht im Exponenten der Fließfunktion, so dass zu folgern ist, dass mit zunehmender Größe von a_1 die schädigungsinduzierte Kriechrate wächst.

Analog zu den Ausführungen für den Parameter a_1 gilt auch für den Parameter a_3 die Abhängigkeit von den Parametern a_4 bis a_8 sowie eine Abhängigkeit von den Parametern a_1 und a_2 . Als Grenzwert für den Parameter a_3 kann der Wert Null angegeben werden. Für den Fall $a_3 = 0$ ist die schädigungsinduzierte Kriechrate identisch Null.

4.3.4.3 Ermittlung von Parameter a_0

Der Parameter a_0 geht ein in die Bestimmungsgleichung (4.38) zur Berechnung der Volumenverzerrungsrate (Dilatanzrate):

$$\dot{\epsilon}_{vol} = -a_3 \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot [a_0 \cdot a_7 \cdot a_8 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)] \quad (4.38)$$

Entsprechend Gleichung (4.38) wird die Dilatanzrate identisch Null, wenn der Parameter a_0 identisch Null wird. Die Größe der Dilatanzrate wird bestimmt durch die schädigungsinduzierte Kriechrate und die Festigkeit des Materials. Für die rechnerische Ableitung des Parameters a_0 wird Gleichung (4.38) nach a_0 wie folgt aufgelöst:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{vol} &= -a_3 \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot [a_0 \cdot a_7 \cdot a_8 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)] \\ \Leftrightarrow & \\ \frac{\dot{\epsilon}_{vol} \cdot (1-D)^{a_2}}{\langle F^{ds} \rangle^{a_1} \cdot a_3 \cdot a_7 \cdot a_8 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)} &= -a_0 \end{aligned} \quad (4.39)$$

Anschließend ist Gleichung (4.39) für ausgewählte Messwerte $\dot{\epsilon}_{vol}, D$ zu lösen. Dabei werden regelmäßig die bereits für die Bestimmung von a_2 gewählten Versuchswertepaare verwendet. Die Berechnung von a_0 erfolgt dann als Mittelwert der ausgewählten Messwert-Wertepaare.

Als Beispiel für die Bestimmung von a_0 zeigt Tab. 4.1 das Ergebnis für Versuch Asse Nr. 223.



t (d)	Δt (d)	D (-)	ϵ_{vol} (1/d)	a_0
52,00				
52,5	0,5	0,0257	0,00603402	0,30133565
53,00	0,5	0,0410	0,00297233	0,11219355
53,5	0,5	0,0539	0,00284775	0,09294932
54,00	0,5	0,0637	0,00218059	0,0628385
54,5	0,5	0,0728	0,00377903	0,09889755
55,00	0,5	0,0836	0,00309019	0,07388966
55,5	0,5	0,0929	0,00422465	0,09067899
56,00	0,5	0,1041	0,00507778	0,09924876
56,5	0,5	0,1164	0,00518278	0,09031074
57,00	0,5	0,1298	0,0052978	0,08135501
57,5	0,5	0,1489	0,01026683	0,13695364
57,8	0,3	0,1701	0,02549646	0,27704566

Mw: a0	0,12647475
--------	------------

Tabelle 4.1: Bestimmung von a_0 für Versuch Asse-223

4.3.4.4 Ermittlung von Parameter a_{15} , a_{16} und a_{17}

Die Parameter a_{15} , a_{16} und a_{17} sind zur Präzisierung der so genannten kinetischen Gleichung (4.40) erforderlich:

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (4.40)$$

Zur Ableitung der Parameter a_{15} , a_{16} und a_{17} wird Gl. (4.40) logarithmiert:



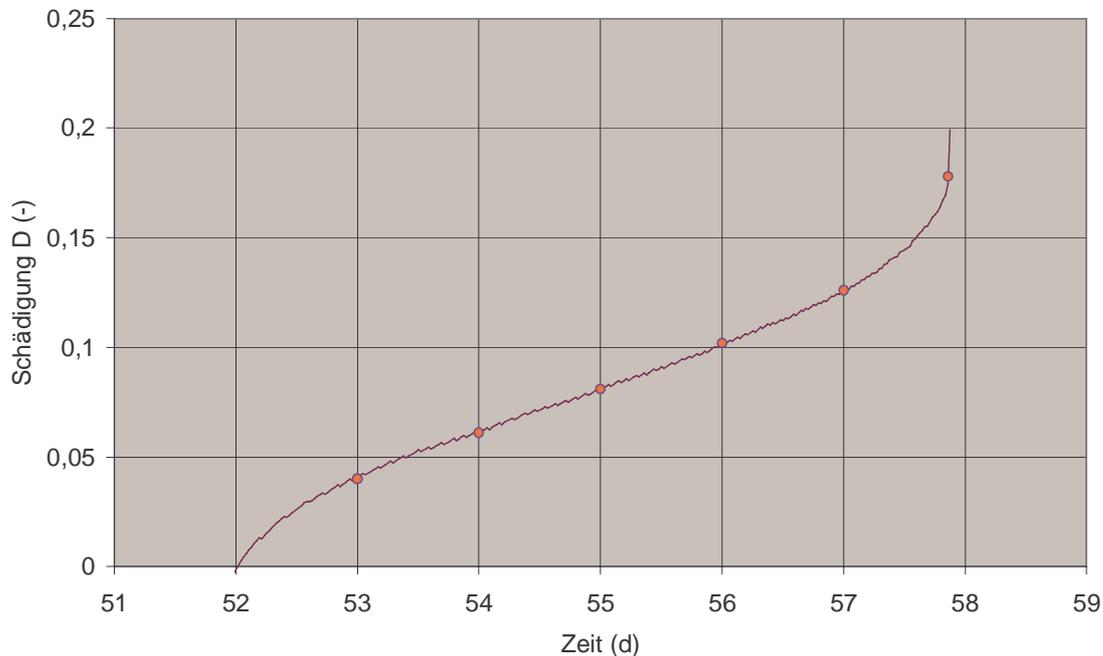
$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \Leftrightarrow \ln(\dot{D}) = \ln(a_{15}) + a_{16} \cdot \ln(F^{ds}) - a_{17} \cdot \ln(1-D) \quad (4.41)$$

Substitution von $\ln x = \ln(a_{15}) + a_{16} \cdot \ln(F^{ds})$ liefert :

$$\ln(\dot{D}) = \ln x - a_{17} \cdot \ln(1-D)$$

Gleichung (4.41) ist eine Geradengleichung mit $\ln x =$ Achsenabschnitt und $a_{17} =$ Steigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Werte $\ln(\dot{D})$ über $-\ln(1-D)$ liefert als Steigung den Parameter a_{17} . Die in Gl. (4.41) enthaltene Schädigung D kann wie bereits ausgeführt mit Gl. (4.31) aus den Versuchswerten berechnet werden.

Eine Auftragung ausgewählter Wertepaare der Schädigungsrate $\ln(\dot{D})$ über $-\ln(1-D)$ für den Versuch Asse-223 sowie den daraus ermittelten Parameter a_{17} zeigt exemplarisch Bild 4.31.



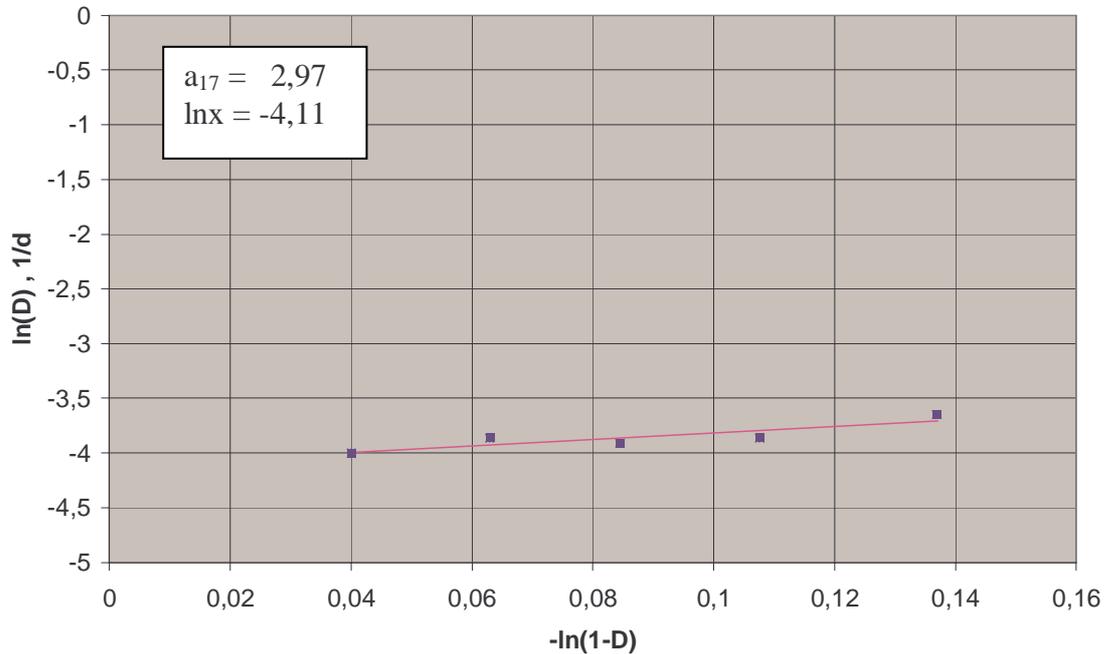


Bild 4.31: Bestimmung von a_{17} aus der für Versuch Asse-223 gemessenen Schädigung

Mit den vorstehend bestimmten Kennwerten a_{17} und $\ln x$ können die Parameter a_{15} und a_{16} berechnet werden. Dazu wird die mit Gl. (4.41) gegebene Substitutionsgleichung herangezogen:

$$\ln x = \ln(a_{15}) + a_{16} \cdot \ln(F^{ds}) \quad (4.42)$$

Gl. (4.42) ist wieder eine Geradengleichung mit $\ln(a_{15})$ als Achsenabschnitt und a_{16} als Geradensteigung, d.h. eine lineare Regression der in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragenen Werte $\ln x$ über $\ln(F^{ds})$ liefert als Steigung den Parameter a_{16} und als Achsenabschnitt den Parameter a_{15} . Die hierfür erforderliche Berechnung der Fließfunktion F^{ds} erfolgt mit Gl. (4.31).

Die Ableitung von a_{15} und a_{16} zeigt Bild 4.32 für drei ausgewählte Versuche der Lokation Asse.

a4 (-)	0,9	Versuch Nr.	188	190	223
a5 (1/MPa)	0,16	sig3 (MPa)	1	1	2,5
a6 (MPa)	53	sig1 (MPa)	29	28	35,5
a7 (MPa)	27,6	η_{dil} (-)	0,23	0,23	0,40



		β (MPa)	32,55	32,55	39,96
a8 (1/MPa)	0,3	F^{ds} (MPa)	20,41	19,41	17,15
		$\ln F^{ds}$	3,02	2,97	2,84
a1 (-)	2,59	a2 (-)	7,40	7,47	9,21
		$\ln x$	-3,87	-4,00	-4,50
		a3 (1/d)	8,49E-06	8,49E-06	7,10E-06

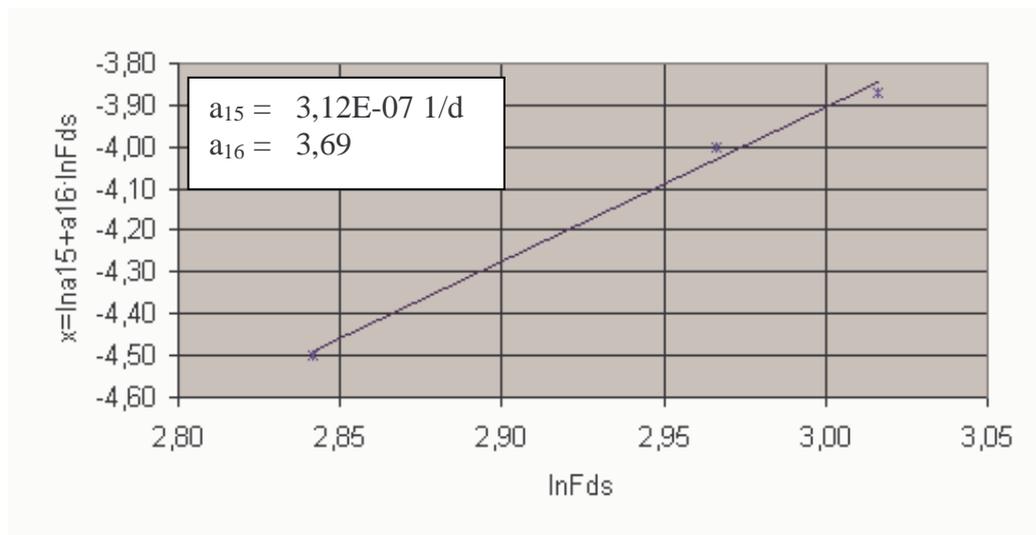


Bild 4.32: Bestimmung von a_{15} und a_{16} für Steinsalz der Lokation Asse

4.3.5 Zusammenstellung der Stoffparameter für das Schädigungsmodell *Hou/Lux* und Empfehlungen für das weitere Vorgehen

In der nachstehenden Tab. 4.2 sind für Steinsalz der Lokation Asse die auf der Grundlage von Labordaten abgeleiteten Stoffmodellparameter den bisher verwendeten Schätzwerten bzw. durch Backanalyse ermittelten Kennwerten gegenübergestellt. Ein Vergleich der Datensätze zeigt einerseits weitgehende Übereinstimmungen in der Größenordnung der abgeleiteten Kennwerte. Andererseits bleibt jedoch ausdrücklich darauf hinzuweisen, dass in Folge der exponentiellen Ansatzfunktionen im Stoffmodell *Hou/Lux* bereits geringfügige Änderungen der zahlenmäßigen Größe einzelner Parameter in einer signifikanten Änderung des rechnerischen Trag- und Verformungsverhalten resultiert.



<i>Laborversuche Asse Steinsalz</i>						<i>Referenz: Anpassung an axial gelochte</i>					
<i>Proben Nr. 223 – 188 - 190</i>						<i>Bohrkerne von Hou (1998b, 2001)</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>			<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$7,00 \cdot 10^4$	a_0	-	0,126	\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	1/35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,45 \cdot 10^5$	a_1	-	5,84	$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$1,09 \cdot 10^7$	a_2	-	9,21	$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,146	a_3	1/d	$3,3 \cdot 10^{-10}$	k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,121	a_4	-	0,9	k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,8
m	1/MPa	-0,219	a_5	1/MPa	0,15	m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,055
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0	l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	323	a_7	MPa	27,6	T	K	323	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,30				a_8	1/MPa	0,25
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d		a_9	-	1,0	\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	-	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa		a_{10}	1/MPa	0,25	k_{1E}	1/MPa	-	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K		a_{11}			l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	1,67
			a_{12}						a_{12}	d	$2,34 \cdot 10^3$
			a_{13}						a_{13}	-	$4,0 \cdot 10^3$
			a_{14}						a_{14}	-	1,14
			a_{15}	1/d	$3,12 \cdot 10^{-7}$				a_{15}	1/d	$1,12 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	3,69				a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	2,97				a_{17}	-	4,0

Tabelle 4.2: Zusammenstellung von Parametern für das Stoffmodell Hou/Lux - Lokation Asse



Bezüglich Qualität und Verlässlichkeit der vorliegenden Parameterdatensätze bleibt festzustellen, dass mit den Ausführungen in Abschnitt 4 erstmals in geschlossener Form die Ableitung der Materialparameter für das Schädigungsmodell *How/Lux* auf der Basis von Laborversuchen dokumentiert werden konnte. Dabei soll nicht unerwähnt bleiben, dass ungeachtet der Vielzahl durchgeführter Laborversuche einige der Kennwerte nach wie vor noch wenig abgesichert sind. Ursächlich hierfür sind einerseits die teilweise komplexen Abhängigkeiten der Materialparameter untereinander, wodurch eine auf den einzelnen Parameter abgestellte Analyse seiner natürlichen Streubreite nicht immer möglich ist. Andererseits ist zu berücksichtigen, dass bisher nur wenige der durchgeführten Versuche in jeder Hinsicht den Anforderungen des heutigen Wissensstandes genügen. Zu nennen sind hier insbesondere die mehrstufigen Kriechversuche mit online-Erfassung von Dilatanz und Schädigung zur Ableitung des schädigungsinduzierten Kriechens. Diese, vergleichsweise zeitintensive Versuchstechnik dokumentiert einerseits den aktuellen Entwicklungsstand zur laborativen Ermittlung des Schädigungsverhaltens natürlicher Salzgesteine. Bezüglich ihrer Verfügbarkeit ist jedoch andererseits zu berücksichtigen, dass erst gegen Ende der Vorhabenslaufzeit die Erkenntnisse zum grundsätzlichen Schädigungsverhalten, zur versuchstechnischen Realisierung triaxialer Langzeitversuche mit hoher Messgenauigkeit und zum optimalen Versuchsablauf das Ergebnis eines über die Dauer des Forschungsvorhabens kontinuierlich fortentwickelten Wissensstandes sind. In der Konsequenz ist von der Vielzahl der insgesamt durchgeführten Laboruntersuchungen lediglich ein Teil für die Bestimmung der Stoffmodellparameter verwendet worden. Davon unberührt ist jedoch die Einschätzung, dass durch das in Abschnitt 4 dokumentierte Prozedere zur Ableitung der Parameter *How/Lux* ein geeignetes und nunmehr ausgereiftes Auswerteverfahren zur lokationsbezogenen Ermittlung der Schädigungsparameter vorliegt.

Bezüglich der in Tab. 4.3 zusammengestellten Stoffmodellparameter *How/Lux* für Steinsalz der Lokation Sondershausen bleibt vor dem Hintergrund vorstehender Aussagen darauf hinzuweisen, dass die Kennwerte zur physikalischen Abbildung des transienten und stationären Kriechens auf der Grundlage einer Back-Analyse von Versuchsergebnissen erfolgte, die im Rahmen des Verbundforschungsvorhabens 02 C 1034 „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ durch das IfG-Leipzig zur Verfügung gestellt wurden. Die Diversifizierung der gesamten Kriechrate in schädigungsfreie



und schädigungsinduzierte Anteile erfolgt in Ermangelung durchgeführter Mehrstufenversuche zunächst in Analogie zu den Asse-Kennwerten.

<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$1,50 \cdot 10^4$	a_0	-	0,126
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,19 \cdot 10^5$	a_1	-	5,84
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,00 \cdot 10^8$	a_2	-	9,21
k_1	1/MPa	-0,121	a_3	1/d	$3,3 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,148	a_4	-	0,65
m	1/MPa	-0,200	a_5	1/MPa	0,08
l	1/K	0	a_6	MPa	58,0
T	K	298	a_7	MPa	30,0
			a_8	1/MPa	0,30
			a_9	-	1,0
			a_{10}	1/MPa	0,25
			a_{11}		
			a_{12}		
			a_{13}		
			a_{14}		
			a_{15}	1/d	$3,12 \cdot 10^{-7}$
			a_{16}	-	3,69
			a_{17}	-	2,97

Tabelle 4.3: Zusammenstellung von Parametern für das Stoffmodell Hou/Lux – Lokation Sondershausen



4.4 Laborative Untersuchungen zur Ermittlung des Verheilungsverhaltens natürlicher Salzgesteine

4.4.1 Versuchsaufbau und Versuchstechnik

Ziel der Laboruntersuchungen zur Verheilungsfähigkeit ist es aufzuzeigen, inwieweit und unter welchen Beanspruchungsbedingungen (Spannungsniveau, Spannungsrate, Spannungsgeometrie, Temperatur, etc.) Materialschädigungen in Form dilatanter Verformungen und Mikrofissuren zurückgebildet (verheilt) werden können. Die hierzu durchgeführten Laborversuche erfolgten auf den bereits in den Bildern 4.2 und 4.4 gezeigten Prüfanlagen. Dabei wird in der ersten Versuchsphase (= Schädigungsphase) ausgehend von einem versuchstechnisch vorgegebenem isotropen Spannungsniveau unter Konstanthaltung der Axialspannung die Mantelspannung kontinuierlich bis zu einem Niveau abgesenkt wird, bei dem die Dilatanzfestigkeit des Gesteins überschritten wird. Diese so genannte Schädigungsphase wird solange ausgehalten, bis das versuchstechnisch vorgegebene Schädigungsmaß (Dilatanzvolumen/Ultraschallwellengeschwindigkeit) erreicht ist. An die Schädigungsphase schließt sich eine weitere Versuchsphase (= Verheilungsphase) an. Die Rückbildung / Verheilung der zuvor induzierten Schädigungen erfolgt durch eine Anhebung des Manteldruckes bei konstantem Axialdruck. Sowohl das Niveau des Manteldruckes als auch die Rate der Drucksteigerung sind dabei grundsätzlich frei wählbar und orientieren sich an den versuchstechnischen Zielstellungen. Die für die Versuchsauswertung erforderliche messtechnische Erfassung von Axialstauchung, Axialspannung, Manteldruck, Volumendilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit erfolgt analog zu den in Abschnitt 3 dokumentierten Festigkeitsversuchen.

4.4.2 Versuchsauswertung

Ein exemplarisches Beispiel für die Auswertung der Verheilungsversuche zeigen die Bilder 4.33 und 4.34. Aus Bild 4.33 deutlich zu erkennen ist, dass unmittelbar nach Anhebung der Minimalspannung und damit auch nach Reduktion der deviatorischen Beanspruchung die Ultraschallwellengeschwindigkeiten als Indikator für die Intensität der Schädigung deutlich zunehmen (so genannte 1. Phase der Risschließung). Nach Abschluss der Manteldruckanhebung zeigt sich eine kontinuierliche Zunahme der Ultraschallwellengeschwindigkeiten auf einem gegenüber der 1. Phase der Risschließung reduziertem Niveau (so genannte 2. Phase der Rissverheilung).

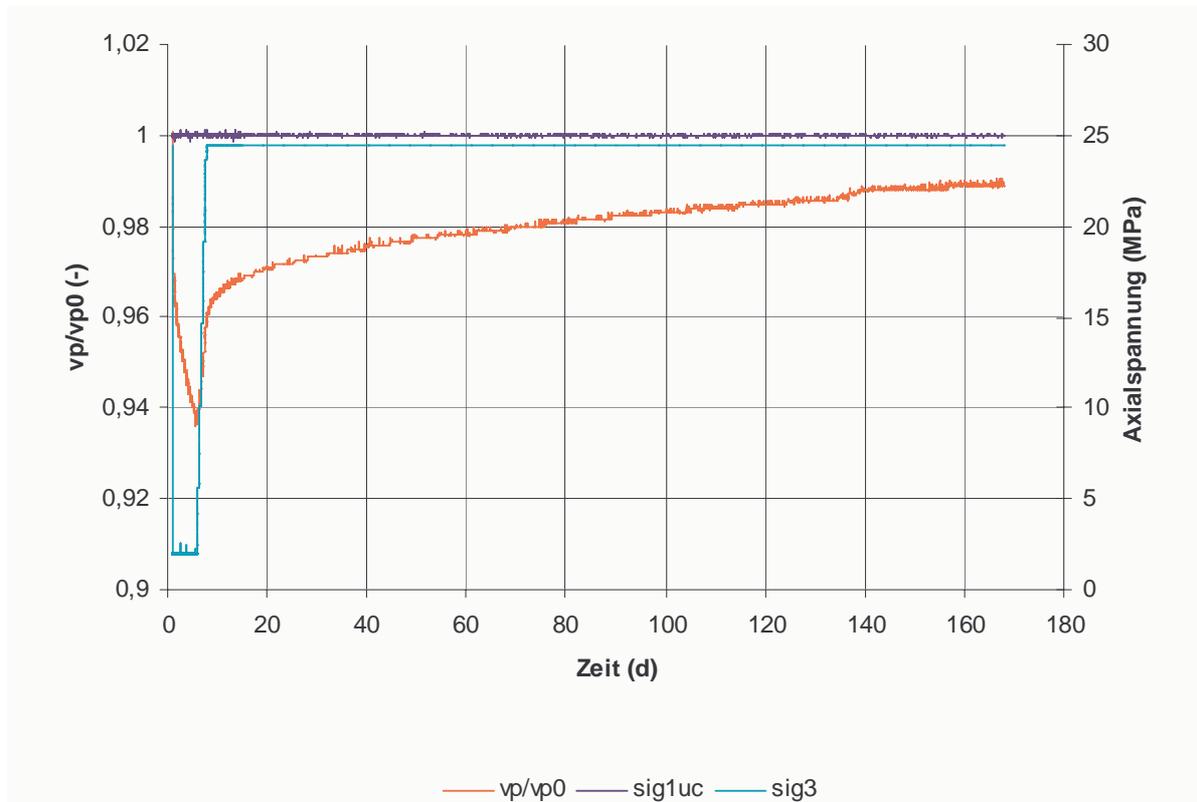


Bild 4.33: Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit nach Reduktion der deviatorischen Beanspruchung / in der Verheilungsphase

Zu einer gleich lautenden Aussage führt die Auftragung der versuchsbegleitend gemessenen Volumendeformation in Bild 4.34. Auch für die in der Schädigungsphase induzierte Dilatanz zeigt sich unmittelbar nach Reduktion der deviatorischen Beanspruchung eine signifikante Reduktion in der 1. Phase der Rissschließung und nach Abschluss der Manteldruckanhebung eine kontinuierliche Reduktion des Dilatanzvolumens auf einem gegenüber der 1. Phase der Rissschließung reduziertem Niveau in der 2. Phase der Rissschließung.

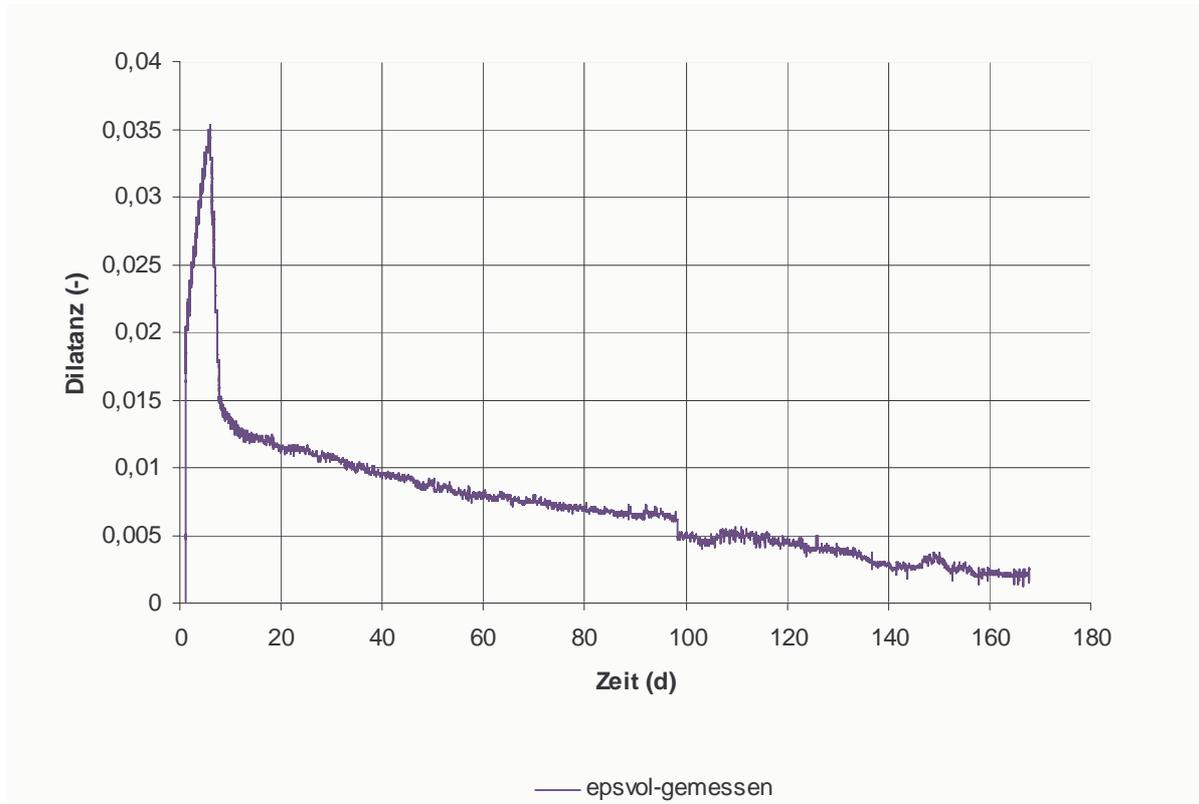


Bild 4.34: Rückbildung der Dilatanz bei Beanspruchungen unterhalb der Verheilungsgrenze

Die Quantifizierung der Verheilung bzw. der Schädigungsrückbildung erfolgt schließlich durch den dimensionslosen Kennwert D ($D =$ Schädigung) der entsprechend Gl. (4.31) bzw. Gl. (4.43) die Volumendilatanz und die Ultraschallwellengeschwindigkeit miteinander verknüpft.

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \cdot \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad (4.43)$$

Entsprechend der grafischen Auftragung in Bild 4.35 wird dazu aus den versuchsbegleitend aufgezeichneten Messwerten der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und der Volumendehnung die Schädigung D berechnet und über der Versuchszeit aufgetragen.

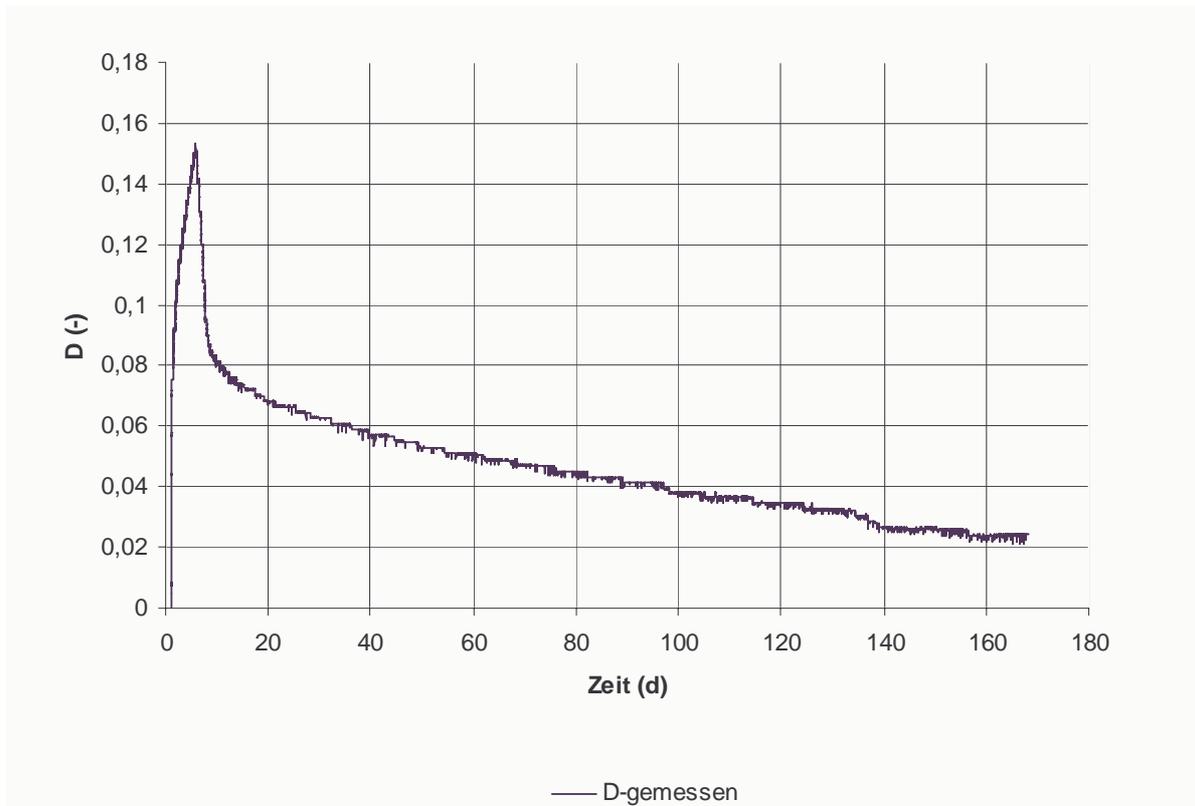


Bild 4.35: Rückbildung der Schädigung D im Verheilungsversuch

Die aus diesen Darstellungen abzuleitenden Stoffmodellparameter zur mathematisch-mechanischen Abbildung des Verheilungsverhaltens wie auch die Verifikation und Validation des Stoffmodellansatzes sind mit den entsprechenden Stoffmodellgleichungen in Abschnitt 5 dokumentiert.

4.4.3 Messergebnisse

Den Einfluss des Beanspruchungsniveaus auf die Verheilungseigenschaften von Salzgestein dokumentieren die Bilder 4.36 bis 4.38. Aufgetragen sind in den Bildern 4.36 bis 4.38 die bei variierten Verheilungsspannungen versuchsbegleitend ermittelten Werte für ϵ_{vol} , v_p/v_{p0} und D in der Verheilungsphase. Bei allen Versuchen erfolgte zunächst eine ca. eintägige isotrope Rekompaktion bei $\sigma_{1,2,3} = 50$ MPa mit nachfolgender Absenkung auf $\sigma_{1,2,3} = 30$ MPa. Anschließend wurde unter Konstanthaltung der Axialspannung die Mantelspannung auf $\sigma_{2,3} = 1$ MPa abgesenkt. Bei Erreichen einer Axialstauchung von $\epsilon_1 = 4$ % erfolgte schließlich eine Anhebung des Man-



teldruckes auf variierte Niveaus von $\sigma_{2,3} = 10, 15, 20, 25$ bzw. $29,5$ MPa. Die Erhöhung des Manteldrucks erfolgte mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min. Im Ergebnis der Auftragungen bleibt festzuhalten:

- (1) Die im Rahmen der Schädigungsphase erzeugte Dilatanz wird bei Anfahren der Verheilungsbeanspruchung bzw. nach Anhebung der Mantelspannung zurückgebildet.
- (2) Die Rückbildung der Dilatanz ist in der so genannten 1. Phase der Risschließung, d.h. unmittelbar nach Anhebung der Minimalspannung abhängig vom Beanspruchungsniveau. Je geringer die deviatorische Beanspruchung ist, desto größer ist die Reduktion der Dilatanz in der 1. Phase der Risschließung.
- (3) Ein signifikanter Einfluss der deviatorischen Beanspruchung auf die Volumenänderungsrate kann in der 2. Phase der Risschließung nicht beobachtet werden.
- (4) Die Zunahme der Ultraschallwellengeschwindigkeiten ist in der 1. Phase der Risschließung abhängig vom Beanspruchungsniveau. Je geringer die deviatorische Beanspruchung, desto geringer ist auch die Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit in der 1. Phase der Risschließung.

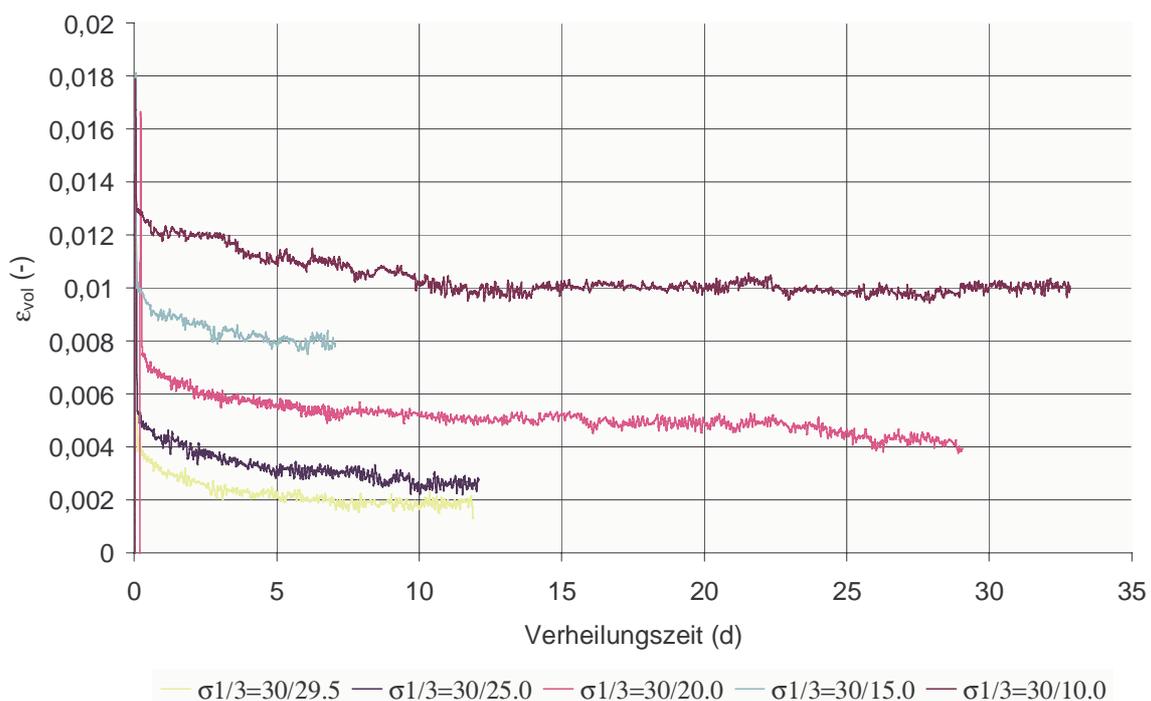


Bild 4.36: Volumenänderung bei variiertes Verheilungsspannung



- (5) Ein signifikanter Einfluss der deviatorischen Beanspruchung auf die zeitabhängige Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit kann in der 2. Phase der Rissschließung nicht beobachtet werden.
- (6) Die Rückbildung der Schädigung erfolgt in der 1. Phase der Rissschließung umso intensiver, je geringer die deviatorische Beanspruchung ist.
- (7) Ein signifikanter Einfluss der deviatorischen Beanspruchung auf die zeitabhängige Abnahme der Schädigung kann in der 2. Phase der Rissschließung nicht beobachtet werden.

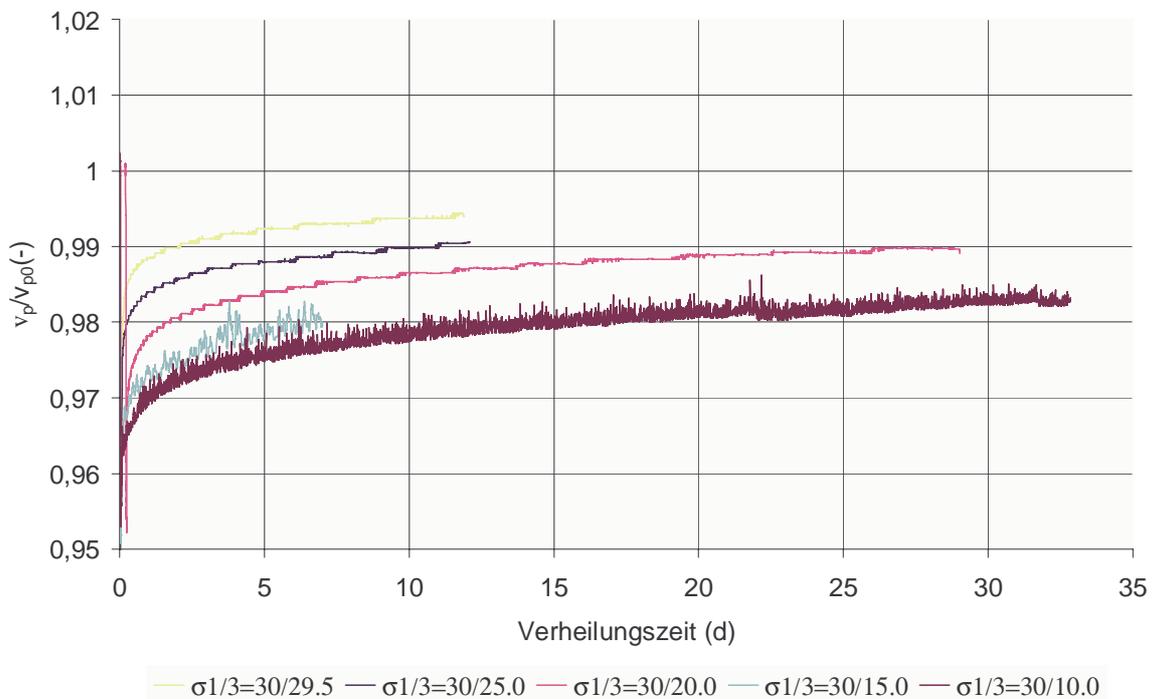


Bild 4.37: v_p/v_{p0} bei variiertem Verheilungsspannung

Zur Analyse, inwieweit die Verheilung der unter Kompressionsbeanspruchungen erzeugten Dilatanz durch axiale Dehnungen und/oder radiale Stauchungen erfolgt, zeigt Bild 4.39 eine vergleichende Auftragung der in der 2. Phase der Rissschließung gemessenen Axialverzerrung. In Verbindung mit der in Bild 4.36 gezeigten Volumenänderung kann daraus zunächst entnommen werden, dass unter isotroper Beanspruchung die Dilatanz anteilig durch eine axiale Dehnung und eine radiale Stauchung verheilt wird. Für die Versuche mit anisotroper Beanspruchung in der



Verheilungsphase zeigt Bild 4.39 eine mit der Größe der deviatorischen Kompressionsbeanspruchung ansteigende Stauchung.

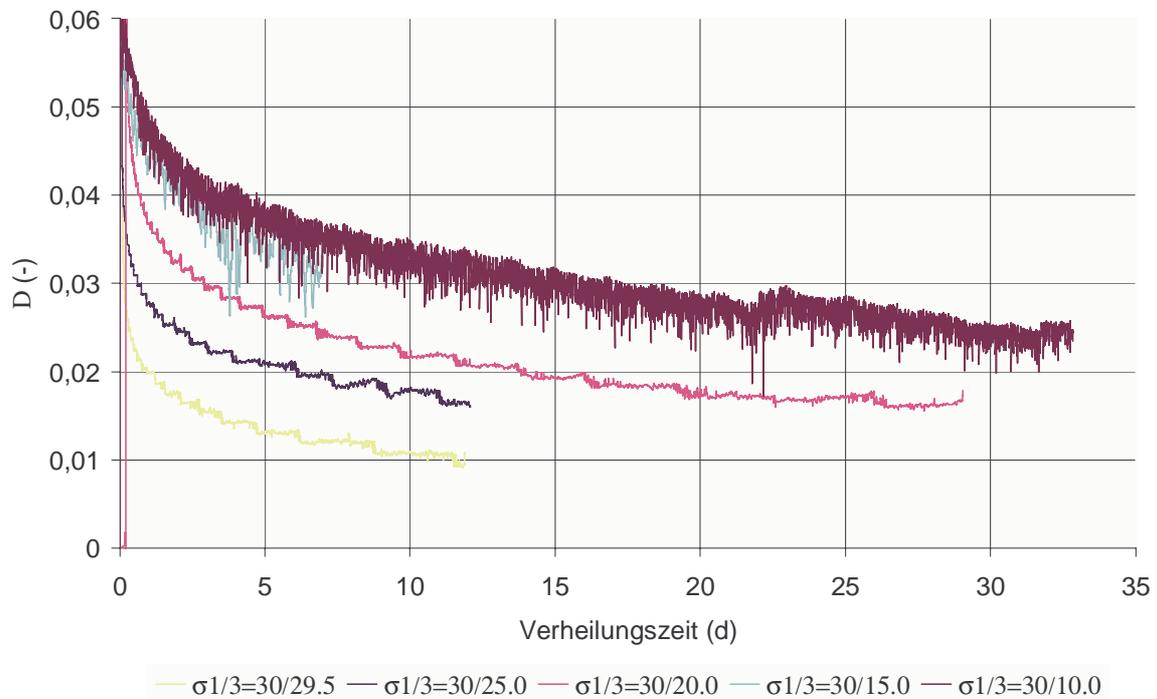


Bild 4.38: Schädigung D bei variiertter Verheilungsspannung

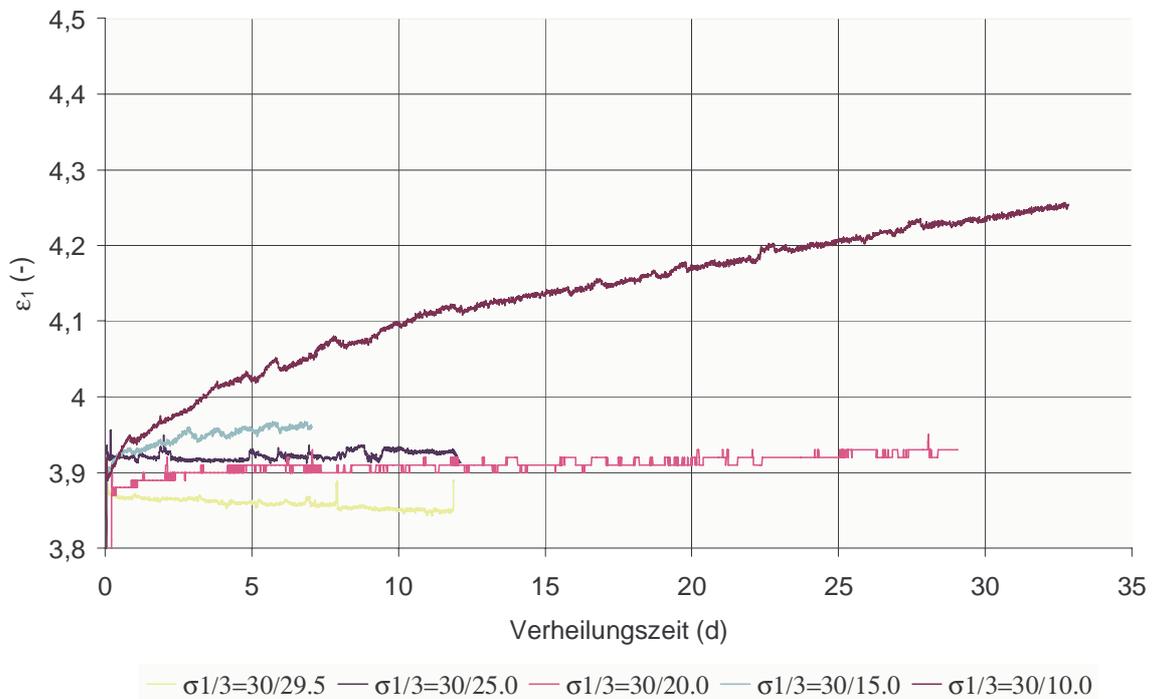


Bild 4.39: Axialverzerrung bei variiertter Verheilungsspannung



Ursächlich für diese zunächst widersinnig erscheinende Beobachtung ist der durch die deviatorische Beanspruchung induzierte stationäre Kriechanteil. Wird dagegen die messtechnisch ermittelte Axialverformung um den stationären Kriechanteil korrigiert, so zeigen auch die unter anisotropen Verheilungsspannungen durchgeführten Versuche eine anteilige Rückbildung der dilatanten Verformungen durch axiale Dehnungen und radiale Stauchungen. Angesichts der natürlichen Streuung der stationären Kriechrate von Salzgesteinen einer Lokation und Fazies von bis zu einer Zehnerpotenz bleibt daher zu empfehlen, laborative Untersuchungen zur Verheilung entweder unter isotropen Beanspruchungsrandbedingungen durchzuführen, oder durch wenigstens zwei vorgeschaltete Laststufen mit Beanspruchungen unterhalb der Dilatanzfestigkeit das Kriechvermögen des Prüfkörpers direkt zu bestimmen. Andernfalls ist nicht gewährleistet, dass die für die Abbildung des Verheilungsverhaltens erforderliche Richtungsabhängigkeit der Verzerrungen bestimmt werden kann.

Den signifikanten Einfluss des Spannungsniveaus auf die Verheilung zeigt Bild 4.40. Vergleichend aufgetragen sind in Bild 4.40 die messtechnisch ermittelten Volumenänderungen für einen unter $\sigma_1/\sigma_3 = 15/14,5$ MPa und einen unter $\sigma_1/\sigma_3 = 30/29,5$ MPa in der Verheilungsphase beanspruchten Prüfkörper.

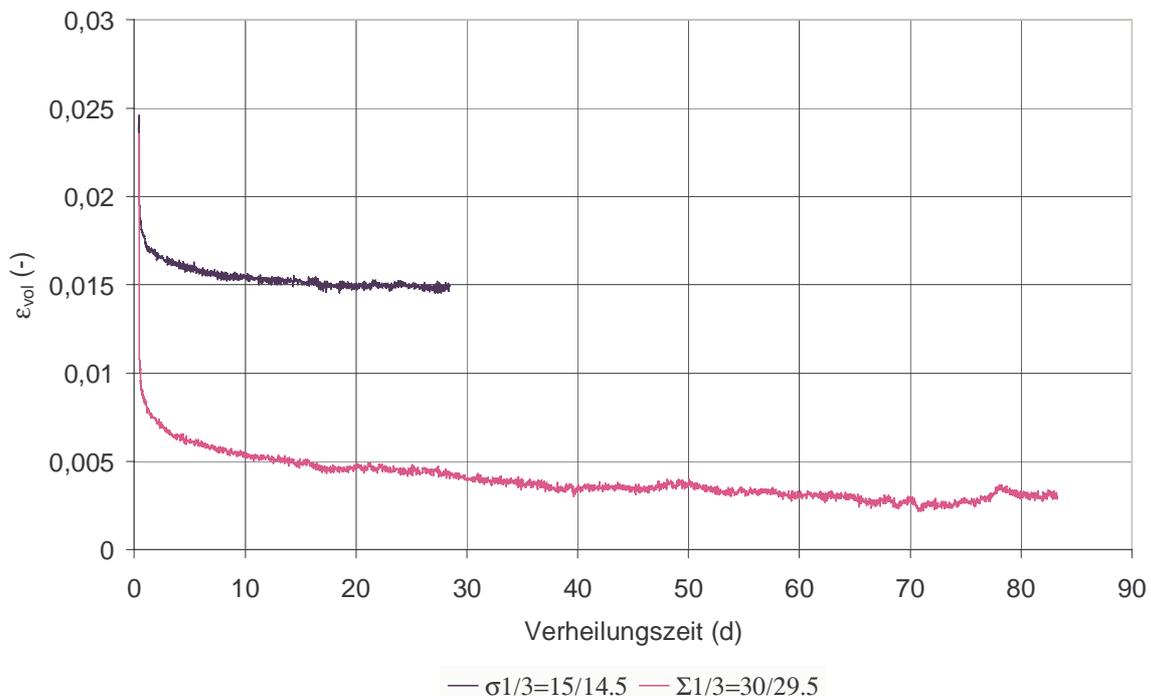


Bild 4.40: Verheilung dilatanter Verformungen bei variiertem isotropen Beanspruchung

Deutlich zu erkennen ist, dass das Spannungsniveau sowohl die Dilatanzreduktionen der 1. Phase der Risschließung als auch in der 2. Phase der Risschließung beeinflusst. In der ersten Phase resultiert aus der Erhöhung des isotropen Spannungsniveaus eine größere Dilatanzreduktion. In der 2. Phase der Risschließung zeigt sich mit Erhöhung des isotropen Spannungsniveaus eine größere Volumenänderungsrate. Die erforderliche Zeit bis zur vollständigen Verheilung dilatanter Verformungen ist somit umso kleiner, je größer das Beanspruchungsniveau ist. Zu einer gleich lautenden Aussage führt die Auftragung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten bzw. der mit Gl. (4.43) aus e_{vol} und v_p/v_{p0} berechneten Schädigung in Bild 4.41.

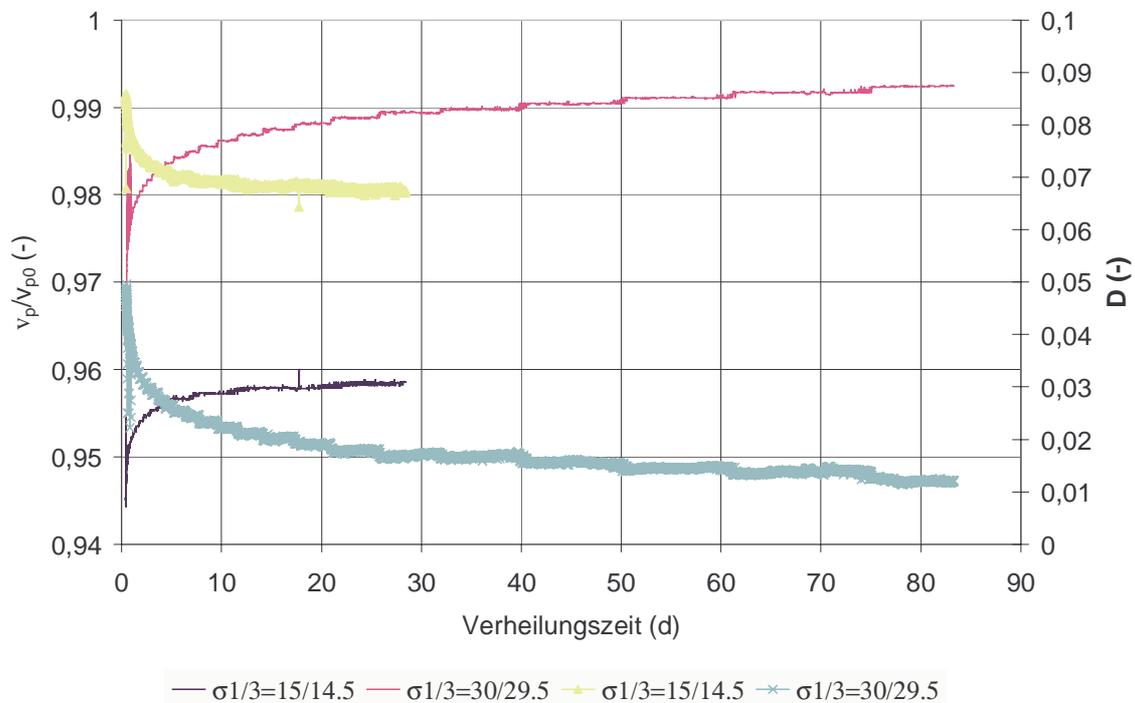


Bild 4.41: Reduktion der Schädigung und Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit bei variierter isotroper Beanspruchung

Den Einfluss der Spannungsrate auf die Dilatanzreduktion in der 1. und 2. Phase der Risschließung zeigt Bild 4.42. Aufgetragen sind in Bild 4.42 zwei Langzeitversuche, bei denen im Anschluss an das versuchstechnisch vorgegebene Dilatanzregime die Verheilungsspannung nicht wie bei den vorstehend dokumentierten Versuchen mit $\dot{\sigma}_1 = 1$ MPa/min sondern mit $\dot{\sigma}_1 = 1$ MPa/d angefahren wurde. Die Versuche zeigen, dass mit abnehmender Druckrate die Trennung

zwischen 1. und 2. Schließphase weitgehend aufgehoben und in eine über die Versuchszeit kontinuierliche Reduktion der Dilatanz überführt wird.

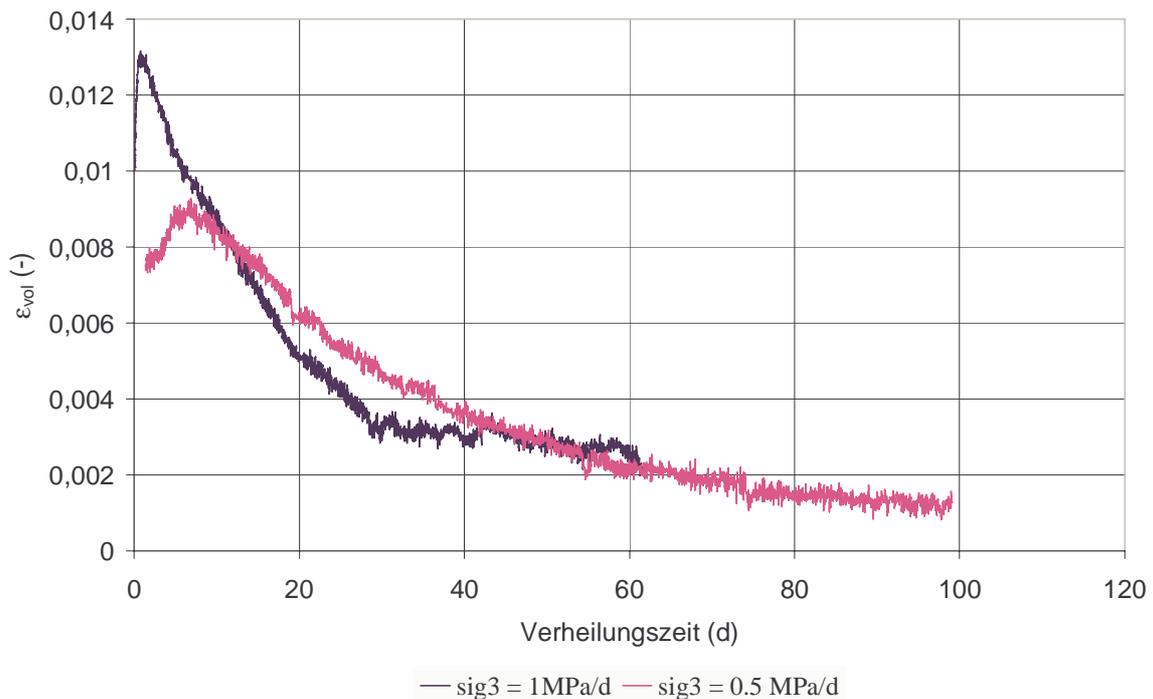


Bild 4.42: Verheilung dilatanter Verformungen bei variierten Spannungsrate

Entsprechend Bild 4.43 gilt diese Beobachtung sowohl für die Dilatanz als auch für die Schallwellengeschwindigkeit und die Schädigung.

Im Ergebnis der vorstehend dokumentierten Versuche zum Verheilungsverhalten kann zusammenfassend festgestellt werden, dass eine mechanische Verheilung dilatanter Verformungen bei Salzgesteinen offensichtlich insoweit möglich ist, als durch Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit dilatante Verformungen durch kontraktante Verformungen reduziert bzw. zurückgebildet werden. Bezüglich der im Rahmen der Materialschädigung induzierten Mikrofissuren kann aus dem Verlauf der Ultraschallwellengeschwindigkeiten zumindest abgeleitet werden, dass Mikrorisse bei Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit geschlossen werden bzw. sich die Rissufer aufeinander zu bewegen.

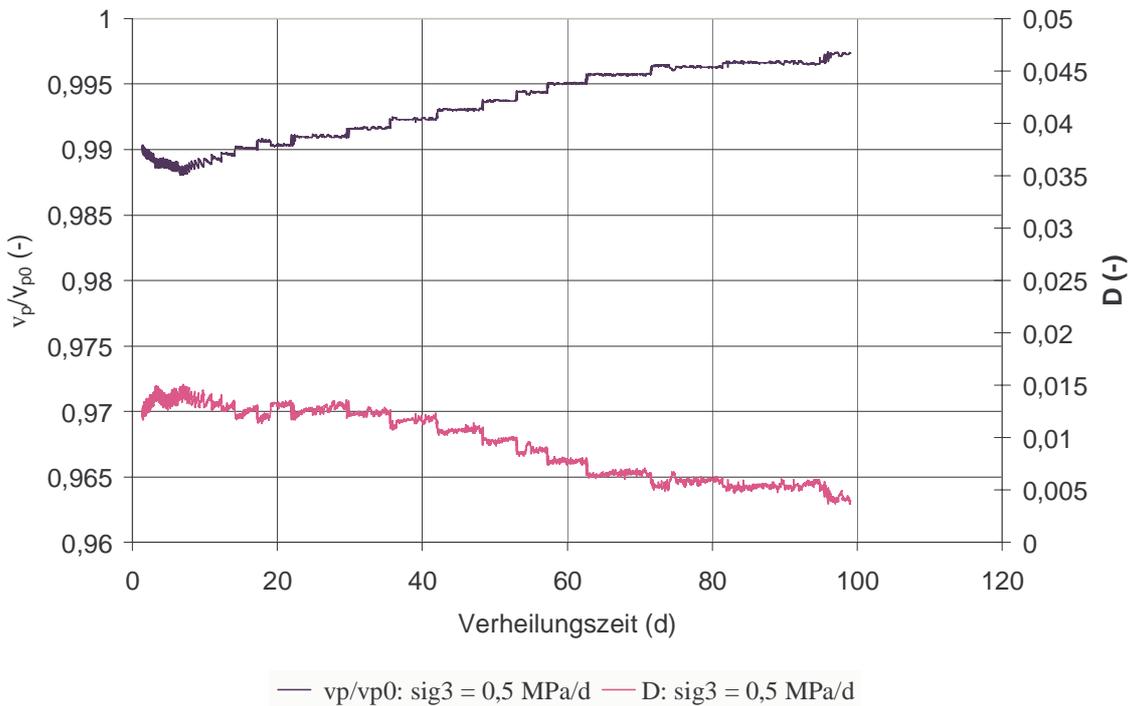


Bild 4.43: Reduktion der Schädigung und Zunahme der Schallwellengeschwindigkeit bei variierter Spannungsrate

Mit vorstehenden Aussagen noch nicht beantwortet ist, inwieweit die phänomenologischen Prozesse der Dilatanz- und Schallwellengeschwindigkeitsreduktion gleichbedeutend sind mit einer mechanisch-hydraulischen Verheilung dahingehend, dass nach vollständiger Rückbildung der Dilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit vom Gesteinsmaterial die gleichen Festigkeits-, Kriech- und Permeabilitätseigenschaften ausgewiesen werden, wie vor Durchlaufen eines Schädigungs- und Verheilungszyklusses. Nicht auszuschließen ist in diesem Zusammenhang, dass die versuchstechnisch beobachtete Dilatanzrückbildung und Ultraschallwellengeschwindigkeitszunahme lediglich durch eine volumetrische Schließung von Mikrofissuren ohne mineralogische Verheilung bzw. Rekristallisation der Rissufer begründet sind. Eine Möglichkeit zur weitergehenden Untersuchung vorstehender Fragestellung ist gegeben, wenn jeweils vor und nach Durchführung des Lastpfades „Schädigung-Verheilung“ eine Permeabilitätsmessung durchgeführt wird. Für den Fall, dass die Verheilung auch in einer mineralogischen Rekristallisation der Rissufer erfolgt wird erwartet, dass die Permeabilität vor Anfahren der Schädigungsphase identisch ist mit der Permeabilität nach Abschluss der Verheilungsphase. Diesbezügliche belastbare Laboruntersuchungen liegen noch nicht vor.



5 Erweitertes Stoffmodell *Hou/Lux* für Salzgesteine zur Beschreibung der Gefügeschädigung und der Gefügeverheilung

5.1 Der Verheilungsansatz im erweiterten Stoffmodell *Hou/Lux*

Nachfolgend wird das weiterentwickelte Stoffmodell *Hou/Lux* mit Integration eines Verheilungsansatzes vorgestellt. Bei der Entwicklung dieses Stoffmodells werden die Vorteile insbesondere der Stoffmodelle von *Cristescu & Hunsche (1996)*, von *Chan et al. (1994, 1995, 1998)* und von *Aubertin et al. (1998)* übernommen und deren Nachteile soweit wie möglich und erkennbar eliminiert, *Hou (1997, 2002)*, *Lux & Hou (1999)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*.

Das Stoffmodell *Hou/Lux* ist ein Stoffmodell, welches phänomenologisch-makroskopisch orientiert ist und die Wirkungen der verschiedenen Deformationsmechanismen (Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung, Gefügeschädigung und Verheilung) vornehmlich integral erfasst ist und somit 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 zum jeweils aktuellen Deformationszustand und indirekt über die Tragelementsteifigkeit auch zum Beanspruchungszustand bei. Dabei werden schadigungsfreies (volumentreues) und schadigungsbehaftetes (dilatantes) sowie verheilungsbehaftetes (kontraktantes) Kriechen differenziert behandelt. Das Stoffmodell wurde basierend auf dem Stoffmodell *LUBBY2* nach *Heusermann, Lux und Rokahr (1982)* sowie *Lux (1984)* und auf den Grundlagen der Continuum-Damage-Mechanik aufgebaut. Es umfasst folgende zentrale Bestandteile, *Hou (1997, 2002)*:

- Stoffmodell *Hou/Lux* für die totale Verzerrungsrate, die sich aus additiver Überlagerung schadigungsfreien, schadigungs- und verheilungsbehafteten Kriechanteilen ergibt,
- Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung von Gefügeschädigungen infolge einer Überschreitung der Schädigungsgrenze,
- Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung der Verheilung der Gefügeschädigungen bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze,
- kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung,
- kinetische Gleichung für die Verheilung der Schädigungen.



Diese Bestandteile des Stoffmodells sollen nachstehend kurz vorgestellt werden:

(a) *Stoffmodell How/Lux für die totale Verzerrungsrate*

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 totale Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}$ ergibt sich daher aus additiver Überlagerung von elastischen ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$), viskoplastisch-volumentreuen ($\dot{\epsilon}_{ij}^{vp}$), schädigungsinduziert-dilatanten ($\dot{\epsilon}_{ij}^d$) und verheilungsinduziert-kontraktanten ($\dot{\epsilon}_{ij}^h$) Deformationsanteilen, *Hou (1997, 2000, 2001)*:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^{ic} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\epsilon}_{ij}^d + \dot{\epsilon}_{ij}^h \quad (5.1)$$

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

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 *How/Lux* nunmehr zu:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \frac{\dot{s}_{ij}}{1-D} + \left(\frac{1}{9 \cdot K} \right) \cdot \frac{\dot{I}_1}{1-D} \cdot \delta_{ij} \quad (5.2)$$

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

(b) *Teilmodell How/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 *How/Lux* aus dem Ansatz Gl. (5.3) Stoffmodellteil *How/Lux-ODS*, der eine Modifikation des Stoffmodells *LUBBY2* darstellt, um die Unterschiede zwischen der



Verfestigung nach einer Beanspruchungserhöhung und der Erholung nach einer Beanspruchungsverringerung zu berücksichtigen. Es ist weiterhin um einen expliziten Ansatz zur Ermittlung der maximalen transienten Kriechverformung $\max \varepsilon^{\text{tr}}$ erweitert worden und enthält außerdem die Schädigung D , *Hou (1997, 2000)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{vp}} = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{\text{tr}}}{\max \varepsilon^{\text{tr}}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (5.3)$$

$$\eta_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \quad (5.4)$$

$$\eta_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (5.5)$$

$$\max \varepsilon^{\text{tr}} = \frac{1}{G_k} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (5.6)$$

$$G_k = \begin{cases} \bar{G}_k^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_1 \cdot T) & (\varepsilon^{\text{tr}} < \max \varepsilon^{\text{tr}}, \text{Verfestigung}) \\ \bar{G}_{kE}^* \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_{1E} \cdot T) & (\varepsilon^{\text{tr}} > \max \varepsilon^{\text{tr}}, \text{Erholung}) \end{cases} \quad (5.7)$$

$$\bar{G}_{kE}^* \cdot \exp\left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_{1E} \cdot T) \leq \bar{G}_k^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_1 \cdot T) \quad (5.8)$$

mit \bar{G}_k^*, k_1, l_1 Materialparameter für Verfestigung, MPa, MPa⁻¹ und K⁻¹

$\bar{G}_{kE}^*, k_{1E}, l_{1E}$ Materialparameter für Erholung, MPa, MPa⁻¹ und K⁻¹

$\bar{\eta}_k^*, k_2$ Materialparameter, MPa^d und MPa⁻¹

m, l Materialparameter, 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 Beanspruchungsverringering erholen kann. Diese Vorgabe wird durch Gl. (5.8) umgesetzt.

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

Die viskoplastischen Verzerrungsraten in Folge der Schädigung und der Verheilung werden im Stoffmodell *How/Lux* jeweils mit dem Ansatz Gl. (5.9) und dem Ansatz Gl. (5.10) berechnet. Beide Ansätze enthalten eine nicht assoziierte Fließregel, um so die rechnerisch erhaltenen Volumenänderungen den Laborbefunden entsprechend anpassen zu können. Sie werden für sich allein genommen als das Schädigungs-Stoffmodell *How/Lux-MDS* bezeichnet, *Hou (1997, 2001)*:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^d = \dot{\epsilon}_{ij}^{ds} + \dot{\epsilon}_{ij}^{dz} = a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_{ij}} + a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.9)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^h = - \frac{\langle -\epsilon_{vol} \rangle}{a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \epsilon_{vol})} \cdot \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \cdot \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.10)$$

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, MPa

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

F^h, Q^h Fließ- und Potentialfunktion für die Verheilung, MPa

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



$\dot{\varepsilon}_{ij}^h$	durch Verheilung der Schädigung induzierter viskoplastischer Verzerrungsraten, 1/d
ε_{Vol}	Volumenverzerrung, -
F^*	Normierungsspannung, $F^* = 1 \text{ MPa}$
a_1 – a_3	Materialparameter für den Schädigungsprozess, -, -, 1/d
a_{11} – a_{13}	Materialparameter für den Verheilungsprozess, d, d, -

Der Ansatz für die Quantifizierung der durch die Verheilung der Schädigungen induzierten viskoplastischen Verzerrungsrate wird im Rahmen dieses Forschungsberichts in Anlehnung an den Verheilungsansatz in *Chan et al. (1998)* entwickelt und in Gl. (5.10) dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass zwei Verheilungsmechanismen herangezogen werden, die getrennt quantifiziert werden, aber gleichzeitig ablaufen. In dem gewählten Ansatz Gl. (5.10) wird der erste Mechanismus in Form der Rissschließung über den Materialparameter a_{11} erfasst. Dabei wirkt der erste Mechanismus umso kürzer, je kleiner der Parameter a_{11} ist und je größer die Verheilungskraft (hier F^h) ist. Das heißt, der erste Mechanismus wirkt nur am Anfang eines Rissrückbildungsprozesses und lässt im Lauf der Zeit mit Reduktion der Dilatanz sehr stark nach. Danach dominiert der zweite Verheilungsmechanismus in Form der geochemisch bewirkten Rissverheilung, der über die Parameter a_{12} und a_{13} gesteuert wird, vgl. Bild 5.1. Es ist auch zu sehen, dass die durch Verheilung der Schädigungen induzierte viskoplastische Verzerrungsrate dann auf Null zurück geht, wenn die Dilatanz vollständig durch Schließung von Rissen und Poren rückgebildet worden ist. Die Überkompaktion aus *Chan et al. (1998)* wird nicht zugelassen.

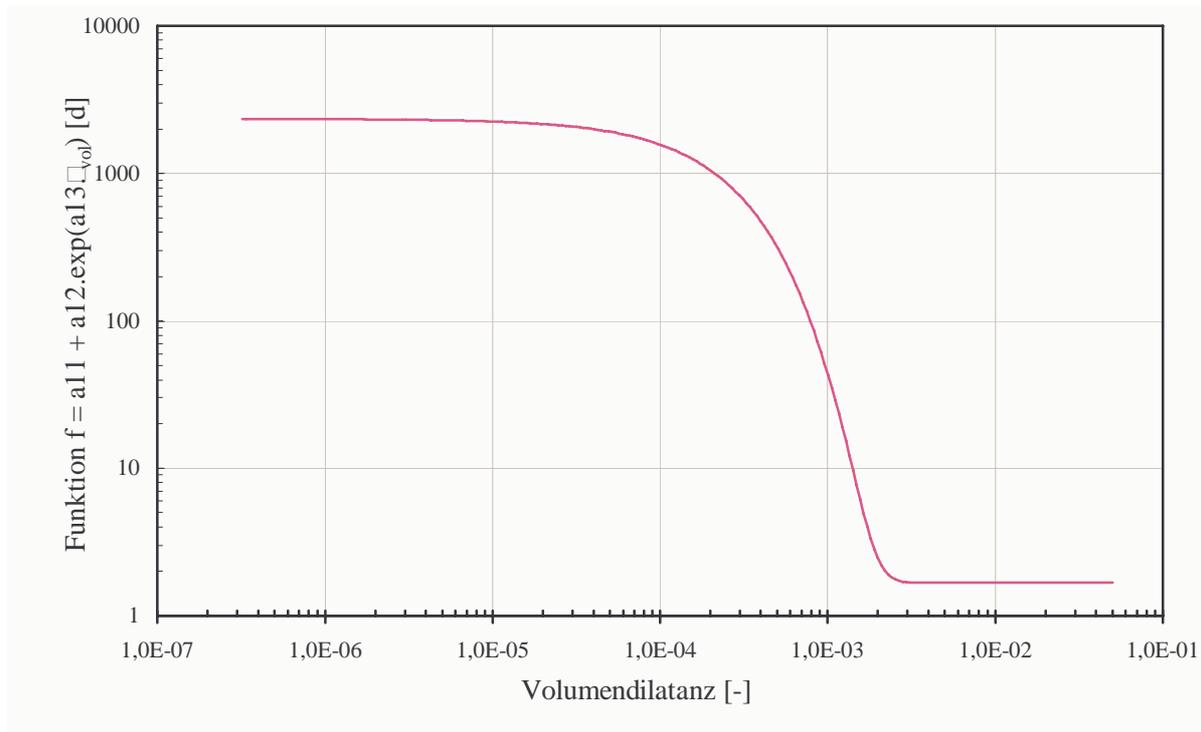


Bild 5.1: Funktion $f(\varepsilon_{vol}) = a_{11} + a_{12} \exp(a_{13} \varepsilon_{vol})$ in Abhängigkeit von der Dilatanz ($a_{11} = 1,67 \text{ d}$, $a_{12} = 2340 \text{ d}$ und $a_{13} = 4000^-$); aus Hou (2002)

Es ist explizit darauf hinzuweisen, dass nach einer vorangegangenen Gefügeschädigung eine Gefügeverheilung nur dann möglich ist, wenn als ihre mechanische Ursache eine Beanspruchungsinversion mit zunehmender Minimalspannung und gleichzeitiger Abnahme der Deviatorspannung erfolgt.

(d) *Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung von Gefügeschädigungen infolge von Druck-/Schub- und Zugspannungen*

Die im Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* Gl. (5.9) verwendeten Fließ- und Potentialfunktionen F^{ds} und F^{dz} werden durch die Ansätze in den Gln. (5.11) bis (5.18) definiert, *Hou (1997)*. Die Fließfunktionen F^{ds} nach Gl. (5.11) und F^{dz} nach Gl. (5.16) stellen die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Rissen durch Druck-/Schub- und Zugspannungen dar und beschreiben auch ihre zahlenmäßige Größe. Mit den Potentialfunktionen Q^{ds} nach Gl. (5.17) und Q^{dz} nach Gl. (5.18) werden die entsprechenden Deformationsrichtungen bestimmt. Nach *Hou (1997, 2000)* und *Hou & Lux (2000a)* folgt im Einzelnen:



$$F^{ds} = \sigma_v - \beta_D(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - \eta_D(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta) \quad (5.11)$$

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (5.12)$$

$$\eta_D(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) \quad (5.13)$$

$$\beta^{TC}(\sigma_3) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (5.14)$$

$$k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (5.15)$$

$$F^{dz} = 6 \langle -\sigma_3 \rangle \quad (5.16)$$

$$Q^{ds} = \sigma_v - a_0 \cdot \beta(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - a_0 \cdot \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (5.17)$$

$$Q^{dz} = 6 \langle -\sigma_3 \rangle \quad (5.18)$$

mit $\beta_D(\sigma_3, \theta)$	Schädigungsgrenze, MPa
$\eta_D(\sigma_3)$	Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form des Ausnutzungsgrades, -
$\beta(\sigma_3, \theta)$	Festigkeitsfunktion aus dem Kurzzeitversuch, MPa
$\beta^{TC}(\sigma_3)$	Festigkeitsfunktion unter TC-Bedingungen, MPa
$k_\beta(\sigma_3, \theta)$	Korrekturfunktion zur Beschreibung der Einflüsse der Spannungsgeometrie auf die Festigkeit, -
σ_3	Minimale Hauptspannung, MPa
σ_v	Vergleichsspannung, MPa
θ	Lode-Winkel, °
$a_0, a_4 \sim a_{14}$	Materialparameter



Der erste Term auf der rechten Seite der Gl. (5.11) repräsentiert in Form der Vergleichsspannung diejenige Beanspruchung, die die durch Druck-/Schubspannungen induzierten Schädigungen verursacht, während der zweite Term der Gl. (5.11) 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 η_D berechnet werden. Die Materialfestigkeit ist u. a. eine Funktion der Fazies, der Beanspruchungsrate, der Minimalspannung, der Temperatur und der Spannungsgeometrie, *Hou (1997, 2000)* sowie *Hou, Lux & Düsterloh (1998)*.

Aus Gl. (5.16) folgt 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 $\langle -\sigma_3 \rangle$ herangezogen, Zugspannungen in anderen Hauptspannungsrichtungen bleiben außer Betracht.
- Da die in Kurzzeitversuchen erhaltene Zugfestigkeit von Salzgesteinen mit $\sigma_z = 0,5 - 2,5$ MPa relativ klein ist, wird die Dauerzugfestigkeit mit $\sigma_{zd} = 0$ abgeschätzt.
- Darüber hinaus wird angenommen, dass die über die Funktionen F^{ds} und Q^{ds} realisierte Wirkung der Schädigung infolge von Zugspannungen größer sein soll als die Wirkung von Druck-/Schubspannungen. Dazu wird ein Vorfaktor sowohl in der Fließ- wie auch in der Potentialfunktion eingesetzt. In Anlehnung an den Ansatz in *Chan et al. (1994)* wird dieser Vorfaktor mit einem Zahlenwert von 6 angesetzt.
- Durch vorstehende Modifikationen fallen die vier Parameter $a_{11} - a_{14}$ aus dem Stoffmodell heraus. Diese Parameter werden nun für die Parameter des Verheilungsansatzes verwendet.

Diese Vereinfachung scheint zum einen aufgrund der Schwierigkeiten, die mit der Durchführung von Versuchen unter Zugspannungen verbunden sind, sinnvoll zu sein, zum anderen aufgrund der Tatsache, dass bei den hier zu behandelnden Tragwerken eher keine großen und insbesondere mehrdimensionalen Zugspannungen im Gebirge zu erwarten sind, auch berechtigt zu sein.



Die differenzierte Behandlung der Druck-/Schubspannungen und der Zugspannungen ermöglicht es, Zugspannungen in ihrer Wirkung auf die Gebirgsschädigung auch individuell (gewichtet) zu berücksichtigen.

Mit Hilfe der Spezialfunktion $\langle x \rangle$ in Gl. (5.9) werden die Fließfunktionen so gesteuert, dass die viskoplastische Verzerrungsrate durch die Schädigung in Folge von Druck-/Schub- und auch 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 F^{dz} über die Aktivierung der viskoplastischen Verzerrungsrate in Folge einer Gefügeschädigung entscheiden. Analog bestimmt die Fließfunktion F^h die Aktivierung der viskoplastischen Verzerrungsrate in Folge einer Verheilung.

(e) *Fließfunktionen und Potentialfunktionen zur Erfassung der Verheilung von Schädigungen*

Die im Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* Gl. (5.9) verwendeten Fließ- und Potentialfunktionen F^h und Q^h werden durch die Ansätze Gln. (5.19) und (5.20) definiert, *Hou (2001)*:

$$F^h = \frac{2}{3} \cdot \sigma_3 + \frac{2}{3 \cdot a_5} \cdot \ln \left(\frac{a_6 - \sigma_v}{a_6} \right) \quad (5.19)$$

$$Q^h = \frac{1 - a_{14}}{3} \cdot \sigma_1 + \frac{2}{3} \cdot \sigma_3 \quad (5.20)$$

mit σ_1 maximale Hauptspannung, MPa

a_{14} Materialparameter, –

Im Gegensatz zu den Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} für die Schädigung stellt die Fließfunktion F^h für die Verheilung nach Gl. (5.19) das mechanische Kriterium für die Schließung von Poren und Rissen dar. Der Zahlenwert ist ein Maß für die aus dem Beanspruchungszustand resultierende Intensität zur Verheilung der Schädigung (= Verheilungsspannung). Mit der Potentialfunktion Q^h nach Gl. (5.20) werden die entsprechenden Deformationsrichtungen bestimmt.



Aus Gl. (5.19) ist festzustellen, dass die Verheilungsspannung F^h umso größer wird, je kleiner die Vergleichsspannung σ_v und je größer die minimale Hauptspannung σ_3 ist. Der isotrope Spannungszustand mit $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ und $\sigma_v \equiv 0$ hat daher die größte Verheilungswirkung. Die Spannungsgeometrie θ wird hier noch nicht berücksichtigt, weil ihr Einfluss beim Verheilungsprozess noch unbekannt ist. Es könnte aber sein, dass der Einfluss der Spannungsgeometrie auf den Verheilungsprozess vernachlässigbar ist.

Der Term $F^h = 0$ repräsentiert die Verheilungsgrenze β_h nach Gl. (5.21):

$$F^h = 0 \Rightarrow \beta_h(\sigma_3) = \sigma_v \Big|_{F^h=0} = a_6 \cdot [1 - \exp(-a_5 \cdot \sigma_3)] \quad (5.21)$$

Im Gegensatz zur Schädigungsgrenze β_D stellt die Verheilungsgrenze β_h die Bedingung zur Schließung von Rissen und Poren sowie zur Verheilung der Schädigung dar. Eine Unterschreitung dieser Verheilungsgrenze führt zur Verheilung von Schädigungen, während die Schädigungen bei Überschreitung der Schädigungsgrenze erzeugt werden. Die beiden Grenzen werden als grundsätzlich unterschiedlich angesehen, da ein Übergangsbereich zwischen der Dilatanz- und der Verheilungsgrenze existieren kann, in dem weder weitere Schädigungen noch Verheilungen stattfinden können. Die Verheilungsgrenze muss unterhalb der Schädigungsgrenze liegen. Diese Überlegungen werden in Gl. (5.21) berücksichtigt. Außerdem gilt die Potentialfunktion des Verheilungsansatzes nach Gl. (5.20) sowohl für TC-Beanspruchungen wie auch für TE-Beanspruchungen. Dagegen sind nach dem Verheilungsansatz in *Chan et al. (1998)* die Verheilungsgrenze und die Schädigungsgrenze identisch. Nach der Diskussion in Abschnitt 3.1 gilt die Potentialfunktion des Verheilungsansatzes nach Gl. (3.4) in *Chan et al. (1995, 1998)* nur für TC-Beanspruchungen, nicht aber für TE-Beanspruchungen.

Bezüglich der Erweiterung des Stoffmodells *How/Lux* mit einem Verheilungsansatz ist festzustellen, dass hierdurch die Defizite des Verheilungsansatzes von *Chan (1995, 1998)* behoben werden.



(f) *Kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung*

Beim Stoffmodell *Hou/Lux* wird grundsätzlich davon ausgegangen, dass die Materialschädigung dann aktiviert wird, wenn eine Überschreitung der Schädigungsgrenze nach Gl. (5.11) und/oder Zugspannungen vorliegen. Daraus resultiert die Aktivierung der Gefügeschädigung D und damit ihre Entwicklung in Verbindung mit Gl. (5.22), die wie eine Potenzfunktion aufgebaut ist und die als kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung (Rissentwicklung) bezeichnet wird, *Kachanow (1986), Hou (1997, 2000), Lux & Hou (1999) sowie Hou & Lux (1998, 2002)*:

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (5.22)$$

mit \dot{D} Rate der Schädigung, d^{-1}

$a_{15} - a_{17}$ Materialparameter

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, sondern die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} nach Gl. (5.11) und Gl. (5.16) eingesetzt werden.

Der Grund für diesen Ansatz liegt in der Tatsache, dass die Gefügeschädigungen erst dann aktiviert und weiterentwickelt werden, wenn die Schädigungsgrenze $\sigma_D(\sigma_3, \theta)$ 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. (5.22) nach der Schädigung D integriert werden. Damit kann die Schädigungsentwicklung in Abhängigkeit von der Zeit nach Gl. (5.23) explizit angegeben werden:



$$D(t) = 1 - \left\{ 1 - a_{15} \cdot (1 + a_{17}) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}} \cdot t \right\}^{\frac{1}{1+a_{17}}} \quad (5.23)$$

Wenn weiter davon ausgegangen wird, dass der Kriechbruch erst dann eintritt, wenn die Schädigung den Zahlenwert $D(t_{BK}) = \text{krit}D_{BK}$ annimmt, kann die unter einer konstanten Beanspruchung bis zum Kriechbruch vorhandene Standzeit t_{BK} durch Gl. (5.24) ermittelt werden:

$$t_{BK} = t_{BK}(\sigma_3, \theta) = \frac{1 - (1 - \text{krit}D_{BK})^{1+a_{17}}}{a_{15} \cdot (1 + a_{17}) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}} \quad (5.24)$$

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. (5.25) ermittelt werden:

$$t_{ST} = t_{ST}(\sigma_3, \theta) = \frac{1 - (1 - \text{krit}D_S)^{1+a_{17}}}{a_{15} \cdot (1 + a_{17}) \cdot \left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}} \quad (5.25)$$

Die Gln. (5.23) bis (5.25) haben nach *Hou (1997)* 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 werden, aber auch nicht zurückgebildet bzw. verheilt werden (keine Kompaktion, da Kriechdeformationen nach dem volumentreuen Ansatz *Hou/Lux-ODS*). 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 sehr 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 infolge akkumulierter Materialschädigungen (nach Zeit t) bzw. vice versa für die Langzeitfestigkeit ohne Schädigung. Das heißt, die Festigkeitsbedingung, die ein dauerhaft intaktes Gefüge charakterisiert (die hier als Schädigungsgrenze bezeichnet und durch die Ultraschallwellengeschwindigkeit detektiert wird), ist identisch mit der Langzeitfestigkeit (Dauerfestigkeit) eines Materials. Die Langzeitfestigkeit selbst kann allerdings nicht direkt gemessen werden. Gemessen bzw. abgeleitet aus Laborversuchen werden kann aber die Schädigungsgrenze. Damit wäre es in einem ersten und wegen der relativ hohen Deformationsraten wohl auch konservativen Ansatz möglich, die Bedingungen für die Langzeitfestigkeit, charakterisiert durch ein Gefüge ohne zusätzliche Schädigungen, aus Kurzzeitversuchen abzuleiten.
- Für die obige Schlussfolgerung lässt sich zunächst eine physikalische Begründung anführen: Bei einer Kriechdeformation ohne Gefügeschädigung gibt es keine Beanspruchungsintensität, die das stationäre Kriechen in das tertiäre Kriechen überführen könnte. Damit bleibt die primäre Gefügeintegrität eines Materials erhalten. Die primären Kristallbaufehler und Mikrorisse werden in diesem Fall unterdrückt und nicht aktiviert. Die anderen wirksamen Deformationsmechanismen (ohne Mitwirkung der mechanischen Gefügeschädigung) erzeugen zwar Kriechdeformationen, die dann aber nur zu volumentreuen viskoplastischen Formänderungen und zumindest integral nicht zur Dilatanz (= Volumenzunahme) führen und folglich kein Bruchversagen bedingen. Die Belege hierfür sind aus Beobachtungen in Laborversuchen unter triaxialer Kompressions- und Extensionsbeanspruchung abzuleiten. Danach erfahren die Prüfkörper bei sehr großen Minimalspannungen (z. B. $\sigma_3 > 25$ MPa) im Bereich des so genannten idealplastischen Verformungszustandes keine signifikanten Festigkeitsverluste (und auch keine nachhaltigen Permeabilitätsveränderungen), selbst bei sehr großen Verformungen.
- Zusammen mit Gl. (5.21) kann eine Schlussfolgerung 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 5.2 zeigt u. a. eine charakteristische Kriechkurve mit tertiärer Kriechphase und Kriechbruch.



- Die Spannungsgeometrie wird durch den *Lode*-Winkel θ berücksichtigt.

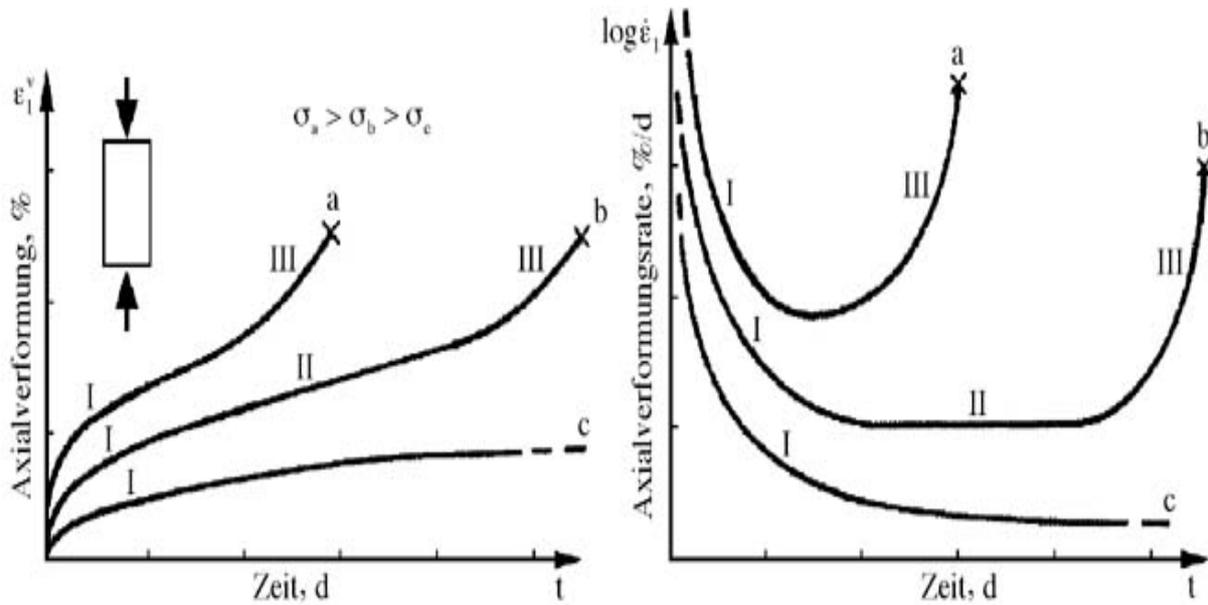


Bild 5.2: Schematische Darstellung typischer Kriechverläufe des polykristallinen Steinsalzes, Lux (1984)

(g) Kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung

Es wird grundsätzlich davon ausgegangen, dass die Verheilung dann aktiviert wird, wenn das Material vorgeschädigt ist und die Unterschreitung der Verheilungsgrenze nach Gl. (5.21) unter einer aktuellen Beanspruchung vorliegt. Daraus resultiert die Aktivierung der Gefügeverheilung und damit ihre Entwicklung nach Gl. (5.26), die in Anlehnung an Chan *et al.* (1995, 1998) eine lineare Funktion der Verheilungsspannung ist. Gl. (5.26) wird als kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung bezeichnet, Hou (2001):

$$\dot{D} = -\dot{h} = -\frac{D}{a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \epsilon_{\text{Vol}})} \cdot \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle < 0 \quad (\text{Dilatanz : } \epsilon_{\text{Vol}} \leq 0) \quad (5.26)$$

mit \dot{h} Rate der Schädigungsrückbildung oder Verheilungsrate, 1/d

$a_{11} - a_{13}$ Materialparameter



Analog zur Schädigungsspannung in der kinetischen Gleichung für die Schädigungsentwicklung wird die Verheilungsspannung F^h nach Gl. (5.19) in die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung (Gl. (5.26)) eingesetzt. Der Grund dafür liegt darin, dass die Verheilung der Schädigung erst dann aktiviert und weiterentwickelt wird, wenn die Verheilungsgrenze β_h unterschritten wird. Je größer die wirkende Verheilungsspannung F^h und die aktuelle Dilatanz bzw. die aktuelle Schädigung sind, desto schneller bilden sich die Schädigung sowie die Dilatanz zurück.

Aus den Gln. (5.19) und (5.26) ist auch zu ersehen, dass die Verheilung zur Reduzierung von Dilatanz und Schädigung führt. Deshalb kann die Verheilungsrate $\dot{h} > 0$ durch die Rückbildungsrate der Schädigung $\dot{D} < 0$ ausgedrückt werden. Die Einführung eines zusätzlichen Verheilungsparameters h ist vor diesem Hintergrund nicht mehr nötig, weil die Schädigung letztendlich der entscheidende Faktor für das Kriechverhalten, die zeitabhängige Festigkeit, das Entfestigungsverhalten, die Dilatanz und die Permeabilität ist.

Die Gln. (5.26) und (5.10) haben folgende Eigenschaften, *Hou (2001)*:

- Wenn die Verheilungsspannung F^h negativ bleibt, wird es im Laufe der Zeit keine Verheilung bzw. keine Schließung von Rissen und Poren geben, da die wirksame Beanspruchung über der Verheilungsgrenze liegt.
- Wenn die Verheilungsspannung F^h positiv, aber noch relativ klein ist, werden die bestehenden Schädigungen nur sehr langsam zurückgebildet bzw. verheilt, d.h. die vorhandenen Risse und Poren (= Schädigungen bzw. integral Dilatanz) werden nur sehr allmählich reduziert. Die Standzeit bis zur vollständigen Verheilung könnte in diesem Fall extrem große Werte annehmen, wenn sie überhaupt stattfindet.
- Wenn die Verheilungsspannung F^h positiv und relativ groß ist, werden die Schädigungen und auch die Dilatanz sehr schnell zurückgebildet. Somit werden die durch Schädigung induzierten negativen Auswirkungen, u. a. beschleunigte Kriechrate und erhöhte Permeabilität, zum großen Teil rückgängig gemacht.
- Der Sonderfall der Verheilungsspannung mit $F^h \equiv 0$ repräsentiert die Grenzbedingung bzw. das Kriterium für das grundsätzliche Auftreten von Gefügeverheilung und Volumenkompaktion. Diese Grenzbedingung, bei deren Unterschreitung die in einem vorgeschädigten Gefüge



vorliegenden Schädigungen reduziert werden, wird hier als Verheilungsgrenze β_h bezeichnet. Dagegen repräsentiert die Schädigungsgrenze β_D die Dauerfestigkeit. Die Erzeugung eines Übergangs zwischen der Schädigungsgrenze und der Verheilungsgrenze, in dem das Volumen konstant bleibt und keine weitere Schädigung und keine weitere Verheilung stattfinden, scheint plausibel zu sein. Nach dieser Überlegung werden die beiden Grenzen getrennt so formuliert, dass die Schädigungsgrenze stets über der Verheilungsgrenze liegt. Dieser Ansatz ist einer der grundsätzlichen mechanischen Ausgangspunkte für das Schädigungsmodell *How/Lux*-MDS. Er muss aber noch durch Laborversuche geprüft und quantifiziert werden.

- Im Gegensatz zur Schädigungs- und Dilatanzenwicklung werden die Schädigung und insbesondere die Dilatanz nach Beanspruchungsinversion am Anfang der Unterschreitung der Verheilungsgrenze zunächst sehr schnell zurückgebildet, dann aber zunehmend langsamer, weil die zu verheilende Gefügeschädigung und die zu schließenden Risse und Poren (= Dilatanz) im Laufe eines Verheilungsprozesses immer kleiner werden. Dieser tendenzielle Verlauf wird bei Laborversuchen *nach Chan et al. (1995, 1998)* beobachtet bzw. bestätigt. Als Erklärung werden zwei Mechanismen genannt: Der erste Mechanismus führt zur Rissschließung und damit zu einer starken Volumenkompaktion. Dieser Mechanismus wirkt nur kurz am Anfang der Verheilungsphase, während der zweite Mechanismus die Schädigungen durch die chemischen und physikalischen Prozesse bzw. durch Rekristallisation erst im Laufe der Zeit verheilt und damit nur zu einer relativ schwachen Volumenkompaktion führen kann.

(h) *Kinetische Gleichung für die Schädigungs-/Verheilungsentwicklung*

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. Das heißt, entweder wird gar keine kinetische Gleichung oder es wird die kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung Gl. (5.22) oder die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung Gl. (5.26) zur Simulation des Kriechverhaltens von Salzgesteinen mit dem Stoffmodell *How/Lux* eingesetzt. Eine zeitgleiche additive Zusammenfügung der beiden kinetischen Gleichungen (5.22) und (5.26) ist daher nicht nötig bzw. falsch. Diese Überlegung wird durch den Ansatz, dass die Verheilungsgrenze stets unter



der Schädigungsgrenze liegen muss, umgesetzt (vgl. Bild 5.3) bzw. wird mit den nachstehenden drei Möglichkeiten zum Ausdruck gebracht:

(h1) *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 5.3 liegen. Der Schädigungsprozess wird gestartet. Damit kommen die kinetische Gleichung für die Schädigungsentwicklung Gl. (5.22) und die Gl. (5.9) zur Ermittlung der zusätzlich durch Schädigung induzierten Kriechrate zum Einsatz. Diese Möglichkeit kann durch Gl. (5.27) dargestellt werden:

$$\begin{aligned} \text{Bedingung : } \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle > 0 \text{ oder / und } \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle > 0 \Rightarrow \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 0 \\ \text{Resultat Schädigungsprozess : } \dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} > 0 \end{aligned} \quad (5.27)$$

(h2) *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 5.3 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 vorangegangene Schädigung ($D > 0$) vorliegt, weil sonst das betrachtete Gebirgselement noch intakt geblieben ist und damit auch keine Schädigung zu verheilen ist. In diesem Fall kommen die kinetische Gleichung für die Verheilungsentwicklung Gl. (5.26) und die Gl. (5.10) zur Ermittlung der zusätzlich durch Verheilung induzierten ‚negativen‘ Kriechrate zum Einsatz. Diese Möglichkeit kann durch Gl. (5.28) dargestellt werden:



$$\text{Bedingung : } \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle > 0 \text{ und } D > 0 \Rightarrow \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0 \text{ und } \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle = 0$$

(5.28)

$$\text{Resultat Verheilungsprozess : } \dot{D} = - \frac{D}{a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{vol})} \cdot \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle < 0$$

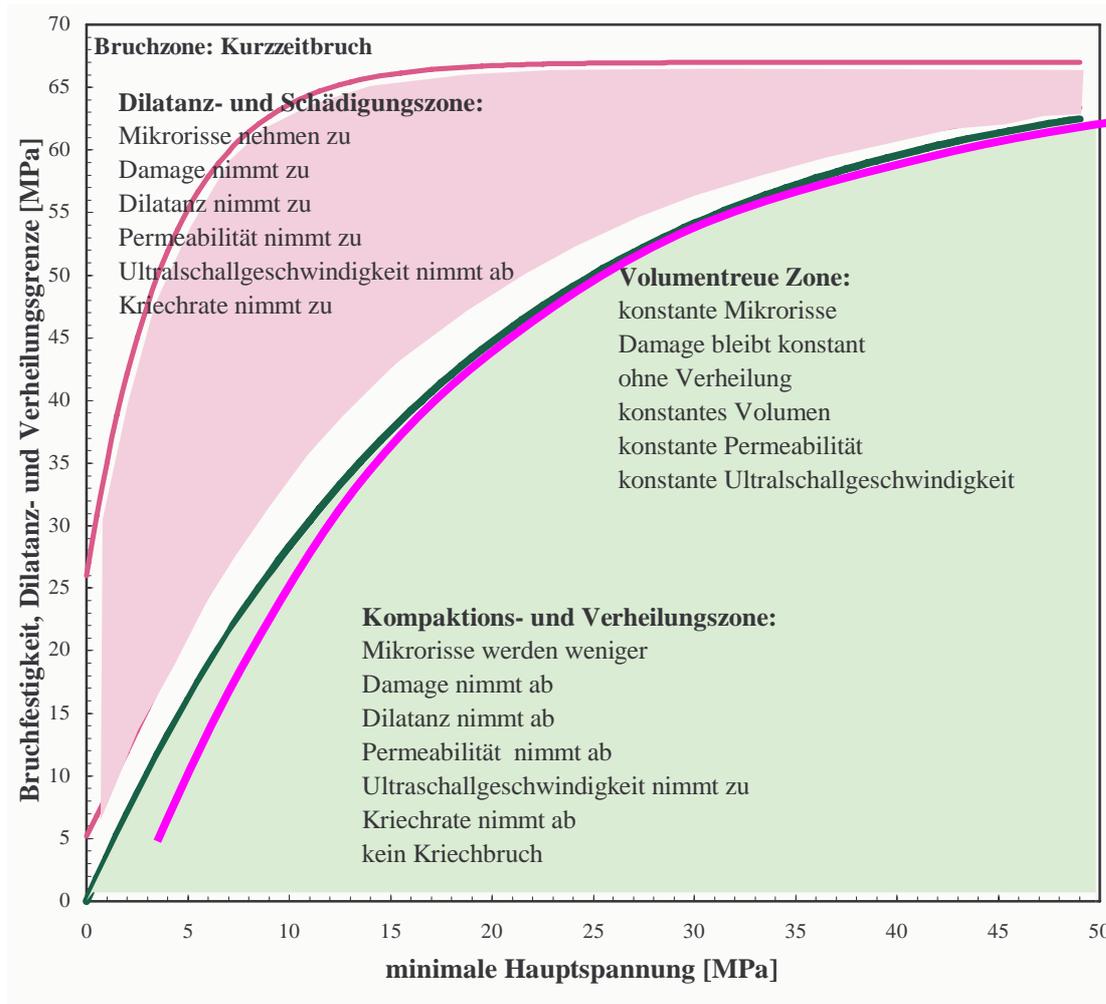


Bild 5.3: Schematische Darstellung von Bruchfestigkeitsgrenze A, Schädigungsgrenze B und Verheilungsgrenze C von Steinsalz

(h3) Möglichkeit 3: weder Verheilungsprozess noch Schädigungsprozess

Wenn das betrachtete Gebirgselement noch intakt ist ($D = 0$) und die entsprechenden Beanspruchungen in der Kompaktionszone nach Bild 5.3 liegen ($F^h > 0$), gab es und wird es im Laufe der



Zeit sowohl keine Schädigung wie auch keine Verheilung geben. Der intakte Zustand wird weiterhin beibehalten. In diesem Fall kann das Kriechverhalten von Salzgesteinen mit den bekannten Stoffmodellen wie z.B. *Lubby2* unter der Voraussetzung zutreffend ermittelter stationärer Kriechraten zufrieden stellend beschrieben werden. Diese Situation kann durch Gl. (5.29) zum Ausdruck gebracht werden:

$$\begin{aligned} \text{Bedingung : } \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle > 0 \text{ und } D = 0 &\Rightarrow \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0 \text{ und } \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle = 0 \\ \text{Resultat weder Schädigung noch Verheilung : } \dot{D} = 0 \text{ und } D = 0 \end{aligned} \quad (5.29)$$

Wenn sowohl die Verheilungsspannung F^h wie auch die Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} negativ sind, müssen die Beanspruchungen zwischen der Schädigungsgrenze und der Verheilungsgrenze, also in der volumentreuen Zone in Bild 5.3 liegen. In diesem Fall wird weder ein Schädigungsprozess noch ein Verheilungsprozess gestartet, egal welcher Fall bezüglich Schädigung und Verheilung vorliegen, sei es der intakte Zustand ($D = 0$), einer vorgelaufene Schädigung ($D > 0$), ein Schädigungsprozess mit anschließendem Verheilungsprozess ($D \geq 0$), oder sei es der Fall mit mehreren Zyklen von Schädigungsprozessen und Verheilungsprozessen ($D \geq 0$). Es wird außerdem keine (weitere) Schädigung und auch keine (weitere) Verheilung im Laufe der Zeit geben. Die Ausbildung und Weiterentwicklung neuer Risse ist somit ausgeschlossen.

Im Falle des intakten Zustandes ($D = 0$) kann das Kriechverhalten von Salzgesteinen mit den bekannten Stoffmodellen wie z.B. *Lubby2* unter der Voraussetzung zutreffend ermittelter stationärer Kriechraten zufrieden stellend beschrieben werden. Diese Situation bringt Gl. (5.30) zum Ausdruck:

$$\begin{aligned} \text{Bedingung : } \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle = 0 \text{ und } D = 0 \\ \text{Resultat weder Schädigung noch Verheilung : } \dot{D} = 0 \text{ und } D = 0 \end{aligned} \quad (5.30)$$

Bei einer vorgelaufenen Schädigung ($D > 0$) kann das Kriechverhalten von Salzgesteinen mit dem Teilmodell *Hou/Lux-ODS* unter Berücksichtigung der Reduzierung der tragenden Fläche beschrieben werden. Das Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* Gln. (5.9) und (5.10) kommt aber nicht zum Einsatz, weil es keine direkt durch Schädigung und Verheilung induzierte zusätzliche Kriechrate gibt. Die schon bestehenden Poren und Risse (= Schädigung) werden nicht wei-



terentwickelt und auch nicht zurückgebildet oder verheilt. Diese Situation kann durch Gl. (5.31) zum Ausdruck gebracht werden:

$$\text{Bedingung : } \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle = 0 \text{ und } D > 0 \quad (5.31)$$

Resultat weder Schädigungs - noch Verheilungsprozess : $\dot{D} = 0$ und $D > 0$

(i) *Ableitung der Potentialfunktionen Q^{ds} , Q^{dz} und Q^h nach dem Spannungstensor*

Im Hinblick auf die konkrete Umsetzung des Schädigungs-Stoffmodells *Hou/Lux-MDS* nach den Gln. (5.9) und (5.10) müssen damit die Ableitungen der Potentialfunktionen Q^{ds} , Q^{dz} und Q^h nach den einzelnen Spannungskomponenten des Spannungstensor σ_{ij} berechnet werden. Hier wird auf *Hou (2002)* verwiesen.

(j) *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. (5.32) ermittelt werden, *Hou (1997)*:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{vol} = & -a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \left\{ a_0 \cdot a_7 \cdot a_8 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) + \right. \\ & \left. + a_{10} \cdot \exp(-a_{10} \cdot \sigma_3) \cdot \ln \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right] \cdot (\sigma_v - Q^{ds}) \right\} - \\ & - 6a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot H(-\sigma_3) < 0 \end{aligned} \quad (5.32)$$

Aus Gl. (5.32) ist zu ersehen, dass die Dilatanz nur dann erzeugt wird, wenn die Schädigungsgrenze überschritten wird oder wenn Zugspannungen vorhanden sind. 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.

(k) *Dilatanzrückbildung (Kompaktion) als Wirkung der Verheilung*

Bei einem Verheilungsprozess wird die bestehende Dilatanz ε_{vol} im Lauf der Zeit nur zum Teil oder selten auch vollständig zurückgebildet. Die Reduzierung der Dilatanz wird als eine Folge der Verheilung betrachtet. Die (aufgrund der Vorzeichenregelung hier positive) Dilatanzrückbildungsrate $\dot{\varepsilon}_{\text{vol}} > 0$ kann sowohl unter TC-Beanspruchungen wie auch unter TE-Beanspruchungen mit Gl. (5.33) ermittelt werden, *Hou (2001)*:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{vol}} = -\frac{\varepsilon_{\text{vol}}}{a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{\text{vol}})} \cdot \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3} \right) > 0 \quad (\text{Dilatanz } \varepsilon_{\text{vol}} < 0) \quad (5.33)$$

Aus Gl. (5.33) ist festzustellen, dass die Volumenkompaktion (= Dilatanzrückbildung) nur dann ermöglicht wird, wenn die Verheilungsgrenze unterschritten wird. Unter einer konstanten Beanspruchung entwickelt sich die Volumenkompaktion in Abhängigkeit von der aktuell noch bestehenden Dilatanz. Das heißt, am Anfang eines Verheilungsprozesses ist die Volumenkompaktionsrate am größten, nimmt aber im Lauf der Zeit aufgrund der immer kleiner werdenden Dilatanz ständig ab. Diese Tendenz entspricht den Labor- sowie in situ-Beobachtungen. Sie können auch wie folgt physikalisch begründet werden: Am Anfang eines Verheilungsprozesses werden zunächst die offenen Risse und Poren, die bei einem vorherigen Schädigungsprozess erzeugt worden sind, durch hohe isotrope Druckspannungen oder durch die zwar anisotropen, aber ein- oder zweiseitigen hohen Druckspannungen in diesen Richtungen zusammengedrückt. Dadurch nimmt das Volumen eines vorgeschädigten Prüfkörpers sehr schnell ab. Im Laufe der Zeit und insbesondere nach dieser Rissschließungsphase wird die zu rekompaktierende Dilatanz kleiner und das Material verfestigt sich. Folglich wird die Dilatanzrückbildungsrate immer kleiner.



(1) *Stoffmodellparameter für das Stoffmodell Hou/Lux*

Ein exemplarischer Satz von Stoffmodellparametern für das Stoffmodell *Hou/Lux* ist in der folgenden Tabelle 5.1 zusammengestellt. Sie werden in den numerischen und analytischen Berechnungen der vorliegenden Arbeit verwendet. Diese Parameter sind zunächst anhand der Literatur (z.B. *Aubertin et al. (1993)* und *Chan et al. (1994)*) im Rahmen der Dissertation von *Hou (1997)* abgeschätzt und später anhand der Ergebnisse von Laborversuchen an Steinsalzprüfkörpern von *Lux, Düsterloh & Hou (2001, 2002)* ermittelt bzw. weitgehend bestätigt worden. Die Verifizierung erfolgte durch die numerische Simulation der Versuche. Einzelheiten sind in *Hou (1997, 1998b, 2000, 2001)* sowie *Lux, Düsterloh & Hou (2002)* zu finden.



Referenz: Hou (1997, 2001) Lux, Düsterloh & Hou (2002)						Referenz: Anpassung an axial gelochte Bohrkerne von Hou (1998b, 2001)					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS			Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^5$	a_0	-	1/35	\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	1/35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0	$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0	$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$	k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,8	k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,8
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,055	m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,055
l	1/K	0	a_6	MPa	67,0	l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	41,0	T	K	323	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,25				a_8	1/MPa	0,25
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0	\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	-	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25	k_{1E}	1/MPa	-	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	1,67	l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	1,67
			a_{12}	d	$3,34 \cdot 10^4$				a_{12}	d	$2,34 \cdot 10^3$
			a_{13}	-	$5,0 \cdot 10^3$				a_{13}	-	$4,0 \cdot 10^3$
			a_{14}	-	1,14				a_{14}	-	1,14
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-8}$				a_{15}	1/d	$1,12 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	5,0				a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5				a_{17}	-	4,0

Tabelle 5.1: Zusammenstellung von Parametern für das Stoffmodell Hou/Lux

Zusammenfassend ist festzustellen, dass im Rahmen der vorliegenden Arbeit das erweiterte und zum Teil vereinfachte Stoffmodell *Hou/Lux* nun sowohl den Schädigungsprozess wie auch den Verheilungsprozess in seinen phänomenologischen Wirkungen beschreiben kann. Zu betonen ist die verbliebene Anzahl von Parametern. Infolge des Verheilungsansatzes sind vier neue Parameter ($a_{11} - a_{14}$) dazu gekommen. Dafür sind allerdings auch genau vier Parameter der Fließ- und



Potentialfunktion für die Schädigung infolge von Zugspannungen aufgrund einer Vereinfachung entfallen.

5.2 Messtechnische Erfassung bzw. Quantifizierung der Gefügeschädigung und der Verheilung

Es hat sich in den vergangenen Jahren wiederholt bestätigt, dass die Gefügeschädigung D der entscheidende Faktor für das tertiäre Kriechen und für den Kriechbruch ist und dass als Folgen u. a. Entfestigung, Dilatanz, eine beschleunigte Kriechrate, die Ausbildung von Auflockerungszonen sowie eine Erhöhung der Permeabilität festgestellt wurden. Die Antwort auf die Frage, welcher Schädigungsparameter geeignet ist, um die Gefügeschädigung D zu quantifizieren, und in welcher Beziehung die Gefügeschädigung D zur Dilatanz ϵ_{vol} steht, ist noch offen. Die Gleichsetzung der Schädigung D mit der Dilatanz ϵ_{vol} aus *Lux et al. (2002)* stellt nur eine erste 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 keine Weiterentwicklung der ursprünglichen Rissdichte bzw. 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 Rissbildung (Mikrofissuren) die Gefügefestigkeit 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 geöffnet und vernetzt sind.

Die Gefügeschädigung D und die sich daraus ergebende Dilatanz ϵ_{vol} eines deviatorisch beanspruchten Materials sind durch experimentelle Messungen von Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderungen und der Volumenänderungen des Gesteinsgefüges zu ermitteln, z. B. *Brodsky & Munson (1994)*, *Chan et al. (1995, 1998)*, *Schulze et al. (2001)* sowie *Popp & Schulze (2002)*. Außerdem lässt sich die grundlegende Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ϵ_{vol} sowie der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung auch durch nachstehenden Ansatz 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 bei gleichartiger Übertragung auf das Volumen 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. (5.34), in der die in Folge von Gefügeschädigungen induzierte Änderung der Querschnittsfläche A_d auf die aktuelle Querschnittsfläche A bezogen ist, *Kachanov (1986)*:

$$D = \frac{A_d}{A} = \frac{A - A_0}{A} \quad (5.34)$$

mit A_d aktuell geschädigter Flächenanteil, m^2

A_0 aktuell ungeschädigter Flächenanteil, m^2

A aktuelle Gesamtfläche, 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 Querschnittsfläche abgezogen werden. Aus diesem Ansatz berechnet sich die ‚reale‘ Spannung $\bar{\sigma}$ im Fall einer einaxialen Druckspannung zu:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{A_0} = \frac{F}{A - A_d} = \frac{F}{A(1 - D)} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (5.35)$$

mit F Kraft, MN



- σ Spannung bezogen auf die aktuelle Gesamtfläche, MPa
- $\bar{\sigma}$ ‚reale‘ Spannung, bezogen auf den (kleineren) aktuell ungeschädigten Flächenanteil, MPa

Das Konzept der ‚realen‘ Spannung nach Gl. (5.35) 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 eines mit Gefügeschädigungen behafteten Gebirgselementes in Relation zu den ‚realen Spannungen‘ nach Gl. (5.35) stehen. Danach kann die elastische vertikale Verzerrung beim einaxialen Spannungszustand mit Gl. (5.36) ermittelt werden, *Lemaitre (1992)*:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}}{E_0} \quad (5.36)$$

mit E_0 Verformungsmodul des ungeschädigten Materials, MPa

ε Verzerrung, –

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

Wird Gl. (5.35) in Gl. (5.36) eingesetzt, kann die Beziehung zwischen der Schädigung D und dem aktuellen Verformungsmodul E des im Fall $D > 0$ geschädigten Materials abgeleitet werden:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}}{E_0} = \frac{\sigma}{1-D} \cdot \frac{1}{E_0} = \frac{\sigma}{E} \quad (5.37)$$

$$E = E_0 \cdot (1-D) \quad \text{oder} \quad D = \frac{E_0 - E}{E_0} \quad (5.38)$$

mit E_0 aktueller Verformungsmodul (ungeschädigtes Material), MPa



E aktueller Verformungsmodul (geschädigtes Material), MPa

Der aktuelle Verformungsmodul E kann z.B. über die Messung von Ultraschallgeschwindigkeiten (kontinuierlich) bestimmt werden. Dieser Verformungsmodul wird als dynamischer Verformungsmodul bezeichnet. Mit der messtechnisch erfassbaren Veränderung des dynamischen Verformungsmoduls lässt sich dann auch die Entwicklung der 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:

$$\rho = \frac{m}{V} = \frac{m}{V_0 \cdot (1 - \varepsilon_{vol})} = \rho_0 \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon_{vol}} \quad (\text{Dilatanz : } \varepsilon_{vol} < 0 \text{ bzw. } V > V_0) \quad (5.39)$$

mit m Masse des Prüfkörpers, kg

V_0, V Anfangsvolumen (ungeschädigt) und aktuelles Volumen des Prüfkörpers, m³

ρ_0, ρ Anfangsdichte (ungeschädigt) und aktuelle Dichte des Prüfkörpers, kg/m³

An dieser Stelle muss betont werden, dass im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine negative Verzerrung und Volumenverzerrung eine Dehnung bzw. eine Volumendehnung (= Dilatanz) bedeuten. Damit nimmt nach Gl. (5.39) die Dichte mit der Dilatanz ab.

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

Für die Ermittlung des dynamischen Verformungsmoduls E werden die Ultraschallwellengeschwindigkeiten der Longitudinalwellen (P-Wellen) v_P und der Scherwellen (S-Wellen) v_S herangezogen. Nach Liu (1986) folgt:



$$v_{P0} = \sqrt{\frac{E_0 \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_P = \sqrt{\frac{E \cdot (1-\nu)}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu) \cdot \rho}} \quad (5.40)$$

$$v_{S0} = \sqrt{\frac{E_0}{2(1+\nu) \cdot \rho_0}}, \quad v_S = \sqrt{\frac{E}{2(1+\nu) \cdot \rho}} \quad (5.41)$$

mit v_{P0}, v_{S0} max. Schallwellengeschwindigkeit (ungeschädigt) der P-/S-Wellen, m/s

v_P, v_S aktuelle Schallwellengeschwindigkeit der P-/S-Wellen, 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 den Gln. (5.40) und (5.41) abgeleitet werden:

$$\frac{v_P}{v_{P0}} = \frac{v_S}{v_{S0}} = \sqrt{\frac{E}{E_0} \cdot \frac{\rho_0}{\rho}} \quad (5.42)$$

Werden die Gln. (5.38) und (5.39) in die Gl. (5.42) eingesetzt, ist mit Gl. (5.43) die Beziehung zwischen der Gefügeschädigung D , der Dilatanz ϵ_{Vol} und der Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung v/v_0 abzuleiten, *Hou (2002)*:

$$\frac{v_P}{v_{P0}} = \frac{v_S}{v_{S0}} = \sqrt{(1-D) \cdot (1-\epsilon_{Vol})} \quad \text{oder} \quad D = 1 - \frac{1}{1-\epsilon_{Vol}} \cdot \left(\frac{v_P}{v_{P0}}\right)^2 = 1 - \frac{1}{1-\epsilon_{Vol}} \cdot \left(\frac{v_S}{v_{S0}}\right)^2 \quad (5.43)$$

Nach dieser Definition über Gl. (5.43) kann die Gefügeschädigungsentwicklung im Laborversuch kontinuierlich sowohl beim Festigkeits- wie auch beim Kriechversuch verfolgt werden, weil sowohl die Dilatanz als Volumenänderung wie auch die Ultraschallwellengeschwindigkeitsänderung online gemessen werden können. In *Chan et al. (1995, 1998)* wird dieselbe Beziehung zur Ermittlung der Schädigungsentwicklung von Steinsalz aus der WIPP- Site in Laborversuchen angewendet.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Schädigung D nur zusammen mit der Dilatanz ϵ_{Vol} und mit der Änderung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten v/v_0 beschrieben werden kann.



An der Beantwortung der Frage, ob die beiden Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p und v_s gleichermaßen abnehmen - wie es aus Gl. (5.42) ersichtlich ist - und welche Ultraschallwellengeschwindigkeit in die Bewertung der Gefügeschädigung einbezogen wird, muss noch bearbeitet 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.



5.3 Implementierung des um den Verheilungsansatz erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* in das FEM-Programm *MISES3*

Grundvoraussetzung für die Anwendung des erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* ist die Implementierung in ein numerisches Programm. Dafür ist das FEM- Programm *MISES3* ausgewählt worden, ein Programm zur computergestützten Analyse insbesondere untertägiger Tragwerke nach der Methode der Finiten Elemente. In seiner ersten Version ist es 1976 der Fachöffentlichkeit vorgestellt worden. Seither ist das Programm beständig weiterentwickelt worden. Durch fachbezogene umfangreiche eigene Erweiterungen hat es sich zu einem bei der Bearbeitung von Aufgaben auf dem Gebiet der Geomechanik bevorzugt angewendeten Berechnungsprogramm an der Professur für Deponietechnik und Geomechanik entwickelt.

Das Stoffmodell *Hou/Lux* ohne Verheilungsansatz wurde schon im Rahmen des BMBF-Forschungsvorhabens 02 C 0588 ins FEM-Programm *MISES3* implementiert und anhand von Versuchsergebnissen sowohl im Labor wie auch in situ verifiziert, *Hou (2000)* und *Lux et al. (2002)*. Die Grundlagen für die Implementierung des Verheilungsansatzes *Hou/Lux* in das FEM-Programm *MISES3* sind die Ableitung der Potentialfunktion Q^h nach dem Spannungstensor sowie die Sonderbehandlung der Anisotropie der Verheilung unter einer isostatischen Beanspruchung. Beide Sachverhalte wurden schon in Abschnitt 5.1 ausführlich dargelegt.

Der Verheilungsansatz des Stoffmodells *Hou/Lux* wurde von *Hou (2001, 2002)* mit der gleichen Methode und den gleichen Algorithmen in das FEM- Programm *MISES3* ergänzend implementiert. Dazu sind mehrere neue Module bzw. ausführbare Funktionen eingebaut worden, wobei folgende Programmierregeln beachtet wurden:

- Der ursprüngliche Berechnungsablauf und der damit verbundene Datenfluss werden beibehalten und nicht verändert.
- Bei der Implementierung der neuen Stoffmodelle bzw. bei der Verarbeitung der zugehörigen Daten sind alle neu eingerichteten Dateien nach der *MISES3*-orientierten Struktur aufzubauen.
- Der für das Stoffmodell *Hou/Lux* erforderliche Datentransfer ist angepasst an den Datentransfer für die vorhandenen Stoffmodelle.

Um die korrekte Implementierung des erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* in das FEM-Programm *MISES3* zu überprüfen und um die mathematisch-mechanische Richtigkeit der Ergebnisse zu

kontrollieren, erfolgt zunächst die Durchführung numerischer und analytischer Referenzberechnungen, *Hou (2002)*. Zu diesem Zweck werden die analytischen Lösungen unter einer konstanten Belastung und einem konstanten Manteldruck herangezogen.

Das zur Überprüfung der Implementierung des mechanischen Stoffmodells *Hou/Lux* herangezogene Berechnungsmodell ist in Bild 5.4 dargestellt. Dabei handelt es sich um einen zylindrischen Prüfkörper aus Steinsalz mit einer Höhe von $h = 100$ mm und einem Durchmesser von $d = 50$ mm ($h/d = 2$). Um die konstante Belastung im Lauf der Zeit zu gewährleisten, wird die Symmetrieachse in die horizontale Richtung verlagert. Die vertikale Belastung wird sowohl von oben wie auch von unten aufgebracht. In diesem Fall müssen der Spannungs- und Verzerrungszustand sowie die Schädigung und die Dilatanz überall im Modell identisch sein. Das bedeutet, die Ergebnisse brauchen hinsichtlich der Darstellung und Analyse nur für einen repräsentativen Knoten- oder Gauß-Punkt zeitabhängig betrachtet zu werden.

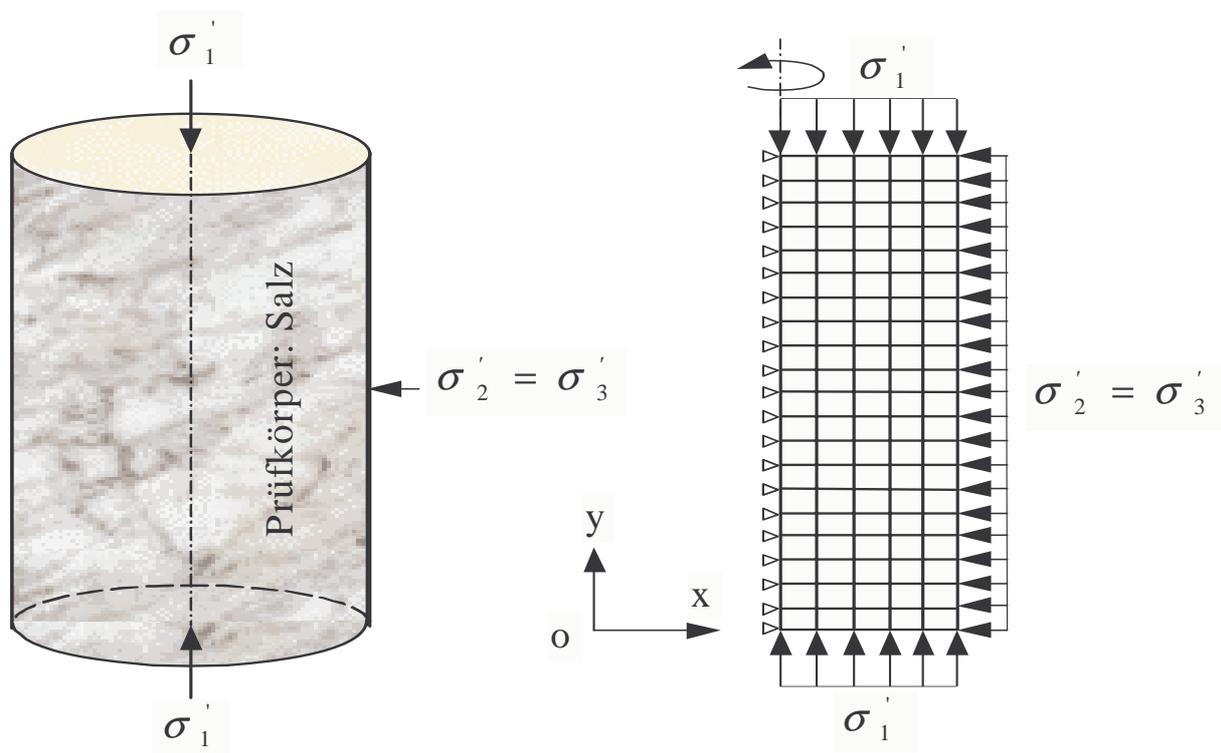


Bild 5.4: Steinsalz-Prüfkörper und diskretisiertes Modell für die numerische Berechnung, schematische Darstellung

Die zahlenmäßige (quantitative) Korrektheit der Implementierung des Stoffmodells *Hou/Lux* in das FEM-Programm *MISES3* bei Simulation eines Schädigungsprozesses sowie die qualitative und damit geomechanische Plausibilität des Stoffmodells *Hou/Lux* sind bereits exemplarisch anhand von Beispielen geprüft bzw. bestätigt worden (Verifikation, laborativ orientierte Validation, *Hou*, 1997, 2002).

Nachfolgend wird die Fähigkeit des Stoffmodells *Hou/Lux* zur Beschreibung eines Verheilungsprozesses gezeigt. Hierfür werden in einem ersten Schritt die Versuchsergebnisse eines Verheilungsversuchs unter einer isostatischen Beanspruchung von $\sigma_i = 15$ MPa bei einer Temperatur von $T = 319$ K für Steinsalz der WIPP-Site aus *Chan et al.* (1995, 1998) entsprechend Bild 5.5 herangezogen.

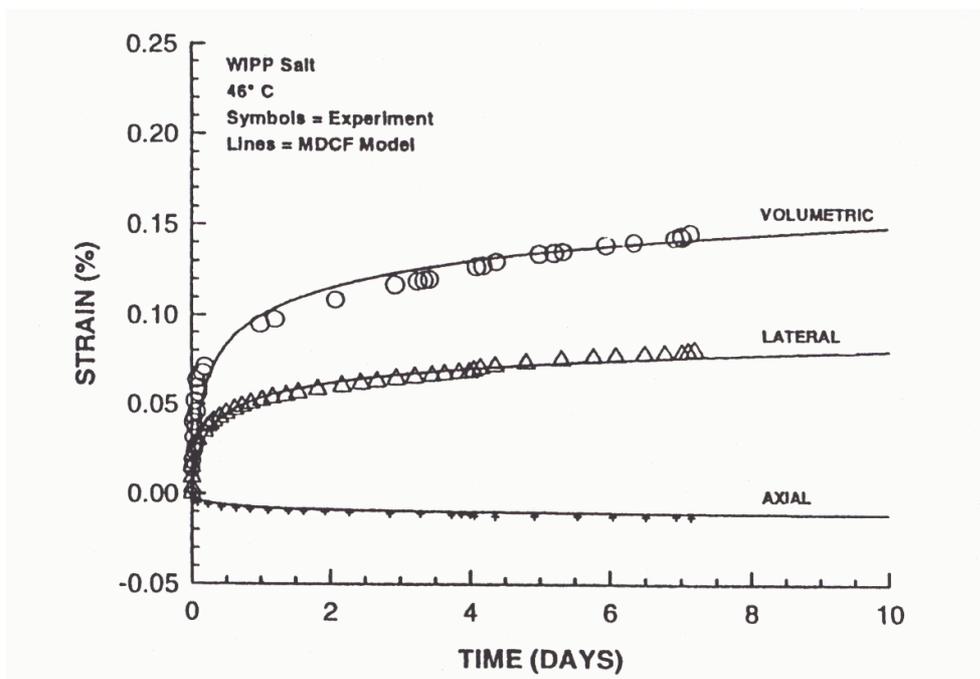


Bild 5.5: Experimentell ermittelte verheilungsinduzierte Verzerrungen eines Verheilungsversuches aus *Chan et al.* (1995, 1998)

Die für die Berechnung benötigte Ausgangsdilatanz und Ausgangsschädigung, die unter TC-Beanspruchung mit $\sigma_3 = 0,5$ MPa im Kurzzeitversuch ($\dot{\epsilon} = 10^{-5}$ 1/s) bei einer Axialverzerrung von $\sigma_1 = 1,5$ % erzeugt worden sind, werden in *Chan et al.* (1995, 1998) nicht angegeben und sind hier deshalb geschätzt worden auf $\epsilon_{Vol} \approx 0,2$ % und $D_0 \approx 0,05$. Bild 5.6 zeigt die mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* erzielten Berechnungsergebnisse, *Hou* (2002). Ein zahlenmäßiger Unter-



schied zwischen analytisch und numerisch berechneten Ergebnissen ist nicht zu erkennen. Damit kann die fehlerfreie Implementierung des Verheilungsstoffmodells in das FEM-Programm *MI-SES3* festgestellt werden (Verifikation).

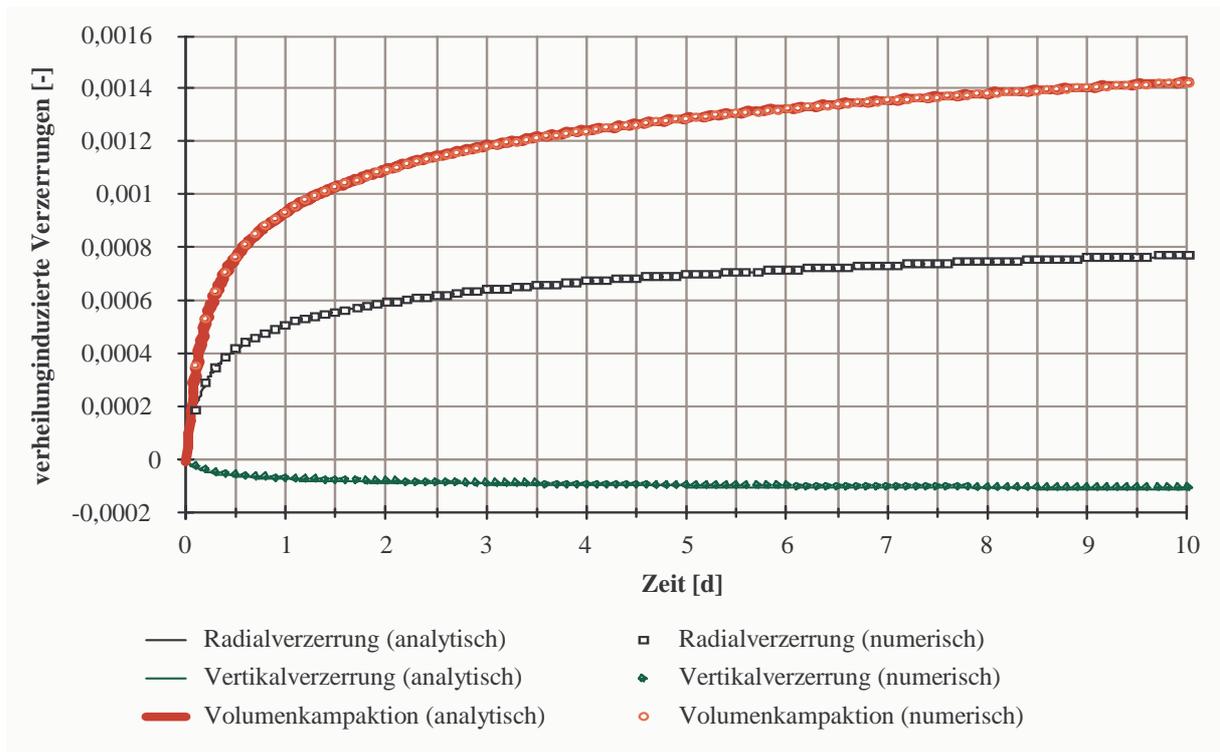


Bild 5.6: Gegenüberstellung analytisch und numerisch ermittelter verheilungsinduzierter Verzerrungen des Verheilungsversuches aus Chan et al. (1995, 1998)

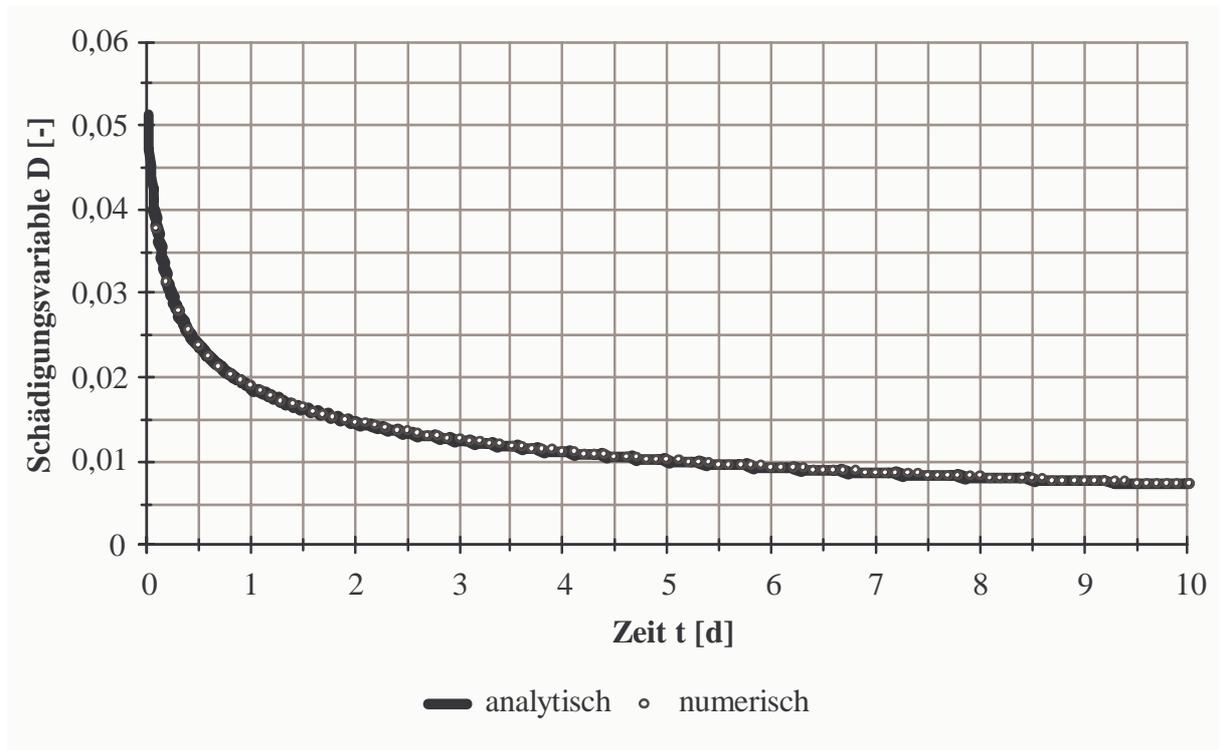


Bild 5.7: Gegenüberstellung analytisch und numerisch ermittelter Schädigungsrückbildung des Verheilungsversuches aus Chan et al. (1995, 1998)

Eine sehr gute Übereinstimmung der analytisch und numerisch ermittelten verheilungsinduzierten Verzerrungen mit den Versuchsergebnissen untermauert die mathematisch-mechanische Richtigkeit des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Hou/Lux*. In Bild 5.5 bzw. in Bild 5.6 sind die zwei angesprochenen Verheilungsmechanismen deutlich zu sehen. Die erste Verheilungsphase, in der die offenen Risse und Poren durch die hydrostatische Beanspruchung von $\sigma_1 = 15$ MPa kompaktiert und wohl weitgehend geschlossen werden und infolge dessen die Ausgangsdilatanz um mehr als 40 % reduziert wird, dauert in diesem Fall nur ca. 0,5 Tage. Danach nimmt die Volumenkompaktionsrate sehr stark ab. Die gleiche Tendenz ist bei der Rückbildung der Schädigung in Bild 5.7 zu beobachten.

Zusammenfassend ist vorerst festzustellen, dass sich die Implementierung des erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* in das FEM-Programm *MISES3* durch den Vergleich zwischen den numerisch und analytisch ermittelten Zustandsgrößen als zahlenmäßig richtig erweist und dass die physikalische Kreditabilität des Stoffmodells durch die Nachberechnung des in Bild 5.5 gezeigten Laborversuchs aus der Literatur sich zunächst als gegeben herausstellt.



Allerdings ist es angesichts der noch schwachen Validationsgrundlage notwendig, durch weitere Untersuchungen (laborativ/rechnerisch) diese vorläufigen Aussagen zu erhärten.



6 Überprüfung und Validierung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Hou/Lux*

6.1 Validierung des Verheilungsansatzes im Stoffmodell *Hou/Lux*

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sind Verifikationsberechnungen von Laborversuchen mit Verheilung mit dem FEM-Programm *MISES3* ein grundlegender Bestandteil.

Bevor eine rechnerische Simulation zum Tragverhalten von in situ-Bauwerken möglich und sinnvoll ist, muss der implementierte Stoffmodellansatz zur Verheilung dahingehend verifiziert werden, dass die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten Laborversuche mit zufrieden stellender Genauigkeit nachgebildet werden können. Dazu werden die aus den Laborversuchen abgeleiteten Parameter für den Verheilungsansatz als Grundlage für die numerische Nachrechnung einzelner Verheilungsversuche verwendet. Die direkt und indirekt aus dem jeweiligen Laborversuch messtechnisch abzuleitenden Kenngrößen Dilatanz ε_{vol} , Schädigung D (Damage) und Stauchung müssen in der Schädigungsphase wie auch in der anschließenden Verheilungsphase mit den numerisch berechneten Werten nach Maß und Zahl hinreichend genau übereinstimmen. Aus dieser Back-Analysis wird ein Eindruck darüber erhalten, ob der implementierte Stoffmodellansatz geeignet ist, die Versuche abzubilden.

Der Prozess der Verheilung ist entsprechend der vorstehenden Ausführungen durch zwei Mechanismen gekennzeichnet. Der erste Mechanismus ist die Rissschließung, der zweite die Rissverheilung. In der Rissschließungsphase baut sich die aus der Schädigungsphase induzierte Schädigung und Dilatanz innerhalb kurzer Zeit zu einem großen Teil ab, während in der Verheilungsphase der Dilatanz- und Schädigungsrückgang sehr viel langsamer erfolgen, in dieser Phase aber auch erst die ursprüngliche Materialqualität wiederhergestellt wird.

Im Vorfeld wurde der im FEM-Programm *MISES3* implementierte, aber noch nicht auf einen tatsächlich durchgeführten Laborversuch unter Laborbedingungen mit Stahlplatten bezogen angewendete Verheilungsansatz von *Hou (2002)* geprüft und an zwei Stellen marginal korrigiert.

6.1.1 Laborversuch und Ergebnisse

Aus dem Untersuchungslabor stehen online aufgezeichnete Messdaten für die Axialverzerrung ε_1 , für die Schädigung D und für die Dilatanz ε_{vol} eines Schädigungs-/Verheilungsversuchs zur Verfügung. Die Belastung des Prüfkörpers erfolgte analog zur dargestellten Kurve für die Lateralspannung bei einer konstanten Axialspannung von $\sigma_1 = 30$ MPa.

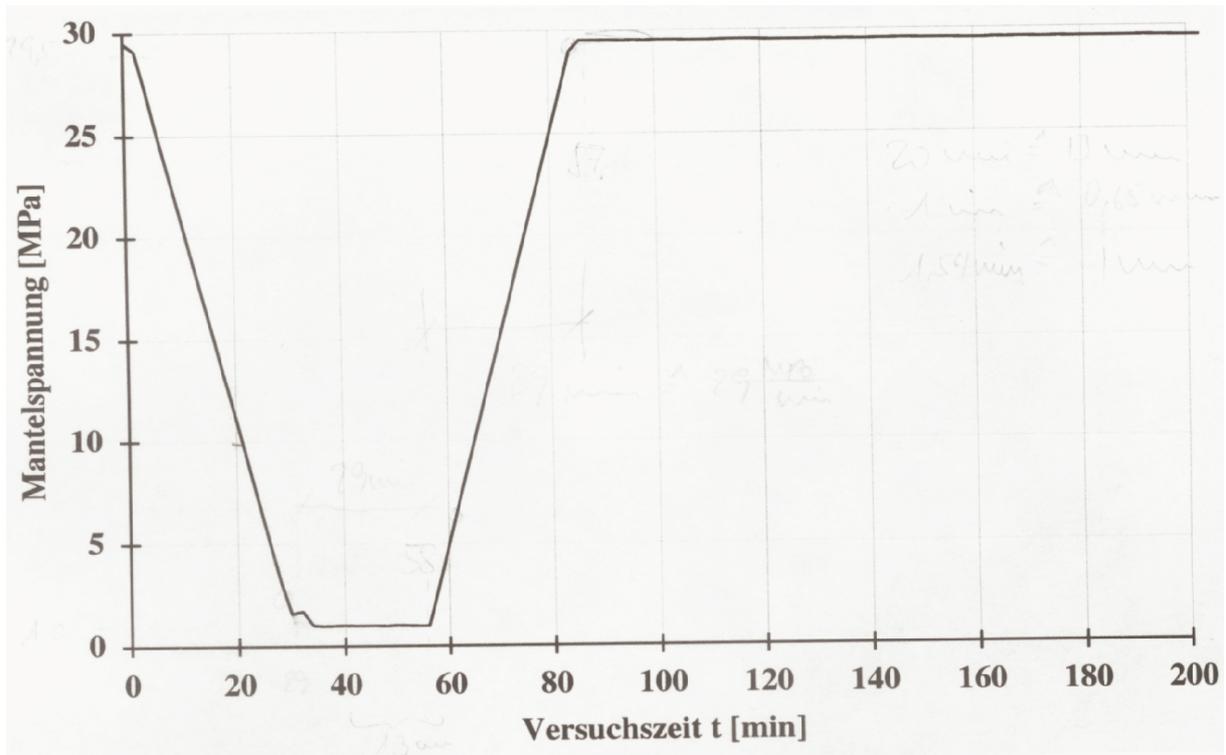


Bild 6.1: Lateralspannung im Laborversuch ($\Delta t = 200 \text{ min}$)

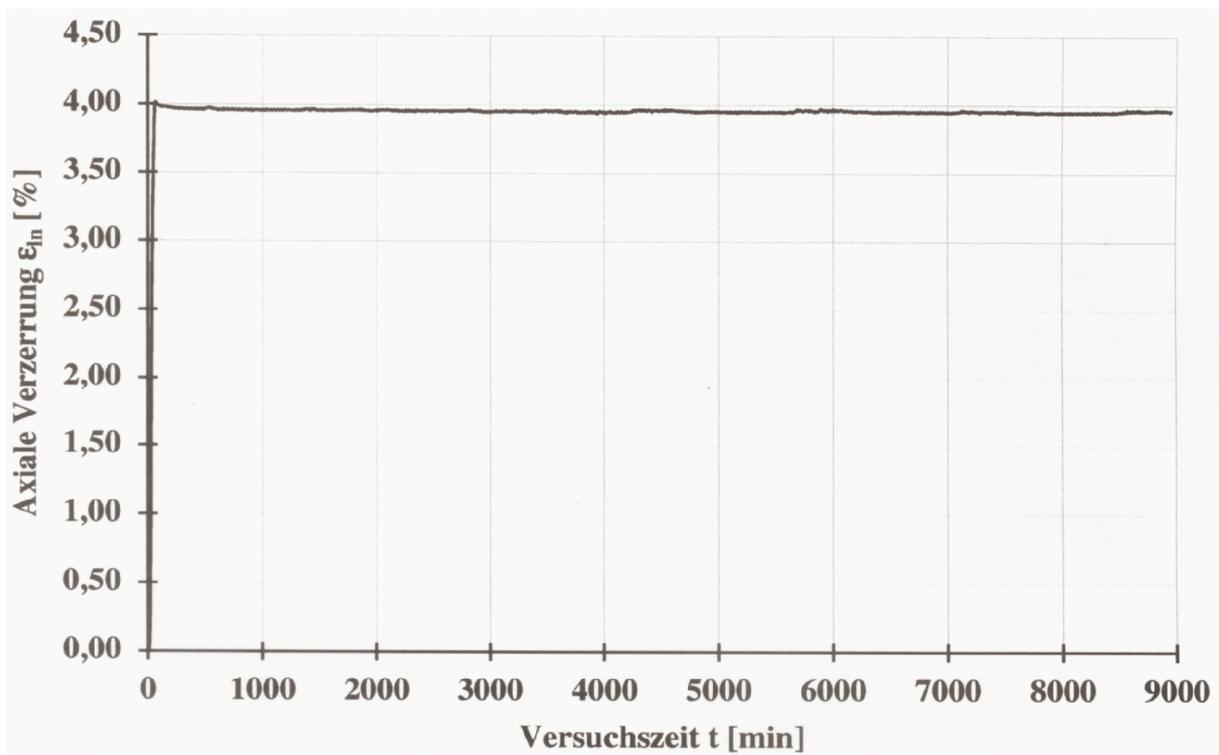


Bild 6.2: Axialverzerrung im Laborversuch ($\Delta t = 9000 \text{ min}$)

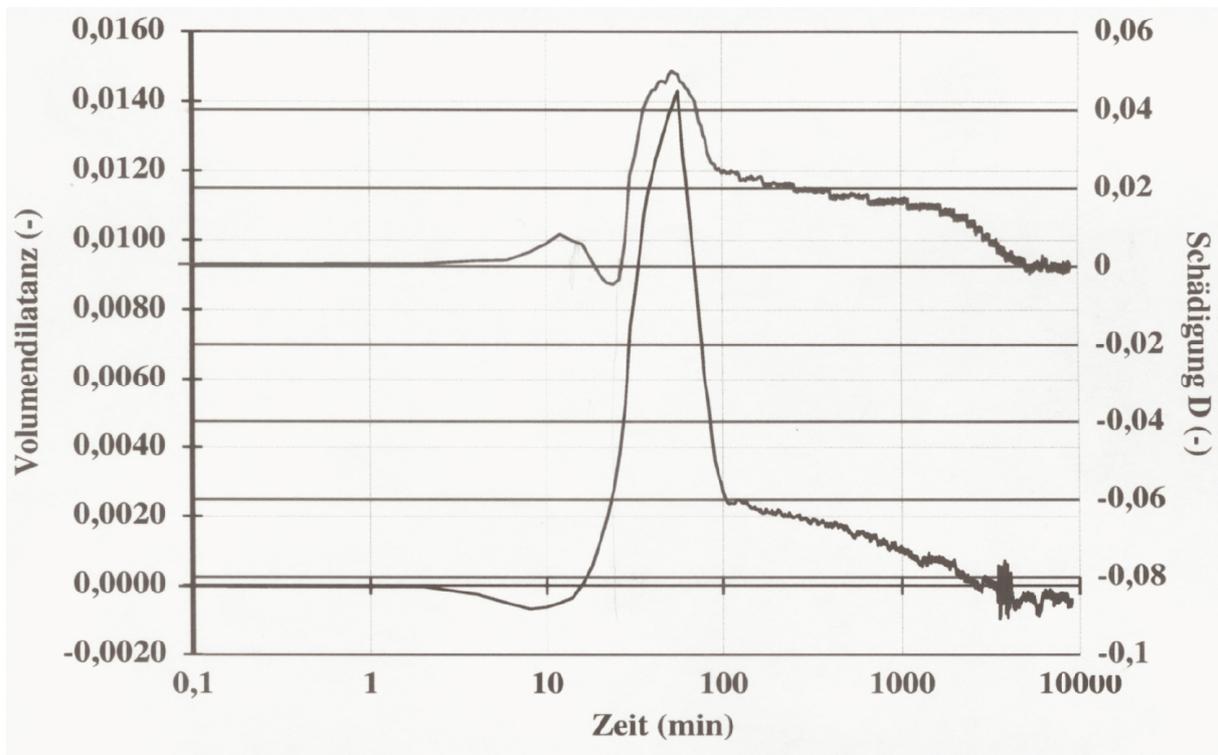


Bild 6.3: Schädigung und Dilatanz aus dem Laborversuch

6.1.2 Rechnerische Simulation des Laborversuchs (Back-Analysis)

Als Referenzbeispiel wird der Schädigungs-/Verheilungsversuch an einem Vollprüfkörper nach Abschnitt 6.1.1 gewählt. Nachstehend werden das Prüfkörpermodell und der Belastungsverlauf der aufgetragenen Lateralbeanspruchung vorgestellt. Das zur Überprüfung der Implementierung des Stoffmodells *How/Lux* herangezogene Berechnungsmodell ist in Bild 6.4 dargestellt. Dabei handelt es sich um einen zylindrischen Prüfkörper aus Steinsalz mit einer Höhe von $h = 180$ mm und einem Durchmesser von $d = 90$ mm ($h/d = 2$). Wird von einem homogenen Aufbau und einem isotropen Materialverhalten ausgegangen, kann der Prüfkörper für die numerische und analytische Berechnung als ein axialsymmetrisches Modell abgebildet werden. Der Laborversuch wird mit einer Axialspannung $\sigma_1 = 30$ MPa = konstant über die gesamte Versuchsdauer durchgeführt.

Die Schädigung des Prüfkörpers wird dadurch erreicht, dass der Beanspruchungszustand von nur $\sigma_{2,3} = 1$ MPa Lateralbelastung über einen Zeitraum von $t = 30$ min aufrecht gehalten wird. Anschließend wird mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min die laterale Beanspruchung wieder erhöht.



Dabei kommt es im weiteren Verlauf der Belastungserhöhung zur Rückbildung eines Teils der zuvor induzierten Schädigungen.

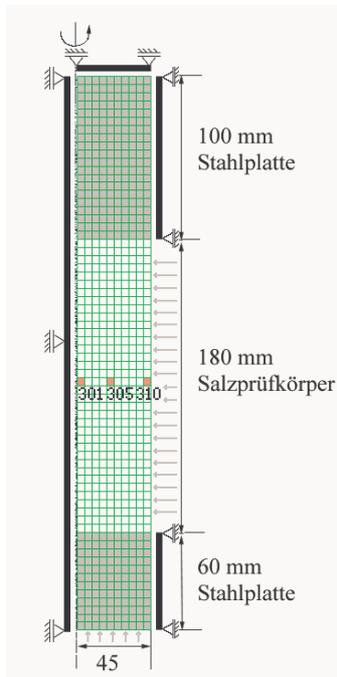


Bild 6.4: Steinsalz-Prüfkörper und diskretisiertes Modell für die numerische Berechnung und Beanspruchungsverlauf



<i>Düsterloh (2003), Änderung von Eberth</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,15
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$7,0 \cdot 10^{-09}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{IE}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{IE}	1/K	-	a_{11}	d	0,17169
			a_{12}	d	10,005
			a_{13}	-	500
			a_{14}	-	1,3333
			a_{15}	1/d	$4,00 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	5,5
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 6.1: Modifizierte Materialparameter

Die für die rechnerische Simulation verwendeten Materialkennwerte sind in Tabelle 6.1 zusammengestellt. Sie sind weitgehend aus dem Referenzdatensatz für Steinsalz von *Hou (2002)* übernommen und nur entsprechend der aus dem Laborversuch vorgegebenen Schädigung variiert worden. Die Parameter a_{11} - a_{14} zur Beschreibung der Verheilung wurden entsprechend den Laborversuchsergebnissen von *Düsterloh (2003)* eingesetzt.



6.1.3 Berechnungsergebnisse

Die nachfolgenden Bilder 6.5 bis 6.11 zeigen als repräsentative Berechnungsergebnisse Darstellungen des zeitabhängigen Verlaufs der Koordinatenspannungen und der Verzerrungen sowie der Schädigung und der Dilatanz in den drei repräsentativen Elementen 301, 305, 310 des Vollprüfkörpers.

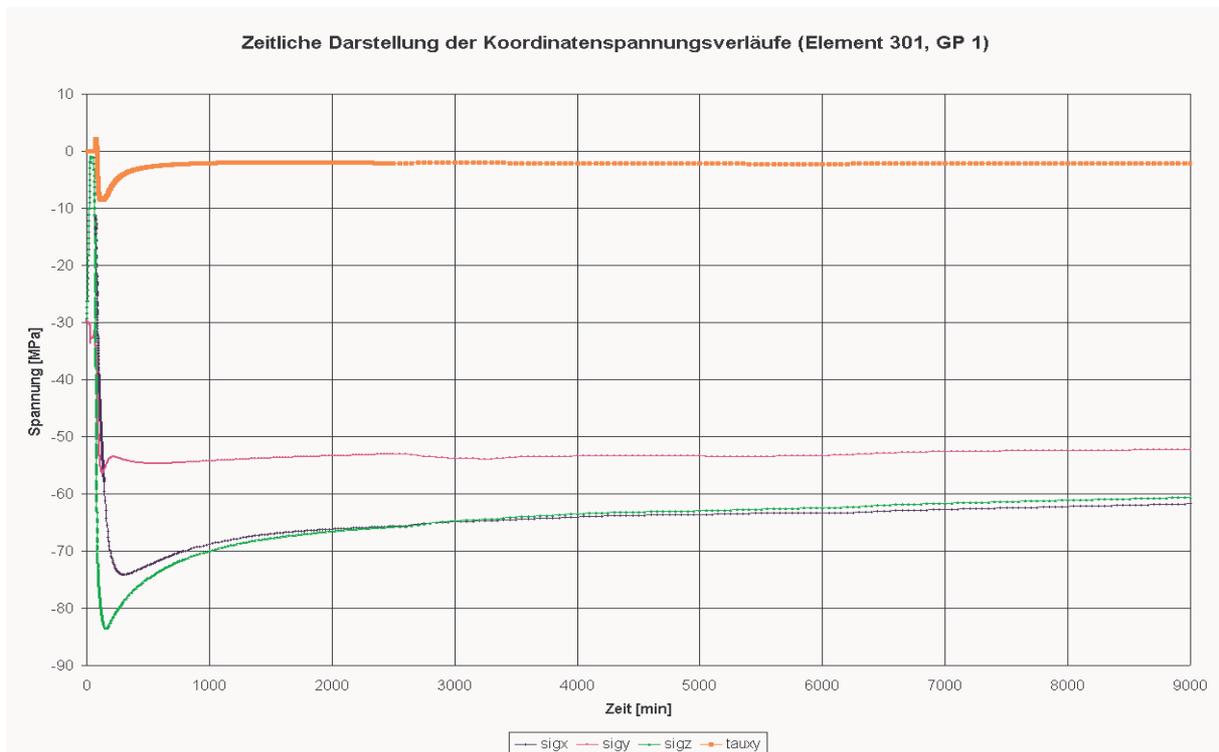


Bild 6.5: Darstellung der Koordinatenspannungsverläufe im Element 301 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

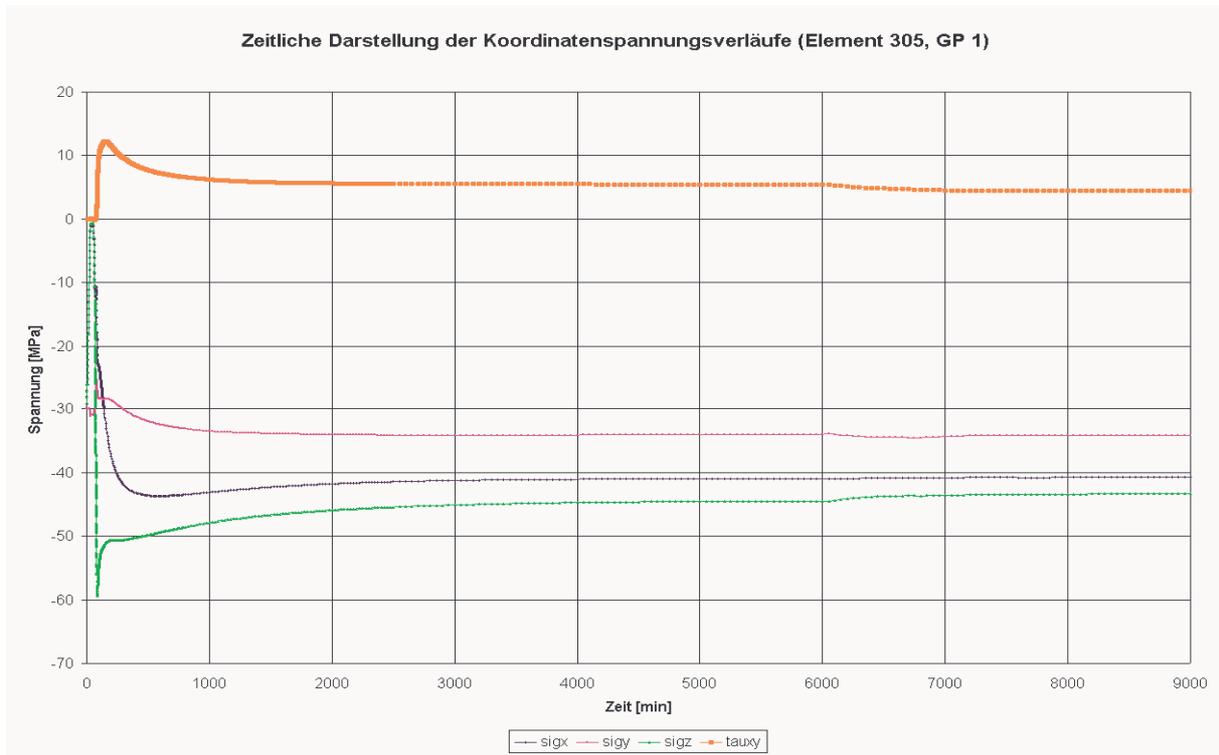


Bild 6.6: Darstellung der Koordinatenspannungsverläufe im Element 305 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

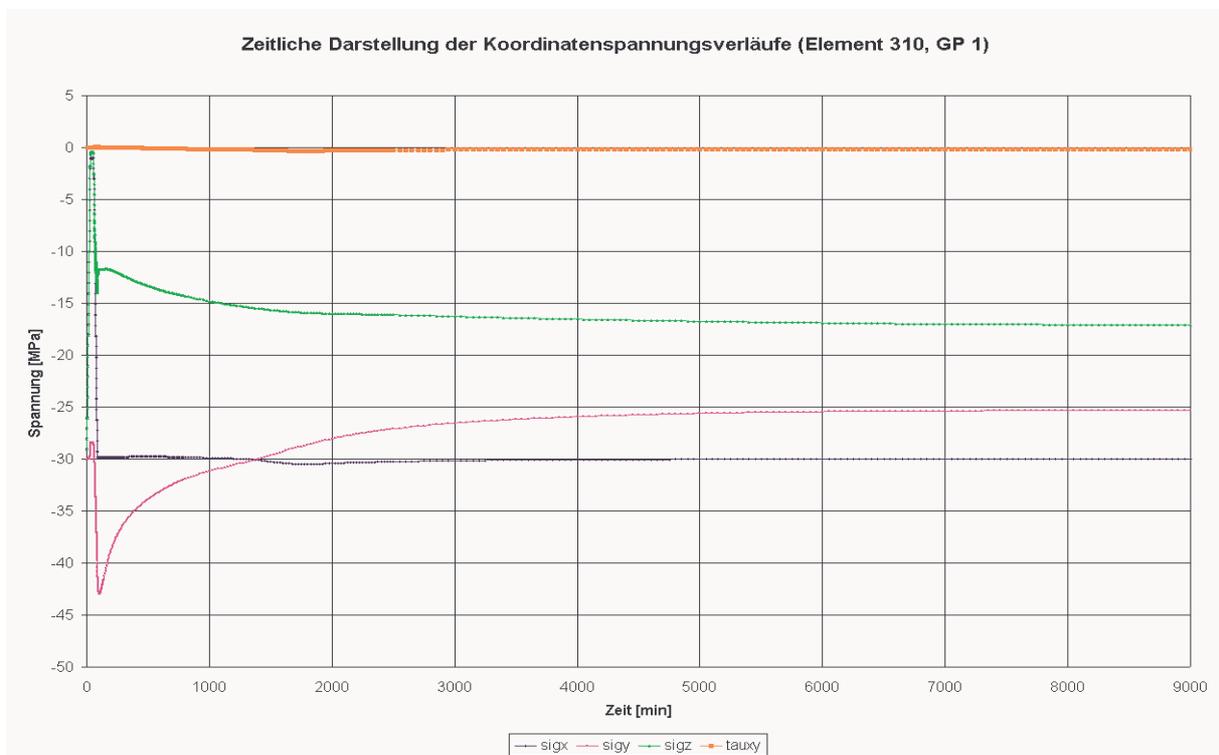


Bild 6.7: Darstellung der Koordinatenspannungsverläufe im Element 310 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

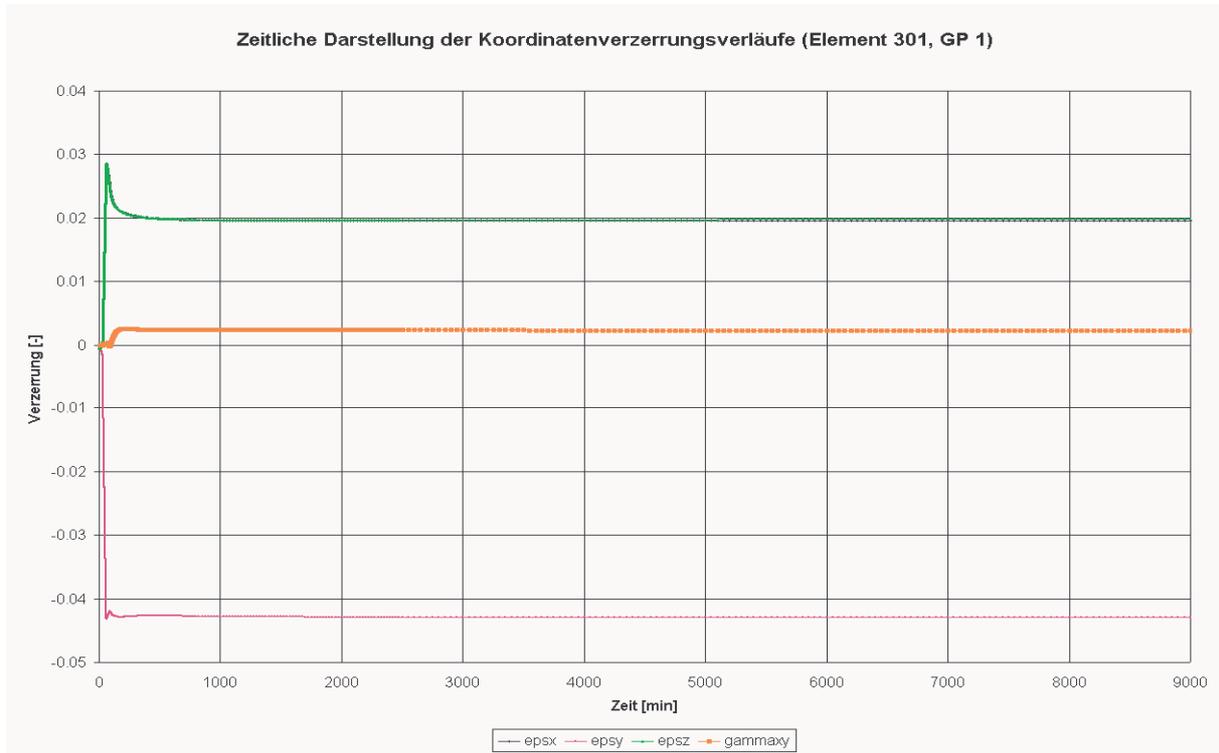


Bild 6.8: Darstellung der Koordinatenverzerrungsverläufe im Element 301 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

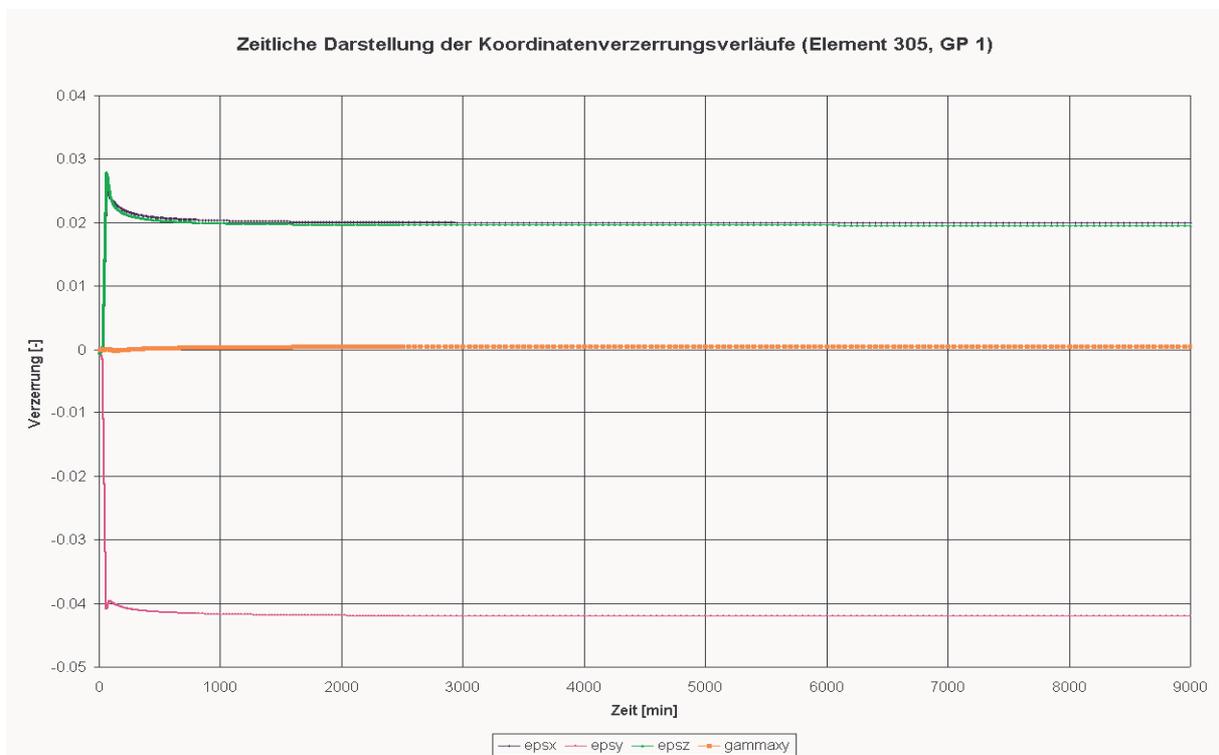


Bild 6.9: Darstellung der Koordinatenverzerrungsverläufe im Element 305 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

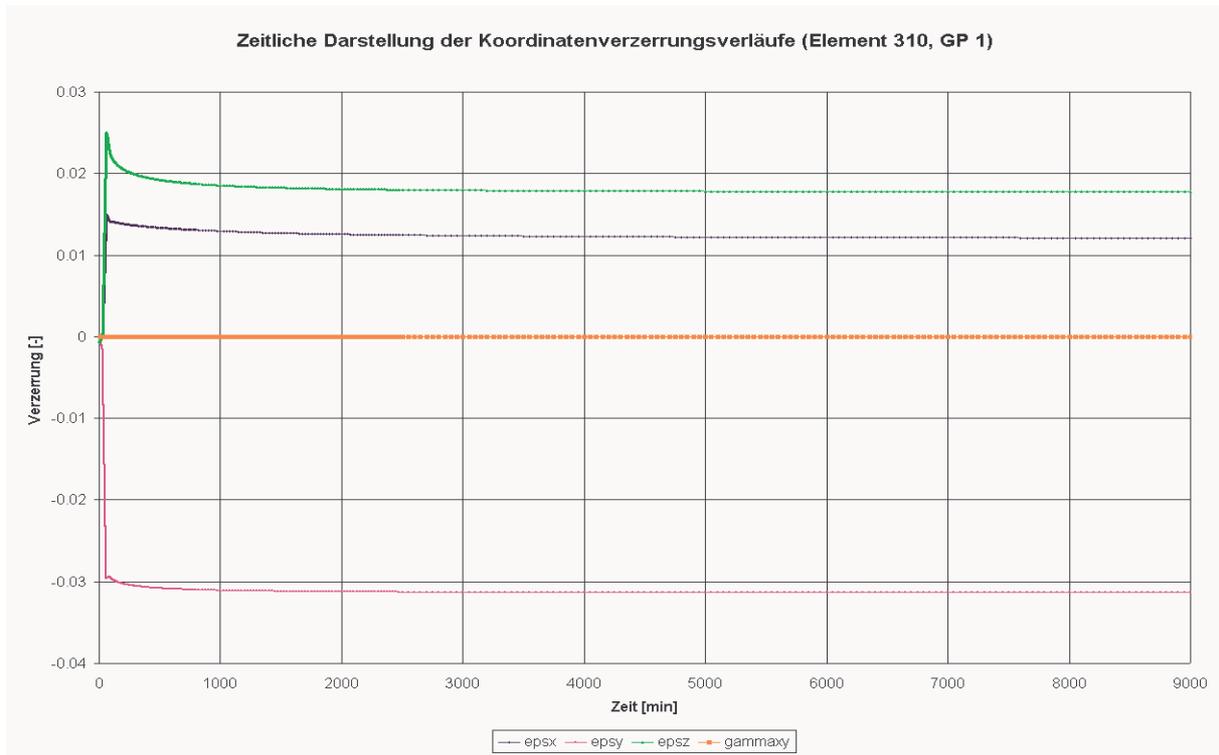


Bild 6.10: Darstellung der Koordinatenverzerrungsverläufe im Element 310 über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d)

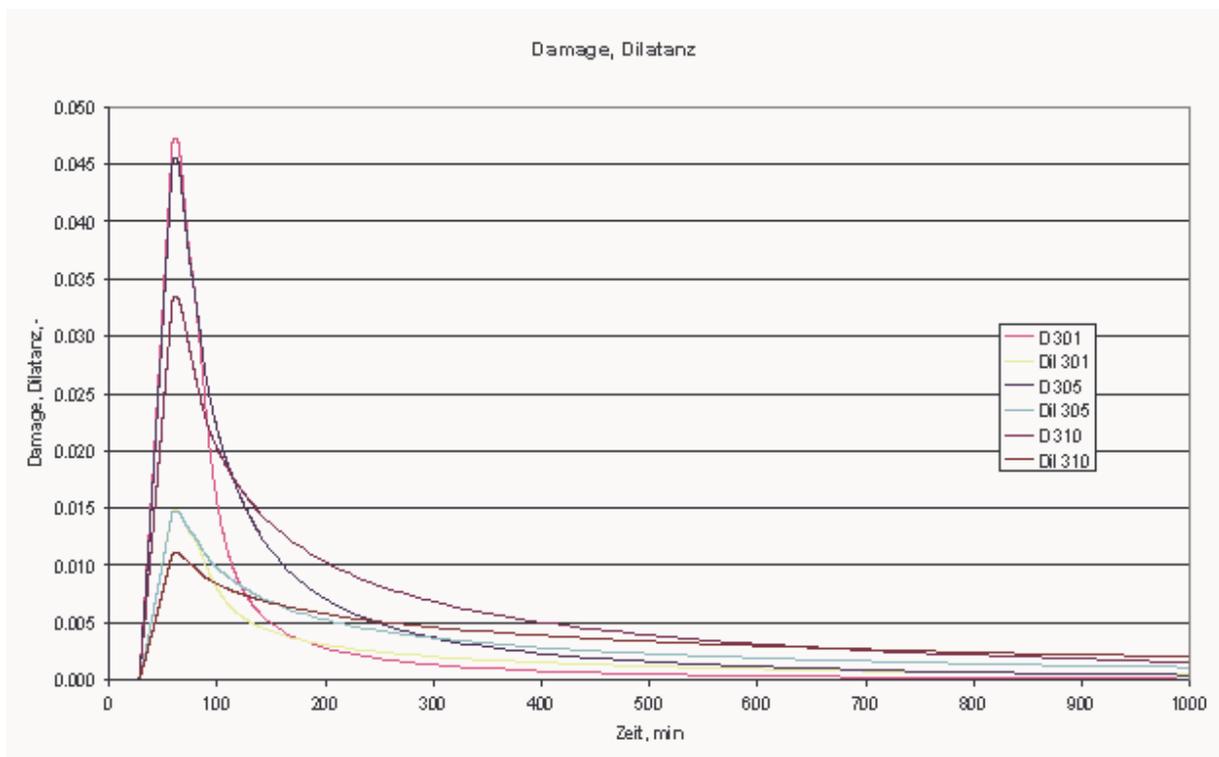


Bild 6.11: Schädigung und Dilatanz über die ersten 1000 min



In Bild 6.5 sind zunächst die Koordinatenspannungen σ über die Zeit t im Element 301 dargestellt. Da das Element 301 in der Mitte des Prüfkörpers liegt (auf der Mittelachse des radialsymmetrischen Modells), können direkt keine Aussagen über die Erwartungswerte getroffen werden. Allerdings kann davon ausgegangen werden, dass die Spannungen im Prüfkörper nicht allzu sehr von den auf die untere Stahlplatte bzw. auf die äußere Mantelfläche aufgebrachten Beanspruchungen abweichen (= konstanter Spannungszustand im mittleren Prüfkörperbereich entsprechend der äußeren Beanspruchung). Nachdem der Lateraldruck σ_x/σ_z wieder auf $\sigma_x/\sigma_z = 29,5$ MPa angestiegen ist (bei etwa $t = 77$ min), werden im Element 301 nicht erklärliche extreme Spannungskonzentrationen in allen Koordinatenrichtungen verzeichnet. Obwohl die Axialspannung σ_y über die Versuchsdauer konstant bei $\sigma_y = 30$ MPa gehalten wird, nimmt auch sie nach der Phase des Lateraldruckanstiegs signifikant zu und pendelt sich über die gesamte Versuchsdauer bei etwa $\sigma_y = 53$ MPa ein. Beide Lateralspannungskomponenten σ_x/σ_z bleiben auf einem ähnlich hohen Niveau.

Bild 6.6 stellt die Koordinatenspannungen σ über die Zeit t im Element 305 dar. Auch in diesem Element sind keine direkten Aussagen über die Erwartungen möglich. Allerdings gilt auch hier die gleiche Argumentation wie für das Element 301. Während sich die Axialspannung σ_y über die Versuchsdauer konstant bei $\sigma_y = 33$ MPa gehalten hat und damit in der Größenordnung des erwarteten Ergebnisses liegt, treten bei den Lateralspannungen wieder große Spannungsspitzen nach dem rechnerischen Anstieg der Mantelspannung σ_x/σ_z auf. Gleichzeitig treten hohe Schubspannungen im betrachteten Element 305 auf.

Bild 6.7 stellt die Koordinatenspannungen σ über die Zeit t im Element 310 dar. Da dieses Element an der äußeren Berandung des Prüfkörpers liegt (Mantelfläche), lässt sich hier die Randbedingung $\sigma_x = 29,5$ MPa prüfen. Sie wird nach der lateralen Beanspruchungserhöhung nach $t = 77$ min im Grundsatz gut eingehalten. Da bei einem radialsymmetrischen Prüfkörpermodell $\sigma_x = \sigma_z$ gilt, fällt auf, dass diese Spannungsrandbedingung nicht erfüllt ist. Die Axialspannung σ_y pendelt sich nach einem kurzen Anstieg nach der Phase der Beanspruchungserhöhung auf einen Wert von $\sigma_y = 25$ MPa ein und entspricht damit ebenfalls nicht den Erwartungen.

Die Bilder 6.8 bis 6.10 zeigen in den jeweiligen Elementen 301, 305 und 310 die Koordinatenverzerrungen. Gut zu erkennen sind die durch die vorangegangene Schädigungsphase stärker gedehnten Bereiche in radialer Richtung, in denen sich die Auflockerungen gebildet haben, die



in der Verheilungsphase wieder rückgebildet werden, so dass sich dann in radialer Richtung eine deutliche Stauchung des Prüfkörpers ergeben muss.

Bild 6.11 zeigt zusammenfassend den berechneten Dilatanz- und Schädigungsrückgang für alle drei Elemente in einer Darstellung. Im Grundsatz entspricht dieses Bild den Erwartungen.

Da jedoch die berechneten Spannungen über die Zeit nach Anstieg der Lateralbeanspruchung und damit im Übergang in die Verheilungsphase allesamt von den erwarteten Ergebnissen signifikant abweichen, soll anhand von flächenhaften Darstellungen der Lateralspannung σ_x und der Axialspannung σ_y zu zwei Zeitpunkten der gesamte Querschnitt des halben Prüfkörpers gezeigt und bewertet werden. Dazu werden die Zeitpunkte

- $t = 58$ min zum Ende der Schädigungsphase und
- $t = 9000$ min zum Ende der Verheilungsphase

gewählt.

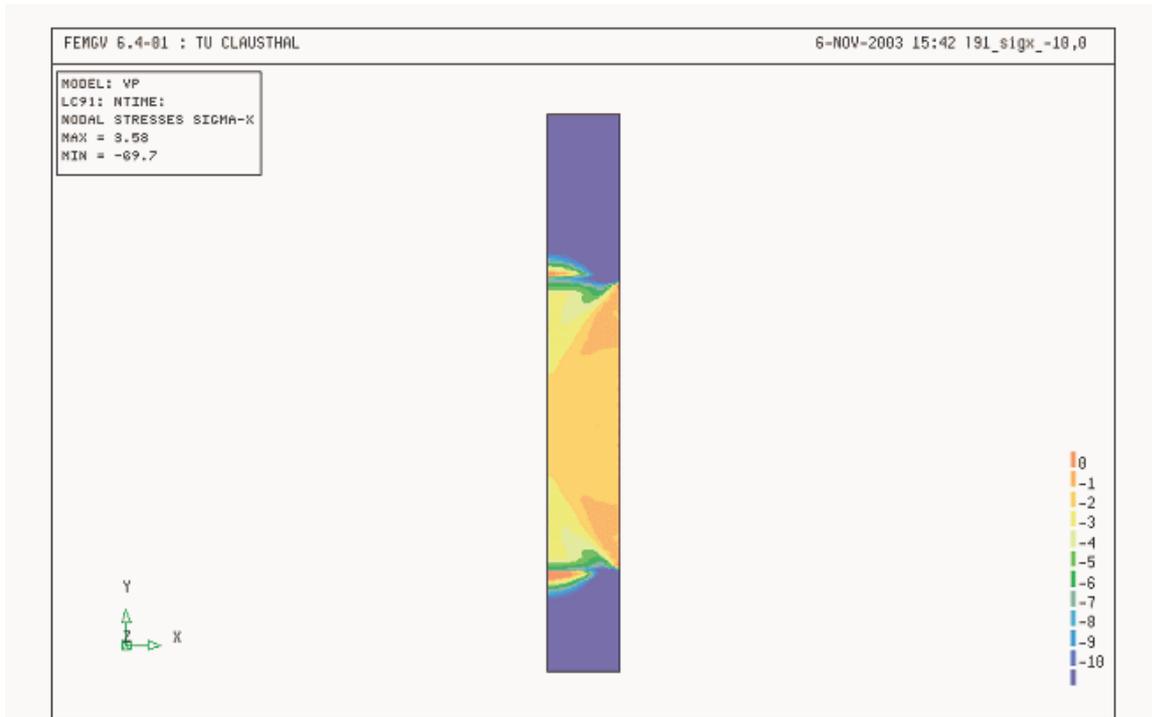


Bild 6.12: Flächenplot σ_x , Ende der Schädigungsphase ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$,

$$\sigma_x = 1 \text{ MPa}$$

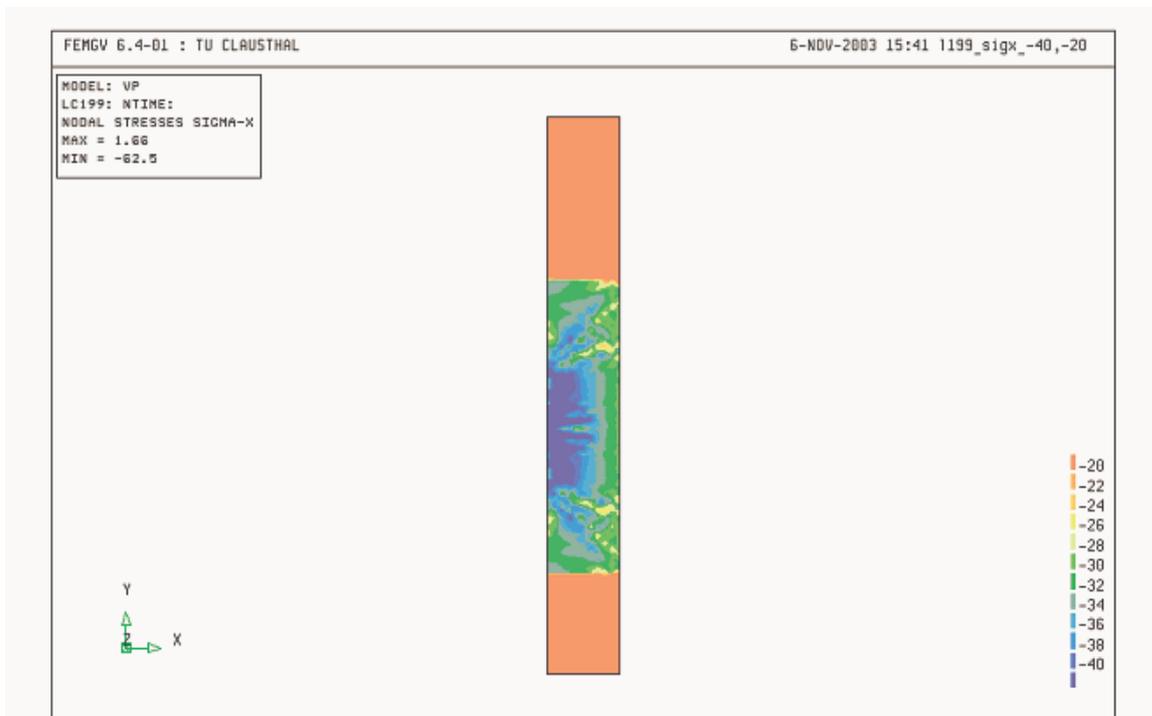


Bild 6.13: Flächenplot σ_x , Ende der Verheilungsphase ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30$

$$\text{MPa}, \sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$$

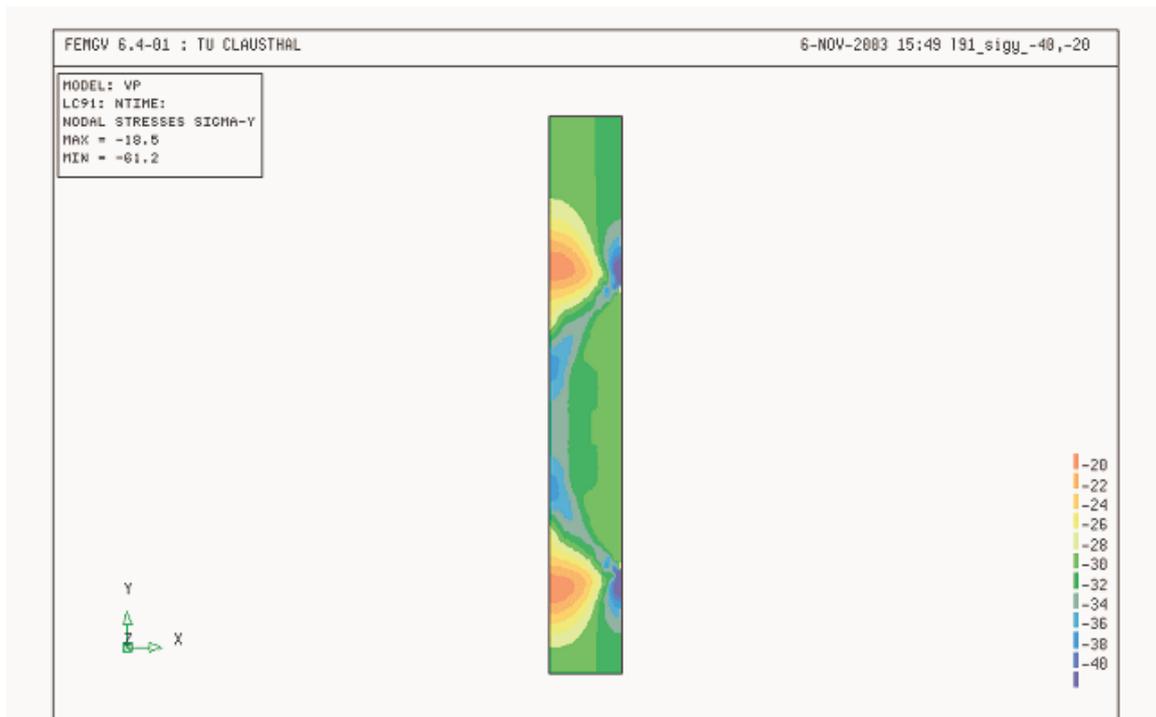


Bild 6.14: Flächenplot σ_y , Ende der Schädigungsphase ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$,

$$\sigma_x = 1 \text{ MPa}$$

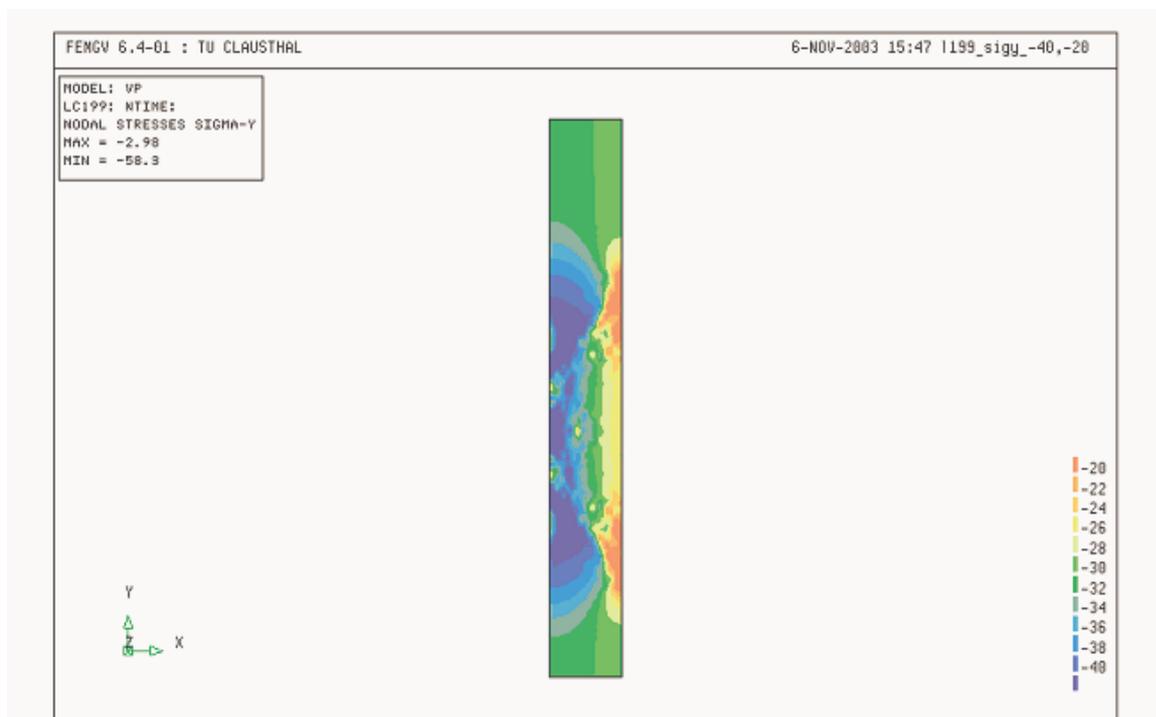


Bild 6.15: Flächenplot σ_y , Ende der Verheilungsphase ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30$

$$\text{MPa}, \sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$$



Bild 6.12 zeigt die Radialspannungsverteilung σ_x am Ende der Schädigungsphase. Die prüfbare Randbedingung $\sigma_x = 1$ MPa am Rand des Prüfkörpers (Mantelfläche) wurde eingehalten. Gleichzeitig ist zu erkennen, dass dieser Spannungszustand sich auch im Inneren des Prüfkörpers eingestellt hat. Dieser Verlauf entspricht den Erwartungen.

Bild 6.13 entspricht mit den am Ende der Verheilungsphase berechneten Spannungen jedoch nicht mehr den Erwartungen. Während sich im Außenbereich die Spannung $\sigma_x = 30$ MPa eingestellt hat – dieser Zahlenwert entspricht der Randbedingung – ist im Inneren des Prüfkörpers ein starker Anstieg mit sehr unregelmäßiger Verteilung der Spannung zu verzeichnen. Dieses Ergebnis ist vorerst nicht zu erklären.

Ähnliches zeigen die Bilder 6.14 und 6.15 in Bezug auf die Axialspannung σ_y . Zum Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min) entspricht die Spannungsverteilung im Prüfkörper voll und ganz den Erwartungen. Bild 6.15 zeigt hingegen nach Ende der Verheilungsphase eine Spannungskonzentration in Prüfkörpermitte mit $\sigma_y > 40$ MPa und einen deutlichen Spannungsabfall am äußeren Rand mit $\sigma_y = 26$ MPa. Dieses Ergebnis entspricht damit ebenfalls nicht den Erwartungen.

Zur besseren Visualisierung werden nachfolgend in den Bildern 6.16 bis 6.19 Schnitte durch den Prüfkörper mit detaillierter Darstellung der Zustandsgrößenverteilung gezeigt.

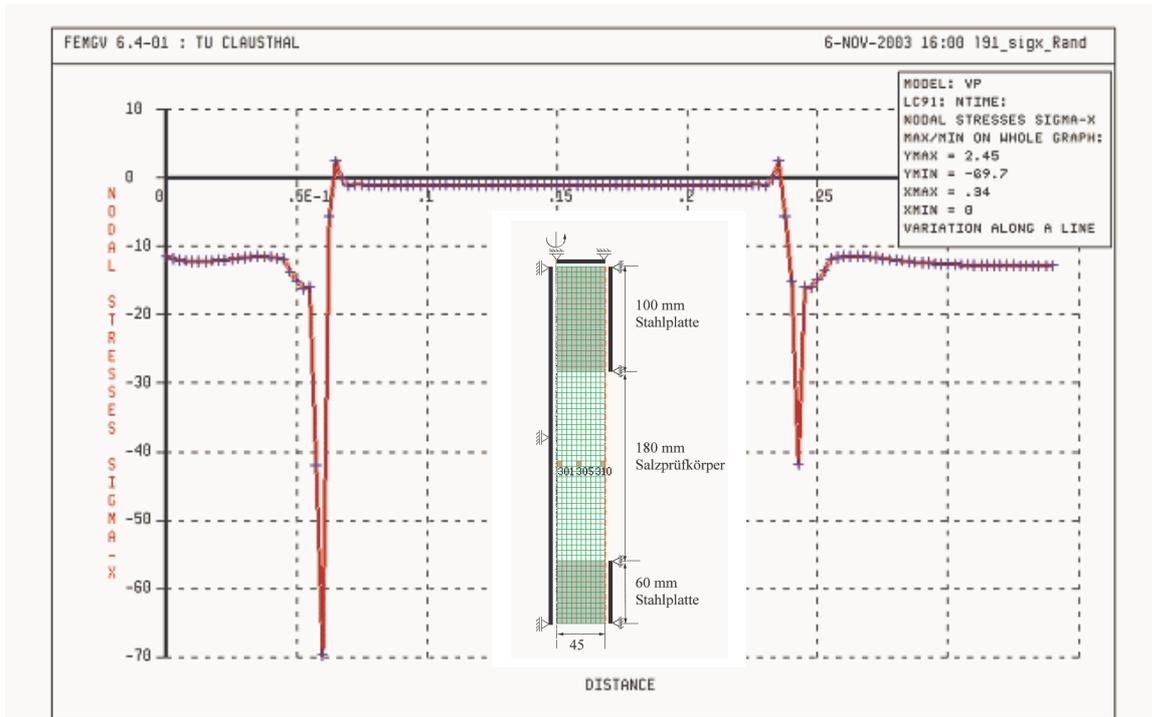


Bild 6.16: Vertikalschnitt σ_x an der Mantelfläche (Kontrolle der Randbedingung), Ende der Schädigungsphase ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$

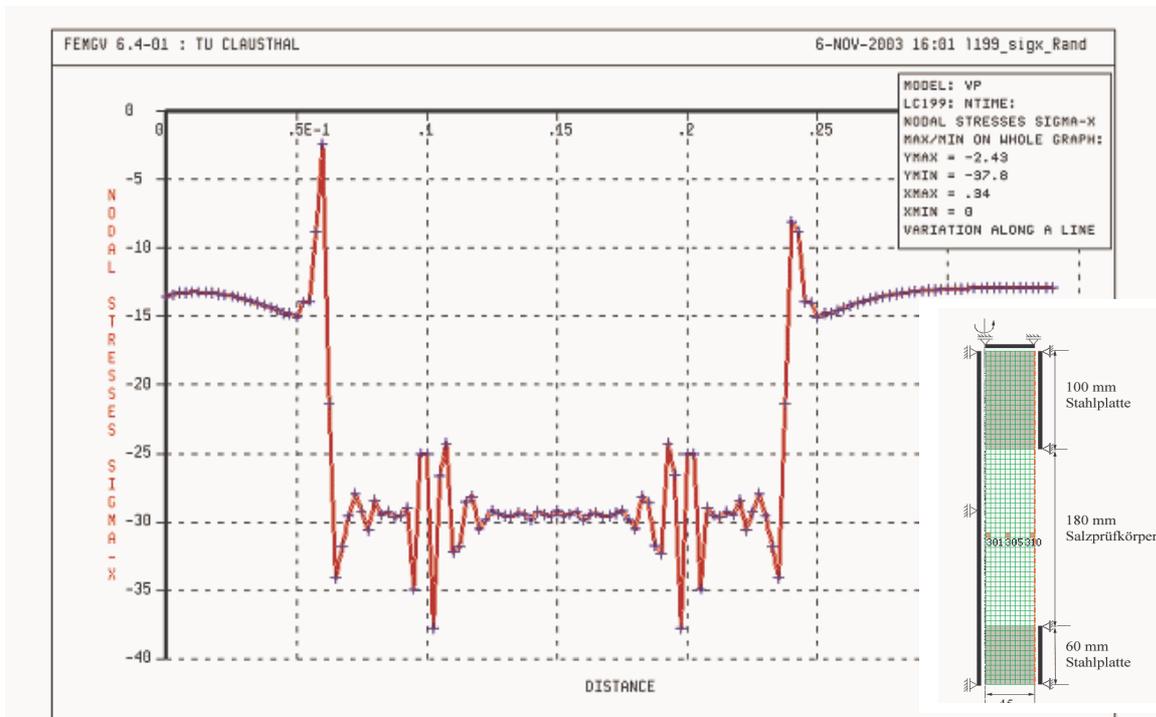


Bild 6.17: Vertikalschnitt σ_x an der Mantelfläche (Kontrolle der Randbedingung), Ende der Verheilungsphase ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$

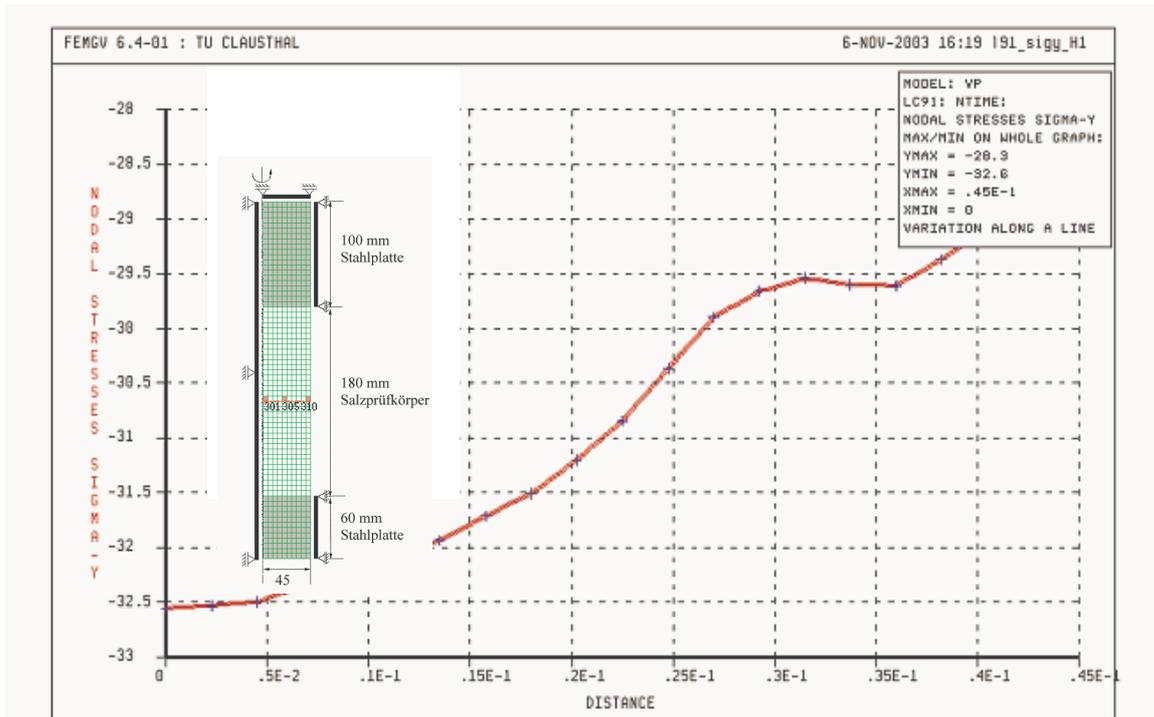


Bild 6.18: Horizontalschnitt σ_y in der Prüfkörpermitte, Ende der Schädigungsphase

($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$



Bild 6.19: Horizontalschnitt σ_y in der Prüfkörpermitte, Ende der Verheilungsphase

($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$



Die Bilder 6.16 und 6.17 zeigen den Verlauf der Lateralspannungen σ_x (Randbedingung) am äußeren Rand des Prüfkörpers, einmal am Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min, Randbedingung $\sigma_x = 1$ MPa) und einmal am Ende der Verheilungsphase ($t = 9000$ min, Randbedingung $\sigma_x = 29,5$ MPa). Beide Darstellungen belegen, dass die Randbedingungen eingehalten wurden. Die Ergebnisse entsprechen daher den Erwartungen.

Die Bilder 6.18 und 6.19 zeigen den Verlauf der Axialspannungen σ_y durch einen Horizontalschnitt auf halber Höhe des Prüfkörpers. Erwartet werden Zahlenwerte von $\sigma_y = 30$ MPa. Während nach Ende der Schädigungsphase diese Randbedingung noch etwa eingehalten wird, weicht der Spannungsverlauf nach Ende der Verheilungsphase deutlich von diesem Zahlenwert ab.

Bild 6.18 zeigt die Spannungsverteilung zum Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min). Zur Prüfkörpermitte hin konzentrieren sich die Spannungen etwa auf Zahlenwerte von $\sigma_y = 32,5$ MPa, zum äußeren Rand des Prüfkörpers nehmen sie ab auf $\sigma_y = 28,3$ MPa. Integral ist aber die Spannungsverteilung von $\sigma_y = 30$ MPa gegeben und das Ergebnis entspricht weitgehend den Erwartungen.

Bild 6.19 zeigt hingegen die sehr ungleichförmige Spannungsverteilung mit Spitzenwerten von $\sigma_y = 58,9$ MPa in der Prüfkörpermittelachse und $\sigma_y = 22,5$ MPa am Außenrand. Diese Spannungsverteilung auch noch mit einer deutlichen Spannungsspitze/Spannungssenke etwa in der Mitte der Hälfte des Querschnitts entspricht nicht dem erwarteten Ergebnis und ist auch nicht plausibel erklärbar.

Zur weiteren Kontrolle sollen auch noch flächenhafte Darstellungen der Schädigung und der Dilatanz gezeigt werden.

Bild 6.20 und Bild 6.22 zeigen die Schädigung und die Dilatanz zum Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min). Die Zahlenwerte für die Schädigung $D = 5$ % und für die Dilatanz $\varepsilon_{\text{vol}} = 1,4$ % aus dem Laborversuch werden mit guter Übereinstimmung auch numerisch erhalten.

Bild 6.21 und Bild 6.23 zeigen jeweils, dass zum Ende der Verheilungsphase die Schädigung mit $D \approx 4 \cdot 10^{-5}$ und die Dilatanz mit $\varepsilon_{\text{vol}} = 2 \cdot 10^{-5}$ weitestgehend zurückgebildet worden sind.

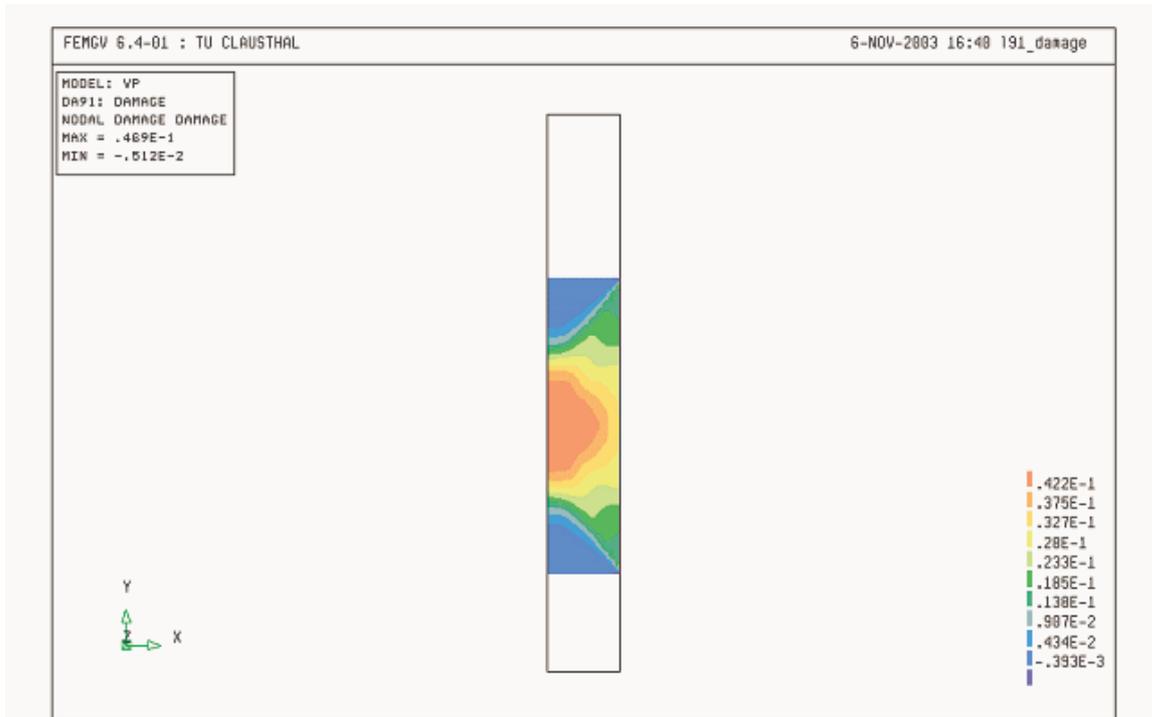


Bild 6.20: Flächenplot Schädigung D , Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min), Belastung $\sigma_y = 30$ MPa, $\sigma_x = 1$ MPa

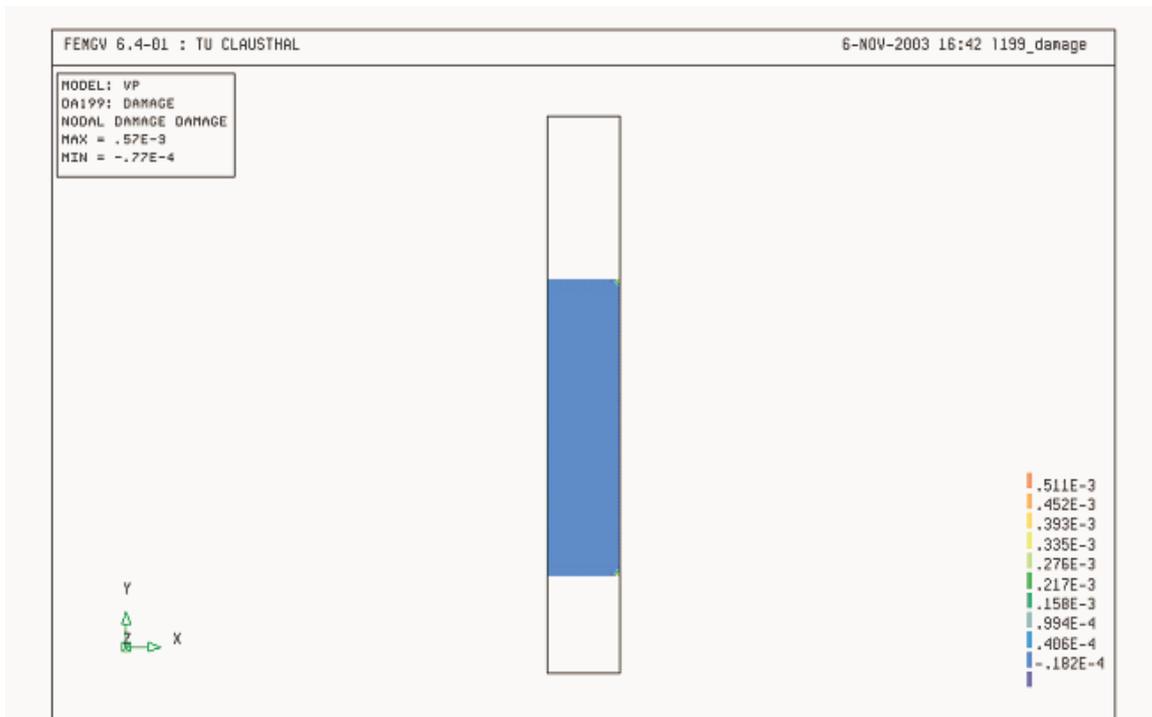


Bild 6.21: Flächenplot Schädigung D , Ende der Verheilungsphase ($t = 9000$ min), Belastung $\sigma_y = 30$ MPa, $\sigma_x = 29,5$ MPa

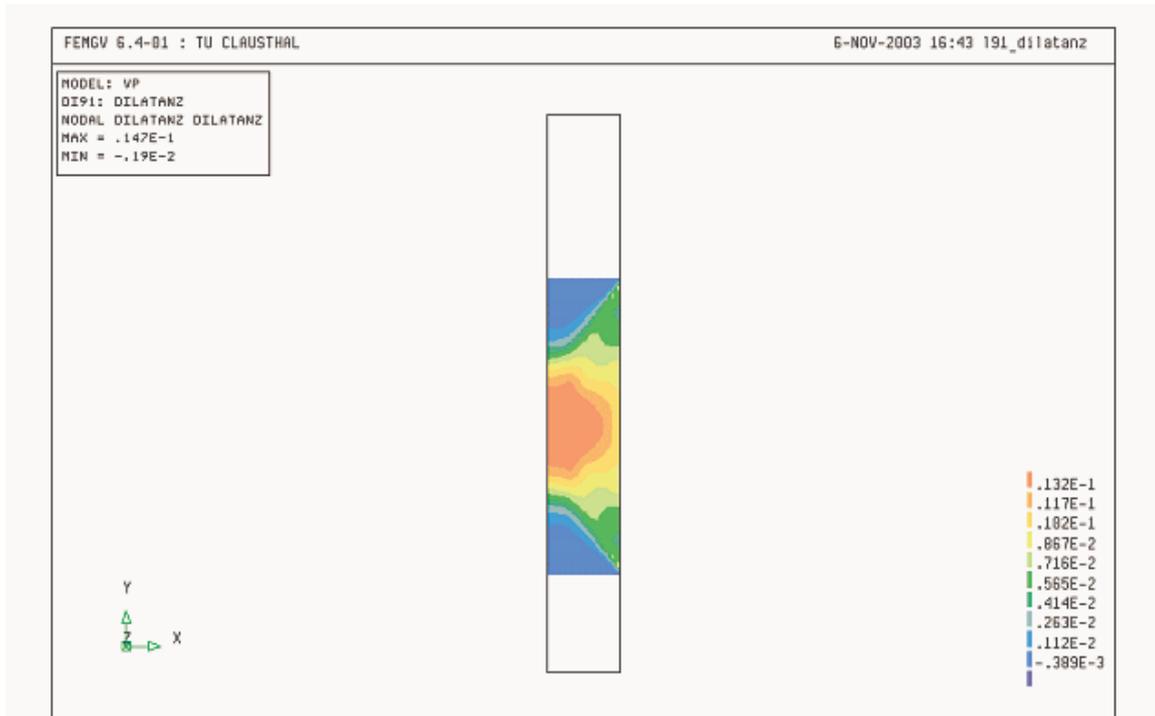


Bild 6.22: Flächenplot Dilatanz ϵ_{vol} , Ende der Schädigungsphase ($t = 58$ min), Belastung $\sigma_y = 30$ MPa, $\sigma_x = 1$ MPa

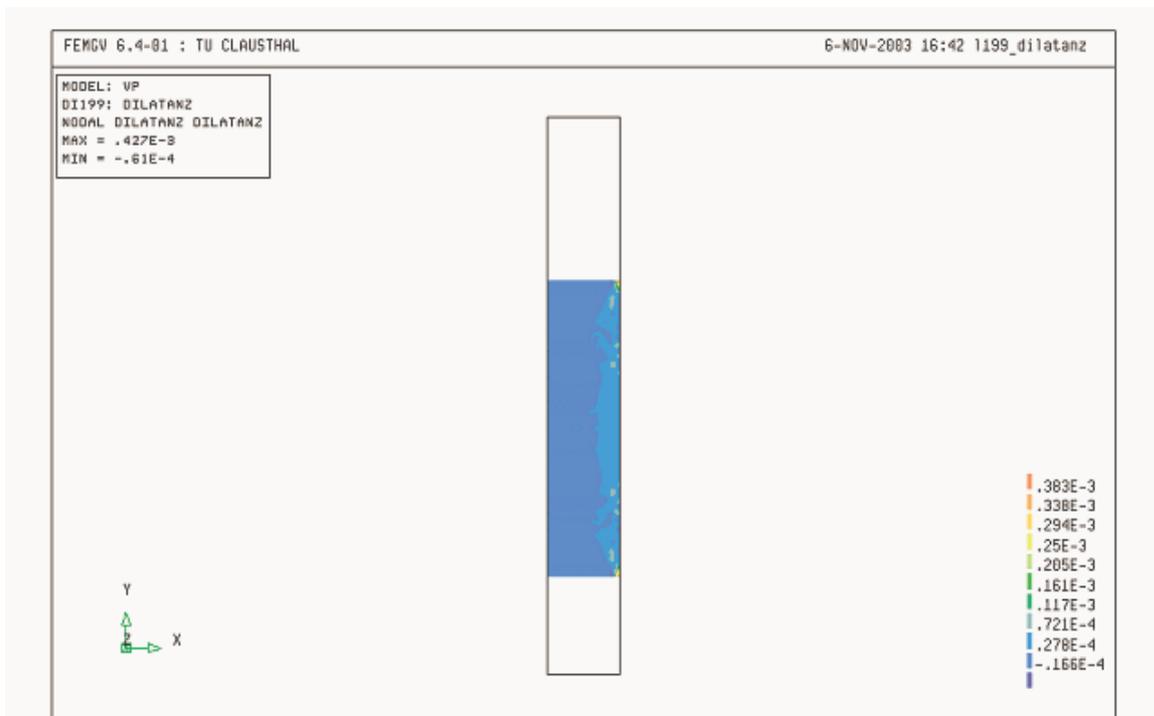


Bild 6.23: Flächenplot Dilatanz ϵ_{vol} , Ende der Verheilungsphase ($t = 9000$ min), Belastung $\sigma_y = 30$ MPa, $\sigma_x = 29,5$ MPa



6.1.4 Interpretation der Ergebnisse

Die Ergebnisse der durchgeführten Berechnungen lassen folgende Defizite erkennen:

- Nach Auswertung der zeitabhängigen Spannungsverläufe in den drei repräsentativen Elementen 301, 305 und 310 zeigten sich unmittelbar nach Einsetzen der Verheilung im Stoffmodell *Hou/Lux* – etwa bei Erreichen des Beanspruchungszustandes 30/7 MPa Axial-/ Radialspannung – in der Rissschließungsphase erneut starke Anstiege der Spannungen mit Spitzenwerten von etwa 70 MPa.
- Die Darstellung der Spannungen über die Prüfkörperfläche zu ausgewählten Zeitpunkten am Ende der Schädigungsphase und am Ende der Verheilungsphase zeigt, dass die für die Schädigung ausgewerteten Spannungsplots plausibel sind. Das Problem lässt sich daher auf die einsetzende Rissschließungsphase in der Verheilung eingrenzen.
- Zur Untermauerung der Theorie, dass das um den Verheilungsansatz erweiterte Stoffmodell *Hou/Lux* noch Defizite gerade im Bereich der Verheilung aufweist, sollen zwei Vergleichsberechnungen Aufschluss geben:
 - (1) Vergleichsberechnung mit dem Stoffmodell *Lubby2*
 - (2) Vergleichsberechnung mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* mit deaktivierter Verheilung.

Durch die Berechnung mit dem Stoffmodell *Lubby2* sollen einerseits die Spannungszustände des Prüfkörpers über die Zeit und andererseits die flächenhafte Verteilung der Spannungen zu ausgewählten Zeitpunkten dargestellt werden, um Referenzwerte dafür zu erhalten, wie sich die Spannungen unabhängig von der Berücksichtigung von Schädigung und Dilatanz im relativ komplexen Tragwerksmodell des Vollprüfkörpers mit im Verbund angeschlossenen Stahlplatten ausbilden. Damit sollen die Einflüsse der Stahlplatten auf den Beanspruchungszustand im Steinsalzprüfkörper visualisiert werden.

Durch den Berechnungslauf mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* bei deaktivierter Verheilung können die Darstellungen der Spannungsentwicklungen über die Zeit miteinander verglichen werden, woraus ein Rückschluss auf den Einfluss der Schädigungsphase möglich ist.



6.2 Vergleichsberechnung mit *Lubby2*

Die Kennwerte für das Stoffmodell *Lubby2* sind der folgenden Tabelle zu entnehmen:

<i>Lubby2</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$
k_1	1/MPa	-0,191
k_2	1/MPa	-0,168
m	1/MPa	-0,247
l	1/K	0
T	K	295
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$
k_{1E}	1/MPa	-0,191
l_{1E}	1/K	-

Tabelle 6.1: *Lubby2*-Parameter

Der Berechnungsablauf ist der gleiche wie bereits zuvor geschildert. Auf eine Wiederholung der Darstellung wird hier verzichtet.

Da mit dem Stoffmodell *Lubby2* eine volumentreue Deformation modelliert wird, können weder Schädigung noch Dilatanz erfasst werden, so dass für diese Parameter nur der Zahlenwerte $\equiv 0$ ausgegeben werden.

Die Bilder 6.24 und 6.25 zeigen die Spannungsverläufe der drei Elemente 301, 305 und 310 zusammengefasst in einem Bild. Bild 6.24 stellt den gesamten Versuchszeitraum bis zum Zeitpunkt $t = 9000$ min dar, während Bild 6.25 nur ein Zeitfenster bis $t = 1000$ min zeigt, damit die Beanspruchungszunahme ab dem Zeitpunkt $t = 58$ min besser kontrolliert werden kann. Wie erwartet pendelt sich die Radialspannung σ_x nach der Beanspruchungszunahme wieder auf den Wert $\sigma_x = 29,5$ MPa in allen betrachteten Elementen ein. Dieser Wert bleibt bis zum Simulationsende bei $t = 9000$ min konstant.



Bild 6.26 zeigt für die im Rahmen der Auswertung näher betrachteten Elemente den Verlauf der Verzerrungen. Da das Stoffmodell *Lubby2* keine Gefügeschädigung berücksichtigt, gehen die radialen Verzerrungen nach der Beanspruchungserhöhung wieder vollständig zurück.

Aufgrund der fehlenden Schädigungs- und Dilatanzberechnung zeigt Bild 6.27 keine Verläufe für Schädigung und Dilatanz.

Die Berechnungsergebnisse entsprechen damit vollständig den Erwartungen.

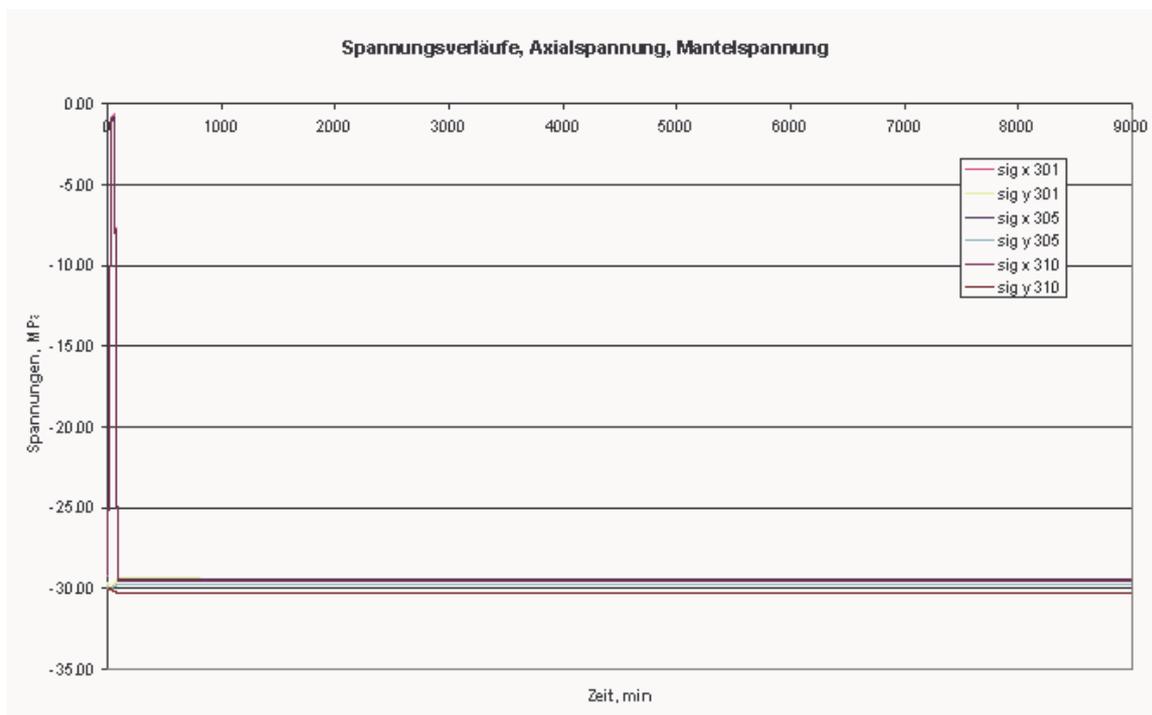


Bild 6.24: Darstellung der Spannungsverläufe über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d) (Stoffmodell: *Lubby2*)

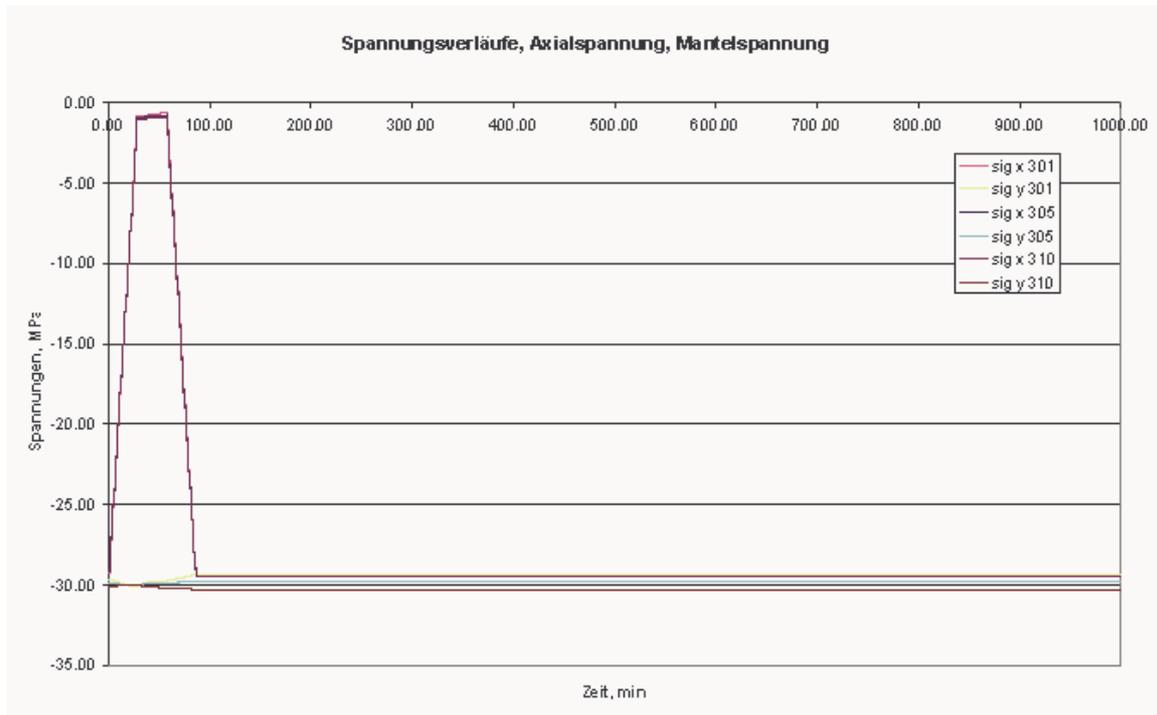


Bild 6.25: Darstellung der Spannungsverläufe über die ersten 1000 min zum Vergleich der Belastungskurve (Stoffmodell: Lubby2)

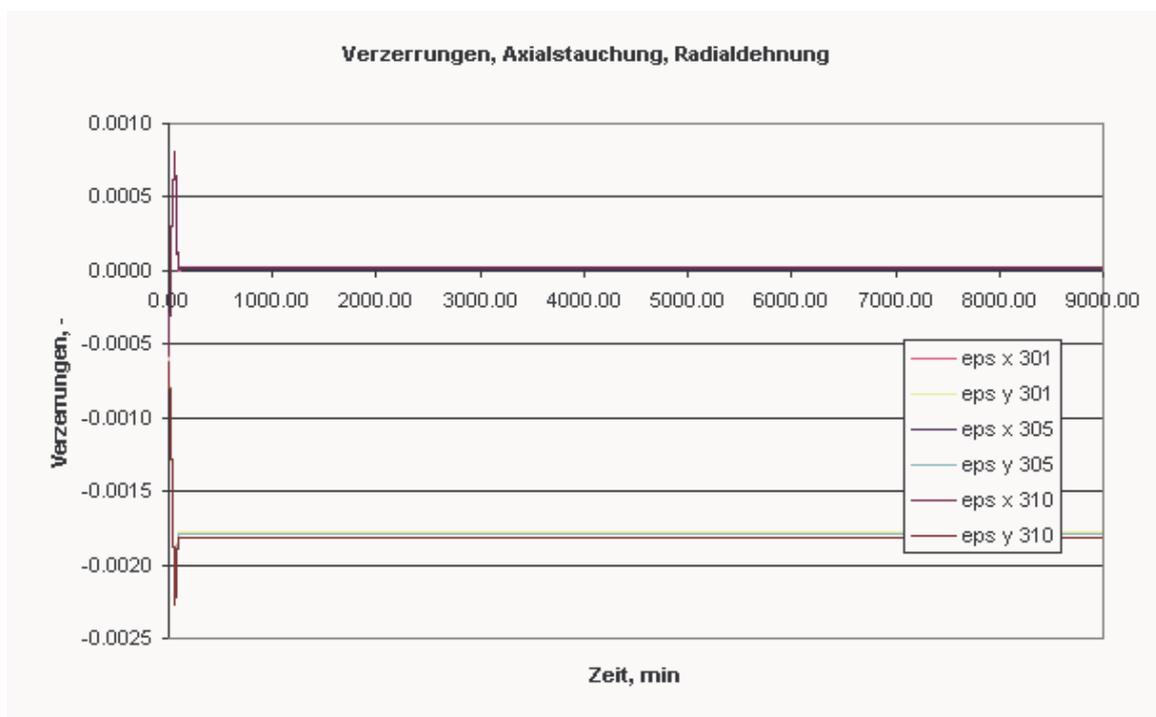


Bild 6.26: Darstellung der Axial- und Radialverzerrungen über die gesamte Versuchszeit von 9000 min (6,25 d) (Stoffmodell: Lubby2)

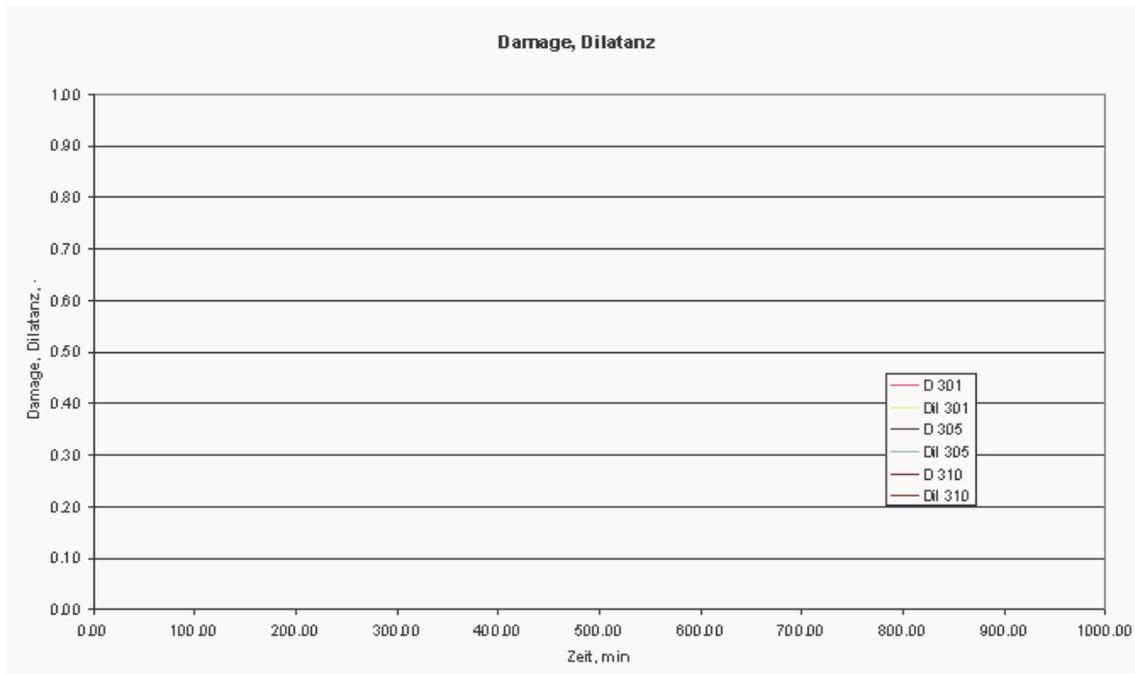


Bild 6.27: Darstellung der Schädigungs- und Dilatanzverläufe über die ersten 1000 min (Stoffmodell *Lubby2*)

Zur weiteren Vertiefung zeigen die Bilder 6.28 bis 6.31 flächenhafte Darstellungen der Radialspannungen σ_x und der Axialspannungen σ_y zum Zeitpunkt $t = 58$ min, entsprechend dem Zeitpunkt unmittelbar nach der Schädigungsphase und zum Zeitpunkt $t = 9000$ min entsprechend dem Zeitpunkt nach der Verheilung am Versuchsende. Mit diesem Vergleich soll die Einhaltung der Randbedingungen einerseits überprüft werden und andererseits in einem Vergleich Aufschluss über die Plausibilität der Ergebnisse des Stoffmodells *How/Lux* mit Schädigung und Verheilung erhalten werden.

Bild 6.40 zeigt die Radialspannung zum Zeitpunkt $t = 58$ min. Die überprüfbare Randbedingung $\sigma_x = 1$ MPa wird eingehalten. Bild 6.28 ähnelt mit wenigen Abweichungen Bild 6.12. Die Abweichungen sind durch die Ausbildung der Schädigung im Prüfkörper zu erklären. Damit scheinen die starken Abweichungen von den erwarteten und durch Berechnungen mit dem Stoffmodell *Lubby2* auch belegten Ergebnissen nur in der Verheilungsphase zu finden zu sein.

Analog gilt dieser Befund auch für Bild 6.30 im Vergleich zu Bild 6.14 bei den flächenhaften Darstellungen und den Bildern 6.16 und 6.32 sowie den Bildern 6.17 und 6.33 mit Darstellung



der Spannungsverläufe in Vertikalschnitten entlang der äußeren Berandung (Mantelfläche) zur Überprüfung der Einhaltung der Randbedingung.

Signifikante Abweichungen in den Berechnungsergebnissen offenbaren sich dagegen bei der vergleichenden Betrachtung der Radialspannungen σ_x sowie der Axialspannungen σ_y zum Versuchsende (Zeitpunkt $t = 9000$ min). Dazu sind die Bilder 6.13 und 6.15 im Vergleich zu den Bildern 6.29 und 6.31 zu sehen. Aus den Bildern 6.29 und 6.31 kann der eigentlich nach erfolgter Verheilung erwartete Spannungszustand im Prüfkörper ersehen werden. Die Bilder 6.17 und 6.19 zeigen im Vergleich zu den Bildern 6.33 und 6.35 die Radialspannungen σ_x im Vertikalschnitt bzw. die Axialspannungen σ_y im Horizontalschnitt jeweils am Berechnungsende zum Zeitpunkt $t = 9000$ min. Hier sind die Abweichungen bei den Lateralspannungen σ_x noch mäßig, bei den Vertikalspannungen σ_y dagegen gravierend.

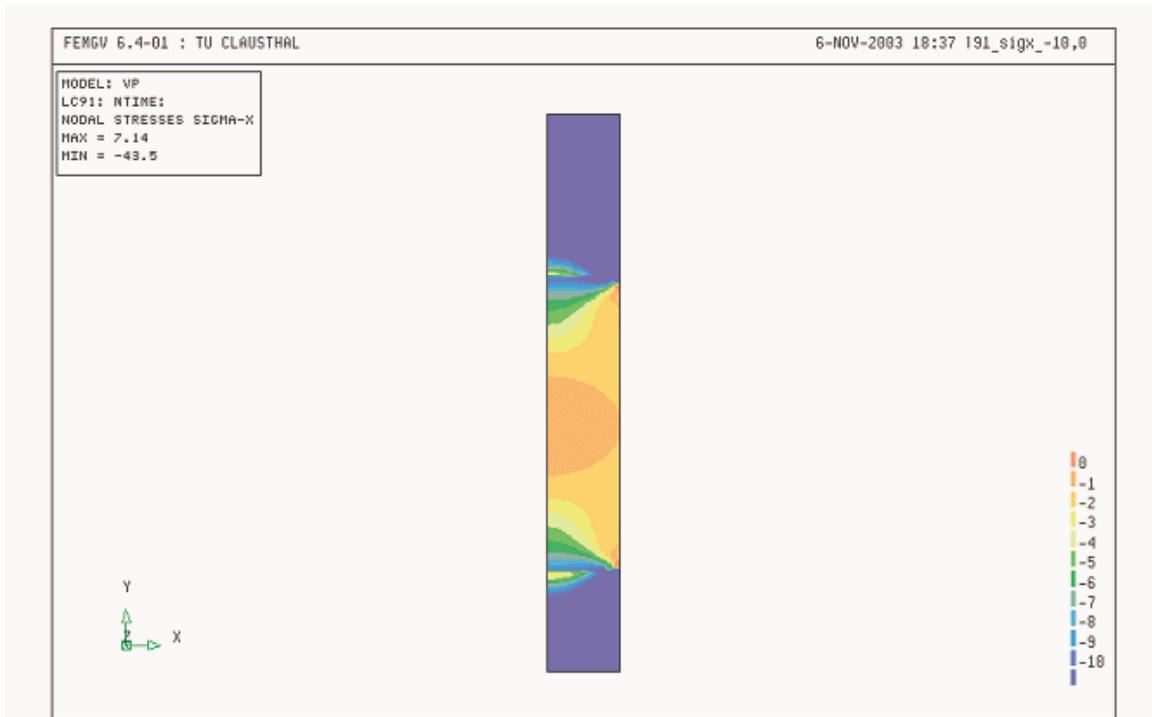


Bild 6.28: Flächenplot σ_x ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

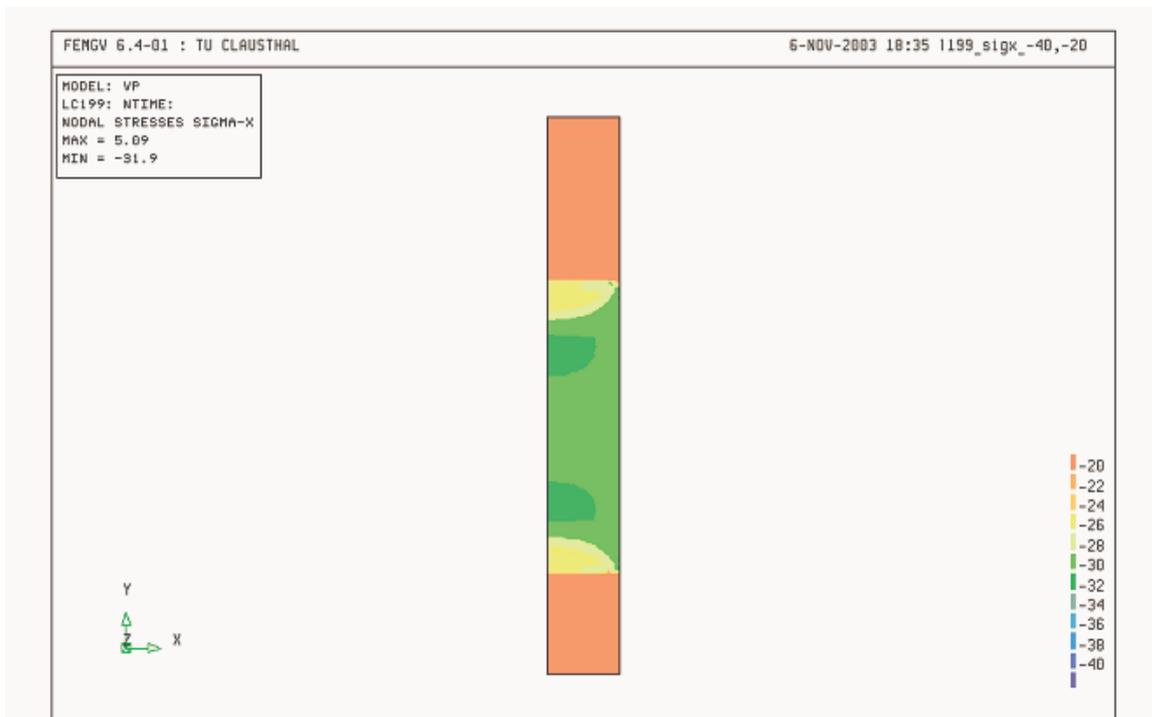


Bild 6.29: Flächenplot σ_x ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)



Bild 6.30: Flächenplot σ_y ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

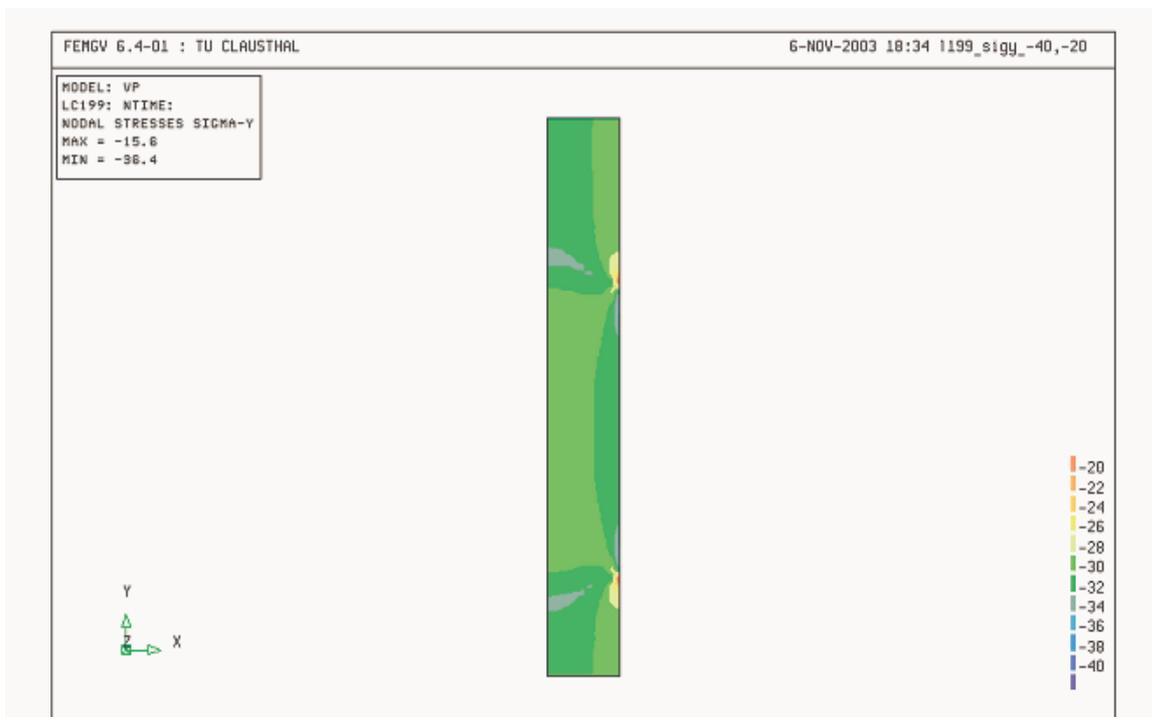


Bild 6.31: Flächenplot σ_y ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

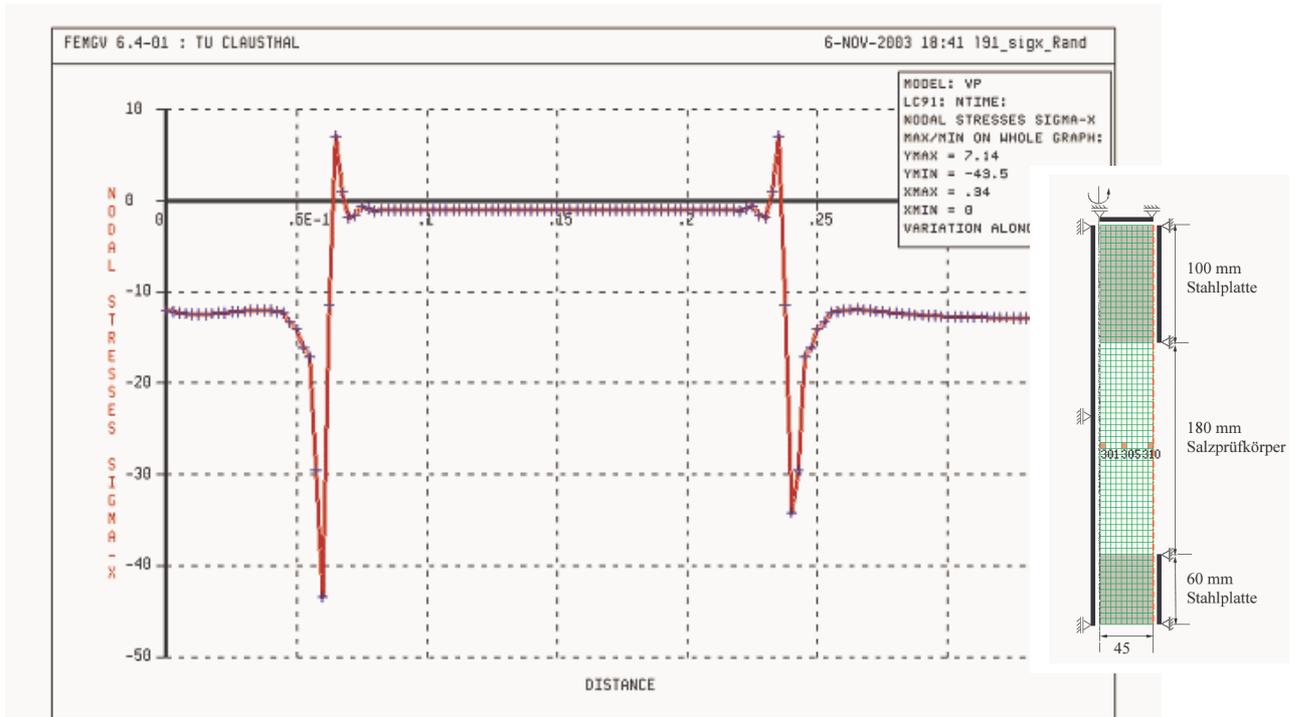


Bild 6.32: Vertikalschnitt σ_x an der Mantelfläche (Kontrolle der Randbedingung) ($t = 58 \text{ min}$),
Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

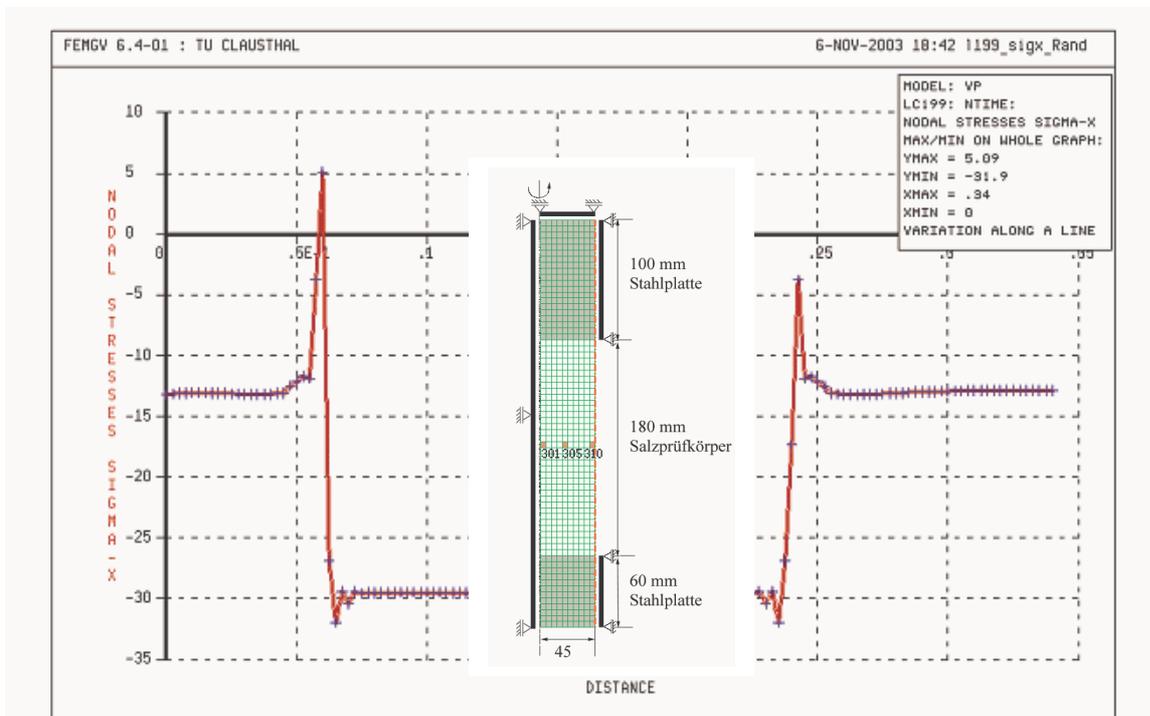


Bild 6.33: Vertikalschnitt σ_x an der Mantelfläche (Kontrolle der Randbed.) ($t = 9000 \text{ min}$), Be-
lastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 29,5 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

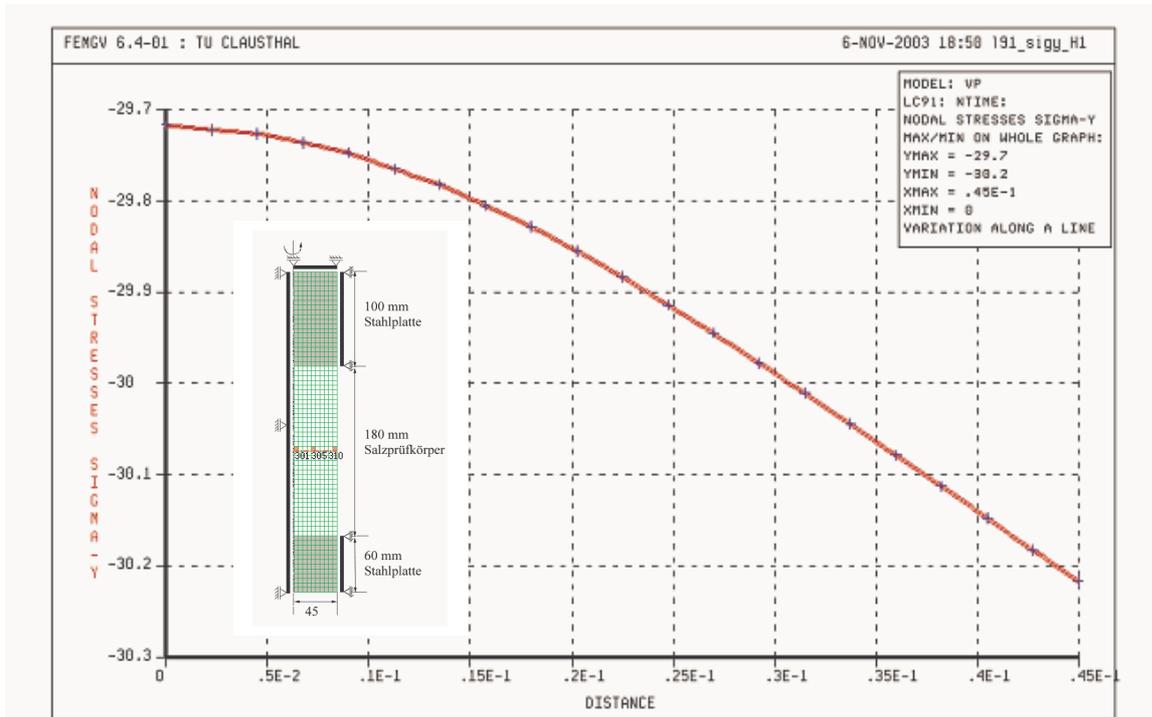


Bild 6.34: Horizontalschnitt σ_y in der Prüfkörpermitte ($t = 58 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)

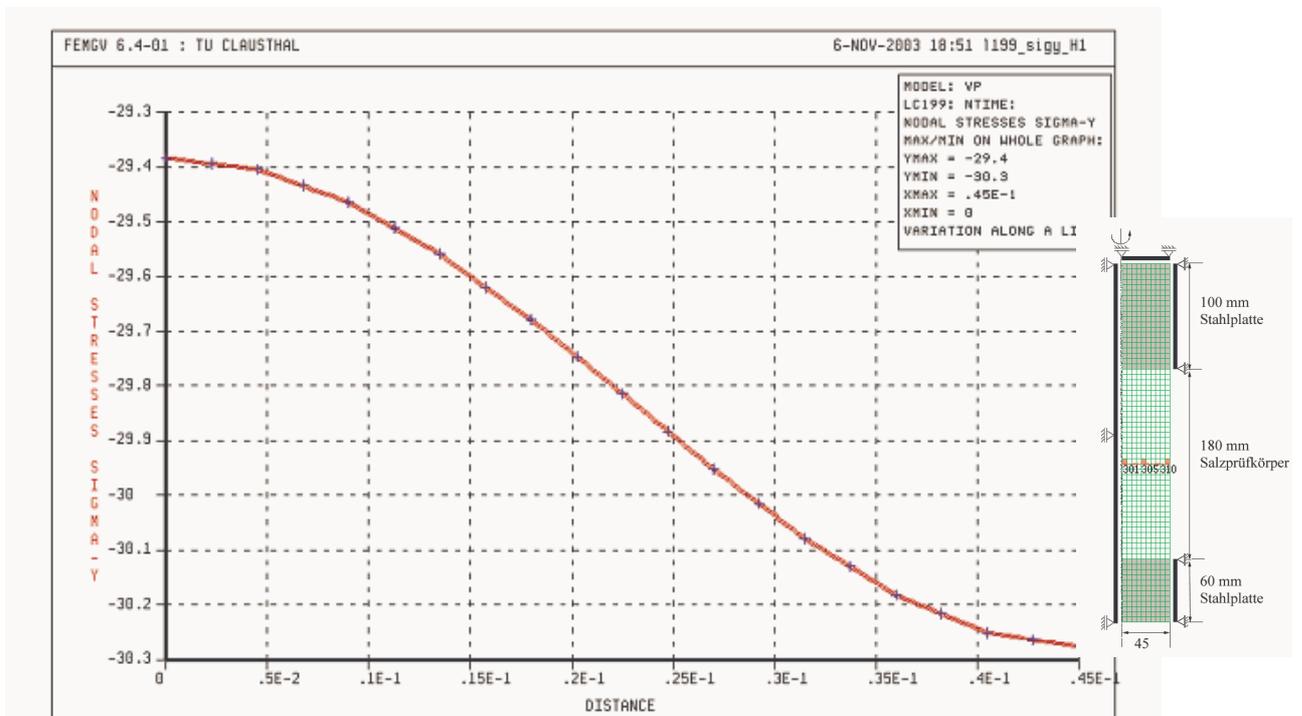


Bild 6.35: Horizontalschnitt σ_y in der Prüfkörpermitte ($t = 9000 \text{ min}$), Belastung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$, $\sigma_x = 1 \text{ MPa}$ (Stoffmodell: Lubby2)



Die Vergleichberechnungen mit dem Stoffmodell *Lubby2*

- bestätigen die Ergebnisse nach der Schädigungsphase,
- bestätigen die Erwartungen an die Ergebnisse nach der Verheilungsphase und
- deuten darauf hin, dass die Ursachen für die Abweichungen der berechneten zu den erwarteten Spannungsverläufen im neu implementierten Verheilungsansatz zu suchen sind.

Um eine finale Beurteilung der Fehlerquelle zu erhalten, werden noch Vergleichsberechnungen mit dem Stoffmodell *How/Lux* durchgeführt, ohne allerdings dabei die Verheilung aktiviert zu haben.



6.3 Vergleichsberechnung mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* ohne Verheilung

Der Berechnungsablauf ist der gleiche wie bereits zuvor geschildert. Auf eine Wiederholung der Darstellung wird hier verzichtet.

<i>Hou (2002)</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,15
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$7,0 \cdot 10^{-09}$
k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	0,17169
			a_{12}	d	10,005
			a_{13}	-	500
			a_{14}	-	1,3333
			a_{15}	1/d	$4,00 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	5,5
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 6.2: Modifizierte Materialparameter

Bei einem direkten Vergleich der Bilder 6.24 und 6.36 sowie 6.25 und 6.37 wird deutlich, dass die Berechnungen mit dem Stoffmodell *Lubby2* und *Hou/Lux* ohne Verheilung für die Spannungsverläufe über die gesamte Versuchszeit in den drei als repräsentativ ausgewählten Elementen nahezu identische Ergebnisse liefern.



Aufgrund der Schädigung, die im Stoffmodell *Lubby2* nicht berechnet wird, sind in Bild 6.38 im Vergleich zu Bild 6.26 in der Darstellung der Verzerrungen der drei betrachteten Elemente über die gesamte Versuchsdauer unterschiedliche Ergebnisse zu erkennen.

Bild 6.39 zeigt die berechnete Schädigung und die Dilatanz in den drei betrachteten Elementen über die Versuchszeit. Da die Verheilung deaktiviert ist, erfolgt keine Schädigungsabnahme. Die zahlenmäßige Größe der Ergebnisse entspricht jener aus dem Laborversuch.

Unter Einbeziehung auch dieser Berechnungsergebnisse erhärtet sich immer mehr der Verdacht, dass die nicht plausibel erscheinenden Berechnungsergebnisse auf den bislang im Stoffmodell *How/Lux* implementierten Verheilungsansatz zurückzuführen sind.

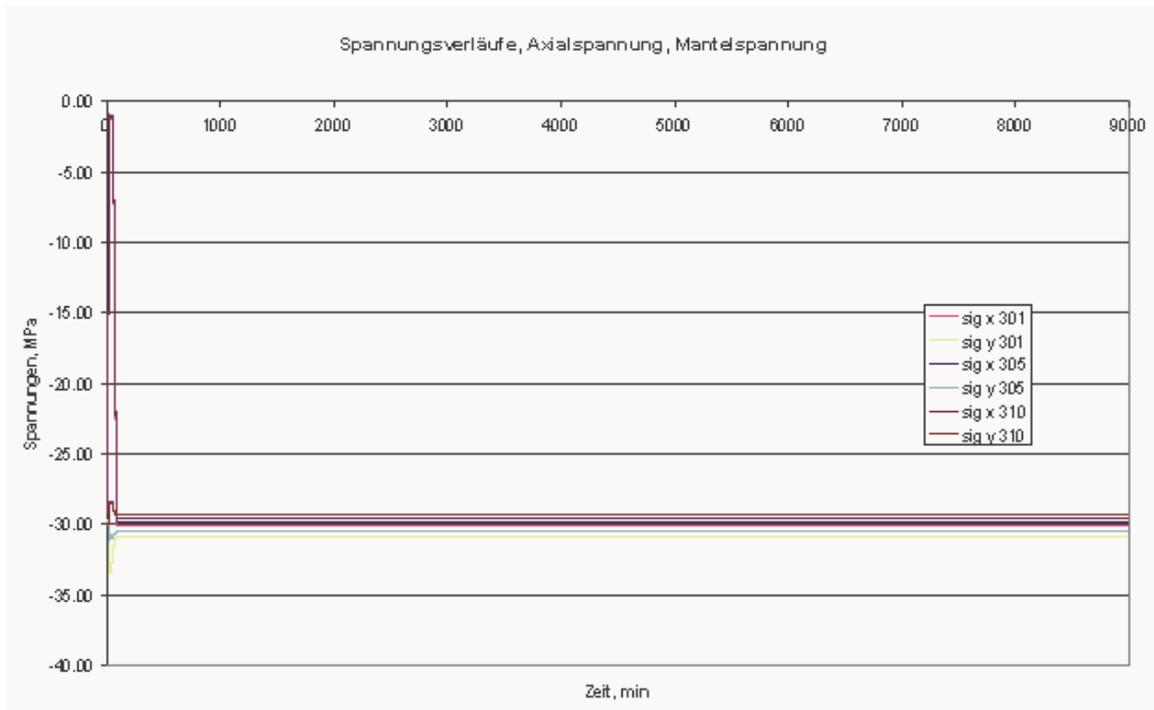


Bild 6.36: Darstellung der Spannungsverläufe über die gesamte Versuchzeit von 9000 min (6,25 d) (Stoffmodell: How/Lux ohne Verheilung)

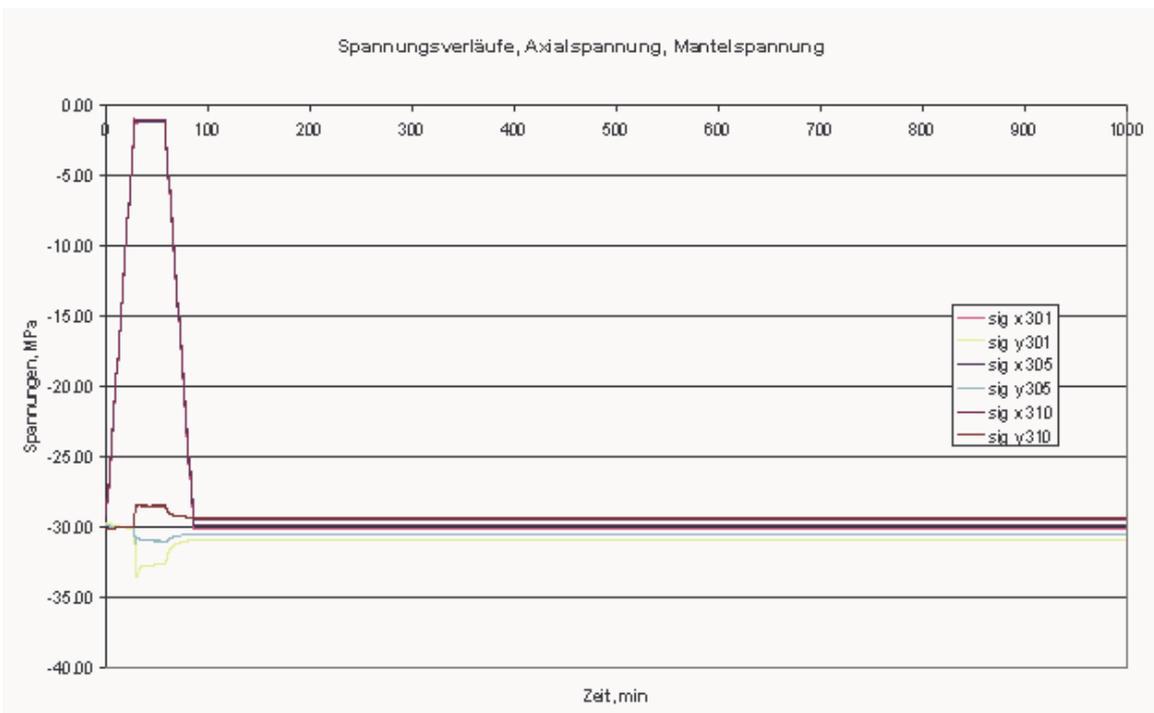


Bild 6.37: Darstellung der Spannungsverläufe über die ersten 1000 min zum Vergleich der Belastungskurve (Stoffmodell: How/Lux ohne Verheilung)

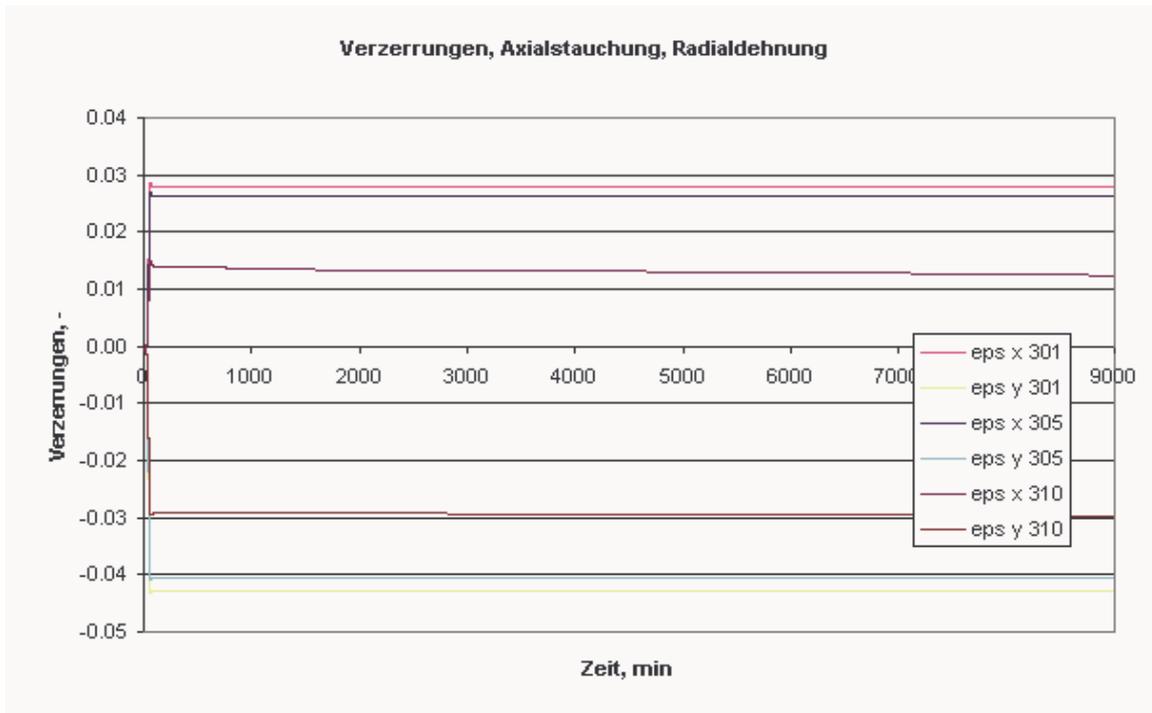


Bild 6.38: Darstellung der Axial- und Radialverzerrungen über die gesamte Versuchszeit von 9000 min (6,25 d) (Stoffmodell: Hou/Lux ohne Verheilung)

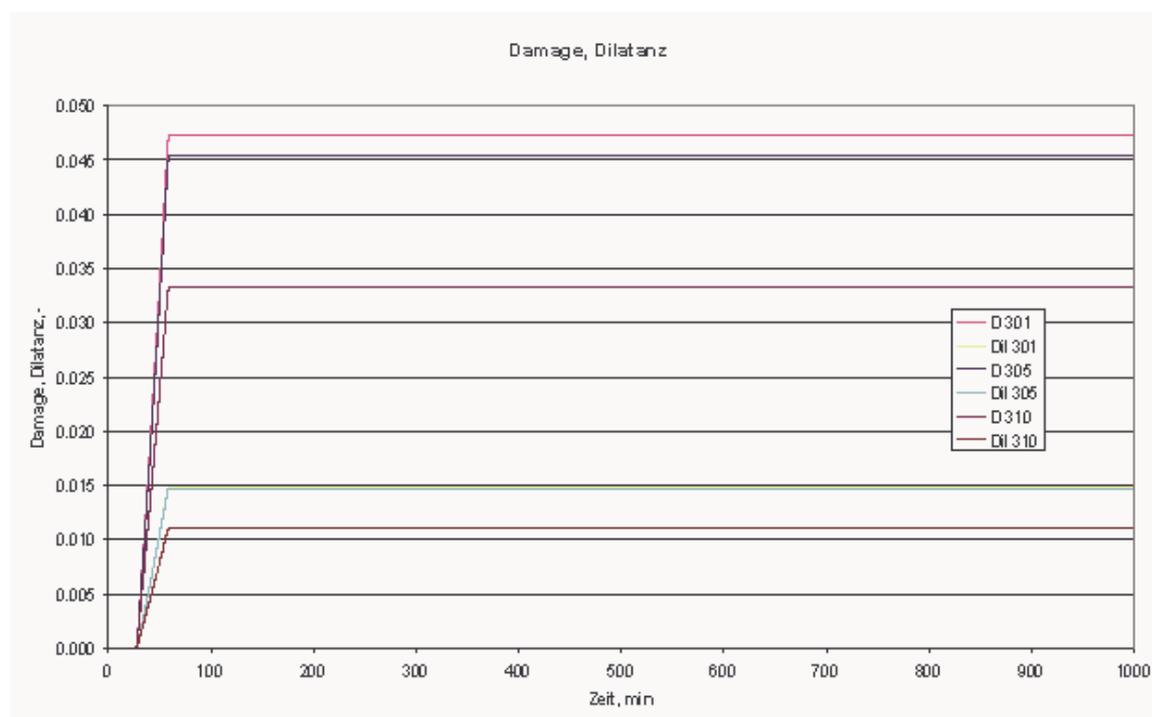


Bild 6.39: Darstellung der Schädigungs- und Dilatanzverläufe über die ersten 1000 min (Stoffmodell: Hou/Lux ohne Verheilung)



6.4 Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse mit den Stoffmodellen *Hou/Lux*, *Lubby2* und *Hou/Lux* ohne Verheilung

Aus den Berechnungen mit dem Stoffmodell *Lubby2* und dem Stoffmodell *Hou/Lux* ohne Verheilung ist zu entnehmen, dass die Phasen der deviatorischen Beanspruchungszunahme, des Konstanthaltens der deviatorischen Beanspruchung auf dem Niveau $\sigma_1/\sigma_{2,3} = 30/1$ MPa und der Abnahme der deviatorischen Beanspruchung auf $\sigma_1/\sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa übereinstimmende Ergebnisse liefern, die aufgrund vielfacher, diesem Vorhaben vorangegangener Berechnungen als rechnerisch richtig zu bewerten sind. Daraus ist zu schließen, dass die identifizierten Defizite allein im bis dato implementierten Verheilungsansatz zu suchen sind. Die nachstehende Tabelle 6.3 zeigt die durchgeführten Berechnungen sowie die aus den jeweiligen Berechnungsergebnissen zu den jeweiligen Zeitpunkten abgeleiteten Interpretationen im Hinblick auf die Ursachenrecherche.

<i>Parametersatz</i>	<i>Interpretation zu dem jeweiligen Zeitpunkt der Entwicklungsphase zur Fehlerbehebung</i>	<i>Maßnahme und Lösungsansätze zur Fehlerbehebung</i>
<i>Düsterloh(2003)</i>	Parametersatz ungeeignet für die Berechnungen, deswegen die nicht erklärbaren Ergebnisse	neue Berechnung mit dem bekannten Referenzparametersatz von <i>Hou (2002)</i>
<i>Hou(2002)</i>	trotz der Parameter von <i>Hou</i> (erheblich längere Verheilungszeiten) keine Verbesserung der Ergebnisse → grundsätzlicher Fehler im Programm vermutet	Durchsicht des Quellcodes und Auffinden von zwei kleinen Fehlern in der Verheilungssubroutine, die allerdings ohne Einfluss sind
<i>Düsterloh/Hou (2003/2002)</i>	trotz keiner weiteren erkennbaren Fehler nicht erklärbare Spannungskonzentrationen; Grund hierfür können die vorhandenen Auflagerbedingungen und die Stahlplatten sein	E-Modul-Variation für den Stahl; Berechnung ohne Stahlplatten; Berechnungen elastisch und mit <i>LUBBY2</i> als Vergleichsgrundlage
<i>Hou (2002)</i> mit Variation des E-Moduls	kleinerer E-Modul liefert nur leicht bessere Ergebnisse; der E-Modul scheint nicht die ausschlaggebende Ursache zu sein	
elastisch, <i>LUBBY2 (siehe vorn)</i>	Berechnungsergebnisse entsprechen den Erwartungen und stimmen mit dem Verständnis über die ablaufenden Vorgänge überein → Fehler scheint im Programmteil <i>Hou/Lux</i> zu sein	Aufbringen der Belastung in einem Zeitschritt, d.h. instantan → Summation von Rechenfehlern wird vermieden
<i>Düsterloh (2003)</i> , Belastungserhöhung	nach einer Minute Berechnungszeit in der Verheilungsphase entstehen bereits die nicht erklärbaren Spannungskonzentrationen, obwohl die elastische Berechnung mit Simulation der Belastungsänderung zur Verhei-	



in einem Zeitschritt	lungsphase noch richtig gewesen ist → Vermutung: der Fehler liegt in der Modellierung/Simulation der Verheilungsphase	
<i>Düsterloh (2003)</i> mit Belastung 30/20 MPa	auch in diesem Berechnungslauf treten die nicht erklärbaren starken Spannungskonzentrationen auf → der Fehler liegt nicht ausschließlich in der isostatischen Berechnung	Berechnung mit längerer Verheilungsphase und kleinere Belastungsrate; Verbesserung in den Ergebnissen → anscheinend Probleme bei der Berechnung der Spannungen

Tabelle 6.3: Durchgeführte Berechnungsvariationen und weitere Maßnahmen

Da die Ursache für die auffälligen und wenig plausiblen Berechnungsdaten nach diesen Recherchen in der Simulation der Verheilungsphase zu suchen ist, sind für die Verheilungsphase mehrere Berechnungsvariationen vorgenommen worden, unter anderem Parametervariationen und Modifikationen bei der Belastung des Prüfkörpers. In mehreren Berechnungsläufen ist die Belastung elastisch in einer Stufe aufgebracht worden, jeweils in unterschiedlicher Größe.

Im Rahmen der durchgeführten Berechnungen zeigten sich im derzeit implementierten Stoffmodellansatz *Hou/Lux* signifikante Defizite. Vorangegangene numerische und analytische Berechnungen für einen Vollprüfkörper, die die grundsätzliche Eignung des Verheilungsansatzes bestätigten, bezogen sich auf einfache Beispiele, die der Literatur entnommen worden waren. Dabei handelte es sich um rotationssymmetrische zylindrische Prüfkörper mit idealisierten Lagerungs- und Belastungsbedingungen. Für die Schädigungs- und Verheilungsphase wurde in diesen Beispielen jeweils nur ein konstanter Beanspruchungszustand gewählt, damit die Modelle mit analytischen Methoden zu berechnen waren. Außerdem entsprachen die Lagerungsbedingungen für den Steinsalzprüfkörper nicht denen des Laborversuchs. Zu numerischen Berechnungen an komplexeren Modellen – wie dem vorstehend beschriebenen zylindrischen Prüfkörper mit Stahlplatten – ist kein Hinweis in der Literatur gefunden worden. Aus diesem Grunde sind die umfangreichen Berechnungen und auch Modifikationen im Parametersatz des Stoffmodells *Hou/Lux* notwendig geworden, um die gefundenen Defizite auf diese Weise einzugrenzen. Aufgrund mangelnder Erfahrung mit Berechnungen mit Verheilungsansatz und auch aufgrund fehlender Beispiele/ Erfahrungen aus der Literatur konnte keine unmittelbare Aussage über die zahlenmäßige Richtigkeit der Berechnungsergebnisse getroffen werden. Es ist nur möglich, über Plausibilitätsprüfungen und über Kontrollen der Einhaltung der Randbedingungen eine Aussage über die numerische Qualität der Ergebnisse abzuleiten. Die Analysen zeigten, dass bereits in der Riss-schließungsphase ein signifikanter und unrealistischer Anstieg der Spannungen im Prüfkörper



erfolgt. Diese Spannungsspitzen sind nach bisherigen Kenntnissen nicht erklärbar bzw. physikalisch zu deuten. Die Vergleichsberechnungen mit den Stoffmodellen *How/Lux* ohne Verheilung und *Lubby2* zeigen auch deutlich, dass bei zunehmender Lateralbeanspruchung sich im Prüfkörper ein - wie erwartet - gleichmäßiger Beanspruchungszustand einstellt und keine Spannungsspitzen auftreten, wie sie während der Simulation der Verheilungsphase beobachtet wurden.

Eine detaillierte Analyse des in einem ersten Schritt in *MISES3* implementierten Verheilungsansatzes führte zu folgenden Ergebnissen/Defiziten:

- Die bis dato ausgewerteten Beispiele aus der Literatur bezogen sich auf den Sonderfall von TC- bzw. TE-Versuchsbedingungen. Bei Prüfkörpern mit Stahlplatten entstehen durch die behinderte Querdehnung im Bereich der Stahlplatten allerdings komplexe mehraxiale Spannungszustände, die dazu führen, dass im Prüfkörper keine TC- bzw. TE-Bedingungen mehr vorliegen. In diesem Fall treten im Prüfkörper nicht erwartete und nicht erklärbare Spannungskonzentrationen auf.
- Laborative Befunde zeigen, dass sich Gefügeflockungen vornehmlich parallel zur größten (Druck-)Spannung ausbilden, d.h. am zylindrischen Prüfkörper unter TC-Versuchsbedingungen entstehen Fissuren in axialer Richtung, während sich unter TE-Bedingungen die Flockungen in lateraler Richtung ausbilden. Bei Belastungsumkehr und einsetzender Verheilung ist die Richtung der ausgebildeten Fissuren wichtig (genauere Erläuterungen folgen in späteren Abschnitten), da die unter TC- Bedingungen gebildeten axial orientierten Gefügeflockungen in der Verheilungsphase zu einer lateralen Stauchung führen, während die unter TE- Bedingungen gebildeten lateralen Gefügeflockungen in der Verheilungsphase zu einer axialen Stauchung führen. Diese Richtungsabhängigkeit der Verheilungsdeformationen wird in der ersten Version des Verheilungsansatzes nicht berücksichtigt.
- Ein weiteres erst im Lauf der Berechnungen gefundenes Defizit des zuerst implementierten Verheilungsansatzes zeigt sich bei den ermittelten Verzerrungen. Die zur Berechnung der Verzerrungen maßgebende Potentialfunktion (Q-Funktion) enthält nicht die zweite Hauptspannungskomponente σ_2 . Aus diesem Grund ist bei mehraxialen Spannungszuständen, wie sie sich bei der Berechnung des Prüfkörpers mit Stahlplatten zwangsläufig einstellen, davon auszugehen, dass die Verzerrungen und die im folgenden daraus berechneten Spannungszustände nicht zutreffend berechnet werden (genauere Erläuterung folgt anschließend).



Zur Eingrenzung der Defizite im zuerst implementierten Verheilungsansatz sind numerisch wie auch analytisch umfangreiche Vergleichsberechnungen mit Variation von Parametern, Modellen und Modellrandbedingungen durchgeführt worden:

- Zunächst sind Berechnungen mit dem Modell des zylindrischen Prüfkörpers mit Stahlplatten bei stufenweiser Beanspruchungszunahme in der Verheilungsphase entsprechend den Laborversuchen durchgeführt worden.
- Weiterhin wurden eine Parametervariation bezüglich der Versuchs- und Literaturkennwerte (*Hou, Chan*) sowie Modifikationen im Beanspruchungsablauf, der Belastungsrate, den Lagerungsbedingungen und in den Zeitschrittweiten durchgeführt, um jeweils die einzelnen Einflüsse auf die Berechnungsergebnisse identifizieren und quantifizieren zu können.
- Gemeinsames Ergebnis aus den Berechnungsreihen ist, dass das Problem der unrealistisch hohen Spannungskonzentrationen im Prüfkörper durch diese Maßnahmen nicht beseitigt werden konnte und auch kein direkter Zusammenhang zwischen den Ergebnissen und den Eingangsdaten abzuleiten ist. Daraus folgt, dass nicht die Wahl der Materialparameter bzw. des Belastungsablaufs die numerischen Ergebnisse grundlegend bestimmen, sondern dass die nicht plausiblen und unrealistisch erscheinenden Spannungsspitzen aus dem Rechenalgorithmus selbst zu resultieren scheinen. Demzufolge ist das Problem auf die implementierten Gleichungen selbst zurückzuführen. Auffällig ist, dass die Spannungsspitzen immer sofort zu Beginn der Rissschließungsphase, also unmittelbar nach Unterschreitung der Verheilungsgrenze im Berechnungsalgorithmus, auftreten. Damit ist offensichtlich die bislang im Programm implementierte Potentialfunktion (Q-Funktion), die die Berechnung der verheilungsinduzierten Verzerrungen steuert, aus denen dann weiter die Spannungen berechnet werden, nicht in der Lage, unter komplexen Bedingungen den sich im Prüfkörper entwickelnden Spannungszustand plausibel abzubilden.



7 Eingrenzung der Defizite im Verheilungsansatz

7.1 Grundsätzliche Möglichkeiten

Die Analyse der Berechnungsdaten hat auf einige Defizite in der Verheilungs-Potentialfunktion nach *Hou (2002)* geführt. Zur Behebung dieser Defizite bestehen zwei Möglichkeiten: Entweder muss die im FEM-Programm *MISES3* implementierte Potentialfunktion modifiziert werden, oder es muss eine vollständig neue Potentialfunktion auf der Grundlage von in der Literatur bekannten Ansätzen gefunden werden. Daraus folgt:

Ansatz 1:

Modifikation der implementierten Potentialfunktion im Verheilungsansatz derart, dass die Berechnungen einerseits plausible Ergebnisse bezüglich der zeitabhängigen Spannungsverläufe liefern und andererseits die messtechnisch aus Laborversuchen online ermittelten Zustandsgrößen mit guter Übereinstimmung abbilden.

Erste Modifikationen der Potentialfunktion (Q-Funktion) werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt und diskutiert.

Ansatz 2:

Durchführung einer Literaturrecherche mit anschließender Auswertung.

Ziel ist die Durchsicht nationaler und internationaler Literatur zu Kompaktionsstoffmodellen hinsichtlich ihrer Eignung zur Abbildung der Risssschließungsphase (z.B. Salzgrus).

7.2 Ansätze zur Modifikation der Verheilungs-Potentialfunktion

7.2.1 Übersicht

Ausgangspunkt für die Modifikationen ist die Verheilungs-Potentialfunktion nach *Hou (2002)*. In einem ersten Schritt wird untersucht, wie die Potentialfunktion nach *Hou (2002)* und eine Verheilungs-Potentialfunktion, die analog zur Fließfunktion nach *Mohr-Coulomb* formuliert ist, zusammenhängen. In einem zweiten Schritt wird eine Potentialfunktion untersucht, die analog



zur Fließfunktion nach *Drucker-Prager* formuliert ist, wobei die Erfahrungen aus dem Ansatz nach *Mohr-Coulomb* berücksichtigt werden. Diese Funktion erfordert allerdings in einem erheblichen Maße Fallunterscheidungen zur Berücksichtigung der einzelnen Beanspruchungsbedingungen, wobei schwer zu überschauen ist, ob wirklich alle Spezial-Fälle berücksichtigt werden. In einem dritten Schritt schließlich wird eine von *Wolters (2004)* vorgeschlagene Potentialfunktion angesetzt, mit der versucht wird, die bekannten Defizite in der Formulierung eines geschlossenen Ansatzes zu beheben. Sie benötigt daher keine Fallunterscheidungen, allerdings sind mehr Rechenoperationen notwendig als bei den vorhergehenden Potentialfunktionen.

In der zeitlichen Entwicklung ist die Potentialfunktion nach *Wolters (2004)* parallel zu den beiden anderen genannten Potentialfunktionen implementiert und im Hinblick auf ihre Wirkungsweise analysiert worden.

Das erste Entwicklungsziel aller Modifikationen bestand zunächst darin, dass die Verzerrungsrichtungen in die numerische Simulation des Verheilungsprozesses eingehen und die rückgebildeten Verzerrungen z.B. bei einer TC-Schädigung und anschließender TE-Verheilung physikalisch sinnvoll berechnet werden können. Dazu war es nötig, die schädigungsbedingten Verzerrungen anteilig in Abhängigkeit von der jeweiligen Schädigungs-/Rissrichtung quantitativ zu erfassen.

Hierbei besteht das Problem darin, dass die auftretenden Risse in Form der Dilatanz mit dem bisherigen Schädigungsmodell nicht als vektorielle Größe vorliegen, sondern nur als eine skalare Größe. Es ist also nicht direkt möglich, die Rissrichtung innerhalb eines Elementes zu berücksichtigen und entsprechend die dilatanten Verzerrungsanteile zu bestimmen. Die entscheidende Idee bei der vorzunehmenden Erweiterung besteht in dem Befund, dass sich in der Schädigungsphase normal zum Rissverlauf in Richtung der kleineren Hauptspannung eine Dehnung im Gesteinselement ausbildet, während parallel zum Rissverlauf eine Stauchung erfolgt, da in dieser Richtung auch die größte Hauptspannung wirkt.

7.2.2 Berechnung der Spannungskomponenten parallel und normal zu den Rissen

Um die Koordinatenspannungsmatrix $\underline{\underline{\sigma}}$ nach Gl. (7.1a) mit:



$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (7.1a)$$

in eine Matrix zu transformieren, deren Diagonalelemente die Spannungen parallel und normal zu den (theoretisch zu erwartenden) Rissverläufen repräsentieren und die sich dann entsprechend Gl. (7.1b) zu

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma^{\parallel} & & \\ & \sigma^{\perp_1} & \\ & & \sigma^{\perp_2} \end{pmatrix} \quad (7.1b)$$

ergibt, ist es zunächst erforderlich, die zugehörige Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$ zu bestimmen.

Ausgangspunkt für die Berechnung der Transformationsmatrix $\underline{\underline{A}}$ sind die Verzerrungen, da aus ihnen die Richtung der schädigungsbedingten Risse bestimmt werden kann, wobei die Verzerrungen wiederum von den Spannungen abhängen. Die Risse sind in Richtung der größten Hauptverzerrung entsprechend der größten Hauptspannung und damit der größten Stauchung orientiert. Es ist also nahe liegend, zunächst aus den Koordinatenverzerrungen die Hauptverzerrungen zu berechnen. Die verwendete Transformationsmatrix ist dann gleich der Matrix $\underline{\underline{A}}$ bei der Spannungstransformation, da das Ausgangskordinatensystem bei der Verzerrungs- und der Spannungstransformation jeweils das kartesische Koordinatensystem und das Zielkoordinatensystem in beiden Fällen das Eigenvektorsystem entweder der Hauptspannungen oder der Hauptverzerrungen ist. Damit folgt die Gleichung:

$$\underline{\underline{A}}^T \cdot \begin{pmatrix} \epsilon_x & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \epsilon_y & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \epsilon_z \end{pmatrix} \cdot \underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} \epsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_2 & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_3 \end{pmatrix} \text{ mit } \epsilon_1 \geq \epsilon_2 \geq \epsilon_3. \quad (7.2)$$

Die Matrix $\underline{\underline{A}}$ lässt sich dabei numerisch mit Hilfe des *Jacobi*-Verfahrens zur Bestimmung von Eigenwerten und -vektoren einer Matrix bestimmen. Die Matrix $\underline{\underline{A}}$ enthält die Eigenvektoren der Verzerrungsmatrix. Sie ist im Allgemeinen nicht symmetrisch. Ihr allgemeiner Aufbau ist:

$$\underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{pmatrix}. \quad (7.3)$$



Damit folgt für die gesuchten Spannungskomponenten parallel und senkrecht zu den Rissverläufen:

$$\sigma^{\parallel} = (a_{11}\sigma_x + a_{21}\tau_{yx} + a_{31}\tau_{zx}) \cdot a_{11} + (a_{11}\tau_{xy} + a_{21}\sigma_y + a_{31}\tau_{zy}) \cdot a_{21} + (a_{11}\tau_{xz} + a_{21}\tau_{yz} + a_{31}\sigma_z) \cdot a_{31}, \quad (7.4)$$

$$\sigma^{\perp_1} = (a_{12}\sigma_x + a_{22}\tau_{yx} + a_{32}\tau_{zx}) \cdot a_{12} + (a_{12}\tau_{xy} + a_{22}\sigma_y + a_{32}\tau_{zy}) \cdot a_{22} + (a_{12}\tau_{xz} + a_{22}\tau_{yz} + a_{32}\sigma_z) \cdot a_{32} \quad (7.5)$$

und

$$\sigma^{\perp_2} = (a_{13}\sigma_x + a_{23}\tau_{yx} + a_{33}\tau_{zx}) \cdot a_{13} + (a_{13}\tau_{xy} + a_{23}\sigma_y + a_{33}\tau_{zy}) \cdot a_{23} + (a_{13}\tau_{xz} + a_{23}\tau_{yz} + a_{33}\sigma_z) \cdot a_{33} \quad (7.6)$$

7.2.3 Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion analog zur Fließ-/ Bruchfunktion nach *Mohr-Coulomb*

Zunächst ist festzustellen, dass die Verheilungs-Potentialfunktion nach *Hou (2002)* bereits eine Modifikation der hier als Potentialfunktion verwendeten Fließ-/ Bruchfunktion nach *Mohr-Coulomb* ist. Beide Potentialfunktionen haben folgenden grundsätzlichen Aufbau:

$$Q = a \cdot \sigma_1 + b \cdot \sigma_3. \quad (7.7)$$

Sie unterscheiden sich nur in den Vorfaktoren a und b. In der Potentialfunktion nach *Hou (2002)* sind die Parameter a und b definiert als

$$a := \frac{1 - a_{14}}{3} \quad \text{und} \quad b := \frac{2}{3}, \quad (7.7a)$$

während sie bei *Mohr-Coulomb* definiert sind als

$$a := 1 \quad \text{und} \quad b := \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}. \quad (7.7b)$$

Da die Potentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* eine allgemein akzeptierte Potentialfunktion ist, sollte die Ähnlichkeit zwischen ihr und der Verheilungs-Potentialfunktion soweit wie möglich beibehalten werden, wobei aber die gefundenen Defizite der Potentialfunktion nach *Hou (2002)* beseitigt werden sollten. Deshalb wird die Verheilungs-Potentialfunktion nach *Hou (2002)* dahingehend modifiziert, dass die dort angesetzte explizite Abhängigkeit von den Hauptspannungen σ_1 und σ_3 ersetzt wird durch eine Abhängigkeit von rissorientierten Spannungen und zwar



der Spannung parallel zu den Rissen σ^{\parallel} und der kleineren der Spannungen normal zu den Rissen σ^{\perp_2} . Die modifizierte Formulierung lautet damit:

$$Q = \frac{1-a_{14}}{3} \sigma^{\parallel} + \frac{2}{3} \sigma^{\perp_2}. \quad (7.8)$$

Die Spannungen nach Gl. (7.7) parallel und normal zu den Rissen entsprechen im Fall des hier zunächst betrachteten Gesteinselementes den Hauptspannungen, allerdings sind sie nicht der zahlenmäßigen Größe nach sortiert. Deswegen ist es im Hinblick auf eine verbesserte Berechnung der verheilungsinduzierten Verzerrung unter sich verändernden Spannungszuständen notwendig, die Potentialfunktion nach *Hou (2002)* mit einer Fallunterscheidung zu modifizieren, die die Potentialfunktion in Abhängigkeit der rissrichtungsorientierten Spannungskomponenten unterschiedlich definiert:

$$Q^h = \begin{cases} \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_1 + \frac{2}{3} \sigma_2 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_1 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_2 \\ \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_1 + \frac{2}{3} \sigma_3 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_1 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_3 \\ \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_2 + \frac{2}{3} \sigma_1 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_2 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_1 \\ \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_2 + \frac{2}{3} \sigma_3 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_2 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_3 \\ \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3} \sigma_1 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_3 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_1 \\ \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3} \sigma_2 & \text{für } \sigma^{\parallel} = \sigma_3 \quad \text{und} \quad \sigma^{\perp_2} = \sigma_2 \end{cases}. \quad (7.9)$$

Die Fallunterscheidungen dieser Potentialfunktion bestimmen die Verzerrungsrichtungen in der Verheilungsphase. Es fällt auf, dass jeweils eine Hauptspannung in der Potentialfunktion nicht enthalten ist, so dass die Ableitung in diese Richtung zu Null wird. Für TC-Verheilung und TE-Verheilung können die Verzerrungsrichtungen wieder separat definiert werden. Bei allgemeinen Spannungszuständen ergibt sich allerdings erneut das Problem, dass die verheilungsinduzierte Verzerrungsrate in einer der Hauptspannungsrichtungen gleich Null ist. Das folgende Bild 7.1 zeigt die verheilungsinduzierten Verzerrungen an einem würfelförmigen Prüfkörpermodell unter Verwendung der neu entwickelten Verheilungs-Potentialfunktion. Die Koordinatenverzerrungen zeigen dabei in die erwarteten Richtungen und sind entsprechend der unterschiedlich großen Koordinatenspannungen auch vom Betrag her unterschiedlich groß. Das Ergebnis entspricht den



Erwartungen und kann als erste Bestätigung dafür angesehen werden, dass die neu entwickelte Verheilungs-Potentialfunktion im Grundsatz plausible Ergebnisse liefert.

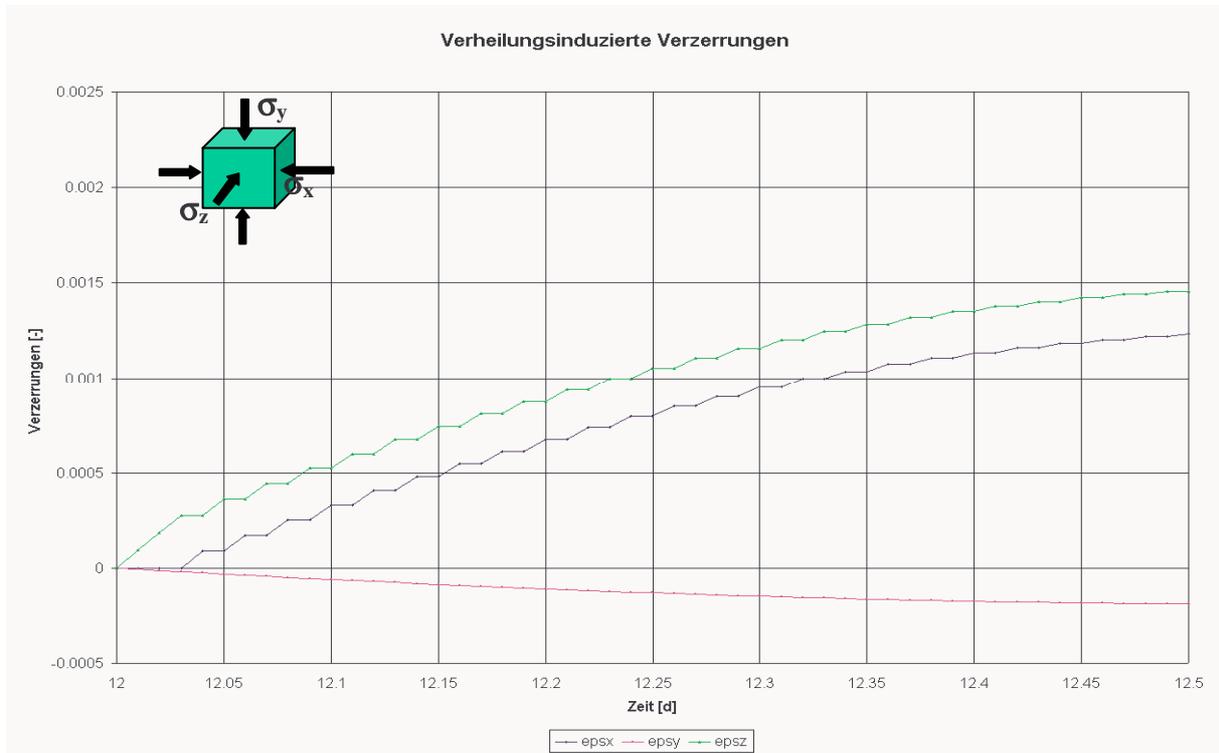


Bild 7.1: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen bei einem Verheilungs-Spannung-Zustand von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 14/18/10$ MPa (Verheilungspotentialfunktion analog zu Mohr-Coulomb)

Mit der Verheilungs-Potentialfunktion analog zu *Mohr-Coulomb* ist entsprechend Bild 7.1 folgendes numerische Phänomen zu beobachten:

Nach einer Schädigungsphase mit der Beanspruchung $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ MPa über einen Zeitraum von $t = 12$ Tagen wurde eine Verheilungsphase mit der Beanspruchung $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 14/18/10$ MPa über einen Zeitraum von $t = 38$ Tagen simuliert. In der Schädigungsphase haben sich in x-Richtung und in z-Richtung die gleichen Verzerrungen (Dehnungen) eingestellt, da die Beanspruchung symmetrisch war. Durch die Beanspruchungsänderung zu Beginn der Verheilungsphase folgt aufgrund unterschiedlich großer Spannungsänderungen in beiden Lateralrichtungen in der x-Richtung eine größere Stauchung als in der z-Richtung. Somit liegt



nach der elastisch berechneten Beanspruchungsänderung vom Schädigungszustand in den Verheilungszustand in der z-Richtung die größte Dehnung vor.

Die Art der Potentialfunktion führt nun dazu, dass in x-Richtung keine verheilungsbedingten Verzerrungen induziert werden, obwohl die Spannung in dieser Richtung größer ist als in z-Richtung. Stattdessen nimmt die Dehnung in z-Richtung soweit ab, dass die Dehnungen in x- und in z-Richtung zahlenmäßig auf einem gleichen Niveau liegen. Danach bauen sich die Dehnungen in beiden Richtungen nahezu simultan ab, wobei die verheilungsinduzierte Verzerrung in jedem Iterationsschritt ihre Richtung wechselt. Dieses Ergebnis deutete darauf hin, dass grundsätzlich alle Spannungsrichtungen in der Verheilungspotentialfunktion berücksichtigt werden müssen. Diese Erkenntnis führt zu dem neuen Ansatz von *Wolters*.

7.2.4 Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion analog zur Fließ-/Bruchfunktion nach *Drucker-Prager*

Die als Potentialfunktion verwendete Bruch-/Fließfunktion nach *Drucker-Prager* ist eine Funktion, die alle Spannungsrichtungen gleichgewichtig über die Invarianten I_1 und $\sqrt{J_2}$ berücksichtigt. Die Funktion ergibt sich zu:

$$Q^{DP} = \frac{I_1}{3} \cdot \alpha + \sqrt{J_2} - K, \quad (7.10)$$

wobei α und K die Materialparameter repräsentieren und damit abhängig von der Kohäsion c und vom Winkel ϕ der inneren Reibung sind. In der Formulierung der Potentialfunktion nach Gl. (7.10) ist der *Lode*-Winkel θ nicht explizit enthalten. Daraus folgt, dass keine separaten Formulierungen der Potentialfunktionsableitungen unter einer TC- oder TE-Belastung mehr nötig sind (keine Singularität).

Um die Verheilungspotentialfunktion nach *Hou (2002)* an die Potentialfunktion nach *Drucker-Prager* anzupassen, wurde für die Verheilungs-Potentialfunktion zunächst folgende Erweiterung vorgesehen:

$$\begin{aligned} Q^h &= \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma_1 + \frac{2}{3} \cdot \sigma_3 = \\ &= \frac{3-a_{14}}{9} \cdot I_1 + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \sqrt{J_2} \cdot \left((1-a_{14}) \cdot \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) + 2 \cdot \sin\left(\theta + \frac{4\pi}{3}\right) \right) \end{aligned} \quad (7.11)$$



Da die modifizierte Potentialfunktion unabhängig von der Spannungsgeometrie sein soll, wurde der *Lode*-Winkel θ in der Potentialfunktion konstant auf den Wert $\theta = -\frac{\pi}{6}$ gesetzt. Dieser Ansatz entspricht dem äußeren Kegelmantel bei Darstellung der Potentialfunktion im 3D-Hauptspannungsraum. Er gilt auch dann, wenn die aktuelle Spannungsgeometrie nicht der einer TC-Beanspruchung entspricht. Damit ist es nun möglich, die Sinus-Terme zu berechnen und in einem Vorfaktor zusammenzufassen:

$$\begin{aligned} Q^h &= \frac{3-a_{14}}{9} \cdot I_1 + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \sqrt{J_2} \cdot (-a_{14}) = \\ &= \frac{3-a_{14}}{9} \cdot I_1 - \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot a_{14} \cdot \sqrt{J_2} \end{aligned} \quad (7.12)$$

Funktionen der Art $Q(I_1, \sqrt{J_2}, \theta)$ haben im Allgemeinen eine Ableitung der Form:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = C_1 \cdot \delta_{ij} + C_2 \cdot s_{ij} + C_3 \cdot t_{ij} \quad (7.13)$$

mit

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \cdot I_1 \cdot \delta_{ij} \quad \text{und} \quad t_{ij} = s_{ik} \cdot s_{kj} - \frac{2}{3} \cdot J_2 \cdot \delta_{ij}$$

sowie

$$C_1 = \frac{\partial Q}{\partial I_1}, \quad (7.14)$$

$$C_2 = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{J_2}} \cdot \left(\frac{\partial Q}{\partial \sqrt{J_2}} - \frac{\tan(3\theta)}{\sqrt{J_2}} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta} \right) \quad (7.15)$$

und

$$C_3 = -\frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \cos(3\theta) \cdot (J_2)^{\frac{3}{2}}} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta}. \quad (7.16)$$

Auf der Grundlage dieser Ableitungen sind die Richtungen der Verzerrungsraten bei einer Belastungsänderung in der Verheilungsphase von anfänglich $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 21/60/21$ MPa bis zu



$\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 60/60/21$ MPa am Würfelmodell analytisch untersucht worden, wobei σ_x in Intervallen von $\Delta\sigma_x = 0,01$ MPa erhöht wurde. Somit ist eine Variation des *Lode*-Winkels im Intervall von $[-30^\circ, +30^\circ]$ erreicht worden.

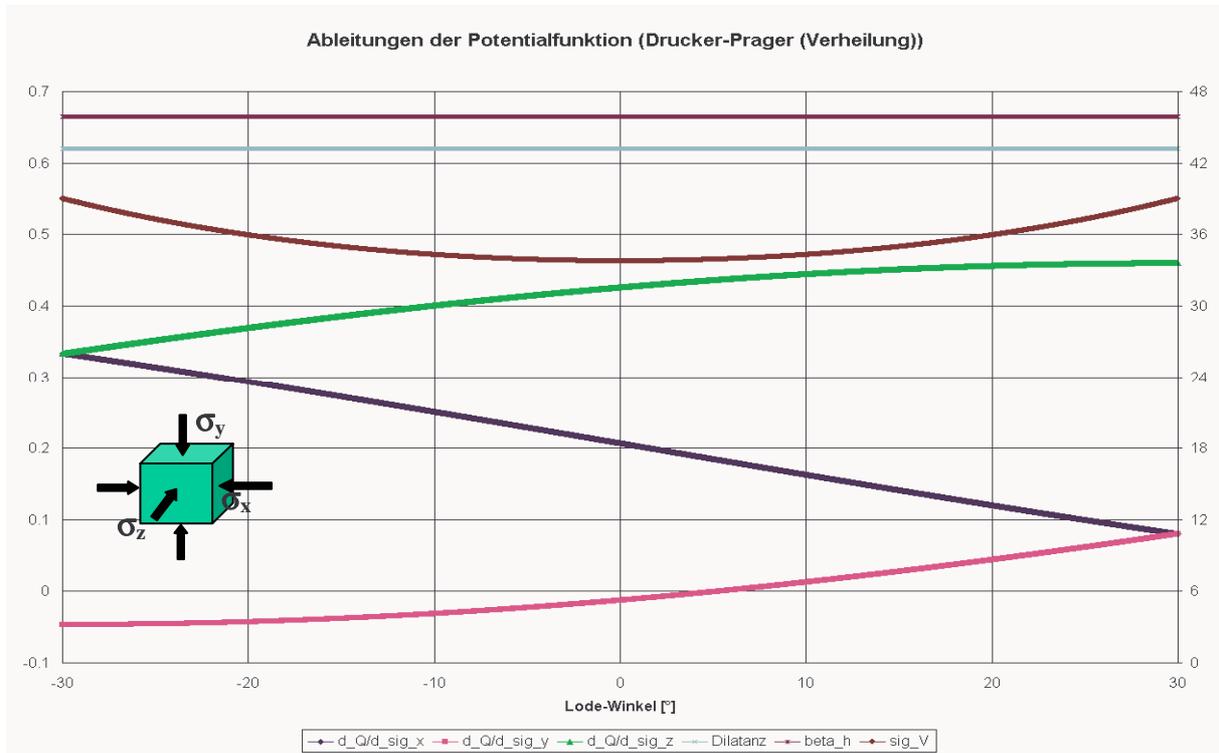


Bild 7.2: Analytische Untersuchung der Ableitungen der Potentialfunktion analog zu Drucker-Prager

Bild 7.2 zeigt, dass die Ableitung der Potentialfunktion $\frac{\partial Q}{\partial \sigma_x}$ analog zu *Drucker-Prager* in x-

Richtung und somit auch die Stauchung in Richtung der sich erhöhenden mittleren Hauptspannung $\sigma_2 = \sigma_x$ (siehe dunkelblaue Linie) durch die Erhöhung von σ_x abnimmt. Da die Rissgeometrie in dieser Potentialfunktion nicht explizit berücksichtigt wird, ergibt sich die reduzierte Stauchung in x-Richtung unter der hier betrachteten Belastungssituation in jedem Fall und unabhängig von der vorliegenden Rissgeometrie. Werden nun Risse in y-Richtung angenommen, so ist σ_x neben σ_z eine der Spannungen, die normal zu den Rissen wirken. Eine reduzierte Stauchung und somit eine reduzierte Risschließung bei Erhöhung der Spannungskomponente σ_x wäre physikalisch nicht erklärbar. Es wäre vielmehr zu erwarten, dass sich die Risse unter einer größeren normal zur Rissrichtung wirkenden Spannung σ_x schneller anstatt wie bei der betrachteten Poten-



tialfunktion langsamer schließen sollten. Dieser Befund deutet daraufhin, dass es auch bei dieser Potentialfunktion notwendig ist, die Rissgeometrie explizit zu berücksichtigen.

Allerdings ist eine Berücksichtigung der Rissgeometrie bei dieser Potentialfunktion sehr komplex, da es nicht Ziel führend ist, in dieser Funktion ähnlich wie bei der Potentialfunktion analog zur Potentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* einfach die Hauptspannungen durch Spannungen parallel und normal zu den Rissverläufen zu ersetzen. Der Grund liegt darin, dass in der Potentialfunktion nur Invarianten vorkommen. Diese sind unabhängig vom gewählten Koordinatensystem. Eine Vertauschung der Hauptspannungen führt ebenfalls nicht zum Ziel.

Daher wird zurzeit so vorgegangen, dass die aus der Potentialfunktion berechneten Verzerrungen im Nachhinein den physikalisch sinnvollen Richtungen zugeordnet werden. Die größte Verheilungsstauchungsrate wird der Richtung der aktuell größten Schädigungsdehnung zugeordnet, während die mittlere Stauchungsrate der Richtung der aktuell mittleren Dehnung zugeordnet wird.

7.2.5 Ansatz der Verheilungs-Potentialfunktion nach *Wolters*

Bei der Entwicklung einer neuen Verheilungs-Potentialfunktion ist besonderer Wert darauf gelegt worden, dass grundsätzlich alle analytischen Beispiele physikalisch sinnvolle Ergebnisse liefern. Dazu mussten zunächst die inzwischen bekannten Defizite der Verheilungspotentialfunktion nach *Hou (2002)* beseitigt werden, d.h. sowohl alle drei Spannungsrichtungen sind in der Potentialfunktion zu berücksichtigen wie auch die Rissgeometrie. Im Gegensatz zu den beiden vorhergehenden Ansätzen sollte allerdings auf Fallunterscheidungen so weit wie möglich verzichtet werden, da die Funktion dadurch an Übersichtlichkeit verlieren würde.

Es hat sich als sinnvoll erwiesen, anstatt der Potentialfunktion direkt deren Ableitung zu betrachten, da diese entscheidend für die Berechnung der Verzerrungen ist. Die Potentialfunktion selbst hat ohne ihre Ableitungen keinen Nutzen, da sie im Stoffmodell *Hou/Lux* nicht explizit enthalten ist. Sie kann bei Bedarf aus den Ableitungen später durch Integration erhalten werden, sofern die Ableitungen noch in einem geschlossenen Ausdruck integrierbar sind.

Bei der Entwicklung der Potentialfunktion wurde zunächst Wert darauf gelegt, dass alle Spannungsrichtungen berücksichtigt werden. Da die Potentialfunktion nach *Chan (1998)* dieses Krite-



rium erfüllt, wurde sie als Grundlage dieser neuen Potentialfunktion gewählt. Sie hat folgende Form:

$$Q = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma_1 + \frac{1}{3} \cdot \sigma_2 + \frac{1}{3} \cdot \sigma_3. \quad (7.17)$$

Die neue Potentialfunktion sollte allerdings – um auch die Berechnung einer TC-Schädigung mit anschließender TE-Verheilung zu ermöglichen – nicht explizit die Hauptspannungen enthalten, sondern die Spannungen, welche parallel und normal zu den Hauptrichtungen der Risse wirken. Wie diese Spannungen berechnet werden, ist bereits in Abschnitt 7.2.2 beschrieben worden. Es ergibt sich somit folgende Formulierung:

$$Q = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma^{\parallel} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_2}. \quad (7.18)$$

Die Ableitungen der Potentialfunktion haben damit die Form:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (7.19)$$

Da die einzelnen Ableitungen der Spannungen unabhängig von σ_{ij} sind, ist es mit dieser Funktion nicht möglich, physikalisch korrekt zu reagieren, wenn z.B. in x-Richtung die Belastung geringfügig höher ist als in z-Richtung. Als Verifikationsbeispiel wurde hier eine zwölf-tägige Schädigungsphase mit anschließender 38-tägiger Verheilungsphase analytisch am Würfelmodell berechnet. Die Beanspruchung in der Schädigungsphase beträgt $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ MPa. In der Verheilungsphase beträgt die Beanspruchung $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10,2/18/10$ MPa. Bei der Berechnung mit der Potentialfunktionsableitung Gl. (7.18) hat sich ergeben, dass die Stauchungsraten in x- und in z-Richtung den gleichen Betrag haben. Aus diesem Grund werden in der Potentialfunktionsableitung nicht nur die Ableitungen der Spannungen, sondern auch die Spannungen selbst in einer normierten Form berücksichtigt. Die neue Formulierung ergibt sich dann zu:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \left(\frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma^{\parallel} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m}. \quad (7.20)$$



Die mittlere Spannung $\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ ist hier ein Normierungsterm, der dafür sorgt, dass die Verzerrungen sich in ihrer Größenordnung kaum von den Berechnungsergebnissen aus der Habilitationsschrift von *Hou (2002)* unterscheiden.

Das Problem der Potentialfunktionsableitung entsprechend Gl. (7.19) besteht nun darin, dass die berechneten verheilungsinduzierten Verzerrungen bisher nur für den Fall einer TC-Schädigungsphase physikalisch sinnvoll sind. Es muss zusätzlich ein weiterer Parameter eingeführt werden, der als „Rissgeometriewinkel θ_R “ bezeichnet wird und der sich für ein Gesteins-element aus der bereits vergangenen Belastungsgeschichte ergibt. Die Potentialfunktionsableitung ergibt sich damit zu:

$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = & \left(\left(\frac{1 - a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1 - a_{14}}{6} \right) \cdot \sigma^{\parallel} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1 - a_{14}}{6} - \frac{1}{3} \right) \right) \cdot \sigma^{\perp_1} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m} \end{aligned} \quad (7.21)$$

Der Rissgeometriewinkel ist als ein Analogon zum *Lode*-Winkel anzusehen. Er berechnet sich aus den aktuell vorhandenen Verzerrungen (anstatt aus den Spannungen). Bei einer TC-Schädigung ergibt sich für den Rissgeometriewinkel ein Wert von $\theta_R = -30^\circ$, für eine TE-Schädigung folgt ein Wert von $\theta_R = +30^\circ$.

Die Anwendung dieses Ansatzes zeigt, dass sich mit Gl. (7.20) fast alle Verifikationsbeispiele am Gesteinselement (Würfel-Modell) analytisch berechnen lassen. Es besteht allerdings noch das Problem, dass in der Verheilungsphase bei einer größeren Spannung σ^{\parallel} (parallel zu der Hauptrissrichtung) physikalisch eine kleinere Dehnung in Richtung der Risse zu erwarten ist. Hier nicht weiter vorgestellte Berechnungen zeigen allerdings, dass sich eine größere Dehnung in Rissrichtung ergibt. Daher wird diese Funktion noch weiter so modifiziert, dass auch dieses Defizit beseitigt wird. Es folgt:



$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = & \left(\left(\frac{1-a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1-a_{14}}{6} \right) \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\parallel}} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1-a_{14}}{6} \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\perp_1}} - \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \right) \right) \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m \cdot N} \end{aligned} \quad (7.21a)$$

Um unter den in *Hou (2002)* betrachteten Belastungsgeschichten eine verbesserte Anpassung der Berechnungsergebnisse bei Ansatz der Potentialfunktion nach *Wolters* an die Berechnungsergebnisse bei Ansatz der Potentialfunktion nach *Hou* zu erreichen, wurde in Gl. (7.21a) im Vergleich zu Gl. (7.20) zusätzlich ein Normierungsfaktor N in folgender Form berücksichtigt:

$$\begin{aligned} N = & \left(\left(\frac{1-a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1-a_{14}}{6} \right) \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\parallel}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1-a_{14}}{6} \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\perp_1}} - \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \right) \right) \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3} \right)} \end{aligned} \quad (7.21b)$$

Da in *Hou (2002)* allerdings keine Belastungssituation mit drei unterschiedlichen Hauptspannungen untersucht worden ist, kann nicht davon ausgegangen werden, dass die kinetische Gleichung des Dilatanzabbaus aus *Hou (2002)* auf den Ansatz der Potentialfunktion nach *Wolters* übertragbar ist, da diese aus den Verzerrungsraten nach *Hou (2002)* abgeleitet wurde. Gleiches gilt für die kinetische Gleichung der Schädigungsabnahme. Aus diesem Grund werden auch hier neue Gleichungen vorgeschlagen:

$$\dot{\epsilon}_{\text{vol}} = \dot{\epsilon}_x^h + \dot{\epsilon}_y^h + \dot{\epsilon}_z^h \quad (7.22)$$

$$\dot{D} = D \cdot \frac{\dot{\epsilon}_{\text{vol}}}{\epsilon_{\text{vol}} \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3} \right)} \quad (7.23)$$

Die analytisch berechneten verheilungsinduzierten Verzerrungen sind für verschiedene Beanspruchungsabläufe insbesondere in der Verheilungsphase in den folgenden Bildern 7.3 bis 7.8



dargestellt. Dabei werden alle Berechnungen so durchgeführt, dass während eines Zeitraums von $t = 12d$ mit dem Spannungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ MPa eine Schädigung induziert wird. In dieser Zeit findet dementsprechend keine Verheilung statt, so dass die dargestellten verheilungsinduzierten Verzerrungen bis zum Zeitpunkt $t = 12d$ auch den Wert 0 anzeigen. Erst nach dem Zeitpunkt $t = 12d$ wird eine momentane Änderung des Beanspruchungszustandes vorgenommen, so dass es je nach der gewählten Beanspruchungsänderung zu einer mehr oder weniger ausgeprägten Verheilung kommt. Die Beanspruchungen in den einzelnen Koordinatenrichtungen (bei dem hier gewählten Würfelmodell entsprechend den Hauptspannungen) sind dabei unterschiedlich, so dass auch die Beträge der verheilungsinduzierten Verzerrungen in den jeweiligen Richtungen unterschiedlich groß sind. Die Ergebnisse dieser Berechnungen zeigen die physikalische Plausibilität des neuen Ansatzes für die Verheilungs-Potentialfunktion.

Aus den nachfolgend dargestellten Bildern mit der grafischen Auswertung analytischer Berechnungen zur Plausibilitätskontrolle des neuen Ansatzes für die Verheilungs-Potentialfunktion von *Wolters* ist zu ersehen:

Bild 7.3 zeigt die Verheilungsphase unter einem Beanspruchungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10/18/10$ MPa. Wie erwartet dehnt sich das Gesteinselement in y-Richtung nur marginal (*epsy*). Deutlich zu sehen ist die Stauchung und damit die Rückbildung der schädigungsbedingten Risse in x- und z-Richtung, also radial (*epsx und epsz*).

Bild 7.4 zeigt im Grundsatz das gleiche Ergebnis, doch wurde hier die Verheilungsphase mit dem Beanspruchungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10,2/18/10$ MPa durchgeführt. Zu erkennen ist die leicht größere Stauchung der schädigungsbedingten Risse in x-Richtung (*epsx*). Das Ergebnis ist daher plausibel und es zeigt, dass die Berücksichtigung von drei Spannungsrichtungen bei diesen Beispielen zu sinnvollen Ergebnissen führt.

Bild 7.5 zeigt analog zu Bild 7.4 das gleiche Ergebnis mit größeren verheilungsinduzierten Verzerrungen in x-Richtung (*epsx*) aufgrund der höheren Beanspruchung in der Verheilungsphase von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 14/18/10$ MPa.

Bild 7.6 zeigt, dass unter TE-Verheilungsbedingungen ($\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 25/18/25$) grundsätzlich die Stauchungen in den erwarteten Richtungen einsetzen, aber die verheilungsinduzierten Verzerrungen in x- und z-Richtung größer sind, (*epsx und epsz*). Aufgrund des TE-Verheilungs-Spannungs-Zustandes ist die axiale Dehnung (*epsy*) etwas größer.



Bild 7.7 zeigt analog zu Bild 7.3 wie erwartet nahezu identische Ergebnisse bei ebenfalls nahezu gleichem Beanspruchungszustand.

Bild 7.8 zeigt einen isotropen Verheilungsspannungszustand von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 18/18/18$ MPa und insgesamt plausible Ergebnisse.

Zum Abschluss der Berechnungsreihe wurde auch eine vorlaufende Schädigungsphase unter TE-Bedingungen mit dem Beanspruchungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 23/1,5/23$ MPa durchgeführt. Die schädigungsbedingten Risse sind bei diesem Beanspruchungszustand also nicht parallel zur Längsachse in y-Richtung ausgebildet worden, sondern senkrecht zur y-Achse. Es wird erwartet, dass das Gesteinselement in der Schädigungsphase in y-Richtung eine Dehnung erfährt, also in dieser Richtung in der Verheilungsphase auch die größten Stauchungen aufgrund der Riss-schließung erfährt. Bild 7.9 zeigt, dass im Verheilungsspannungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 18/10/18$ MPa genau in axialer Richtung (y-Richtung) die Stauchung wie erwartet am größten ist.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit diesen analytischen Berechnungen für den neu entwickelten Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion zunächst anhand einfacher Beispiele mit in allen drei Richtungen unterschiedlichen Beanspruchungen die mechanische Plausibilität der Ergebnisse aufgezeigt werden kann. Damit erfüllt der Ansatz im Gegensatz zu dem bisher implementierten Ansatz nach *Hou (2002)* die grundsätzlichen Voraussetzungen.

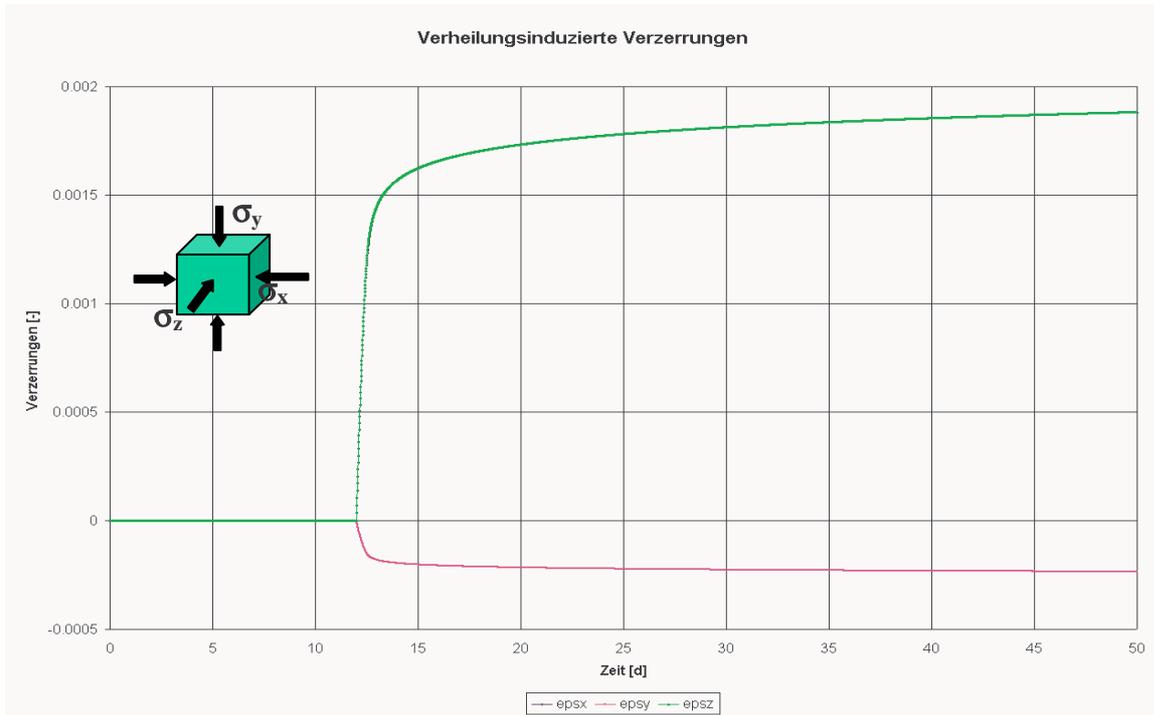


Bild 7.3: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ MPa und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10/18/10$

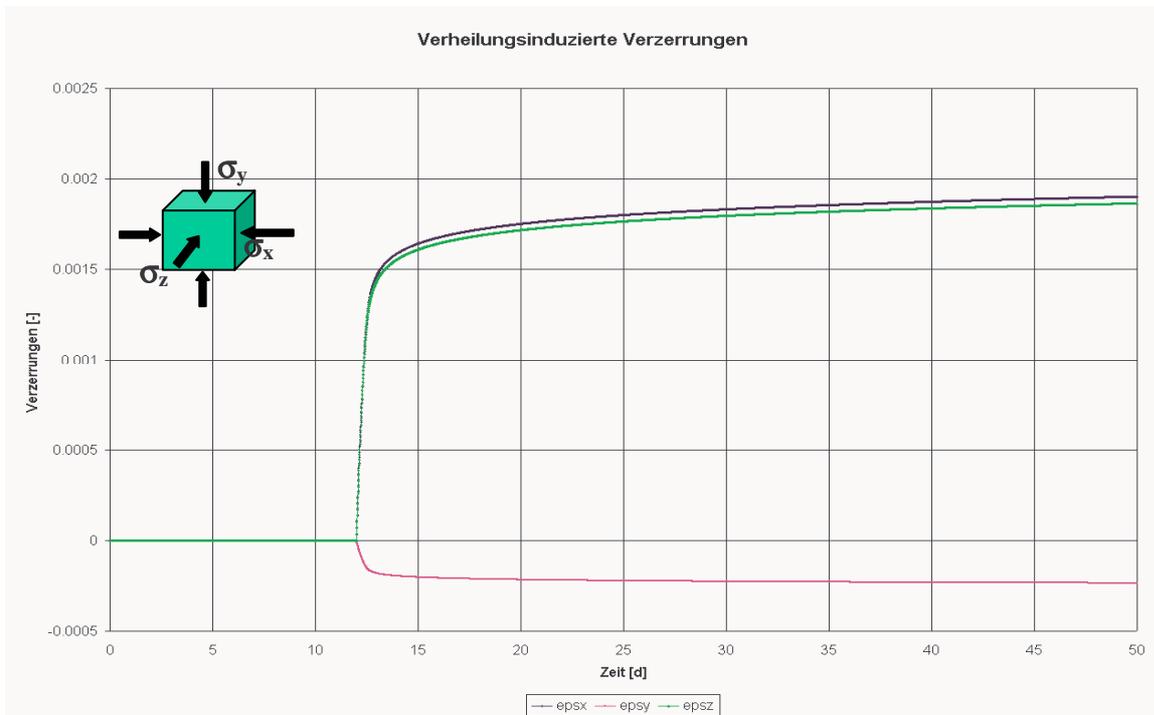


Bild 7.4: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10,2/18/10$

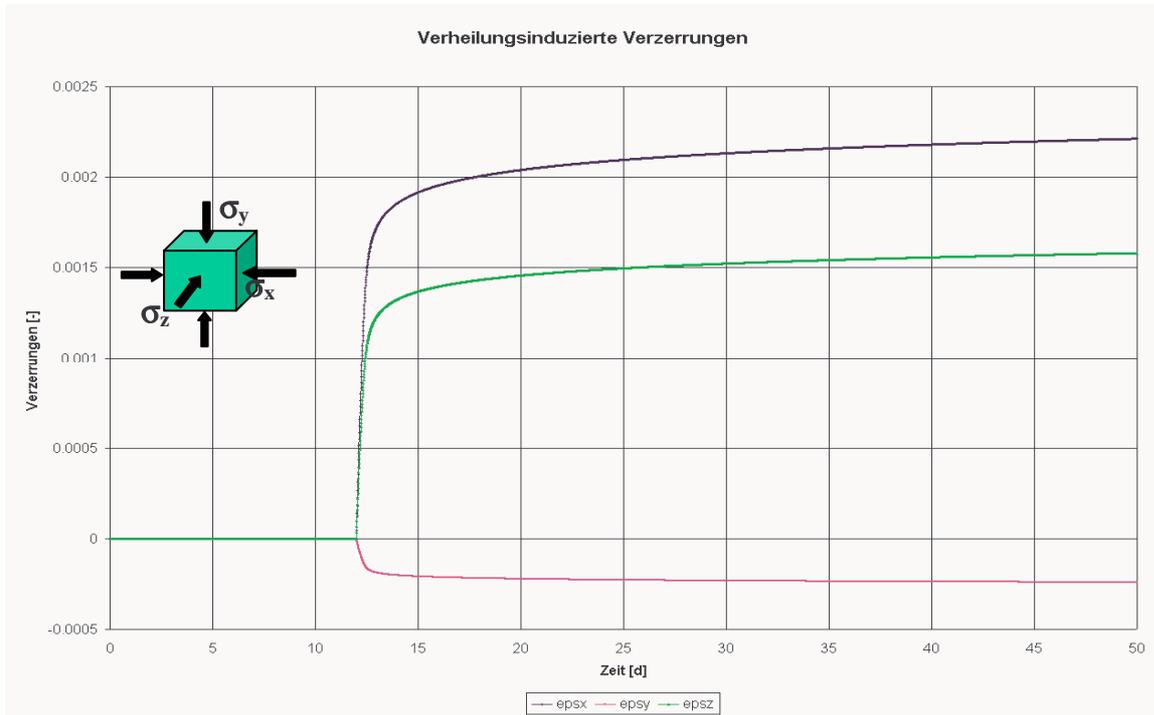


Bild 7.5: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 14/18/10$

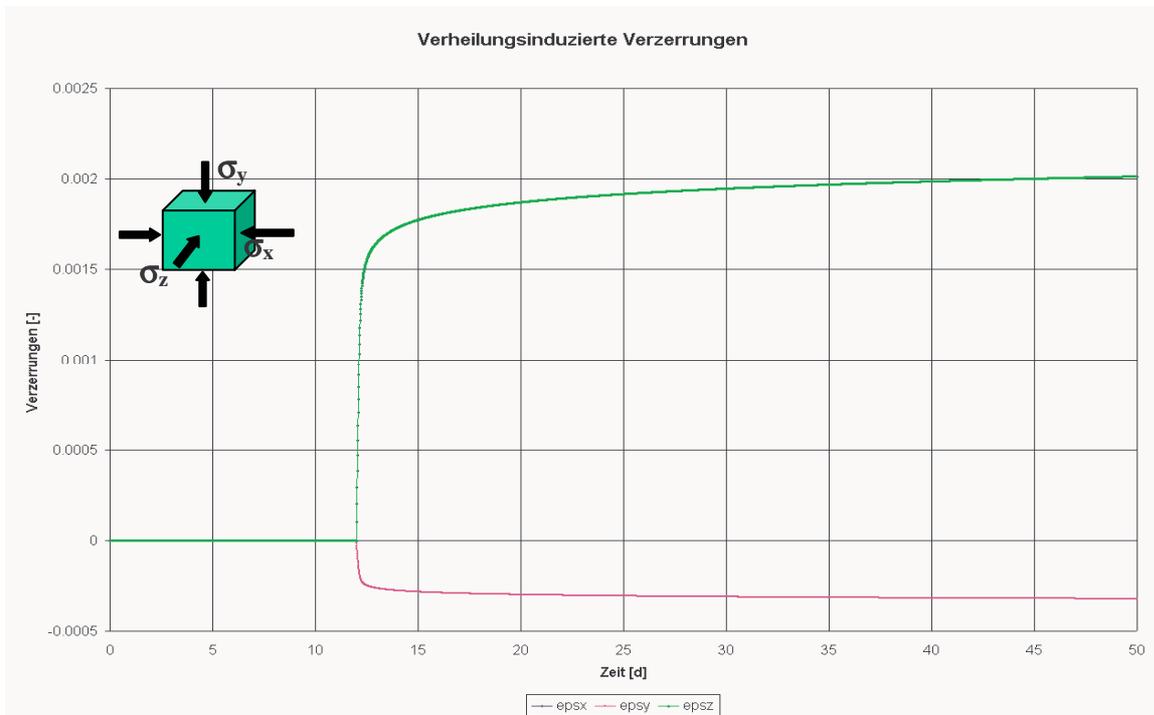


Bild 7.6: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 25/18/25$

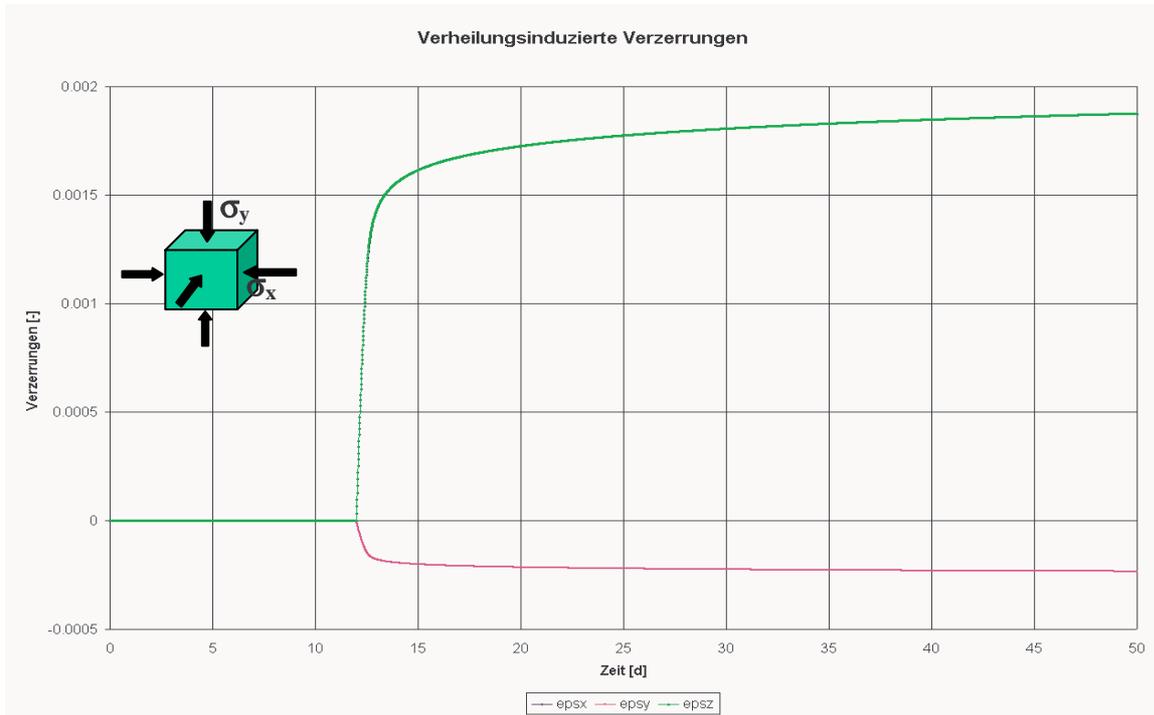


Bild 7.7: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10/19/10$

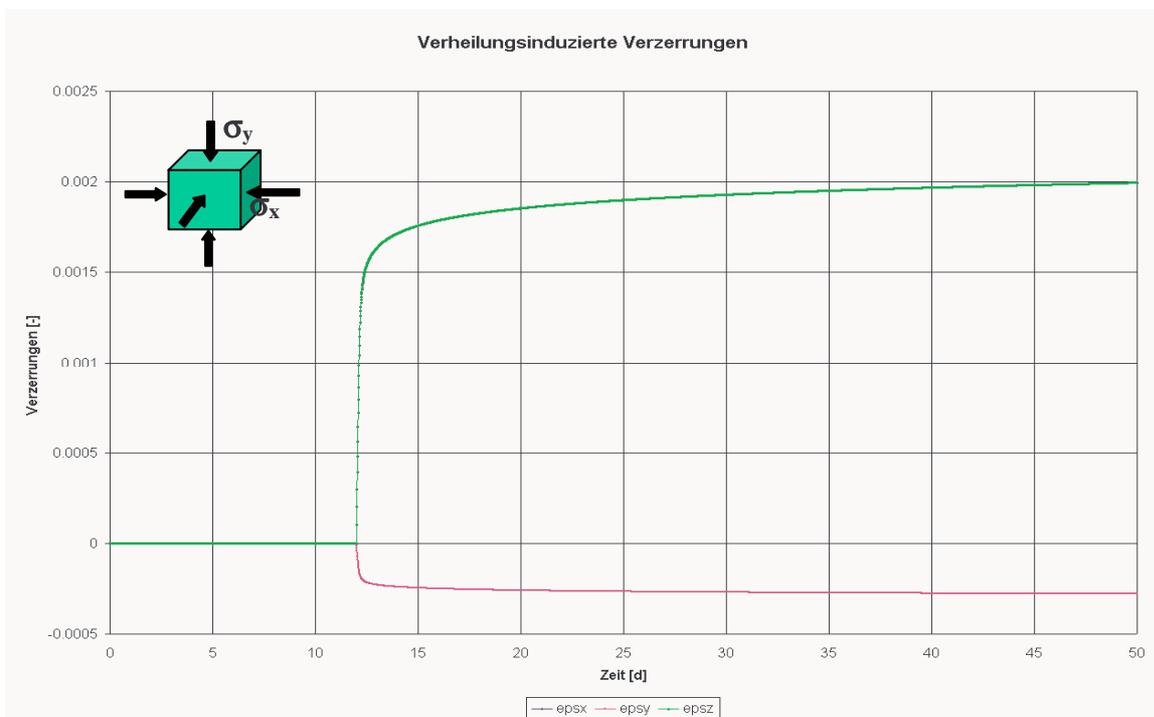


Bild 7.8: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 18/18/18$

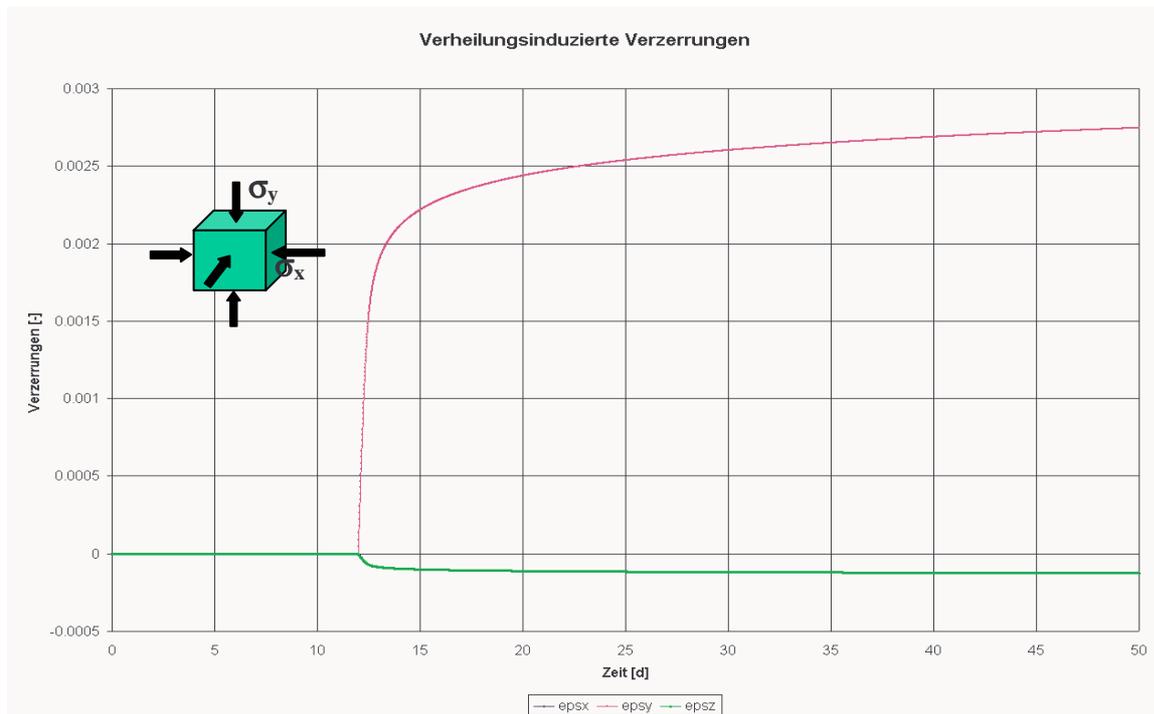


Bild 7.9: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen nach Wolters (2004) bei einer Belastungsgeschichte von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 23/1,5/23$ und $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 18/10/18$

Leider hat auch dieser Ansatz bei hier nicht vorgestellten Berechnungen des Prüfkörper-Modells mit Stahlplatten und einer Belastungserhöhungsrate von $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/min}$ in der Verheilungsphase noch Schwachstellen gezeigt, obwohl die analytischen Beispiele ohne Ausnahme physikalisch sinnvolle Ergebnisse gezeigt haben. Im Gegensatz zu dem untersuchten und in Abschnitt 3 beschriebenen und in Abschnitt 6 angewendeten Verheilungsansatz nach *Hou (2002)* ergibt sich nunmehr allerdings in der Prüfkörpermitte keine Spannungskonzentration (vgl. Bilder 6.5 bis 6.7), sondern es ergibt sich dort ein Spannungsabfall in axialer Richtung bis auf ein Niveau von etwa $\sigma_y = 10,4 \text{ MPa}$. Sobald dieses Minimum erreicht ist, steigt die Axialspannung wieder an und hat am Berechnungsende wieder ein Niveau von etwa $\sigma_y = 18 \text{ MPa}$ erreicht. Es ist zu vermuten, dass es noch eine (bisher nicht erkannte und entsprechend beachtete) Belastungssituation gibt, die auch diese Potentialfunktion nicht korrekt behandeln kann. Dennoch erscheint eine Weiterentwicklung dieser Potentialfunktion sinnvoll.

Zur weiteren Qualifikation des neuen Ansatzes einer Verheilungs-Potentialfunktion von *Wolters* wird im folgenden Abschnitt ein Vergleich der Verheilungs-Potentialfunktionen nach *Mohr-Coulomb* und *Drucker-Prager* vorgenommen, um diese Ansätze vergleichend zu bewerten.



7.2.6 Bewertung und Diskussion der einzelnen Verheilungspotentialfunktionen

Anhand der analytischen Untersuchung der verschiedenen Ansätze zur Verheilungspotentialfunktion ist festzustellen, dass sowohl die Potentialfunktion nach *Hou (2002)* wie auch die Potentialfunktion analog zur Bruch-/Fließfunktion nach *Mohr-Coulomb* nicht geeignet sind, um die Verheilung unter beliebigen dreidimensionalen Beanspruchungszuständen korrekt zu beschreiben. Der Grund dafür ist in der fehlenden Berücksichtigung der dritten Spannungskomponente (mittlere Hauptspannung) zu finden.

Die Berücksichtigung der Rissgeometrie ist sicherlich auf verschiedene Arten lösbar, sei es z.B. durch eine Fallunterscheidung oder durch eine explizite Berücksichtigung in der Formulierung der Potentialfunktion. Die Schwierigkeiten bei einer Fallunterscheidung liegen darin, dass es sehr aufwendig ist, alle möglichen Fälle im Vorhinein zu erkennen und dann auch richtig zu behandeln. Es besteht eine große Wahrscheinlichkeit, dass ein Spezialfall übersehen oder falsch behandelt wird. Daher erscheint es vorteilhafter, die Rissgeometrie explizit in die Potentialfunktion aufzunehmen. Diese Anforderung erfüllt zurzeit nur der Funktionsansatz nach *Wolters (2004)*.

Die verschiedenen Verheilungsansätze sind auch einer Vergleichsberechnung am Prüfkörpermodell mit Stahlplatten unterzogen worden, wobei die Belastungserhöhung in der Verheilungsphase mit einer deutlich geringeren Rate vorgegeben wurde, nämlich mit $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/d}$. Zur Auswertung wurden die drei Referenzelemente 301, 305 und 310 betrachtet. Die Ergebnisse bestätigen, dass die Potentialfunktion nach *Hou (2002)* und die Potentialfunktion analog zur Bruch-/Fließfunktion nach *Mohr-Coulomb* auch unter diesen abgemilderten Randbedingungen nicht geeignet sind, die Verheilung korrekt zu beschreiben.

Die folgenden Bilder 7.10 bis 7.21 zeigen Berechnungsergebnisse für alle in die Vergleichsuntersuchung einbezogenen Verheilung-Potentialfunktionen, wobei die Auswertung für je eines der als repräsentativ angesehenen Elemente im rotationssymmetrischen Prüfkörper erfolgt. Den Berechnungen liegt folgender Versuchsablauf zugrunde:

- Der Anfangsbeanspruchungszustand wird zu $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1/30/1 \text{ MPa}$ vorgegeben. Ab der 58. Minute wird der (laterale) Beanspruchungsanstieg simuliert. Die Schädigungsphase



dauert bis zur 58. Minute. Die laterale Beanspruchung wird dabei mit $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/min}$ gesteigert auf $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 6/30/6 \text{ MPa}$ bis zur 63. Minute.

- Ab der 63. Minute wird die Beanspruchung gesteigert mit $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/d}$ von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 6/30/6 \text{ MPa}$ auf $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 29,5/30/29,5 \text{ MPa}$ bis zum 24. Tag der Simulation und damit dem Berechnungsende. Ab dem Beanspruchungszustand $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 6/30/6 \text{ MPa}$ setzt die Verheilung ein. Aus diesem Grund wird - um Rechenzeit einzusparen – erst ab diesem Beanspruchungszustand mit $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/d}$ die einsetzende Verheilung simuliert.
- Die Lage der drei repräsentativen Elemente im Prüfkörper ist den kleinen Bildern zu entnehmen, die in die Darstellung der jeweiligen Berechnungsergebnisse integriert sind.
- Die Bezeichnungen in der Bildlegende sind wie folgt zu verstehen:
 - „Soll“ bezeichnet den analytisch exakt zu bestimmenden Wert
 - „Korrigiert“ bezeichnet die ursprünglich von *Hou (2002)* angewendete, aber von kleineren Fehlern bereinigte Verheilungs-Potentialfunktion.
 - „Mohr-Coulomb“ und „Drucker-Prager“ bezeichnen die beiden als Alternative zur Version von *Hou (2002)* entwickelten Verheilungs-Potentialfunktionen.
 - „Wolters“ bezeichnet die kontinuierlich weiterentwickelte und letztendlich angewendete Verheilungs-Potentialfunktion.

Nachstehend werden die berechneten Zustandsgrößen in ihrer zeitlichen Entwicklung vorgestellt und Bild bezogen kurz diskutiert.

Hinweis:

Manche der Berechnungskurven in den nachfolgenden Bildern sind nicht über den gesamten Berechnungszeitraum aufgetragen. Grund hierfür ist, dass in diesen Fällen die numerische Berechnung für das FEM-Modell insgesamt (Prüfkörper mit Stahlplatten) aufgrund numerischer Instabilitäten (irgendwo) im Berechnungsgebiet abgebrochen ist.

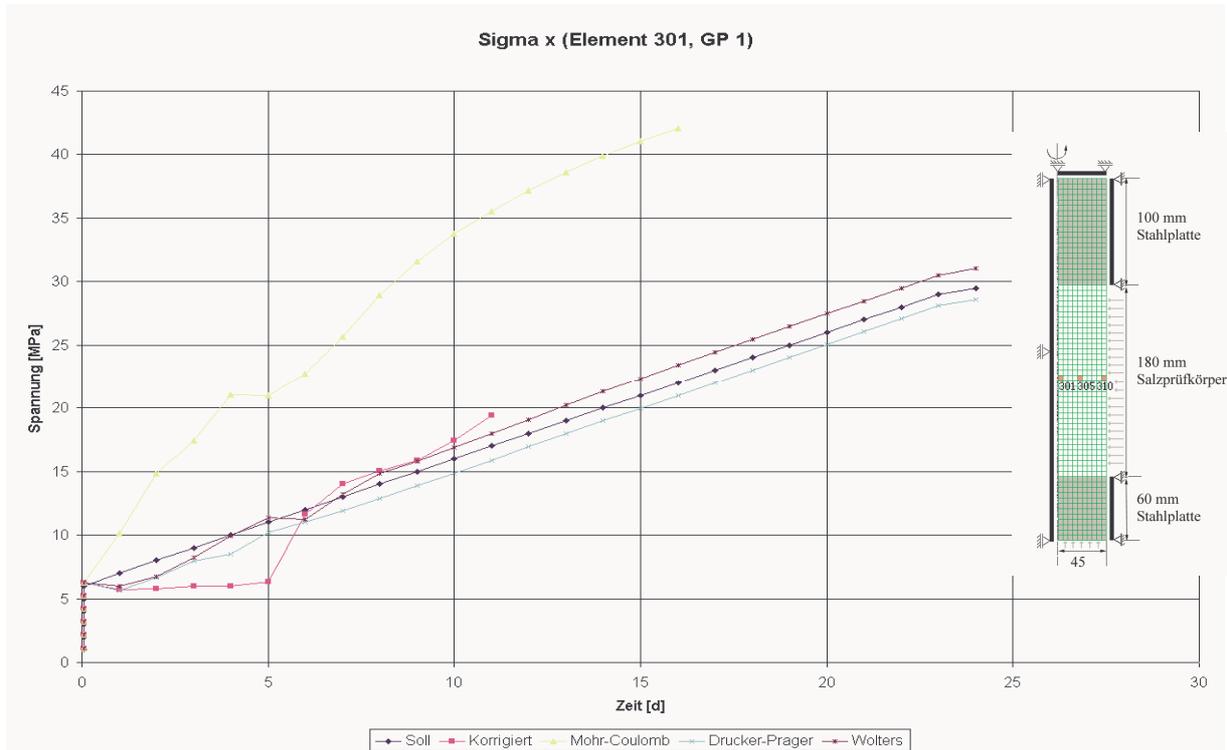


Bild 7.10: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 301, Gaußpunkt 1, σ_x -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

In der Achse des Prüfkörpermodells (Element 301) muss sich für die Spannungskomponente σ_x der von außen vorgegebene Beanspruchungszustand einstellen (Randbedingung). Den Sollwert von $\sigma_x = 29,5$ MPa können hinsichtlich zeitlichem Verlauf und Endwert nur die Verteilungspotentialfunktionen nach *Drucker-Prager* und *Wolters* zufrieden stellend abbilden.

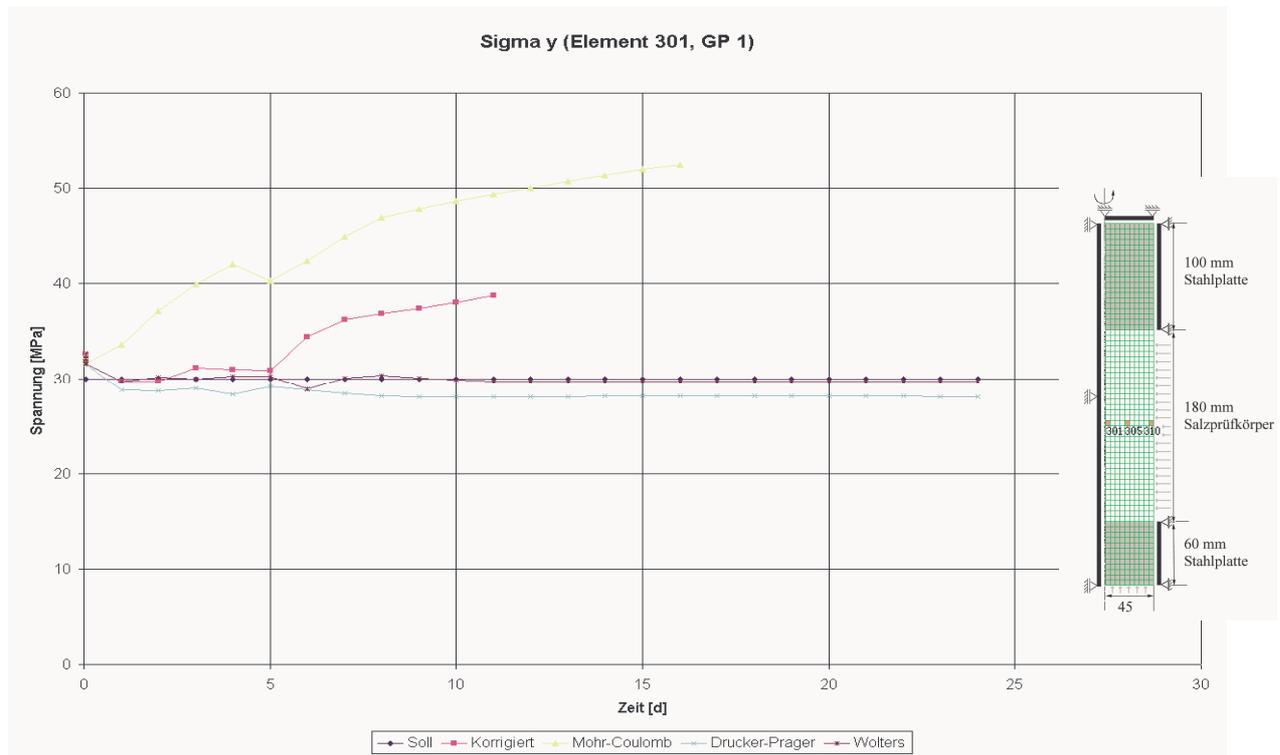


Bild 7.11: Darstellung von Ergebnisse der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 301, Gaußpunkt 1, σ_y -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Über die gesamte Versuchsdauer bleibt die Axialspannung σ_y konstant bei $\sigma_y = 30$ MPa. Dieser Zahlenwert muss also auch von allen Verheilungs-Potentialfunktionen berechnet werden. Ausreißer sind auch hier wieder die Versionen der Verheilungs-Potentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* und *Korrigiert*, also die von *Hou (2002)* vorgeschlagene Verheilungs-Potentialfunktion.

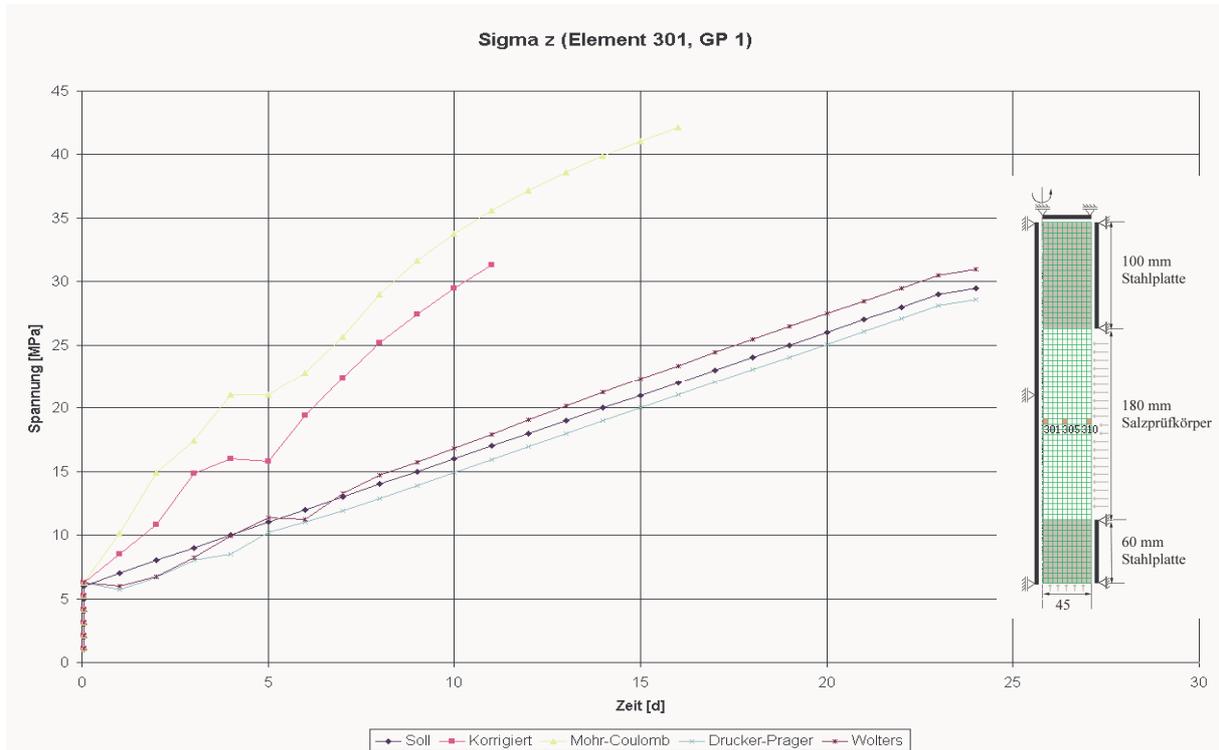


Bild 7.12: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 301, Gaußpunkt 1, σ_z -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

In der Achse des Prüfkörpermodells (Element 301) muss sich für die Spannungskomponente σ_z der von außen vorgegebene Beanspruchungszustand einstellen. Es gilt $\sigma_x = \sigma_z$. Den Sollwert können hinsichtlich zeitlichen Verlauf und Endwert von $\sigma_z = 29,5$ MPa nur die Verteilungspotentialfunktionen nach *Drucker-Prager* und *Wolters* zufrieden stellend abbilden.

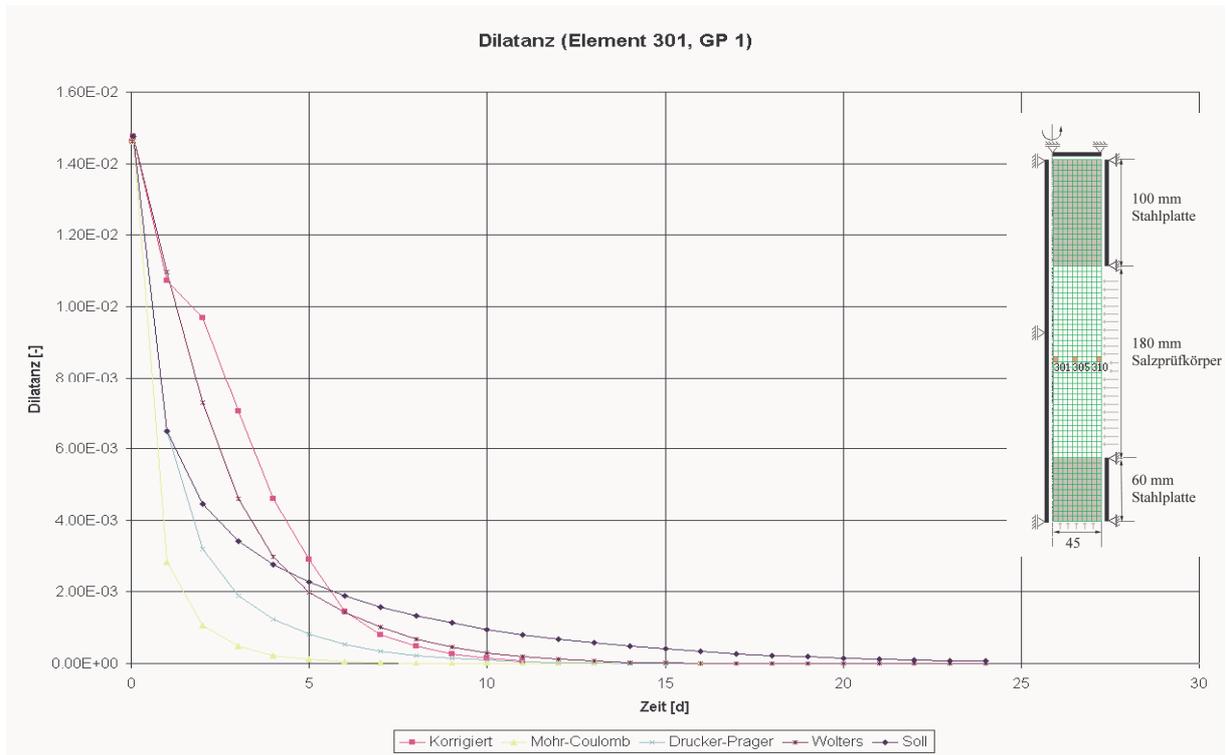


Bild 7.13: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 301, Gaußpunkt 1, Dilatanz-Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Der zeitliche Verlauf der Dilatanz wurde analytisch aus den ermittelten Verzerrungen abgeleitet. Alle Verheilungs-Potentialfunktionen bilden die analytisch berechneten Sollwerte für die Dilatanzrückbildung nur ungenau ab. Die Ansätze für die Verheilungs-Potentialfunktionen *Wolters* und *Drucker-Prager* liefern aber auch hier die plausibelsten Ergebnisse.



Bild 7.14: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 305, Gaußpunkt 1, σ_x -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Im Viertelpunkt des Prüfkörpermodells (Element 305) muss sich für die Spannungskomponente σ_x der von außen vorgegebene Beanspruchungszustand einstellen. Den Sollwert können hinsichtlich zeitlichem Verlauf und Endwert von $\sigma_x = 29,5$ MPa nur die Verheilungs-Potentialfunktionen nach *Drucker-Prager* und *Wolters* zufrieden stellend abbilden.

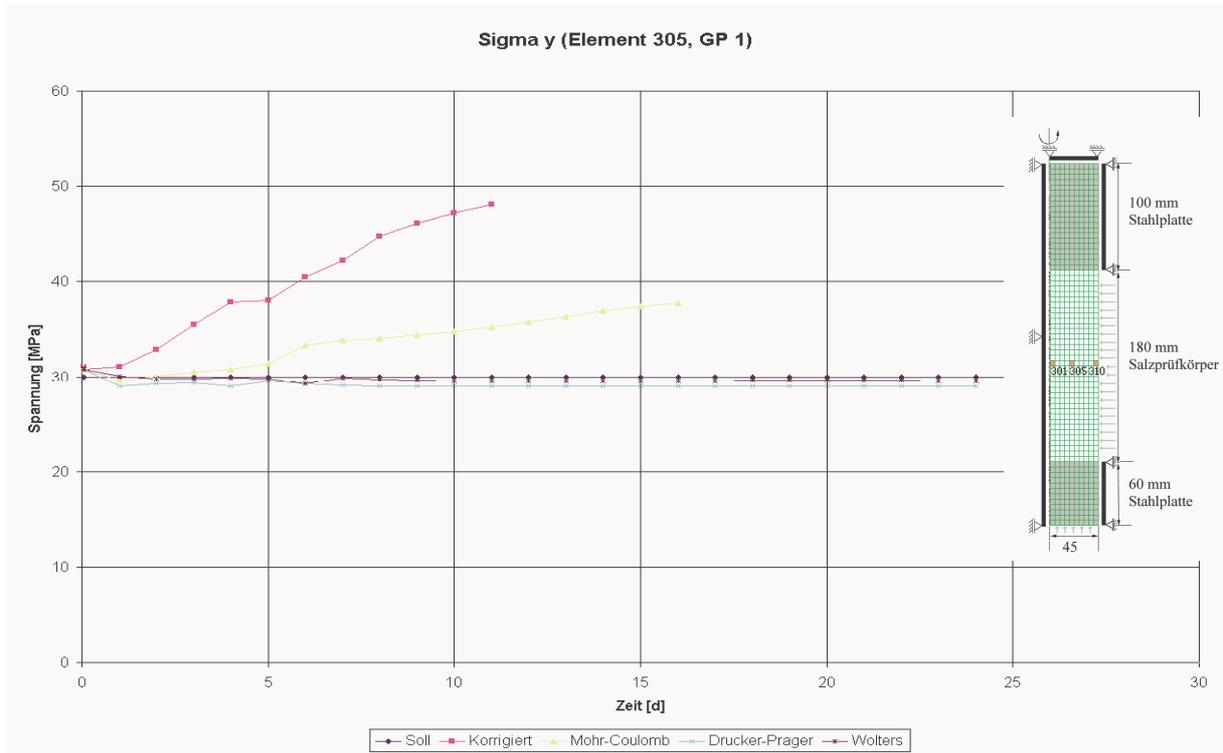


Bild 7.15: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 305, Gaußpunkt 1, σ_y -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Über die gesamte Versuchsdauer bleibt die Axialspannung σ_y konstant bei $\sigma_y = 30$ MPa. Dieser Zahlenwert muss also auch von allen Verheilungs-Potentialfunktionen berechnet werden. Ausreißer sind auch hier wieder die Versionen der Verheilungs-Potentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* und *Korrigiert*, also die von *Hou (2002)* vorgeschlagene Verheilungs-Potentialfunktion.

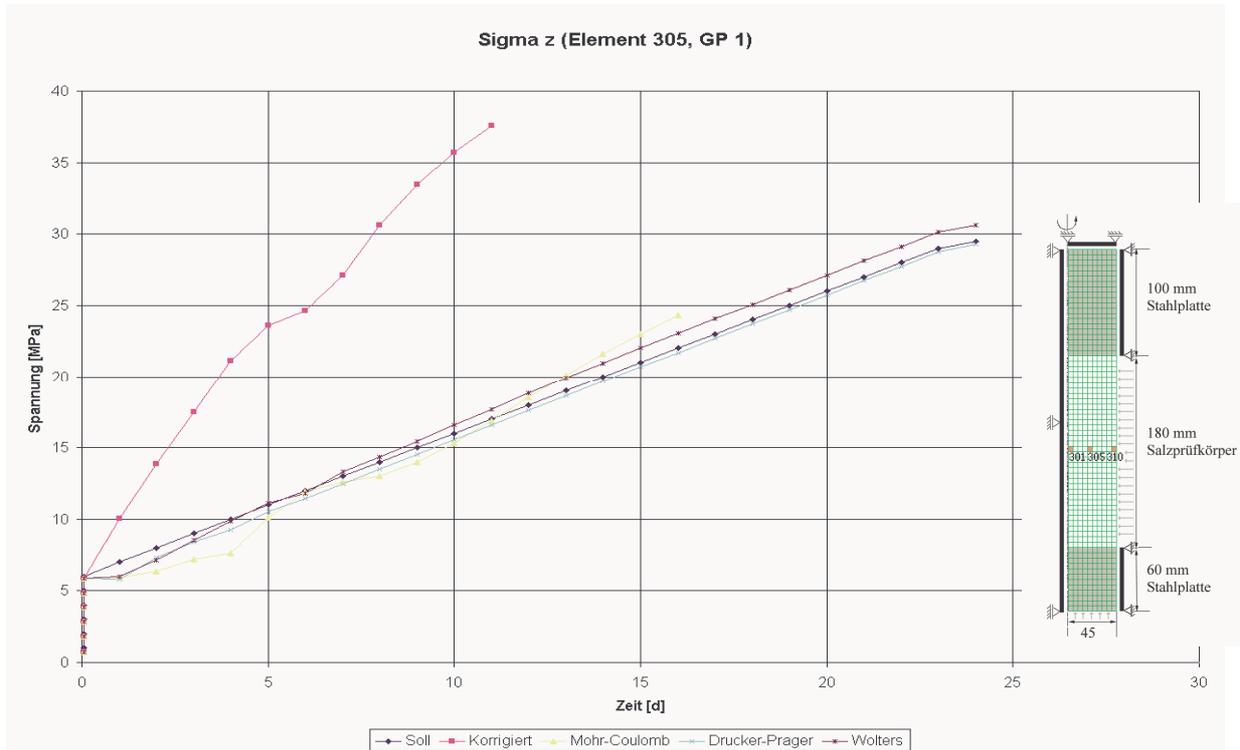


Bild 7.16: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 305, Gaußpunkt 1, σ_z -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

In radialen Viertelpunkt des Prüfkörpermodells muss sich für die Spannungskomponente σ_z der von außen vorgegebene Beanspruchungszustand einstellen. Es gilt $\sigma_x = \sigma_z$. Den Sollwert können hinsichtlich zeitlichen Verlauf und Endwert von $\sigma_x = 29,5$ MPa nur die Verteilungspotentialfunktionen nach *Drucker-Prager* und *Wolters* zufrieden stellend abbilden. Mit einer kleinen Ungenauigkeit im Bereich von $t = 3-5$ d liefert auch hier der Ansatz einer Verteilungspotentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* ein gutes Ergebnis. Dieser Befund ist insofern überraschend, weil bei Ansatz dieser Verteilungsfunktion für das Element 301 sehr große Abweichungen vom vorgegebenen Sollwert erhalten werden.

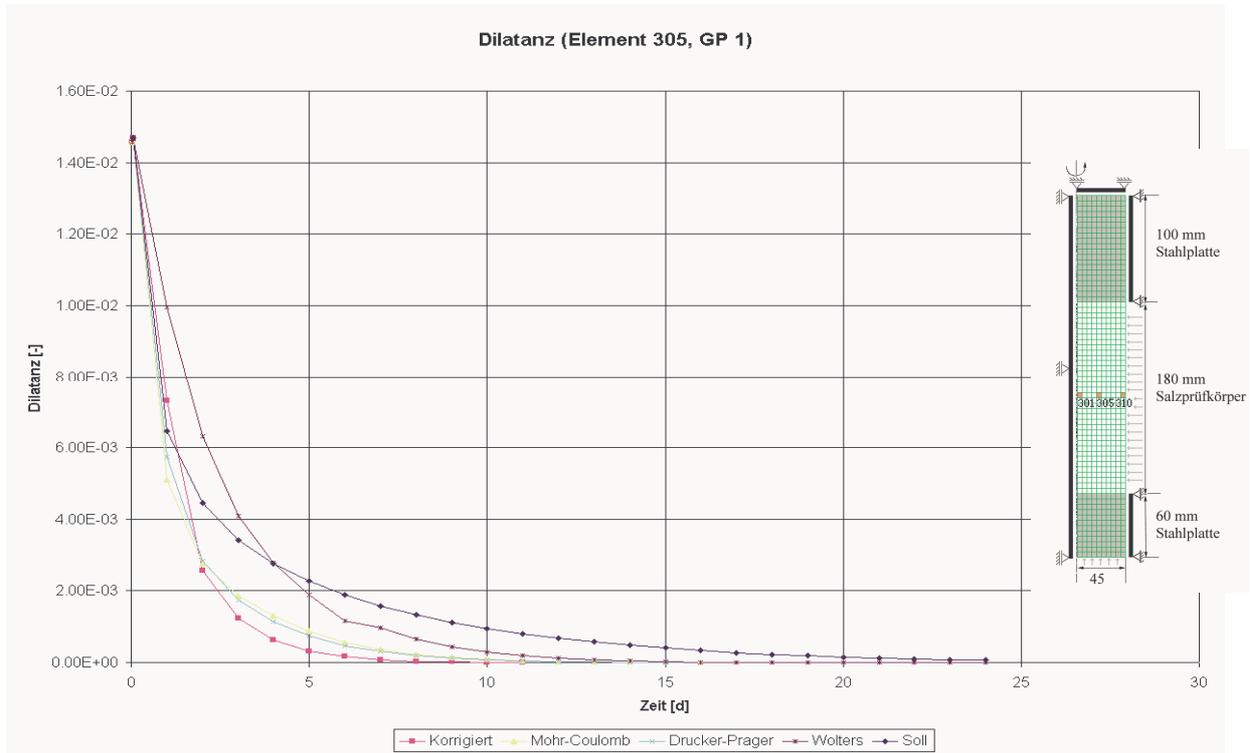


Bild 7.17: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 305, Gaußpunkt 1, Dilatanz-Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Der zeitliche Verlauf der Dilatanz wurde analytisch aus den ermittelten Verzerrungen abgeleitet. Alle Verheilungs-Potentialfunktionen bilden die analytisch berechneten Sollwerte für die Dilatanzrückbildung nur ungenau ab. Der Ansatz für die Verheilungs-Potentialfunktion *Wolters* liefert hier wieder vergleichsweise die plausibelsten Ergebnisse. Das Ergebnis für den Ansatz nach *Drucker-Prager* weicht hier deutlich stärker vom erwarteten Sollwert ab als dieses noch für das betrachtete Element 301 der Fall war.

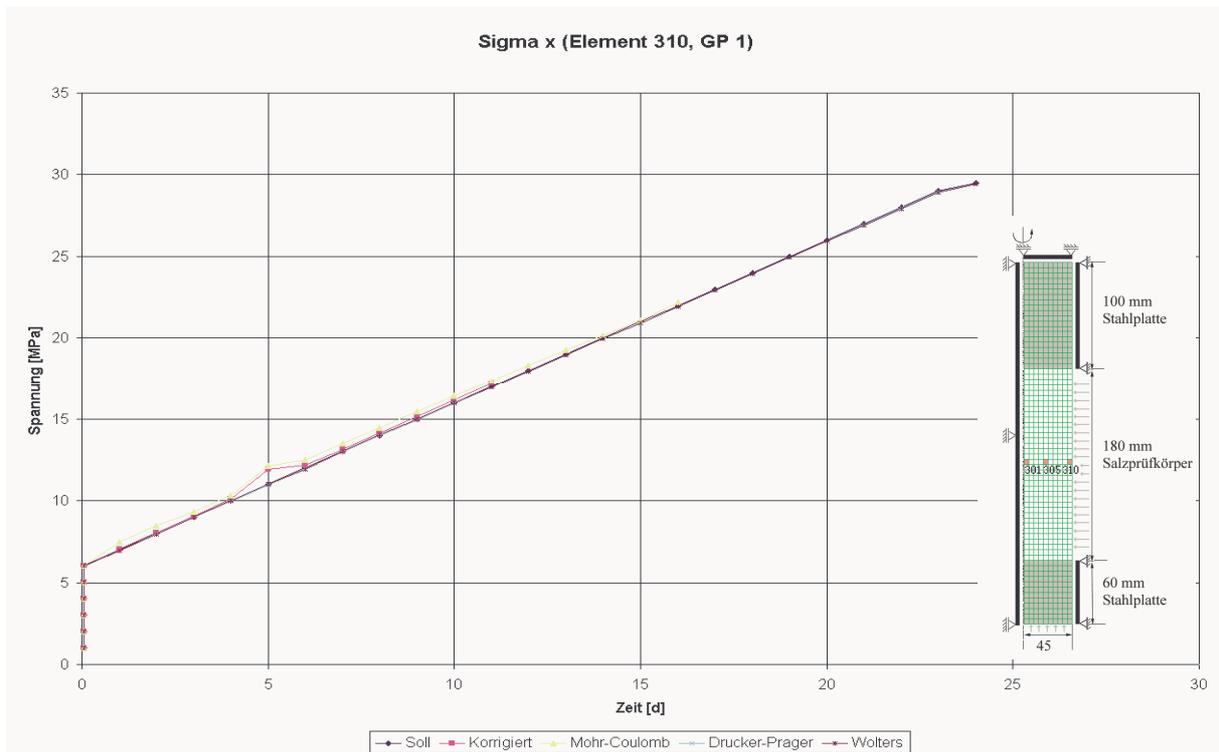


Bild 7.18: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 310, Gaußpunkt 1, σ_x -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Am äußeren Rand des Prüfkörpermodells wird die Beanspruchung σ_x als Randbelastung direkt aufgebracht und ist daher eine elementar einzuhaltende Randbedingung. Alle untersuchten Ansätze für eine Verheilungs-Potentialfunktion können diese Randbedingung erfüllen.

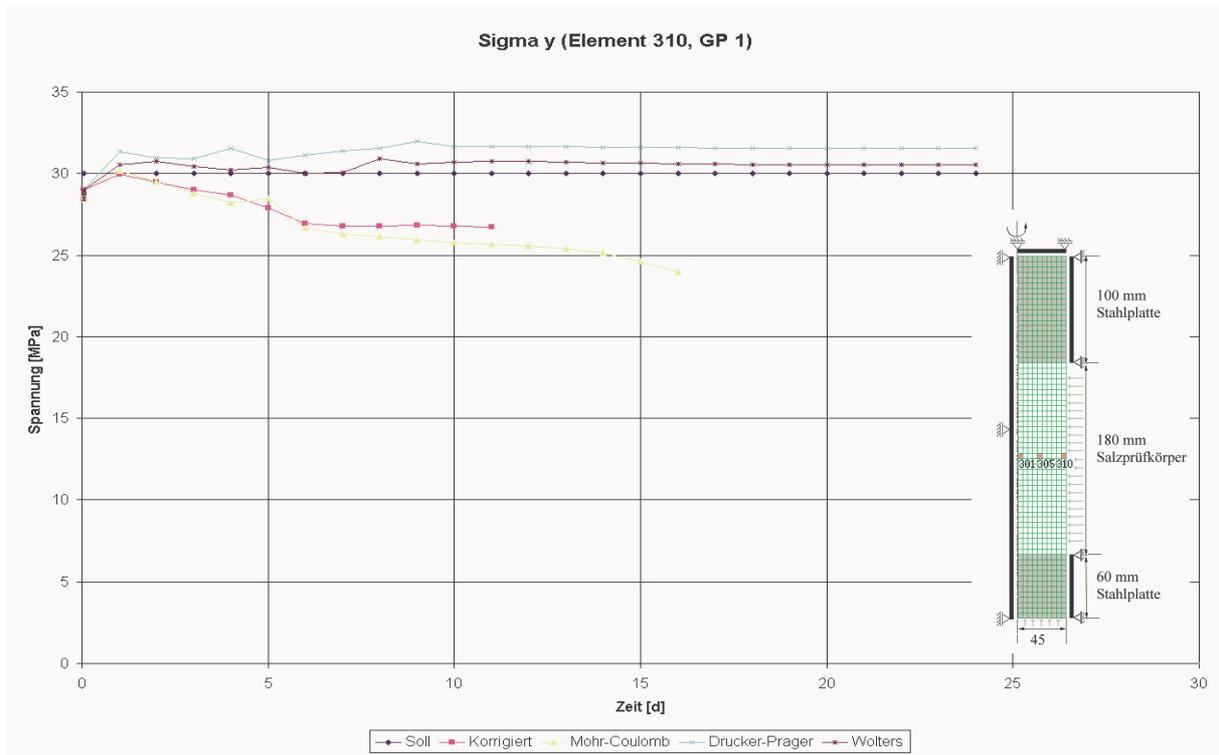


Bild 7.19: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 310, Gaußpunkt 1, σ_y -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Über die gesamte Versuchsdauer bleibt die Axialspannung σ_y konstant bei $\sigma_y = 30$ MPa. Dieser Zahlenwert muss also von allen Verheilungs-Potentialfunktionen berechnet werden. Ausreißer sind auch hier wieder die Versionen der Verheilungs-Potentialfunktion nach *Mohr-Coulomb* und *Korrigiert*, also die von *Hou (2002)* vorgeschlagene Verheilungs-Potentialfunktion. Der Ansatz von *Wolters* nähert sich dem Sollwert am besten an, während der Ansatz nach *Drucker-Prager* etwas zu große Zahlenwerte liefert. Auch in diesem Berechnungsfall weist der Ansatz einer Verheilungs-Potentialfunktion nach *Wolters* die besten Berechnungsergebnisse auf.

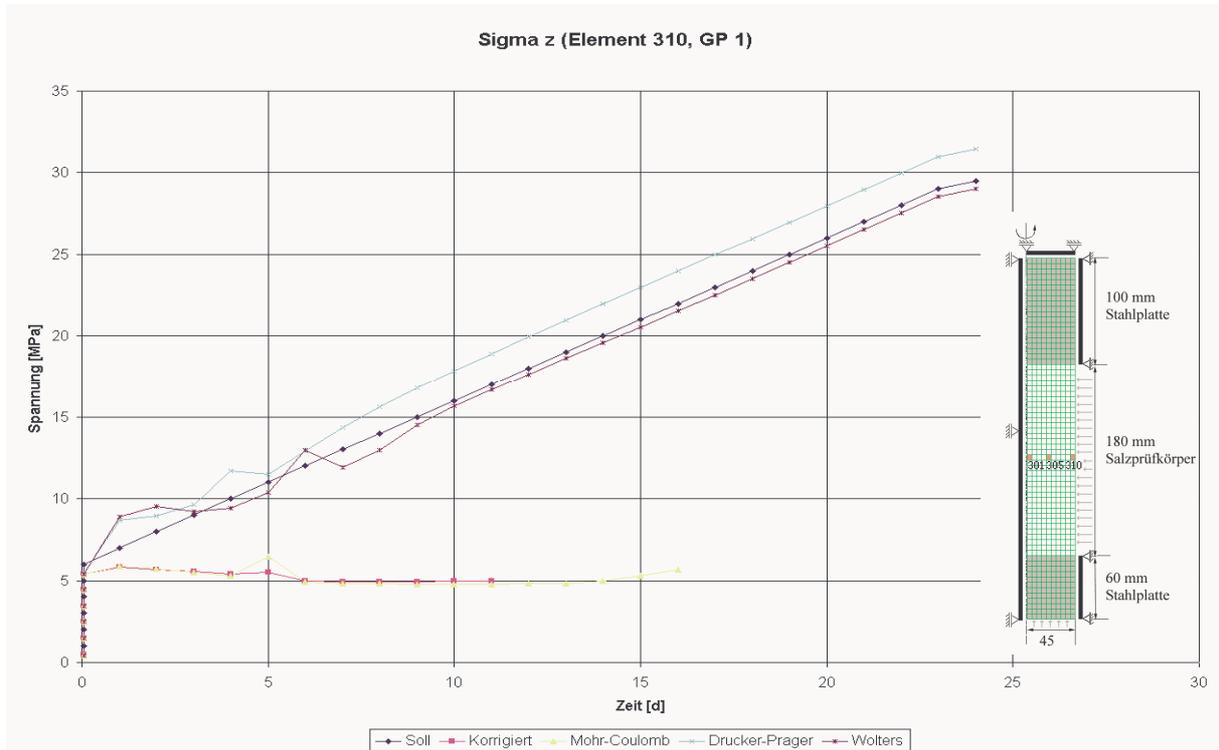


Bild 7.20: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 310, Gaußpunkt 1, σ_z -Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Am äußeren Rand des Prüfkörpermodells wird die Beanspruchung als Randbelastung direkt aufgebracht und ist daher eine elementar einzuhaltende Randbedingung, wobei $\sigma_x = \sigma_z$ gilt. Den Sollwert können in seinem zeitlichen Verlauf und seinem Endwert von $\sigma_z = 29,5$ MPa nur die Verheilungs-Potentialfunktionen nach *Drucker-Prager* und *Wolters* zufrieden stellend abbilden. Erstaunlicherweise liefern hier die Ansätze nach *Hou (2002) Korrigiert* und *Mohr-Coulomb* völlig falsche Ergebnisse. Dieser auffällige Befund mag in der fehlenden dritten Spannungskomponente begründet liegen.

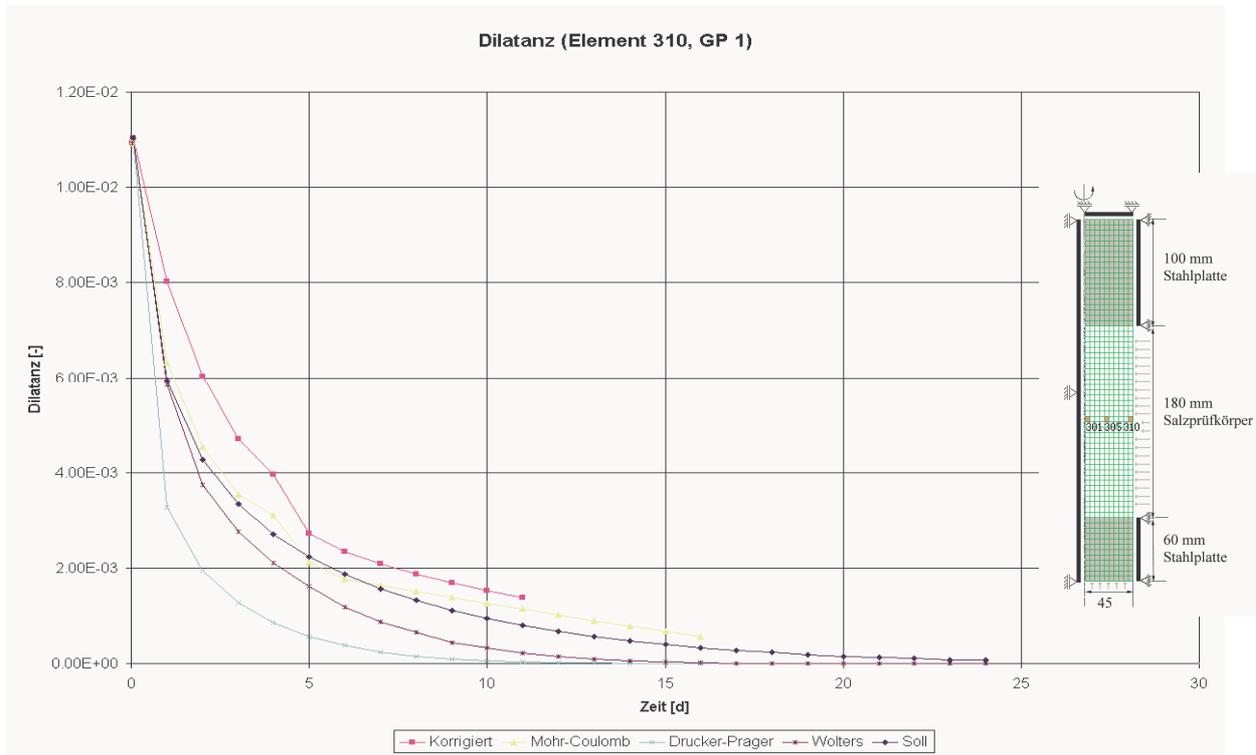


Bild 7.21: Darstellung von Ergebnissen der Potentialfunktionen-Vergleichsberechnung (Element 310, Gaußpunkt 1, Dilatanz-Entwicklung bei Belastungserhöhung von 1 MPa/d)

Der zeitliche Verlauf der Dilatanzentwicklung wurde analytisch aus den ermittelten Verzerrungen abgeleitet. Alle Verheilungs-Potentialfunktionen bilden die analytisch berechneten Sollwerte für die Dilatanzrückbildung nur ungenau ab. Der Ansatz für die Verheilungs-Potentialfunktion nach *Wolters* liefert hier wieder die plausibelsten Ergebnisse. Das Ergebnis für den Ansatz nach *Drucker-Prager* weicht hier ebenfalls wieder deutlich stärker vom erwarteten Sollwert ab, als dies noch für das betrachtete Element 301 sowie für das Element 305 der Fall war.



Zusammenfassend ist festzustellen, dass der Sollwert der Spannungen in den vorgestellten Bildern den Randbedingungen entspricht, welche sich aus der Axialbelastung σ_y und dem Mantel-
druck $\sigma_x = \sigma_z$ ergeben. In den Elementen 301 und 305, die sich nicht direkt am Rand des Mo-
dells befinden, muss die Randbedingung in hinreichender Entfernung von den Stahl-
Druckplatten ebenfalls erfüllt sein, so dass die berechneten Spannungen nicht zu verschieden von
den Randlasten ($\sigma_x = \sigma_z = 29,5 \text{ MPa}$, $\sigma_y = 30,0 \text{ MPa}$) und ihrem zeitlichen Verlauf sein kön-
nen. Aus der Berechnung mit dem Stoffmodell *Lubby2* hat sich dieser Spannungsverlauf gezeigt.
Insgesamt zeigen vergleichend dargestellte Berechnungsergebnisse der einzelnen Ansätze für
eine Verheilungs-Potentialfunktionen, dass derzeit nur der von *Wolters* entwickelte und hier
auch favorisierte Ansatz trotz einiger kleiner Defizite in der Lage ist, in allen Beispielen mit aus-
reichender zahlenmäßiger Genauigkeit die zu erwartenden Spannungsverläufe zu berechnen. Es
ist eine notwendige Bedingung für die Zuverlässigkeit einer Verheilungs-Potentialfunktion, dass
alle Beispielfälle mit plausiblen Ergebnissen behandelt werden können. Hier offenbaren die an-
deren untersuchten Ansätze signifikante Schwächen.

Die zeitliche Entwicklung der Dilatanz wird in den Berechnungsbeispielen in ihrem qualitativen
verlauf von allen Verheilungs-Potentialfunktionen zutreffend wiedergegeben; in quantitativer
Hinsicht führt auch hier der Ansatz von *Wolters* zu der besten Übereinstimmung mit der analyti-
schen Lösung

7.3 Ansätze aus der Literatur zur Beschreibung der Kompaktionsphase

7.3.1 Übersicht

Aus der vorhandenen nationalen und internationalen Literatur sind drei Ansätze ausgewählt und
näher betrachtet worden, die die Kompaktion von Salzgrus bzw. von Versatzbaustoffen be-
schreiben. In erster Näherung wurden die für die rechnerischen Analysen notwendigen Parame-
ter der Literatur entnommen, um mit den Stoffmodellen arbeiten zu können. Die Gleichungen für
die Dilatanzabnahme bzw. die Volumenkompaktion sind im Tabellenkalkulationsprogramm *Ex-
cel* programmiert und die zeitabhängigen Dilatanzabnahmen berechnet worden. Mit Hilfe von
bekannten Messdaten aus Laborversuchen als Vergleichsmöglichkeit kann zumindest anhand der
berechneten Dilatanz- bzw. Kompaktionsverläufe gezeigt werden, ob der verwendete Ansatz im
Grundsatz in der Lage ist, die Messkurven in Abhängigkeit der Materialparameter abzubilden.



Aussagen über die weitere Eignung können nicht getroffen werden, weil die durch die Dilatanzabnahme verursachten Spannungsänderungen aufgrund der hier angewendeten semi-analytischen Betrachtung nicht berücksichtigt worden sind. Die betrachteten Ansätze zur Berechnung der Kompaktion bzw. der Dilatanzabnahme sind dann als geeignet anzusehen, wenn mit ihnen die Dilatanzabnahme bei den hier vorliegenden sehr geringen Dilatanzen (Größenbereich 1 – 2 %) und einem bereits vorgegebenen Beanspruchungszustand ermittelt werden kann.

Die rechnerische Modellierung der Dilatanzabnahme stellt daher nur eine notwendige, jedoch keine hinreichende Grundlage zur Beurteilung des jeweiligen Ansatzes dar. Zusätzlich ist zu untersuchen, ob die jeweiligen Ansätze auch ausgehend von einem Spannungszustand $\sigma \neq 0$ anwendbar sind, da dieser Beanspruchungszustand als Randbedingung im Laborversuch vorliegt. Da aber die Implementierung des vollständigen Kompaktionsmodells in das FEM-Programm *MISES3* einen nicht unerheblichen Aufwand darstellt, muss anhand der Literaturangaben und bekannter Beispiele sowie der berechneten und dargestellten Dilatanzabnahme zunächst vorläufig eine Aussage über die Leistungsfähigkeit des jeweiligen Ansatzes getroffen werden, wobei die abschließende Bewertung erst in einem zweiten Schritt nach seiner Implementierung in das Programm *MISES3* erfolgen kann.

In den folgenden Abschnitten werden drei Kompaktionsmodelle vorgestellt, untersucht und anschließend diskutiert.

7.3.2 Kompaktion von Salzgrus nach *Stührenberg und Zhang*

Das Kompaktionsmodell für Salzgrus wurde an der BGR, Hannover auf der Basis von Kompaktionsversuchen an trockenem Salzgrus entwickelt, *Stührenberg und Zhang (1996)*. Dabei musste berücksichtigt werden, dass der Salzgrus mit steigender Kompaktion einer weiteren Kompaktion einen größeren Widerstand entgegensetzt, der die Kompaktion zunehmend verlangsamt.

Zhang (1993) hat einen Berechnungsansatz vorgeschlagen, der den Zusammenhang zwischen Spannung, Porenzahl (die Porenzahl wird hier in erster Näherung mit der vorhandenen Dilatanz gleichgesetzt) und Kompaktionsrate (hier entsprechend der gesuchten Dilatanzabnahme) im gesamten Kompaktionsbereich beschreibt:

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \cdot \left\{ \ln\left(\frac{e_0}{e}\right) \right\}^{-m} \quad (7.24)$$



mit

$\dot{\epsilon}$	Kompaktionsrate, -
T	Absolute Temperatur, K
R	Universelle Gaskonstante ($8,3143 \cdot 10^{-3}$ kJ/(K·mol))
Q	Aktivierungsenergie, kJ/mol
σ	Isotrope oder quasiisotrope Spannung, MPa
σ_0	Normierungsspannung, ($\sigma_0 = 1$ MPa)
e	Porenzahl, -
e_0	Anfangsporenzahl, -
A	Parameter (für Haufwerk) ($A = 1,4$ 1/s)
n	Parameter (für Haufwerk) ($n = 14,3$)
m	Parameter (für Haufwerk) ($m = 16,9$)

Die Zahlenwerte für die Parameter wurden *Stührenberg und Zhang (1996)* entnommen und gelten für Salzgrus bei Ausbruch mit einer Teilschnittmaschine (→ Korngrößenverteilung).

Für die Anfangsporenzahl e_0 wird die im Laborversuch gemessene Dilatanz am Ende der Schädigungsphase von $\epsilon_{\text{vol}} = 1,5$ % angesetzt. Die Porenzahl muss etwas geringer angesetzt werden, da ansonsten in Gl. 7.24 bei $\ln(1) = 0$ aufgrund des negativen Exponenten eine Division durch Null durchgeführt werden müsste. Hier wurde $e = 1,42$ % gewählt. Die mit Gl. (7.24) berechnete Dilatanzabnahme ausgehend von einer Anfangsbeanspruchung $\sigma \equiv 0$ MPa und einer Endbeanspruchung von $\sigma = 0,1$ MPa isotrop auf den Salzgrus einwirkend ist in Bild 7.22 dargestellt.

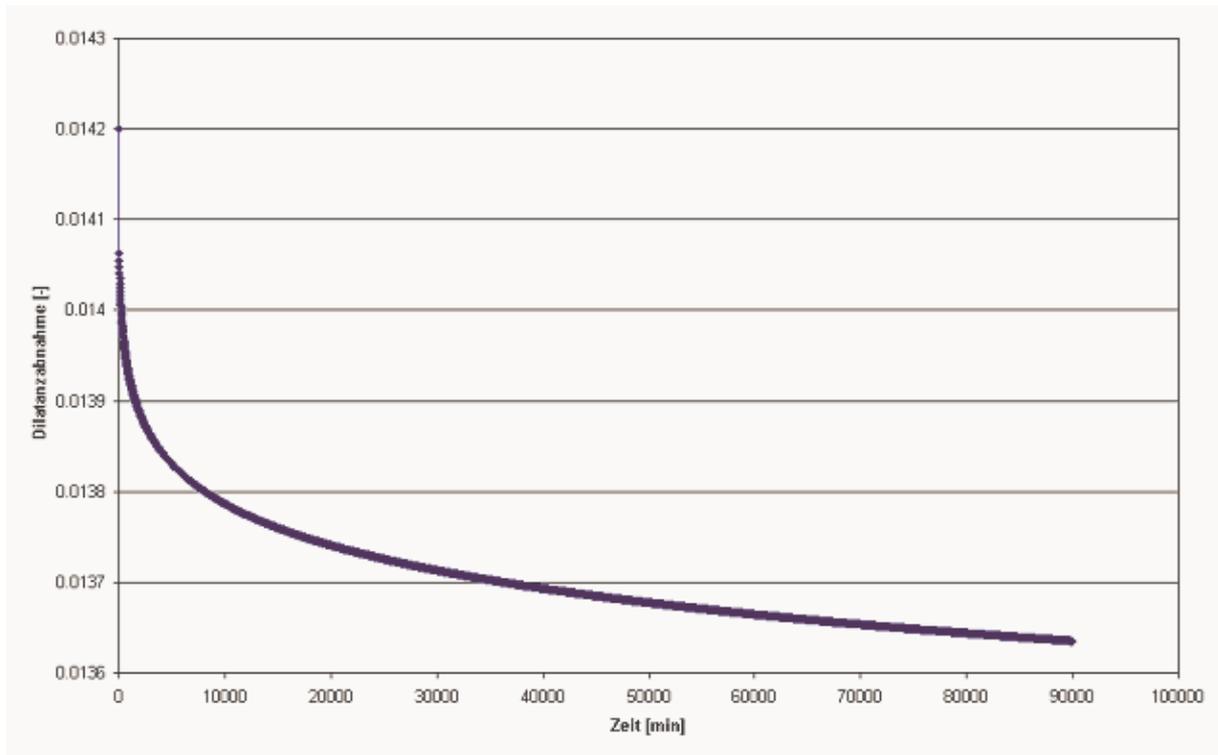


Bild 7.22: Darstellung der Dilatanzabnahme bei isotroper Beanspruchung von 0,1 MPa = konst. (Kompaktionsmodell: Stührenberg und Zhang)

Bei einem Spannungszustand entsprechend dem Laborversuch zu Beginn der Verheilungsphase von $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 6/30/6$ MPa ergibt sich nach Gl. (7.24) eine derart große Kompaktionsrate, dass sich numerische Probleme ergeben haben. Als Befund wird festgestellt, dass das Kompaktionsmodell mit kleinen isotropen Spannungszuständen die erwarteten Ergebnisse liefert. Bei Beanspruchungszuständen wie im Laborversuch traten dagegen numerische Instabilitäten auf, und die Berechnung konnte nicht fortgeführt werden. Dieses Ergebnis ist bildlich nicht dokumentiert.

7.3.3 Kompaktionsmodell CWIPP

Auf der Basis von *Sjaardema und Krieg (1987)* und mit Erweiterungen von *Callahan und DeVries (1991)* ist im FDM-Programm *FLAC3D* das Kompaktionsmodell *CWIPP* zur numerischen Simulation der Volumenkompaktion von Versatzbaustoffen enthalten. Zur Beschreibung der Volumenkompaktionsrate sind neben der kompaktionsgradabhängigen Dichte drei weitere Parame-



ter erforderlich, die mit B_0 , B_1 und B_2 bezeichnet werden und für die Zahlenwerte in der internationalen Literatur z.B. bei Pfeifle (1990) zu finden sind.

In *FLAC3D* wurde für das Stoffmodell *CWIPP* eine Abbruchfunktion implementiert, damit die Berechnung dann angehalten wird, wenn die Dichte des ungeschädigten Materials erreicht ist. Der Ansatz funktioniert über die Dichteänderung des geschädigten bzw. locker gelagerten Versatzmaterials bis hin zum kompaktierten Versatzkörper, dessen Dichte in etwa mit der Dichte des ungeschädigten Gebirges übereinstimmt. In der hier in *Excel* eingesetzten Stoffmodellgleichung für die Volumenkompaktion ist dieser Zusammenhang nicht berücksichtigt worden, weshalb in Bild 7.23 eine rechnerische Überkompaktion erhalten wird. Die angesetzten Parameter wurden der Literatur entnommen.

Die Kompaktionsverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_v^c$ wird nach Gleichung (7.25) berechnet:

$$\dot{\epsilon}_v^c = \frac{1}{\rho} B_0 [1 - \exp^{-B_1 \sigma}] \exp^{B_2 \rho} \quad (7.25)$$

mit

ρ	veränderliche Dichte während der Berechnung, kg/m ³
B_0	Parameter, $1,3 \cdot 10^8$ kg/(m ³ s)
B_1	Parameter, $8,2 \cdot 10^{-6}$ 1/Pa
B_2	Parameter, $1,72 \cdot 10^{-2}$ m ³ /kg
σ	Mittlere Hauptspannung, $\sigma = \sigma_{kk}/3$, Pa

Problematisch ist bei diesem Ansatz vor allem die Abschätzung der Parameter B_0 , B_1 und B_2 , deren Größe in erster Näherung aus der Literatur übernommen wurde. Die Dichte ρ des geschädigten Materials wurde mit folgender Annahme errechnet:

$$\rho = \rho_0 / (1 + \epsilon_{vol}) \quad (7.26)$$

mit

ρ_0	Dichte des ungeschädigten Materials ($\rho_0 = 2134$ kg/m ³),
ϵ_{vol}	Dilatanz, gemessen nach der Schädigungsphase des Laborversuchs ($\epsilon_{vol} = 0,0145$)



Die nachfolgende Grafik zeigt die Entwicklung der Volumenkompaktion bei folgenden Belastungsstufen, die aus *Korthaus (1998)* übernommen wurden:

- $t = 0 \text{ d bis } t = 2 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 2,5 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 5 \text{ MPa}$
- $t = 2 \text{ d bis } t = 7,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 5 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 7,8 \text{ d bis } t = 8,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -0,75 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 4,25 \text{ MPa}$
- $t = 8,8 \text{ d bis } t = 15 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 4,25 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 15 \text{ d bis } t = 17 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 2,875 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 10,0 \text{ MPa}$
- $t = 17 \text{ d bis } t = 22,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 10 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 22,8 \text{ d bis } t = 23,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -1,5 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 8,5 \text{ MPa}$
- $t = 23,8 \text{ d bis } t = 30 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 8,5 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 30 \text{ d bis } t = 32 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 3,25 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 15,0 \text{ MPa}$
- $t = 32 \text{ d bis } t = 37 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 15 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 37 \text{ d bis } t = 38 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -2,25 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 12,75 \text{ MPa}$
- $t = 38 \text{ d bis } t = 45 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 12,75 \text{ MPa} = \text{konst}$



Bild 7.23: Volumenkompaktion bei einem allmählichen isotropen Beanspruchungsanstieg (Kompaktionsmodell: CWIPP)

Das Kompaktionsmodell *CWIPP* beschreibt bei der hier vorliegenden Beanspruchungsgeschichte eine viel zu schnelle Volumenabnahme. In Bild 7.23 wird ein Volumen von mehr als 35 % nach der ersten Belastungsänderung innerhalb kurzer Zeit zurückgebildet. Im Laborversuch sind derart hohe Kompaktionsraten nicht beobachtet worden (vgl. Abschnitt 6). Die Ursachen für diesen Befund sind in der niedrigen Ausgangsdilatanz zu suchen. Das Kompaktionsmodell wird üblicherweise bei sehr viel größeren Porositäten angewendet. Auch dieses Kompaktionsmodell ist daher auf die Bedingungen im Laborversuch nicht anwendbar.

7.3.4 Stoffmodell für Salzgrus von Korthaus/Hein

In Rahmen eines EU-Benchmark-Tests ist am Forschungszentrum Karlsruhe von *Korthaus (1998)* ein von *Hein (1991)* entwickeltes Stoffmodell für Salzgrus in ein FEM-Programm implementiert und die Anwendung geprüft worden. Gegenüber dem Stoffmodell von *Hein (1991)* wurden einige allerdings nicht wesentliche Veränderungen vorgenommen.



Die Volumenkompaktionsrate $\dot{\epsilon}$ wird dabei aus den nachstehend aufgeführten Gln. (7.27), (7.28) und (7.29) berechnet:

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \cdot (h_1 \cdot p^2 + h_2 \cdot q^2)^2 \cdot \left(h_1 \cdot \frac{p}{3} \cdot 1 + h_2 \cdot S\right) \quad (7.27)$$

mit

$$h_1(\eta) = a / (((\eta_0 / \eta)^c - 1) / \eta_0^c + d)^m \quad (7.28)$$

$$h_2(\eta) = b \cdot h_1(\eta) + 1 \quad (7.29)$$

sowie

p	Hauptnormalspannung, MPa
S	Deviatorischer Spannungstensor, MPa
q	Deviatorische Spannungsinvariante, MPa
Q	Aktivierungsenergie, kJ/mol
T	Absolute Temperatur, K
η	Porosität, -
η_0	Initielle Porosität, -, $\eta_0 = 0,31$
1	Einheitstensor
R	Universelle Gaskonstante ($8,3143 \cdot 10^{-3}$ kJ/(K·mol))
a	Parameter, -, a = 0,01648
b	Parameter, -, b = 0,9
c	Parameter, -, c = 0,1
d	Parameter, -, d = 0,0003
m	Parameter, -, m = 2,25

Dargestellt wird in Bild 7.24 die Anwendung der in *Excel* programmierten Stoffmodellgleichung mit den nachfolgend beschriebenen Belastungsstufen aus *Korthaus (1998)*:



- $t = 0 \text{ d bis } t = 2 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 2,5 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 5 \text{ MPa}$
- $t = 2 \text{ d bis } t = 7,95 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 5 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 7,95 \text{ d bis } t = 8,95 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -0,75 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 4,25 \text{ MPa}$
- $t = 8,95 \text{ d bis } t = 15 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 4,25 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 15 \text{ d bis } t = 17 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 2,875 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 10,0 \text{ MPa}$
- $t = 17 \text{ d bis } t = 23 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 10 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 23 \text{ d bis } t = 24 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -1,5 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 8,5 \text{ MPa}$
- $t = 24 \text{ d bis } t = 30 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 8,5 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 30 \text{ d bis } t = 32 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 3,25 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 15,0 \text{ MPa}$
- $t = 32 \text{ d bis } t = 37,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 15 \text{ MPa} = \text{konst}$
- $t = 37,8 \text{ d bis } t = 38,8 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = -2,25 \text{ Pa}, \text{ bis } \sigma = 12,75 \text{ MPa}$
- $t = 38,8 \text{ d bis } t = 45 \text{ d}, \Delta t = 0,001 \text{ d}, \Delta\sigma = 0 \text{ Pa}, \sigma = 12,75 \text{ MPa} = \text{konst}$

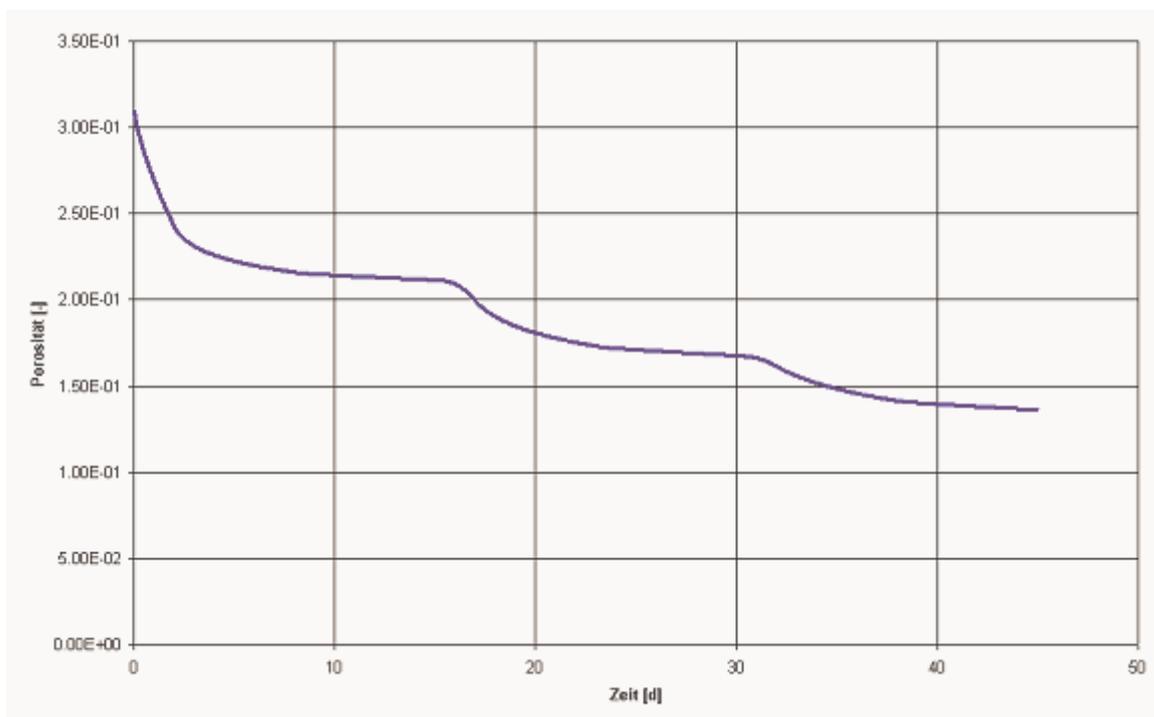


Bild 7.24: Volumenkompaktion bei einem langsamen, isotropen Beanspruchungsanstieg (Kompaktionsmodell: Korthaus/Hein)



Die Beanspruchungsänderung wird nicht instantan aufgebracht, sondern nimmt linear über kurze Zeiträume bis auf die jeweiligen Stufenwerte zu bzw. ab.

Die erforderlichen Parameter sind aus der Literatur von *Korthaus (1998)* übernommen worden und dienen in erster Linie dazu, das dort beschriebene Beispiel nachzurechnen, bei dem eine Anfangsporosität des Salzgruses von $\eta_0 = 31 \%$ vorgegeben ist.

Als Ergebnis ist festzuhalten, dass das Literaturbeispiel nachvollzogen werden konnte. Allerdings ist auch dieser Kompaktionsansatz nicht geeignet für die Anwendung auf die Aufgabenstellung einer Simulation der Risschließung bei Laborversuchen, da für das Stoffmodell die Beanspruchung immer von $\sigma_i \equiv 0$ ausgehend aufgebracht werden muss.

7.3.5 Vergleichende Bewertung und Diskussion der einzelnen Ansätze

Die hier aus der Literatur übernommenen und analysierten Ansätze beschreiben im Grundsatz zutreffend das Stoffverhalten von Salzgrus und bilden die in der Literatur gegebenen Beispiele zahlenmäßig gut ab. Dennoch sind sie für die numerische Abbildung der Risschließungsphase in der Verheilungsphase nicht geeignet. Die Kompaktionsmodelle beschreiben das Stoffverhalten von Salzgrus nur dann befriedigend, wenn die in den Literaturquellen vorgegebenen Randbedingungen eingehalten werden. Durchgeführte analytische Berechnungen mit einem *Excel*-Tabellenblatt haben gezeigt, dass die Porositätsabnahme nur dann zutreffend beschrieben wird, wenn die Belastungsraten ausreichend gering sind, weswegen hier eine linear über kurze Zeiträume ablaufende Belastungsänderung angesetzt worden ist. Momentan aufgebrachte Belastungsänderungen bzw. große Belastungsraten, wie sie bei den Verheilungsversuchen aber auftreten, führen immer zu erkennbar falschen Ergebnissen. Ein richtiges Berechnungsergebnis in dem Sinne, dass die laborativ ermittelten Parameter aus den jeweiligen Literaturangaben in das jeweilige Stoffmodell eingesetzt werden und die entsprechenden Messwertkurven erhalten werden, wird nur dann erzielt, wenn die Belastung langsam vom Beanspruchungszustand Null ausgehend gesteigert wird.

Dieses Verhalten entspricht auch der Anforderung an Kompaktionsstoffmodellansätze für Salzgrus oder Versatzbaustoffe. Der Salzgrus/ Versatzbaustoff wird zum Zeitpunkt $t = 0$ d ohne äußere Belastung eingebaut und erst im Lauf der Zeit t entwickelt sich ein mehr oder weniger i-



sotroper Stützdruck durch Konvergenz des Gebirges auf den Versatzkörper. Diesen Belastungsablauf können die untersuchten Kompaktionsstoffmodelle auch rechnerisch abbilden.

Die Versuchsrandbedingungen bei Laborversuchen zur Analyse des Verheilungsverhaltens kommen im Gegensatz zu den Kompaktionsversuchen wie folgt zustande:

- Die Belastung wird im Vergleich zur Gebirgskonvergenz relativ schnell aufgebracht.
- Das Beanspruchungsniveau ist zu Beginn der Verheilungsphase grundsätzlich ungleich Null.

Durch die vorangegangene Schädigungsphase ist im Laborversuch im Prüfkörper immer ein von Null verschiedener Beanspruchungszustand vorhanden und die Verheilung setzt erst nach Unterschreitung der Verheilungsgrenze bzw. nach Erreichen eines (günstigen) Beanspruchungszustandes im Prüfkörper (respektive im betrachteten Gebirgsausschnitt) ein. Verheilungsstoffmodelle müssen daher ihre Eignung im Grundsatz bei abnehmender deviatorischer Beanspruchung, aber bei generell im Prüfkörper/Gebirgsbereich schon vorhandenen Beanspruchungszuständen unter Beweis stellen. Die untersuchten Kompaktionsstoffmodelle setzen dagegen einen von $\sigma = 0$ MPa ausgehenden Beanspruchungsanstieg voraus, bei geringer oder keiner deviatorischen Beanspruchung.

Mit den Randbedingungen eines schon bei Kompaktionsbeginn vorhandenen Beanspruchungszustandes im Prüfkörper und vergleichsweise hoher Belastungsraten wie sie bislang beim Verheilungsversuch vorgelegen haben, können die Kompaktionsstoffmodellansätze, die hier untersucht worden sind, keine zutreffenden Ergebnisse liefern. Ihre Eignung zur Beschreibung der Riss-schließungsphase in dem derzeit präferierten Verheilungsstoffmodell muss nach derzeitigen Kenntnissen daher verneint werden.



8 Rechnerische Analysen - Exemplarische Simulation eines Laborversuchs mit der überarbeiteten Verheilungsfunktion, Beseitigung numerischer Instabilitäten und Kontrollberechnungen zu den Verformungen in der Verheilungsphase

8.1 Exemplarische Simulation eines Laborversuchs mit der überarbeiteten Verheilungsfunktion

In den vorangegangenen Kapiteln wurde herausgearbeitet, dass der in *MISES3* implementierte Verheilungsansatz bei zu großen Beanspruchungsraten offensichtlich falsche Ergebnisse produziert. Damit waren die vorangegangenen Validationsberechnungen zu Laborversuchen, die mit Belastungsraten von $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/min}$ gefahren wurden, grundsätzlich nicht erfolgreich. Aus diesem Grund sind Laborversuche durchgeführt worden, deren laterale (radiale) Belastung (Mantelspannung) zur Reduzierung der deviatorischen Beanspruchung in der Druckaufbauphase nur noch um $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/d}$ gesteigert wurde. Das nachstehende Bild 8.1 zeigt den prinzipiellen Beanspruchungsverlauf des Laborversuchs.

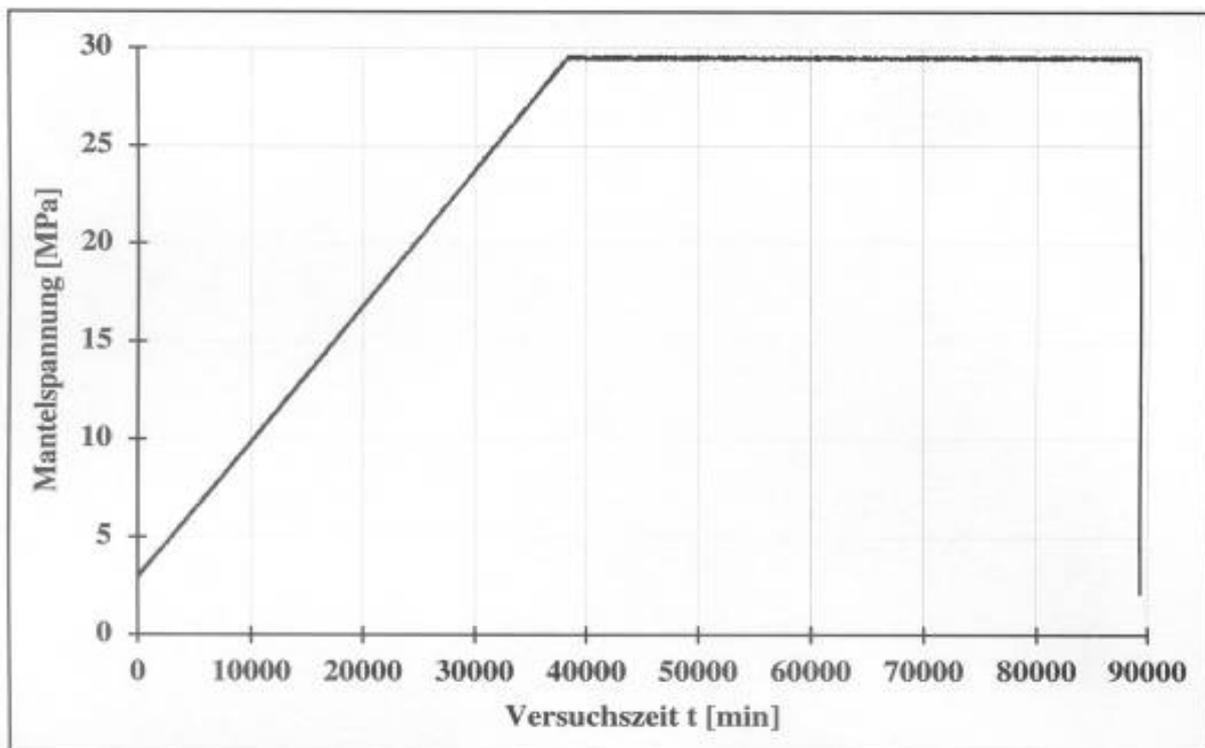


Bild 8.1: Zeitlicher Verlauf der Mantelspannung in der Verheilungsphase des Laborversuchs (konstante Axialspannung $\sigma_y = 30 \text{ MPa}$)



Aus Bild 8.1 ist nicht ersichtlich, dass der Laborversuch bei einem isotropen Beanspruchungszustand mit einem Verhältnis Axial-/Radialspannung von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30 / 30$ MPa beginnt. Dieser Beanspruchungszustand wird zunächst drei Tage konstant gehalten, um denkbare Gefügeflockungen aus der Prüfkörpergewinnung und -bearbeitung rückzubilden. Anschließend wird bei konstanter Axialbelastung die Radialbelastung (Mantelspannung) mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min zurückgenommen bis auf ein Niveau von $\sigma_2 = \sigma_3 = 3$ MPa (Schädigungsphase). Ausgehend von $\sigma_2 = \sigma_3 = 3$ MPa Radialbeanspruchung wird die radiale Belastung dann bei immer noch konstanter axialer Belastung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/d gesteigert. In *MISES3* kann die Beanspruchung nicht kontinuierlich aufgebracht werden. Als Näherung wird ausgehend von einer Radialbeanspruchung von $\sigma_2 = \sigma_3 = 3,5$ MPa zum Zeitpunkt $t = 1$ d die Beanspruchung dann täglich sprunghaft um $\Delta\sigma_{2,3} = 1$ MPa erhöht und über den Zeitraum eines Tages konstant gehalten, so dass eine stufenweise Beanspruchung erfolgt. Bild 8.2 zeigt den programmtechnisch realisierten Beanspruchungsablauf.

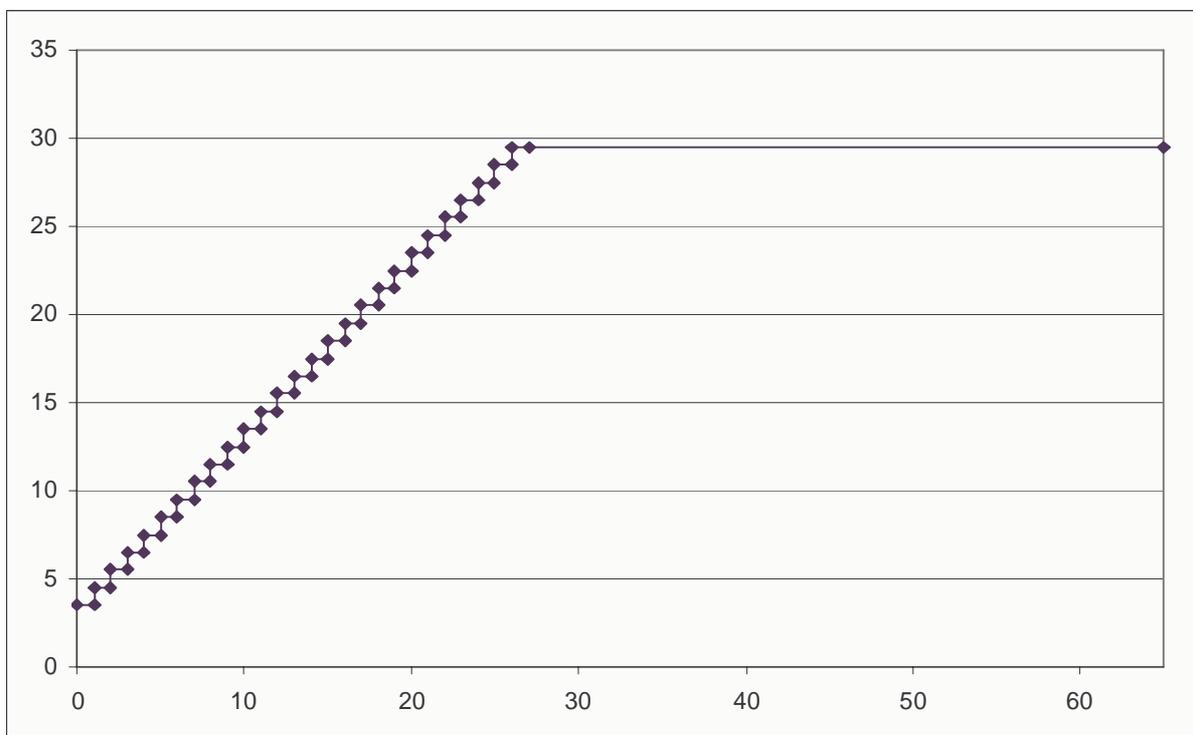


Bild 8.2: Zeitlicher Verlauf der Mantelspannung für die numerische Berechnung in *MISES3*



Die Messgrößen Axialstauchung, Dilatanz und Schädigung aus dem Laborversuch können direkt mit den entsprechenden Zahlenwerten aus der Berechnung verglichen werden. Die beiden folgenden Bilder 8.3 und 8.4 zeigen die Laborwerte für die Stauchung ϵ_1 , für die Schädigung D und für die Dilatanz ϵ_{vol} .

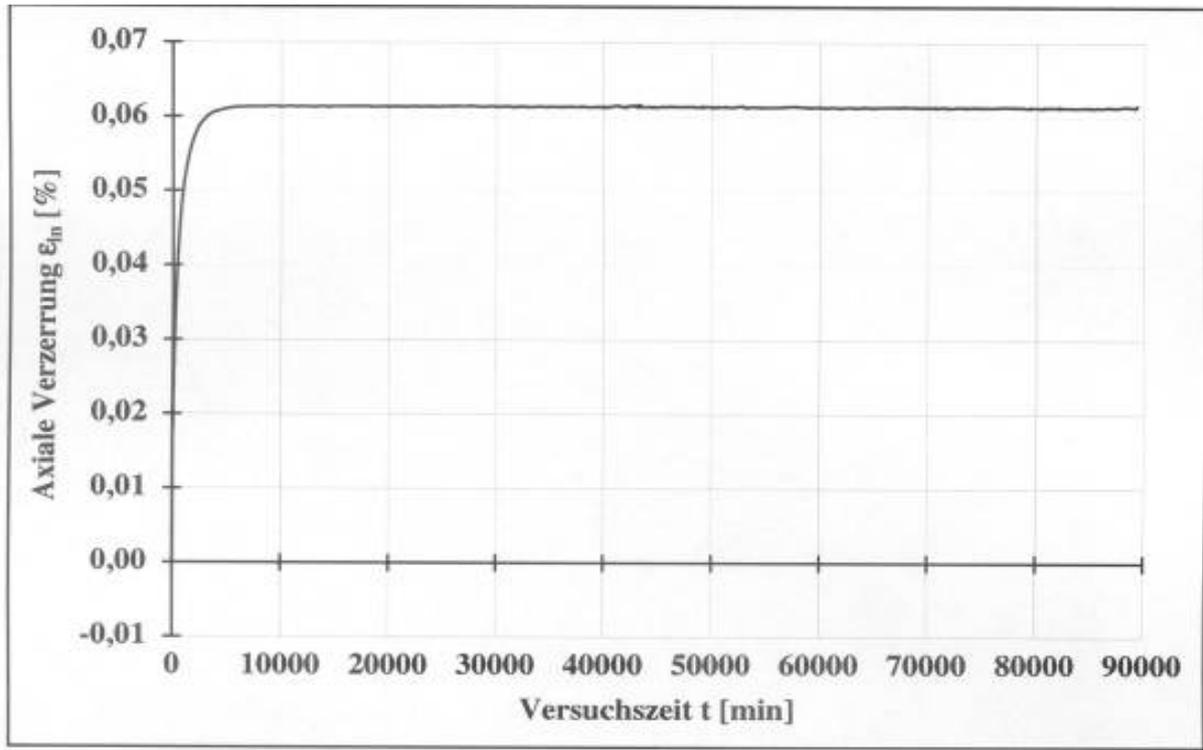


Bild 8.3: Axialstauchung des Prüfkörpers im Laborversuch

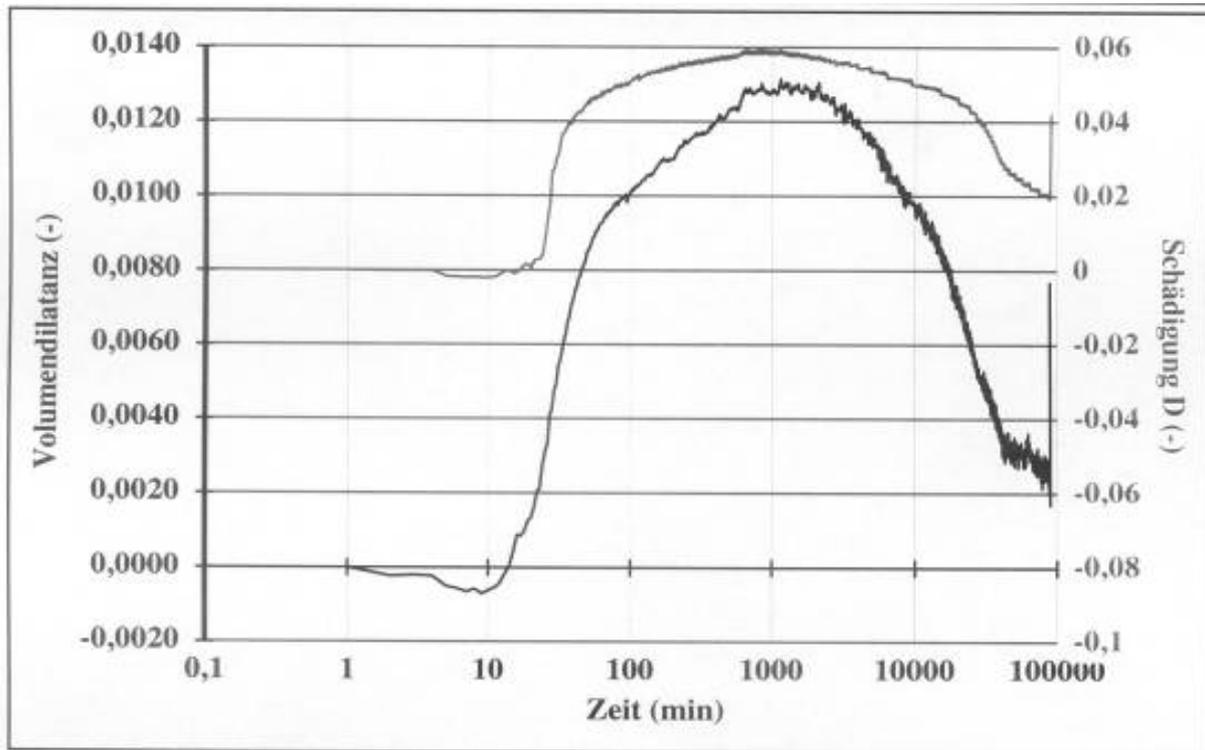


Bild 8.4: Schädigung und Dilatanz des Prüfkörpers im Laborversuch

Da zunächst keine neuen Verheilungsparameter abgeleitet worden sind, wurde in einem ersten Schritt eine Berechnung mit den schon bekannten, von *Düsterloh (2003)* bestimmten Zahlenwerten für die Verheilungsphase vorgenommen. Diese Zahlenwerte für die die Verheilung charakterisierenden Parameter stammen aus dem im Abschnitt 6 beschriebenen Laborversuch, bei dem die Mantelspannung zu Beginn der Verheilungsphase relativ schnell mit $\dot{\sigma}_{2,3} = 1 \text{ MPa/min}$ gesteigert wurde. Moderate Modifikationen der Materialparameter wurden erforderlich, um die numerischen Ergebnisse der Schädigungsphase im Vorfeld an die Laborversuchsergebnisse des nachzurechnenden Versuchs anzupassen. Folgender Parametersatz ist für die nachfolgende Berechnung zugrunde gelegt worden:



<i>Düsterloh (2003), Änderung von Eberth und Wolters (2004)</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$7,0 \cdot 10^{-09}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	0,17169
			a_{12}	d	10,005
			a_{13}	-	500
			a_{14}	-	1,3333
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 8.1: Modifizierte Materialparameter für die numerische Simulation des Schädigungs-/Verheilungsprozesses nach Eberth und Wolters (2004)

Die Auswertung der Berechnungen ist in den folgenden Bildern 8.5 und 8.6 dargestellt.

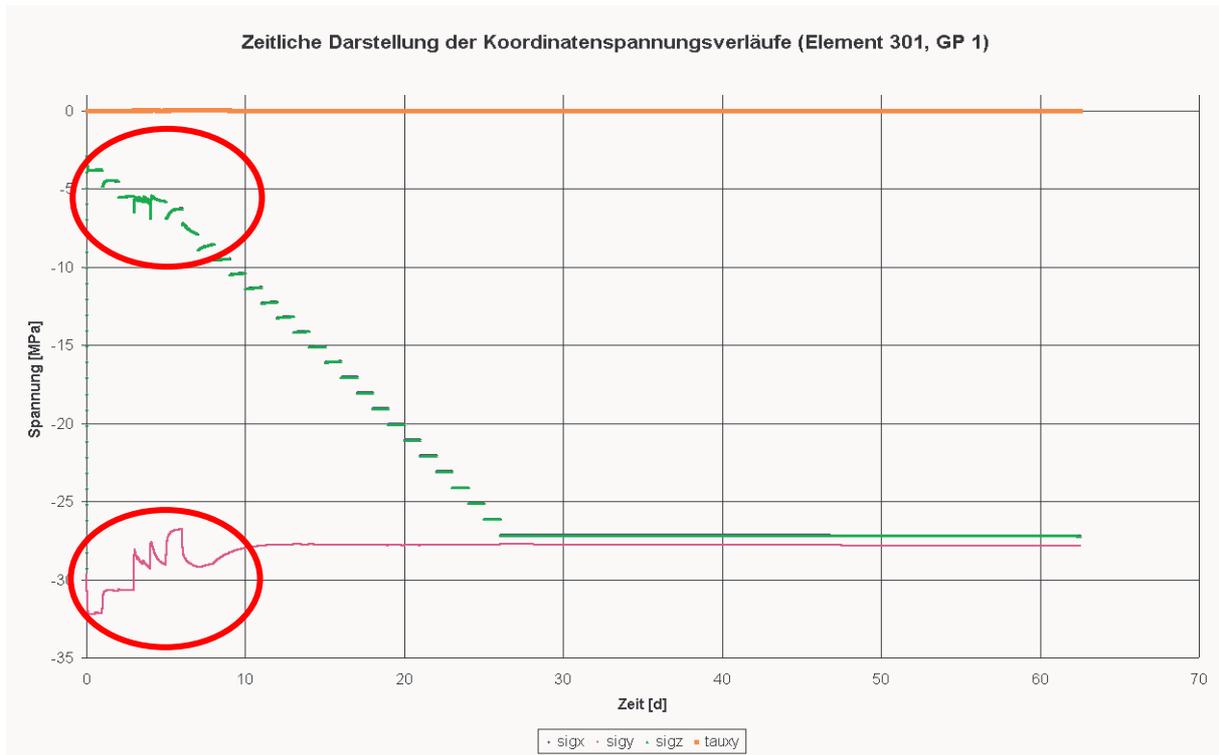


Bild 8.5: Spannungen im Element 301

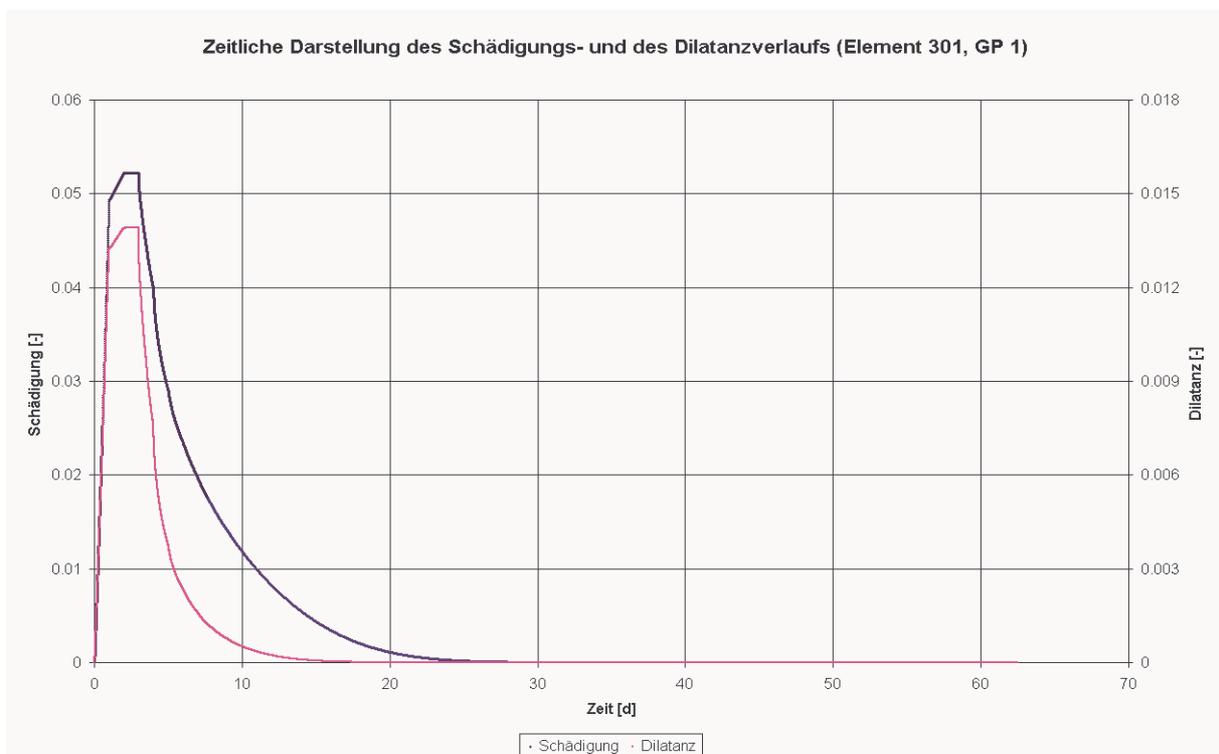


Bild 8.6: Schädigung und Dilatanz Element 301



Ohne hier auch die Ergebnisse für die weiteren Elemente 305 und 310 aufzeigen zu wollen, kann schon anhand des einen Schädigungs- und Dilatanzverlaufs für das Element 301 festgestellt werden, dass die Abnahme von Schädigung und Dilatanz um ein Vielfaches zu schnell erfolgt im Vergleich zu den Messkurven des Laborversuchs, Bild 8.4 und Bild 8.6. Aus diesem Grund müssen die Verheilungsparameter neu bestimmt werden.

Eine erste Interpretation der Berechnungsergebnisse zeigt auch hier in den rot unterlegten Kreisen wieder die numerischen Phänomene, die zu den schon zuvor beschriebenen Problemen in der Berechnung der Spannungen führen. Die Axialspannungen σ_y sollten konstant auf einem Niveau von $\sigma_y = 30$ MPa liegen, pendeln sich aber nur auf dem Niveau von etwa $\sigma_y = 28$ MPa ein. Insgesamt scheint aber die Berechnung in dieser Hinsicht nach den anfänglichen numerischen Irritationen doch letztendlich noch vertretbar korrekte Ergebnisse zu liefern.

8.2 Ableitung von an den Laborversuch angepassten Verheilungsparametern

Da noch keine Auswertung des Laborversuchs, der mit einer Beanspruchungsrate $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/d durchgeführt wurde, im Hinblick auf die Ermittlung der Materialkennwerte zur Verfügung stand, wurden die Parameter durch Reanalyse des Versuchs und anschließendem Vergleich der analytischen Berechnungskurven mit den Versuchskurven bestimmt. Das *Excel*-Tabellenblatt ist so aufgebaut, dass ein (würfelförmiges) Gesteinselement (homogener Spannungszustand) mit einem Element analytisch berechnet werden kann.

Um die Laborversuchsergebnisse für Schädigung und Dilatanz auch rechnerisch nachvollziehen zu können, sind Anpassungen bei den Parametern a_{11} bis a_{14} , die den Verheilungsprozess beschreiben, erforderlich gewesen. Der auf diese Weise durch curve fitting abgeleitete Parametersatz für die nachfolgenden Berechnungen ist in der folgenden Tabelle 8.2 dargestellt:



WE-Parametersatz nach Wolters und Eberth (2004)					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$7,0 \cdot 10^{-09}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{IE}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{IE}	1/K	-	a_{11}	d	110
			a_{12}	d	528
			a_{13}	-	5000
			a_{14}	-	1,3333
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 8.2: WE-Parametersatz: modifizierte Materialparameter und angepasste Verteilungsparameter nach Eberth und Wolters (2004)

Die Ergebnisse der Berechnung mit diesen Parametern nach Tabelle 8.2 sind in den Bildern 8.7 und 8.8 aufgetragen. Auffallend ist, dass der Dilatanzverlauf nach Bild 8.7 aus dem *Excel*-Tabellenblatt befriedigend mit dem Ergebnis aus dem Laborversuch nach Bild 8.4 übereinstimmt, der Rückgang der Schädigung nach Bild 8.8 dagegen aber deutlich zu schnell abläuft. Ein direkter Vergleich der Dilatanzkurve aus dem Laborversuch mit der berechneten Dilatanzkurve aus dem *Excel*-Tabellenblatt zeigt aus der Berechnung ein verschobenes Maximum in dem Bereich von etwa $t = 3600$ min anstelle von ca. $t = 1000$ min beim Laborversuch. Das Maximum liegt mit etwa $\epsilon_{vol} = 1,1$ % knapp unter dem gemessenen Wert von $\epsilon_{vol} = 1,3$ %. Wird die Dilatanzabnahme betrachtet, so ist bei $t = 10000$ min ein Wert von etwa $\epsilon_{vol} = 1,05$ % abzulesen, während im Laborversuch etwa $\epsilon_{vol} = 1$ % ermittelt wurden. Der berechnete Wert von $\epsilon_{vol} =$



0,01 % am Ende des Versuchs liegt im Vergleich zum Laborwert mit $\varepsilon_{vol} = 0,25$ % weicht hingegen stark ab.

Bei einem Vergleich der Schädigungskurven zeigt sich dagegen ein anderes Bild. Wie auch in der Dilatanzkurve ist das berechnete Maximum zeitlich nach hinten verschoben, und auch die Größe des berechneten Maximums liegt ein wenig unter dem gemessenen Maximum - ein Befund, der auf die zuvor berechnete Schädigungsphase zurückzuführen ist. Allerdings unterscheiden sich die Verläufe der Schädigungskurven im Weiteren bis zum Versuchsende deutlich. Zum Zeitpunkt $t = 10000$ min sind aus der berechneten Kurve noch $D = 3,8$ % Schädigung abzulesen, während die aus dem Laborversuch ermittelte Kurve noch etwa $D = 5$ % zeigt. Gemessen an dem nach hinten verschobenen und niedrigerem Maximum der berechneten Kurve zeigt sich, dass innerhalb kurzer Zeit schon ein großer Teil der Schädigung zurückgebildet ist. Diese Tendenz wird deutlich, wenn die Schädigungen zum Zeitpunkt $t = 30000$ min verglichen werden. Zeigt die berechnete Kurve noch eine Schädigung von $D = 2,5$ %, so sind bei der Laborversuchskurve noch etwa $D = 4,0$ % abzulesen. Bei Versuchsende werden aus der berechneten Kurve $D = 0,06$ % Schädigung abgelesen, aus der des Versuchs aber noch $D = 2$ %.

Damit ist insgesamt festzustellen, dass zwar die berechneten/gemessenen Dilatanzkurven in gewissen Grenzen befriedigend übereinstimmen, die berechnete Schädigung aber viel zu schnell abnimmt im Vergleich zu der Schädigung im Laborversuch.

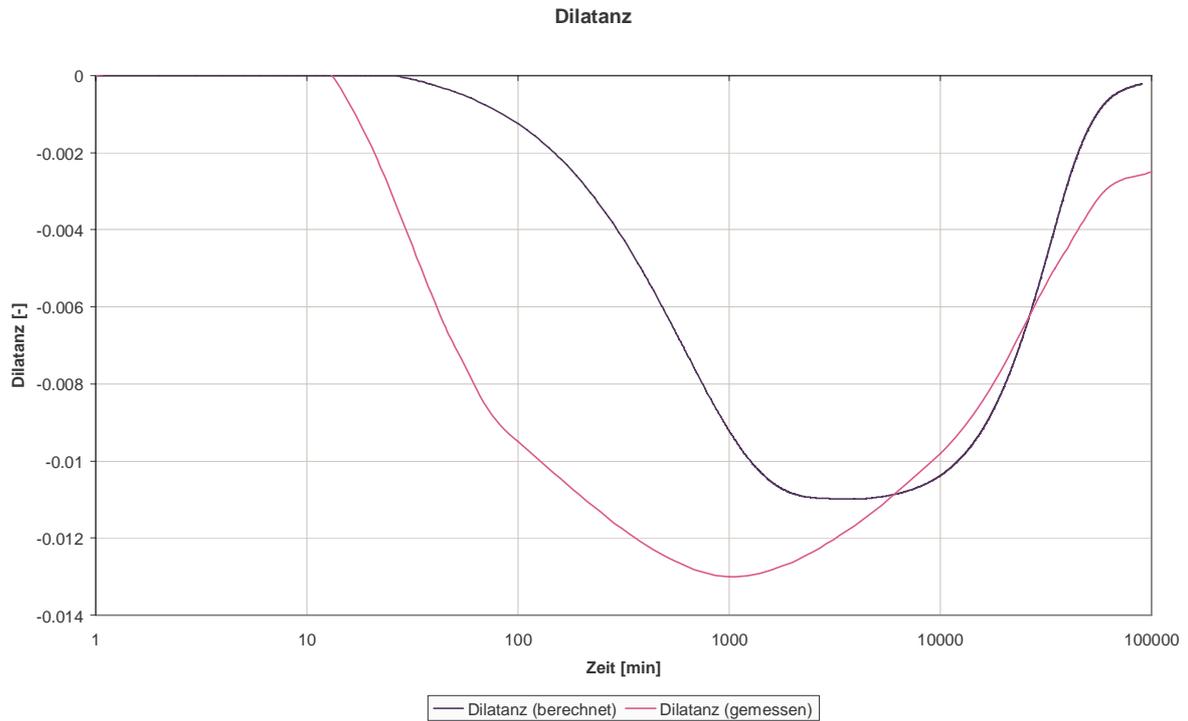


Bild 8.7: Analytisch berechnete Dilatanz für Schädigungs- und Verheilungsphase

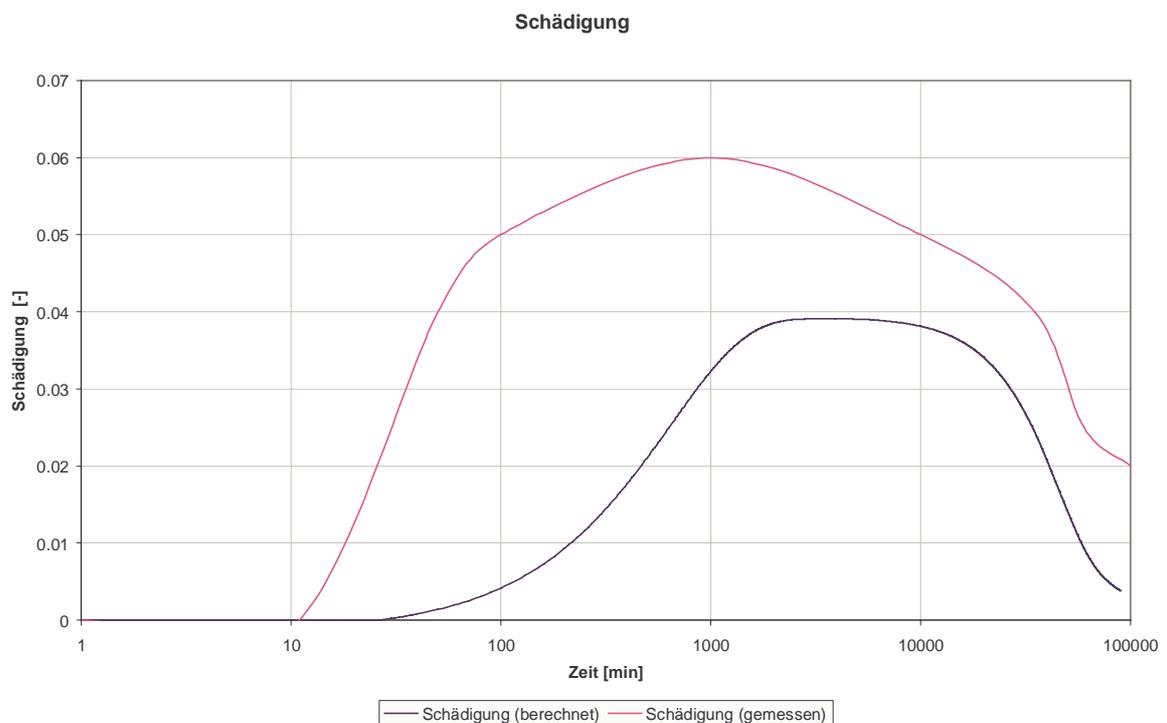


Bild 8.8: Analytisch berechnete Schädigung für Schädigungs- und Verheilungsphase



8.3 Anpassung der Schädigungsfunktion

Werden in Bild 8.4 und Bild 8.8 die Verläufe der Schädigungsfunktionen betrachtet, so ist festzustellen, dass die Lage des Maximums bei beiden Funktionen (Schädigung/Dilatanz) aufgrund der vorangegangenen Schädigungsphase trotz der infolge der Vereinfachungen bei der analytischen Berechnung mit Hilfe des *Excel*-Tabellenblattes noch zufrieden stellend ist. Lediglich die Rate der Rückbildung der Schädigung ist zu optimistisch berechnet im Vergleich zum Laborversuch. Es liegt nahe, die Schädigungsfunktion mit einem Faktor zu versehen, der die Schädigungsrate verlangsamt. Der Schädigungsrückgang wird über die Rate des Schädigungsrückgangs \dot{D}^- mit der Entwicklungsgleichung Gl. (7.23) berechnet, wobei D und ε_{vol} jeweils die absoluten Werte zum aktuell betrachteten Zeitpunkt darstellen, d.h. $D = D(t)$ und $\varepsilon_{\text{vol}} = \varepsilon_{\text{vol}}(t)$:

$$\dot{D}^- = D \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol}} \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3}\right)} \quad (8.1)$$

Nach mehreren Testberechnungen hat sich die Modifikation der Schädigungsabnahme mit einem Faktor von 0,25 als geeignet herausgestellt. Die modifizierte kinetische Gleichung für die Rate der Schädigungsabnahme lautet damit:

$$\dot{D}^- = D \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol}} \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3}\right)} \cdot \frac{1}{4} \quad (8.2)$$

Da sich die Dilatanzentwicklung durch diesen Korrekturfaktor in der Schädigungsfunktion nicht wesentlich verändert, kann hier auf eine weitere Darstellung des Dilatanzverlaufs verzichtet werden.

Die analytisch mit dem Korrekturfaktor berechnete Schädigung ist in Bild 8.9 dargestellt. Ein Vergleich der Laborkurve nach Bild 8.4 mit der berechneten Kurve unter Einführung des Korrekturfaktors ergibt eine erheblich bessere Übereinstimmung der beiden Kurven in der Phase des Schädigungsrückgangs.

Im Weiteren wird in der kinetischen Gleichung mit einem Korrekturfaktor von 0,25 entsprechend Gl. (7.24) gearbeitet.

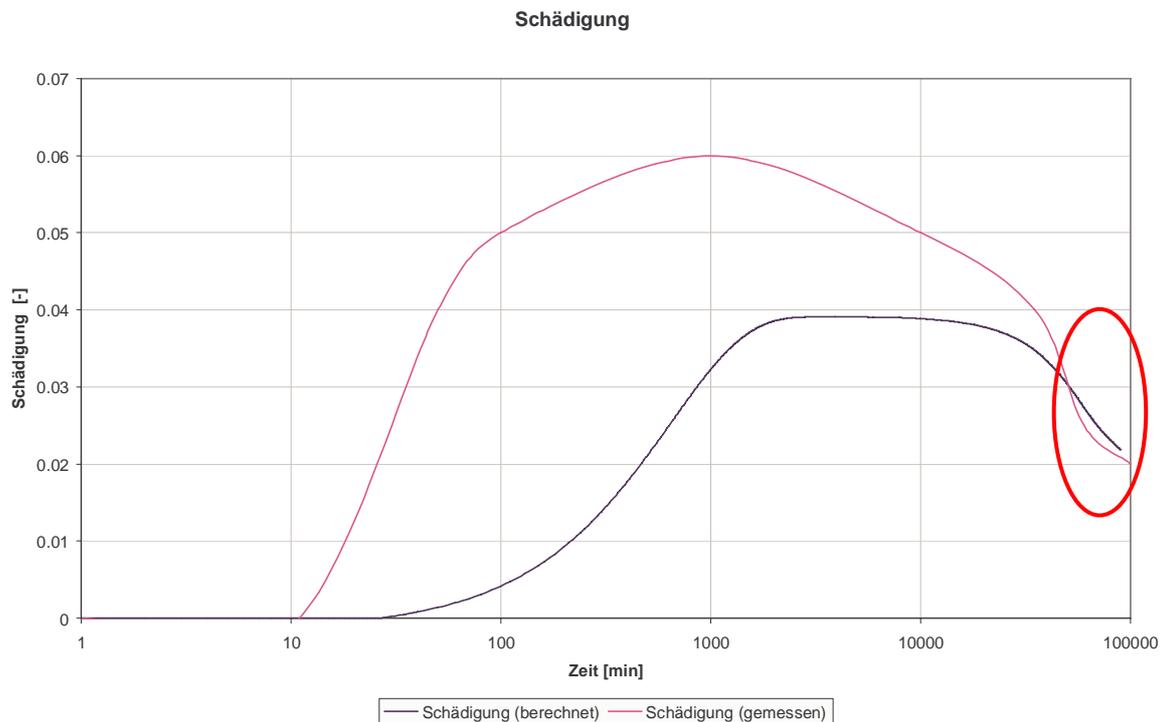


Bild 8.9: Analytisch berechnete Schädigung nach Implementierung des Korrekturfaktors

8.4 Nachrechnung des Laborversuchs mit angepasstem Parametersatz und korrigierter kinetischer Gleichung für den Schädigungsrückgang

Nachdem bereits zuvor die modifizierten Materialparameter vorgestellt und die Anpassung der kinetischen Gleichung für die Schädigungsabnahme an die Ergebnisse des Laborversuchs beschrieben wurde, werden im Folgenden die Ergebnisse aus der Simulation des Laborversuchs entsprechend *Düsterloh (2004)* mit einem rotationssymmetrischen Prüfkörpermodell vorgestellt. Dazu zeigt Bild 8.10 das rotationssymmetrische Berechnungsmodell mit Prüfkörper und Stahlplatten sowie Diskretisierung und geometrische Randbedingungen.

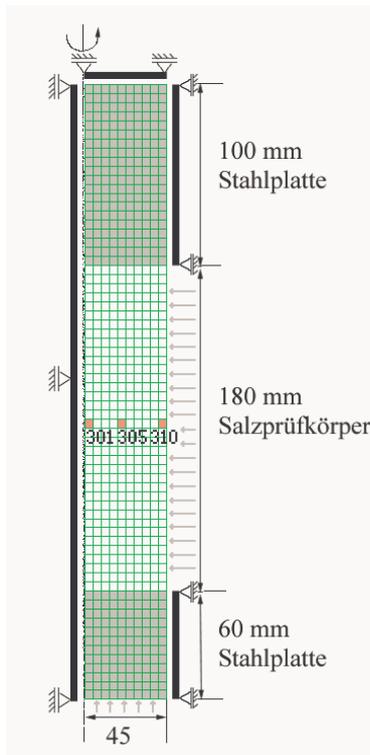


Bild 8.10: Prüfkörpermodell mit den für die Auswertung repräsentativen Elementen

Die Bilder 8.11, 8.12 und 8.13 zeigen die Spannungsverläufe in jeweils in einem der drei für die Auswertung als repräsentativ angesehenen Elemente 301, 305 und 310. Die Bilder 8.14, 8.15 und 8.16 zeigen die dazugehörigen Verläufe der Schädigung und der Dilatanz über die gesamte Versuchszeit.

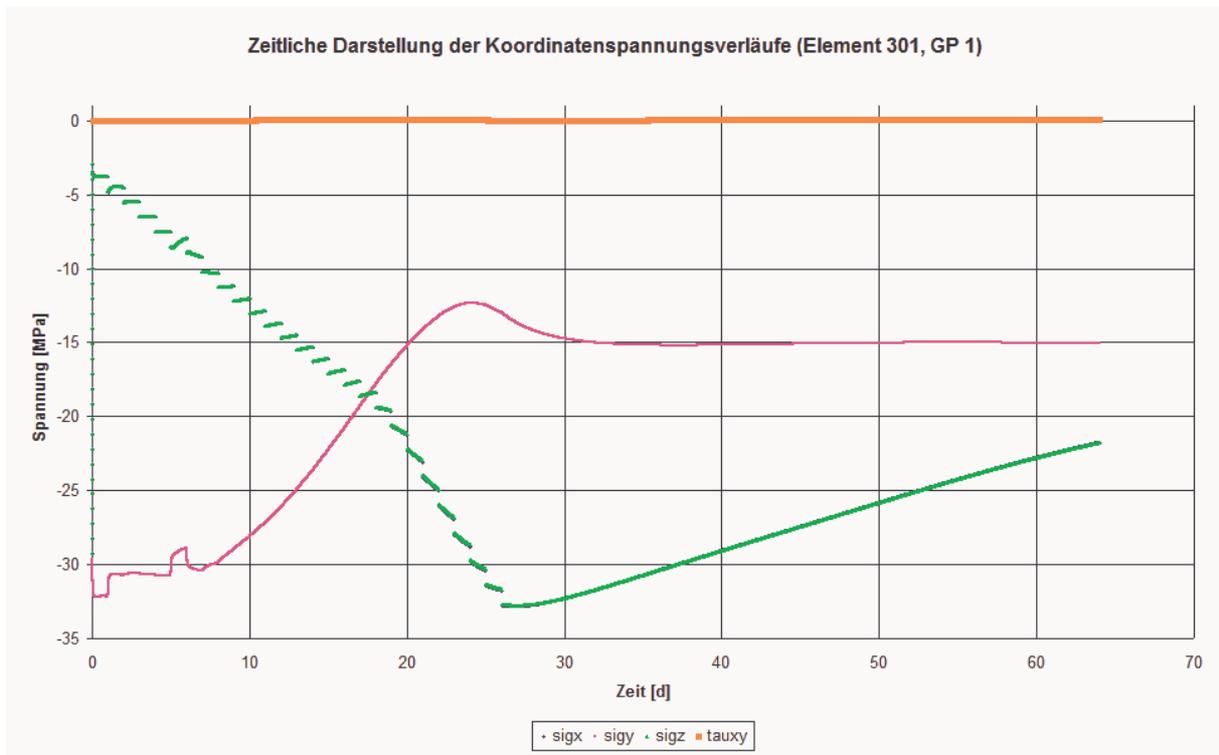


Bild 8.11: Spannungen im Element 301

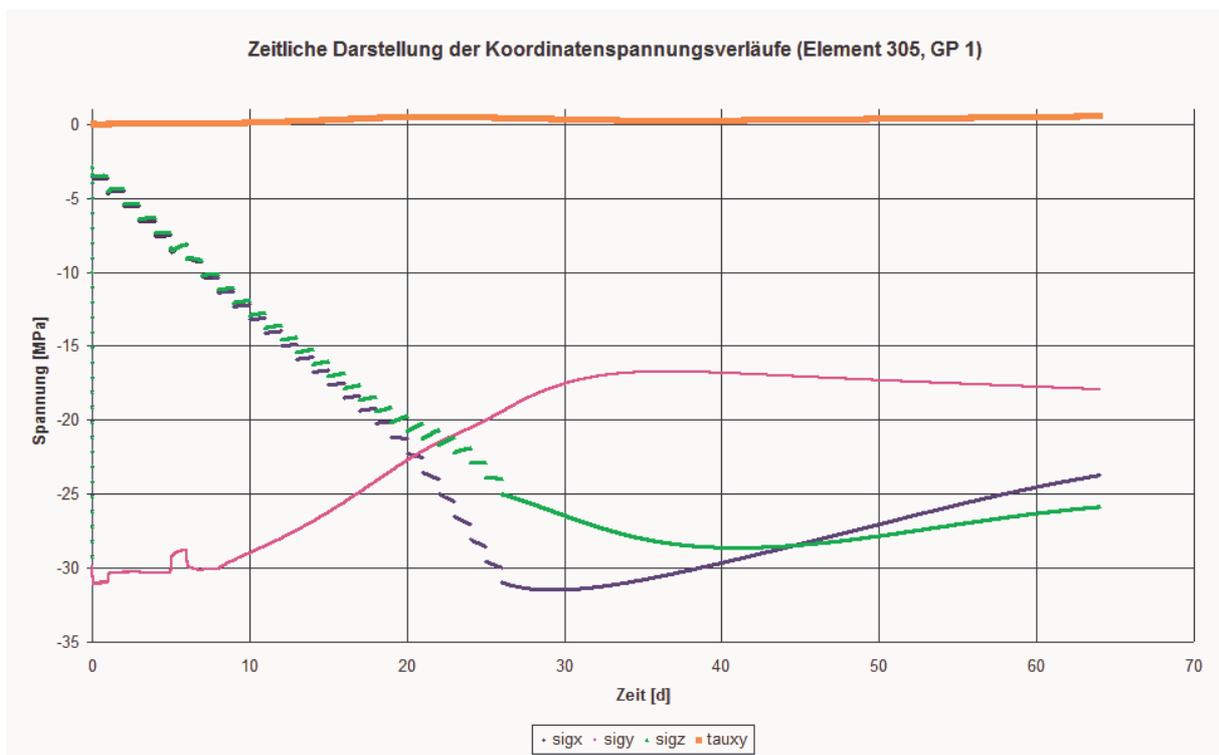


Bild 8.12: Spannungen im Element 305

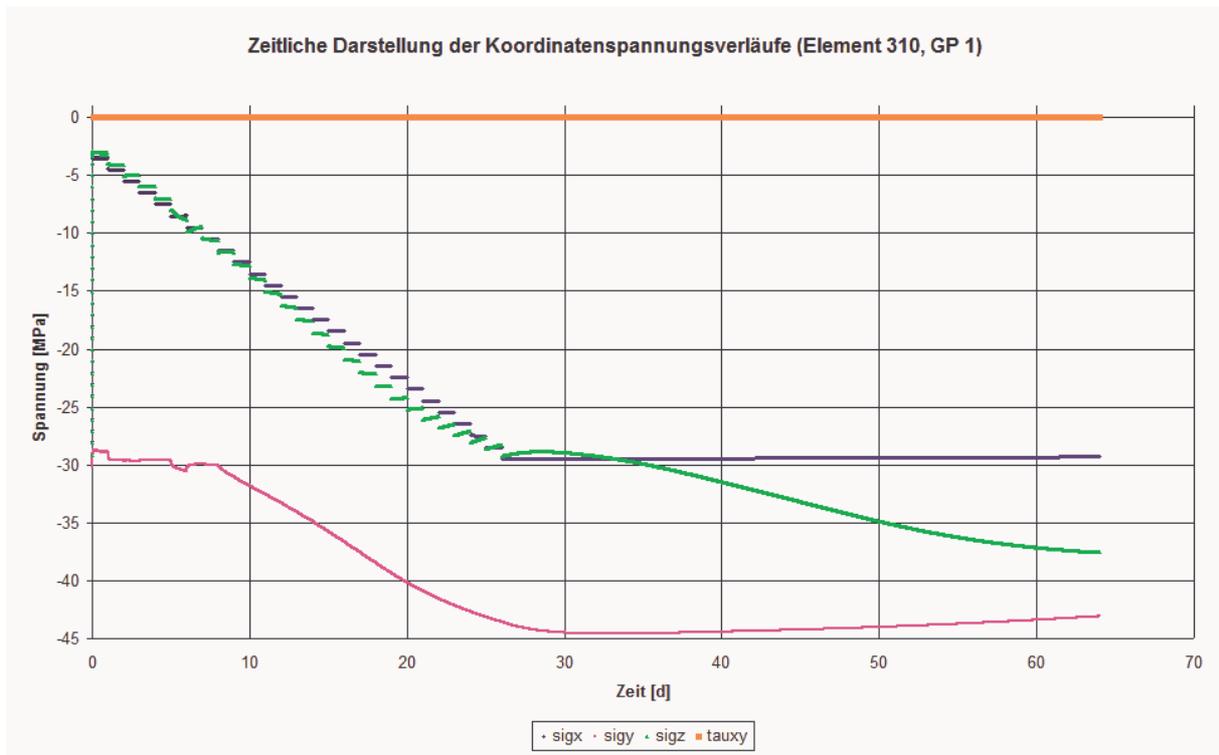


Bild 8.13: Spannungen im Element 310

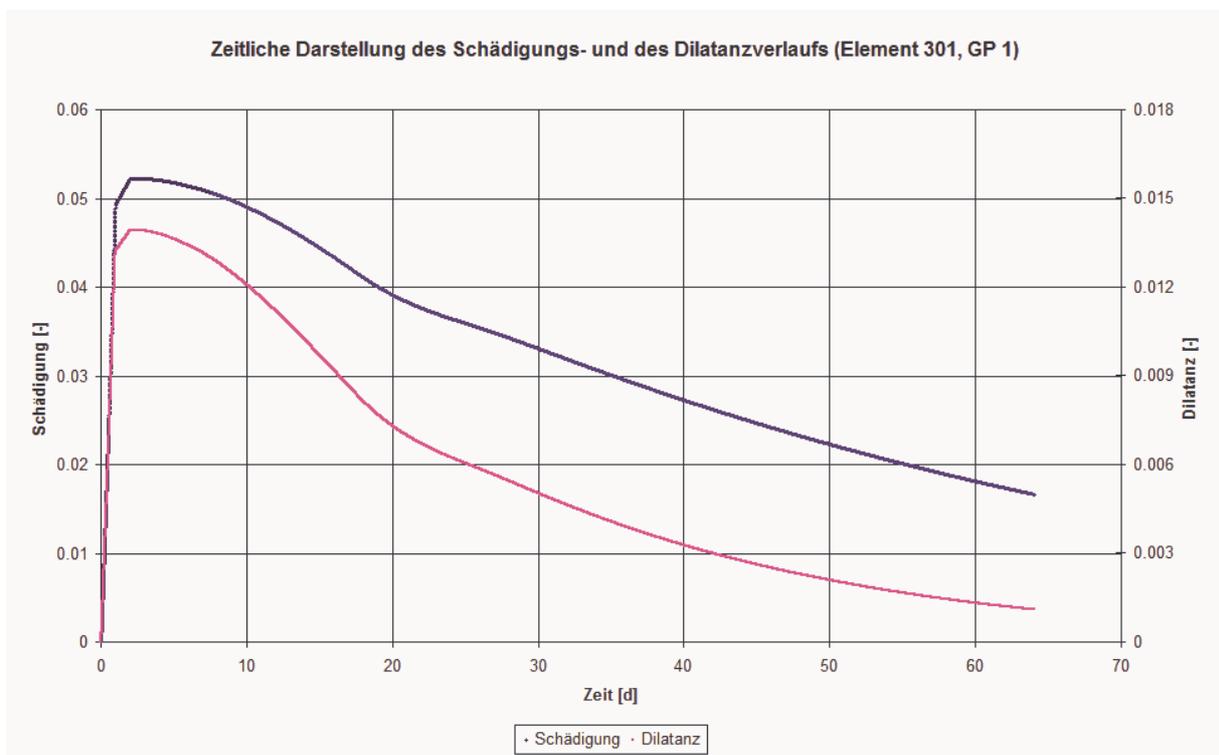


Bild 8.14: Schädigung und Dilatanz im Element 301

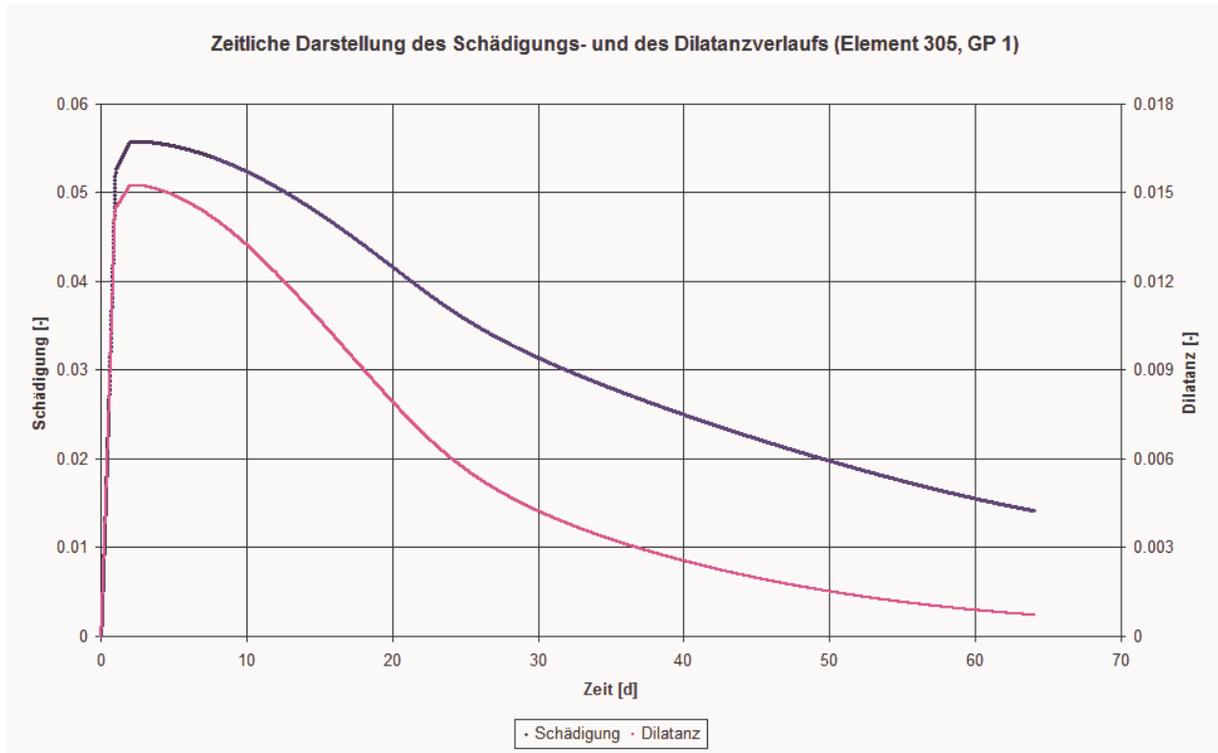


Bild 8.15: Schädigung und Dilatanz im Element 305

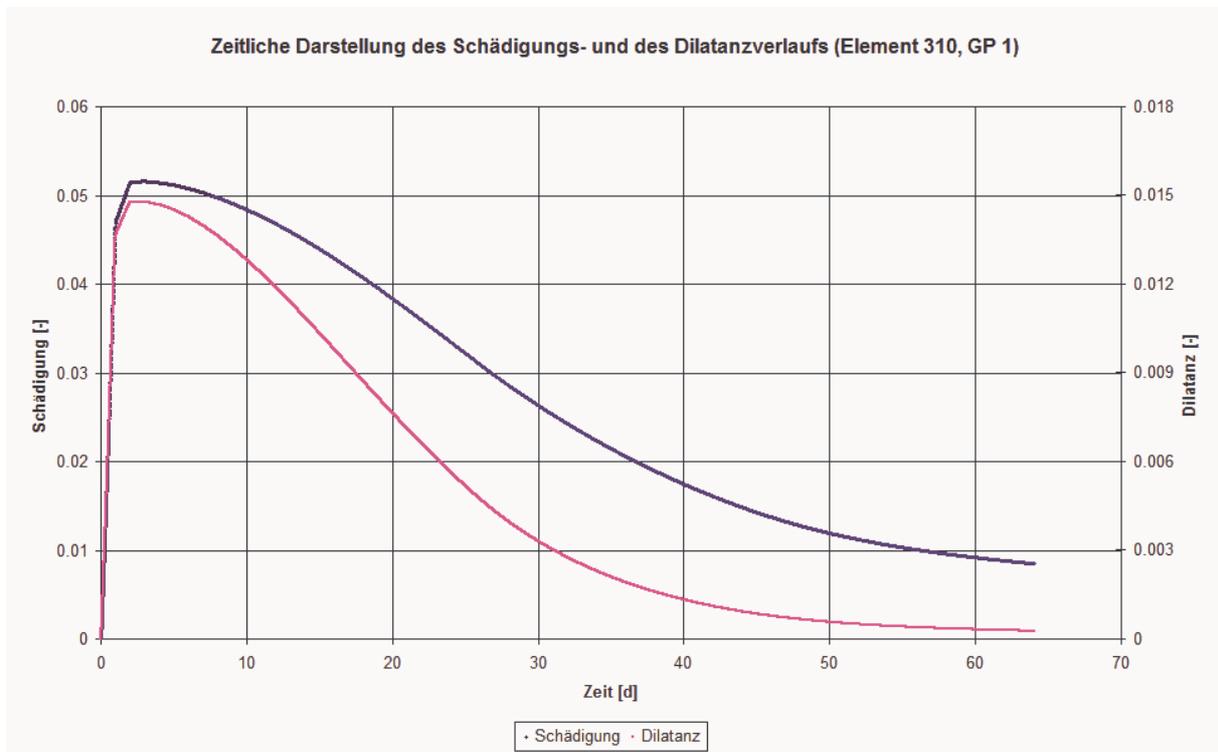


Bild 8.16: Schädigung und Dilatanz im Element 310



Beschreibung und Interpretation der Berechnungsergebnisse:

Während die Verläufe der berechneten Kurven für Schädigung und Dilatanz den mit dem *Excel*-Tabellenblatt prognostizierten Erwartungen entsprechen, zeigen die Spannungsverläufe in den Bildern 8.11 bis 8.13 erneut starke Schwankungen und unakzeptable Abweichungen über den gesamten Berechnungszeitraum. Die Randbedingungen aus der Axial- bzw. Radialbelastung mit $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa werden nach Berechnungsende nicht erreicht. Trotz einer anscheinend funktionierenden Simulation des Verheilungsprozesses, die in den vorangegangenen Beispielen mit Belastungsraten von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/d gezeigt werden konnte, lässt sich dieser Laborversuch mit Blick auf die Spannungen im Prüfkörper rechnerisch nicht befriedigend validieren.

Ein Grund dafür kann die langsam fortschreitende Verheilung sein. Die zuvor vorgestellten Berechnungsbeispiele wurden entweder mit sehr kleiner Dilatanz oder bei sehr kleinen Spannungen berechnet. Diese Randbedingungen führten immer dazu, dass sich die FEM-programmbedingten Schwächen entweder nicht oder nur kurzzeitig in Relation zu der gesamten Berechnungszeit bemerkbar machten, insgesamt aber die Ergebnisse nicht oder nur moderat verfälschten. Bei dem aktuellen Berechnungsbeispiel setzt die Verheilung aber insgesamt erst bei einem relativ hohen Spannungsniveau ein, bei dem die Dilatanz ebenfalls noch groß ist, so dass die aus den zuvor durchgeführten Berechnungen bekannten Probleme der FEM/FDM-Software wieder auftreten und spannungsbezogen zu unsinnigen Ergebnissen führen.

Aufgrund der zahlreichen vorangegangenen Berechnungen lässt sich folgender Sachverhalt über die Güte der Berechnungsergebnisse ableiten:

	<i>Große Dilatanz</i>	<i>Kleine Dilatanz</i>
<i>Hohe Spannungen</i>	<u>Erhebliche Abweichungen von den erwarteten Ergebnissen!!!</u>	plausible Ergebnisse, geringe Abweichungen von den erwarteten Werten
<i>Niedrige Spannungen</i>	plausible Ergebnisse, geringe Abweichungen von den erwarteten Werten	Ergebnisse insgesamt entsprechend den Erwartungen

Tabelle 8.3: Einfluss von Dilatanz- und Spannungsniveau auf die Qualität der Berechnungsergebnisse



8.5 Lösungsansätze zur Behebung der numerischen Instabilitäten

Nach ausführlicher Analyse der durchgeführten Berechnungen treten FEM/FDM-bedingte Fehler in der Berechnung mit an Sicherheit grenzender Wahrscheinlichkeit immer dann auf, wenn bei noch großer Dilatanz die Verheilung bei schon hohem Spannungsniveau einsetzt (siehe Tabelle vorstehend).

Ähnliche Effekte scheinen auch in der Schädigungsphase aufzutreten, wirken sich dort aber nicht weiter aus. Bei einsetzender Verheilung bei hohen Spannungen und noch großer Dilatanz werden die Komponenten der verheilungsinduzierten Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_x^h, \dot{\epsilon}_y^h, \dot{\epsilon}_z^h$ zu groß, so dass zusätzlich aus diesen Komponenten Spannungsanteile fehlerhaft berechnet werden, die sich in jedem Zeitschritt mit dem vorhandenen Spannungszustand additiv oder subtraktiv überlagern, so dass es zu den Spannungszunahmen bzw. –abnahmen in Teilen des Prüfkörpers kommt. Dieses Phänomen tritt auf bei einem hinreichend hohen Spannungsniveau bzw. bei hinreichend ungünstig gewählten Versuchsparametern. Zur Verbesserung der Berechnungsdaten kann folgender Ansatz formuliert werden:

Die verheilungsinduzierten Verzerrungsraten $\dot{\epsilon}_x^h, \dot{\epsilon}_y^h, \dot{\epsilon}_z^h$ führen nicht zu Spannungsänderungen, d.h. diese Verzerrungsanteile werden bei der Spannungsberechnung nicht berücksichtigt.

Um die verheilungsinduzierten Verzerrungen korrekt in die Berechnung der Gesamtverzerrungen einfließen zu lassen, wird auf diesem Ansatz aufbauend folgendes Vorgehen vorgeschlagen:

- Berechnung der Gesamtverzerrungen aus den Kriechverzerrungen und den verheilungsinduzierten Verzerrungen.
- Subtraktion der verheilungsinduzierten Verzerrungen.
- Berechnung der Spannungen und der äquivalenten Knotenkräfte sowie Berechnung der Verformungen für den betrachteten Zeitschritt.
- Addition der abgezogenen verheilungsinduzierten Verzerrungen auf die Kriechverzerrungen zur korrekten Verzerrungsberechnung.

Aus programmtechnischen Gründen findet die Berechnung der Spannungen, der äquivalenten Knotenkräfte und der Verzerrungen für den aktuellen Zeitschritt $t = n$ gleichzeitig statt, so dass



die verheilungsinduzierten Verzerrungen nicht in die Verformungsberechnung eingehen können. Diese werden erst zum Zeitschritt $t = n+1$ wieder aufaddiert.

Ein Schaubild soll den Berechnungsablauf verdeutlichen:

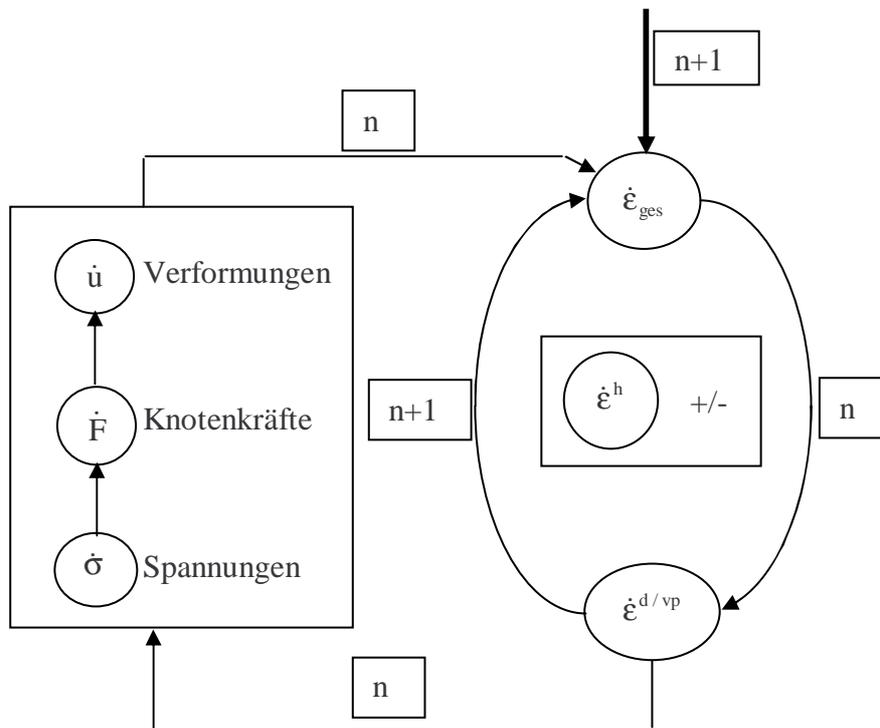


Bild 8.17: Schematische Darstellung eines Berechnungsschritts in MISES3

Der einzige Fehler, der mit dieser Vorgehensweise gemacht wird, ist die fehlende Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen in den rechnerischen Verformungen. Die Auswirkung dieses Fehlers auf die Deformationen von Tragsystemen mit unterschiedlichen Beanspruchungsverläufen wird nachfolgend untersucht.



8.6 Gegenüberstellung der Verformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen für einen Prüfkörper mit den Maßen 300*150 mm

<i>WE-Parametersatz nach Wolters und Eberth</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$7,0 \cdot 10^{-09}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	110
			a_{12}	d	528
			a_{13}	-	5000
			a_{14}	-	1,3333
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5

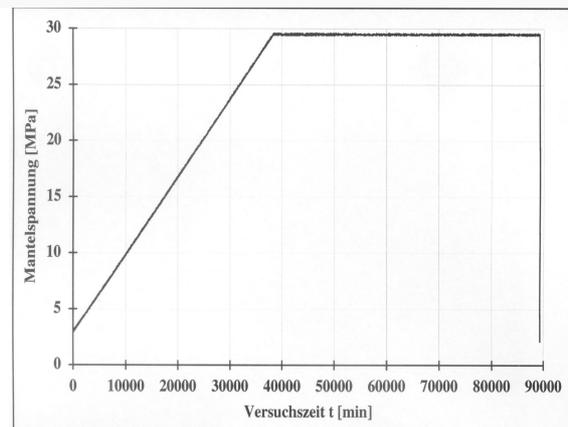
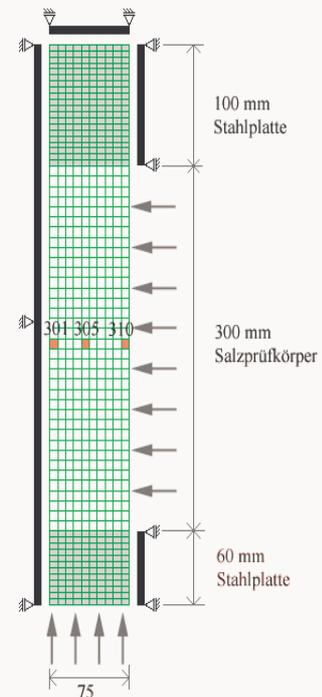


Bild 8.18: Materialparameter, Prüfkörpermodell und Belastungsverlauf aus dem Laborversuch

Mit dem im Bild 8.18 dargestellten Parametersatz und Beanspruchungsverlauf sind Vergleichsberechnungen mit und ohne Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungen in der Berechnung der Verformungen durchgeführt worden. Durch einen Vergleich wird Aufschluss über



den Fehler erhalten, der bei der Ermittlung der Verformungen in Kauf genommen werden muss. Im Hinblick auf den Vergleich sind nachstehend folgende Bilder zusammengestellt:

- Bild 8.19 zeigt die Horizontalverformungen mit Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen.
- Bild 8.20 zeigt die Horizontalverformungen ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen.
- Bild 8.21 zeigt die Vertikalverformungen mit Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen.
- Bild 8.22 zeigt die Vertikalverformungen ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen.

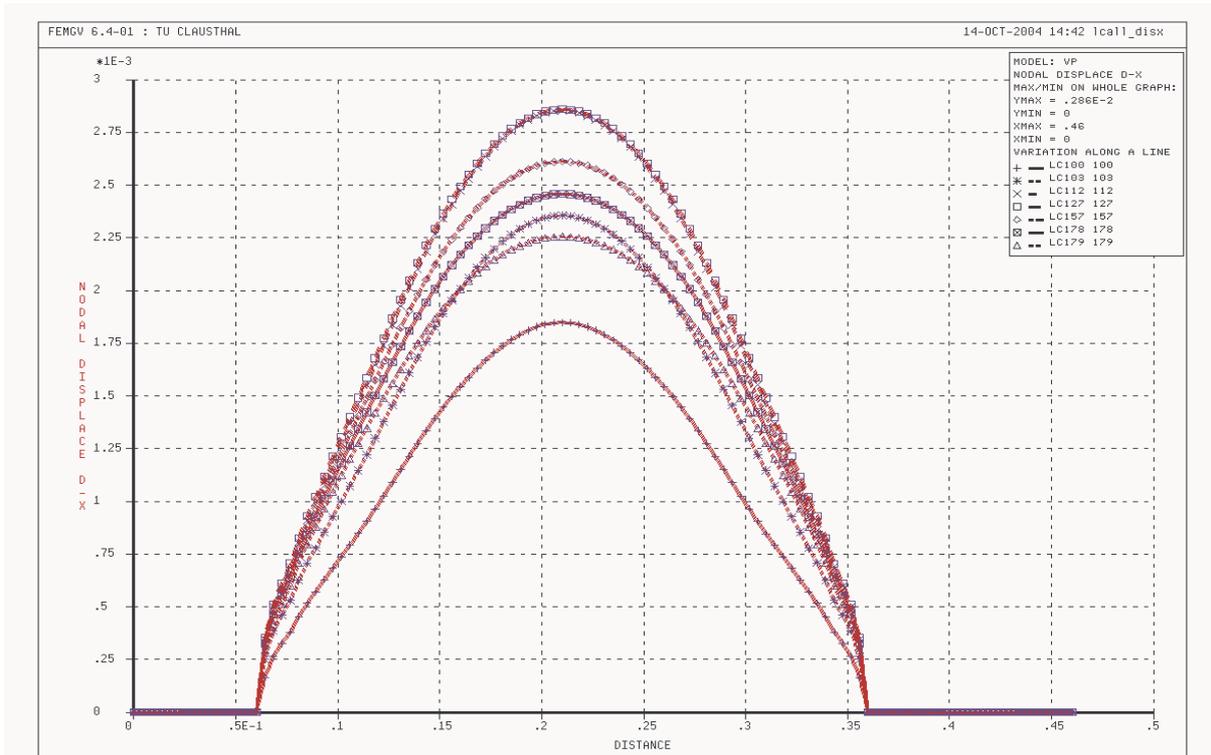


Bild 8.19: Horizontalverformungen (x-Richtung) mit Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungsraten am Prüfkörper 300*150 mm

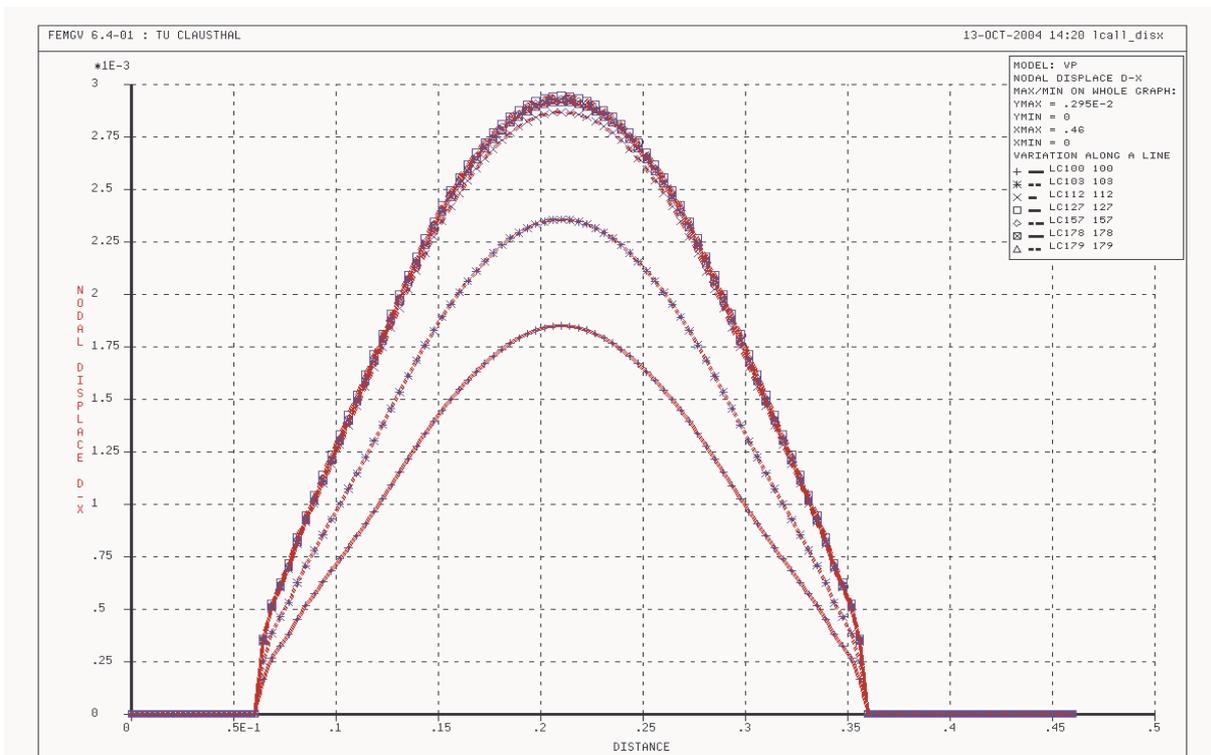


Bild 8.20: Horizontalverformungen (x-Richtung) ohne die Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungsraten am Prüfkörper 300*150 mm

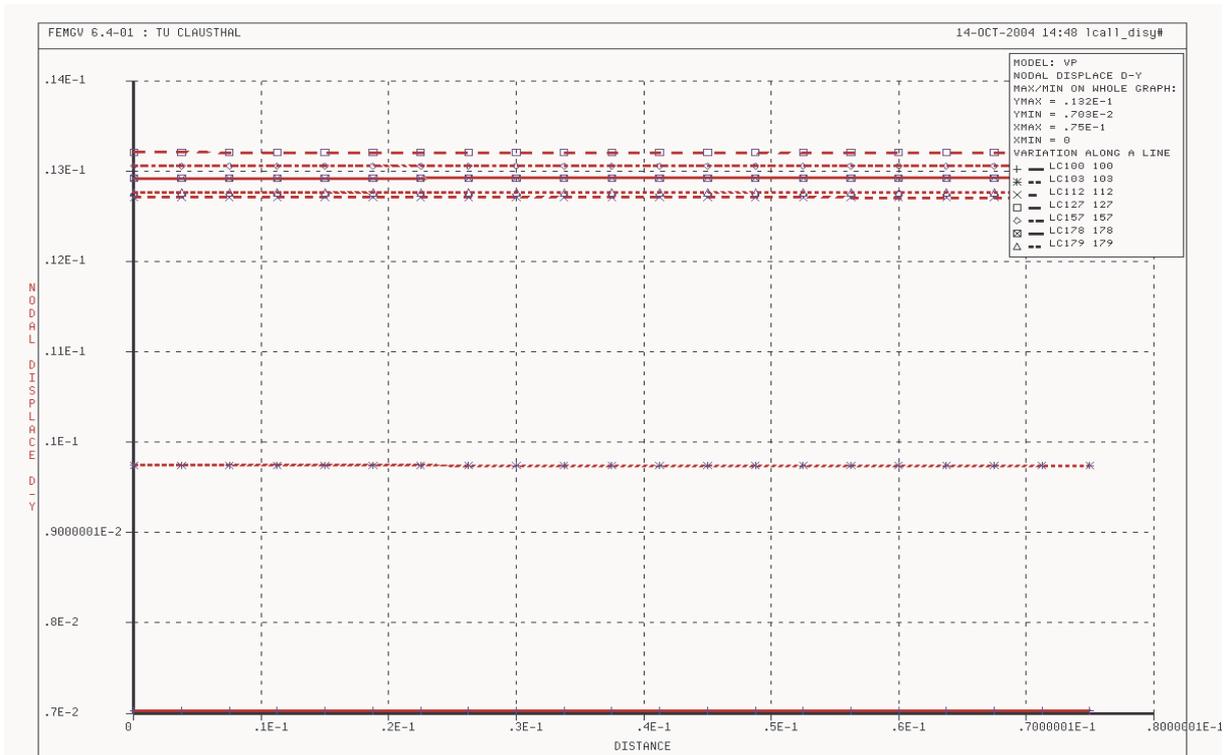


Bild 8.21: Vertikalverformungen (y-Richtung) mit Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungsraten am Prüfkörper 300*150 mm

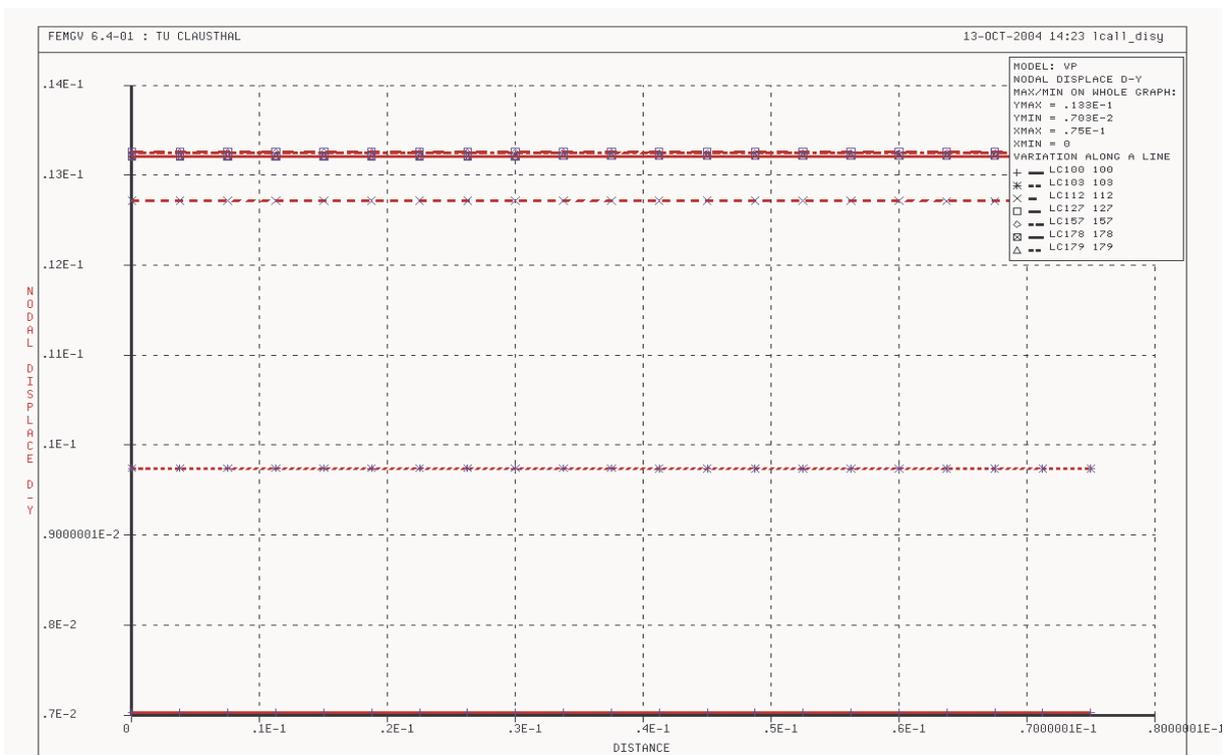


Bild 8.22: Vertikalverformungen (y-Richtung) ohne die Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungsraten am Prüfkörper 300*150 mm



Tabelle 8.4 und 8.5 enthalten eine Gegenüberstellung der Horizontal- sowie Vertikalverformungen zu verschiedenen Zeitpunkten.

<i>Lastfallnummer Zeit, d</i>	<i>Horizontalverformung (x),m ohne Berücksichtigung von $\dot{\epsilon}^h$</i>	<i>Horizontalverformung (x),m mit Berücksichtigung von $\dot{\epsilon}^h$</i>
LF 100, 1d	$1,8 \cdot 10^{-3}$	$1,8 \cdot 10^{-3}$
LF 103, 2d	$2,3 \cdot 10^{-3}$	$2,3 \cdot 10^{-3}$
LF 112, 5d	$2,8 \cdot 10^{-3}$	$2,8 \cdot 10^{-3}$
LF 127, 10d	$2,95 \cdot 10^{-3}$	$2,86 \cdot 10^{-3}$
LF 157, 20d	$2,92 \cdot 10^{-3}$	$2,6 \cdot 10^{-3}$
LF 178, 27d	$2,9 \cdot 10^{-3}$	$2,45 \cdot 10^{-3}$
LF 179, 65d	$2,9 \cdot 10^{-3}$	$2,25 \cdot 10^{-3}$

Tabelle8.4: Horizontalverformungen (x-Richtung) ohne und mit Berücksichtigung der verheilunginduzierten Verzerrungen in den Verformungen

<i>Lastfallnummer Zeit, d</i>	<i>Vertikalverformung (y),m ohne Berücksichtigung von $\dot{\epsilon}^h$</i>	<i>Vertikalverformung (y),m mit Berücksichtigung von $\dot{\epsilon}^h$</i>
LF 100, 1d	$0,703 \cdot 10^{-2}$	$0,703 \cdot 10^{-2}$
LF 103, 2d	$0,98 \cdot 10^{-2}$	$0,98 \cdot 10^{-2}$
LF 112, 5d	$0,128 \cdot 10^{-1}$	$0,128 \cdot 10^{-1}$
LF 127, 10d	$0,132 \cdot 10^{-1}$	$0,132 \cdot 10^{-1}$
LF 157, 20d	$0,133 \cdot 10^{-1}$	$0,132 \cdot 10^{-1}$
LF 178, 27d	$0,133 \cdot 10^{-1}$	$0,1305 \cdot 10^{-1}$
LF 179, 65d	$0,133 \cdot 10^{-1}$	$0,126 \cdot 10^{-1}$

Tabelle8.5: Vertikalverformungen (y-Richtung) ohne und mit Berücksichtigung der verheilunginduzierten Verzerrungen in den Verformungen



Fazit:

Während sich die Axialverformungen nur marginal unterscheiden, ist aufgrund des abgesenkten Manteldrucks in der Schädigungsphase mit einer großen Radialverformung zu rechnen. In der Riss-schließungsphase (Mechanismus I der Verheilung) treten die verheilungsinduzierten Verzerrungen entgegengesetzt zur Richtung der viskoplastischen Verzerrungen auf und reduzieren die Gesamtverzerrungen und daraus resultierend auch die Verformungen. Der Laborversuch ist so angelegt, dass bei Versuchsende die Beanspruchung nahezu isotrop ist (Axial-/ Radialdruck $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30 / 29,5$ MPa) und somit kein viskoplastisches Kriechen mehr zu erwarten ist. Daher baut sich der Einfluss der verheilungsinduzierten Verzerrungen nicht ab. Werden die verheilungsinduzierten Verzerrungen bei der Berechnung der Verformungen nicht berücksichtigt, so werden die Verformungen überschätzt. Tatsächlich sind die Verformungen geringer. Die Spannungen und die Verzerrungen werden in diesem Fall quantitativ richtig erfasst.

Die Güte der Berechnungsergebnisse unter Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen sollte dagegen kritisch bewertet werden. Im Berechnungsalgorithmus des FEM-Programms werden in jedem Zeitschritt aus den Verzerrungen die Spannungen ausgerechnet und ausgehend von diesem Spannungszustand mit dem Verzerrungsincrement des nachfolgenden Zeitschritts die neuen Spannungen. Die Spannungen wirken sich also in der Berechnung der Verzerrungen aus, weil aus den Spannungen zum Zeitpunkt $t = n$ die Verzerrungen zum Zeitpunkt $t = n+1$ mit dem aktuellen Verzerrungsincrement ermittelt werden. Wie in den vorangegangenen Berechnungen gezeigt wurde, ist der berechnete Spannungszustand allerdings falsch. Dem entsprechend ist auch der Verzerrungszustand in gewissen Grenzen falsch. Die Axialverzerrungen lassen sich glaubhaft prüfen und als richtig identifizieren, weil die Axialspannungen σ_y integral über den Prüfkörper $\sigma_y = 30$ MPa betragen und die Verformungen unterhalb der starren Stahlplatte ermittelt worden sind. Die starre Stahlplatte verhindert ungleichmäßige Verformungen des Prüfkörpers aufgrund unterschiedlicher Spannungen über den Prüfkörperquerschnitt. Bei der durchgeführten Berechnung beträgt der Unterschied zwischen den Radialverformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen rund 23 %. Um diesen Betrag werden auf das Beispiel des Prüfkörpers bezogen die Verformungen im neuen Verheilungsansatz überschätzt berechnet.



8.7 Gegenüberstellung der Verformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen am Beispiel für ein Untertagebauwerk

Die Berechnungen an einem Prüfkörper haben deutlich die Unterschiede zwischen den Berechnungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen bei der Berechnung der Verformungen gezeigt. Der Einfluss der verheilungsinduzierten Verzerrungen auf die Verformungen war deswegen so groß, weil durch die sich erhöhende Mantelspannung die Verformungsrichtung umgekehrt wurde: Bei abnehmendem Manteldruck verformt sich der Prüfkörper mit einer über das bei Ansatz eines elastisch-viskosen Stoffmodells deutlich hinausgehenden Querdehnung, bei zunehmenden Manteldruck und damit einsetzender Verheilung wird ein großer Teil der Querdehnung wieder zurückgebildet. Genau dieses Phänomen aber lässt sich mit dem Verheilungsansatz ohne die Berücksichtigung verheilungsinduzierter Verzerrungen in der Ermittlung der Verformungen nicht mehr beschreiben. Allerdings entspricht dieses ausgewählte Berechnungsbeispiel jedoch nicht der realen untertägigen Situation: Wird ein in eine Strecke eingebautes Dammbauwerk betrachtet, so ist festzustellen, dass durch die Konvergenz des Gebirges das Dammbauwerk kompaktiert wird. Durch den dabei entstehenden Kontaktdruck (= Stützdruck auf das Gebirge) verschließen sich potentielle Wegsamkeiten in der durch die Auf-fahrung während der Standzeit der Strecke geschädigten Gebirgskonturzone. Mit der einsetzenden Verheilung in diesem Konturbereich ist jedoch keine Änderung der Verformungsrichtung verbunden. Daher wird erwartet, dass die Berechnungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verformungen kaum/keine Abweichungen voneinander ergeben.

Als Berechnungsbeispiel wird das Dammbauwerk Sondershausen herangezogen, das auch später als Grundlage für die Anwendung des Verheilungsansatzes herangezogen werden wird.

Das folgende Bild 8.23 zeigt einen Längsschnitt durch das rotationssymmetrisch abstrahierte Dammbauwerk mit dem angrenzenden Gebirge (Konturzone). Die untere Modellberandung entspricht der Rotationsachse. Im linken Bereich schließt sich an das Dammbauwerk eine offene Strecke an, während angenommen wird, dass die sich rechtsseitig anschließende Strecke mit einem granularen Material versetzt ist, z.B. Salzgrus.

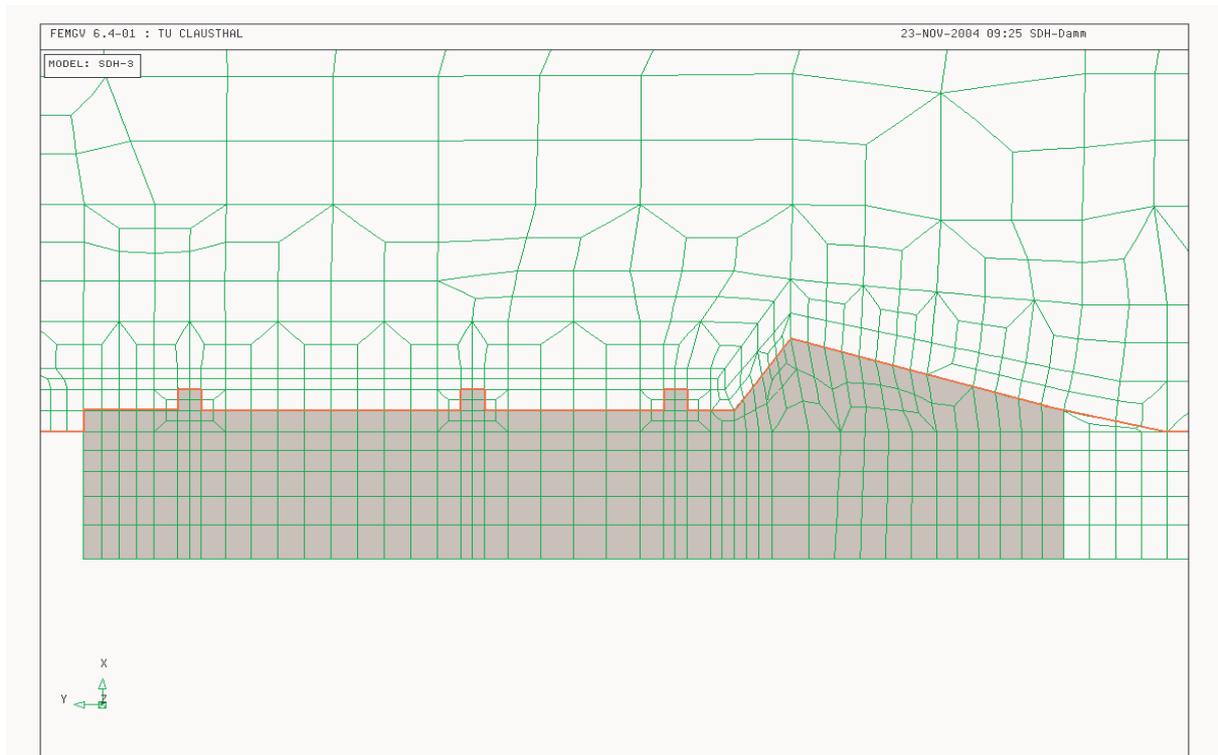


Bild 8.23: Längsschnitt durch das rotationssymmetrisch abstrahierte Dammbauwerk und das angrenzende Gebirge

Betrachtet werden folgende entsprechend dem Ablauf der numerischen Simulation als Lastfälle bezeichnete Zeitpunkte:

- LF17 11254 d 1 d nach Dammeinbau
- LF21 11753 d 500 d nach Dammeinbau
- LF22 13078 d 5 a nach Dammeinbau
- LF24 20378 d 25 a nach Dammeinbau
- LF26 47753 d 100 a nach Dammeinbau
- LF29 193753 d 500 a nach Dammeinbau
- LF30 376253 d 1000 a nach Dammeinbau



Zu diesen Zeitpunkten werden zum einen die Verformungen direkt an der Kontur des Dammbauwerks im Übergang zum Gebirge gezeigt, zum anderen werden in weiteren Bildern auch die Verformungen der freien Strecke bzw. des Versatzes über die Zeit dargestellt.

<i>Steinsalz (nach Hou (2002), modifiziert von Eberth (2004)) VI</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,15
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,03 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,1
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{IE}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{IE}	1/K	-	a_{11}	d	1,65
			a_{12}	d	33400
			a_{13}	-	5000
			a_{14}	-	1,14
			a_{15}	1/d	$4,0 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	5,5
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 8.6: Materialkennwerte für das Steinsalzgebirge

Tabelle 8.6 zeigt die für die Berechnung verwendeten Materialparameter für das Steinsalz.

Bild 8.24 zeigt die Verformungen im Bereich des Dammbauwerks, während Bild 8.25 einen größeren Ausschnitt mit einem Teilbereich der offenen Strecke links des Dammbauwerks und der versetzten Strecke rechts des Dammbauwerks zeigt. Bei dieser Analyse sind die verheilungsinduzierten Verzerrungen in der Berechnung der Verformungen berücksichtigt worden.

Bild 8.26 und Bild 8.27 zeigen die gleichen Ausschnitte des Dammbauwerks. Bei der Berechnung der Verformungen wurden gemäß dem neuen Ansatz die verheilungsinduzierten Verzerrungen nicht berücksichtigt.

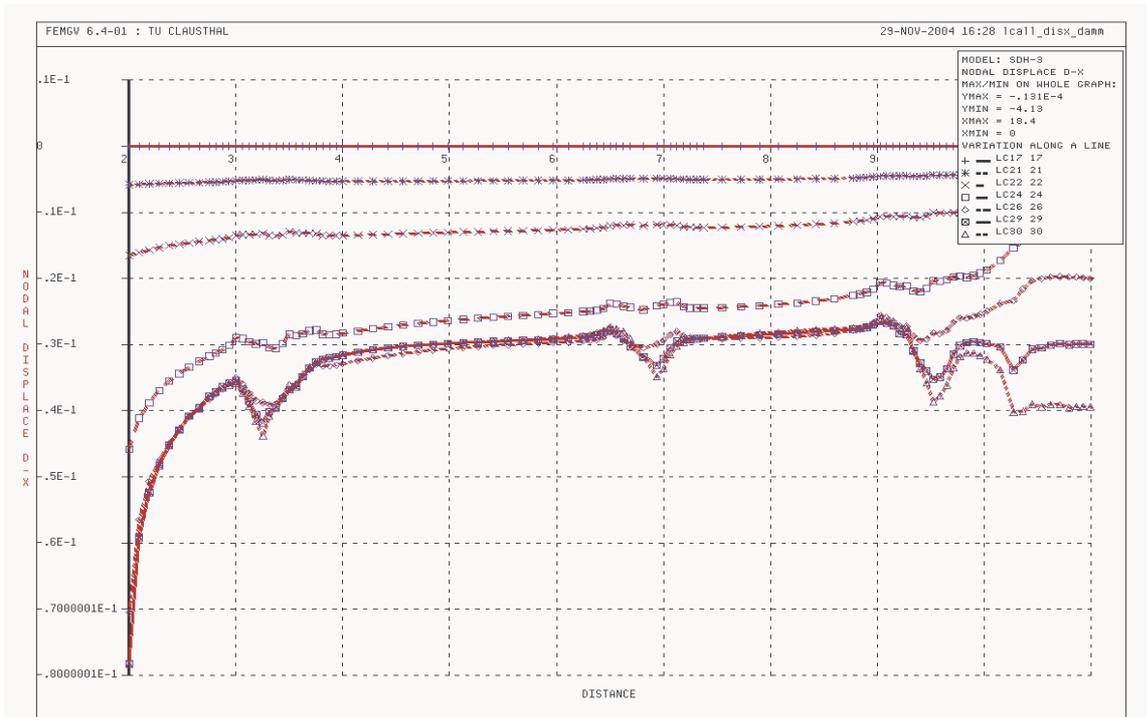


Bild 8.24: Vertikalverformungen der Kontur zwischen Gebirge und Dammbauwerk unter Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungsraten im Lauf der Zeit

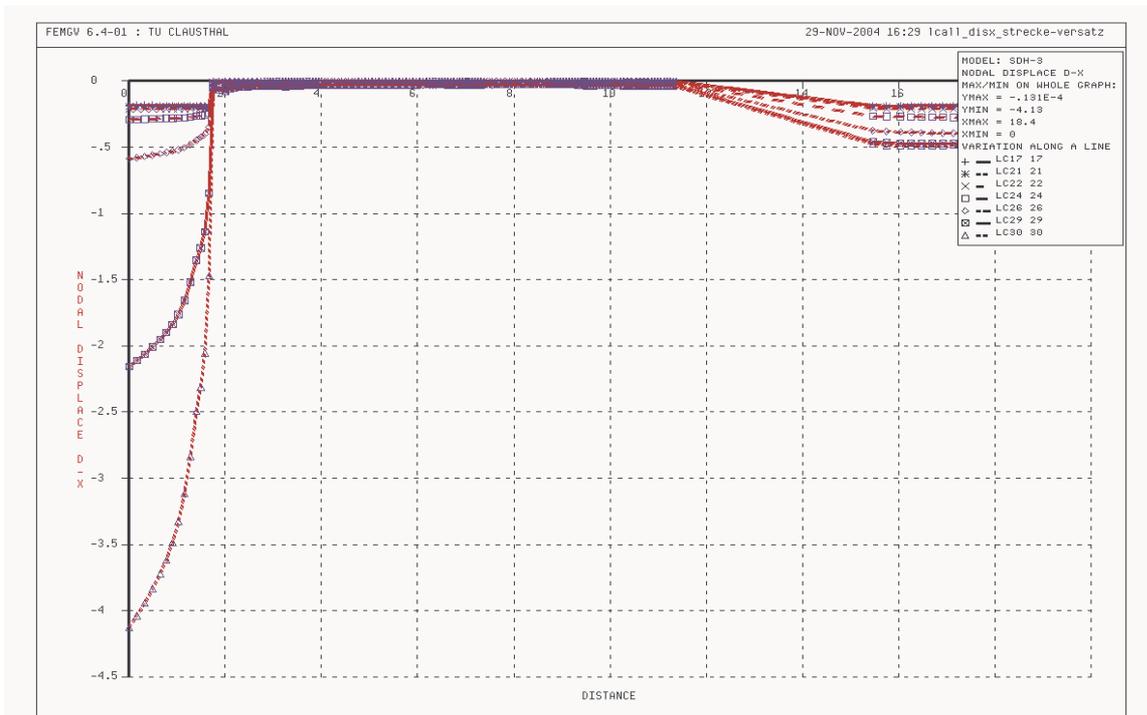


Bild 8.25: Vertikalverformungen der Kontur zwischen Gebirge und Dammbauwerk mit einem Teil freier Strecke (links) und Versatz (rechts) unter Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungsraten im Lauf der Zeit

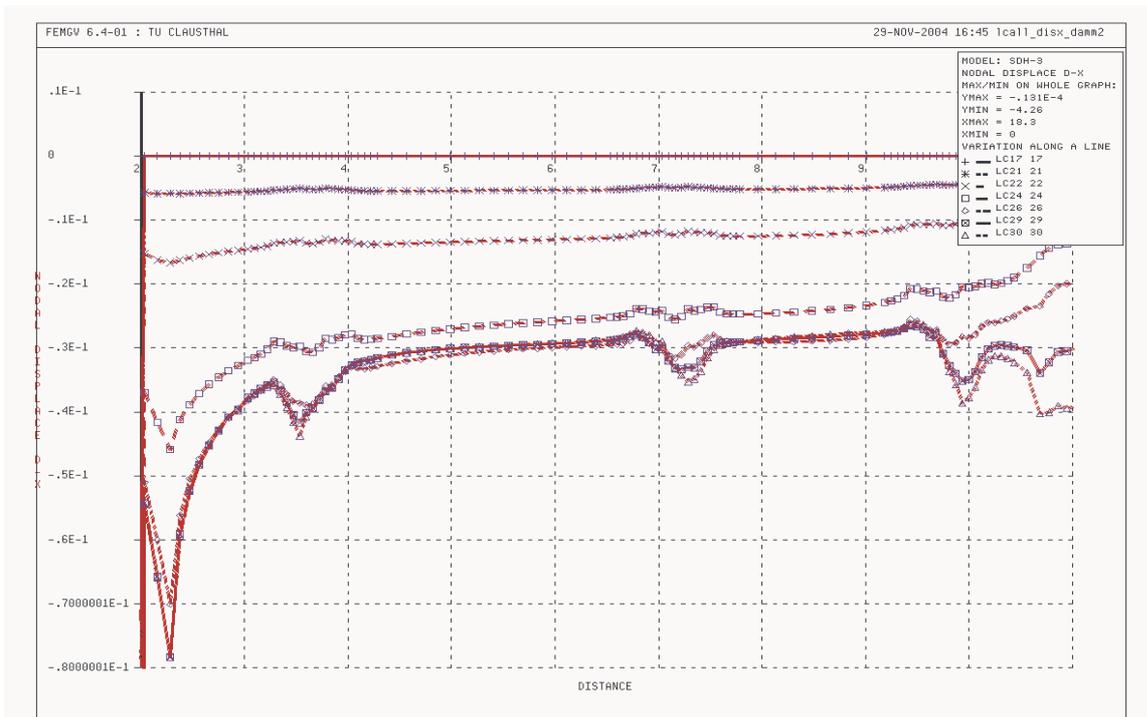


Bild 8.26: Vertikalverformungen der Kontur zwischen Gebirge und Dammbauwerk ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungsraten im Lauf der Zeit

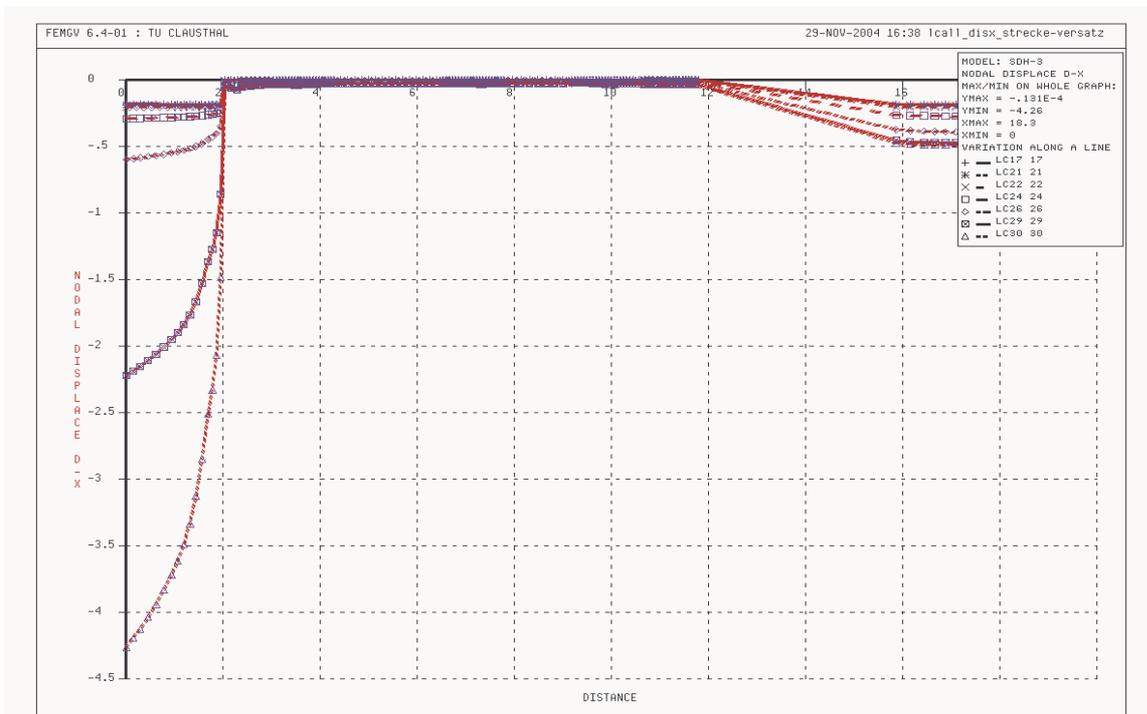


Bild 8.27: Vertikalverformungen der Kontur zwischen Gebirge und Dammbauwerk mit einem Teil freier Strecke (links) und Versatz (rechts) ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungsraten im Lauf der Zeit



Der direkte Vergleich der in den Bildern 8.24 und 8.26 sowie den Bildern 8.25 und 8.27 aufgetragenen Berechnungsergebnisse zeigt, dass die verheilungsinduzierten Verzerrungen in der Berechnung der Verformungen für das Dammbauwerk keinen großen Einfluss haben und zu vernachlässigbar sind.

Aufgrund der Gebirgskonvergenz ändert sich die Richtung der Verzerrungen über den betrachteten Zeitraum nicht. Beim Berechnungsbeispiel des Prüfkörpers erfolgte mit Zunahme der Mantelspannung bis auf $\sigma_{2,3} = 29,5 \text{ MPa}$ eine Umkehr der Richtung der Verzerrungen durch Rückbildung der aus der Schädigungsphase entstandenen Querdehnung. Ein ähnliches Phänomen tritt beim Beispiel des Dammbauwerks nicht auf. Aus diesem Grund treten auch keine nennenswerten Abweichungen in den berechneten Verformungen mit/ohne Berücksichtigung der verheilungsinduzierten Verzerrungen auf.



9 Entwicklung des *phs*-Stoffmodells

9.1 Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Dilatanzabnahme

Wie Abschnitt 6 gezeigt hat, ist das bisher verwendete Verheilungsmodell nicht geeignet, die aus den eigenen Laborversuchen erhaltenen Messkurven nachzuvollziehen. *Düsterloh (2005)* hat trotz des üblichen Verfahrens der Parameterbestimmung bei der rechnerischen Back-Analyse keine befriedigende Übereinstimmung zwischen der aus dem Laborversuch erhaltenen Versuchskurve und der unter Verwendung des Stoffmodells und der Materialparameter rechnerisch ermittelten Kurve erreicht. Das Modellierungsinstrumentarium offenbart damit noch schwerwiegende Defizite.

Bei der systematischen Auswertung der Laborversuche und später bei der numerischen Berechnung wurden im Wesentlichen zwei wichtige Erkenntnisse gewonnen, die im Gegensatz zu den Aussagen bzw. Annahmen des bislang verwendeten und auf die Arbeit von *Hou (2002)* zurückgehenden Modellansatzes stehen:

- Die negative Steigung der Kurve in der Verheilungsphase (im Ansatz von *Hou* entsprechend der dortigen zweiten Phase) ist nicht von der Fließfunktion F^h abhängig. Es konnte auch keine Abhängigkeit allein von der Minimal-, der Maximal- oder der Deviatorspannung nachgewiesen werden.
- Die Beanspruchungsänderung ist nur für die Rissschließungsphase (im Ansatz von *Hou* entsprechend der dortigen ersten Phase) von Bedeutung, d.h. je nach Höhe der Radialbeanspruchung $\sigma_2 = \sigma_3$ wird ein höheres bzw. niedrigeres Niveau der verbleibenden Dilatanz ε_{vol} zu dem Zeitpunkt erreicht, zu dem die Rissschließungsphase endet und die Verheilungsphase beginnt.

Die Gleichungen zur Beschreibung des Dilatanzrückgangs und für die Fließfunktion ergeben sich entsprechend *Hou (2002)* zu:

(a) Dilatanzrückbildung (Verheilung)

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = - \frac{\varepsilon_{vol}}{a_{11} + a_{12} \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{vol})} \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (9.1)$$

mit ε_{vol} Dilatanz im laufenden Versuch gemessen, -



- a_{11} Materialparameter, s oder d
 a_{12} Materialparameter, s oder d
 a_{13} Materialparameter, -
 $\langle x \rangle = 0, x \leq 0; \langle x \rangle = x, x > 0$
 F^* Normierungsfaktor, 1 MPa
 Q^h Potentialfunktion Q^h nach *Wolters (2004)*

(b) Fließfunktion F^h für die Verheilung:

$$F^h = \frac{2}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3 a_5} \ln \left(\frac{a_6 - \sigma_v}{a_6} \right) \quad (9.2)$$

- mit σ_3 minimale Hauptspannung, MPa
 a_5 Materialparameter, 1/MPa
 a_6 Materialparameter, MPa
 σ_v Vergleichsspannung, MPa

Nach dem Ansatz von *Hou* werden die beiden Mechanismen Risssschließung und Rissverheilung über den Parameter a_{13} miteinander verbunden. Die Risssschließung und die Rissverheilung laufen parallel ab. Je nach Größe der Dilatanz ist der zweite Term mit dem Parameter a_{12} im Nenner von Gl. (9.1) aber zu vernachlässigen. Der gesamte Ausdruck als Vorfaktor bestimmt nicht die Richtung der verheilungsinduzierten Verzerrungen. Hierfür ist die Ableitung der Potentialfunktion Q notwendig. Die Größe der Spannungskomponenten hat nach *Hou (2002)* über die Fließfunktion F^h ebenfalls deutlichen Einfluss auf die Größe des Dilatanzrückgangs. Bei der Auswertung zahlreicher Laborversuche hat *Düsterloh* herausgearbeitet, dass die zweite Phase unabhängig von der Belastung abläuft. Dies ist ein Widerspruch zu dem von *Hou* entwickelten Instrumentarium.



<i>Prüfkörper, mm²</i>	<i>Lastrate, MPa/Zeit- einheit</i>	<i>Beanspruchung, axial/radial, MPa</i>	<i>Dilatanzabnahme/min in der Phase 2</i>	<i>Versuchsdauer, min</i>
180*90	1/min	30/25	3,5 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/29,5	2,0 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/25	3,5 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/20	3,0 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/15	2,5 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/10	2,0 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/15	2,2 ‰/10000	10000
300*150	1/min	30/29,5	4,5 ‰/10000	10000
300*150	1/d	30/29,5	0,3 ‰/28800	28800

Tabelle 9.1: Gegenüberstellung der Ergebnisse der Laborversuche

Die oben dargestellte Tabelle 9.1 zeigt, dass unabhängig von den Deviatorspannungen und den Minimalspannungen bei den Kurzzeitversuchen in der Größenordnung ähnliche Raten des Dilatanzrückgangs für die Rissschließungsphase 2 abgelesen werden können. Damit ist zumindest keine Abhängigkeit allein von der Minimalspannung bzw. der Deviatorspannung für diese Phase festzustellen. Gleichwohl ist aber eine Beanspruchungsabhängigkeit zu erwarten, denn je nach Beanspruchungszustand muss die Rissschließungsphase 2 schneller bzw. langsamer erfolgen. Beim Beanspruchungszustand axial/radial von $\sigma_1/\sigma_{2,3} = 1/1$ MPa ist eine nur sehr langsame Rissschließung zu erwarten, beim Beanspruchungszustand von axial/radial $\sigma_1/\sigma_{2,3} = 30/30$ MPa hingegen eine deutlich schnellere Rissschließung. Dieser Sachverhalt muss bei der Modellierung in der Rissschließungsphase 2 berücksichtigt werden.

In einem ersten Ansatz wird diese augenscheinliche Abhängigkeit über die erste Invariante I_1 berücksichtigt, da anhand der Laborversuche nicht eindeutig auf eine Abhängigkeit zum Deviator oder der Minimalspannung geschlossen werden konnte. Eine Abhängigkeit allein von der Maximalspannung kann ausgeschlossen werden. Aus Gründen der Plausibilität und aus Messbefunden ist zu erwarten, dass ein Prüfkörper am besten dann verheilt, wenn der Beanspruchungs-



zustand isotrop und zwar auf einem Beanspruchungsniveau isotrop ist. Bei hohen Axialspannungen (Maximalspannungen) und kleinen Radialspannungen (Minimalspannungen) ist eine Verheilung dagegen nicht oder nur sehr langsam möglich.

Daher muss ein neuer Ansatz zur Beschreibung des Dilatanzrückgangs gefunden werden, der die Risschließung wie auch die Rissverheilung zutreffend phänomenologisch charakterisiert und auch zahlenmäßig zutreffend beschreiben kann.

Die Ableitung der Potentialfunktion ist zwar vom Beanspruchungszustand σ_i abhängig, gibt aber im Grundsatz nur die entsprechenden Richtungen der Verzerrungen vor. Sie bestimmt dagegen nicht signifikant deren zahlenmäßige Größe. Daher sind die Abweichungen bei der Back-Analyse der Laborversuche nicht in der Ableitung der Potentialfunktion Q zu suchen, sondern in dem Vorfaktor.

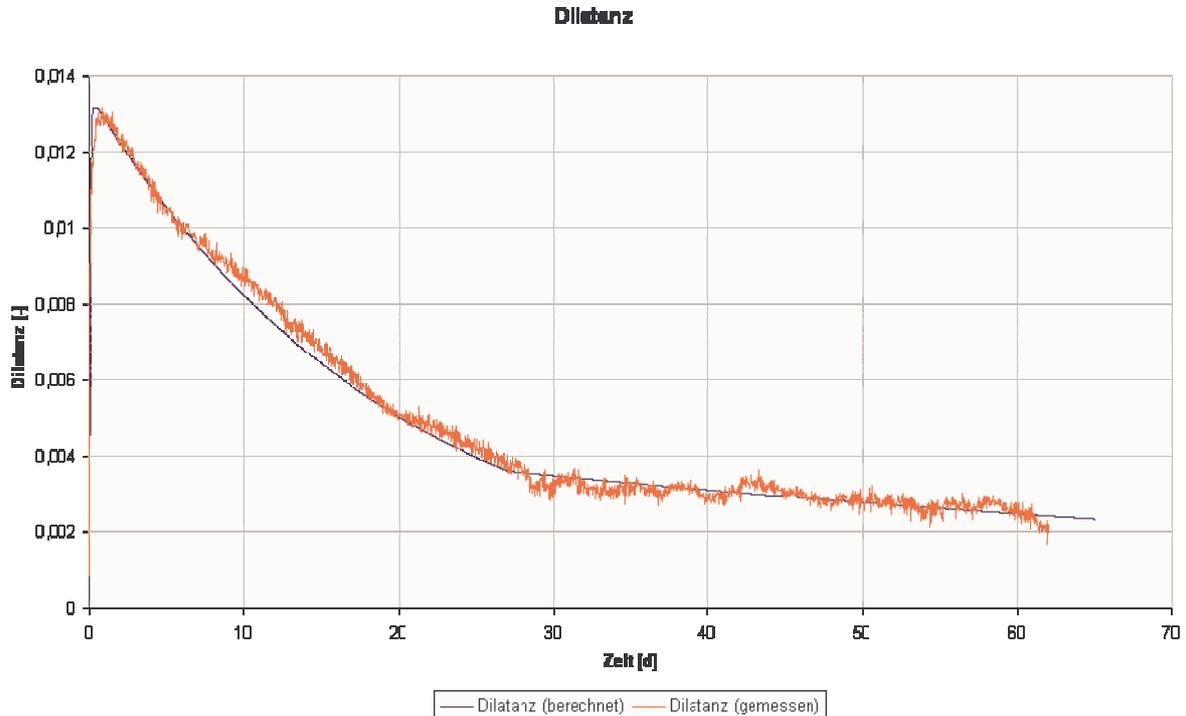


Bild 9.1: Dilatanz in der Schädigungs- und Verheilungsphase mit zeitlich linearer Darstellung, Versuch 289



Bild 9.1 zeigt, dass der Dilatanzverlauf nicht linear verläuft, weder in der Risschließungs-, noch in der Verheilungsphase. Von *Hou* wurde vorgeschlagen, die Ordinate mit ε_{vol} logarithmisch darzustellen, wobei sich dann die Kurve von ε_{vol} als Gerade darstellen lässt, weil der funktionelle Verlauf des Dilatanzrückgangs angenähert dem Verlauf einer Exponentialfunktion entspricht.

Am Beispiel eines Langzeitversuchs (Versuch 289) über die Versuchsdauer von $t = 62,5$ d ist zu sehen, dass bei logarithmischer Darstellung der Zeitachse t der Zeitverlauf der Risschließungs- und Verheilungsphase jeweils gut durch eine Gerade approximiert werden kann, Bild 9.2.

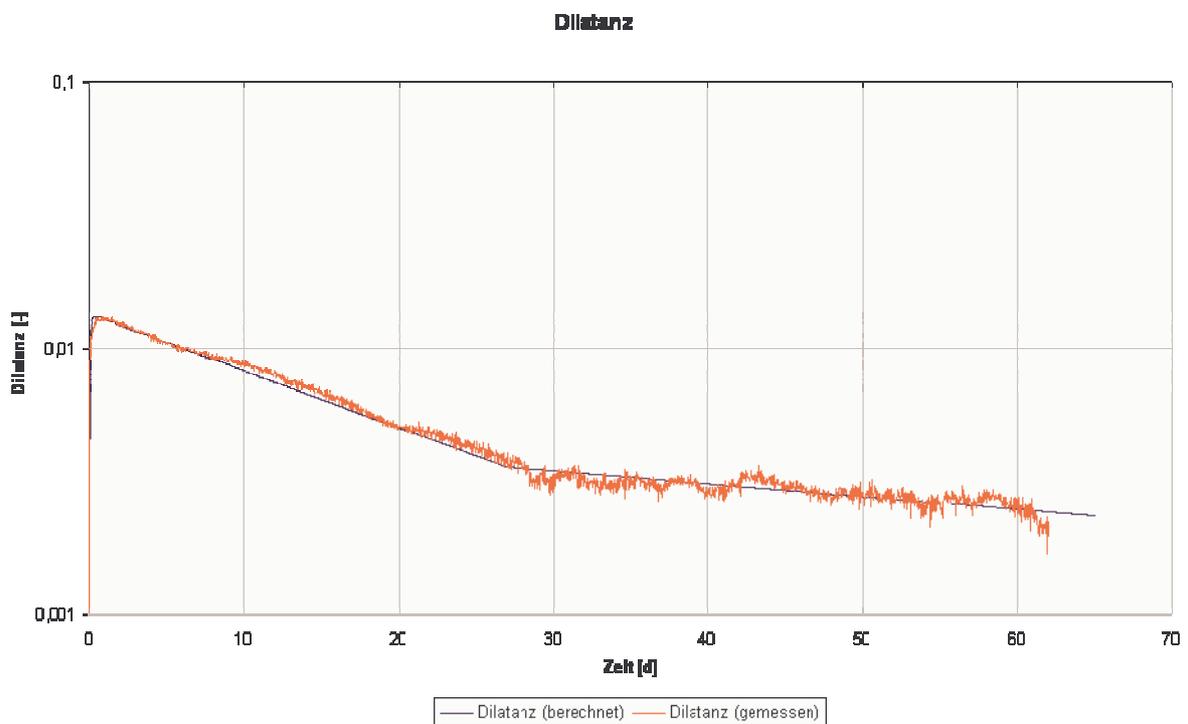


Bild 9.2: Dilatanzentwicklung über die Zeit in halblogarithmischer Darstellung (Zeit linear), Versuch 289

Einen anderen Verlauf zeigt der Versuch 307, dessen Ergebnisse in Bild 9.3 aufgetragen sind. Dieser Versuch lief über eine Dauer von $t = 196$ d, wobei zum Zeitpunkt der Ableitung des Ansatzes für das *phs*-Stoffmodell nur die ersten 180 Tage als Labordaten zur Verfügung standen.

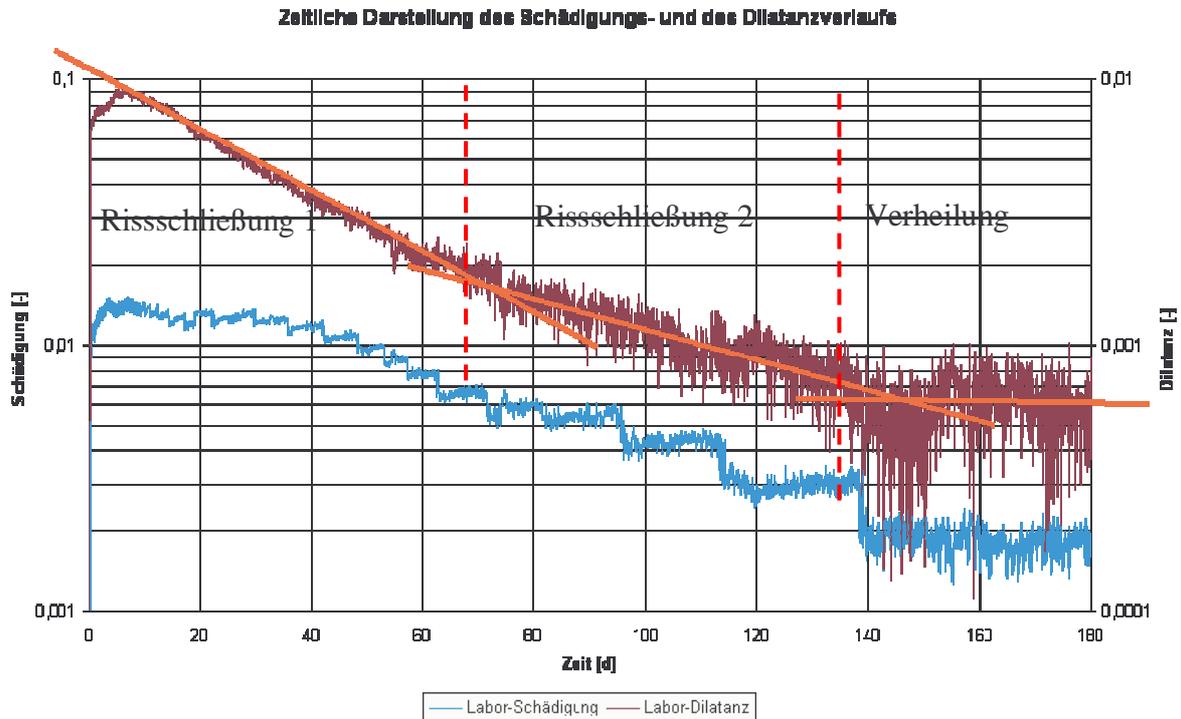


Bild 9.3: Schädigungs- und Dilatanzrückbildung, halblogarithmische Darstellung der Labor-daten über die Zeit (linear), Laborversuch 307

Bild 9.3 zeigt einen dreiphasigen Ablauf in der Dilatanzabnahme wie auch beim Schädigungs-rückgang. Der Dilatanzrückgang wird durch die roten Linien hervorgehoben. Es scheint, dass aufgrund der kurzen Zeitdauer des Laborversuchs Nr. 289 die dritte Phase in diesem Versuch noch nicht zu erkennen ist. Die drei Phasen lassen sich wie folgt charakterisieren und beschreiben:

- (1) Riss-schließungsphase 1: Die sekundären Porenräume (integral = Dilatanz) werden in der Riss-schließungsphase 1 durch den Anstieg der Mantelspannung (Minimalspannung) relativ schnell verschlossen, wobei die Schließrate (Kompaktionsrate) von der Art der Belastungs-phase direkt abhängt. Die Riss-schließungsphase 1 wird *fissure closing* genannt (fc).
- (2) Riss-schließungsphase 2: Die nach der Phase 1 noch verbleibenden geöffneten Risse/Poren werden unter den einwirkenden Spannungen insgesamt langsamer verschlossen, als in der Riss-schließungsphase 1. Vergleiche zwischen Kurz- und Langzeitversuchen bei unterschiedlichen Deviatorspannungen haben insgesamt keine Abhängigkeit von der Minimalspannung gezeigt (vgl. Tab. 9.1). Da der Riss-schließungsphase 2 physikalisch der Mechanismus von



viskoplastisch/mechanisch dominierten Rückbildungen noch geöffnete Risse bzw. Poren zugeordnet wird, sollte die Schädigungsrückbildungsrate in dieser Phase vom Beanspruchungsniveau angenommen werden. Aus diesem Grund wird eine Beanspruchungsabhängigkeit von der ersten Spannungsinvariante I_1 unterstellt. Die nach der Phase 1 noch verbleibenden geöffneten Risse/Poren werden unter den einwirkenden Spannungen insgesamt langsamer verschlossen als in der Rissschließungsphase 1. Die Rissschließungsphase 2 wird *fissure sealing* genannt (fs).

- (3) Rissschließungsphase 3: Die dritte Phase wird als die eigentliche Verheilungsphase angesehen. Die Dilatanzrückbildungsrate ist nur noch relativ gering. In dieser Phase erfolgen Gefügewandlungen (Rekristallisation). Insgesamt wird durch diese Vorgänge ein nur noch sehr kleines Poren-/Rissvolumen zurückgebildet. Die dritte Phase ist nur bei sehr langen Versuchen mit Versuchszeiten in der Größenordnung $t \sim 200$ d überhaupt deutlich zu erkennen und setzt nach bisherigem Kenntnisstand bei einer verbleibenden Dilatanz von weniger als $\varepsilon_{\text{vol}} < 0,0007$ (0,7 ‰) ein. Die Rissschließungsphase 3 wird *fissure healing* genannt (fh).

In Bild 9.3 ist zusätzlich zum Verlauf der Dilatanz noch der Verlauf der Schädigung aufgetragen. Aus der Schädigungsrückbildung ist ein dreiphasiger Verlauf nur schwer zu erkennen. Insbesondere im Anfangsbereich ist die Schädigungsrückbildungsrate relativ gering. Als zentrales Element für ein Verheilungsmodell wird im Folgenden die Beschreibung des zeitabhängigen Dilatanzrückgangs angesehen.

Als Basis für die Ermittlung einer Funktion zur Beschreibung des Dilatanzrückgangs wird die Darstellung mit logarithmischer Einteilung der Ordinate genommen. Aus dieser Darstellung ist zu erkennen, dass der Dilatanzverlauf in jeder der drei Phasen in Bild 9.3 angenähert linear approximiert werden kann, d.h. je eine Funktion f vom Typ $f(t) = a \cdot e^{-bt}$ (mit a und b als zu bestimmende Materialparameter) beschreibt den Kurvenverlauf der drei Phasen im halblogarithmischen Diagramm (je Phase ein spezifischer Geradenabschnitt). Da die Funktion $f(t) = a \cdot e^{-bt}$ die Lösung der Differentialgleichung $\dot{f}(t) = -b \cdot f(t)$ ist, kann somit jeder Geradenabschnitt durch diese Differentialgleichung dargestellt werden. Diesem Ansatz folgt der Aufbau von Gl. (9.3), wobei



$$f(t) = \varepsilon_{\text{vol}}, \dot{f}(t) = \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^h \text{ und } -b = -\left(\frac{1}{fc1} \cdot \dot{F}^h + \frac{I_1}{fs1} + \frac{1}{fh}\right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \text{ entspricht.}$$

Es wird daher folgendes Gleichungsmodell zur Beschreibung der Dilatanzrückbildung vorgeschlagen:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}^h &= \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}}^{\text{fh}} = (\dot{\varepsilon}_x^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_y^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_z^{\text{fc}}) + (\dot{\varepsilon}_x^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_y^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_z^{\text{fs}}) + (\dot{\varepsilon}_x^{\text{fh}} + \dot{\varepsilon}_y^{\text{fh}} + \dot{\varepsilon}_z^{\text{fh}}) \\ \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^h &= -\varepsilon_{\text{vol}}(t) \cdot \left(\frac{1}{fc1} \cdot \dot{F}^h + \frac{I_1}{fs1} + \frac{1}{fh}\right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \end{aligned} \quad (9.3)$$

mit $\varepsilon_{\text{vol}}(t)$ aktuelle Dilatanz (Anfangswert = Zahlenwert zu Beginn der Risssschließung), -

fc1 Parameter der Risssschließungsphase 1, MPa

fs1 Parameter der Risssschließungsphase 2, MPa·d

fh Zeit der Rissverheilung, d

gh Verhältnis zwischen Axial- und Radialverzerrungen in der Verheilung,-

\dot{F}^h Steuergröße für die Risssschließung

I_1 erste Spannungsinvariante, MPa

Dieses von *Wolters (2005)* neu aufgestellte Modell hat zwei herausragende Merkmale:

(1) Die einzelnen Phasen der Dilatanzrückbildung entsprechend Bild 9.3 lassen sich unabhängig voneinander mit derselben Grundfunktion, dann aber natürlich unterschiedlichen Parametern beschreiben. Der Übergang von der Risssschließungsphase 1 zur Risssschließungsphase 2 wird erreicht bei $\dot{F}^h \approx 0$, d.h. dann, wenn sich die Beanspruchung nur noch wenig bzw. nicht mehr ändert. Der Übergang von der Risssschließungsphase 2 zur Rissverheilung (Phase 3) erfolgt, wenn die verbleibende Dilatanz ε_{vol} einen Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$ unterschreitet.

(2) \dot{F}^h stellt eine Steuergröße für die Risssschließung dar.

Für \dot{F}^h gilt:

$$\dot{F}^h = \frac{\Delta F^h}{\Delta t} \text{ für } \Delta t \rightarrow 0 \quad (9.4)$$

mit F^h Fließfunktion für den Verheilungsvorgang



Δt Zeitinkrement

Im Verlauf einer numerischen Berechnung wird \dot{F}^h nach folgender Formel für ein Zeitinkrement berechnet:

$$\dot{F}^h = \frac{\Delta F^h}{\Delta t} = \frac{F^h(t_2) - F^h(t_1)}{t_2 - t_1} \quad (9.5)$$

mit $F^h(t_i)$ Zahlenwert der Fließfunktion zum Zeitpunkt t_i

\dot{F}^h kommt damit praktisch die Funktion zu, die Rissschließung in der Phase 1 zu beschleunigen oder zu verlangsamen. Bei einer für die Verheilung günstigen, relativ kurzfristig aufgetragenen Beanspruchungsänderung wird die Differenz ΔF^h pro Zeitintervall Δt relativ groß, so dass \dot{F}^h dann ebenfalls relativ große Werte annimmt. Ohne Beanspruchungsänderung ist damit auch keine Rissschließung möglich ($\Rightarrow \Delta \sigma \rightarrow 0 \Rightarrow \Delta F^h \rightarrow 0 \Rightarrow \Delta \epsilon_{vol}^h \rightarrow 0$). Die Verzerrungen aus der Rissschließungsphase 2 (fs) sowie aus der Rissverheilungsphase (fh) bleiben klein aufgrund der großen Zahlenwerte von fs1 und fh im Vergleich zum Zahlenwert von fc1. Der Zahlenwert des Terms $I_1 \cdot \epsilon_{vol} / fs1$ für die Rissschließungsphase 2 und der Zahlenwert des Terms ϵ_{vol} / fh für die Rissverheilung bleiben daher signifikant kleiner als der Zahlenwert des Terms $(\epsilon_{vol} / fc1) \dot{F}^h$ für die Rissschließungsphase 1. Es gilt demnach:

$$I_1 \frac{\epsilon_{vol}}{fs1} \ll \frac{\epsilon_{vol}}{fc1} \cdot \dot{F}^h \quad \text{und} \quad \frac{\epsilon_{vol}}{fh} \ll \frac{\epsilon_{vol}}{fc1} \cdot \dot{F}^h .$$

Aus Gl. (9.5) ergibt sich $\dot{F}^h \approx 0$, dann wenn die Beanspruchung sich nicht mehr ändert, also $\sigma_i = \text{konst.}$ vorliegt, so dass dann die Rissschließungsphase 2 und die Rissverheilung den Dilatanzrückgang bestimmen.

Die gesamte Verheilung ist nur aktiv, wenn $F^h > 0$ und $D > 0$ gilt.



9.2 Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Schädigungsabnahme

Numerische Analysen haben gezeigt, dass rechnerisch die Schädigungsrückbildung im Vergleich zur Dilatanzrückbildung zu rasch erfolgt. Daher wird in die kinetische Gleichung zur Berechnung der Schädigungsrückbildung ein Korrekturfaktor K eingearbeitet, mit dessen Hilfe die numerisch ermittelten Schädigungsverläufe mit den Schädigungsverläufen aus dem Laborversuch angepasst werden können.

Für den Korrekturfaktor wird ein Zahlenwert von $K = 2,4$ angesetzt. Dieser Zahlenwert wird so gewählt, dass integral über den Berechnungszeitraum eine ausreichend gute Übereinstimmung zwischen Labor- und Berechnungsdaten erreicht werden konnte (analog zum Faktor 4 im Nenner bei Gl. (8.2), der noch auf dem Ansatz für die Dilatanzrückbildung von *Hou* beruht).

Im vorliegenden Stoffmodellansatz zur Verheilung wird Gl. (9.6) zur Beschreibung des Schädigungsrückgangs verwendet:

$$\dot{D} = D(t) \cdot \frac{\dot{\epsilon}_{\text{vol}}}{\epsilon_{\text{vol}}(t) \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3}\right)} \cdot \frac{1}{K} \quad (9.6)$$

mit K Korrekturfaktor, $K = 2,4$,

$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}(t)$ Dilatanzrückbildungsrate, $1/d$

$D(t)$ Schädigung zum Zeitpunkt t ,

$\epsilon_{\text{vol}}(t)$ Dilatanz zum Zeitpunkt t ,

a_{14} Materialparameter,

Durch Einführung des Korrekturfaktors K wird die Schädigungsabnahme integral in den Riss-schließungsphasen wie auch in der Rissverheilungsphase verlangsamt, um die berechnete Schädigungsabnahme der Schädigungsabnahme der Laborversuche anzupassen.

Physikalisch könnte das Phänomen folgendermaßen verstanden werden: In der Riss-schließungsphase 1 werden die Risse innerhalb kurzer Zeit verschlossen. Die Volumendilatanz nimmt dabei sehr schnell ab. Die Schädigung läuft diesem Prozess hinterher, weil selbst größtenteils verschlossene Risse noch immer eine Schädigung des Gefüges darstellen, die sich in den immer noch relativ niedrigen, versuchsbegleitend auch aufgezeichneten Ultraschallwellengeschwindigkeiten bemerkbar macht. In der anschließenden Riss-schließungsphase 2 werden die noch geöff-

neten Rest-Risse und Rest-Poren langsamer geschlossen, allerdings deutlich langsamer, da nunmehr bereits zunehmend Materialbrücken bestehen, die die benachbarten Rissufer verbinden. In der dann folgenden Verheilungsphase werden keine Risse bzw. Zwickel mehr geschlossen. Vielmehr kommt es an den weitgehend geschlossenen Rissufern zur Verheilung durch Kornumbildungen und Kornneubildungen. Dieser Mechanismus führt zu einer weiteren Reduktion der Schädigung wie auch der Dilatanz, nur eben in weitaus geringerer Intensität und über längere Zeiträume. In dieser Phase laufen Schädigungsrückbildung und Dilatanzrückgang aber parallel ab.

Der nachfolgend ausgewertete Laborversuch Nr. 307 zeigt den Unterschied, der einerseits mit der nach Gl. (9.6) berechneten Schädigungsabnahme (Bild 9.4) und andererseits mit einem modifizierten Ansatz in Bild 9.5 zu beobachten ist. Zu beachten ist, dass hier im Vergleich zu Bild 9.3 Schädigung und Dilatanz in anderem (linearem) Maßstäben aufgetragen worden sind.

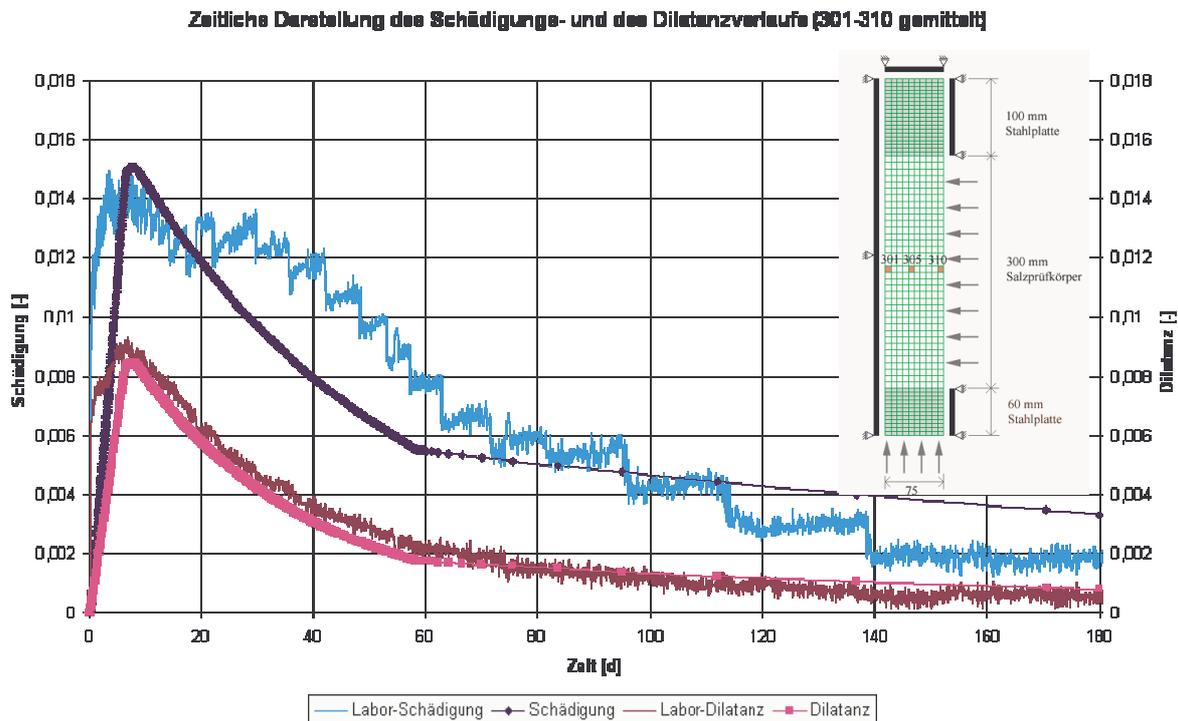


Bild 9.4: Laborversuch 307 mit gemessenem und berechnetem Schädigungsrückgang nach Gl. (9.6)



Bild 9.4 zeigt deutlich die sehr gute Übereinstimmung in der Dilatanzabnahme zwischen der braun-roten Laborversuchskurve und der magentafarbenen numerisch berechneten Kurve. Vor allem im Verheilungsteil fällt der parallel laufende Ast der berechneten Dilatanzkurve im Vergleich zur Versuchskurve auf. Bei der Schädigungsrückbildung zeigt sich allerdings eine zu schwache Neigung des numerisch berechneten Asts der Schädigungskurve in der Verheilungsphase. Im Laborversuch nimmt die Schädigung doch deutlich schneller ab als numerisch berechnet.

Bei der Kurve, die die Schädigungsrückbildung beschreibt, fallen zwei Besonderheiten auf. Zum einen erfolgt die Schädigungsabnahme in der Rissschließungsphase 1 zu rasch, wenn die berechnete Kurve direkt mit der Versuchskurve verglichen wird. Bei der ersten Unstetigkeitsstelle, die den Übergang von Rissschließungsphase 1 zur Rissschließungsphase 2 markiert, liegt die berechnete Schädigung bereits deutlich unterhalb der Laborkurve. Zum anderen aber nimmt die berechnete Schädigung in der Rissschließungsphase 2 zu langsam ab im Vergleich zur Versuchskurve. Während im Zeitintervall von $t = 70$ d bis $t = 110$ d eine noch recht gute Übereinstimmung vorliegt, wird die Schädigung kurz nach der Rissschließungsphase 1 ab $t = 60$ d deutlich unterschätzt, ab etwa $t = 110$ d hingegen überschätzt. Der für beide Phasen integral eingesetzte Korrekturfaktor $K = 2,4$ in Gl. (9.6) ist vor allem für langzeitigere Untersuchungen noch nicht geeignet, um die Laborergebnisse mit hinreichender Genauigkeit numerisch abzubilden.

Ausgehend von der Dilatanzrate in der Verheilungsphase mit Gl. (9.6)

$$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{h}} = \dot{\epsilon}_{\text{x}}^{\text{h}} + \dot{\epsilon}_{\text{y}}^{\text{h}} + \dot{\epsilon}_{\text{z}}^{\text{h}}$$

ist Gl. (9.7) hergeleitet worden mit:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{h}} &= \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fh}} = \left(\dot{\epsilon}_{\text{x}}^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_{\text{y}}^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_{\text{z}}^{\text{fc}} \right) + \left(\dot{\epsilon}_{\text{x}}^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_{\text{y}}^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_{\text{z}}^{\text{fs}} \right) + \left(\dot{\epsilon}_{\text{x}}^{\text{fh}} + \dot{\epsilon}_{\text{y}}^{\text{fh}} + \dot{\epsilon}_{\text{z}}^{\text{fh}} \right) \\ \Rightarrow \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{h}} &= -\epsilon_{\text{vol}} \cdot \left(\frac{1}{\text{fc}l} \cdot \dot{F}^{\text{h}} + \frac{I_1}{\text{fs}l} + \frac{1}{\text{fh}} \right) \cdot \left(1 - \frac{\text{gh}}{3} \right) \end{aligned} \quad (9.7)$$

Ziel ist es nun, auch bezüglich der Schädigung D die Rissschließungsphasen mit einem individuellen Parameter zu behandeln, der anhand von Versuchen bestimmt werden kann. Dabei dient die Gl. (9.8):



$$\dot{D}^- = \frac{D}{\varepsilon_{\text{vol}}} \cdot \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{\text{h}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \quad (9.8)$$

zur grundsätzlichen Beschreibung der Schädigungsrückbildung. Erweitert auf die Anforderungen des neuen *phys*-Stoffmodells ergibt sich für die additive Zerlegung der Schädigungsrückbildungsrate:

$$\dot{D}^- = \frac{D}{\varepsilon_{\text{vol}}} \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{fc}}}{\text{fc}2} + \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{fs}}}{\text{fs}2} + \dot{\varepsilon}_{\text{fh}} \right) \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \quad (9.9a)$$

Gl. (9.9a) berücksichtigt explizit die beiden Rissschließungsphasen mit Phase 1 und Phase 2, (*fissure closing und fissure sealing*) sowie den Verheilungsteil (*fissure healing*).

Da

$$\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{\text{h}} = \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{\text{fh}} = \left(\dot{\varepsilon}_{\text{x}}^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_{\text{y}}^{\text{fc}} + \dot{\varepsilon}_{\text{z}}^{\text{fc}} \right) + \left(\dot{\varepsilon}_{\text{x}}^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_{\text{y}}^{\text{fs}} + \dot{\varepsilon}_{\text{z}}^{\text{fs}} \right) + \left(\dot{\varepsilon}_{\text{x}}^{\text{fh}} + \dot{\varepsilon}_{\text{y}}^{\text{fh}} + \dot{\varepsilon}_{\text{z}}^{\text{fh}} \right)$$

gilt, kann Gl. (9.7) in Gl. (9.9a) eingesetzt werden, so dass Gl. (9.9b) erhalten wird:

$$\dot{D}^- = -D \cdot \left(\frac{\dot{F}^{\text{h}}}{\text{fc}1 \cdot \text{fc}2} + \frac{I_1}{\text{fs}1 \cdot \text{fs}2} + \frac{1}{\text{fh}} \right) \quad (9.9b)$$

mit $\text{fc}2, \text{fs}2$ neue Parameter zur Beschreibung der Schädigungsrückbildung, -
andere Parameter siehe Gl. (9.7)

Der Parameter $\text{fc}2$ beschreibt die Verzögerung, mit der die Schädigungsabnahme in der Rissschließungsphase 1 erfolgt. Analog dazu beschreibt der Parameter $\text{fs}2$ die Verzögerung in der Rissschließungsphase 2. Mögliche physikalische Ursachen wurden vorstehend skizziert. Nachdem zuvor bereits aus dem in Laborversuchen messtechnisch ermittelten Dilatanzverlauf die Parameter $\text{fc}1, \text{fh}$ und gh bestimmt worden sind, werden die Korrekturparameter $\text{fc}2$ und $\text{fs}2$ für die Schädigungsrückbildung durch *curve fitting* ermittelt.

Ziel ist es, dabei eine möglichst gute Übereinstimmung der berechneten Kurve aus der rechnerischen Modellierung des Schädigungsrückgangs mit der Laborkurve zu erreichen. Die Parameter $\text{fc}2$ und $\text{fs}2$ sind einheitenlos.

Zu ergänzen ist, dass analog zur Dilatanzrückbildung auch bei der Schädigungsabnahme der Zahlenwert von \dot{F}^h den Übergang von der Rissenschließungsphase in die Rissverheilungsphase steuert. Nachstehendes Bild 9.5 zeigt für die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung den Vergleich zwischen dem neuen Ansatz zur Schädigungsrückbildung und den Laborbefunden:

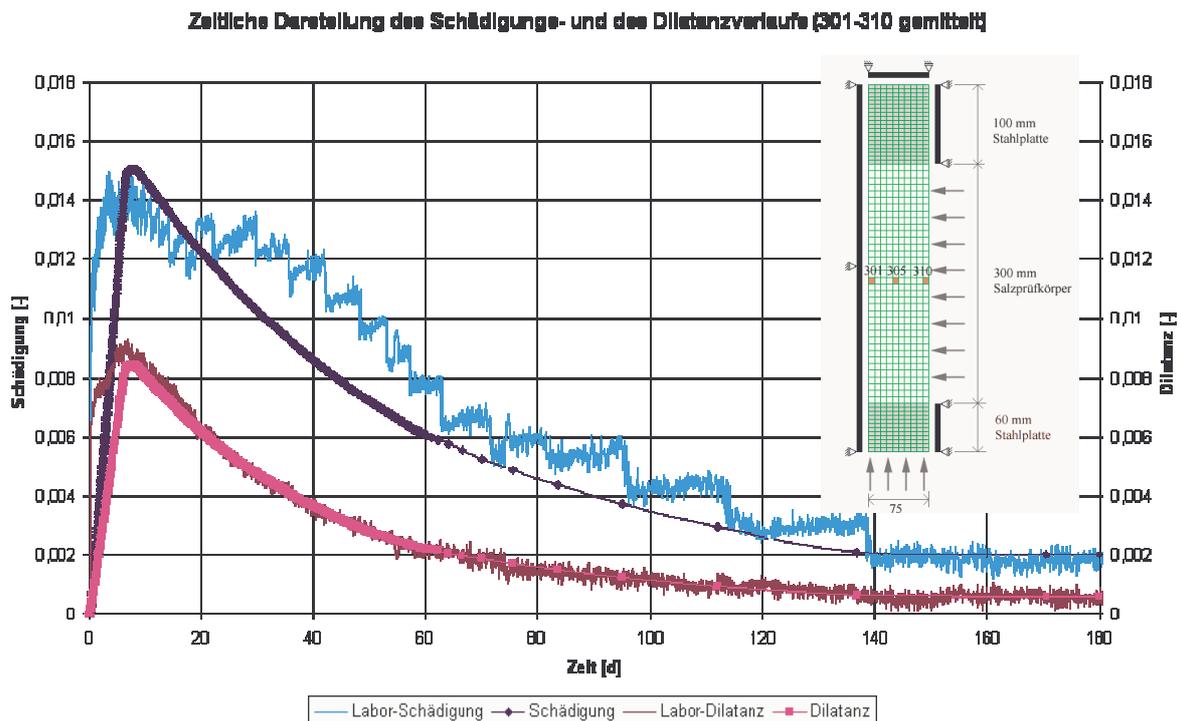


Bild 9.5: Laborversuch 307, berechneter Schädigungsrückgang nach Gl. (9.7b) mit $fc2 = 4$

Am Bild 9.5 ist zu ersehen, dass durch die Anwendung des neuen Ansatzes zur Beschreibung des Schädigungsrückgangs getrennt nach Rissenschließungs- und Rissverheilungsphase eine erheblich bessere Übereinstimmung der Labormesskurve mit der numerisch berechneten Kurve erreicht werden kann. Hervorzuheben ist die dritte Phase (Rissverheilung), in der die Kurven für die Dilatanz und für die Schädigung nahezu parallel zur x-Achse verlaufen.

Ausgehend von der deutlich besseren Übereinstimmung der berechneten mit der laborativen Schädigungskurve wird der überarbeitete Ansatz zur Schädigungsrückbildung als nunmehr geeignet eingeschätzt zur Modellierung der Rissrückbildung und daher auch für die weiteren Berechnungen herangezogen.



9.3 Ermittlung der Materialparameter $fc1$, $fc2$, $fs1$, $fs2$, fh und gh

9.3.1 Ermittlung des Materialparameters gh

Der Materialparameter gh (*geometrical healing*) beschreibt das Verhältnis von Axial- zu Radialverzerrungen während der Rissrückbildungs- und Verheilungsphasen. Er wird anhand von Kurzzeitversuchen bestimmt. Langzeitversuche sind für die Bestimmung des Parameters nicht geeignet, weil sich Kriechverzerrungen mit den verheilungsinduzierten Verzerrungen überlagern und eine Trennung der Anteile nicht möglich ist. Der Parameter gh wird aus folgender Gl. (9.10) ermittelt:

$$gh = 1 - \frac{2\dot{\epsilon}_1^h}{\dot{\epsilon}_{vol} - \dot{\epsilon}_1^h} \quad (9.10)$$

mit gh Materialparameter, -

$\dot{\epsilon}_1^h$ Axialverzerrungsrate, 1/d

$\dot{\epsilon}_{vol}$ Dilatanzrate, 1/d

9.3.2 Ermittlung des Materialparameters $fc1$

Der Parameter $fc1$ (*fissure closing*) charakterisiert die Rissschließungsphase 1 und wird folglich auch aus der ersten Rissschließungsphase ermittelt. Die Dilatanzrückbildung wird aus Gl. (9.11) berechnet:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{vol}^h &= \dot{\epsilon}_{vol}^{fc} + \dot{\epsilon}_{vol}^{fs} + \dot{\epsilon}_{vol}^{fh} = (\dot{\epsilon}_x^{fc} + \dot{\epsilon}_y^{fc} + \dot{\epsilon}_z^{fc}) + (\dot{\epsilon}_x^{fs} + \dot{\epsilon}_y^{fs} + \dot{\epsilon}_z^{fs}) + (\dot{\epsilon}_x^{fh} + \dot{\epsilon}_y^{fh} + \dot{\epsilon}_z^{fh}) \\ \Rightarrow \dot{\epsilon}_{vol}^h &= -\epsilon_{vol} \cdot \left(\frac{1}{fc1} \cdot \dot{F}^h + \frac{1}{fs1} + \frac{1}{fh} \right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3} \right) \end{aligned} \quad (9.11)$$

Zur Ermittlung von $fc1$ wird die Messkurve eines Laborversuchs in der Rissschließungsphase 1 (bei logarithmischer Darstellung der y-Achse) durch eine Gerade approximiert und zu den Zeitpunkten t_1 und t_2 jeweils ϵ_{vol1} und ϵ_{vol2} bestimmt. Zu diesen Zeitpunkten werden mit Hilfe der Fließfunktion

$$F^h = \frac{2}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3a_5} \ln \left(\frac{a_6 - \sigma_v}{a_6} \right) \quad (9.12)$$



Die Zahlenwerte F_1^h und F_2^h berechnet. Diese werden gemittelt und als Zahlenwert \bar{F}^h in die Formel zur Ermittlung von $fc1$ ($\dot{F}^h \neq 0$) eingesetzt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{vol,2} &= \varepsilon_{vol,1} \cdot \exp\left(-\frac{1}{fc1} \cdot \bar{F}^h \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \cdot \exp\left(-\frac{\bar{I}_1}{fs1} \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \\ \Rightarrow fc1 &= -\frac{\bar{F}^h \cdot (t_2 - t_1)}{\ln(\varepsilon_{vol,2}) - \ln(\varepsilon_{vol,1}) + \frac{\bar{I}_1}{fs1} \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \end{aligned} \quad (9.13)$$

mit $fc1$, MPa

\bar{I}_1 , berechnet aus den Spannungsmittelwerten ($\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3$) im Intervall, MPa

Der Parameter $fc1$ könnte physikalisch als eine Art Kompaktionsmodul bei Risssschließung und damit als Risssschließungsmodul interpretiert werden. Je kleiner der Parameter $fc1$ ist, desto stärker schließen sich die Risse bei einer vorgegebenen Beanspruchung (*fissure closing*).

9.3.3 Ermittlung des Materialparameters $fs1$

Zur Ermittlung des Materialparameters $fs1$ (*fissure sealing*) wird die Messkurve eines Laborversuchs in der Risssschließungsphase 2 (bei logarithmischer Darstellung der y-Achse) durch eine Gerade approximiert und zu den Zeitpunkten t_3 und t_4 jeweils ε_{vol3} und ε_{vol4} bestimmt. Es gilt dabei:

$$\dot{F}^h = 0 \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{vol}^{fc} = 0 \quad ; \quad \left| \dot{\varepsilon}_{vol}^{fs} \right| \gg \left| \dot{\varepsilon}_{vol}^{fh} \right|$$

Der Parameter $fs1$ errechnet sich dann über Gl. (9.14a) aus der Beziehung Gl. (9.14b):

$$\varepsilon_{vol,4} = \varepsilon_{vol,3} \cdot \exp\left(-\frac{I_1}{fs1} \cdot (t_4 - t_3) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \quad (9.14a)$$

$$\Rightarrow fs1 = -\frac{t_4 - t_3}{\ln(\varepsilon_{vol,4}) - \ln(\varepsilon_{vol,3})} \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \cdot \bar{I}_1 \quad (9.14b)$$

mit $fs1$ Materialparameter, MPa·d



\bar{I}_1 mittlere erste Spannungsinvariante im Betrachtungsintervall, berechnet aus den Spannungsmittelwerten ($\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3$) im Intervall, MPa

Der Parameter f_{s1} (*fissure sealing*) beschreibt den Verlauf der Dilatanzrückbildung in der Riss-schließungsphase 2. Das zurückgebildete Rissvolumen ist in den Riss-schließungsphasen 1 und 2 signifikant größer als in der Verheilungsphase. Allerdings ist noch keine Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften dieser vorerst nur verschlossenen Risse zu erwarten. Nach Abschluss der Riss-schließungsphase 2 bei weitgehend verschlossenen Poren- und Zwickelräumen setzt die Verheilungsphase ein, die durch Neubildung und Umbildung des Korngefüges die Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften beschreibt. Insofern ist die Riss-schließungsphase 2 als Übergangsphase der Riss-schließungsphase 1 und zu der Verheilungsphase zu sehen. Aufgrund ihrer Beanspruchungsabhängigkeit erfolgt die Rückbildung der Rissenden und Zwickelräume je nach Beanspruchungsniveau unterschiedlich intensiv.

9.3.4 Ermittlung des Materialparameters f_h

Der Materialparameter f_h wird aus der Messkurve in der Verheilungsphase bestimmt (Phase 3). Dabei gilt:

$$\dot{F}^h = 0 \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^f = 0 \quad ; \quad \varepsilon_{\text{vol}} = \varepsilon_{\text{vol,healing}} < 0,07 \% \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^f = 0.$$

Der Beginn der Verheilungsphase (Phase 3) wird definiert durch einen Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$.

Gleichzeitig stellt $\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^f = 0$ das Ende der Riss-schließungsphase 2 dar. Aus dem bisher einzigen Laborversuch, der über einen so langen Zeitraum durchgeführt wurde, dass die dritte Phase, also die eigentliche Rissverheilung, überhaupt beobachtet werden konnte, wurde für den Schwellenwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$ ein Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,07 \%$ abgelesen. Es wird angenommen, dass ab diesem Grenzwert die Verheilungsphase einsetzt. Der Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$ ist versuchsbezogen zu bestimmen und kann direkt aus der Laborversuchskurve für die Dilatanz abgelesen werden. Der Parameter f_h wird dadurch bestimmt, dass die Verheilungsdilatanzkurve im halb-logarithmischen Diagramm durch eine Gerade approximiert wird und aus dieser Geraden zwei Zahlenwerte $\varepsilon_{\text{vol},5}$ und $\varepsilon_{\text{vol},6}$ zu den Zeitpunkten t_5 und t_6 abgelesen werden. Es gilt dann mit Gl. (9.15):



$$\varepsilon_{\text{vol},6} = \varepsilon_{\text{vol},5} \cdot \exp\left(-\frac{1}{\text{fh}} \cdot (t_6 - t_5) \cdot \left(1 - \frac{\text{gh}}{3}\right)\right)$$
$$\Rightarrow \text{fh} = -\frac{t_6 - t_5}{\ln(\varepsilon_{\text{vol},6}) - \ln(\varepsilon_{\text{vol},5})} \cdot \left(1 - \frac{\text{gh}}{3}\right) \quad (9.15)$$

mit fh Materialparameter zur Beschreibung der Verheilungsphase, d

gh Materialparameter, -

Da die Rissverheilung über sehr lange Zeiträume abläuft, kann der Parameter fh nur mit großen Unsicherheiten bestimmt werden. Voraussetzung zur Bestimmung von fh sind ausreichend langzeitige Laborversuche, aus denen die dritte Phase (*fissure healing*) überhaupt ersehen und dann auch quantifiziert werden kann. Im Bereich des Phasenwechsels ist in der logarithmischen Auftragung auf der y-Achse für die Schädigung (und auch Dilatanz) der Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$ abzulesen. Im Hinblick auf die Parameterermittlung ist anzumerken, dass aufgrund der Labortechnik die Versuchswerte ausgerechnet in dieser Phase mit nur noch extrem geringen Volumenänderungen stark streuen. Mitunter ist dann sogar eine positive Steigung der Geraden möglich (\rightarrow keine Verheilung). Selbst geringe Schwankungen der berechneten Regressionsgraden können zu deutlichen Unterschieden in der numerisch nachgerechneten Verheilungsphase führen.

9.3.5 Ermittlung der Materialparameter fc2 und fs2

Die beiden Parameter fc2 und fs2 bewirken eine Verlangsamung der Schädigungsrückbildung und werden durch *curve fitting* bestimmt. Ziel ist es, eine gute Übereinstimmung der numerischen ermittelten Kurven für den Schädigungsverlauf mit den Labormesskurven zu erreichen. Sie werden analog zum dem Parameter a₈ bestimmt.

9.4 Zusammenfassende Darstellung des neuen phs-Stoffmodells

Nachdem im Rahmen erster Validationen an Ergebnissen aus Laborversuchen festgestellt wurde, dass das von Hou (2002) vorgeschlagene und auf einer Literaturstellen beruhende Instrumentarium zur Beschreibung der Verheilung im Salzgestein ungeeignet ist, die in eigenen Laborversu-



chen erhaltenen Messbefunde auch numerisch abzubilden, sind neue Modellansätze entwickelt worden für

- (1) die Potentialfunktion auf der Basis von *Chan (1998)*, nunmehr unter Berücksichtigung der Rissrichtung und der Hauptspannungskomponenten,
- (2) die Rückbildung der Dilatanz unter Berücksichtigung der drei identifizierten Phasen Riss-schließung 1 (*fissure closing*), Riss-schließung 2 (*fissure sealing*) und Rissverheilung (*fissure healing*) sowie
- (3) die Anpassung der Schädigungsrückbildung mit Korrekturfaktoren entsprechend den messtechnischen Beobachtungen in den jeweiligen Phasen.

Da der vorliegende Ansatz zur Verheilung im Salzgestein kaum noch Gemeinsamkeiten mit dem ursprünglichen Modellansatz aufweist, ist es zweckmäßig, auch eine neue Nomenklatur einzuführen. Entsprechend der physikalischen Vorgänge bei der Verheilung von Steinsalz wird das Stoffmodell zur Abbildung der Dilatanz- /Schädigungsrückbildung (Verheilung) als *phs*-Modell (**p**hysical **h**ealing in salt) genannt, *Düsterloh (2005)*.

In Tabelle 9.2 werden die beiden Modellansätze Verheilungsmodell *Hou (2002)* und das neue *phs*-Stoffmodell miteinander verglichen.



<i>Alte Bezeichnung</i>	<i>Neue Bezeichnung</i>
<i>Hou (2002) - Verheilungsmodell</i>	<i>phs: physical healing in salt- Modell</i>
a ₁₁	fc1: fissure closing 1
a ₁₂	fh: fissure healing
a ₁₃	fc2: fissure closing 2
a ₁₄	gh: geometrical healing
---	fs1: fissure sealing 1
---	fs2: fissure sealing 2

Tabelle 9.2: Gegenüberstellung des ursprünglichen Verheilungsansatzes (Hou) und des neuen phs-Stoffmodells

Neu hinzugekommen ist eine Differenzierung des Verheilungsprozesses in drei Phasen. Erforderlich sind die beiden Parameter fs1 und fs2 zur Beschreibung des Dilatanz- und Schädigungsrückganges in der Rissschließungsphase 2 (*fissure sealing*). Durch die Einführung der drei getrennten Rissschließungsphasen wird eine grundlegende Modifikation gegenüber dem von *Hou (2002)* vorgeschlagenen Verheilungsansatz erreicht. Mit dem aktuellen Ansatz ist es möglich, den Rissrückbildungsprozess hinreichend genau numerisch abzubilden.



In nachstehender Tabelle 9.3 wird eine zusammenfassende Beschreibung der einzelnen Parameter des *phs*-Stoffmodells gegeben:

<i>Parameter</i>	<i>Bedeutung und Einheit</i>
<i>phs</i>	physical healing in salt, quantifiziert die Verheilung im Steinsalz
fc1: fissure closing 1	Der Materialparameter quantifiziert die Rate der Risssschließung in der ersten Phase (<i>fissure closing</i>). Der Parameter kann als eine Art K-Modul physikalisch interpretiert werden: je kleiner fc1 ist, desto schneller schließen sich die Risse bei gleicher Beanspruchung. Analog dazu der K-Modul: je kleiner der K-Modul ist, desto größer sind die Volumenkompaktionsverzerrungen bei gleicher Beanspruchung. Eine mögliche Bezeichnung wäre Riss-schließmodul. Einheit: MPa
fc2: fissure closing 2	Der Korrekturfaktor fc2 beschreibt die Verlangsamung der Schädigungsrückbildung in der Risssschließungsphase 1 zur Anpassung der Berechnungswerte an die Messwerte. Einheit: -
fs1: fissure sealing 1	Der Parameter fs1 (<i>fissure sealing</i>) beschreibt die Risssschließungsphase 2. Vom physikalischen Verständnis erfolgt in der Risssschließungsphase 2 das Verschließen von Rest-Rissen mit zeitabhängigen Spannungsumlagerungen in Materialbrücken und dadurch bedingt viskosen Kriechdeformationen im Risszonenbereich aus. Es wird davon ausgegangen, dass sich nach der ersten Risssschließungsphase, in der sich die benachbarten Rissufer mehr oder weniger passgenau gegeneinander legen, in der zweiten Risssschließung die Rissenden und Zwickelräume in Abhängigkeit des Beanspruchungszustandes, repräsentiert durch I_1 , mehr oder weniger schnell schließen. Einheit: MPa d
fs2: fissure sealing 2	Der Korrekturfaktor beschreibt die Verlangsamung der Schädigungsrückbildung in der Risssschließungsphase 2 zur Anpassung der Berechnungswerte an die Messwerte. Einheit: -
fh: fissure healing	Der Materialparameter quantifiziert die Rate der Rissverheilung aufgrund von z.B. Rekristallisation, Gefügeumlagerungen als physiko-chemischen Prozess in der dritten Phase (<i>fissure healing</i>). Einheit: d
gh: geometrical healing	Der Parameter beschreibt das Verhältnis der axialen und radialen verheilungsinduzierten Verzerrungen. Einheit: -

Tabelle 9.3: Charakterisierung der Stoffmodellparameter im Verheilungsmodell *phs*



10 Nachrechnung von Laborversuchen mit dem *phs*-Stoffmodell

10.1 Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 289 mit dem *phs*-Stoffmodell

10.1.1 Versuchsbedingungen und Materialparameter

Bild 10.1 zeigt das diskretisierte rotationsymmetrische FEM-Modell des Prüfkörpers und die Modellabmessungen mit im Bild linksseitiger Rotationsachse sowie die Lage der drei für die Auswertung als repräsentativ ausgewählte Gesteinselemente 301, 305 und 310. Weiterhin sind in Bild 10.1 die Materialparameter zu entnehmen.

<i>WE-Parametersatz nach Wolters und Eberth, Verheilung nach Düsterloh</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$4,5 \cdot 10^4$	a_0	-	0,30
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$5,0 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,5 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$5,0 \cdot 10^{-08}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,30
\bar{G}_{KE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{IE}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{IE}	1/K	-	$fc1$	MPa	13,0
			$fc2$	-	4,0
			$fs1$	MPa·d	4221,0
			$fs2$	-	1,5
			fh	d	---
			gh	-	1,066
			a_{15}	1/d	$1,2 \cdot 10^{-7}$
			a_{16}	-	6,3
			a_{17}	-	5,5

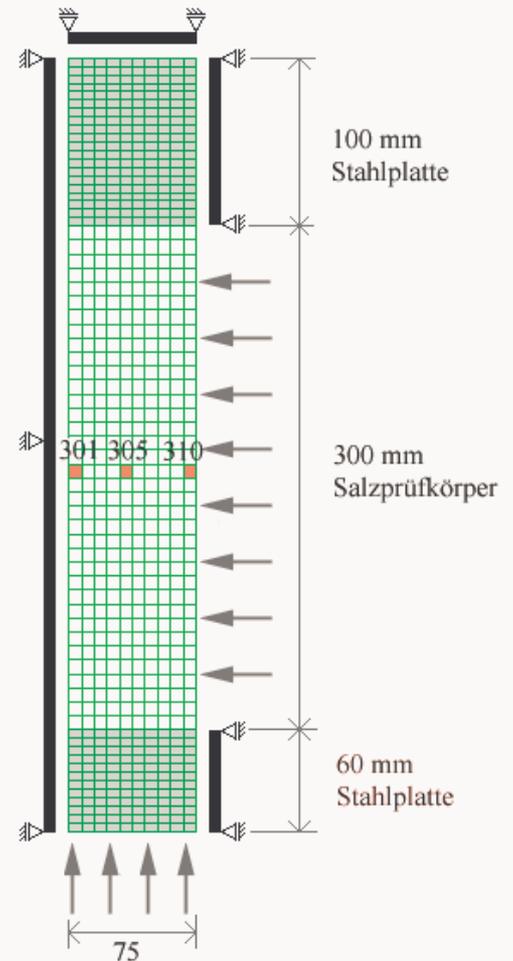


Bild 10.1: Materialparameter und Prüfkörpermodell

Der Verlauf der in der Verheilungsphase aufgetragenen lateralen (radialen) Beanspruchung wird in Bild 10.2 gezeigt.

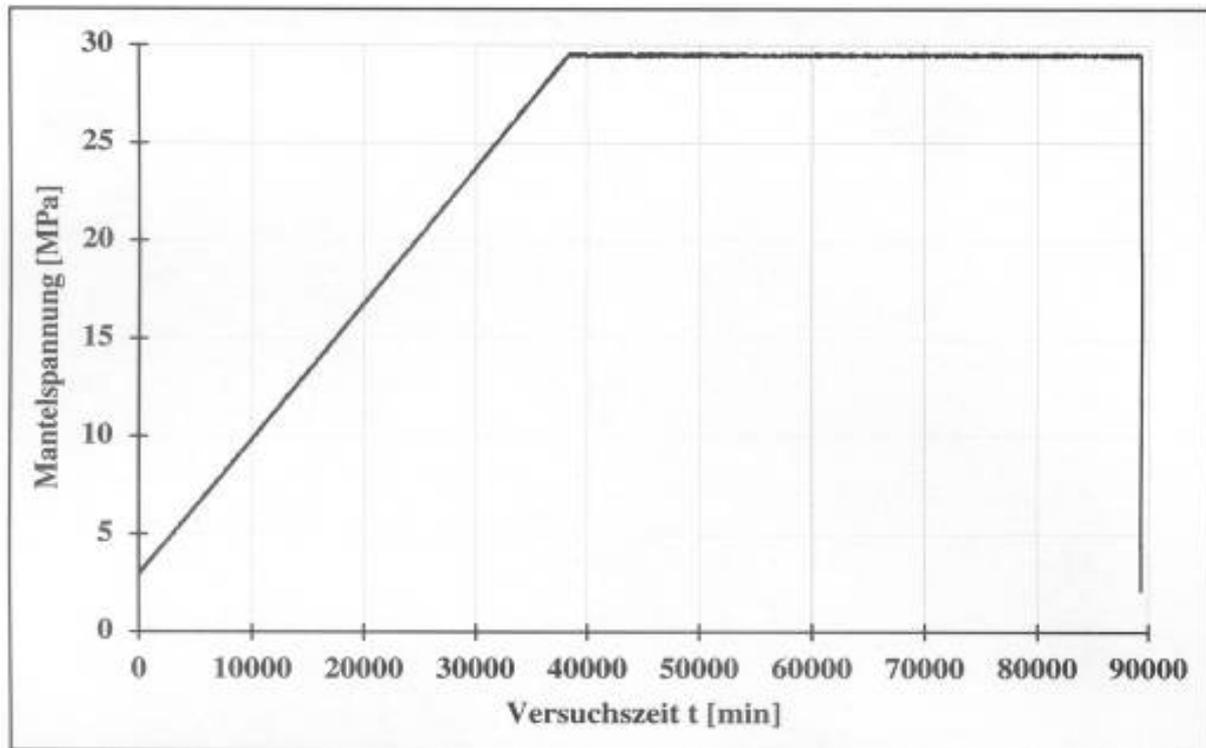


Bild 10.2: Radialbeanspruchungsverlauf im Laborversuch

Um die mit konstanter Anstiegsrate im Labor aufgebrachte Radialbelastung im Labor möglichst realistisch in *MISES3* erfassen zu können, wird die Beanspruchungsanhebung in kleinere Inkremente unterteilt, so dass durch eine feine zeitliche Inkrementierung eine gute Näherung zur linearen Beanspruchungserhöhung erreicht wird. Dieser Effekt wird aus den Darstellungen der Spannungen in den Elementen 301, 305 und 310 ersichtlich.

10.1.2 Laborergebnisse

Aus dem Laborversuch Nr. 289 stehen Messergebnisse zur Verfügung, die zum Vergleich mit den Ergebnissen der numerischen Berechnung herangezogen werden können. Wie auch schon in den vorangegangenen Versuchsbeschreibungen dargestellt, werden als Messgrößen die axiale Stauchung und die Volumenänderung sowie die Ultraschallwellengeschwindigkeit online über die Versuchszeit erfasst und ausgewertet. Daraus abgeleitet werden als mechanische Zustandgrößen die Axialverzerrung ϵ_1 , die Dilatanz ϵ_{vol} und die Schädigung D . Der zeitliche Verlauf dieser



gemessenen (ϵ_{vol}) oder aus Messgrößen abgeleiteten (ϵ_1, D) Zustandsgrößen ist in Bild 10.3 und Bild 10.4 dargestellt.

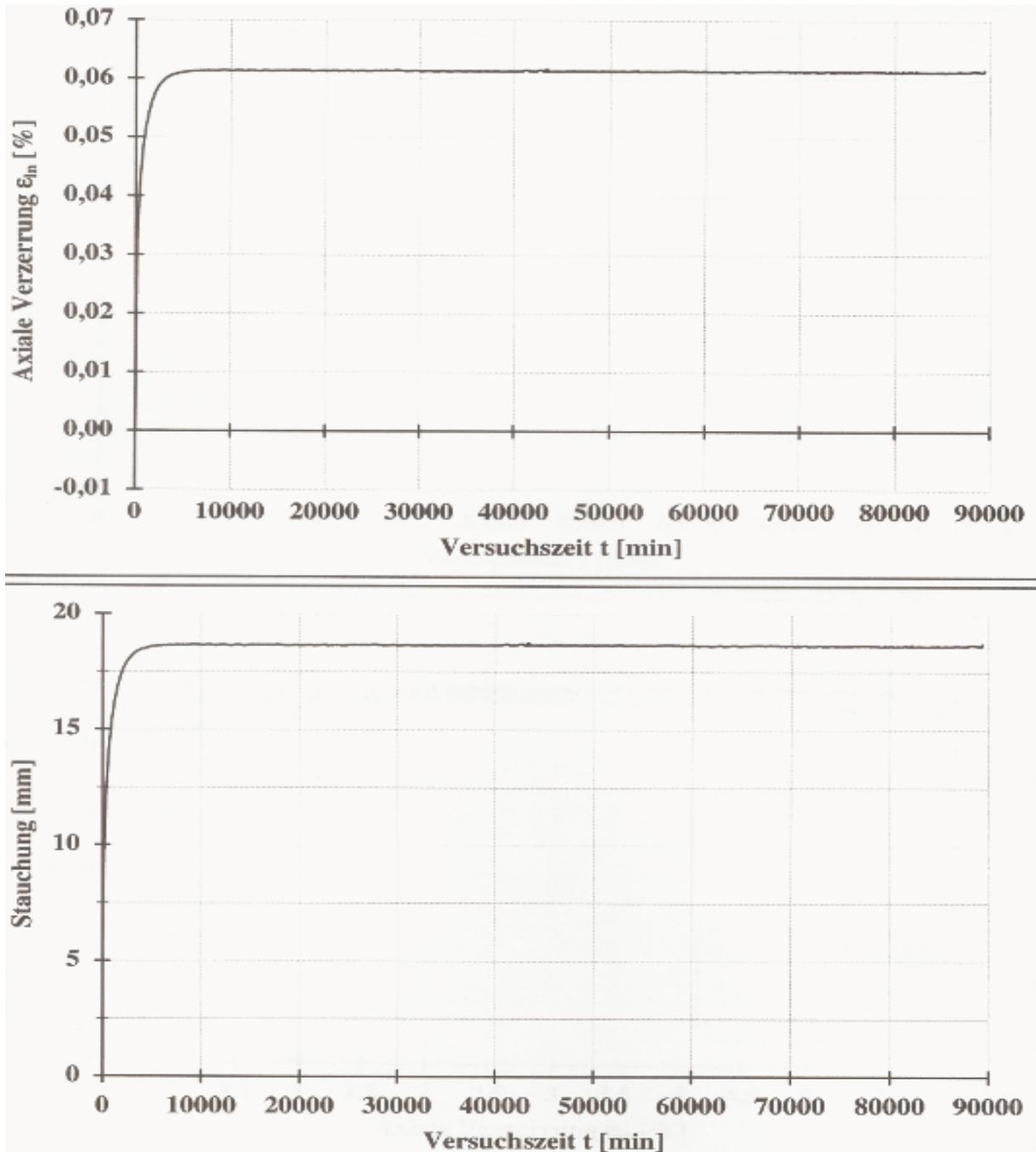


Bild 10.3 Axialverzerrung und Stauchung aus dem Laborversuch

Bild 10.3 zeigt die aus dem Laborversuch 289 bestimmte Axialverzerrung und die Stauchung des Prüfkörpers aufgetragen über die Versuchszeit.

Bild 10.4 zeigt die gemessene Dilatanz sowie die gemessene Schädigung über die Versuchszeit mit logarithmischer Einteilung der Zeitachse.

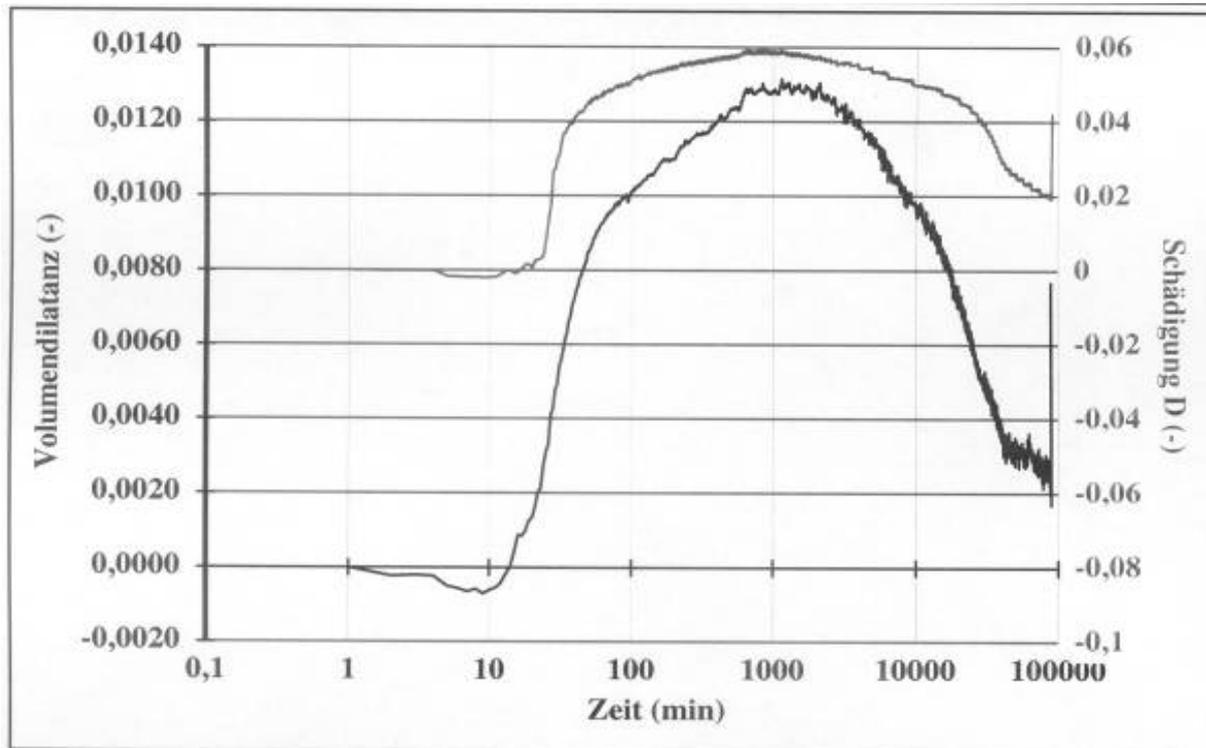


Bild 10.4: Schädigung und Dilatanz aus dem Laborversuch

10.1.3 Ergebnisse der numerischen Berechnung

Die Bilder 10.5, 10.8 und 10.11 zeigen jeweils die numerisch ermittelten Spannungen über die Zeit in je einem der für die Auswertung ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente. Aufgrund der langen Versuchsdauer ist die ebenfalls kalkulierte Schädigungsphase in der Darstellung nicht erkennbar.

Die Bilder 10.6, 10.9 und 10.12 zeigen dazu die Verzerrungen über die Zeit in je einem der für die Auswertung als repräsentativ ausgewählten Gesteinselemente.

Die Bilder 10.7, 10.10 und 10.13 zeigen dazu die Verläufe der Schädigung sowie der Dilatanz über die Zeit in je einem der für die Auswertung als repräsentativ ausgewählten Gesteinselemente. Zum besseren Vergleich der aus dem Laborversuch bestimmten Messgrößen sind diese mit in den Bildern eingetragen.



Entsprechend der Bildfolge werden für jedes der für die Auswertung als repräsentativ ausgewählten Gesteinselemente nachfolgend nacheinander die Spannungen, die Verzerrungen und die Schädigung/Dilatanz in ihrem zeitlichen Verlauf dargestellt.

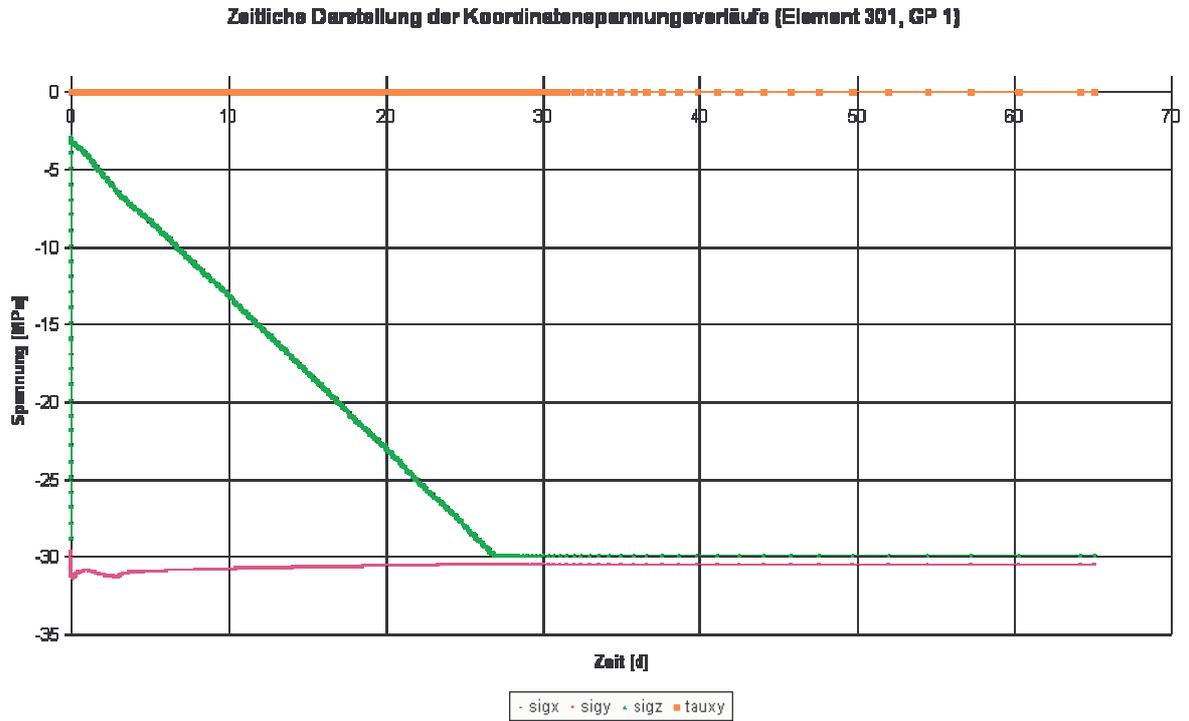


Bild 10.5: Spannungen im Element 301

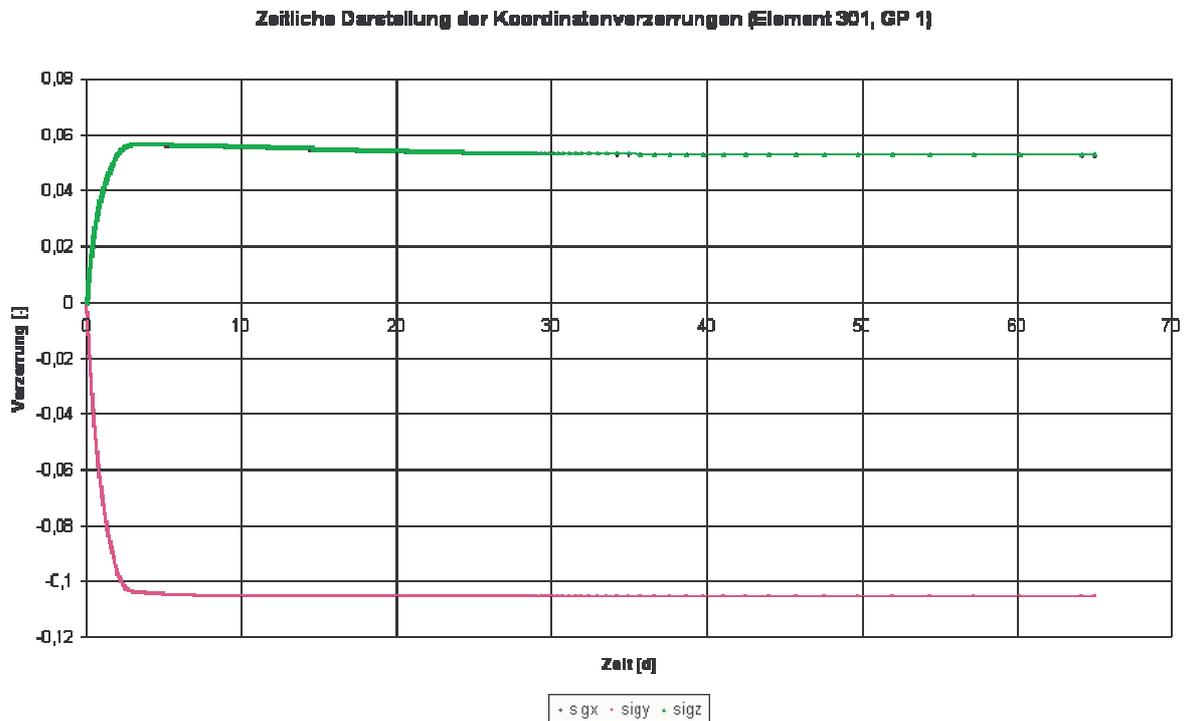


Bild 10.6: Verzerrungen im Element 301



Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverläufe (Element 301, GP 1)

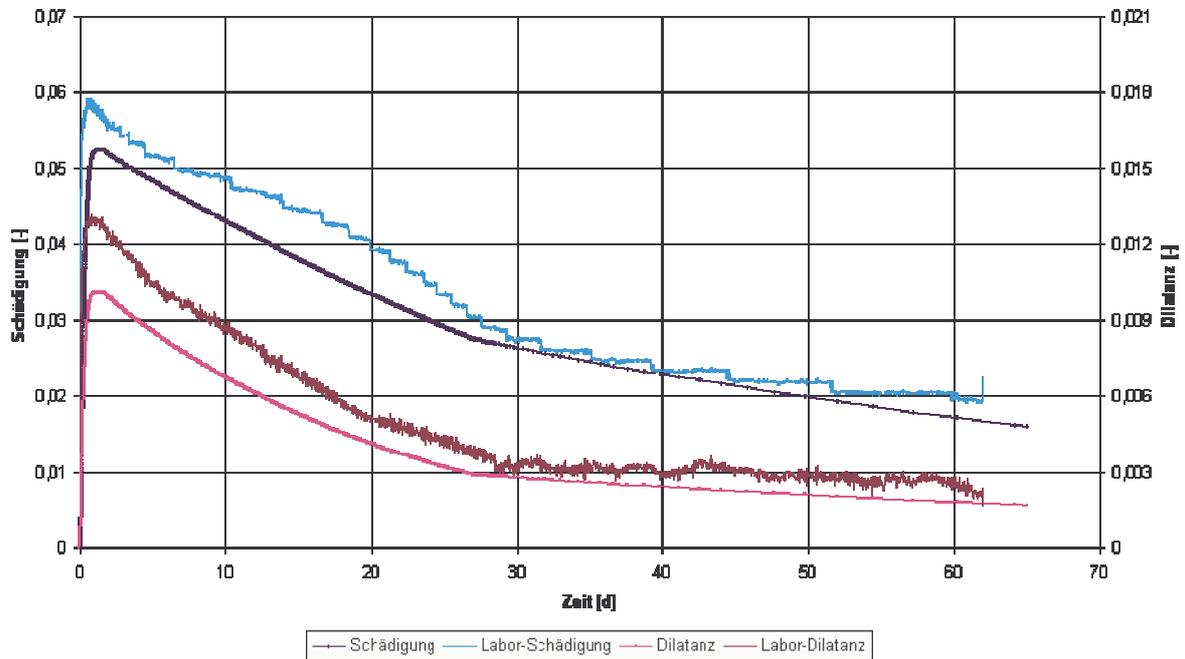


Bild 10.7: Schädigung und Dilatanz im Element 301 im Vergleich zu den Laborwerten

Zeitliche Darstellung der Koordinatenspannungsverläufe (Element 306, GP 1)

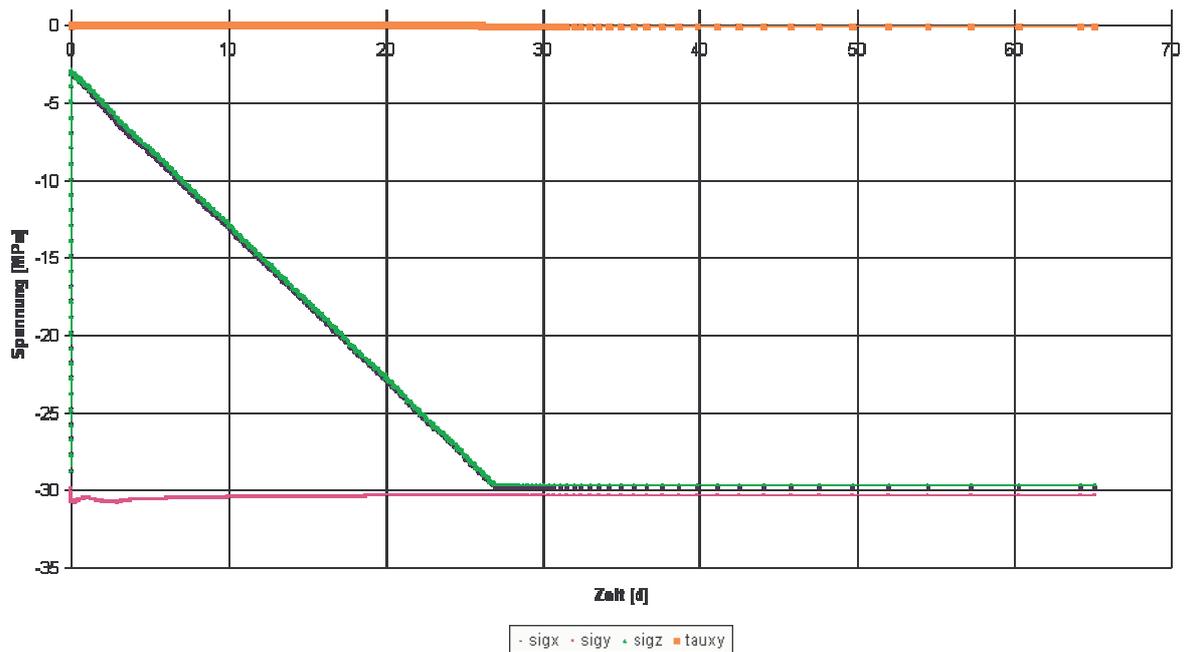


Bild 10.8: Spannungen im Element 305



Zeitliche Darstellung der Koordinatenverzerrungen (Element 306, GP 1)

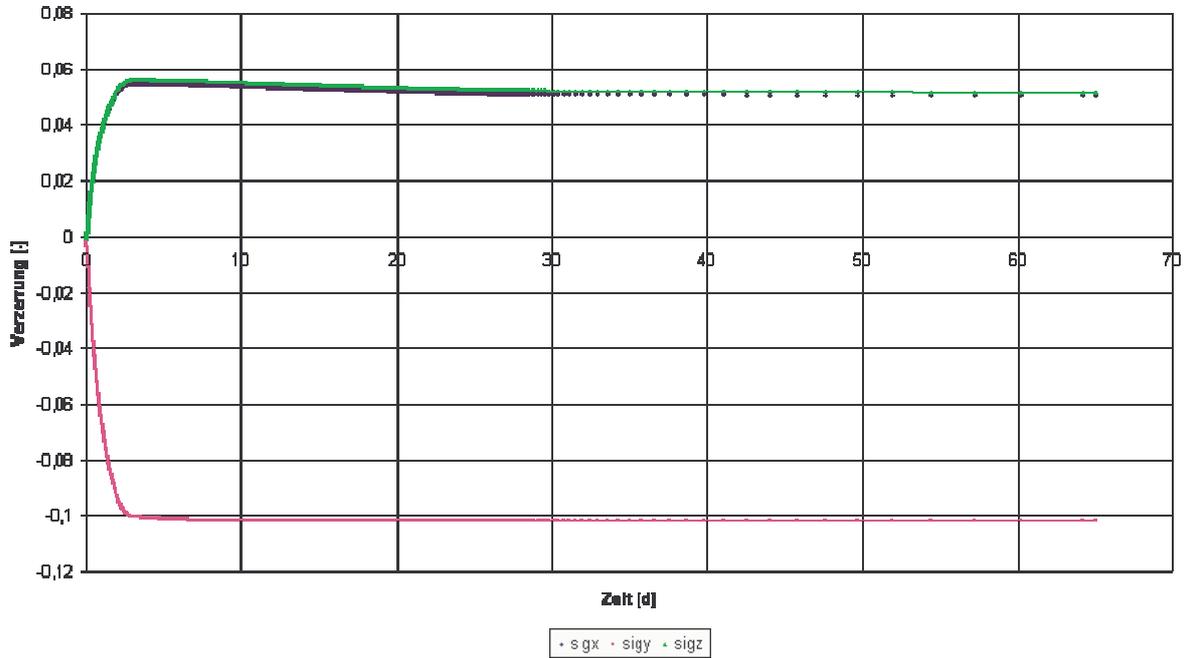


Bild 10.9: Verzerrungen im Element 305

Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverlaufs (Element 306, GP 1)

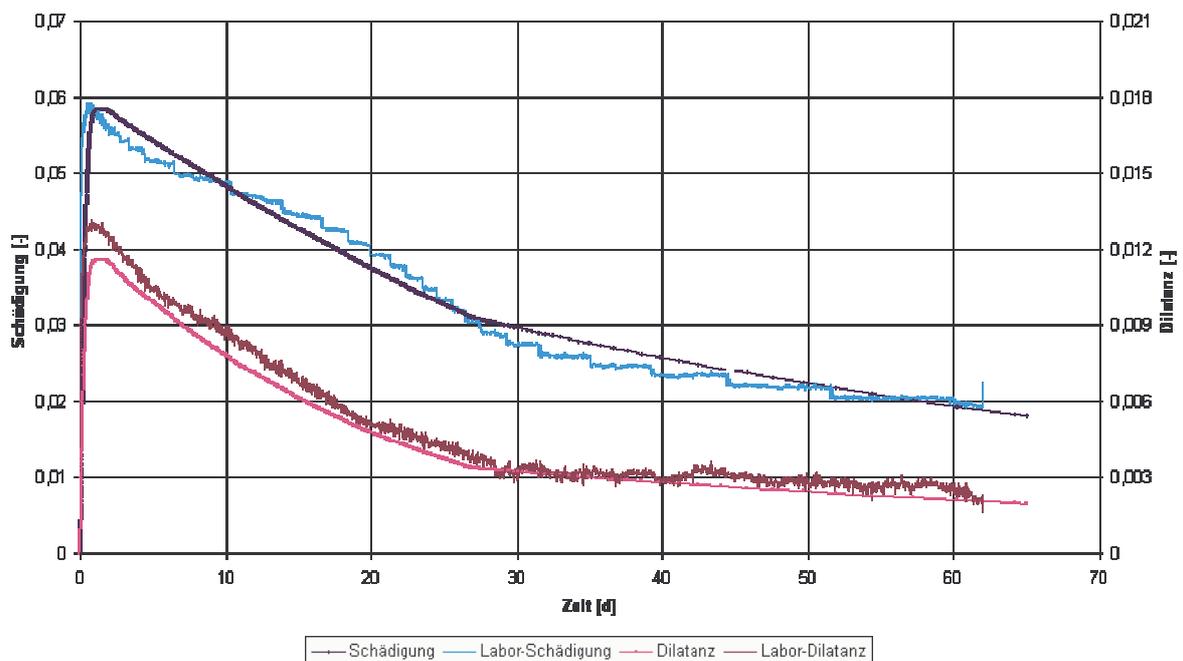


Bild 10.10: Schädigung und Dilatanz im Element 305 im Vergleich zu den Laborwerte

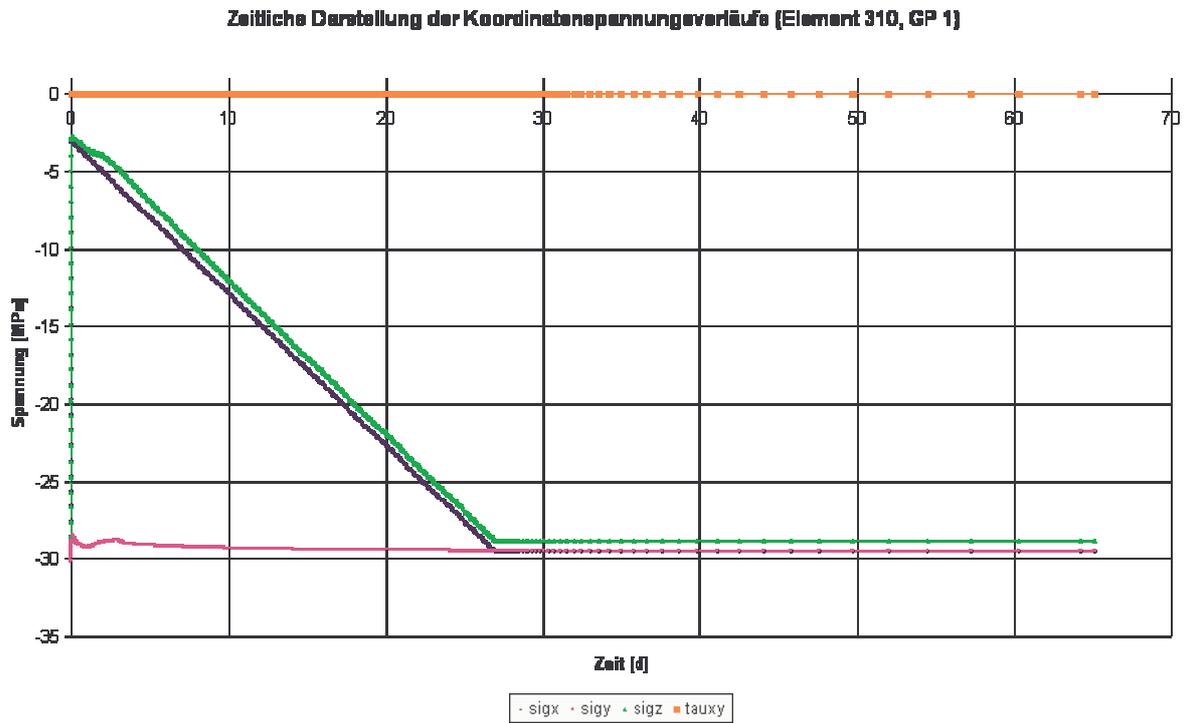


Bild 10.11: Spannungen im Element 310

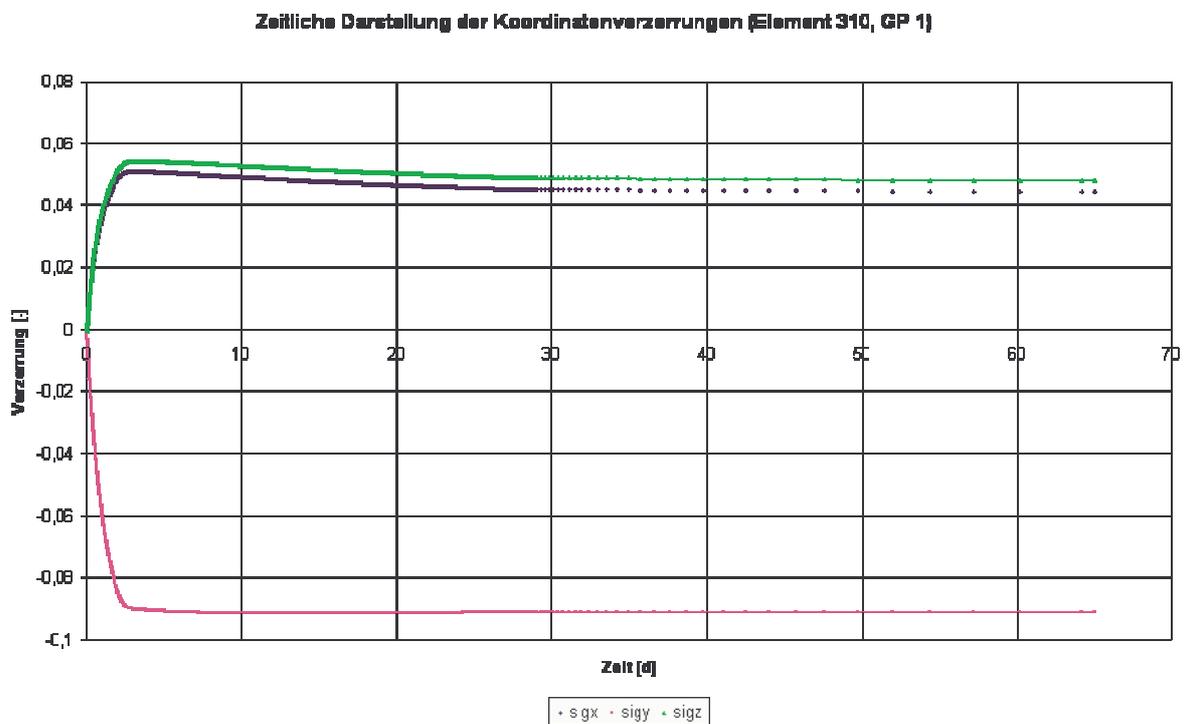


Bild 10.12: Verzerrungen im Element 310



Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverlaufs (Element 310, GP 1)

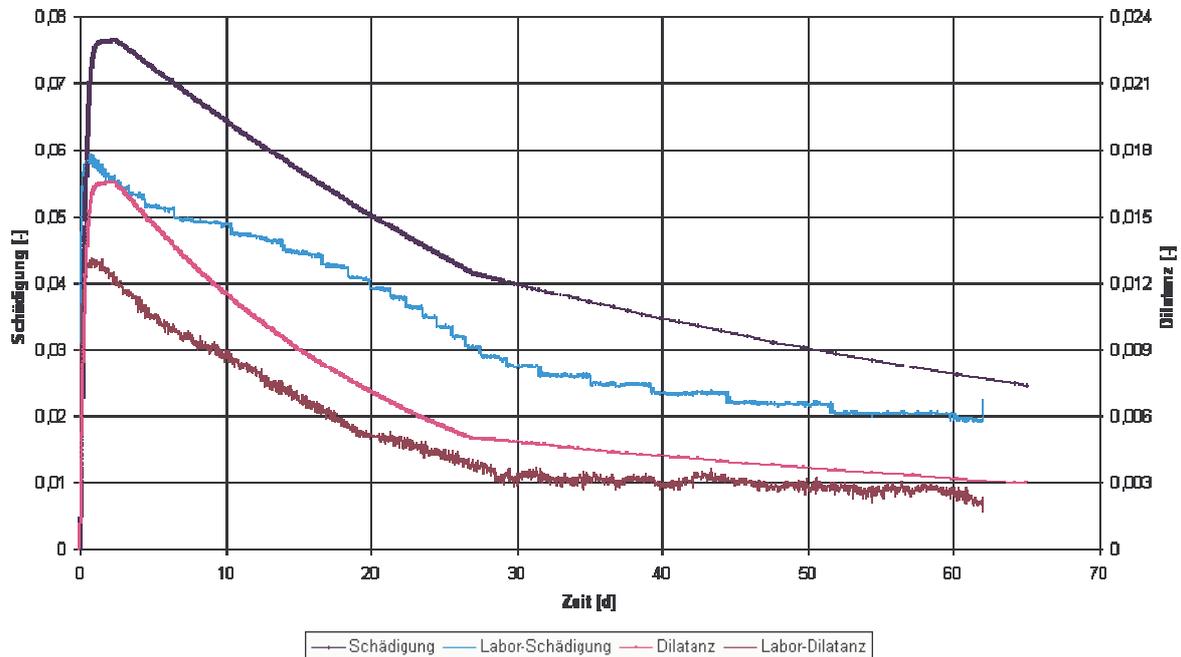


Bild 10.13: Schädigung und Dilatanz im Element 310 im Vergleich zu den Laborwerten

Es zeigt sich, dass rechnerisch Schädigung und Dilatanz nicht gleichmäßig über die Querschnittsfläche des Prüfkörpers induziert werden. Am Rand (Element 310) werden größere Zahlenwerte berechnet als in der Mitte des Prüfkörpers (Element 301). Die Bilder zeigen daher abhängig vom jeweiligen Gesteinselement eine mehr oder weniger gute Übereinstimmung der (integralen) Labormesswerte zu den (lokalen) Berechnungswerten. Da Schädigung und Dilatanz im Laborversuch nur integral erfasst werden, ist zusätzlich mit Bild 10.14 ein Diagramm erstellt worden, in dem in Annäherung an den integralen Messwert die Schädigung und Dilatanz aus den Gesteinselementen 301, 305 und 310 gemittelt dargestellt werden und mit den Laborwerten verglichen werden. Die Übereinstimmung der gemittelten berechneten Werte mit den laborativ ermittelten Messwerten ist nach Maß und Zahl sehr gut.



Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverlaufs (301-310 gemittelt)

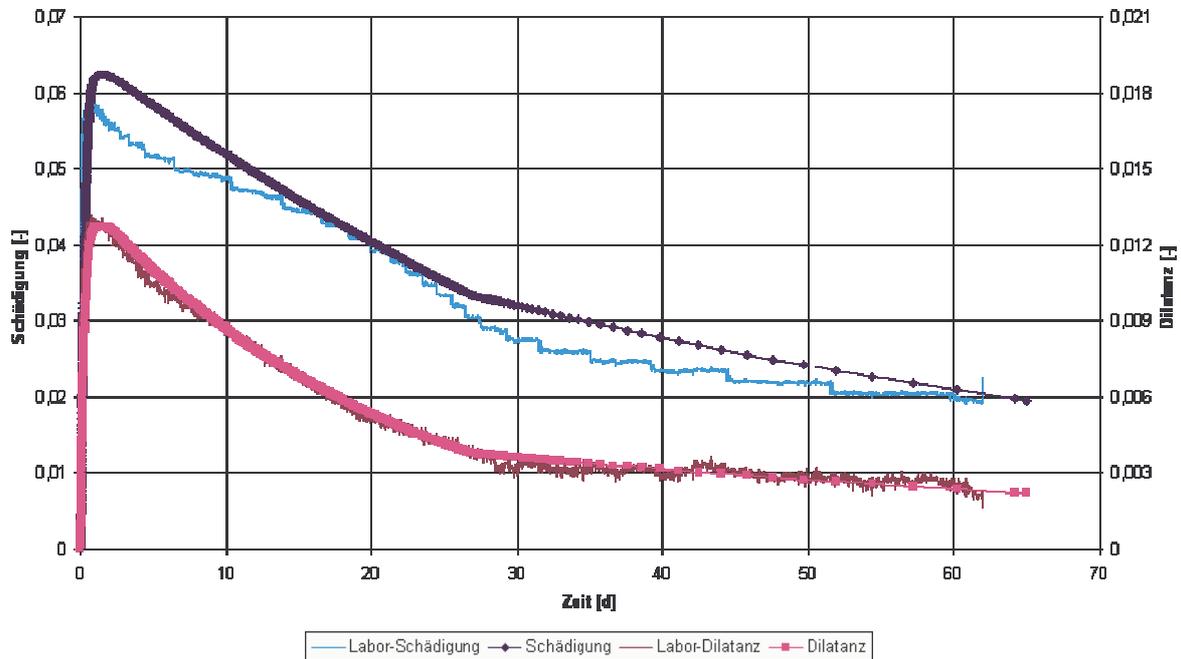


Bild 10.14: Schädigung und Dilatanz gemittelt im Vergleich zu den Laborwerten

Anhand des Vergleichs der Messwertkurven und der numerisch berechneten Verläufe für Schädigung und Dilatanz kann eine gute Übereinstimmung nach Maß und Zahl zwischen Laborversuch und numerischer Berechnung gezeigt werden.

Über diesen Vergleich hinaus sollen auch die Axialverzerrungen und die Verformungen nach Maß und Zahl zwischen dem Laborversuch und der numerischen Berechnung miteinander verglichen werden. Bild 10.15 und Bild 10.6 zeigen die Verteilung der Axialverzerrungen über die Prüfkörperachse bzw. die Mantelfläche. Die Bilder 10.17 und 10.18 zeigen die berechneten Verformungen.

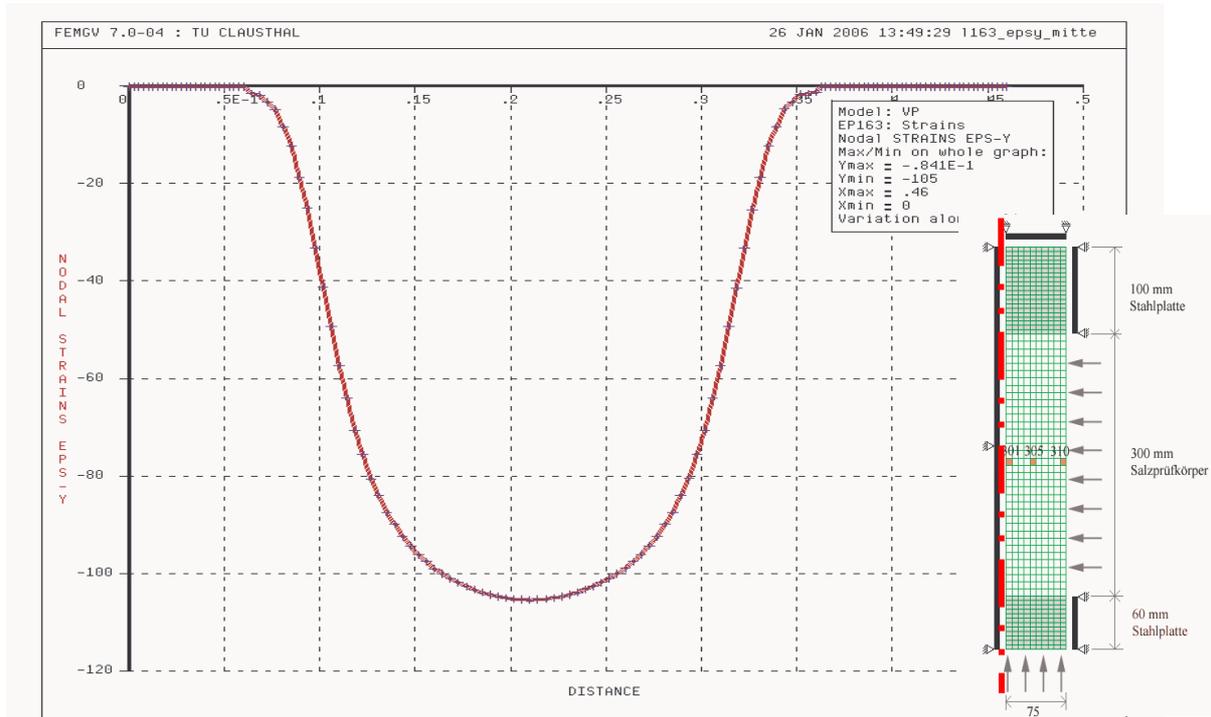


Bild 10.15: Axialverzerrungen entlang der die Prüfkörpermitte (Vertikalschnitt durch Element 301) zum Versuchsende $t = 62,5 d$ in % (einschließlich Stahlplatten)

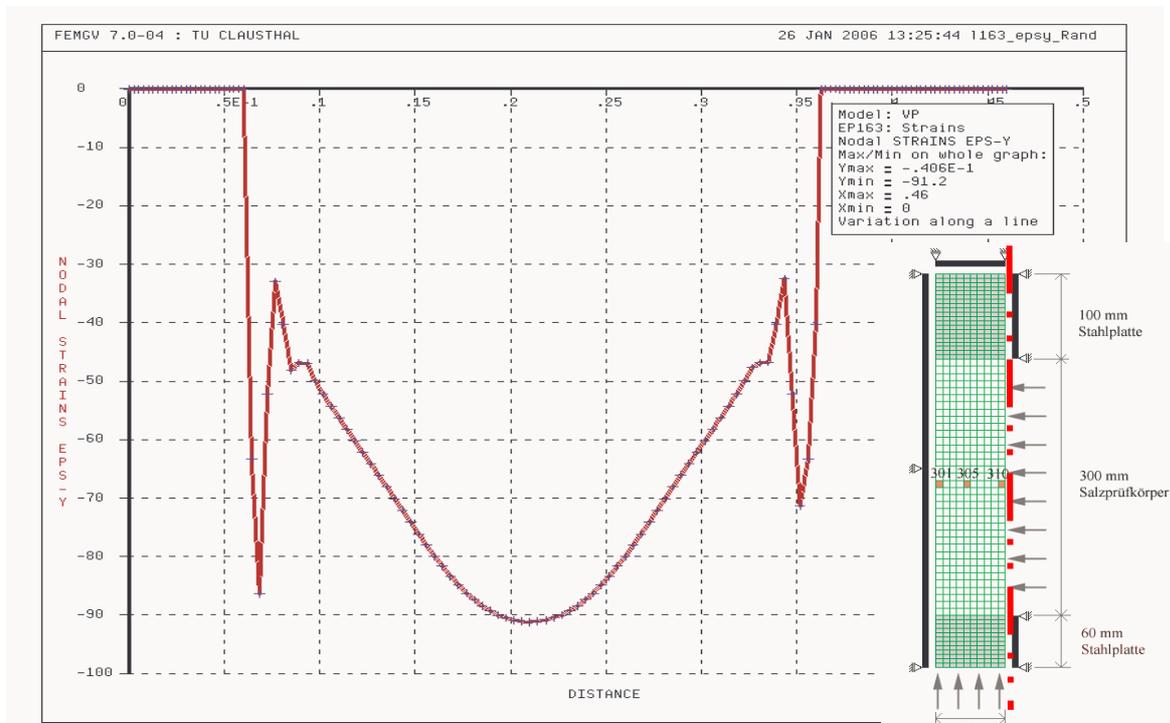


Bild 10.16: Axialverzerrungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310) zum Versuchsende $t = 62,5 d$ in % (einschließlich Stahlplatten)



Bild 10.17: Horizontalverformungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310 gehend) zum Versuchsende, $t = 62,5 d, m$ (einschließlich Stahlplatten)

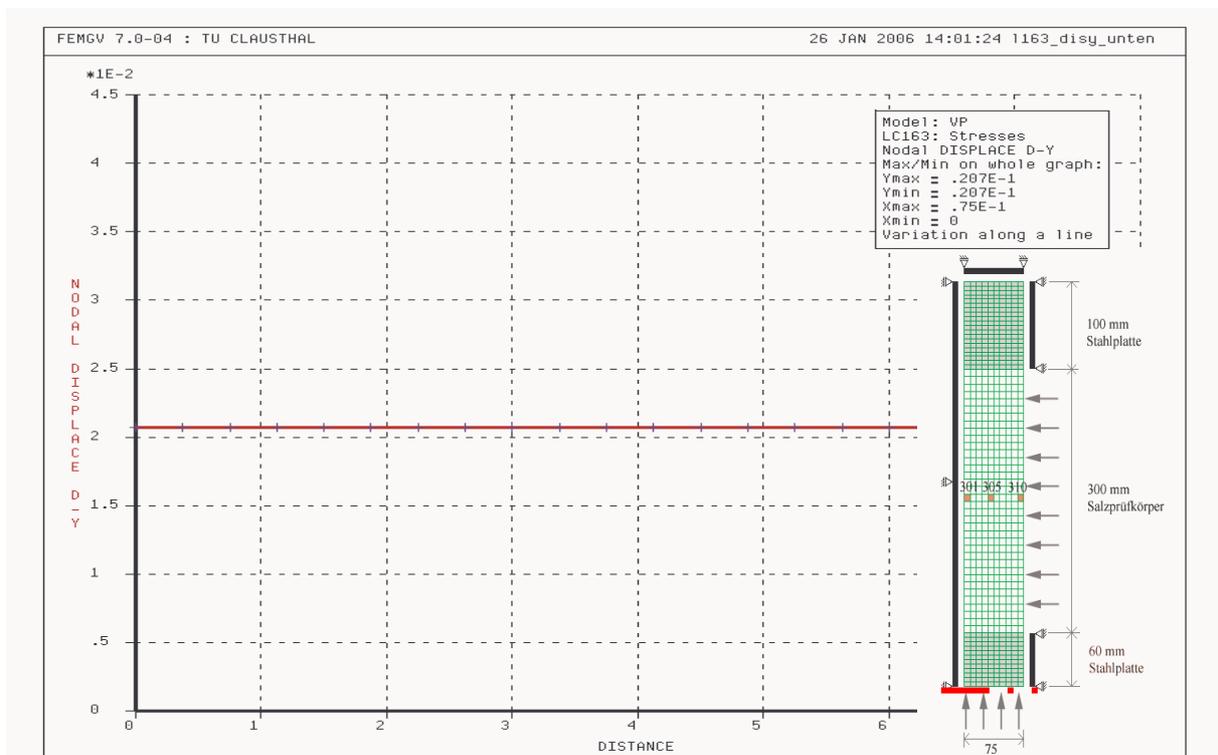


Bild 10.18: Vertikalverformungen an der Unterseite der Stahlplatte zum Versuchsende, $t = 62,5 d, m$



Die Berechnungsergebnisse werden nachstehend zusammenfassend im Vergleich zu den Messwerten diskutiert.

10.1.4 Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Messwerten des Laborversuchs

Spannungen:

Die Darstellung der Spannungen über die Zeit für die ausgewählten Gesteinselemente zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Randbedingungen und den zu erwartenden Ergebnissen (= homogenes Spannungsfeld im Prüfkörper). Damit liegt ein überzeugender Beleg für die Qualität der modifizierten physikalischen Modellierung und der numerischen Simulation vor.

Verzerrungen und Verformungen:

Aus den Messdaten des Laborversuchs ist die Axialstauchung ermittelt worden. Die logarithmisch korrigierte Axialverzerrung beträgt etwa $\epsilon_{ln} = 6,2 \%$. Dieses Maximum wird erreicht nach (abgelesen) etwa 7000 min, entsprechend $t = 4,86$ d. Zu diesem Zeitpunkt ist der Lateraldruck auf etwa $\sigma_{2,3} = 7$ MPa angestiegen. Die Axialspannung beträgt konstant $\sigma_1 = 30$ MPa. Werden die numerischen Ergebnisse zum Vergleich herangezogen, so werden für die repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 Axialverzerrungen von $\epsilon_{1,301} = 10,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 7$ d, $\epsilon_{1,305} = 10 \%$ zum Zeitpunkt $t = 4,7$ d sowie $\epsilon_{1,310} = 9 \%$ zum Zeitpunkt $t = 4,7$ d erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Verzerrung wird damit in der Größenordnung zutreffend abgebildet. Allerdings sind die Verzerrungen nur lokale Werte für die Elemente 301,305 und 310. Die aus dem Laborversuch abgeleiteten Verzerrungen beziehen sich dagegen integral auf den gesamten Prüfkörper. Im Bereich der Stahlplatten mit behinderter Querdehnung sind die Verzerrungen geringer als in Prüfkörpermitte, wo sich die Kontur bei abgesenktem Manteldruck frei verformen kann. Wird eine Mittelwertberechnung der Axialverzerrungen für die einzelnen Knotenpunkte des FEM-Modells durchgeführt, so wird eine befriedigende Übereinstimmung zwischen den Zahlenwert für die gemittelten Axialverzerrungen $\epsilon_{mittel} = 6,9 \%$ aus der Berechnung und dem Zahlenwert für die Axialverzerrungen aus dem Laborversuch von $\epsilon_{ln} = 6,2 \%$ erhalten, Bild. 10.3.



Aus der Verzerrung $\varepsilon_{\text{mittel}} = 6,9 \%$ von lässt sich aufgrund der Prüfkörperhöhe von $l = 300 \text{ mm}$ eine Axialverformung von $u_y = 20,7 \text{ mm}$ berechnen bzw. aus Bild 10.18 ablesen. Die gemessene Axialverformung aus dem Laborversuch beträgt etwa $u_y = 18,5 - 19 \text{ mm}$. Zwischen Laborversuch und numerischer Nachberechnung zeigt sich damit eine befriedigende Übereinstimmung.

Schädigung und Dilatanz:

Abschließend sollen noch die Verläufe von Schädigung und Dilatanz miteinander verglichen werden. Integral über den Prüfkörper ergibt sich aus dem Laborversuch als Messwert eine maximale Schädigung von $D = 6 \%$ zum Zeitpunkt $t = 1000 \text{ min} = 0,69 \text{ d}$, während für die Dilatanz zu diesem Zeitpunkt ein maximaler Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol}} = 1,3 \%$ erhalten wird. Schädigung und Dilatanz sind auf halber Höhe des Prüfkörpers am größten, weil die Einflüsse der Stahlplatten nicht wirksam werden. Aus diesem Grund reichen die drei als repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 aus, die maximale Schädigung bzw. die maximale Dilatanz darzustellen. Die Werte variieren zwischen $D = 5,2 \%$ (Element 301) und $D = 7,7 \%$ (Element 310 an der Kontur des Prüfkörpers). Integral wurde aus den Versuchsdaten eine Schädigung von $D = 6 \%$ ermittelt, rechnerisch wird ein Mittelwert von $D_{\text{mittel}} = 6,27 \%$ erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Schädigung wurde im Laborversuch bei etwa $t = 0,694 \text{ d}$ (1000 min) erreicht. Im Element 301 ergibt sich die maximale Schädigung mit $\max D_{301} = 5,2 \%$ nach etwa $t_{301} = 1 \text{ d}$, während im Element 305 $\max D_{305} = 5,8 \%$ nach $t_{305} = 1 \text{ d}$ und im Element 310 $\max D_{310} = 7,7 \%$ nach $t_{310} = 2 \text{ d}$ erreicht werden. Auch hier ist eine im Grundsatz gute Übereinstimmung mit den Labormesswerten gegeben.

Weitere Zahlenwerte für den Vergleich der Laborbefunde und der Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 10.1 aufgetragen.



	<i>Element</i> <i>301</i>	<i>Element</i> <i>305</i>	<i>Element</i> <i>310</i>	<i>Mittelwert</i> <i>301,305,310</i>	<i>Labor-</i> <i>versuch</i>
<i>Schädigung, max., %</i>	5,2	5,9	7,8	6,3	6,0
<i>Schädigung, max. / Zeit, d</i>	1	Ca. 1	Ca. 2	---	0,7
<i>Schädigung, 10000 min, %</i>	4,5	5,1	6,6	5,4	5,0
<i>Schädigung, Versuchsende, %</i>	1,6	1,9	2,5	2,0	2,0
<i>Dilatanz, max., %</i>	1,0	1,15	1,65	1,27	1,3
<i>Dilatanz, max. / Zeit, d</i>	1,0	Ca. 1	Ca. 2	---	0,7
<i>Dilatanz, 10000 min, %</i>	0,85	0,95	1,3	1,03	0,9
<i>Dilatanz, Versuchsende, %</i>	0,3	0,3	0,4	0,33	0,25

Tabelle 10.1: Gegenüberstellung der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit denen des Laborversuchs 289

Die Tabelle 10.1 zeigt insgesamt die gute Übereinstimmung der numerischen Berechnungsergebnisse mit den Befunden aus dem Laborversuch.



10.2 Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 307 mit dem *phs*-Stoffmodell

10.2.1 Versuchsbedingungen und Materialparameter

Bild 10.19 zeigt das diskretisierte rotationsymmetrische FEM-Modell des Prüfkörpers und die Modellabmessungen mit im Bild linksseitiger Rotationsachse sowie die Lage der drei für die Auswertung als repräsentativ ausgewählte Gesteinselemente 301, 305 und 310. Weiterhin sind in Bild 10.19 die Materialparameter zu entnehmen.

<i>WE-Parametersatz nach Wolters und Eberth, Verheilung nach Düsterloh</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$3,0 \cdot 10^4$	a_0	-	0,35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,5 \cdot 10^5$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$1,5 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$1,0 \cdot 10^{-07}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,30
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	$fc1$	MPa	13,0
			$fc2$	-	4,0
			$fs1$	MPa·d	4221,0
			$fs2$	-	1,5
			fh	d	3200
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-7}$
			a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5

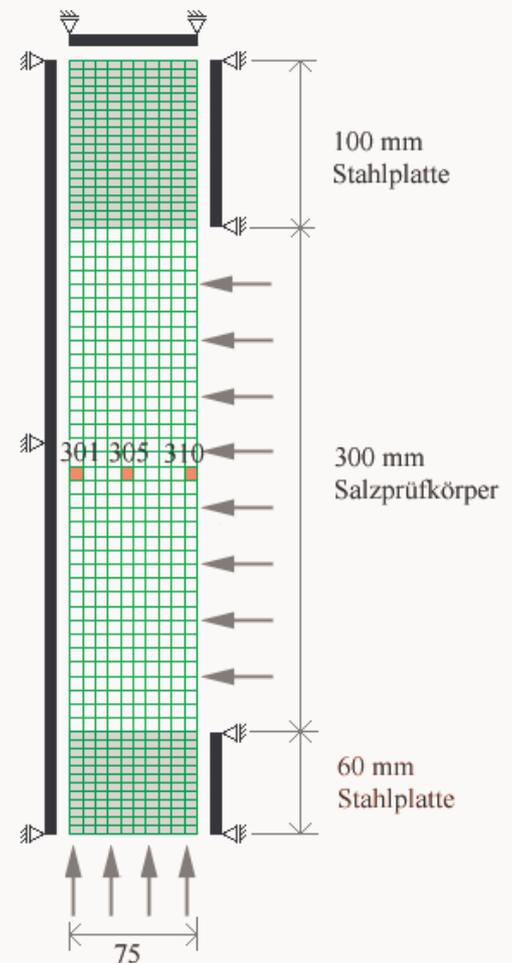


Bild 10.19: Materialparameter und Prüfkörpermodell

Der zeitliche Verlauf der in der Schädigungs- und Verheilungsphase aufgetragenen lateralen (radialen) Beanspruchung wird in Bild 10.20 gezeigt.

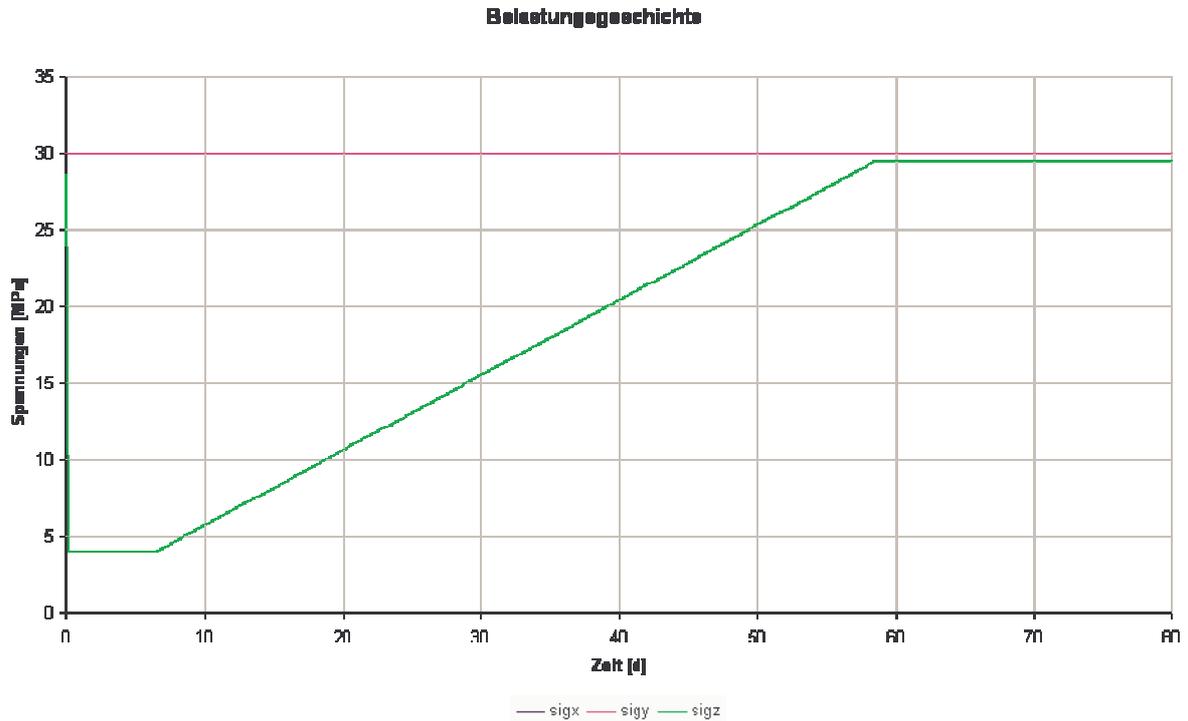


Bild 10.20: Radialbeanspruchungsverlauf im Laborversuch

Um die mit konstanter Anstiegsrate im Labor aufgebrachte Radialbelastung im Labor möglichst realistisch in *MISES3* erfassen zu können, wird die Beanspruchungsanhebung in kleinere Inkremente unterteilt, so dass durch eine feinere zeitliche Inkrementierung eine gute Näherung zur linearen Beanspruchungserhöhung erreicht wird. Dieser Effekt wird aus den Darstellungen der Spannungen in den Elementen 301, 305 und 310 ersichtlich.

10.2.2 Laborergebnisse

Aus dem Laborversuch Nr. 307 stehen Messergebnisse zur Verfügung, die zum Vergleich mit den Ergebnissen der numerischen Berechnung herangezogen werden können. Wie auch schon in den vorangegangenen Versuchsbeschreibungen dargestellt, werden als Messgrößen die axiale Stauchung und die Volumenänderung sowie die Ultraschallwellengeschwindigkeit online über die Versuchszeit erfasst und ausgewertet. Daraus abgeleitet werden als mechanische Zustandgrößen Axialverzerrung ϵ_1 , die Dilatanz ϵ_{vol} und die Schädigung D . Der zeitliche Verlauf dieser gemessenen (ϵ_{vol}) oder aus Messgrößen abgeleiteten (ϵ_1 , D) Zustandgrößen ist in Bild 10.21 und Bild 10.22 dargestellt.

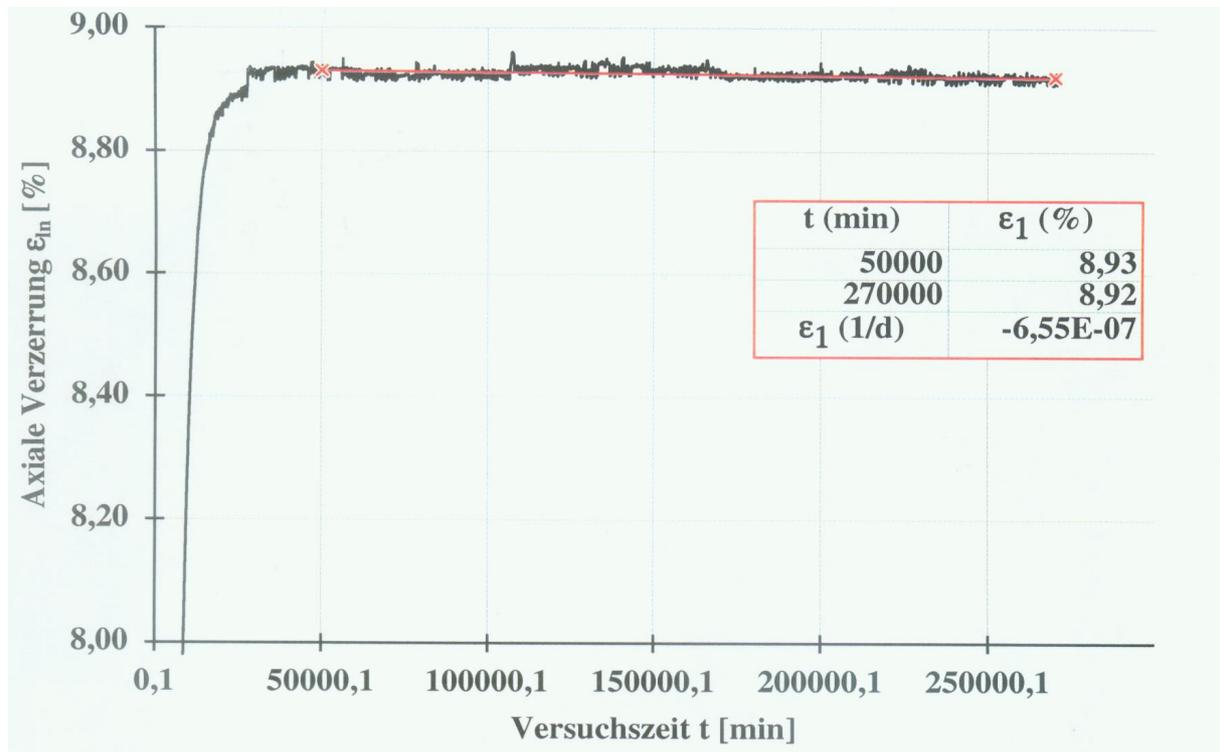


Bild 10.21: Zeitlicher Verlauf der Axialverzerrung im Laborversuch

Bild 10.21 zeigt die aus dem Laborversuch 307 bestimmte Axialverzerrung des Prüfkörpers aufgetragen über die Versuchszeit.

Bild 10.22 zeigt die gemessene Dilatanz sowie die gemessene Schädigung über die Versuchszeit mit logarithmischer Einteilung der Zeitachse.

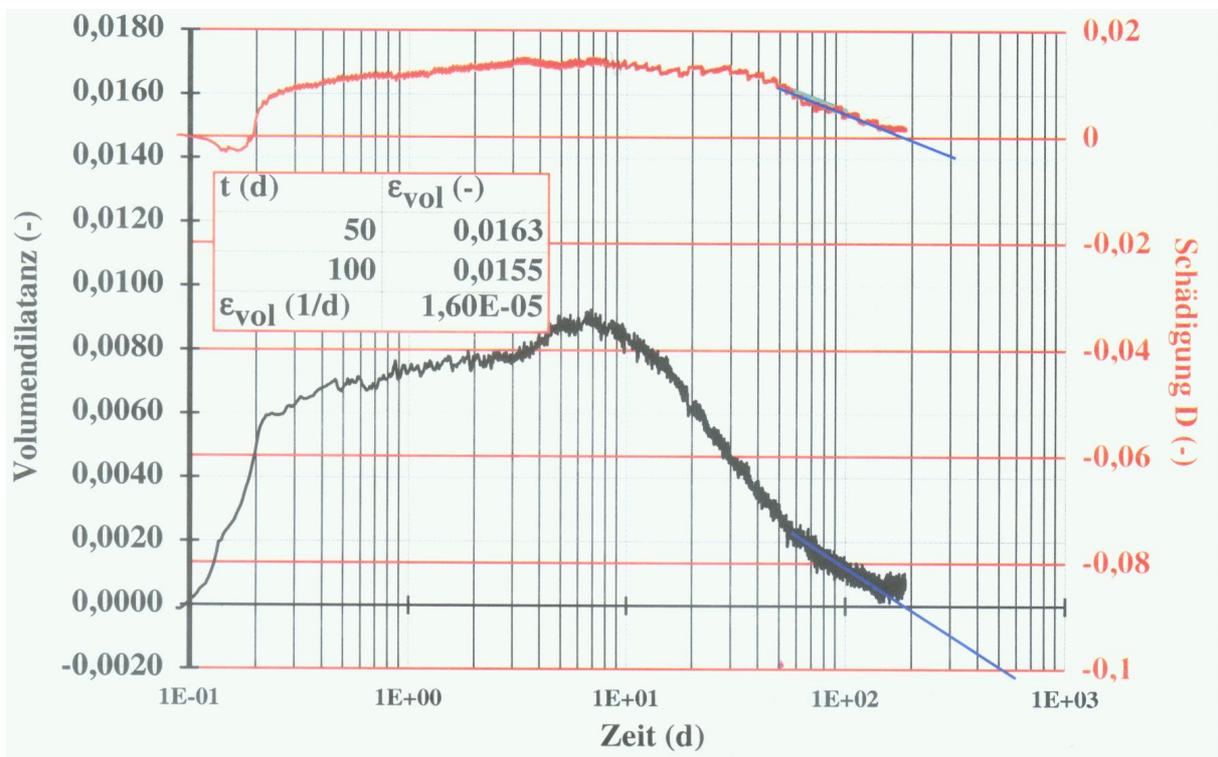


Bild 10.22: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und der Dilatanz aus dem Laborversuch

In den nachfolgenden Bildern werden die Ergebnisse der numerischen Berechnungen für die drei als repräsentativ ausgewählten Gesteinselemente vorgestellt.



10.2.3 Ergebnisse der numerischen Berechnung

Die Bilder 10.23, 10.26 und 10.29 zeigen jeweils die numerisch ermittelten Spannungen über die Zeit in je einem der für die Auswertung ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente. Aufgrund der langen Versuchsdauer ist die ebenfalls kalkulierte Schädigungsphase in der Darstellung nicht erkennbar.

Die Bilder 10.24, 10.27 und 10.30 zeigen dazu die Verzerrungen über die Zeit in je einem der für die Auswertung ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente.

Die Bilder 10.25, 10.28 und 10.33 zeigen dazu die Verläufe der Schädigung sowie der Dilatanz über die Zeit in je einem der für die Auswertung ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente. Zum besseren Vergleich der aus dem Laborversuch bestimmten Messgrößen sind diese mit in den Bildern eingetragen.

Entsprechend der Bildfolge werden für jedes der ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente nachfolgend nacheinander die Spannungen, die Verzerrungen und die Schädigung/Dilatanz in ihrem zeitlichen Verlauf dargestellt.

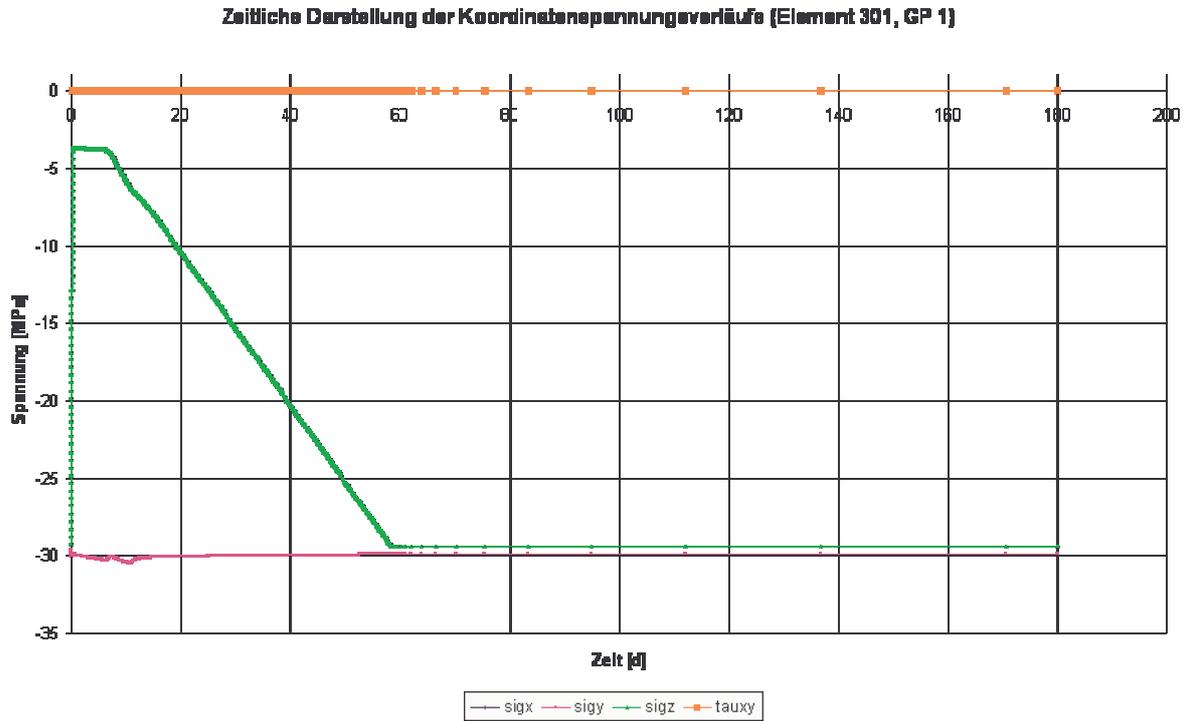


Bild 10.23: Spannungen im Element 301

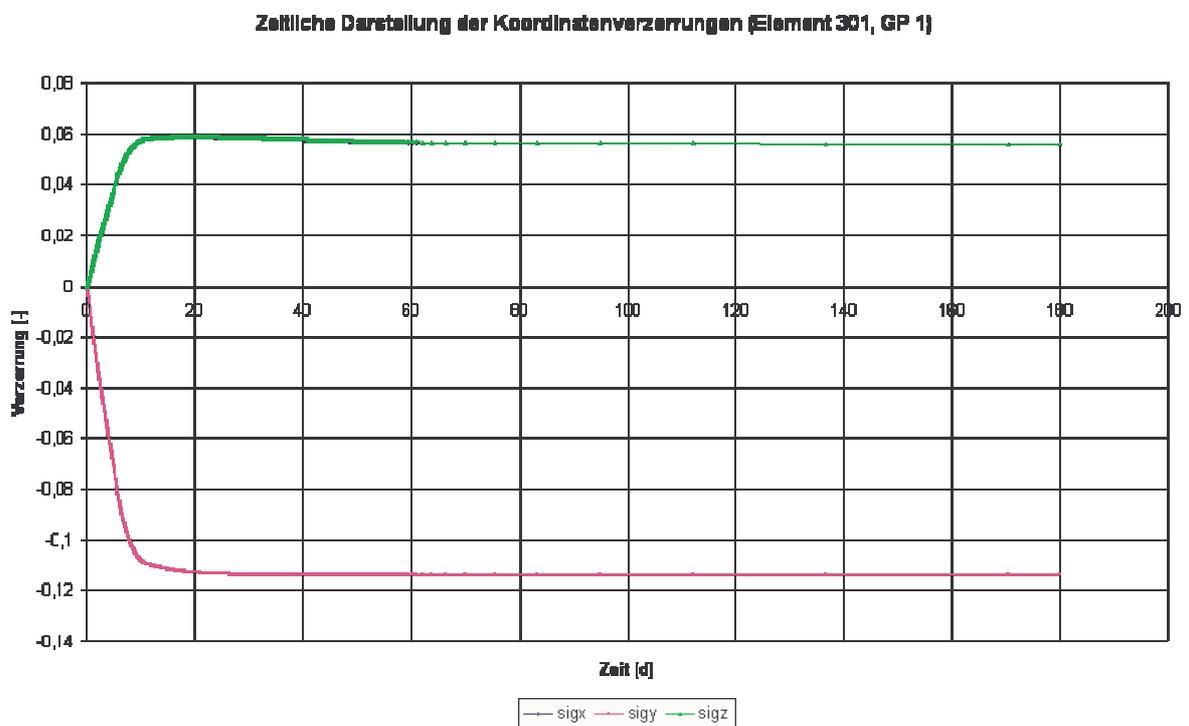


Bild 10.24: Verzerrungen im Element 301



Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverläufe (Element 301, GP 1)

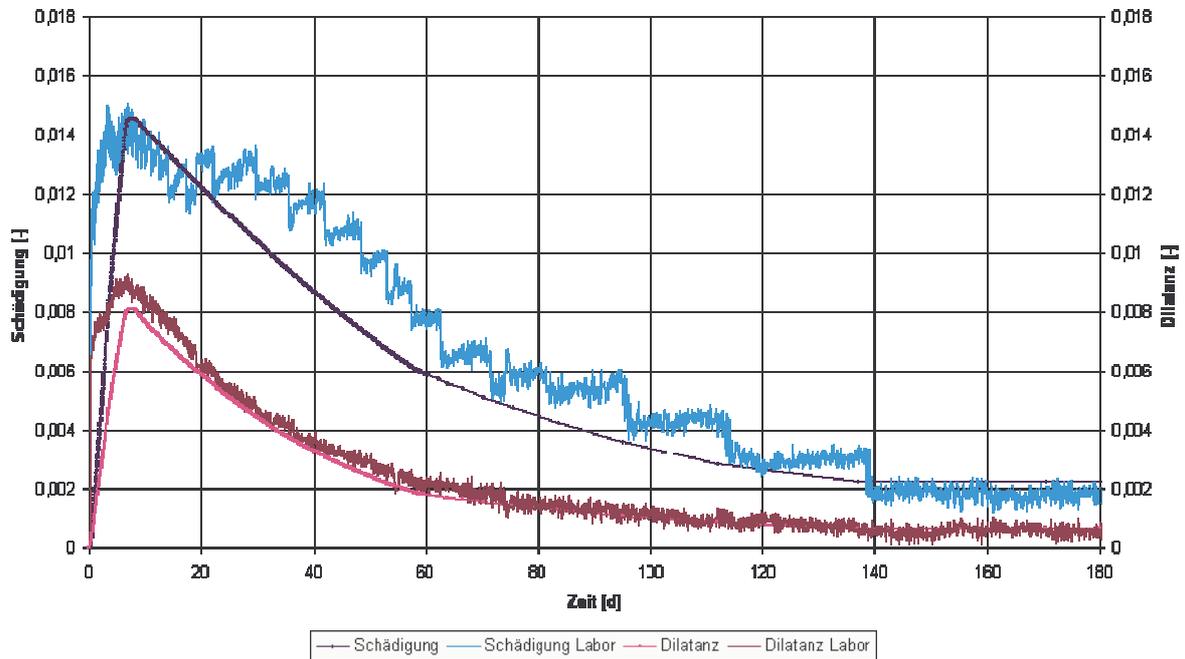


Bild 10.25: Schädigung und Dilatanz im Element 301 im Vergleich zu den Laborwerten

Zeitliche Darstellung der Koordinatenepennungsverläufe (Element 306, GP 1)

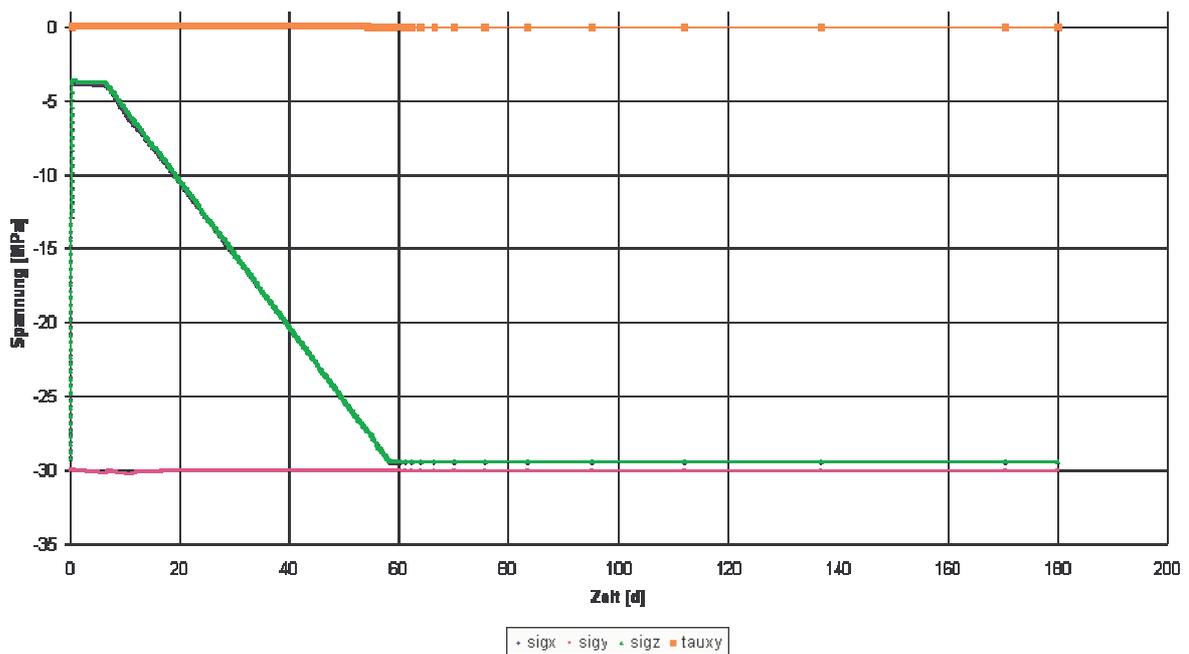


Bild 10.26: Spannungen im Element 305



Zeitliche Darstellung der Koordinatenverzerrungen (Element 306, GP 1)

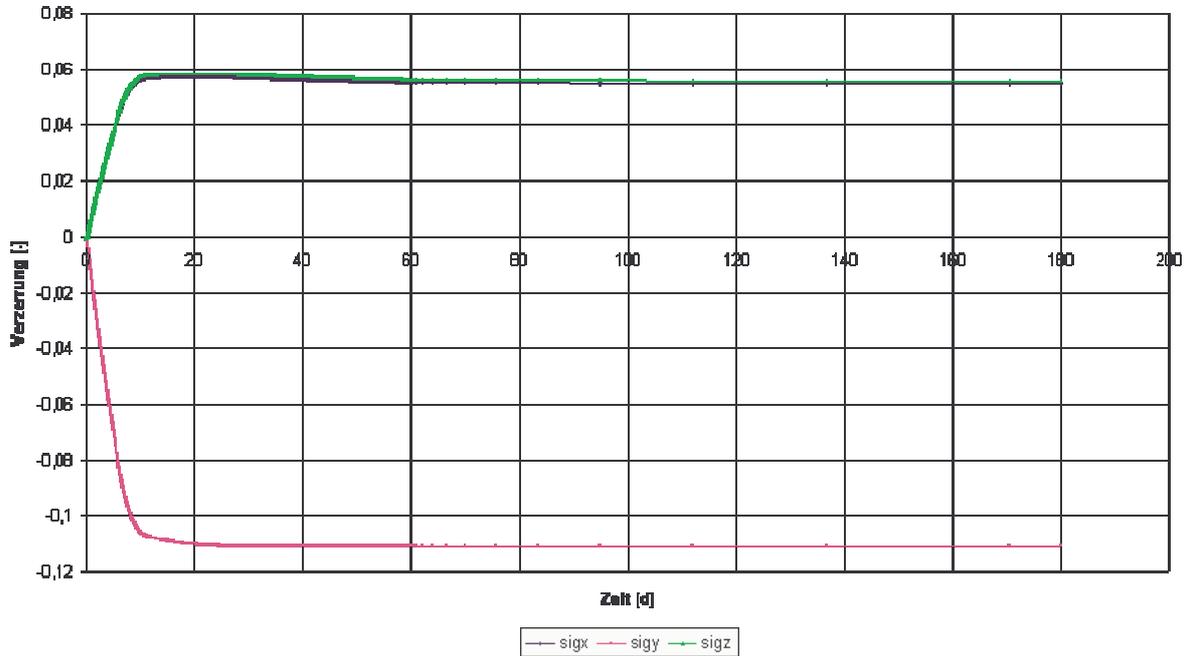


Bild 10.27: Verzerrungen im Element 305

Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverläufe (Element 306, GP 1)

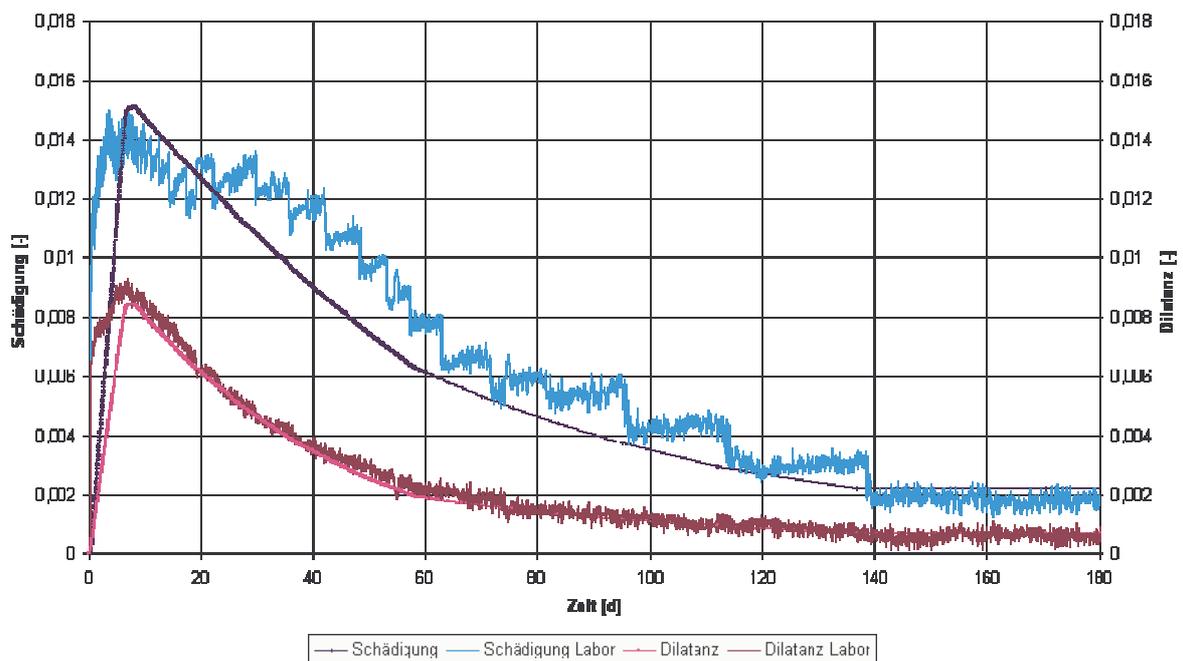


Bild 10.28: Schädigung und Dilatanz im Element 305 im Vergleich zu den Laborwerten

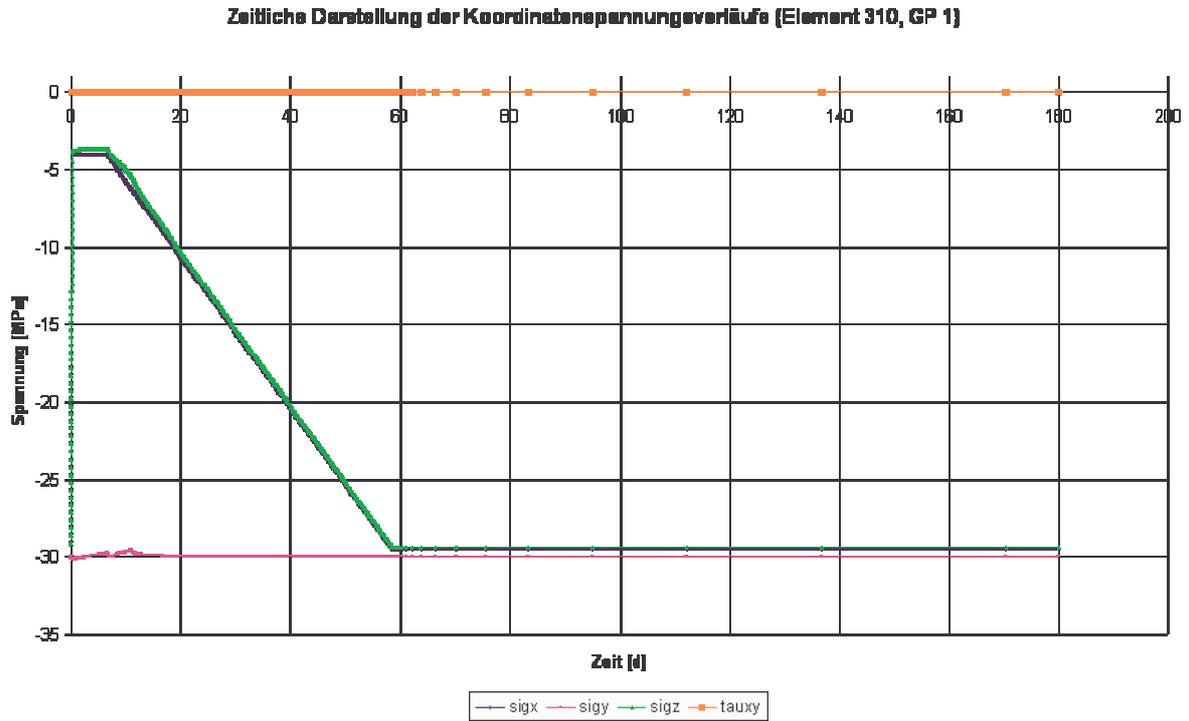


Bild 10.29: Spannungen im Element 310

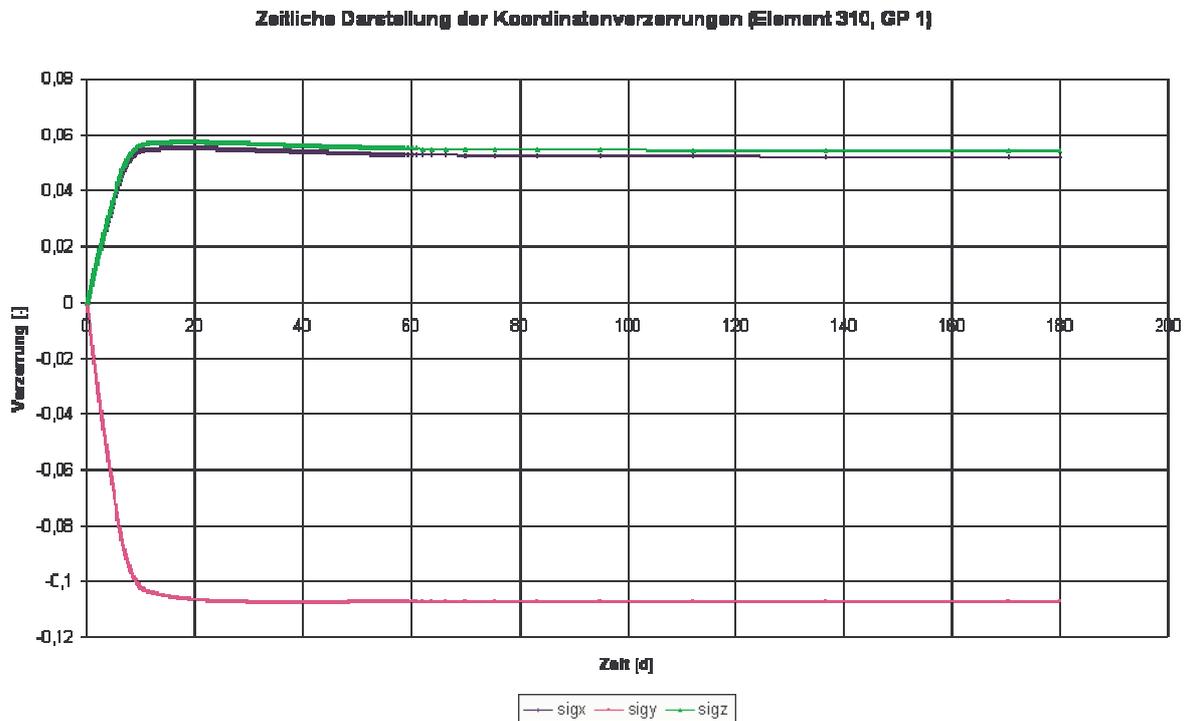


Bild 10.30: Verzerrungen im Element 310

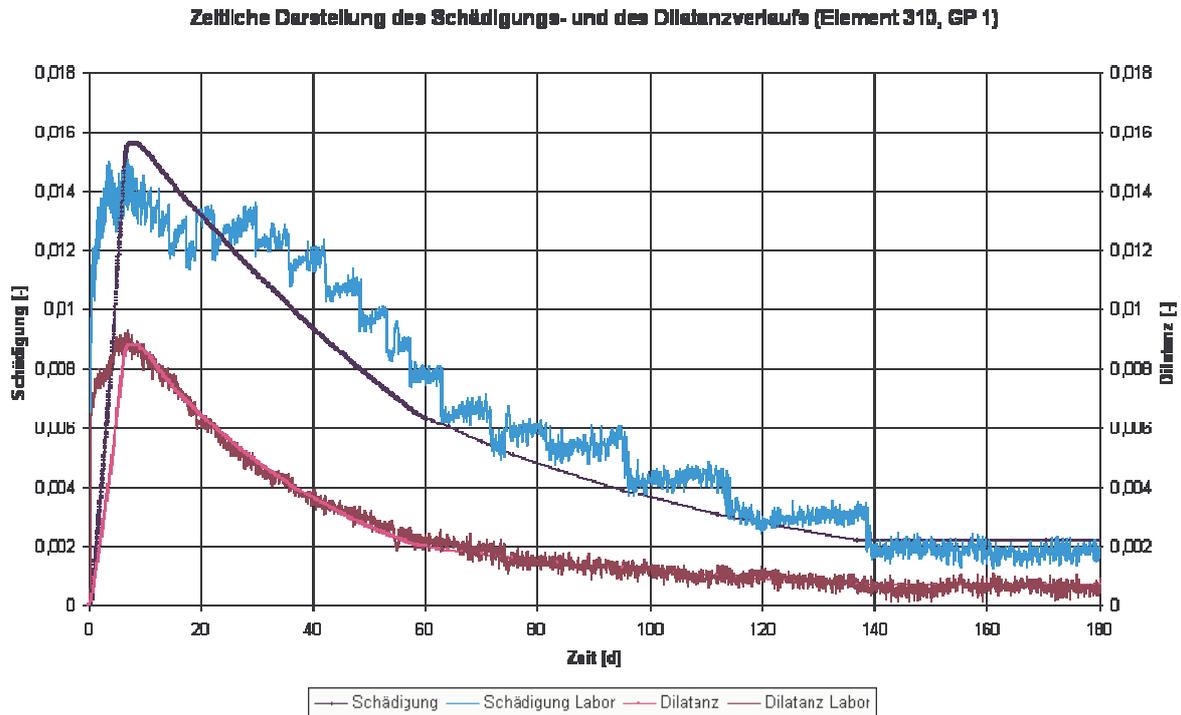


Bild 10.31: Schädigung und Dilatanz im Element 310 im Vergleich zu den Laborwerten

Es zeigt sich, dass Schädigung und Dilatanz rechnerisch nicht gleichmäßig über die Querschnittsfläche des Prüfkörpers induziert werden. Am Rand (Element 310) werden größere Zahlenwerte berechnet, als in der Mitte des Prüfkörpers (Element 301). Die Bilder zeigen daher, abhängig vom jeweiligen Gesteinselement, eine mehr oder weniger gute Übereinstimmung der (integralen) Labormesswerte zu den (lokalen) Berechnungswerten. Da Schädigung und Dilatanz im Laborversuch nur integral erfasst werden, ist zusätzlich mit Bild 10.32 ein Diagramm erstellt worden, im dem in Annäherung an den integralen Messwert die Schädigung und Dilatanz aus den Gesteinselementen 301, 305 und 310 gemittelt dargestellt werden und mit den Laborwerten verglichen werden. Die Übereinstimmung der gemittelten berechneten Werte mit den laborativ ermittelten Messwerten ist nach Maß und Zahl sehr gut.



Zeitliche Darstellung des Schädigungs- und des Dilatanzverlaufs (301-310 gemittelt)

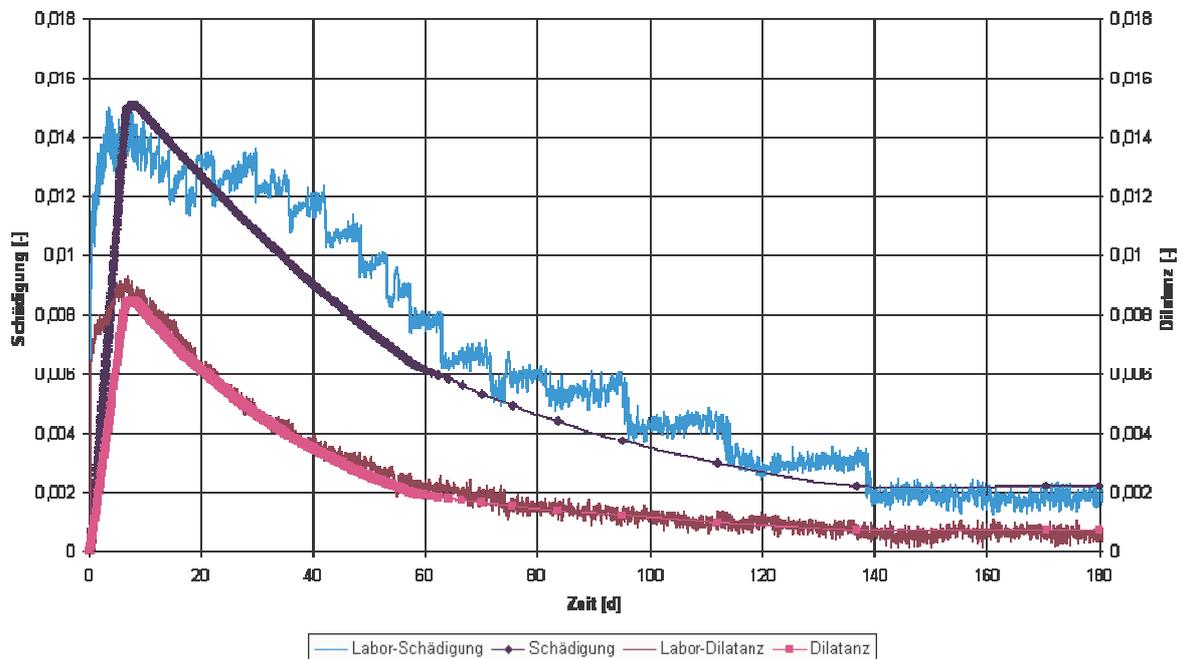


Bild 10.32: Schädigung und Dilatanz gemittelt im Vergleich zu den Laborwerten

Anhand des Vergleichs der Messwertkurven und der numerisch berechneten Verläufe für Schädigung und Dilatanz kann eine gute Übereinstimmung nach Maß und Zahl zwischen Laborversuch und numerischer Berechnung gezeigt werden.

Zur Überprüfung der Güte der numerischen Berechnung im direkten Vergleich zu den Laborbefunden zeigt Bild 10.33 den Schädigungs- und Dilatanzrückgang in halblogarithmischer Darstellung. Gerade die nur minimalen Änderungen von Schädigung und Dilatanz in der Rissbildungsphase 3 (Verheilungsphase) können bei dieser Darstellung besser ersehen werden.

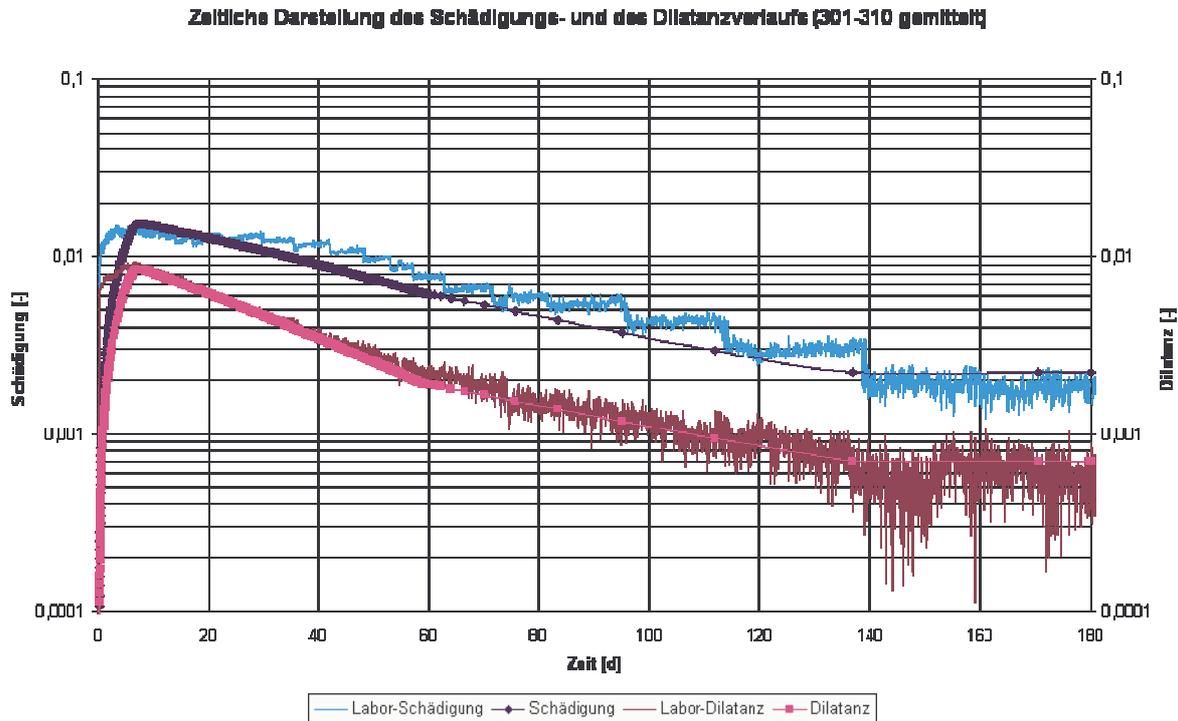


Bild 10.33: Schädigung und Dilatanz gemittelt im Vergleich zu den Laborwerten, logarithmische Darstellung der Dilatanz und der Schädigung über die Zeit

Über diesen Vergleich hinaus sollen auch die Axialverzerrungen und die Verformungen nach Maß und Zahl zwischen dem Laborversuch und der numerischen Berechnung miteinander verglichen werden.

Bild 10.34 und Bild 10.35 zeigen die Verteilung der Axialverzerrungen über die Prüfkörperachse bzw. die Mantelfläche. Die Bilder 10.36 und 10.37 zeigen die berechneten Verformungen.

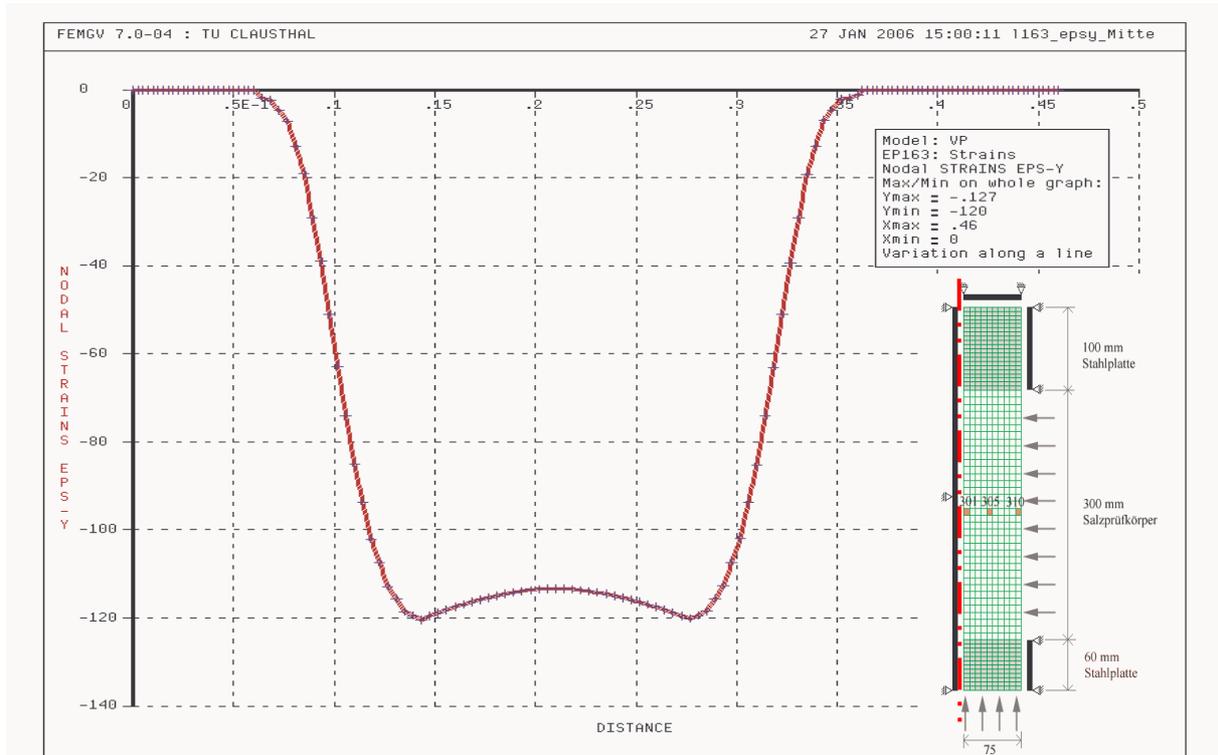


Bild 10.34: Axialverzerrungen entlang der Prüfkörpermitte (Vertikalschnitt durch Element 301) zum Versuchsende, $t = 62,5 d$, % (einschließlich Stahlplatten)

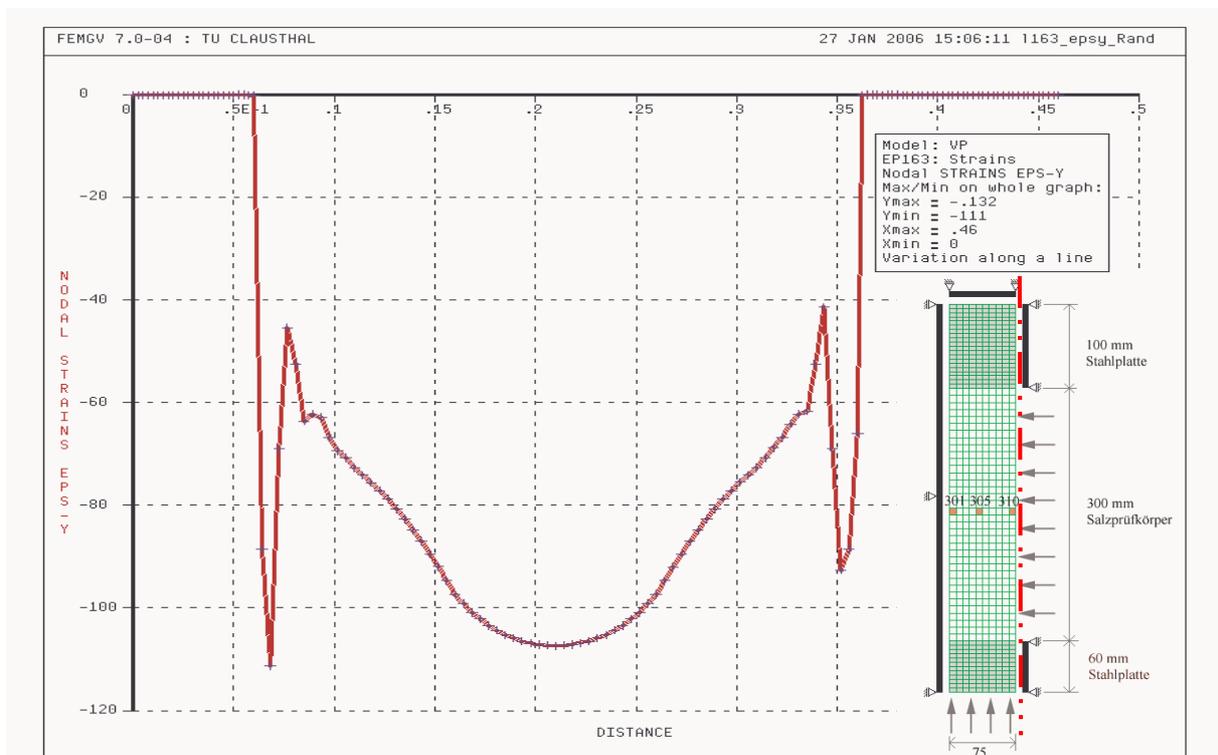


Bild 10.35: Axialverzerrungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310) zum Versuchsende, $t = 62,5 d$, % (einschließlich Stahlplatten)



Bild 10.36: Horizontalverformungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310) zum Versuchsende, $t = 62,5 d, m$ einschließlich Stahlplatten)

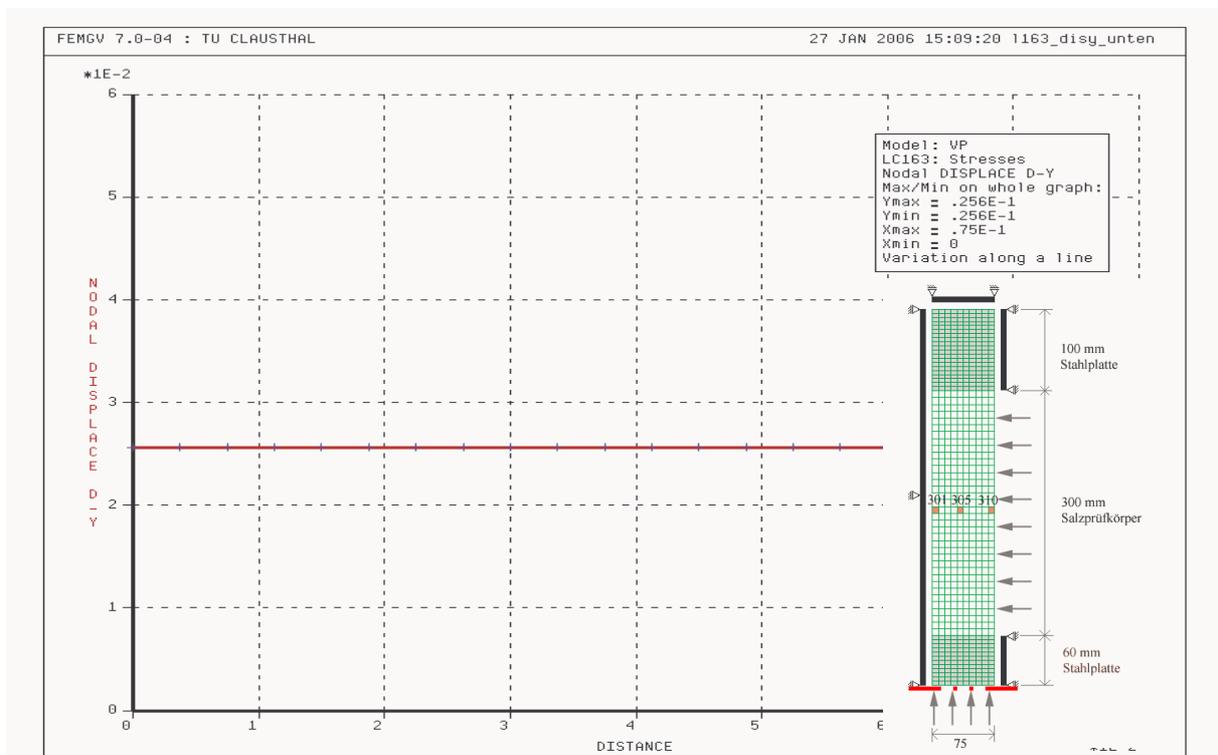


Bild 10.37: Vertikalverformungen an der Unterseite der Stahlplatte zum Versuchsende, $t = 62,5 d, m$



10.2.4 Vergleich der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Messwerten aus dem Laborversuch

Spannungen:

Die Darstellung der Spannungen über die Zeit für die ausgewählten Gesteinselemente zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Randbedingungen und den zu erwartenden Ergebnissen (= homogenes Spannungsfeld im Prüfkörper). Damit liegt ein überzeugender Beleg für die Qualität der modifizierten physikalischen Modellierung und der numerischen Simulation vor.

Verzerrungen und Verformungen:

Aus den Messdaten des Laborversuchs ist die Axialstauchung ermittelt worden. Die logarithmisch korrigierte Axialverzerrung beträgt etwa $\epsilon_{ln} = 8,9 \%$. Dieses Maximum wird erreicht nach (abgelesen) etwa 30000 min, entsprechend $t = 20,83$ d. Zu diesem Zeitpunkt ist der Lateraldruck auf etwa $\sigma_{2,3} = 11$ MPa angestiegen. Die Axialspannung beträgt konstant $\sigma_1 = 30$ MPa. Werden die numerischen Ergebnisse zum Vergleich herangezogen, so werden für die repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 Axialverzerrungen von $\epsilon_{1,301} = 11,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 27$ d, $\epsilon_{1,305} = 11 \%$ zum Zeitpunkt $t = 25$ d sowie $\epsilon_{1,310} = 10,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 25$ d erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Verzerrung wird damit in der Größenordnung zutreffend abgebildet. Allerdings sind die Verzerrungen nur lokale Werte für die Elemente 301, 305 und 310. Die aus dem Laborversuch abgeleiteten Verzerrungen beziehen sich dagegen integral auf den gesamten Prüfkörper. Im Bereich der Stahlplatten mit behinderter Querdehnung sind die Verzerrungen geringer als in Prüfkörpermitte, wo sich die Kontur bei abgesenktem Manteldruck frei verformen kann. Wird eine Mittelwertberechnung der Axialverzerrungen für die einzelnen Knotenpunkte des FEM-Modells durchgeführt, so wird eine befriedigende Übereinstimmung zwischen dem Zahlenwert für die gemittelten Axialverzerrungen $\epsilon_{mittel} = 8,64 \%$ und dem Zahlenwert für die Axialverzerrungen aus dem Laborversuch von $\epsilon_{ln} = 8,9 \%$ erhalten, Bild. 10.21.

Aus der Verzerrung $\epsilon_{mittel} = 8,64 \%$ von lässt sich aufgrund der Prüfkörperhöhe von $l = 300$ mm eine Axialverformung von $u_y = 25,92$ mm berechnen bzw. aus Bild 143 ablesen. Die genaue Axialverformung aus Laborversuch beträgt etwa $u_y = 29,67$ mm. Zwischen Laborversuch und numerischer Nachberechnung zeigt sich damit eine befriedigende Übereinstimmung.



Schädigung und Dilatanz:

Abschließend sollen noch die Verläufe von Schädigung und Dilatanz zu diesem Zeitpunkt miteinander verglichen werden. Integral über den Prüfkörper ergibt sich aus dem Laborversuch als Messwert eine maximale Schädigung von $D = 1,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 7 \text{ d}$, während für die Dilatanz ein maximaler Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,9 \%$ erhalten wird. Schädigung und Dilatanz sind auf halber Höhe des Prüfkörpers am größten, weil die Einflüsse der Stahlplatten nicht wirksam werden. Aus diesem Grund reichen die drei als repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 aus, die maximale Schädigung bzw. die maximale Dilatanz darzustellen. Die Werte variieren zwischen $D = 1,45 \%$ (Element 301) und $D = 1,55 \%$ (Element 310 an der Kontur des Prüfkörpers). Integral wurde aus den Versuchsdaten eine Schädigung von $D = 1,5 \%$ ermittelt, rechnerisch wird ein Mittelwert von $D_{\text{mittel}} = 1,5 \%$ erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Schädigung wurde im Laborversuch bei etwa $t = 7 \text{ d}$ erreicht. Im Element 301 wird die maximale Schädigung mit $\text{max}D_{301} = 1,45 \%$ nach etwa $t_{301} = 7 \text{ d}$, während im Element 305 $\text{max}D_{305} = 1,5 \%$ nach $t_{305} = 7\text{-}8 \text{ d}$ und im Element 310 $\text{max}D_{310} = 1,55 \%$ nach $t_{310} = 7\text{-}8 \text{ d}$ erreicht werden. Auch hier ist eine sehr gute Übereinstimmung mit den Labormesswerten gegeben.

Weitere Zahlenwerte für den Vergleich der Laborbefunde und der Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 10.2 aufgetragen.

	<i>Element 301</i>	<i>Element 305</i>	<i>Element 310</i>	<i>Mittelwert 301,305,310</i>	<i>Labor- versuch</i>
<i>Schädigung, max., %</i>	1,45	1,5	1,55	1,5	1,5
<i>Schädigung, max. / Zeit, d</i>	7	Ca. 7-8	Ca. 7-8	---	7
<i>Schädigung, 60 d, %</i>	0,6	0,61	0,64	0,62	0,7
<i>Schädigung, Versuchsende, %</i>	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
<i>Dilatanz, max., %</i>	0,8	0,85	0,9	0,85	0,9
<i>Dilatanz, max. / Zeit, d</i>	7	Ca. 7-8	Ca. 7-8	---	7
<i>Dilatanz, 60 d, %</i>	0,18	0,18	0,19	0,185	0,2
<i>Dilatanz, Versuchsende, %</i>	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08

Tabelle 10.2: Gegenüberstellung der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit denen des Laborversuchs 307



Die Tabelle zeigt insgesamt die gute Übereinstimmung der numerischen Berechnungsergebnisse mit den Befunden aus dem Laborversuch.



11 Laborative Untersuchungen zur Abhängigkeit von Sekundärporosität und Permeabilität

11.1 Einige Anmerkungen zum Sachverhalt

Ein besonderer Teilaspekt von Langzeitsicherheitsnachweisen für Untertagedeponien und Endlager ist die Quantifizierung der zeitabhängigen Permeabilität von geotechnischen Barrieren, da sie als Maß für den Strömungswiderstand ein zentraler Parameter der Stilllegungs-Genehmigungsverfahren (vollständiger Einschluss, Szenarienanalyse) ist.

Nachdem die physikalische Modellierung der insbesondere in der Kontaktzone zwischen bautechnischer Konstruktion des Abdichtungsbauwerkes und dem umgebenden Salzgebirge induzierten Prozesse der Gefügauflockerung einerseits und der Gefügeverheilung andererseits (Bildung/Rückbildung einer erhöhten Sekundärporosität) auf der Basis der in den Abschnitten 4 bis 10 dokumentierten Untersuchungen erfolgen kann, ist es Ziel der nachfolgenden Untersuchungen die Abhängigkeit der Permeabilität von der Porosität aufzuzeigen. Die Verknüpfung der mechanisch bedingten und mit der Schädigung und/oder Verheilung verbundenen Änderung des Porenvolumens (Schädigung, Verheilung) einerseits und der daraus folgenden Änderung der Permeabilität andererseits erfolgt über sogenannte Porositäts-Permeabilitäts-Beziehungen. Ein bekannter Ansatz zur Charakterisierung der Abhängigkeit zwischen Porosität und Permeabilität ist der Ansatz von *Stormont (1990)*. Numerische Untersuchungen zum mechanisch-hydraulisch gekoppelten Verhalten des Verbundsystems „bautechnische Konstruktion – Salzgebirge“ haben jedoch gezeigt, dass die infolge von Schädigung berechnete Sekundärporosität zwar erwartungsgemäß klein ist, die zugehörige Permeabilität nach *Stormont* jedoch unrealistisch große Durchflussmengen/Umläufigkeiten ausweist. Demnach ist offensichtlich die der Literatur entnommene Porositäts-Permeabilität-Beziehung nach *Stormont* nicht unmittelbar und ohne weitere Überlegungen auf in situ Verhältnisse übertragbar.

Eine ausführlichere Darstellung ist *Hou (2002)* zu entnehmen.

11.2 Modifikation von Prüfanlagen zur Durchführung von Triaxialversuchen unter mechanisch-hydraulisch gekoppelter Beanspruchung

Eine Voraussetzung für die Durchführung von Laborversuchen zum Porositäts-Permeabilitätsverhalten von Salzgesteinen war die Modifikation bzw. Ertüchtigung der in Bild 4.4 gezeigten

Triaxialprüfanlagen dahingehend, dass zusätzlich zu den in die kopf- und fußseitigen Druckstücke integrierten Ultraschallwellenprüfköpfen eine axiale Durchströmung der Prüfkörper möglich ist. Bild 11.1 zeigt die konstruktiven Änderungen in einen schematisierten Schnitt durch eine Triaxialzelle mit Kennzeichnung der in die Druckstücke und den Schlittentisch integrierten Vorrichtungen zur versuchsbegleitenden Durchströmung der Prüfkörper mit Stickstoff bei gleichzeitiger Messung der Schallwellengeschwindigkeit.

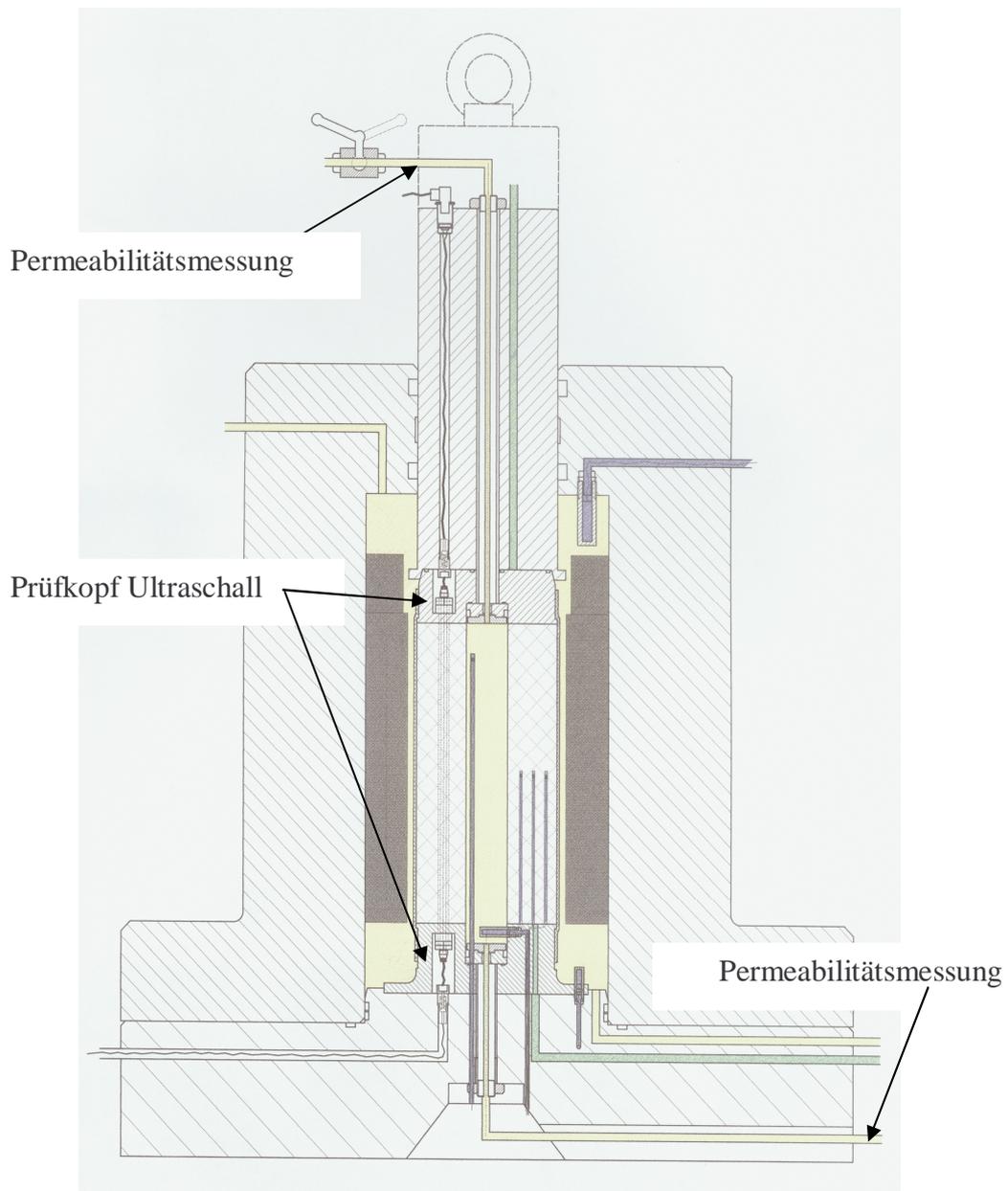


Bild 11.1: Triaxialzelle mit Pemeabilitäts- und Ultraschallmesseinrichtung - schematisierte Schnittdarstellung



Durch die konstruktiven Änderungen können mit der Versuchsanlage *kontinuierlich Axial- und Radialdruck, Axialverformung, Temperatur von Druck- und Strömungsmedium, Volumendilatanz und Ultraschallwellengeschwindigkeit* sowie *Strömungsmenge und Strömungsdruck* zeitparallel messtechnisch erfasst werden.

11.3 Triaxialversuch mit mechanisch-hydraulisch gekoppelter Beanspruchung

Vor dem Einbau des Prüfkörpers in die Triaxialzelle wurden entsprechend Bild 11.2 stirnseitig Metallscheiben mit integrierten Hohlstiften aufgeklebt. Über die ca. 40 mm langen Metallstifte erfolgte sowohl die primärseitige Anströmung des Prüfkörpers mit Stickstoff wie auch die sekundärseitige Ableitung des Strömungsmediums. Der Schutz des Prüfkörpers gegen das Eindringen des Druckmediums erfolgte in Analogie zu den in Abschnitt 4 dokumentierten Festigkeits- und Kriechversuchen durch Ummantelung mit einem undurchlässigen 3 mm dicken Gummischlauch.



Bild 11.2: Prüfkörperpreparation - Gaspermeabilität

Nach dem Einbau in die Triaxialzelle erfolgte zunächst eine ca. 36-stündige Rekompaktions- und Temperierungsphase unter einer isotropen Beanspruchung von $\sigma_{1,2,3} = 30 \text{ MPa}$ und $T = 40 \text{ °C}$. Nach Abschluss der Rekompaktionsphase wurde unter Konstanthaltung des Axialdruckes der Manteldruck auf $\sigma_{2,3} = 3 \text{ MPa}$ abgesenkt. Entsprechend Bild 4.9 und Bild 4.12 resultiert hieraus



ein deviatorisches Beanspruchungsniveau zwischen Bruch- und Dilatanzfestigkeit. Nach Erreichen einer versuchstechnisch vorgegebenen Axialstauchung von $\epsilon_1 = 4\%$ wurde die Axialspannung auf $\sigma_1 = 10$ MPa, d.h. ein Beanspruchungsniveau deutlich unterhalb der Dilatanzfestigkeit, abgesenkt und der Prüfkörper primärseitig mit einem Gasdruck von 2,7 MPa über einen Zeitraum von 24 h beaufschlagt. Im Anschluss daran wurde entsprechend der Auftraging in Bild 11.3 die Axialspannung erneut auf $\sigma_1 = 30$ MPa unter Konstanthaltung der Mantelspannung angehoben und der Gasdruck abgeschiebert. Nach Erreichen einer Axialstauchung von $\epsilon_1 = 6\%$ erfolgte wiederum eine Reduktion der Axialspannung auf $\sigma_1 = 10$ MPa mit zeitgleicher Anhebung des primärseitigen Gasdruckes auf 2,7 MPa. Entsprechend Bild 11.3 wurden schließlich durch nachfolgende Belastungszyklen Axialstauchungen von $\epsilon_1 = 8\%$, 10% und 12% angefahren; jeweils nach Reduktion des Beanspruchungszustandes auf ein Niveau unterhalb der Dilatanzfestigkeit wird die Permeabilität des Systems durch Aktivierung des primärseitigen Gasdruckes bestimmt.

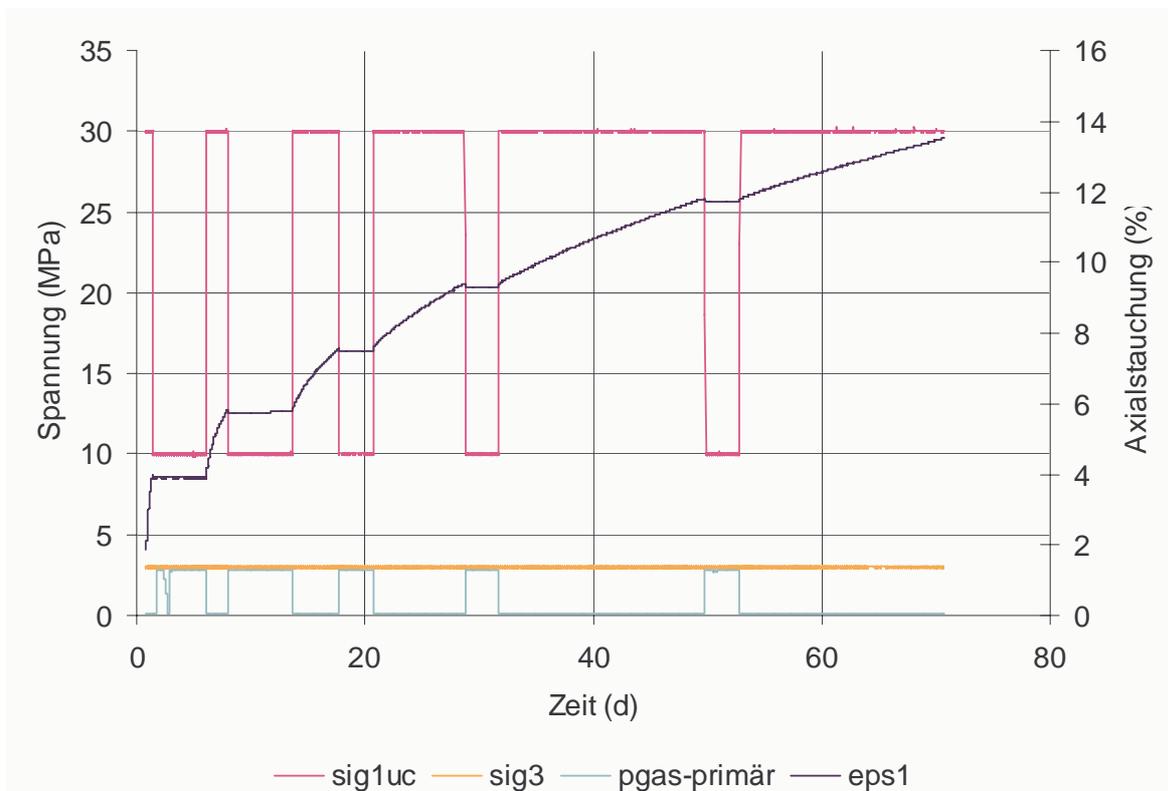


Bild 11.3: Mechanische und hydraulische Beanspruchungen Versuch SON-1

Die zum Belastungsregime in Bild 11.3 gemessene Gasdurchlässigkeit zeigt Bild 11.4. Deutlich zu erkennen ist aus Bild 11.4, dass mit zunehmender Versuchszeit bzw. Axialstauchung unter sonst gleichen Beanspruchungsrandbedingungen die Durchlässigkeit zunimmt. Werden die Mittelwerte der aus den Messwerten abgeleiteter Gas- Volumenströme über die jeweils versuchs- technisch realisierten Axialstauchungen aufgetragen, so zeigt sich gemäß Bild 11.5 ein linearer Zusammenhang. Im Ergebnis kann somit zunächst festgestellt werden, dass in Folge zyklisch wiederholter Beanspruchung des Prüfkörpers oberhalb der Dilatanzfestigkeit offensichtlich eine Zunahme der Gasdurchlässigkeit resultiert.

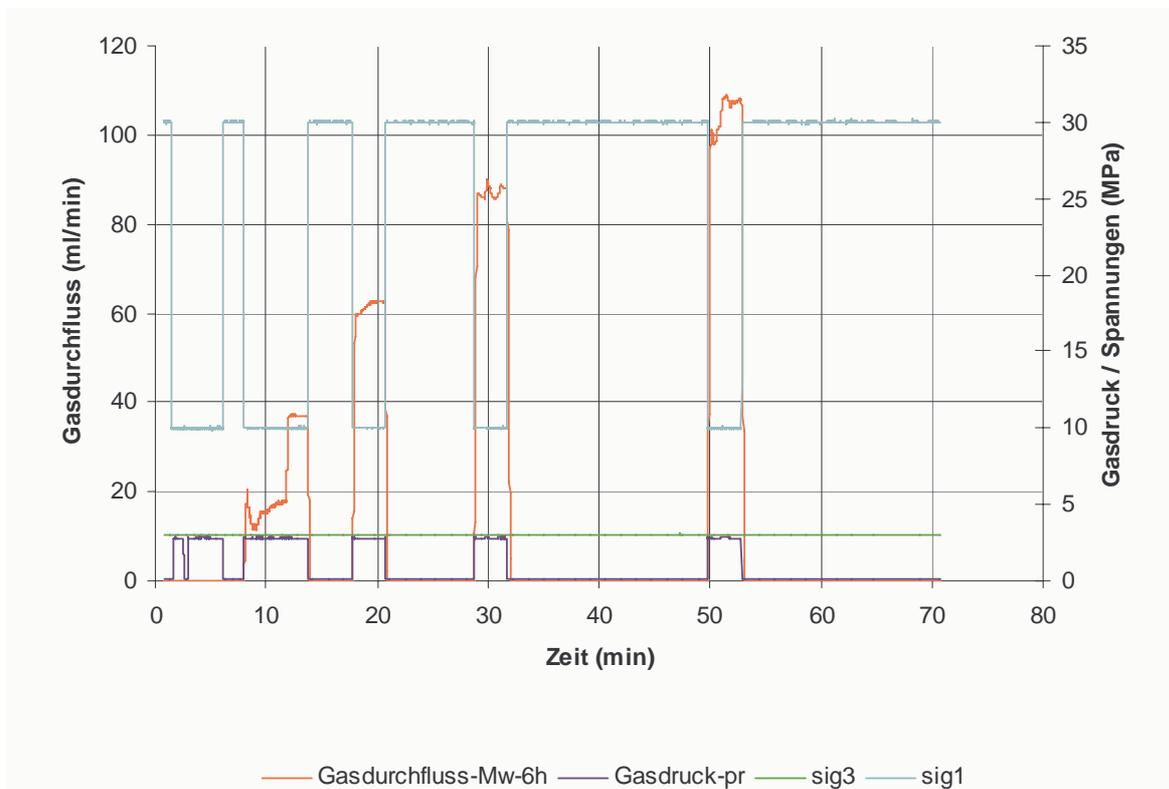


Bild 11.4: Gasdurchfluss in Abhängigkeit von der mechanischen Beanspruchung – Versuch SON-1

Eine zeitbezogene Auftragung der versuchsbegleitend gemessenen Ultraschallwellengeschwindigkeiten in Bild 11.6 und der Volumenverzerrung in Bild 11.7 zeigt dagegen einen in keiner Weise den Erwartungen entsprechenden Befund. Beide Graphen dokumentieren nicht die erwartete Zunahme der Schädigung in Form einer abnehmenden Ultraschallwellengeschwindigkeit



und einer zunehmenden Dilatanz, sondern weisen bei erster Betrachtung im Gegenteil eine „Verheilung“ des Materialgefüges durch zunehmende Schallwellengeschwindigkeiten und abnehmende Dilatanz aus.

Eine weitergehende Analyse dieser nicht den Erwartungen entsprechenden Beobachtungen konnte im Rahmen des Forschungsvorhabens 02C0720 nicht mehr erfolgen. Entsprechende laborative Untersuchungen und Interpretationen der ablaufenden Prozesse bleiben somit zukünftigen Forschungsarbeiten vorbehalten.

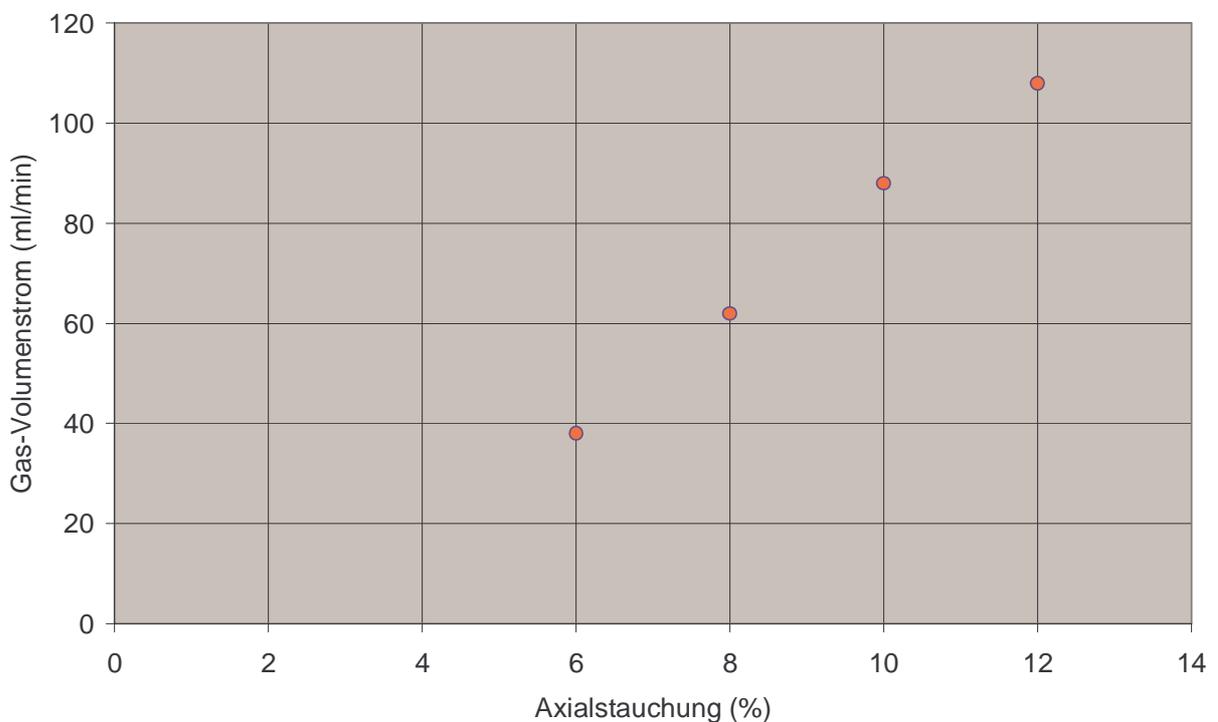


Bild 11.5: Gasdurchfluss in Abhängigkeit von der Axialstauchung – Versuch SON-1

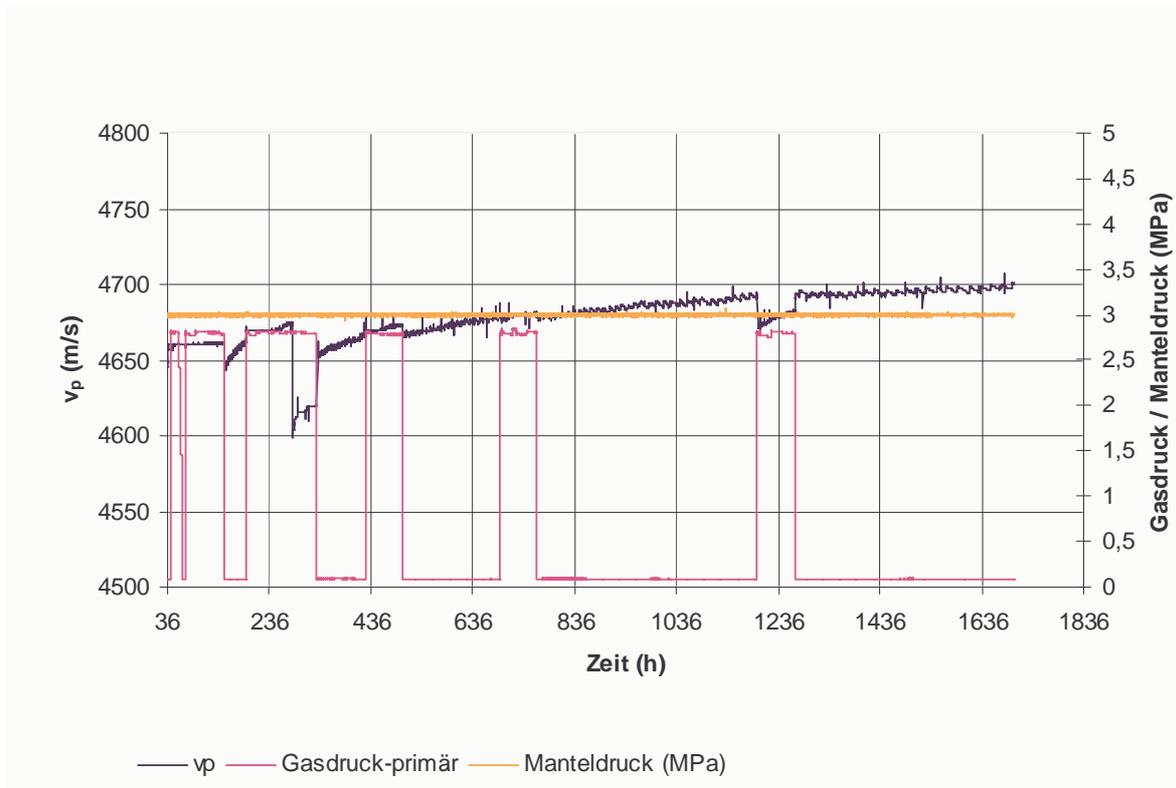


Bild 11.6: Zeitabhängige Entwicklung der Ultraschallwellengeschwindigkeit – Versuch SON-1

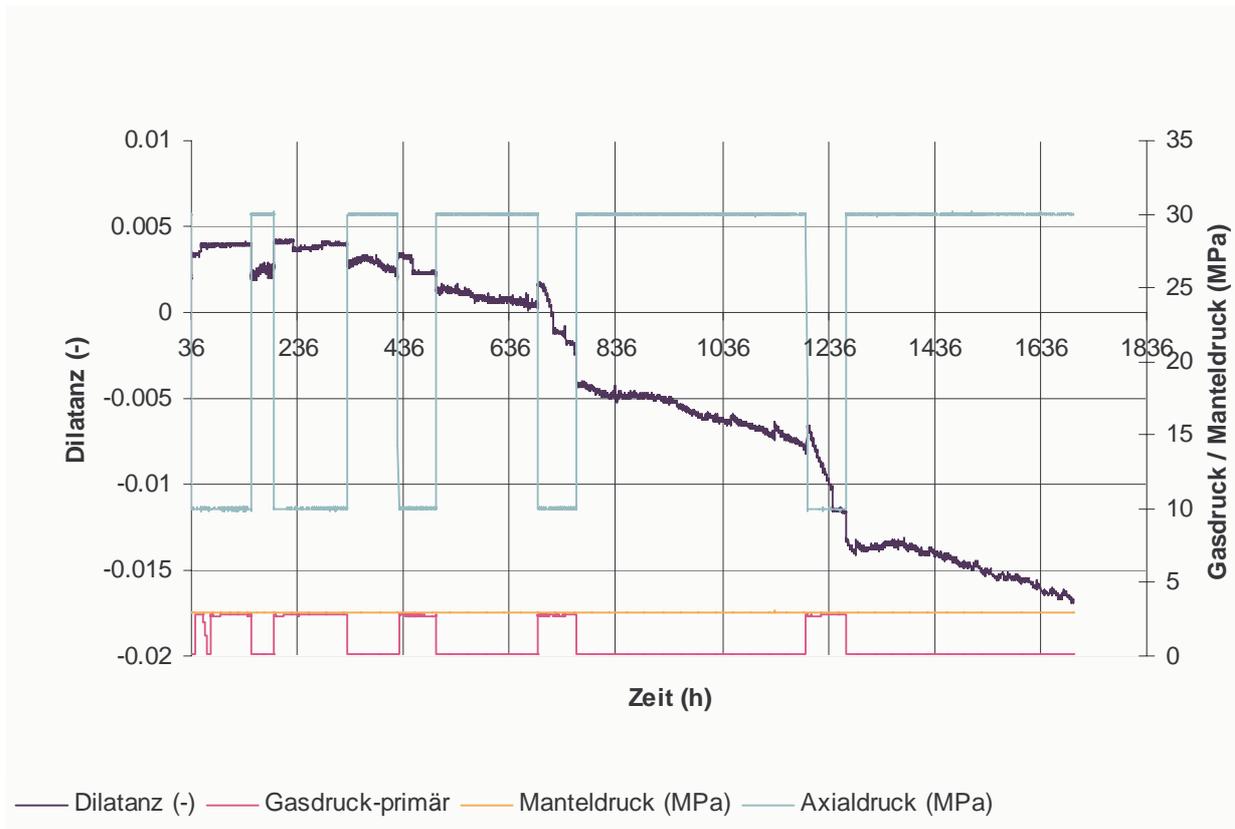


Bild 11.7: Zeitabhängige Entwicklung der Dilatanz – Versuch SON-1



12 Strecke mit Tübbingausbau/Forschungsbergwerk Asse - Backanalysis

12.1 Die Tübbingstrecke - Ausgangssituation

Auf der 700 m-Sohle des Forschungsbergwerks Asse wurde eine im Jahr 1911 aufgefahrene Strecke zu Testzwecken nach drei Jahren Standzeit im Jahr 1914 auf einer Länge von 25 m mit einem Gusseisentübbingausbau versehen. Die zwischen Tübbingausbau und Strecke verbleibenden Zwischenräume sind ausbetoniert worden.

Die Bilder 12.1 und 12.2 verdeutlichen die Situation.

Aufgrund des insgesamt relativ steifen Ausbaus ist für den ausgebauten Streckenabschnitt anzunehmen, dass in der ehemaligen Streckenkontur im Steinsalz im Lauf der jahrzehntelangen Standzeit eine Verheilung der Auflockerungszone stattgefunden haben könnte. Aus diesem Grunde wurden im Jahr 2001 von der GRS im Rahmen des *ALOHA2*-Projekts Permeabilitätsmessungen durchgeführt. Hierfür sind drei 7 m lange Bohrungen durch den Tübbingausbau ins Salz gestoßen worden: eine Bohrung im Stoß horizontal, eine unter einem Winkel von 45° und die dritte vertikal in die Sohle. Zum Vergleich wurde eine weitere vertikale Bohrung außerhalb des Tübbingausbaus in die Sohle des offen gehaltenen Streckenteils niedergebracht. Auf diese Weise können die Permeabilitäten verglichen werden, die sich nach 85 a Standzeit in der Sohle der offenen und respektive der ausgebauten Strecke entwickelt haben.

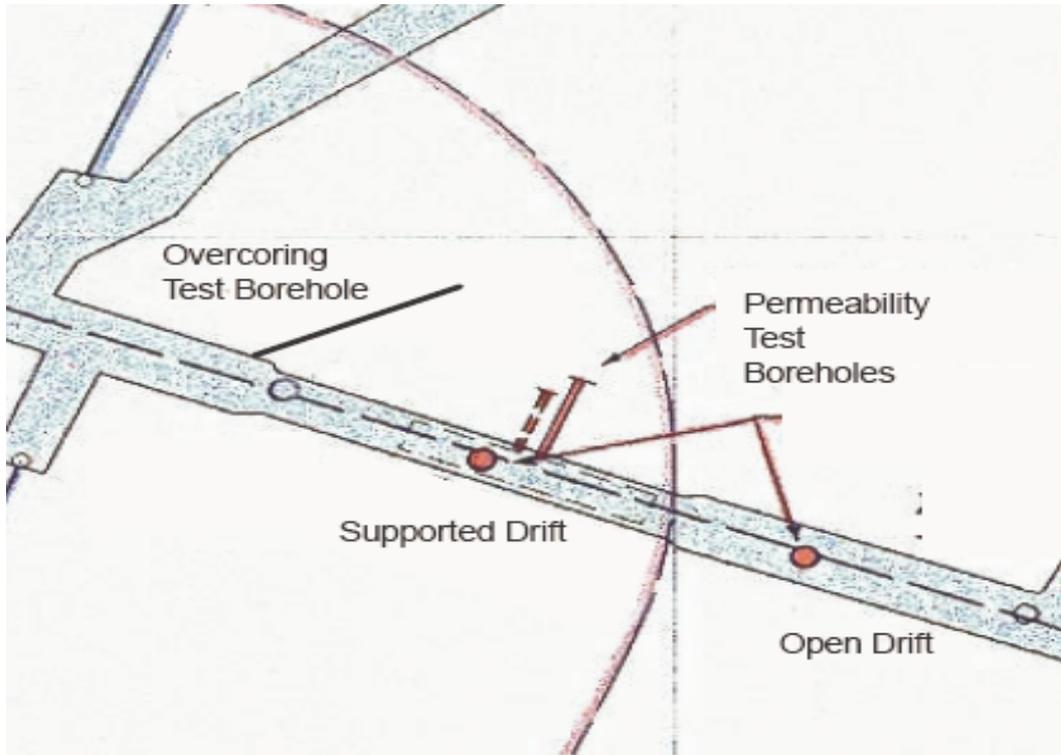


Bild 12.1: Grundriss der Dammjochstrecke und Lage der Messbohrungen



Bild 12.2: Blick in die ausgebaute Strecke



12.2 Geomechanische Ausgangssituation und Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen

Auf der Grundlage von Angaben der *GRS (2001)* werden für die geomechanische Modellierung folgende Annahmen getroffen:

- Der Primärspannungszustand liegt ergibt sich zu $p_G = 15$ MPa entsprechend der Teufenlage von $z = 700$ m. Es werden keine Änderungen in der Beanspruchung berücksichtigt, da die Strecke weit von den intensiv durchbauten Grubenfeldern des Assebergwerkes entfernt liegt.
- Der Gussstahl hat eine Dichte von $\rho = 8$ t/m³, der E-Modul beträgt $E_v = 183$ GPa und die Poissonzahl $\nu = 0,3$. Ein E-Modul von $E_v = 183$ GPa erscheint für einfaches Gusseisen (Grauguss) ziemlich hoch. Hier wird ein verringerter E-Modul von $E_v = 100$ GPa für den Tübbingausbau angesetzt.
- Der Beton wird wie Steinsalz modelliert. Dieser Annahme wird hier nicht gefolgt. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass der Beton von schlechterer Qualität ist.

Die Permeabilitäten sind von der *GRS (2001)* unter Annahme einer radialen, eindimensionalen Strömung aus den Feldversuchen abgeleitet worden. Diese vereinfachte Auswertung liefert höhere Werte für das aufgelockerte Gebirge, so dass die Permeabilität nicht unterschätzt wird (konservative Abschätzung für die Auflockerungszone). Dementsprechend wurden bei den numerischen Nachrechnungen die Permeabilitäten in axialer Richtung der Strecke ausgewertet (K_v), d.h. in Richtung des Tübbingausbaus. Dieser Ansatz für die Auswertung entspricht den Annahmen zur Ermittlung der Messwerte der *GRS*.

Im nachfolgenden Bild 12.3 sind die von der *GRS* gemessenen Permeabilitäten in ihrer räumlichen Zuordnung dargestellt, *GRS (2001)*.

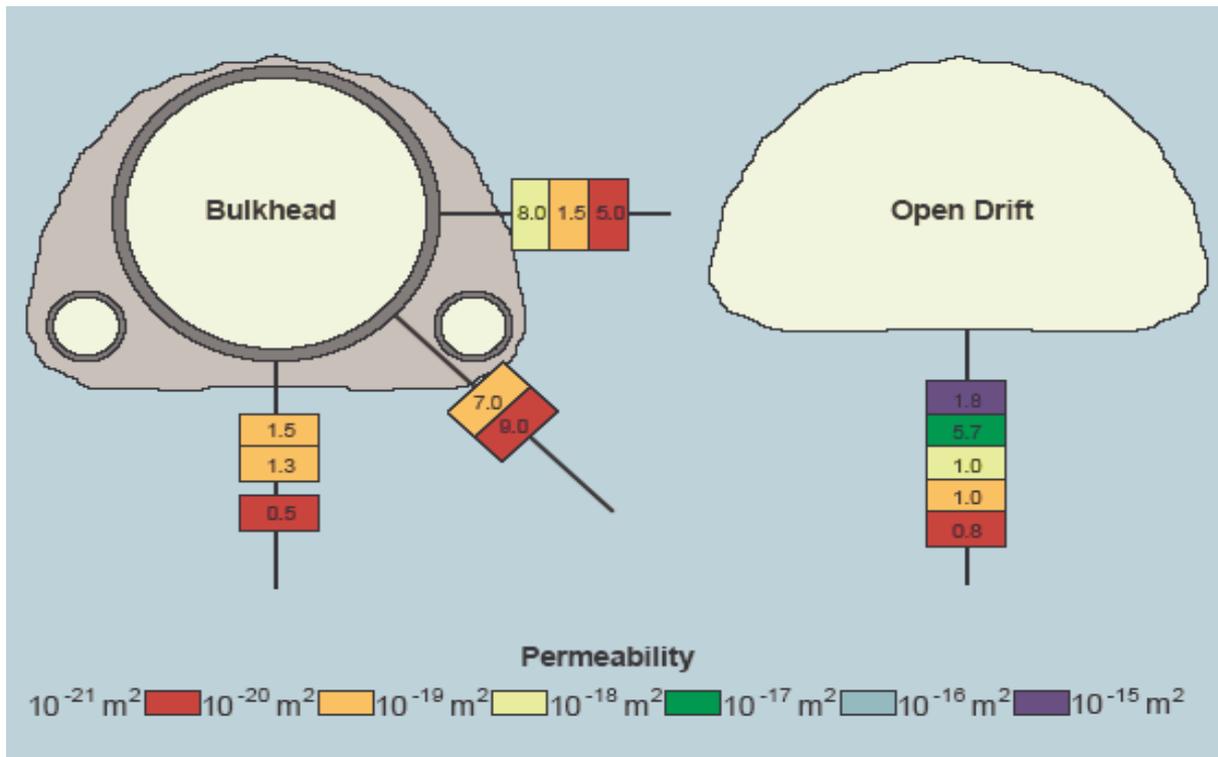


Bild 12.3: Gemessene Permeabilitäten, GRS (2001)

Der Gusseisentübbingausbau wie auch der Betonausbau werden mit dem linear-elastischen Stoffmodell von *Hooke* modelliert, für das Steinsalz wird das Stoffmodell *Hou/Lux-phis* angesetzt.

In Tabelle 12.1 werden zusammenfassend die für das Stoffmodell *Hooke* erforderlichen Kennwerte für die rechnerische Simulation zusammengestellt.

	<i>Beton</i>	<i>Salz</i>	<i>Gusstübbing</i>
<i>E-Modul, MPa</i>	10000	25000	100000
<i>Poissonzahl ν, -</i>	0,18	0,27	0,3

Tabelle 12.1: Materialkennwerte für Beton, Gusseisen und Asse-Steinsalz

Für das Stoffmodell *Hou/Lux-phis* werden die Parameter entsprechend Tabelle 12.2 zugrunde gelegt.



<i>Parametersatz Asse (Eberth und Hou)</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,08
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,06 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,855
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,04
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,25
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	fc1	MPa	13,0
			fc2	-	4,0
			fs1	MPa d	12263*
			fs2	-	1,5
			fh	d	**
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,12 \cdot 10^{-9}$
			a_{16}	-	5,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 12.2: Materialkennwerte für das Stoffmodell Hou/Lux-phs

Die zur physikalischen Modellierung des Steinsalz-Gebirgsverhaltens angesetzten Materialkennwerte sind in Tabelle 11.4 zusammengefasst. Zu ihrer Festlegung/Einschätzung sind folgende Aspekte zu berücksichtigen:

- (1) Der Kennwert fs1 wird auf einen Zahlenwert von $fs1 = 12263$ gesetzt. Ursprünglich betrug er $fs1 = 4221$. Da aber bei langsamer Beanspruchungszunahme auch von einer erheblich längeren Risschließungsphase 2 auszugehen ist, wurde der Parameter um den Faktor 3 vergrößert - ähnlich zur Abminderung der stationären Kriechrate aus zeitlich begrenzten Laborversuchen bei ihrer Übertragung auf in situ-Bedingungen.

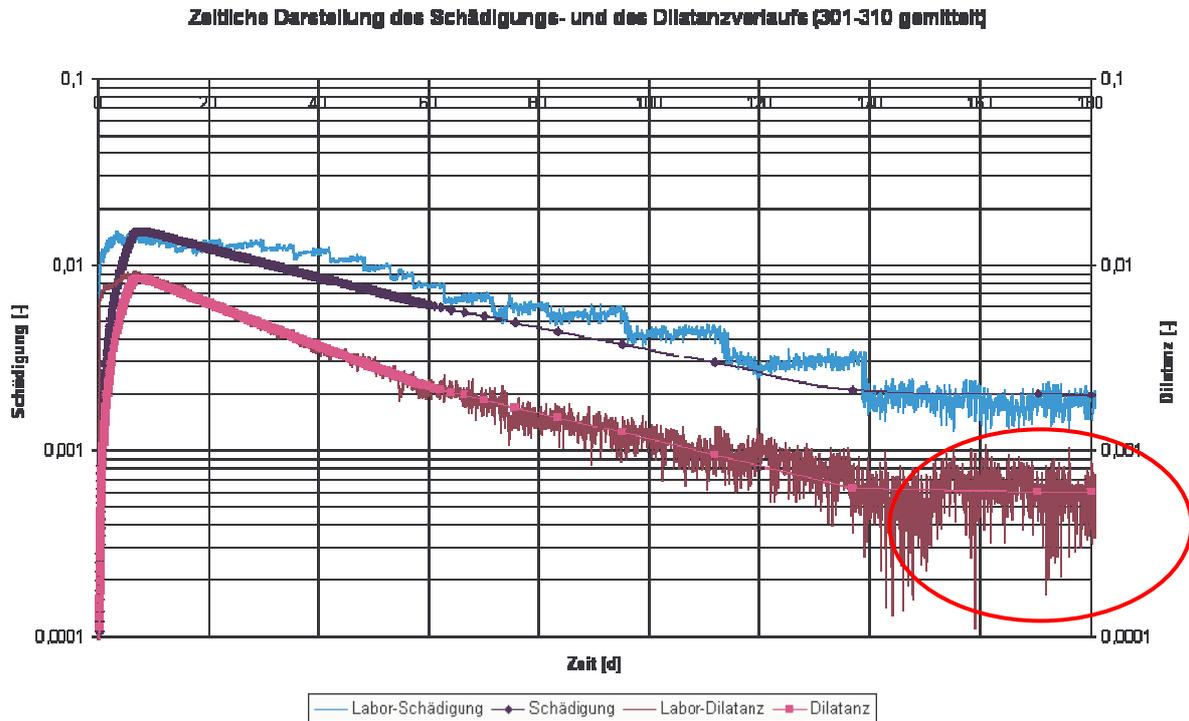


Bild 12.4: Schädigung und Dilatanz gemittelt im Vergleich zu den Laborwerten, logarithmische Darstellung der Dilatanz und der Schädigung über die Zeit

- (2) Wie aus Bild 12.4 (entsprechend Bild 10.33) mit Berechnungs- und Messdaten des Laborversuchs 307 ersichtlich wird, kann aus der nur sehr kurzen dritten Phase der Parameter f_h nicht hinreichend genau bestimmt werden. Zum einen müssten mehrere Laborversuche durchgeführt werden, um eine Bandbreite abschätzen zu können, zum anderen müsste aus diesen Versuchen überhaupt auch die Grenze $\varepsilon_{\text{vol, healing}}$ bestimmt werden. Für die Berechnung der Asse- Strecke wurde $\varepsilon_{\text{vol, healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ als erste Näherung festgesetzt. Aufgrund der starken Streuung der Messwerte ist eine Bestimmung des Parameters f_h aus den letzten 20 Tagen des Laborversuchs 307 nur bedingt möglich. In der Verheilungsphase ist die negative Steigung der Geraden ein Maß für die Rate der Verheilung. Regressionsgeraden zeigten aber je nach Variation des Anfangspunktes eine positive Steigung (keine Verheilung), eine sehr schwach negative Steigung (langsame Verheilung) oder auch gar keine Steigung. Aus diesem Grund wird der Parameter auf $f_h = 100000 \text{ d}$ festgesetzt. Die physikalische Wirkung dieser Annahme ist wie folgt einzuschätzen: Im ersten Fall tritt eine relativ langsame Verheilungsphase auf, sobald der Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol, healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ unterschritten wird. Im zweiten



Fall tritt so gut wie keine Verheilung in der Standzeit der Strecke über $t = 85$ a ein. Aus diesem bislang einzigen ausreichend langen Laborversuch ist noch keine eindeutige Abschätzung des Parameters f_h möglich. Beide Varianten sind plausibel aus dem Laborversuch abzuleiten.

Nachfolgend werden die Ergebnisse für die offene Strecke einerseits und andererseits die Ergebnisse für die ausgebaute Strecke dargestellt. Das Berechnungsmodell der offenen Strecke besteht aus 1278 isoparametrischen 8-Knotenelementen, bei der ausgebauten Strecke erhöhen die Betonhinterfüllung und der Gusseisentübbingausbau die Anzahl der Elemente auf 1464. Das Modell wird als halbes Modell unter Nutzung von Symmetriebedingungen erstellt. Die Symmetrieachse ist horizontal unverschieblich gelagert, ebenso wie die rechte äußere Modellberandung. Die untere Modellberandung ist vertikal unverschieblich gelagert, der obere Rand hingegen frei verschieblich.



12.3 Auswertung und Gegenüberstellung der Ergebnisse für die offene Strecke

Die Annahmen und Kennwerte für die Berechnung sind zuvor bereits beschrieben worden. Das folgende Bild 12.5 zeigt einen Modellausschnitt des FEM-Modells und den zugehörigen Schnittverlauf durch die Knotenpunkte, an denen die Permeabilitäten rechnerisch ermittelt wurden.

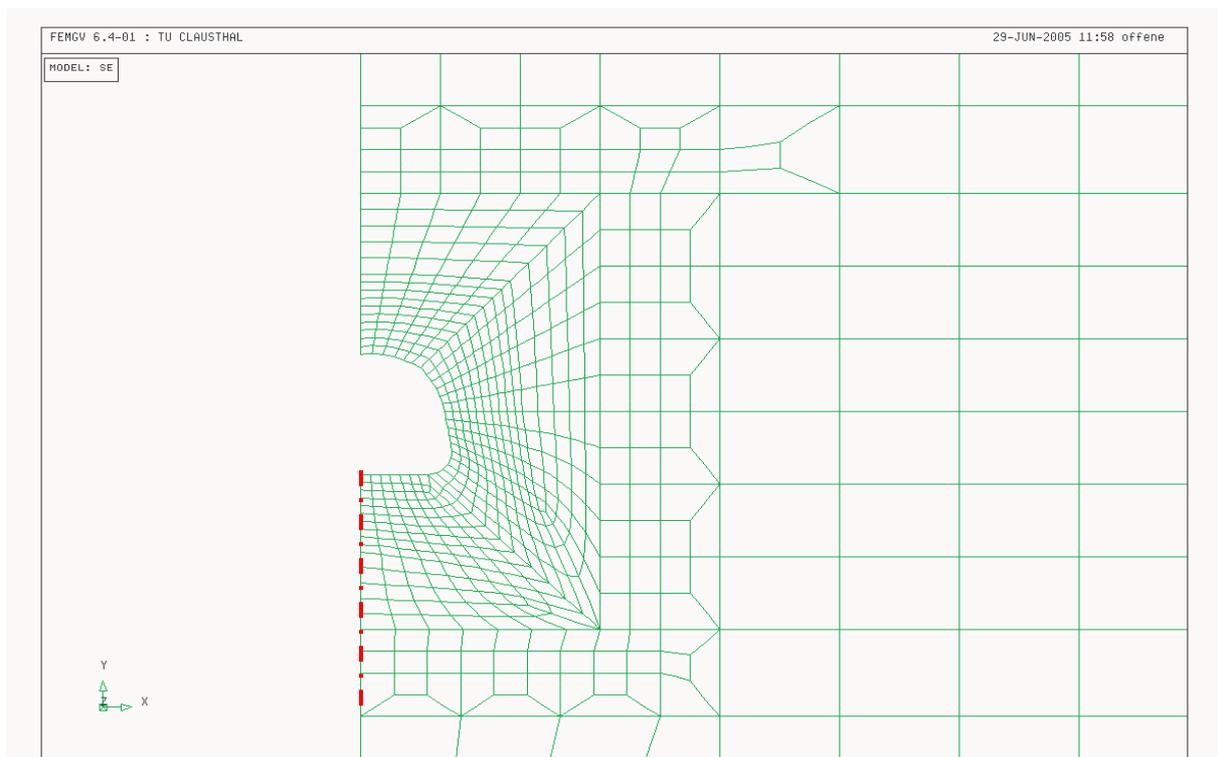


Bild 12.5: Modellierung der offenen Strecke und Schnittlinie

Für die Auswertung sind nicht die gesamte Standzeit der Strecke und nicht alle Berechnungsgrößen relevant. Besonderes Augenmerk wird auf die Zeitabschnitte (Lastfälle)

- LF10 drei Jahre offene Strecke
- LF17 85 Jahre offene Strecke

gelegt.

Nachstehend werden in Flächenplots die Dilatanz, die Schädigung, die Minimalspannung und die Permeabilitäten gezeigt. Es folgt:



- Bild 12.6 zeigt die flächenhafte Verteilung der Dilatanz nach $t = 3$ a offener Strecke.
- Bild 12.7 zeigt analog zu Bild 12.6 die flächenhafte Verteilung der Schädigung D . Bild 12.6 und 12.7 stellen damit quasi den Zustand unmittelbar vor dem Einbau des Tübbingausbaus dar, der im nächsten Abschnitt behandelt wird.
- Bild 12.8 zeigt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 3$ a Standzeit offener Strecke dar und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 12.9 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 3$ a Standzeit offener Strecke.
- Bild 12.10 zeigt für die offen gebliebene Strecke die flächenhafte Verteilung der Dilatanz.
- Bild 12.11 zeigt für die offen gebliebene Strecke die flächenhafte Verteilung der Schädigung.
- Bild 12.12 stellt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 85$ a Standzeit offener Strecke dar und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 12.13 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 85$ a Standzeit offener Strecke.

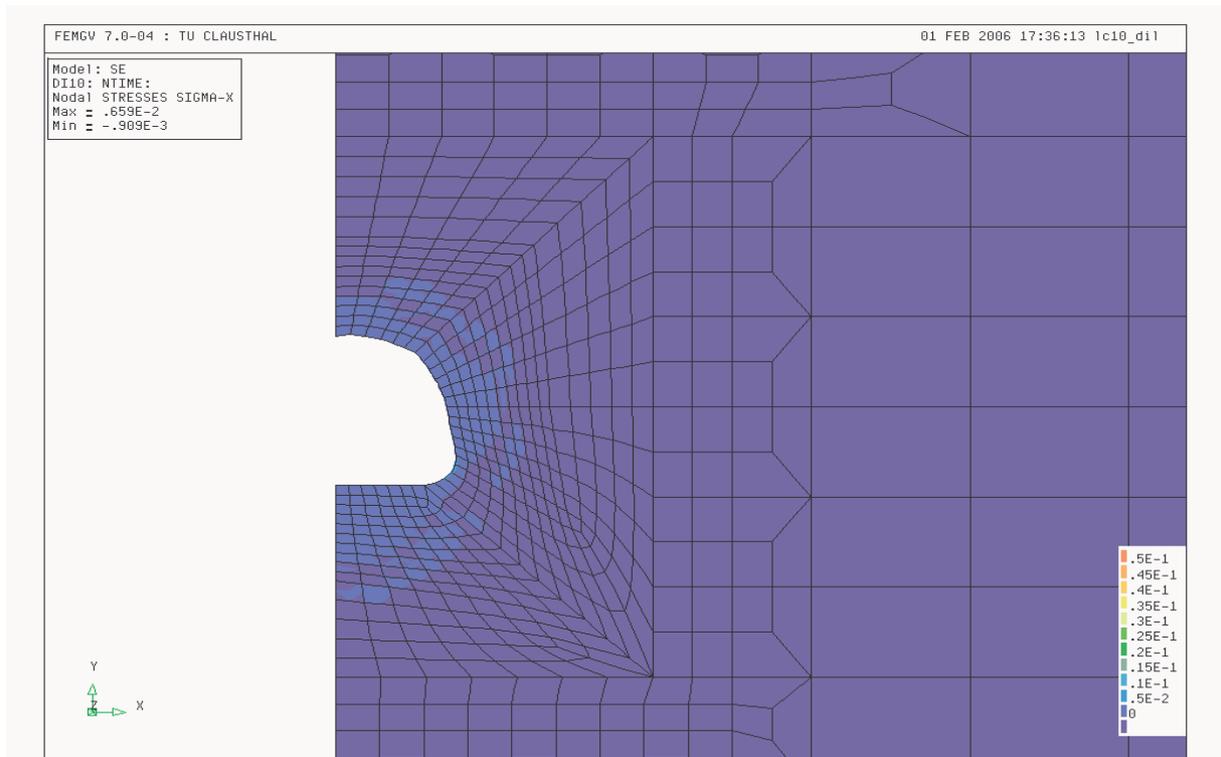


Bild 12.6: Dilatanz nach drei Jahren offener Strecke

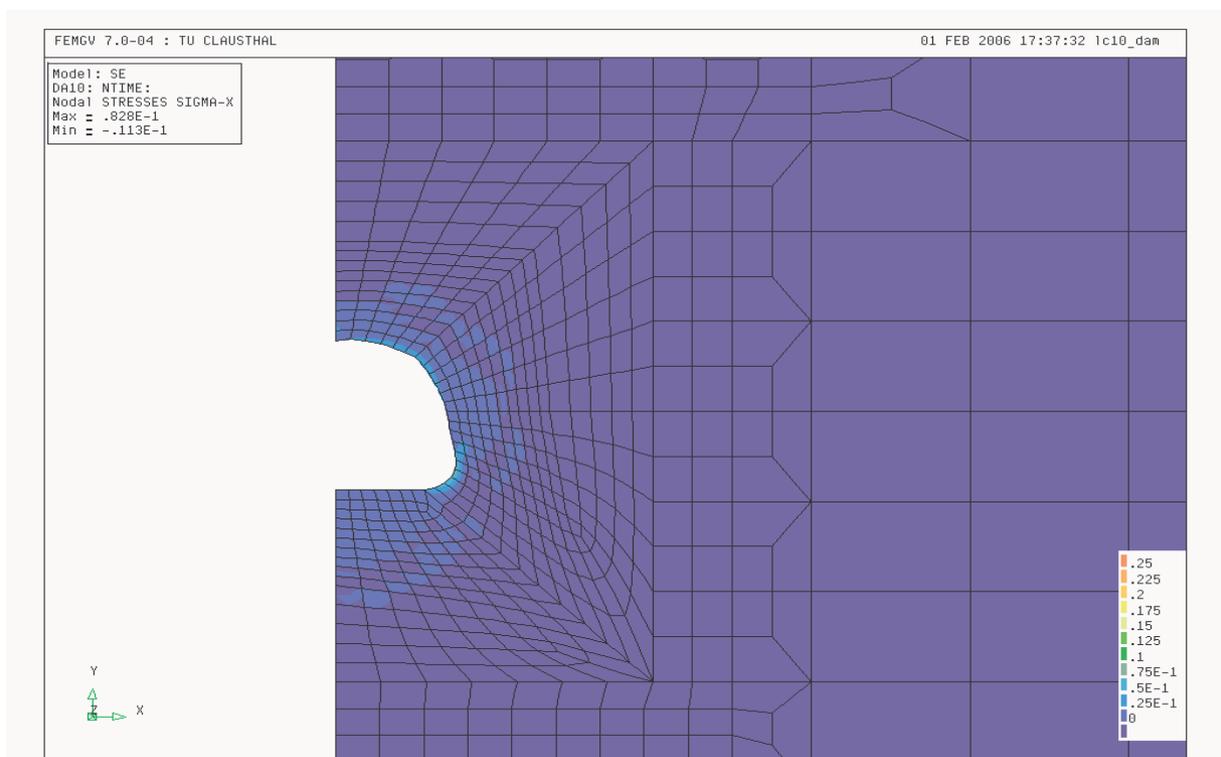


Bild 12.7: Schädigung nach drei Jahren offener Strecke

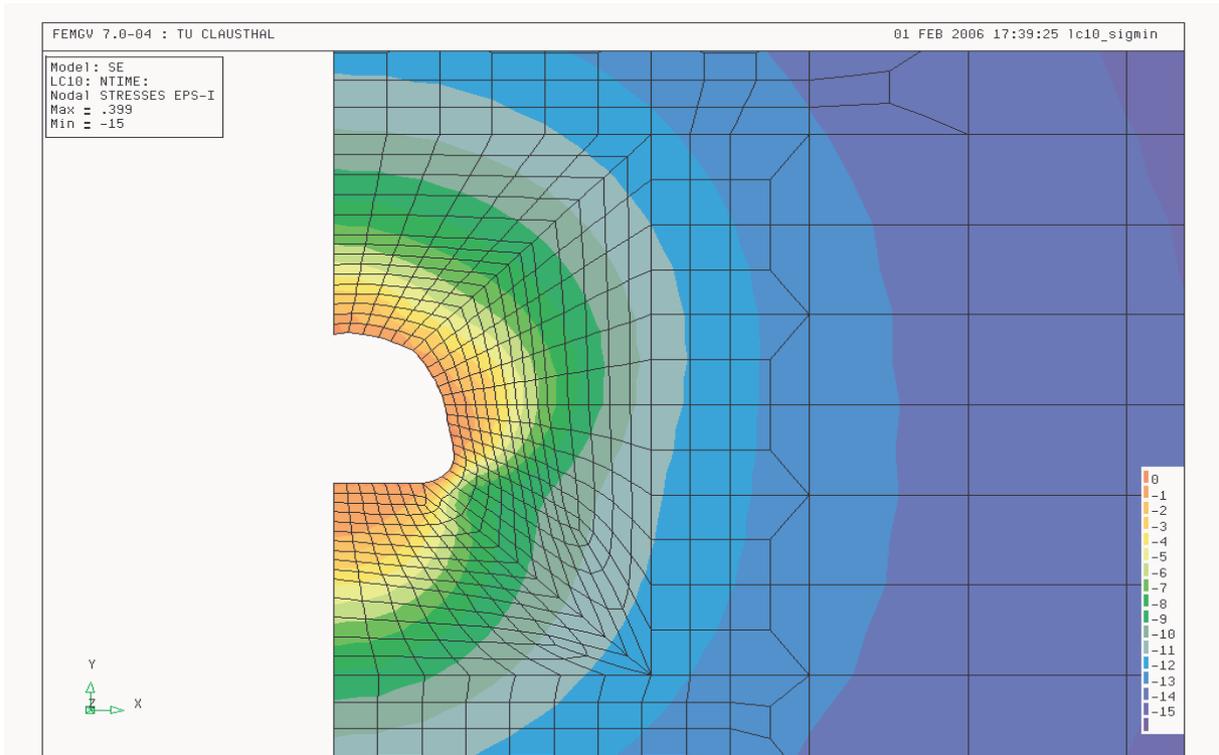


Bild 12.8: Minimalspannung nach drei Jahren offener Strecke

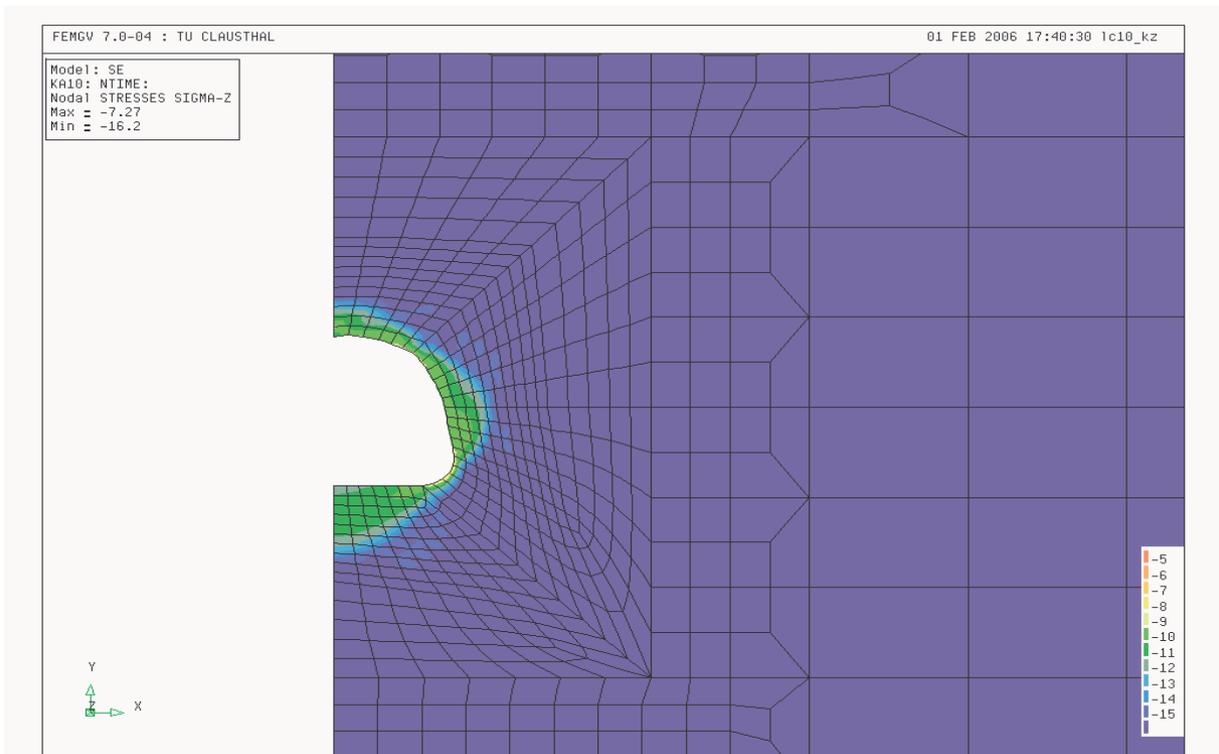


Bild 12.9: Permeabilität nach drei Jahren offener Strecke

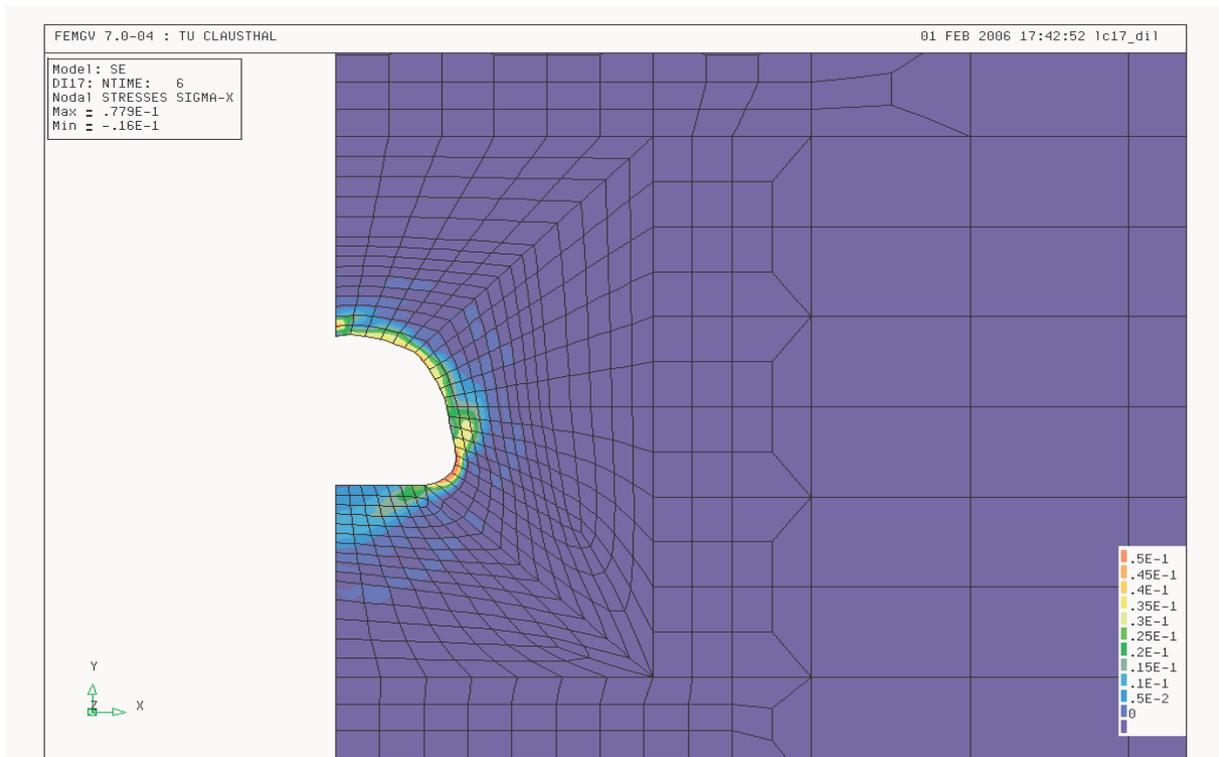


Bild 12.10: Dilatanz nach 85 Jahren offener Strecke

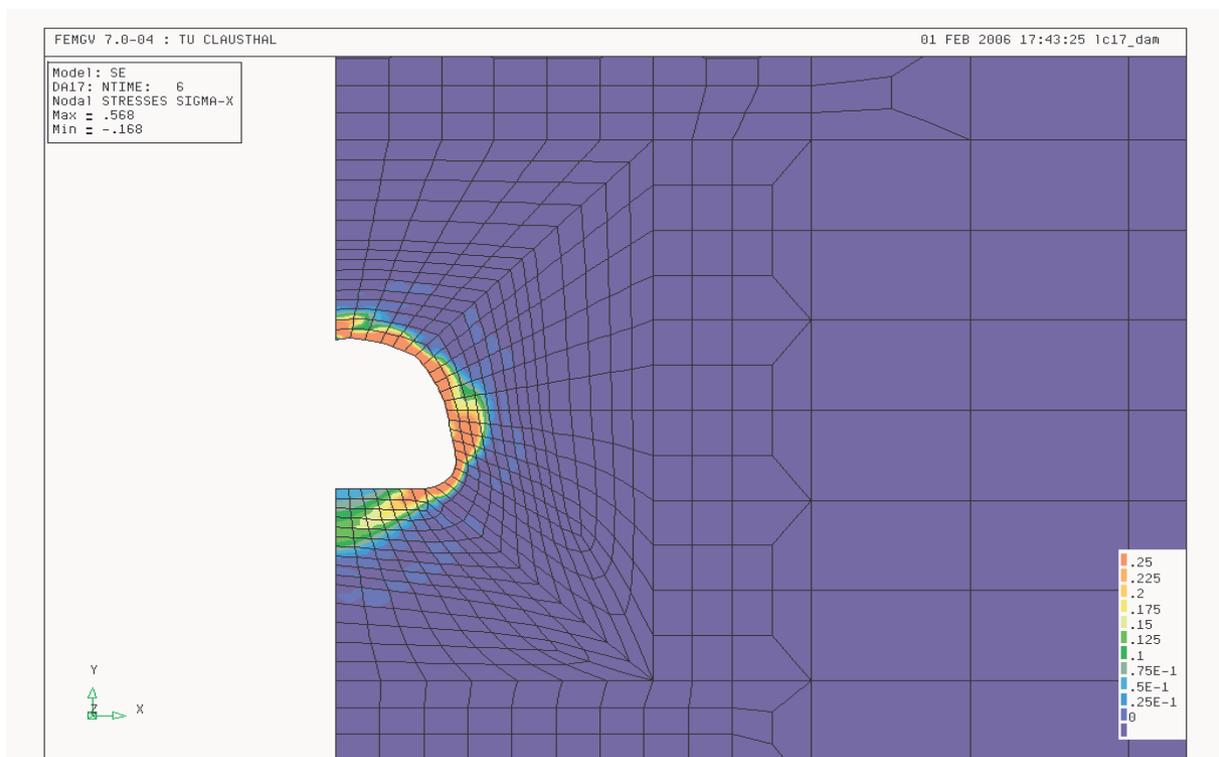


Bild 12.11: Schädigung nach 85 Jahren offener Strecke

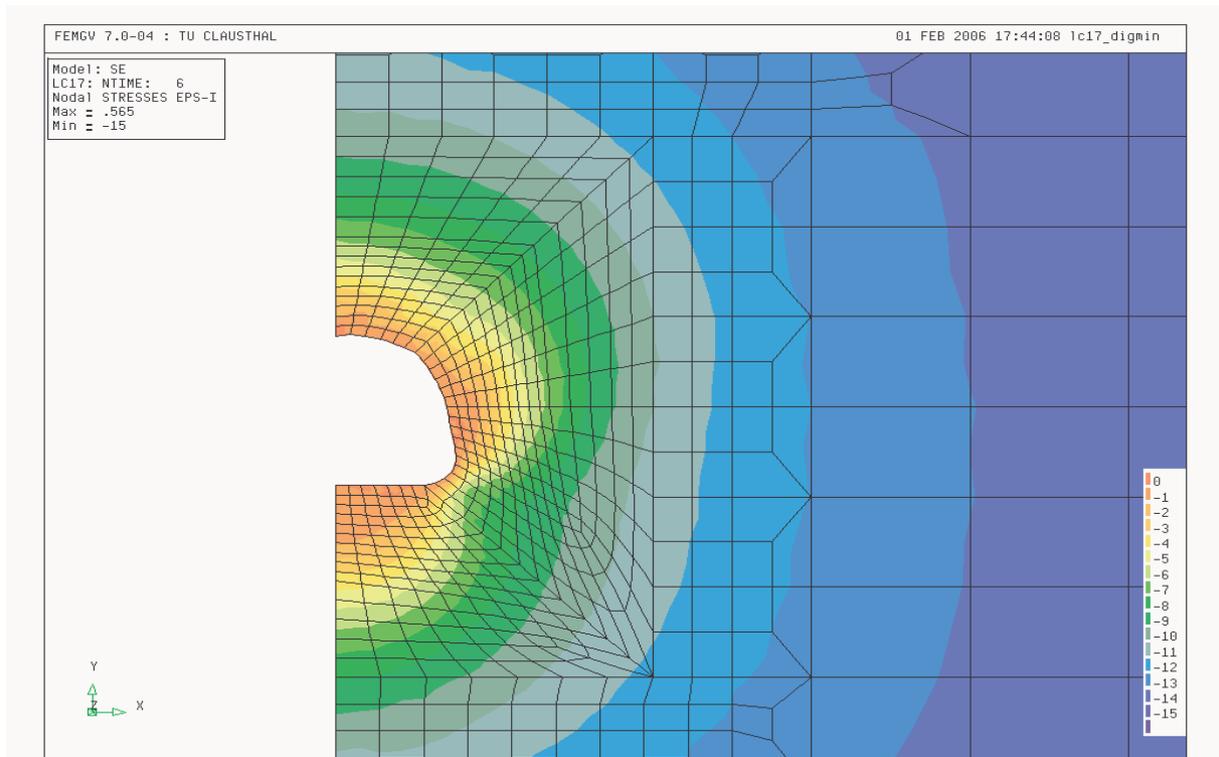


Bild 12.12: Minimalspannung nach 85 Jahren offener Strecke

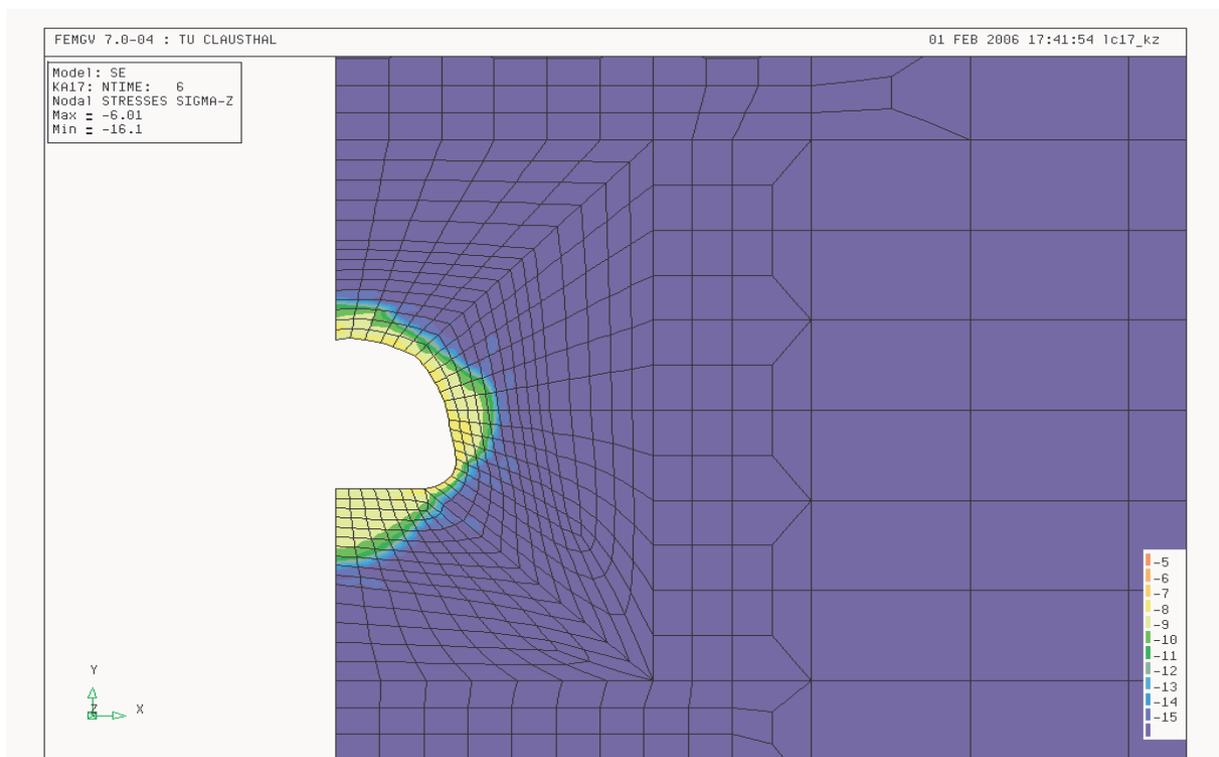


Bild 12.13: Permeabilitätsverteilung bei der offenen Strecke nach $t = 85 a$

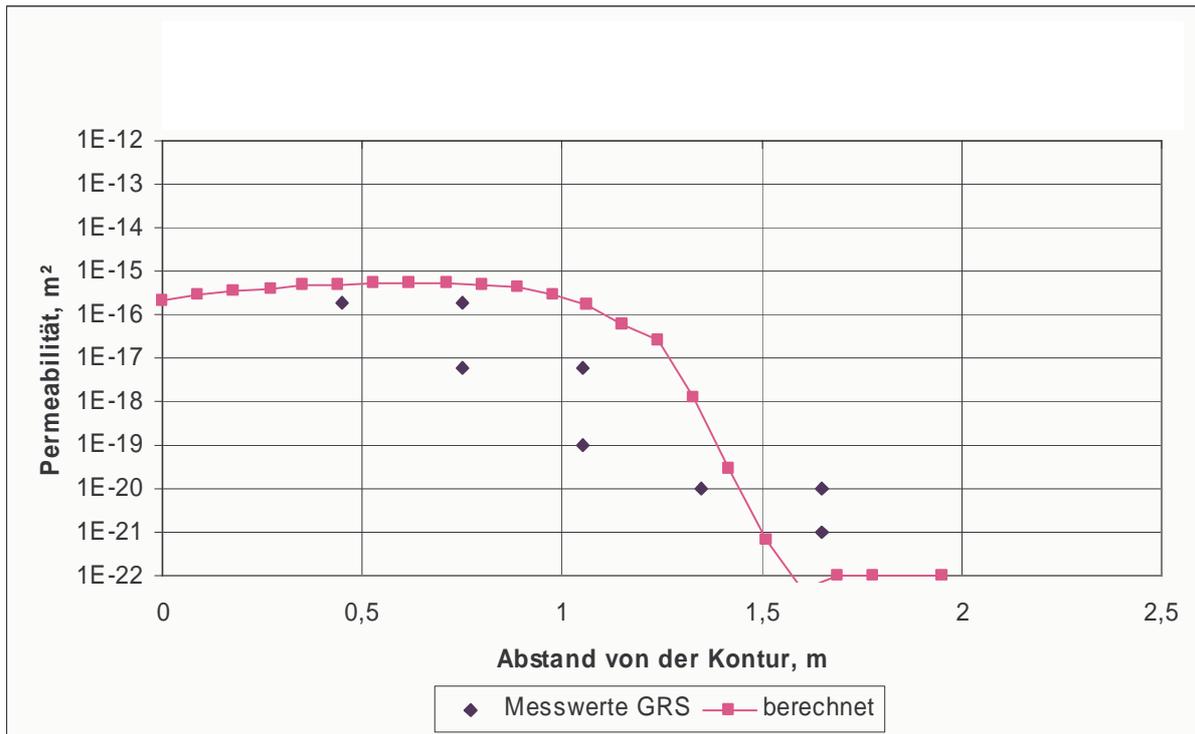


Bild 12.14: Vergleich der berechneten Permeabilitäten mit GRS-Messwerten nach einer Standzeit von $t = 85$ a in einem Vertikalschnitt in die Sohle der offenen Strecke

Auf den Bildern 12.9 und 12.13 ist deutlich der Zuwachs der Permeabilität um etwa zwei Größenordnungen im Vergleich der beiden Zeitpunkte $t = 3$ a und $t = 85$ a zu erkennen. Die permeablen Zonen in der Konturzone nehmen aber in ihrer Ausdehnung in dieser Zeit nicht zu. Für die Sohle zeigt sich in Bild 12.13 ein Rückgang der Permeabilität um ein bis zwei Größenordnungen ab etwa der halben Streckenhöhe (Übergang von *gelb* zu *grün* im Flächenplot, Bild 12.13) und entspricht in der Ausdehnung etwa der von der GRS gemessenen Ausdehnung. Die GRS hat Permeabilitäten von $K = 1,8 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ bis $K = 0,8 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ je nach Teufenlage unterhalb der Sohle gemessen. Rechnerisch lassen sich aus dem Flächenplot sohlennah Permeabilitäten von $K = 1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ ablesen, die sich mit zunehmender Teufe verringern von etwa $K = 1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ bis auf $K = 1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ beim Übergang ins ungestörte Gebirge, wo wieder die Primärpermeabilität abgelesen werden kann. Grundsätzlich ist die Größenordnung der gemessenen Permeabilitätsverteilung damit zufrieden stellend erfasst. Anhand der Schnittdarstellung in Bild 12.14 wird auch deutlich, dass die berechnete Ausdehnung der permeablen Zone gut mit der gemessenen Ausdehnung übereinstimmt.



Bei der Berechnung der offenen Strecke zeigt sich, dass trotz der unterschiedlichen Dilatanz ($\varepsilon_{\text{vol}} \approx 1\%$ in der Sohle und $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 2,5\%$ im Stoß) keine nennenswert unterschiedliche Permeabilitätsentwicklung im Flächenplot abzulesen ist. Es wird davon ausgegangen, dass im Bereich geringer Dilatanzen eine Zunahme der Dilatanz zu einer deutlich überlinearen Zunahme der Permeabilität führt, weil sich damit verbunden neue Systeme vernetzter Wegsamkeiten ausbilden. Bei hinreichend großen Dilatanzen hingegen nimmt die Permeabilität nur noch linear mit der Dilatanz zu, weil sich eher weniger neue Wegsamkeiten durch neue Vernetzungen bilden, als sich vielmehr die schon vorhandenen Fließwege aufweiten und aufgrund der größeren Rissweite größere Volumenströme ermöglicht werden.

Dieser Zusammenhang entspricht dem von *Stormont (1990)* in Versuchen beobachteten Verhalten von Steinsalz.



12.4 Auswertung und Gegenüberstellung der Ergebnisse für die ausgebaute Strecke

Die Annahmen und Kennwerte für die Berechnung sind zuvor bereits beschrieben worden. Das folgende Bild 12.15 zeigt einen Ausschnitt des FEM-Modells und den zugehörigen Schnittverlauf durch die Knotenpunkte, für die die Permeabilitäten rechnerisch ermittelt wurden.

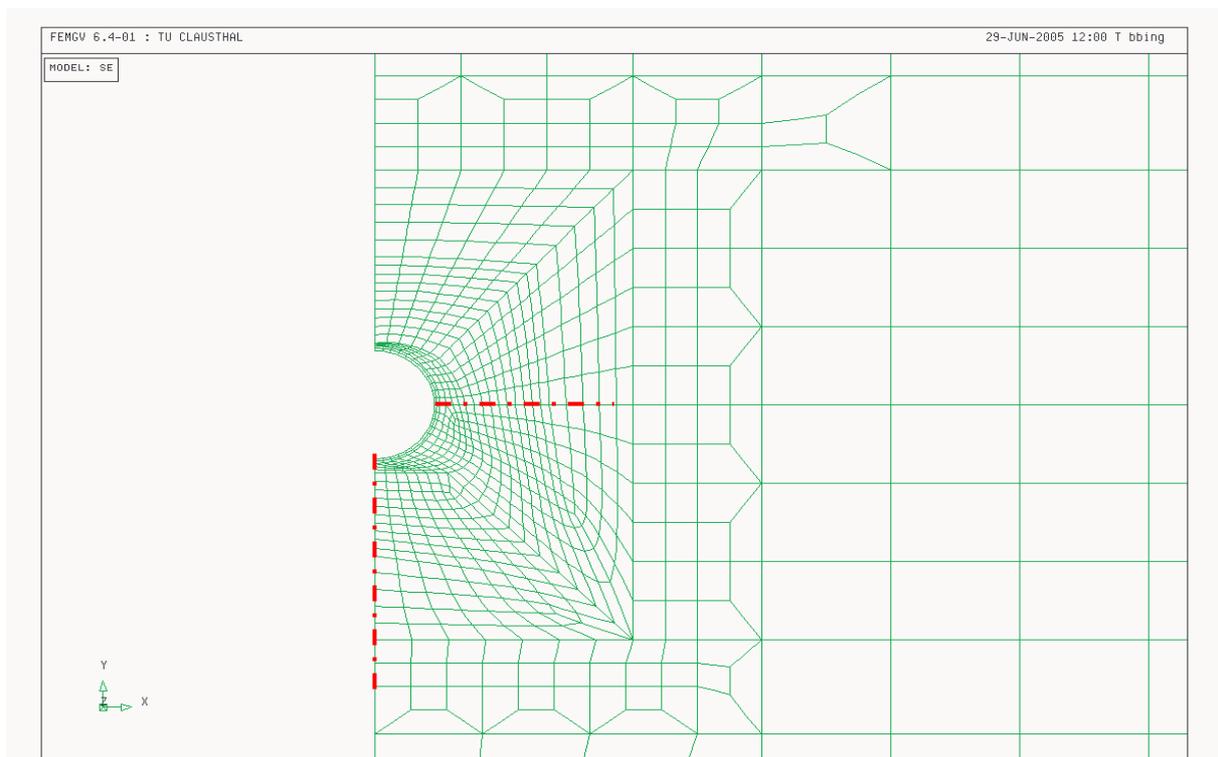


Bild 12.15: Modellierung der ausgebauten Strecke und Schnittlinien

Aufgrund der verschiedenen großen Raten der Dilatanz- und Schädigungsrückbildung der drei Phasen des Verheilungsprozesses werden im gesamten Konturbereich langfristig die Schädigung/Dilatanz und die Permeabilität gleichmäßig verteilt sein. Dies hat folgende Gründe:

- In Konturbereichen mit relativ großer Dilatanz $\epsilon_{vol} \gg \epsilon_{vol, healing} = 0,7 \text{ ‰}$ bildet sich in der elastischen Riss-schließphase 1 die Dilatanz relativ schnell zurück. Konturbereiche vergleichsweise kleiner Dilatanz (in der Größenordnung $\epsilon_{vol, healing} = 0,7 \text{ ‰}$), die bereits in der Verheilungsphase sind, bilden sich in gleicher Zeit nur unwesentlich zurück. In relativ kurzer Zeit nähern sich daher alle Konturbereiche einem Wert an, bei dem die eigentlich lang andauernde Verheilung beginnt ($\epsilon_{vol, healing} = 0,7 \text{ ‰}$). Bild 12.17 und 12.18 zeigen die Dilatanz-



und Schädigungsentwicklung unmittelbar nach dem Einbau des Tübbingausbaus. Gut zu erkennen ist die zahlenmäßig stark unterschiedliche Verteilung der Schädigung und der Dilatanz über die Steckenkontur. Die Bilder 12.21 und 12.22 zeigen die Schädigung und die Dilatanz nach $t = 85$ a. Gut zu erkennen ist, dass sich trotz der anfänglich stark unterschiedlichen Verteilung von Schädigung und Dilatanz über die Kontur sich nunmehr eine nahezu einheitliche geschädigte bzw. dilatante Zone mit zonal nur geringen Unterschieden im zahlenmäßigen Niveau der Schädigung bzw. der Dilatanz gebildet haben.

- Es wird unterstellt, dass bei einem Grenzwert von $\varepsilon_{\text{vol, healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ keine mechanisch dominierten Rissrückbildungsmechanismen mehr wirksam sind, sondern nur noch die physikochemisch induzierte Verheilung als einziger Mechanismus noch eine weitere Dilatanzabnahme bewirkt.
- Aufgrund der unterschiedlichen Größe und Ausdehnung der dilatanten Zonen im Umgebungsbereich des Hohlraums bilden sich nach Beanspruchungsumkehr in den Risssschließungsphasen 1 und 2 die Risse so schnell zurück, dass im gleichen (relativ kurzen) Zeitraum Gebirgsbereiche, die nicht einer Risssschließung unterworfen sind, keinen nennenswerten Rückgang in der Dilatanz erfahren.

Für die Auswertung sind nicht die gesamte Standzeit der Strecke und nicht alle Berechnungsgrößen relevant. Besonderes Augenmerk wird auf die Zeitabschnitte (Lastfälle)

- LF10 Dammeinbau nach $t = 3$ a
- LF17 85 Jahre, davon 82 Jahre eingebauter Damm

gelegt.

Nachstehend werden in Flächenplots die Dilatanz, die Schädigung, die Minimalspannung und die Permeabilitäten gezeigt. Dazu muss angemerkt werden, dass der Betonhinterfüllung und dem Gusseisen die maximale Permeabilität aus programmtechnischen Gründen zugewiesen wird. Für die Betonhinterfüllung und den Gusseisentübbing werden aufgrund der Annahme eines linear-elastischen Stoffmodelles keine Dilatanz und keine Schädigung berechnet. In der flächenhaften Darstellung ist immer der Wert „0“ ausgewiesen. Es folgt:



- Bild 12.16 zeigt die flächenhafte Verteilung der Dilatanz unmittelbar nach dem Einbau des Tübbingausbaus.
- Bild 12.17 zeigt analog zu Bild 12.16 die flächenhafte Verteilung der Schädigung D. Bild 12.16 und 12.17 stellen damit quasi den Zustand unmittelbar nach dem Einbau des Tübbingausbaus dar.
- Bild 12.18 zeigt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung unmittelbar nach dem Einbau der Tübbingringelemente und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 12.19 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität unmittelbar nach Einbau des Tübbingausbaus.
- Bild 12.20 und Bild 12.21 zeigt für die offen gebliebene Strecke die flächenhafte Verteilung der Dilatanz und der Schädigung
- Bild 12.22 stellt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 85$ a Standzeit dar (82 Jahre ausgebaute Strecke) und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 12.23 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 85$ a Standzeit offener Strecke. Bild 12.14 zeigt ebenfalls die flächenhafte Verteilung der Permeabilität, jedoch in enger gestufter farblicher Darstellung, um die Unterschiede in der Verteilung zu verdeutlichen.

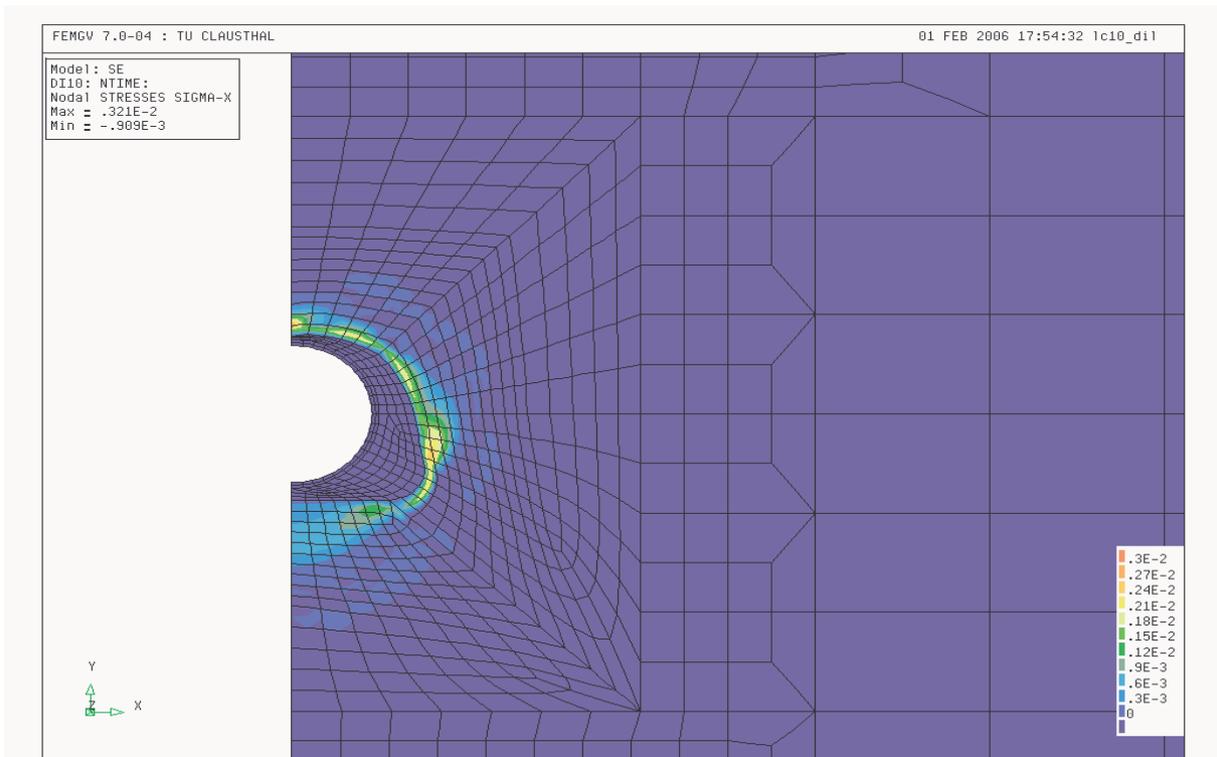


Bild 12.16: Dilatanz nach Dammeinbau

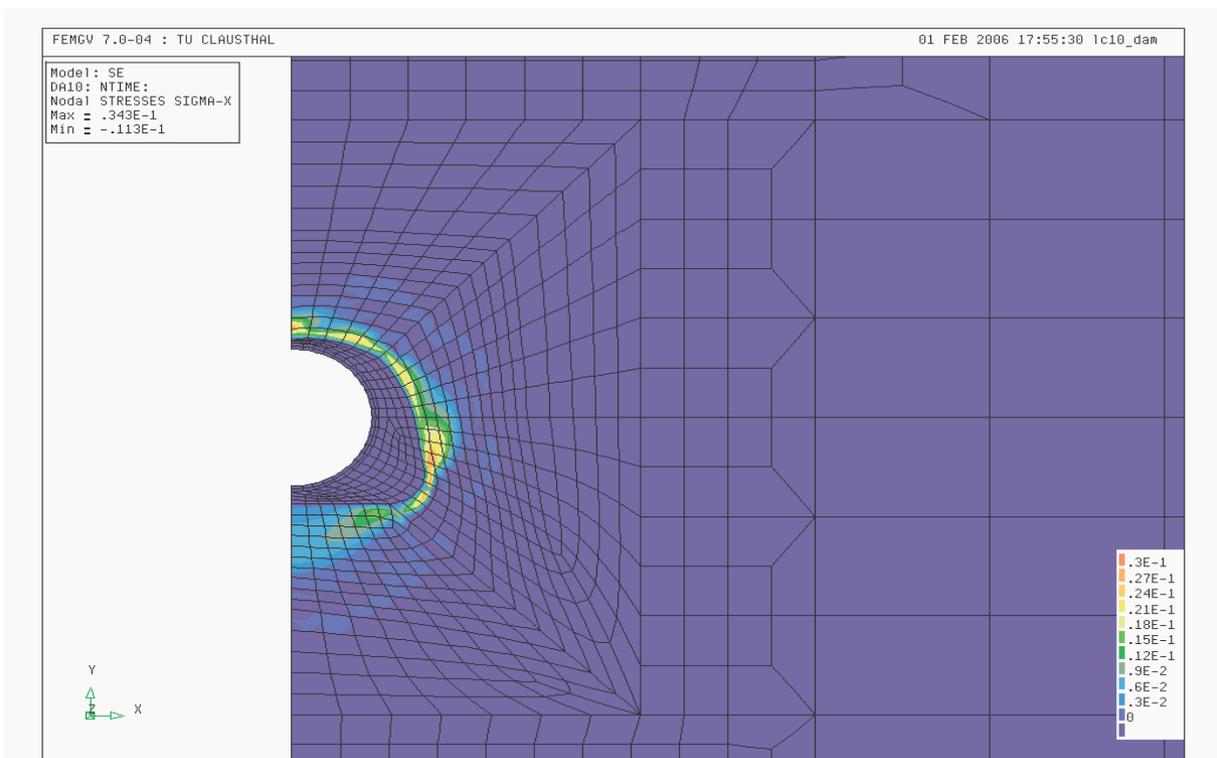


Bild 12.17: Schädigung nach Dammeinbau

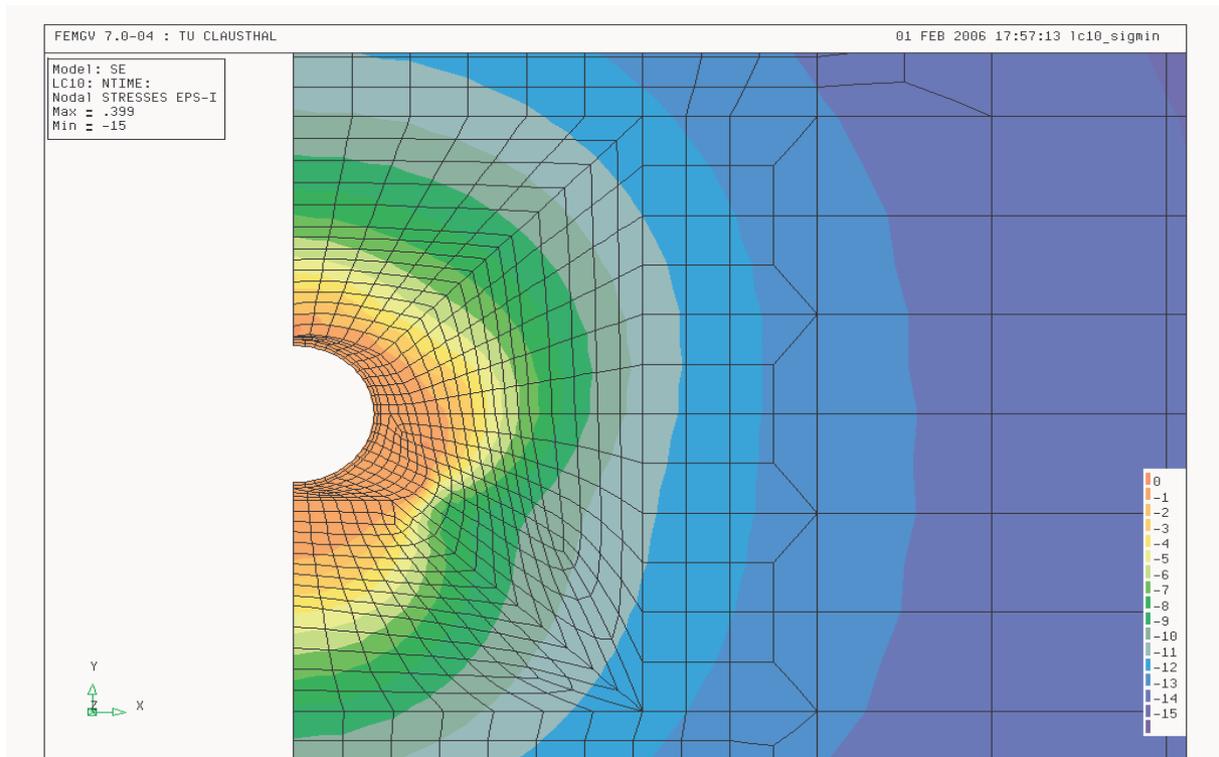


Bild 12.18: Minimalspannung nach Dammeinbau

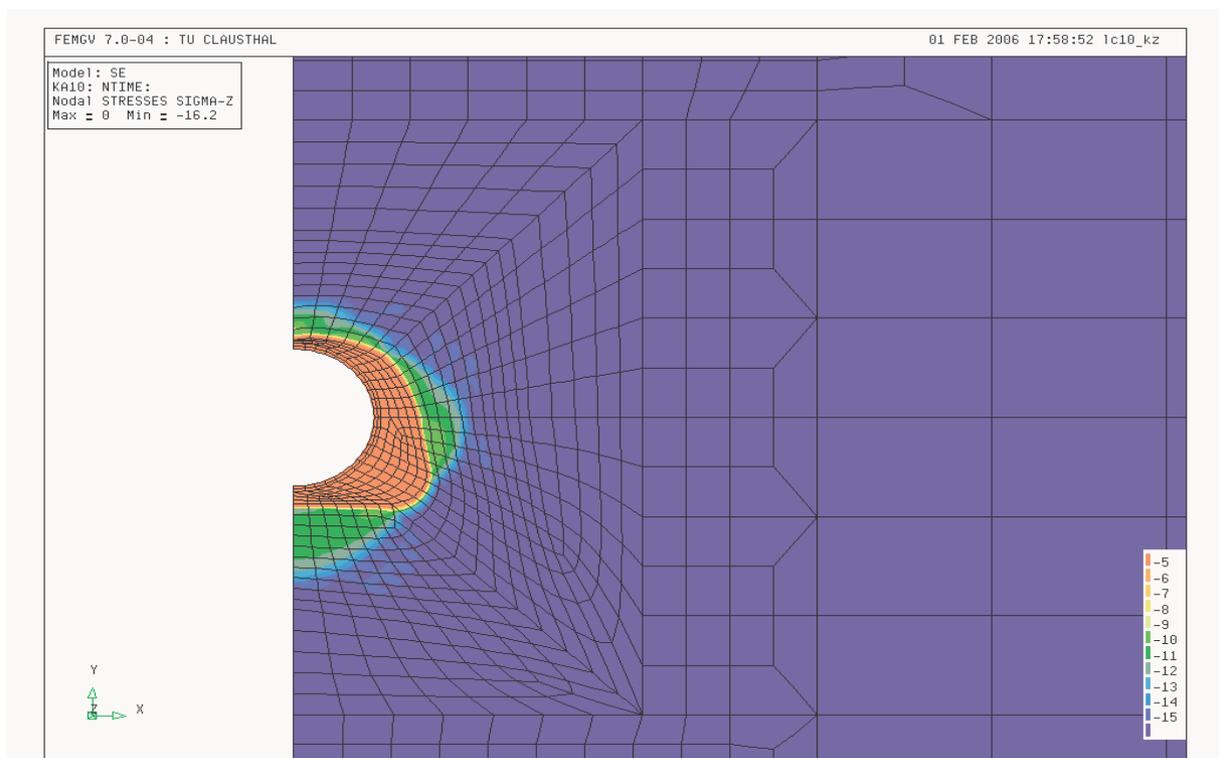


Bild 12.19: Permeabilität unmittelbar nach Dammeinbau nach $t = 3 a$

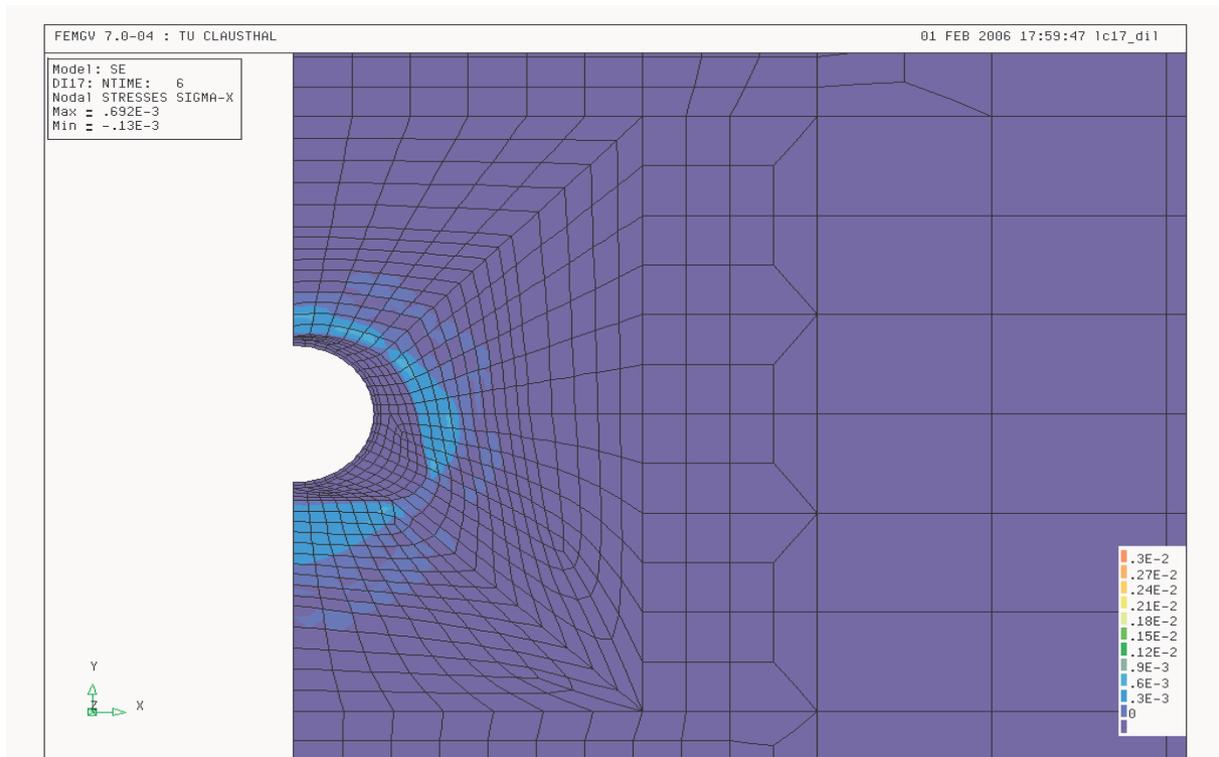


Bild 12.20: Dilatanz nach 82 Jahren ausgebauter Strecke

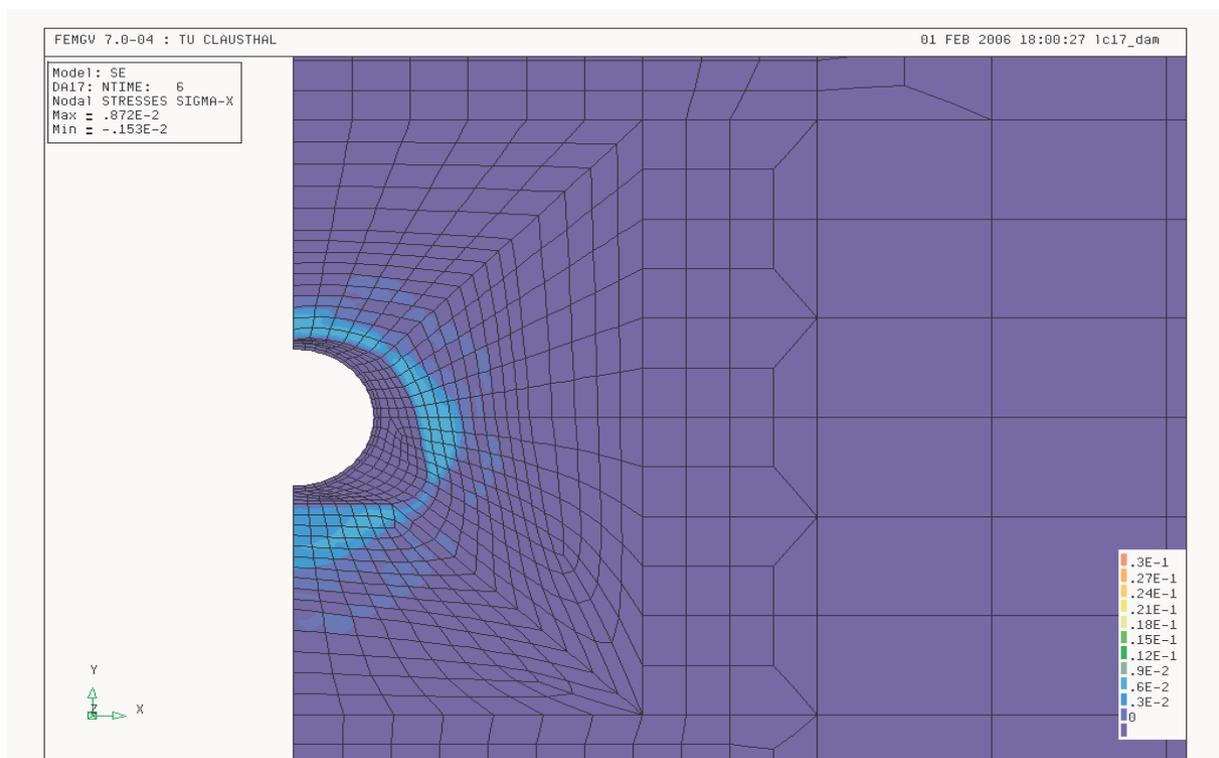


Bild 12.21: Schädigung nach 82 Jahren ausgebauter Strecke

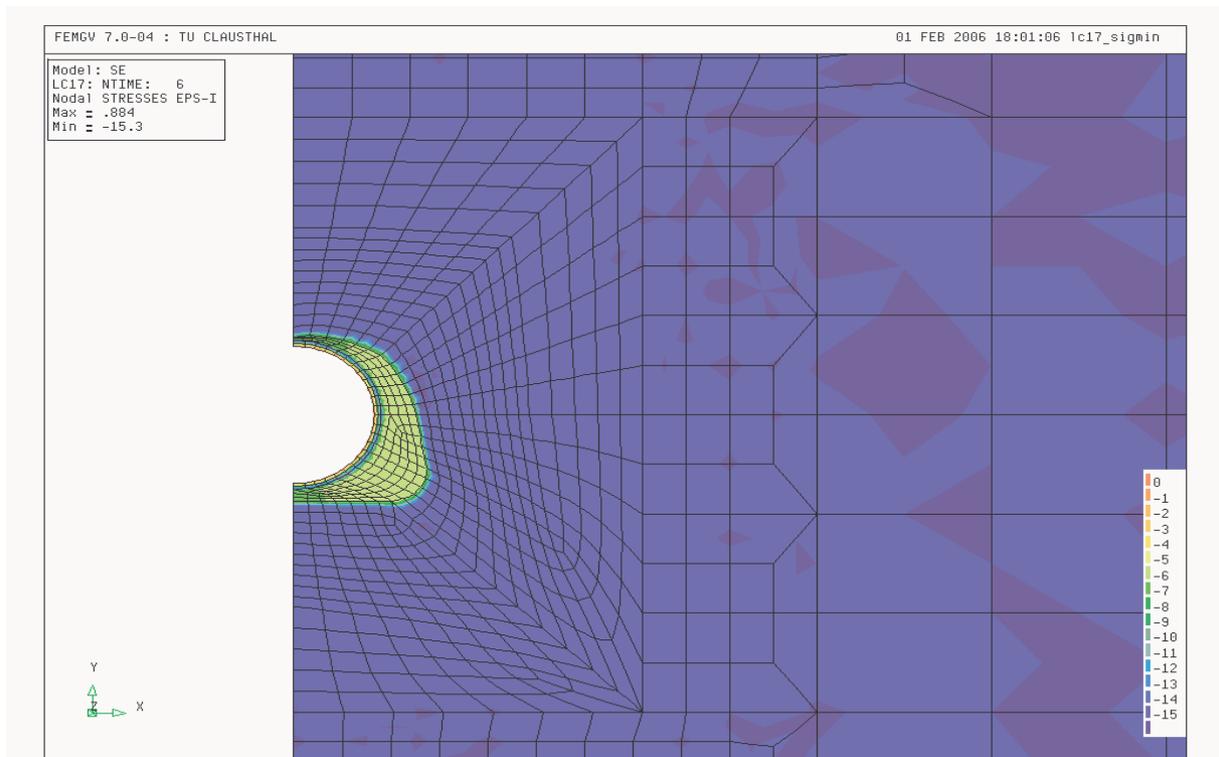


Bild 12.22: Minimalspannung nach 85 Jahren

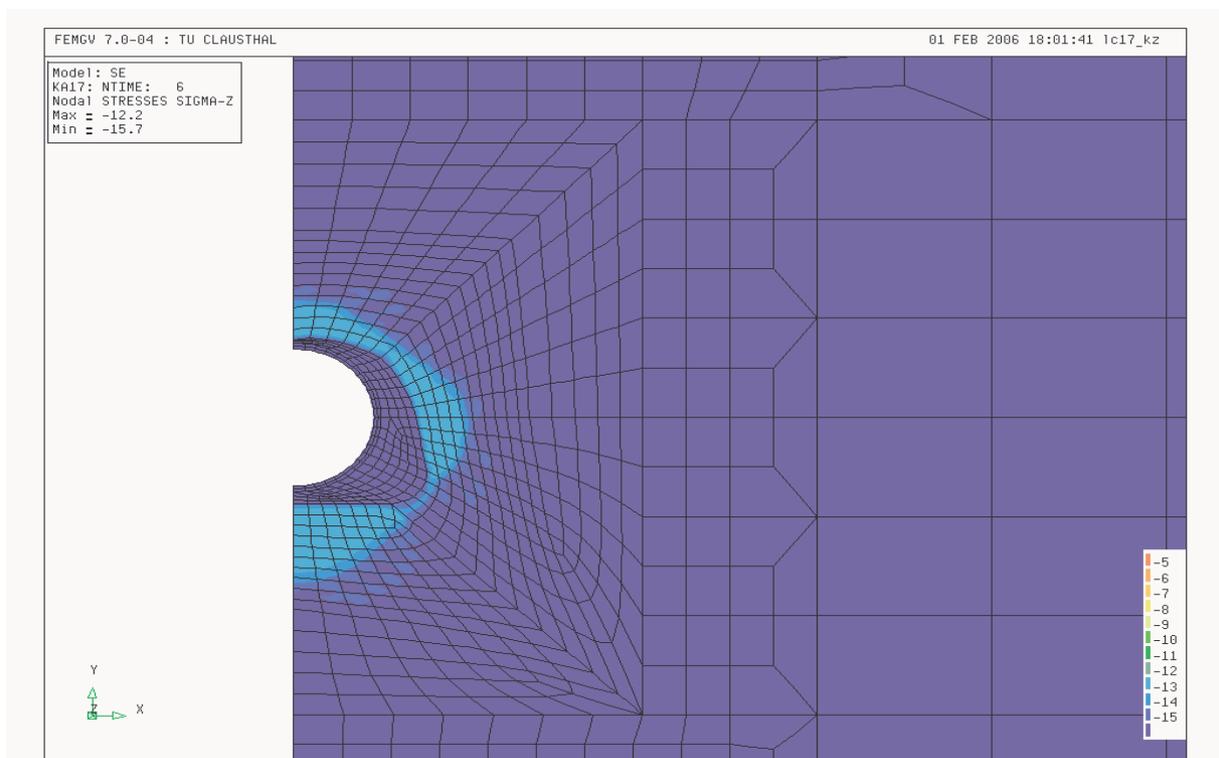


Bild 12.23: Permeabilität nach 85 Jahren

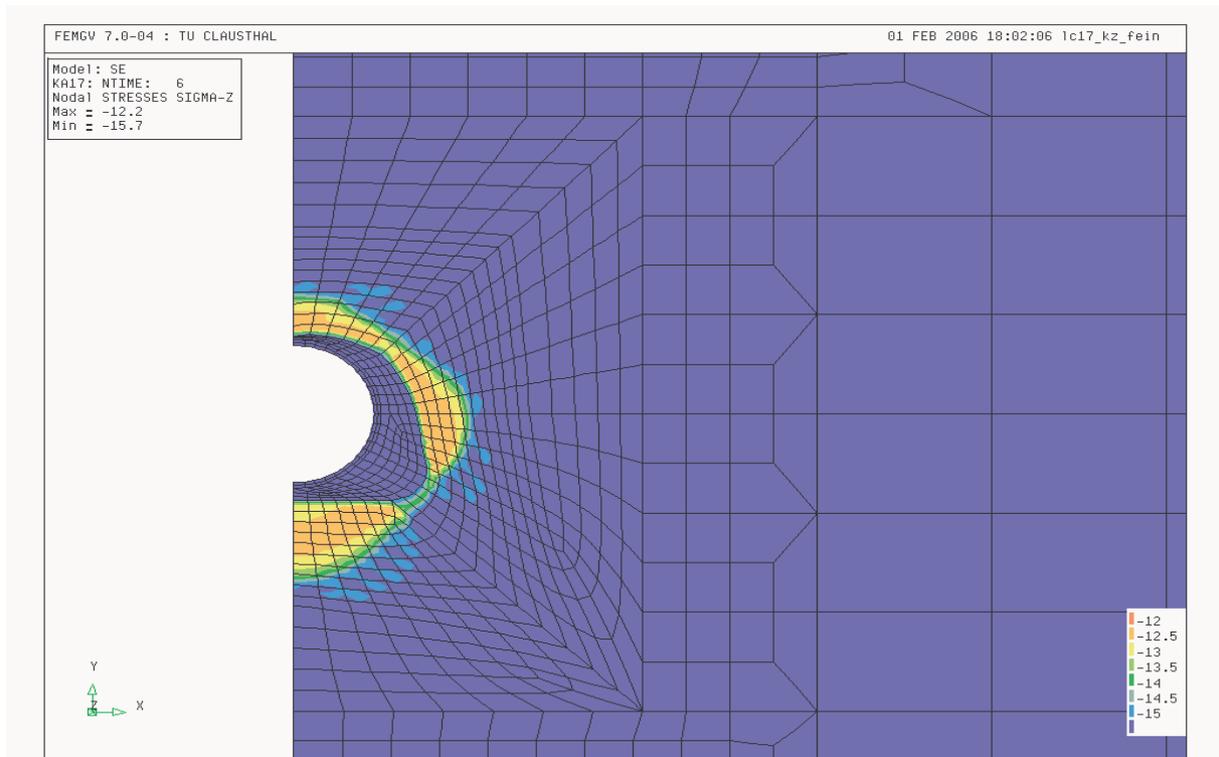


Bild 12.24: Permeabilität nach 85 Jahren, feine Darstellung

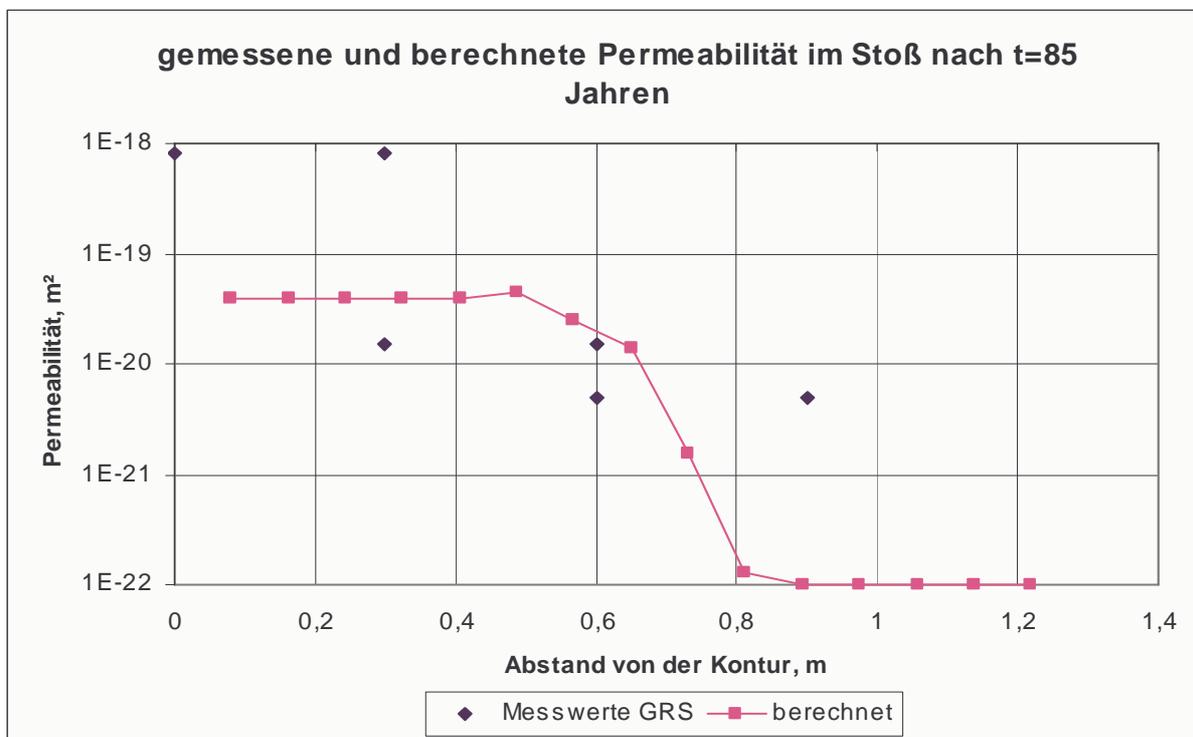


Bild 12.25: Permeabilität nach 85 Jahren, Vergleich gemessener und berechneter Werte im Stoß

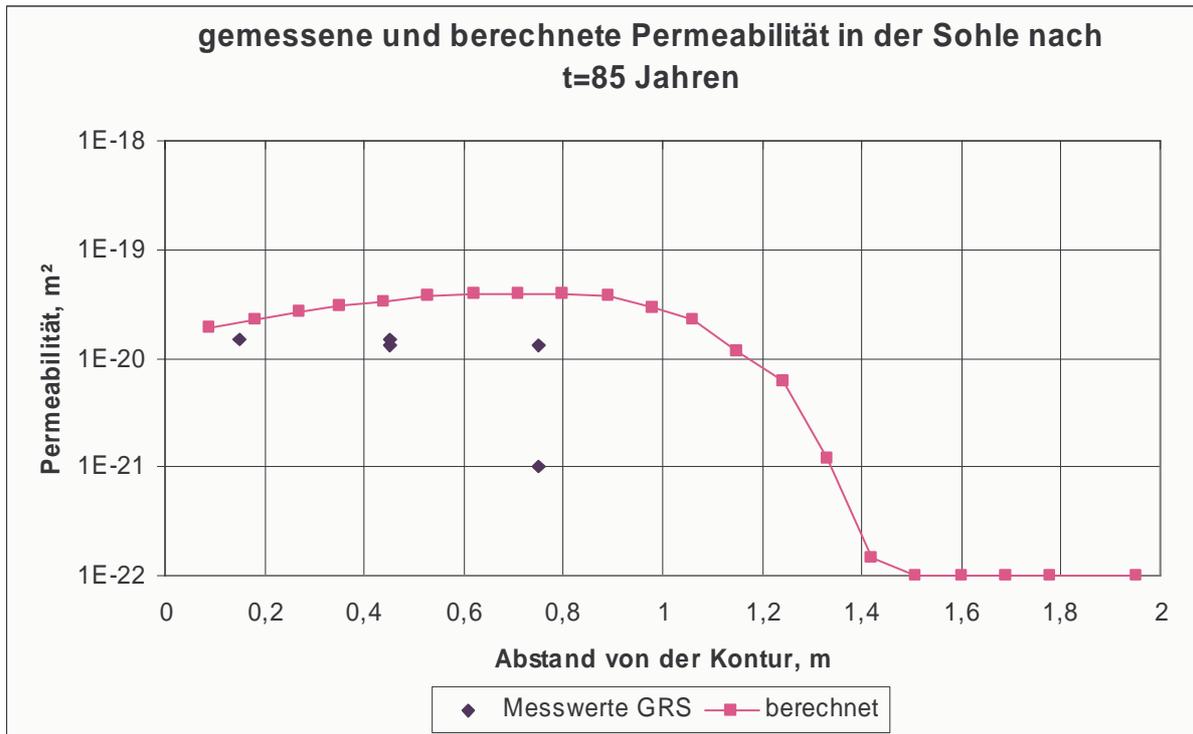


Bild 12.26: Permeabilität nach 85 Jahren, Vergleich gemessener und berechneter Werte in der Sohle

Die flächenhafte Darstellung der permeablen Zonen in Bild 12.19 und Bild 12.23 bzw. Bild 12.24 zeigt einen Rückgang der Permeabilität von $K = 1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ auf etwa $K = 1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ im Lauf der Standzeit von $\Delta t = 82 \text{ a}$ nach Dammeinbau, der zum Zeitpunkt $t = 3 \text{ a}$ erfolgt. Einen unmittelbaren Vergleich mit den Messwerten zeigen die Bilder 12.25 und Bild 12.26. Danach wird die Ausdehnung der permeablen Zonen durch die numerische Berechnung zufrieden stellend abgebildet, während die Übereinstimmung in der Größenordnung der Permeabilität schon als gut einzuschätzen ist. Allerdings ist auch vor allem für die gemessenen Permeabilitäten im Stoßbereich eine große Streuung abzulesen. Die berechneten Werte liegen hier in der Streubreite, aber im Konturbereich etwas zu gering. In der Sohle liegt die berechnete Permeabilität nur geringfügig über den gemessenen Werten. Leider reichen die Messwerte nur bis in eine Teufe von knapp 0,8 m unterhalb der Sohle, so dass die Größe der Ausdehnung dieser Zone erhöhter Permeabilität nicht sicher angegeben werden kann.

Dem vorliegenden *phs*-Verheilungsansatz für Salzgestein liegt die physikalische Vorstellung zu Grunde, dass sich an die Phase von zwei Rissschließungsprozessen die eigentliche Verheilungsphase anschließt, in der geochemisch durch Gefügeumlagerungen und Rekristallisation noch



verbliebene geringe Rest- Dilatanzen und Schädigungen über einen sehr langen Zeitraum verheilt werden (\rightarrow mechanisch intaktes Gefüge). Diese Phase beginnt bei dem Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol, healing}}$. Daher gleicht sich im Lauf der Rissschließungsphasen 1 und 2 die Dilatanz in den unterschiedlich stark geschädigten Konturbereichen immer mehr an und bleibt nahezu auf einem konstanten Niveau bzw. nimmt in der nachfolgenden Verheilungsphase nur noch langsam und gleichmäßig ab. Das bedeutet, dass sich zum Ende der Rissschließungsphasen und dann in der Verheilungsphase immer ein gleichförmiger Bereich der Sekundärpermeabilität in der Konturzone einstellen wird. Die (effektive) Minimalspannung σ_3 erreicht nahezu den Wert der Primärspannung, so dass fast ein isotroper Beanspruchungszustand vorliegt. Die Dilatanz ε_{vol} nimmt mit zunehmender Verheilungszeit ab, die Verteilung aber bleibt in den noch geschädigten Bereichen etwa gleich. Aus diesem Grund kann die Permeabilität in ihrer Größe über die Zeit zwar noch weiter abnehmen, jedoch bleibt sie in der Konturzone um den Hohlraum relativ gleichförmig verteilt.

12.5 Zusammenfassung und Fazit

Bei der Simulation des Tragverhaltens der offenen Strecke zeigt sich, dass trotz der unterschiedlichen Dilatanz ($\varepsilon_{\text{vol}} \approx 1\%$ in der Sohle und $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 2,5\%$ im Stoß) keine nennenswert unterschiedliche Permeabilitätsentwicklung im Flächenplot abzulesen ist. Es wird davon ausgegangen, dass bei ausreichend geringen Dilatanzen eine Zunahme der Dilatanz zu einer deutlich überlinearen Zunahme der Permeabilität führt, weil sich unweigerlich neue Systeme vernetzter Wegsamkeiten bilden. Bei hinreichend großen Dilatanzen hingegen nimmt die Permeabilität nur noch linear mit der Dilatanz zu, weil sich weniger neue Wegsamkeiten durch neue Vernetzungen bilden, sondern eher die vorhandenen Fließwege aufgrund größerer Rissöffnungen größere Volumenströme ermöglichen.

Die durch die Beanspruchung neu induzierte Dilatanz entspricht der Porosität im Sinne neu gebildeter Risse und Wegsamkeiten als vergrößerter (sekundärer) Porenraum. Die Berechnung der Permeabilität aus der Porosität mit dem *pps*-Ansatz (**p**orosity-**p**ermeability in **s**alt) von *Wolters und Eberth (2005)* und soll im Rahmen dieses Forschungsberichtes nicht weiter diskutiert werden. Einzelheiten sind in *Eberth (2007)* zu finden.



13 Berechnungsbeispiel Dammbauwerk Sondershausen

13.1 Untertägige Simulation und Vorüberlegungen

Das Dammbauwerk Sondershausen wurde im Rahmen eines Forschungsprojektes in einen Streckenstummel in der mittlerweile stillgelegten und im Bergversatz befindlichen Grube „Glückauf“ in Sondershausen gebaut, *Sitz et al. (1999)*.

In Bild 13.1 zeigt ein Riss des Grubenfeldes die Lage des Dammbauwerks (Versuchsort EU1).

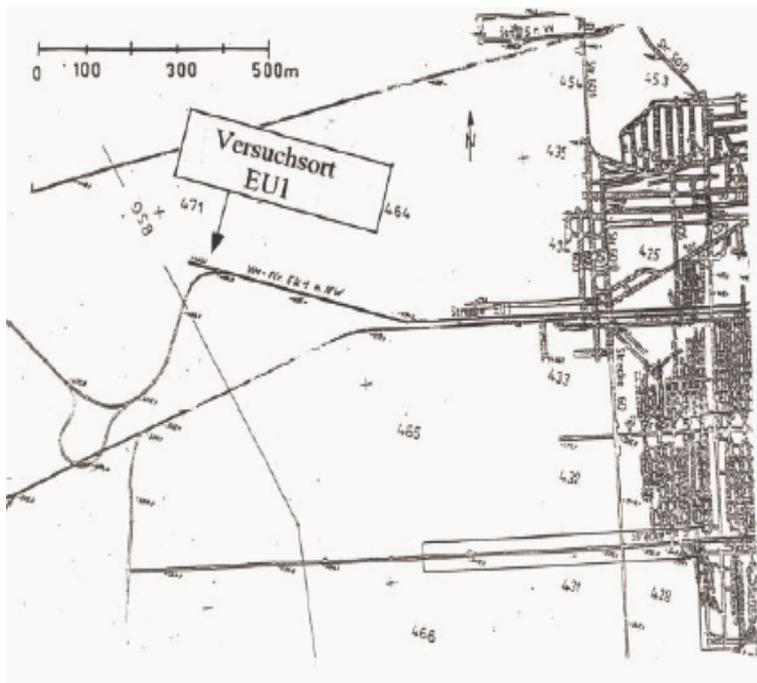


Bild 13.1: Riss des Grubenfeldes der Grube Glückauf und Lage des Paralleldamms, aus Häfner (2001)

Die Tiefe des in eine vor ca. $t = 30$ a aufgefahrene kreisrunde Maschinenstrecke gebauten Damms liegt bei $z = 684$ m (NN ist $z = 483$ m). Die Steinsalzrohddichte des anstehenden Staßfurtsteinsalzes ist von *Sitz (1999)* mit $\rho = 2196$ kg/m³ angegeben worden. Dabei kann unter der Annahme eines unverritzten und homogenen Gebirges ein Primärspannungszustand von ca. $\sigma = 16$ MPa eingeschätzt werden. Der Streckendurchmesser beträgt $d = 3$ m. Im Bereich des Dammbauwerks ist die Gebirgskontur entsprechend der Konfiguration des Dammbauwerks nachgerissen und der Damm innerhalb eines Zeitraumes von $t = 303$ d mit handwerklichen Ver-



fahren aus Trockenmauerwerk für das Widerlager aus Salzgrusbriketts und Bentonitsteinen für das Dichtelement errichtet worden. Das folgende Foto Bild 13.2 zeigt die Kontur des späteren Dammbauwerks, die in die Strecke gehauen wurde.



Bild 13.2: Blick in den vorbereiteten Streckenbereich zum Einbau von Dichtelement und Widerlager, FDI und FDII zeigen zwei Messpunkte in der Firste des Dichtelements (FD), SW und NO zeigen die Ausrichtung an (Südwest und Nordost), aus Häfner (2001)



Der konstruktive Aufbau des Dammbauwerks mit den Abmessungen und seinen einzelnen Bauabschnitten ist der folgenden Zeichnung in Bild 13.3 zu entnehmen:

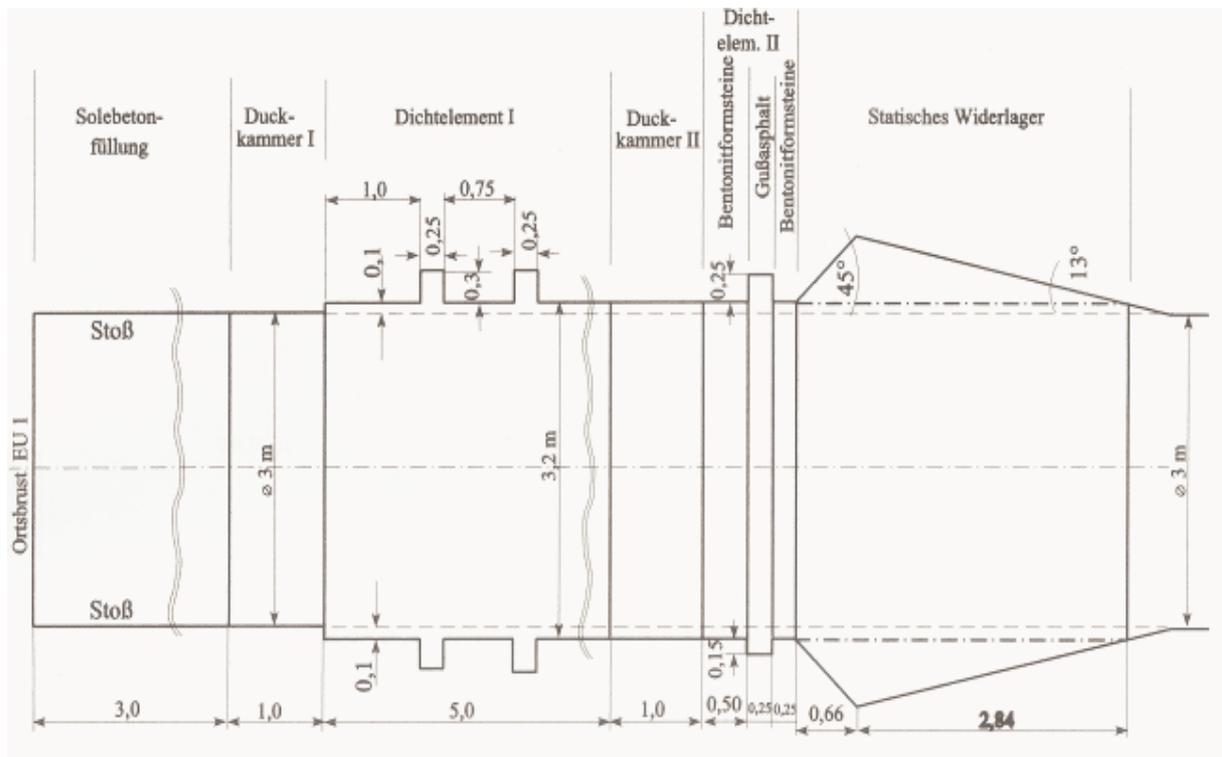


Bild 13.3: Aufbau des Dammbauwerks nach IfG (1999)

Die im oben dargestellten Bild angedeuteten Druckkammern sowie die Solebetonfüllung in der Strecke werden nicht als eigenständige Konstruktionselemente in das Berechnungsmodell übernommen.

In den nachfolgenden Berechnungen soll auch die geomechanische Wirkung von Versatz auf das Gebirgstragverhalten untersucht werden. Daher wird im Berechnungsmodell entgegen der Realität der Streckenbereich rechtsseitig des Dammwiderlagers mit Salzgrusversatz versetzt. Die Einbringung des Versatzes erfolgt nach $t = 30$ a Standzeit der Strecke. Die Streckenkontur wird in diesem Bereich nicht nachgearbeitet. Damit wird die Situation einer versetzten (Einlagerungs-) Strecke modelliert, in die bündig an den Versatz anschließend ein Streckendamm eingebaut wird. Diese Konstruktion soll eine langfristige Abdichtung gewährleisten – entweder die Abfälle



gegen den luftseitigen Zutritt von wässrigen Lösungen oder die Restgrube gegen den Zutritt kontaminierter Lösungen aus den Abfällen.

Mit dem Versatz in der Strecke kann der Rückgang der aufgelockerten Zone an der nicht nachgearbeiteten Streckenkantur durch Konvergenz des Gebirges auf den Versatzkörper einerseits, und andererseits die Kompaktion des Versatzes selbst aufgezeigt werden. Für beide Prozesse (Verheilung der aufgelockerten Kanturzone durch Konvergenz und Kompaktion des Versatzes) stehen Stoffmodellansätze zur Verfügung, mit denen es möglich ist, die Permeabilitätsentwicklung zu quantifizieren. Für die Berechnungen mit Streckenversatz musste vorher eine Poro-Perm-Beziehung implementiert werden, um die Reduktion der Permeabilität in Abhängigkeit des Kompaktionsgrades berechnen zu können *GRS (1999)*.

13.2 Implementierung des Poro-Perm-Ansatzes der GRS für Salzgrus, *GRS (1999)*

Das implementierte und bereits vorgestellte Stoffmodell zur Modellierung der Versatzkompaktion von *Korthaus/Hein* ermöglicht die Ermittlung der Porositätsänderung im Versatzkörper mit fortschreitender Kompaktion infolge der Gebirgskonvergenz. Im Rahmen der Bewertung der Langzeitsicherheit ist die Kenntnis der zeitabhängigen Permeabilität im Versatzkörper von besonderer Wichtigkeit. Die erforderliche Funktionszeit des Dammbauwerks hängt davon ab, dass der Versatz so weit durch das konvergierende Gebirge kompaktiert ist, dass er als Ersatz für das Abdichtungsbauwerk die Aufgabe der Abdichtung langfristig vollständig übernehmen kann.

Aus diesem Grunde wurde ein in *GRS (1999)* vorgeschlagenes Poro-Perm-Modell für Salzgrus übernommen und implementiert, mit dessen Hilfe aus der Porosität des (sich kompaktierenden) Versatzes die Permeabilität bestimmt werden kann. Das Modell ist empirisch hergeleitet worden auf der Basis zahlreicher Versuche, (*GRS 1999*).

Die Poro-Perm-Beziehung für Salzgrus als Versatzmaterial ergibt sich zu:

$$K = 6,237 \cdot 10^{-10} \cdot n^{4,497} \quad (13.1)$$

mit n Porosität, -

K Permeabilität, m^2



Gl. (13.1) ist für trockenen und feuchten Salzgrusversatz anzuwenden und gilt für Porositäten von $n > 0,3 \%$ (0,003).

Das Stoffmodell für die Modellierung der Versatzkompaktion von *Korthaus/Hein* ist in das FEM- Programm *MISES3* implementiert worden. Damit kann die räumlich-zeitliche Entwicklung der Porosität im Versatz zu ausgewählten Zeiten dargestellt werden.

Das Versatzkompaktionsmodell wird wie die anderen implementierten Materialmodelle im *MISES3*-Programmmodul *m3coupl* aufgerufen. Ihm ist die Materialnummer 101 zugewiesen worden. Die erforderlichen Parameter sind aus Versuchen ermittelt worden. Sie sind in der Literatur zu finden, *Korthaus (1998)*, *Hein (1992)*.

13.3 Parameter für das Stoffmodell *Korthaus/Hein*

Für die Stoffmodellgleichungen wird auf den vorangegangenen Abschnitt 7.3.4 verwiesen. Die Stoffmodellparameter werden nachstehend mit den in die Berechnung übernommenen Zahlenwerten angegeben.

Q	Aktivierungsenergie, kJ/mol, $Q = 154,21$ kJ/mol
A	Parameter, $1/\text{sMPa}^5$, $A = 1,9 \cdot 10^{-6}$ $1/\text{sMPa}^5$
T	Absolute Temperatur, K (wird im Programmmodul <i>m3coupl</i> bereits definiert)
h_0	Initielle Porosität, -, 31 %
R	Universelle Gaskonstante $R = 8,3143 \cdot 10^{-3}$ kJ/(K·mol)
a	Parameter, -, $a = 0,01648$
b	Parameter, -, $b = 0,9$
c	Parameter, -, $c = 0,1$
d	Parameter, -, $d = 0,0003$
m	Parameter, -, $m = 2,25$

Ein weiterer Parameter für den Versatz aus Salzgrus ist der Verformungsmodul:

E	E-Modul, MPa, $E = 300$ MPa
---	-----------------------------



Für die numerische Simulation ist ein Berechnungsmodell in Anlehnung an die Verhältnisse des Dammbauwerks Sondershausen erstellt worden, wobei der Streckenbereich rechtsseitig des Dammwiderlagers mit einem Salzgrusversatz versehen worden ist, während linksseitig des Dichtelements die Strecke offen bleibt.

13.4 Berechnungsmodell mit Parametersatz und Versatzeinbau

Für die numerische Simulation wird der Streckenteil rechtsseits des Salzbrikettwiderlagers mit Salzgrus versetzt. Es wird vereinfachend angenommen, dass der Versatz instantan eingebracht wird, d.h. das Versetzen der Strecke wird nicht zeitabhängig modelliert. Es wird folgender Zeitablauf gewählt:

- Auffahrung und Standzeit der Strecke bis zum Zeitpunkt $t = 30 \text{ a}$
- Konturnacharbeiten für den Einbau des Dammbauwerks und Einbringen des Versatzes zum Zeitpunkt $t = 30 \text{ a}$,
- Einbau des Dammbauwerks zum Zeitpunkt $t = 30\text{a} + 303 \text{ d}$.

Mit diesem Ansatz wird vereinfachend auch der Versatz einer Einlagerungsstrecke modelliert (ohne thermische Einwirkungen). Dabei erfolgen nach Beendigung der Einlagerung der Versatz der Zugangsstrecke und die vorbereitenden Arbeiten für die Errichtung des Dammbauwerks. Da der Damm in Sondershausen in händischem Verfahren errichtet worden ist, wurde nach *Sitz (1999)* ein Zeitraum von etwa einem Jahr (genau $\Delta t = 303 \text{ d}$) veranschlagt. In dieser Zeit bildet sich eine neue geschädigte Zone um die Kontur der Strecke im Bereich des Dammeinbauortes aus, gleichzeitig kann aber durch die Konvergenz der Strecke der Versatz im versetzten Streckenabschnitt bereits langsam kompaktiert werden.

Das Modell mit bereits eingebrachtem Versatz ist in dem folgenden Bild 13.4 dargestellt.

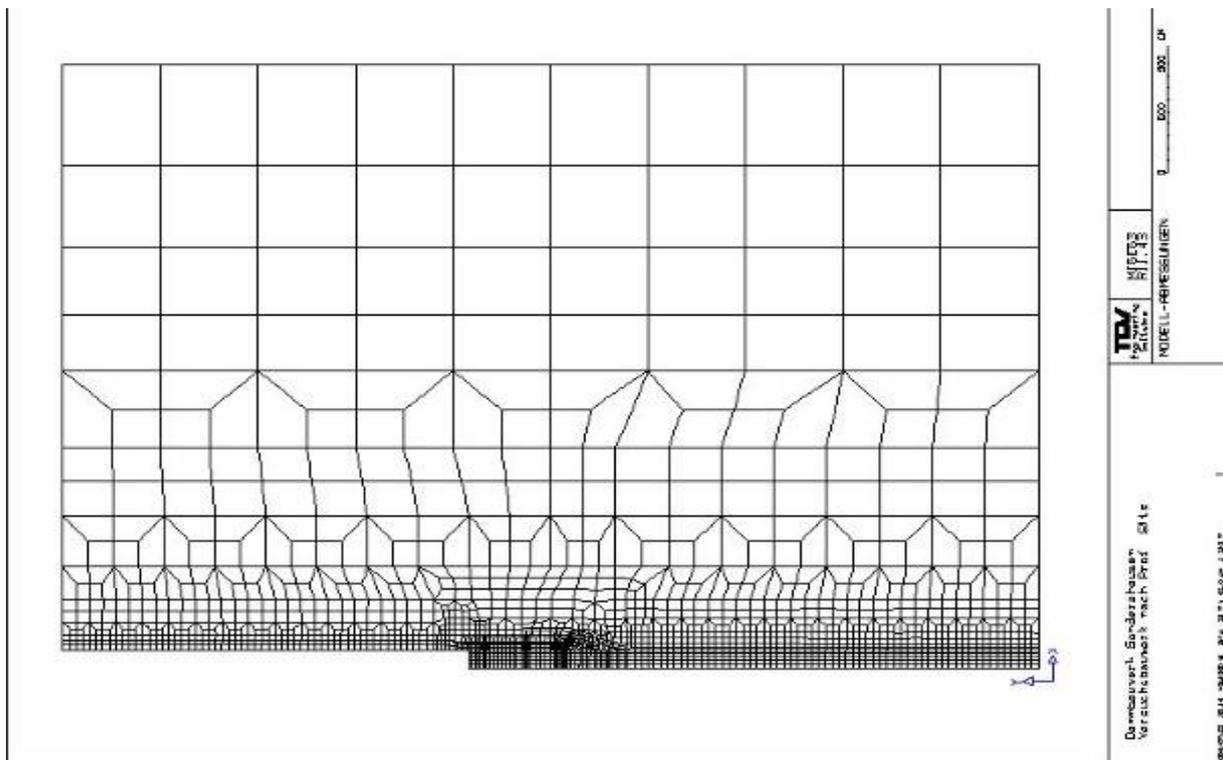


Bild 13.4: Berechnungsmodell in Anlehnung an das Dammbauwerk Sondershausen mit Dammbauwerk und rechtsseitigem Streckenversatz zum Zeitpunkt $t = 30 a + 303 d$

Das Berechnungsmodell besteht nach Versatz- und Dammeinbau aus nunmehr 2003 isoparametrischen Achtknotenelementen, d.h. der Versatzkörper wird aus 420 Elementen modelliert.

Die Konvergenzrate der Strecke wird mit 1-2 mm/a angegeben, *Sitz (1998)*. Die Materialkennwerte sind aus mehreren Berichten des *IfG Leipzig* entnommen, bei unzureichenden Angaben aber auch abgeschätzt worden, *IfG (1998,1999)*.

In Tabelle 13.1 sind die verwendeten Materialkennwerte zusammengestellt.



<i>Baugruppe</i>	<i>Datenquelle</i>	<i>E, GPa</i>	<i>ν, -</i>	<i>K, GPa</i>	<i>G, GPa</i>	<i>φ, °</i>	<i>c, MPa</i>
Salzbriketts	Versuche	20	0,15	16	10	46	8,6
Salzbrikett- Mauerwerk	Ubiquitos- -joint Modell Versuche	4	0,03	1,418 k_N , MPa/m 10	1,942 k_S , MPa/m 1	20	0
Bentonitsteine lufttrocken	Versuche	5	(0,22)	3	2,174	20-23	2-3
Bentonitsteine Mauerwerk	(geschätzt)	(1)	(0,03)	(0,35)	(0,48)	(10)	(0)

k_N, k_S , Normal- bzw. Schersteifigkeit der Fugen im Mauerwerk, Schätzwerte in Klammern ()

Tabelle 13.1: Materialkennwerte für die Bauelemente des Dammbauwerks, entnommen aus: (1) Standsicherheitsnachweis für das statische Widerlager, IfG Leipzig, (1999, S. 9);(2) Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 6, Untertägige Entsorgung, 4. Statusgespräch, 1999, Clausthal-Zellerfeld, (1999, S. 176); Zahlenwerte für Materialparameter in Klammern: geschätzt

Weitere wichtige Kennwerte für die Berechnung sind:

- Dichte der Salzbriketts etwa $\rho = 2000 \text{ kg/m}^3$
- Dichte der Bentonitformsteine $\rho = 1600\text{-}1700 \text{ kg/m}^3$, lufttrockener Einbauszustand
- Primärspannungszustand $p_G = 16 \text{ MPa}$ (Grube Glückauf, Sondershausen)
- Kontaktbedingungen zwischen Widerlager und Gebirge: $\varphi = 20^\circ$ und $c = 0$

Die folgenden Tabellen 13.2 und 13.3 sowie 13.4 zeigen die angesetzten Materialparameter für das Stoffmodell *Hou/Lux* für das Steinsalzgebirge sowie für das Widerlager des Dammbauwerks und sein Dichtelement aus Bentonitformsteinen. Die in der Übersichtszeichnung dargestellte



Lamelle aus Gussasphalt wurde hier aus Mangel an weiteren Kenndaten für Gussasphalt nicht modelliert; sie wird wie das Dichtelement aus Bentonit modelliert.

<i>Steinsalz</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$1,5 \cdot 10^4$	a_0	-	0,08
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,19 \cdot 10^5$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,0 \cdot 10^8$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,121	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,148	a_4	-	0,65
m	1/MPa	-0,200	a_5	1/MPa	0,08
l	1/K	0	a_6	MPa	58,0
T	K	295	a_7	MPa	30,0
			a_8	1/MPa	0,30
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$1,5 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,121	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	$fc1$	MPa	13
			$fs1$	MPa d	12263
			$fc2$	-	4
			$fs2$	-	1,5
			fh	d	100000
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-9}$
			a_{16}	-	5,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 13.2: Materialkennwerte für das Steinsalzgebirge

Die Kriechparameter für Steinsalz sind von Hou (2005) im Rahmen eines BMBF-Verbundvorhabens aus den dort zur Verfügung gestellten Versuchsdaten abgeleitet worden. Der Parameter $\bar{\eta}_m^*$ zur Beschreibung der stationären Kriechrate wurde um eine Zehnerpotenz erhöht, um das stationäre Kriechen besser an die gemessenen in situ-Verformungen anzupassen, Hampel (2005). Diese Modifikation führt zu einer Verringerung der Kriechrate. Die Festigkeitsparameter



a_4 bis a_8 wurden durch eigene Laborversuche bestimmt, die in einem der vorangegangenen Abschnitte beschrieben worden sind.

Salzbrikettmauerwerk (Widerlager)					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\bar{G}_k^*	MPa·d	0	a_0	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a_1	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,06 \cdot 10^8$	a_2	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_1	1/MPa	0	a_3	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_2	1/MPa	0	a_4	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	$1,0 \cdot 10^{-30}$
l	1/K	0	a_6	MPa	4200
T	K	298	a_7	MPa	4200
			a_8	1/MPa	0,000252
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	0	a_9	-	0,577
k_{1E}	1/MPa	0	a_{10}	1/MPa	0
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	0
			a_{12}	d	0
			a_{13}	-	0
			a_{14}	-	0
			a_{15}	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{16}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{17}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$

Tabelle 13.3: Materialkennwerte für das Widerlager

Für die die numerische Simulation des Salzbrikettmauerwerks werden die in Tabelle 13.3 dargestellten Parameter angewendet.

Die Permeabilität K der Salzbrikettsteine beziffern *Sitz et al. (2003)* mit $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$.



<i>Bentonitmauerwerk (Dichtelement)</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	0	a ₀	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a ₁	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a ₂	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k ₁	1/MPa	0	a ₃	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k ₂	1/MPa	0	a ₄	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
m	1/MPa	0	a ₅	1/MPa	$1,0 \cdot 10^{-30}$
l	1/K	0	a ₆	MPa	4550
T	K	298	a ₇	MPa	4550
			a ₈	1/MPa	0,000093
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	0	a ₉	-	0,577
k _{1E}	1/MPa	0	a ₁₀	1/MPa	0
l _{1E}	1/K	-	a ₁₁	d	0
			a ₁₂	d	0
			a ₁₃	-	0
			a ₁₄	-	0
			a ₁₅	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a ₁₆	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a ₁₇	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$

Tabelle 13.4: Materialkennwerte für das Dichtelement

Für die die numerische Simulation des Bentonitmauerwerks werden die in Tabelle 13.4 dargestellten Parameter angewendet.

Die Permeabilität K der Bentonitformsteine beziffern *Sitz et al. (1999)* mit $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$.

Für die Ergebnisdarstellung werden folgende Zeitpunkte gewählt (Lastfallnummer):



- LF17 11254 d 1 d nach Dammeinbau (entspricht etwa dem Ausgangszustand nach $t = 30$ a und zeigt noch die geschädigten Bereiche)
- LF21 11753 d 500 d nach Dammeinbau
- LF22 13078 d 5 a nach Dammeinbau
- LF24 20378 d 25 a nach Dammeinbau
- LF26 47753 d 100 a nach Dammeinbau
- LF28 102503 d 250 a nach Dammeinbau
- LF29 193753 d 500 a nach Dammeinbau
- LF30 376253 d 1000 a nach Dammeinbau

Zu diesen Zeitpunkten werden nachfolgend die Berechnungsergebnisse in Form von Flächenplots dargestellt für die folgenden Zustandsgrößen:

- σ_x Vertikalspannungen, MPa
- σ_{eff} Von-Mises Spannungen, MPa
- D Schädigung, -
- ϵ_{vol} Dilatanz, -
- K Permeabilität nach dem *pps*-Ansatz, m/s
- Disx Verformungen in x-Richtung, d.h. Firstsetzung, m
- Por Porosität im Versatzkörper nach *Korthaus/Hein*, -



13.5 Berechnungslauf mit Versatz - Auswertung der Ergebnisse

In den nachfolgenden Bildern werden die berechneten Zustandsgrößen zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Form von Flächenplots vorgestellt. Aus der systematischen Form der Darstellung können die räumlich-zeitliche Entwicklung mit den durch technische Eingriffe in das Gebirge bedingten Veränderungen ersehen werden.

(1) Die Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1$ d nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 13.5 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . An der Streckenkontur ist die Randbedingung $\sigma_x = 0$ MPa erfüllt. Durch die kurze Standzeit des Dammbauwerks und des Versatzkörpers konnten sich noch keine Spannungen aus der Gebirgskonvergenz umlagern.
- Bild 13.6 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch den Ausbruch und den Spannungsumlagerungsprozessen ist die Effektivspannung an der Kontur am größten.
- Bild 13.7 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . Der Schädigungszustand entspricht in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper weitgehend dem Schädigungszustand nach $t = 30$ a Standzeit.
- Bild 13.8 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ϵ_{vol} . Der Zustand der dilatanten Zonen entspricht in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper weitgehend dem Zustand nach $t = 30$ a Standzeit.
- Bild 13.9 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Schwach gelb (entsprechend $K = 10^{-15} \text{ m}^2$) zu erkennen sind die permeablen Zonen in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper. Dem Dammbauwerk bleiben über die gesamte Berechnung die Ausgangswerte $K = 10^{-16} \text{ m}^2$ für das Salzbrikettmauerwerk des Widerlagers und $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ für das Dichtelement zugewiesen. Die Permeabilität des Versatzes nimmt mit der Zeit ab.

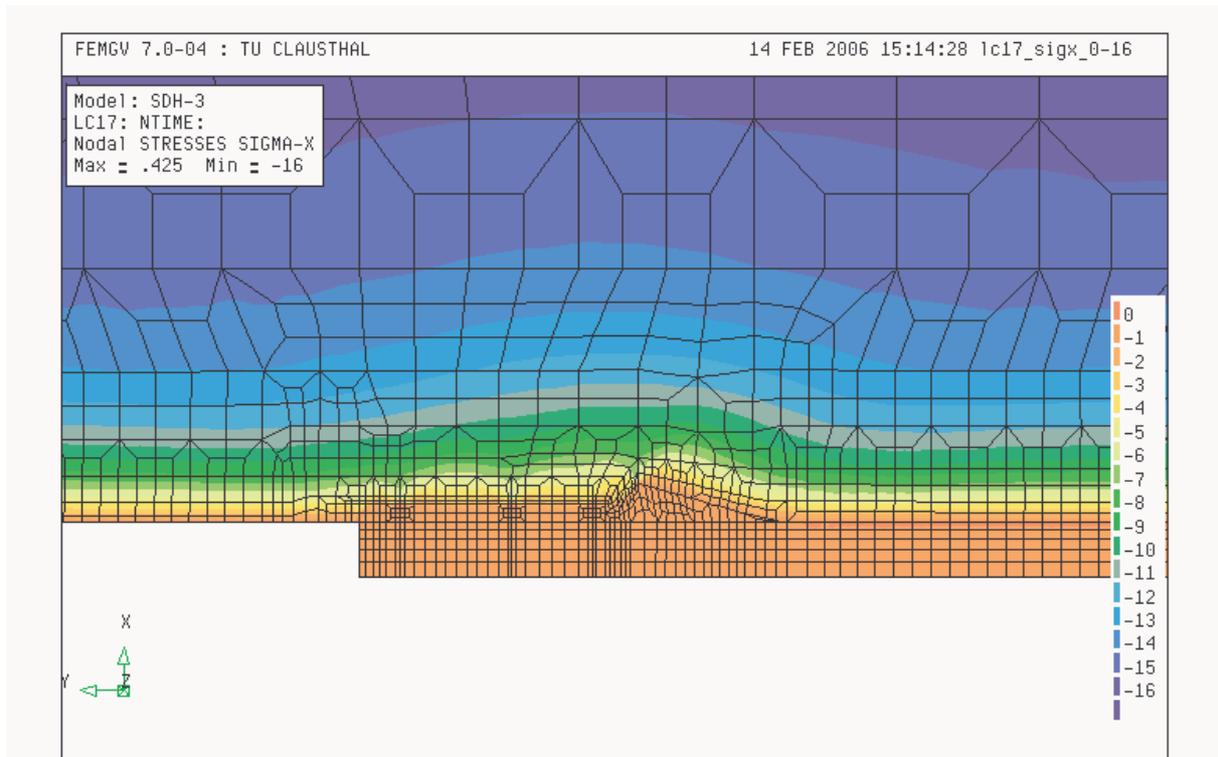


Bild 13.5: Vertikalspannungen σ_x , 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

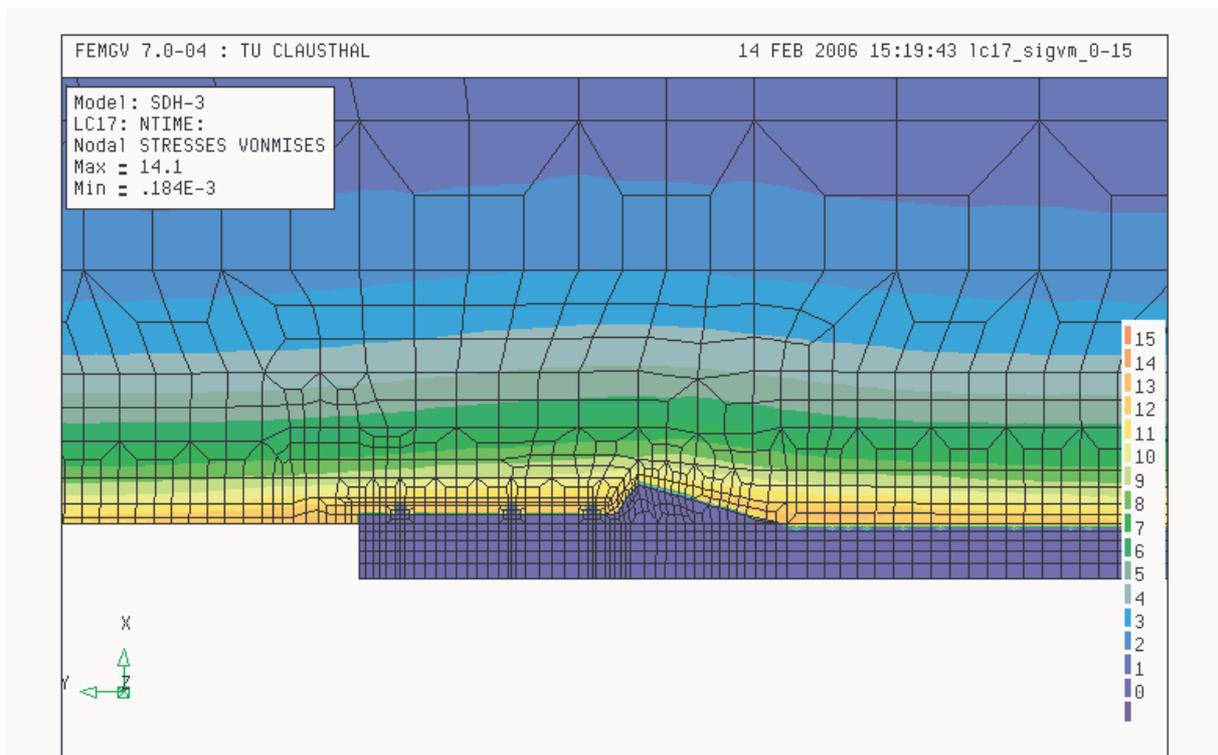


Bild 13.6: Von-Mises-Spannungen, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

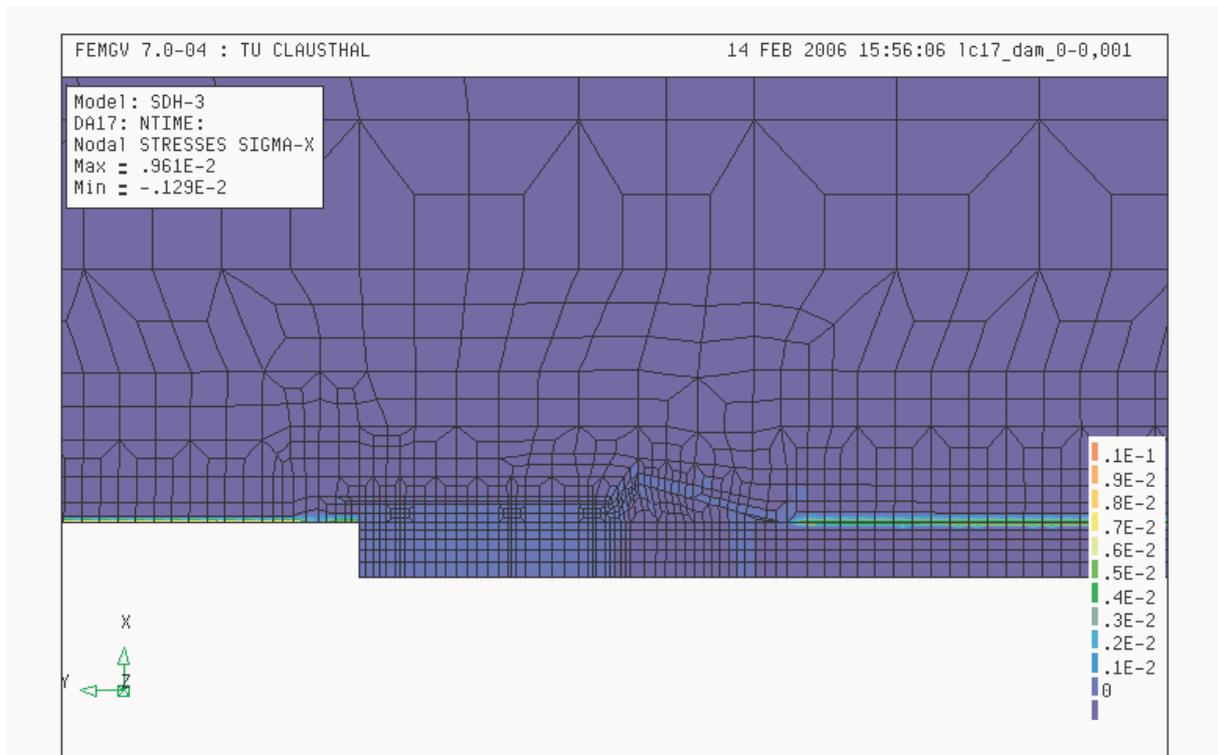


Bild 13.7: Schädigung D, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

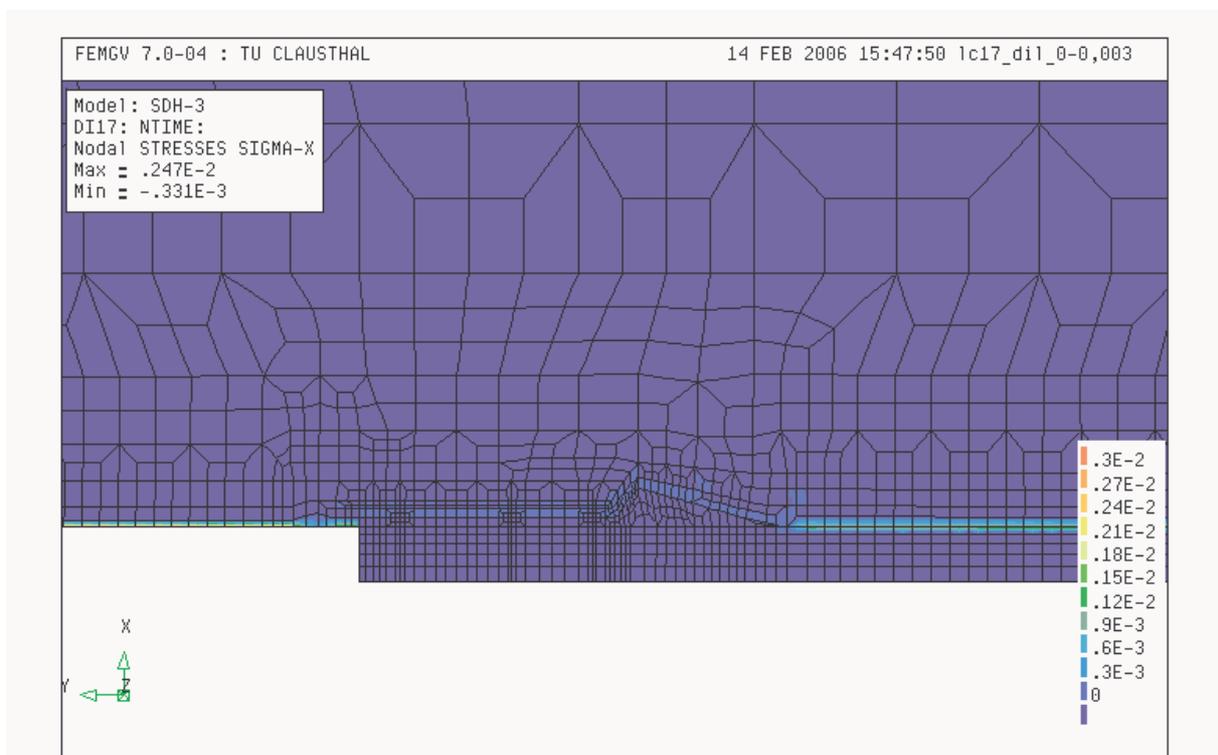


Bild 13.8: Dilatanz, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

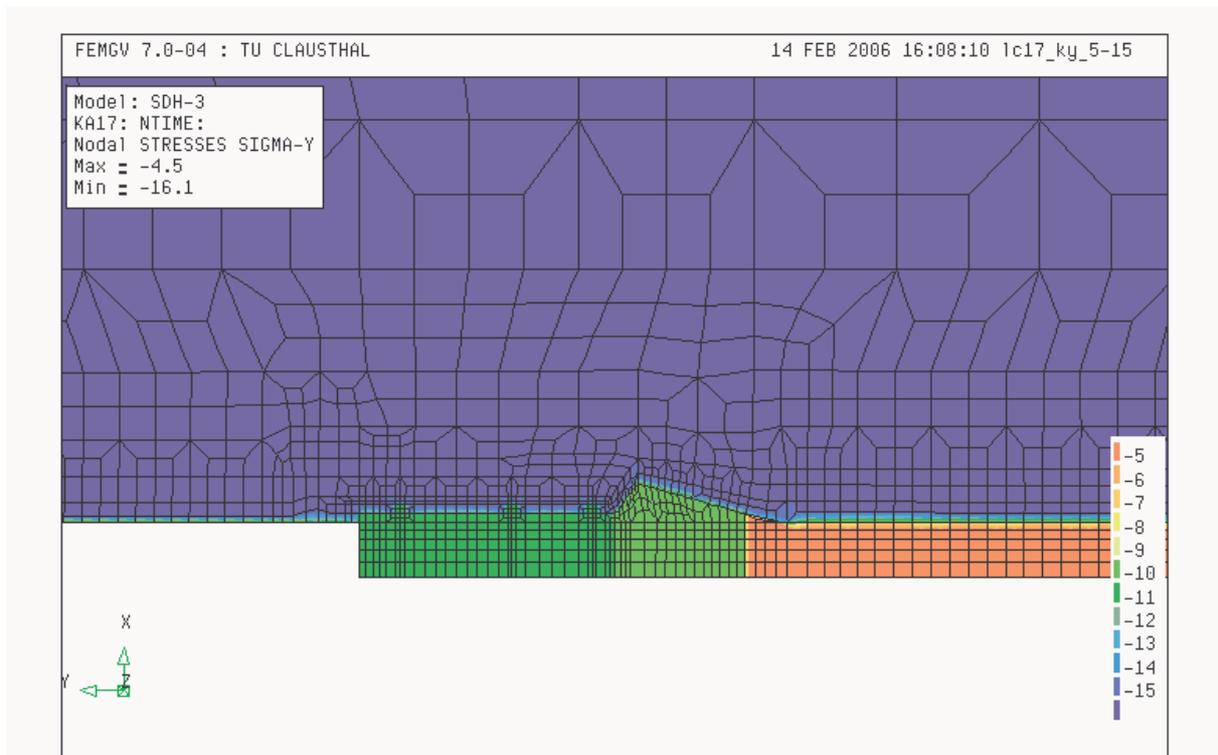


Bild 13.9: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

(2) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 500$ d nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 13.10 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . An der Streckenkontur ist die Randbedingung $\sigma_x = 0$ MPa erfüllt. Durch die kurze Standzeit des Dammbauwerks und des Versatzkörpers konnten sich noch keine Spannungen aus der Gebirgskonvergenz umlagern.
- Bild 13.11 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch den Ausbruch und den Spannungsumlagerungsprozessen ist die Effektivspannung an der Kontur am größten.
- Bild 13.12 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung mit einer Zunahme der Schädigung zu rechnen.



- Bild 13.13 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ϵ_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes mit einer Zunahme der Dilatanz zu rechnen.
- Bild 13.14 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Schwach gelb (entsprechend $K = 10^{-15} \text{ m}^2$) zu erkennen sind die permeablen Zonen in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper. Durch die kurze Standzeit ist noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

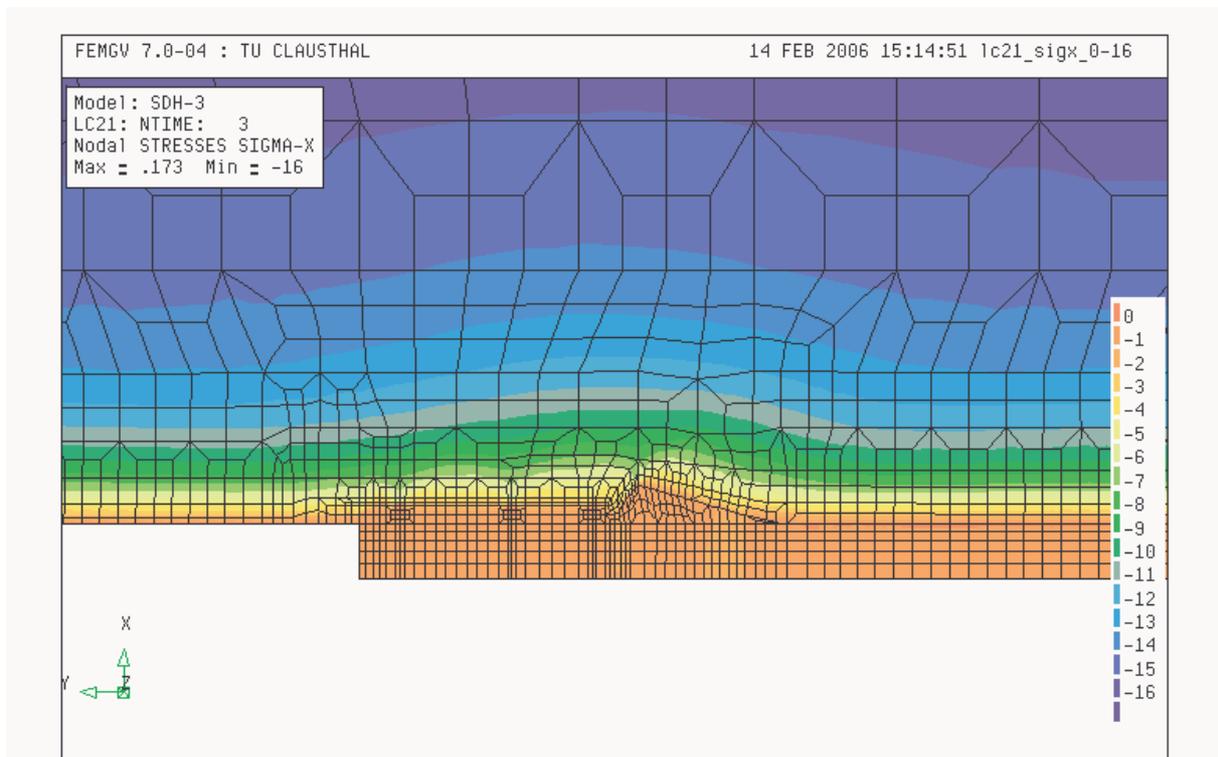


Bild 13.10: Vertikalspannungen σ_x , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

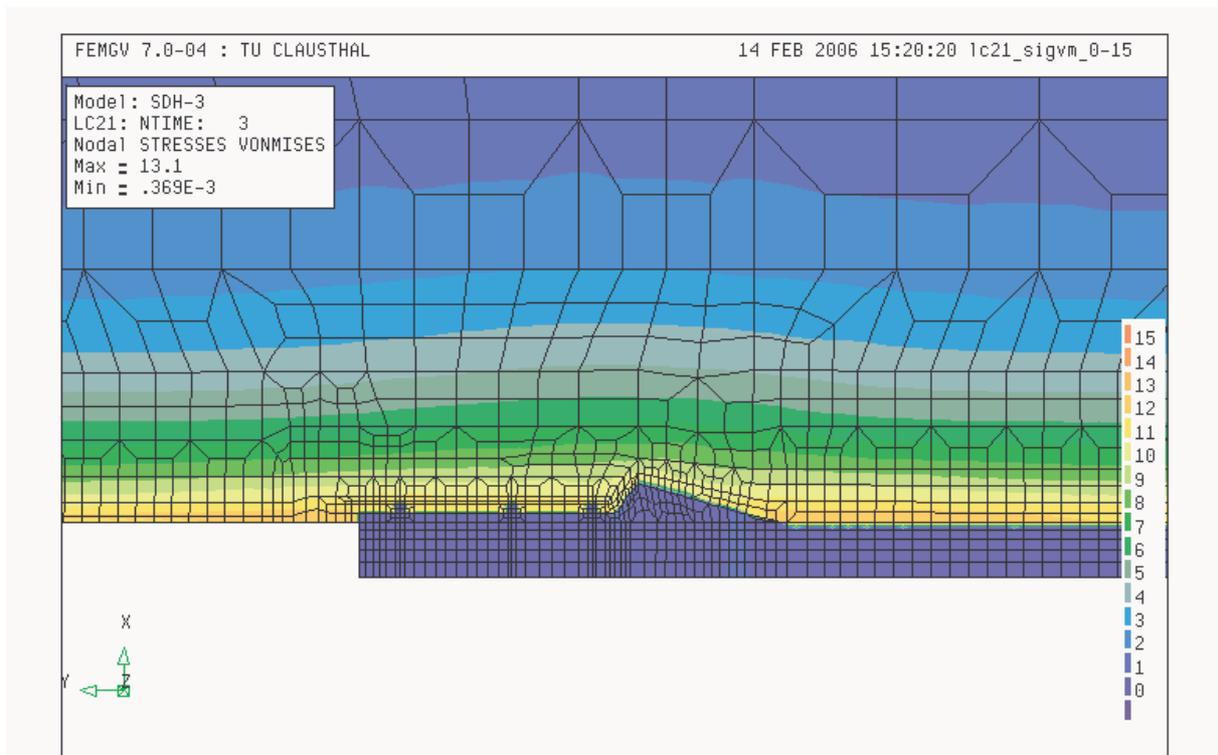


Bild 13.11: Von-Mises-Spannungen, 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

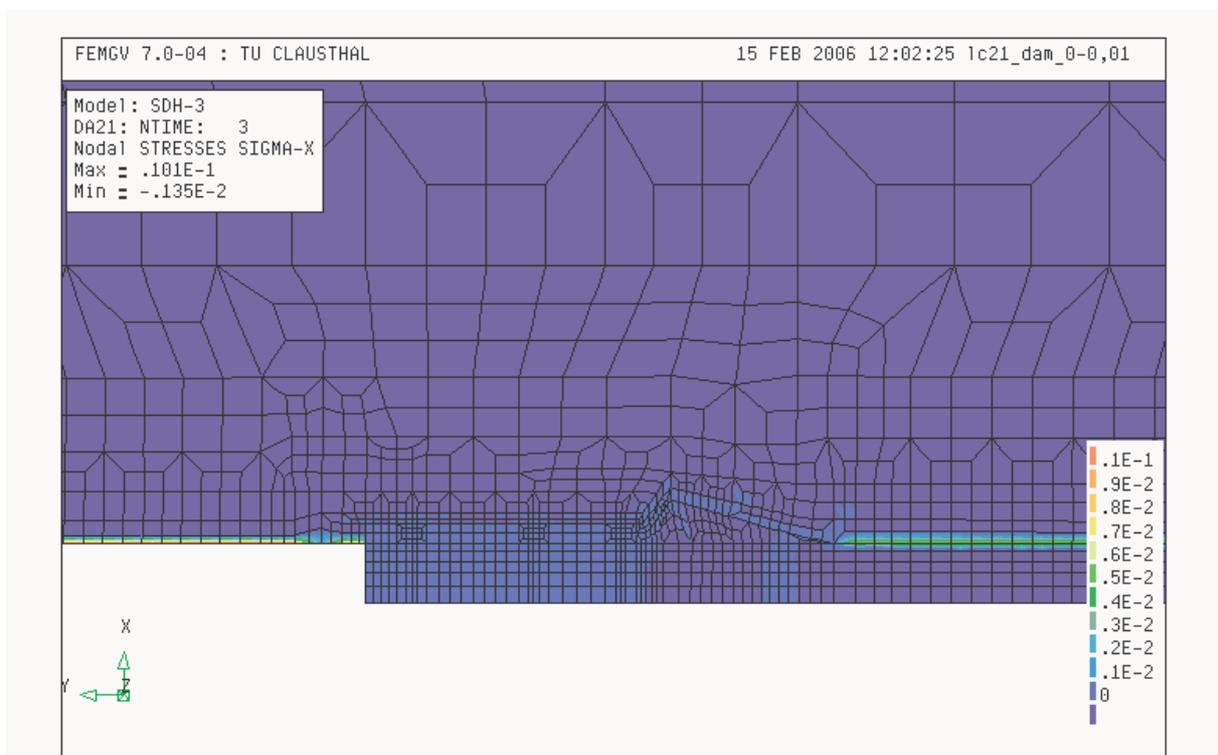


Bild 13.12: Schädigung D, 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

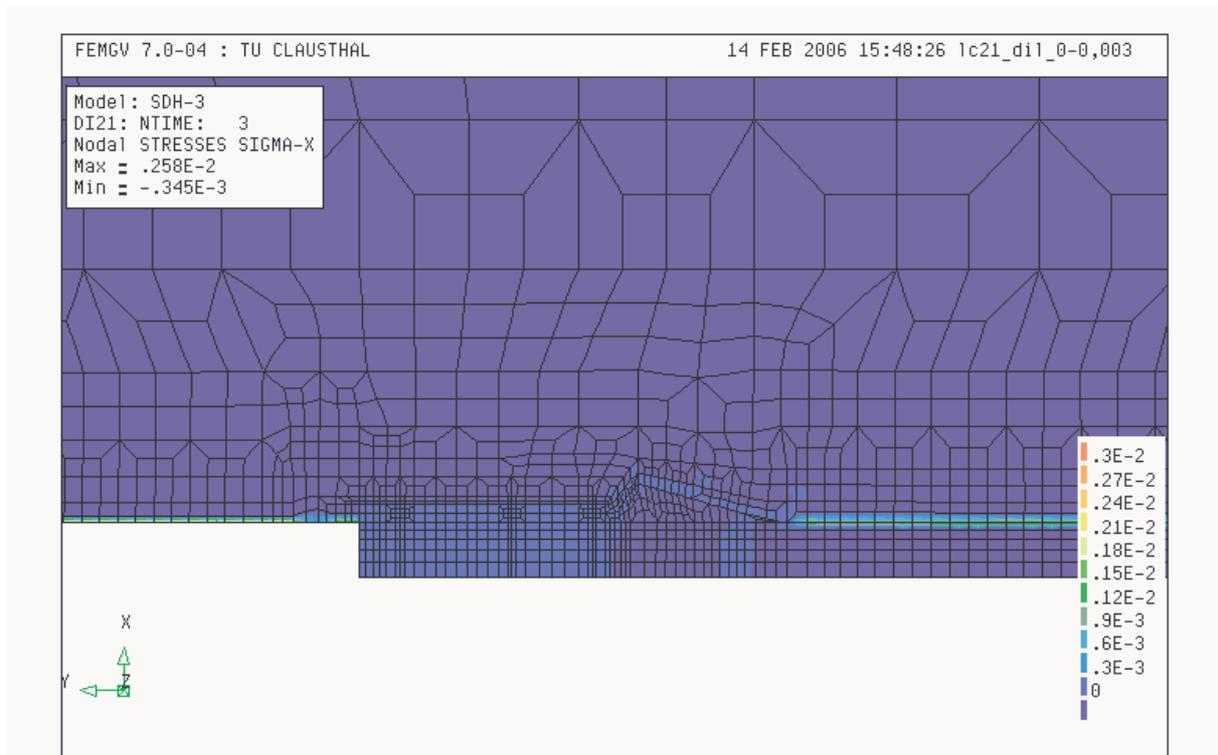


Bild 13.13: Dilatanz , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

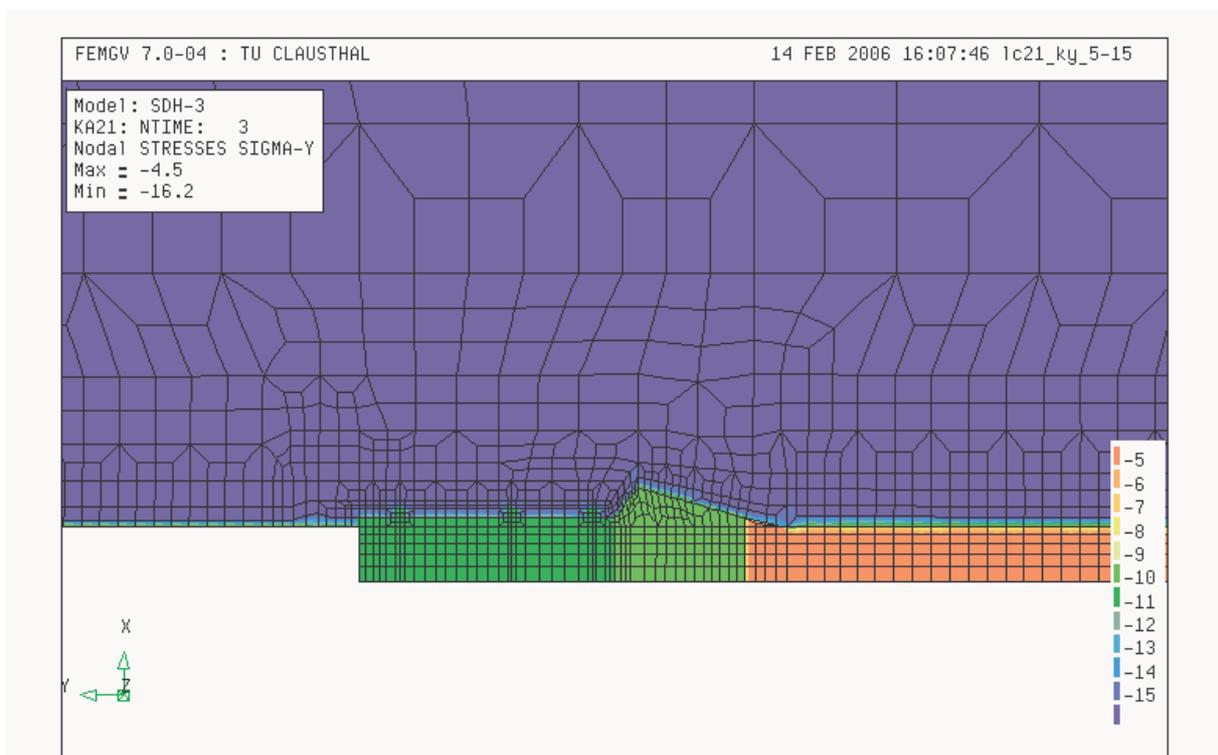


Bild 13.14: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau



(3) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 13.15 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Das Gebirge konvergiert langsam auf das Widerlager, wodurch sich ein Zuwachs der Vertikalspannung σ_x einstellt.
- Bild 13.16 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch die Spannungsumlagerung in das Widerlager hinein nimmt in diesem Bereich natürlich auch die Effektivspannung σ_{eff} zu. An der Kontur der offenen Strecke und im Bereich des Versatzes nimmt durch Spannungsumlagerungen ins Gebirge hinein die Effektivspannung σ_{eff} dagegen moderat ab.
- Bild 13.17 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung noch von einer Zunahme der Schädigung auszugehen.
- Bild 13.18 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes mit einer Zunahme der Dilatanz zu rechnen.
- Bild 13.19 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Trotz $\Delta t = 5$ a Standzeit ist noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

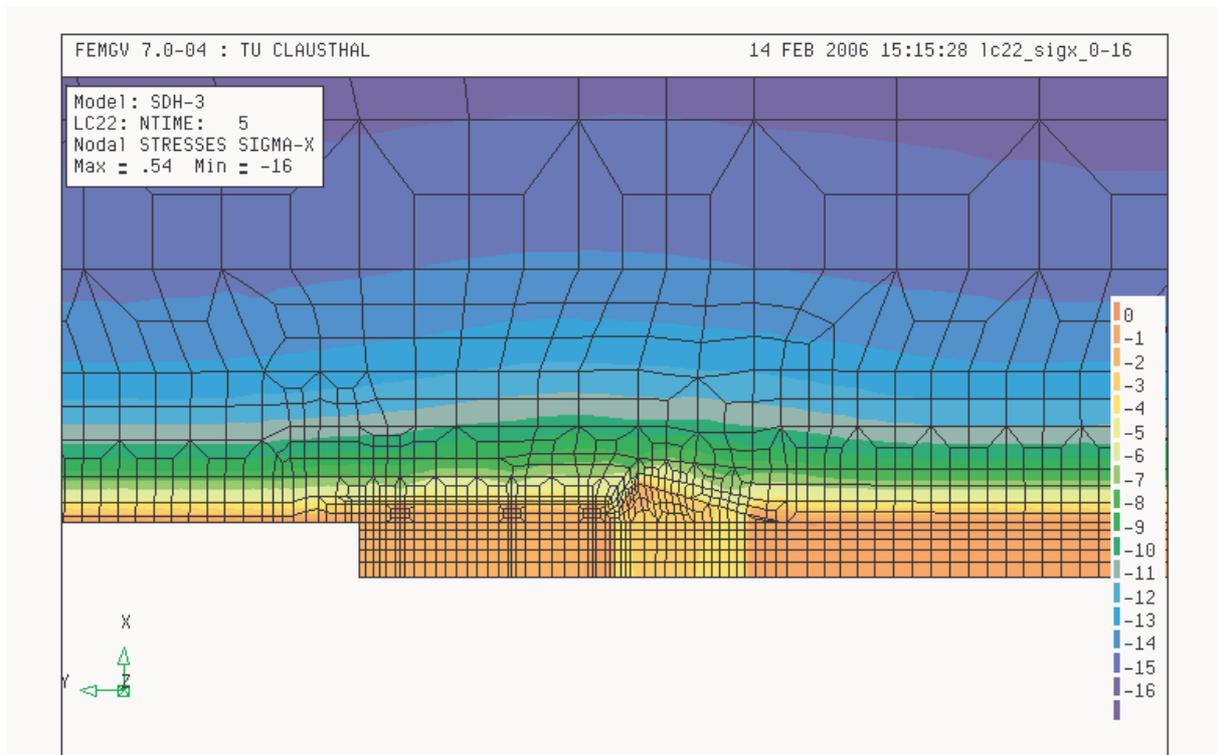


Bild 13.15: Vertikalspannungen σ_x , 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

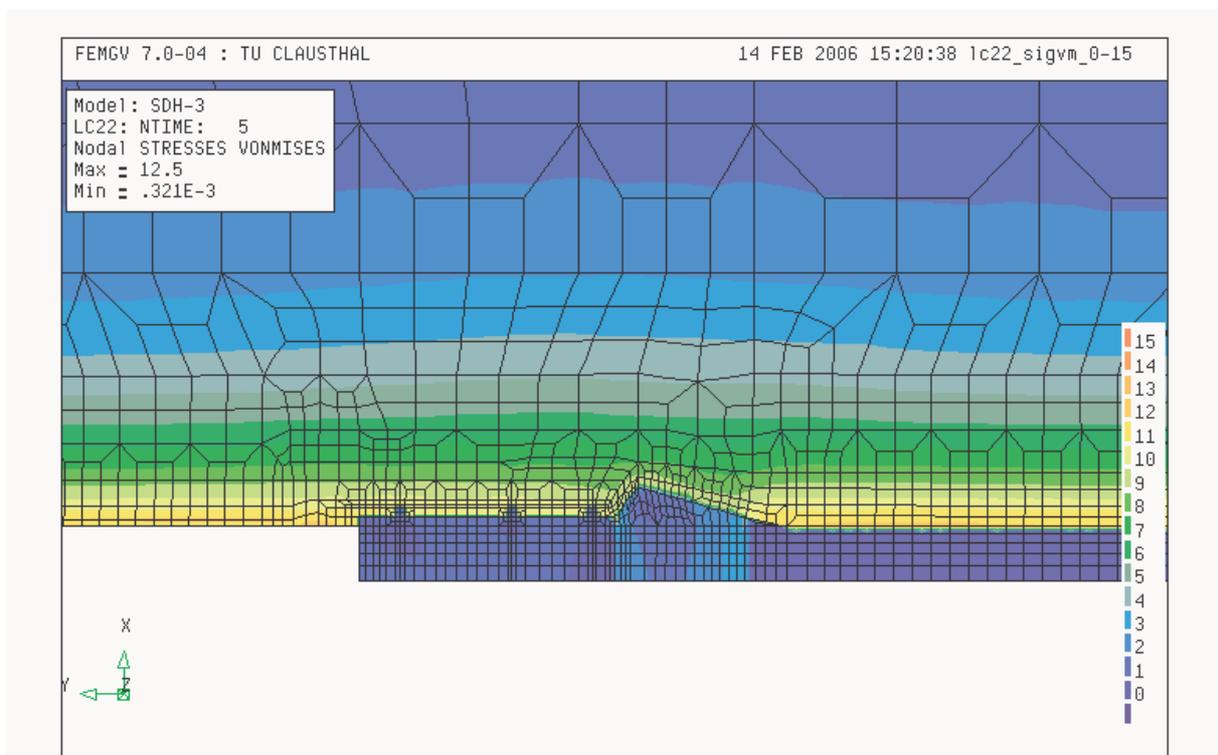


Bild 13.16: Von-Mises-Spannungen, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

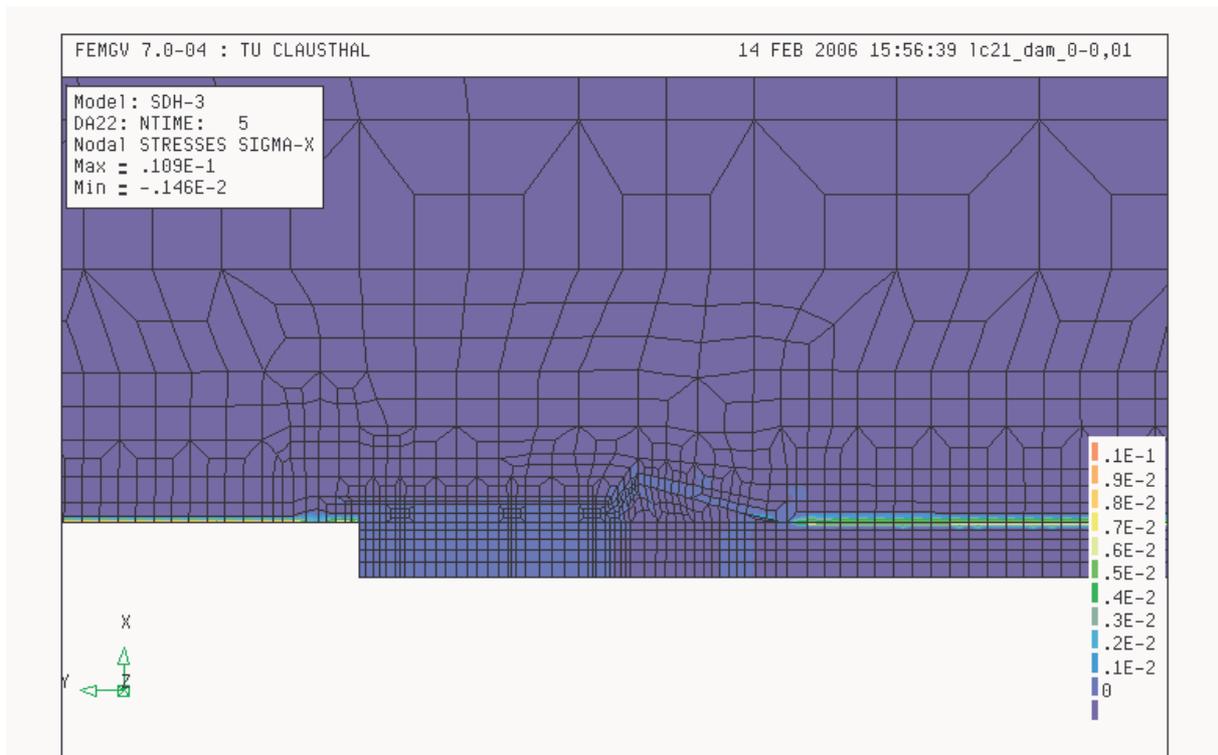


Bild 13.17: Schädigung D , 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

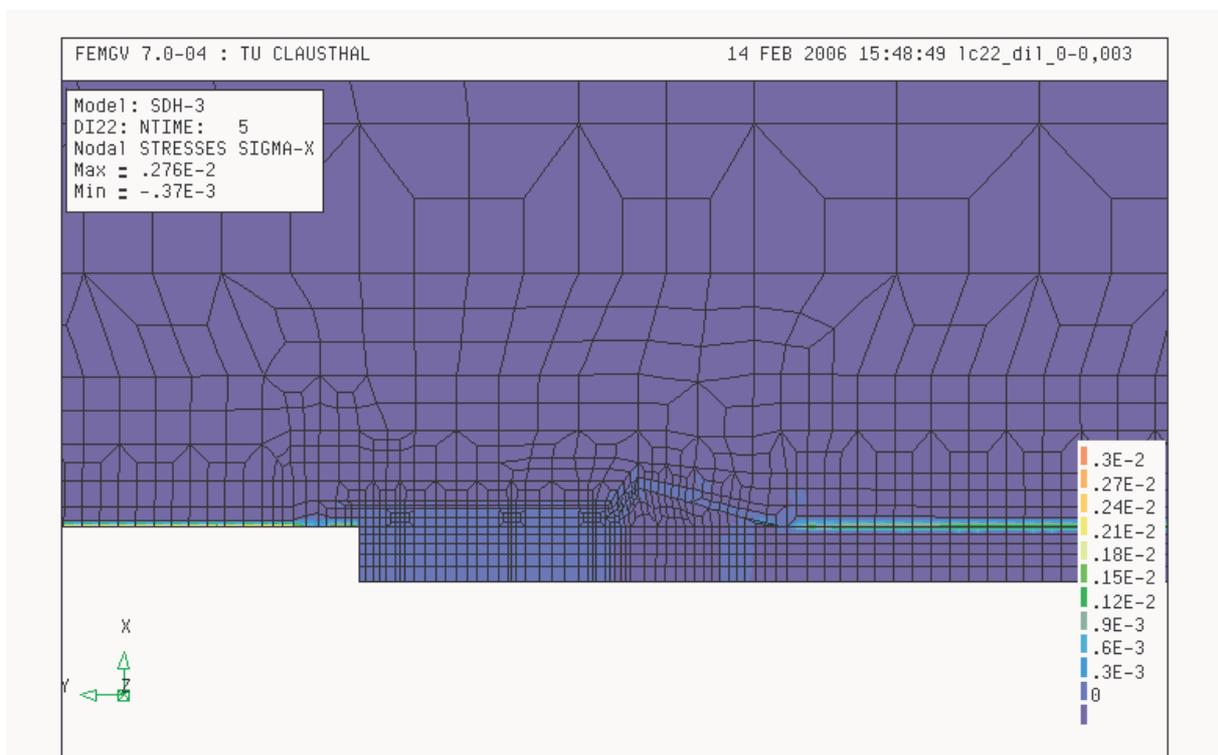


Bild 13.18: Dilatanz, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

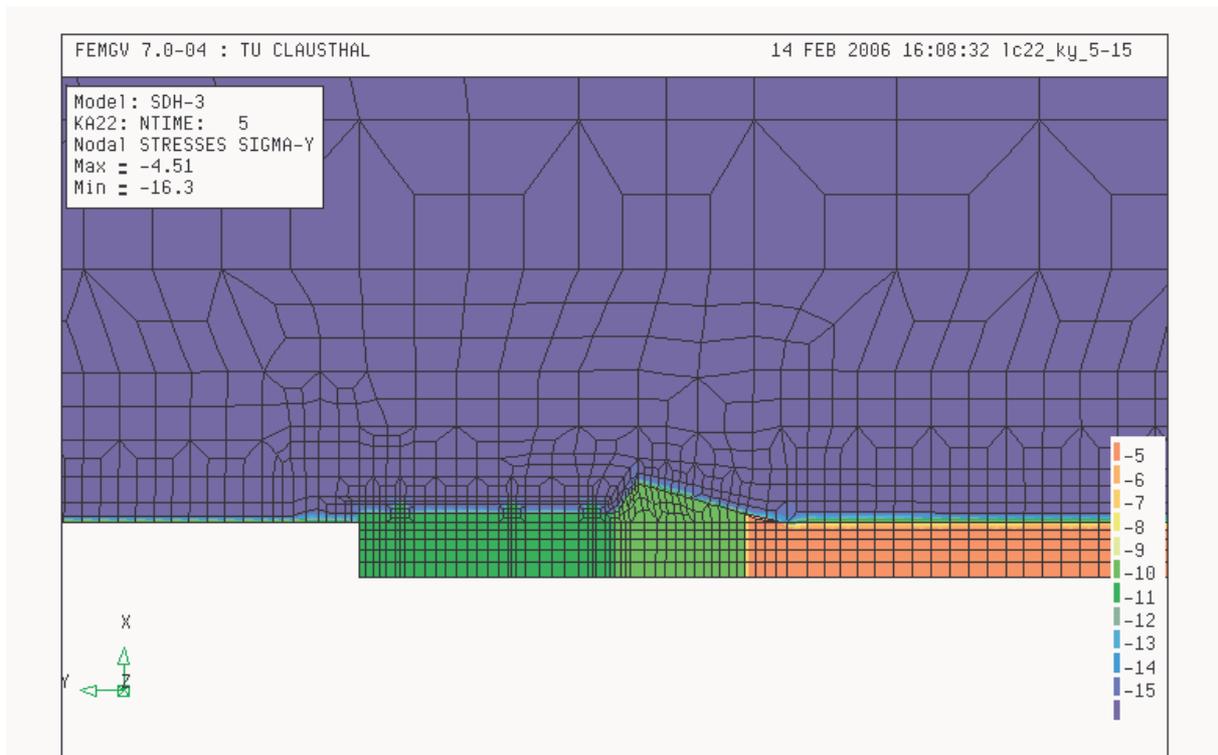


Bild 13.19: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

(4) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t=25a$ nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 13.20 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Das Gebirge konvergiert deutlich auf das Widerlager und mittlerweile auch auf das Dichtelement, wo sich ein signifikanter Zuwachs der Vertikalspannung σ_x einstellt.
- Bild 13.21 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch die Spannungumlagerung in das Widerlager hinein nimmt in diesem Bereich natürlich auch die Effektivspannung σ_{eff} zu. An der Kontur der offenen Strecke und im Bereich des Versatzes nimmt durch Spannungumlagerungen ins Gebirge hinein die Effektivspannung σ_{eff} dagegen weiter moderat ab.
- Bild 13.22 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung von einer Zunahme der Schädigung auszugehen.



- Bild 13.23 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ϵ_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes auch mit einer Zunahme der Dilatanz zu rechnen.
- Bild 13.24 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Trotz $\Delta t = 25$ a Standzeit ist aufgrund geringer Kompaktion immer noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

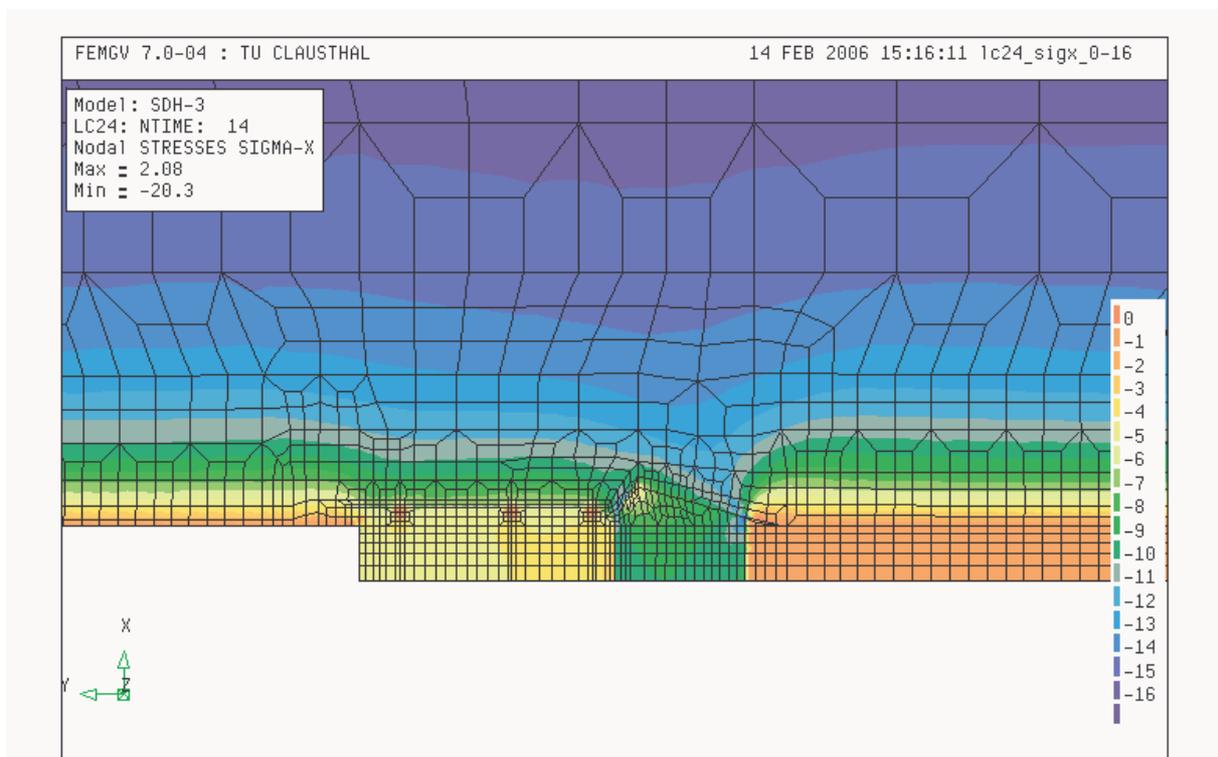


Bild 13.20: Vertikalspannungen σ_x , 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

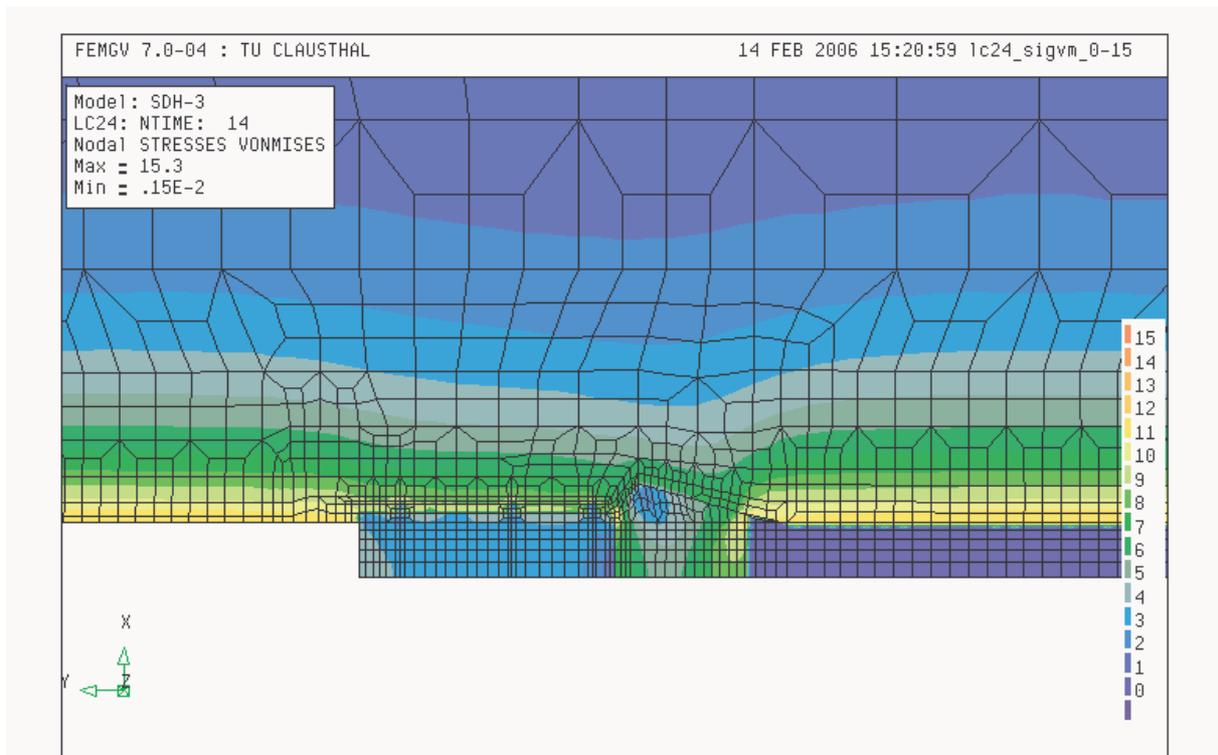


Bild 13.21: Von-Mises-Spannungen, 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

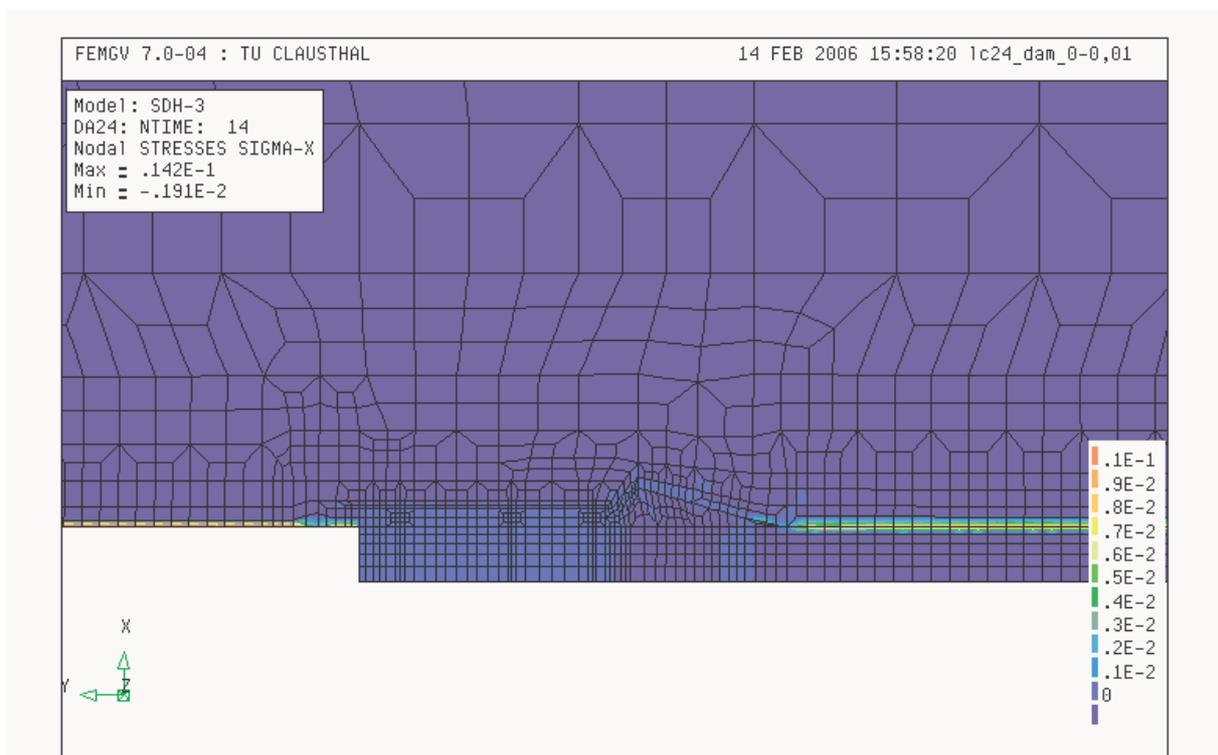


Bild 13.22: Schädigung D, 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

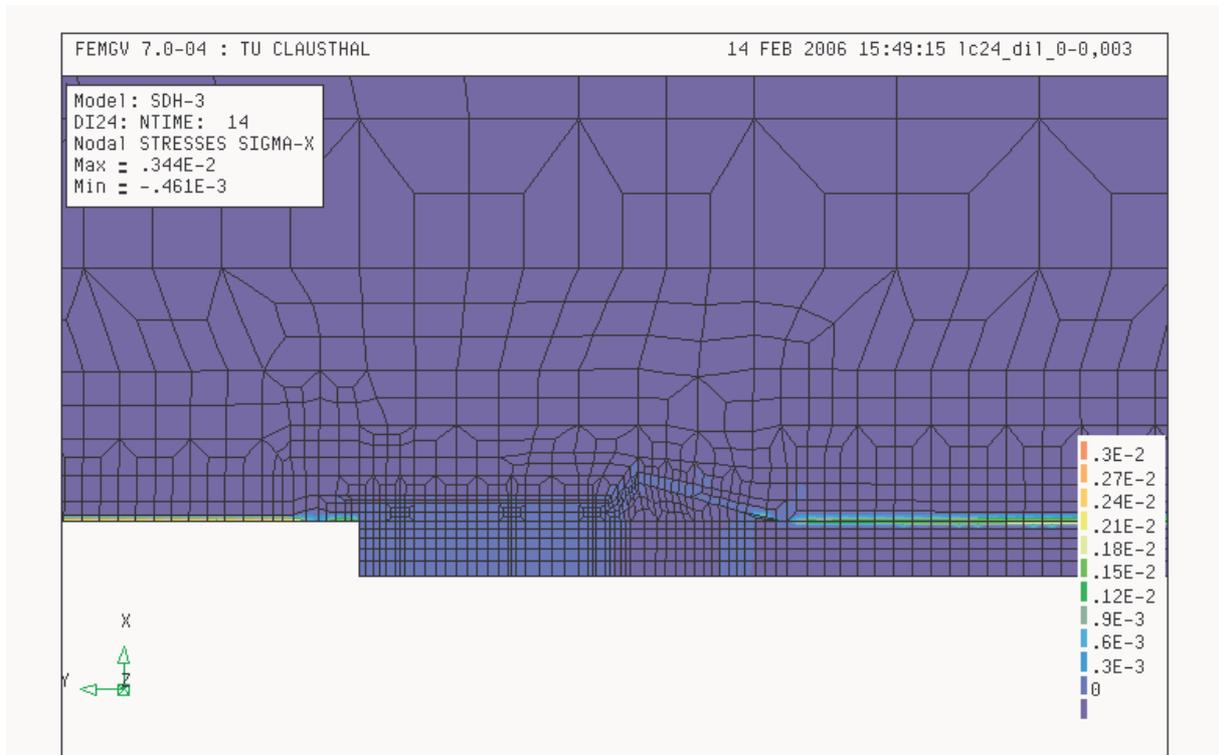


Bild 13.23 Dilatanz, 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

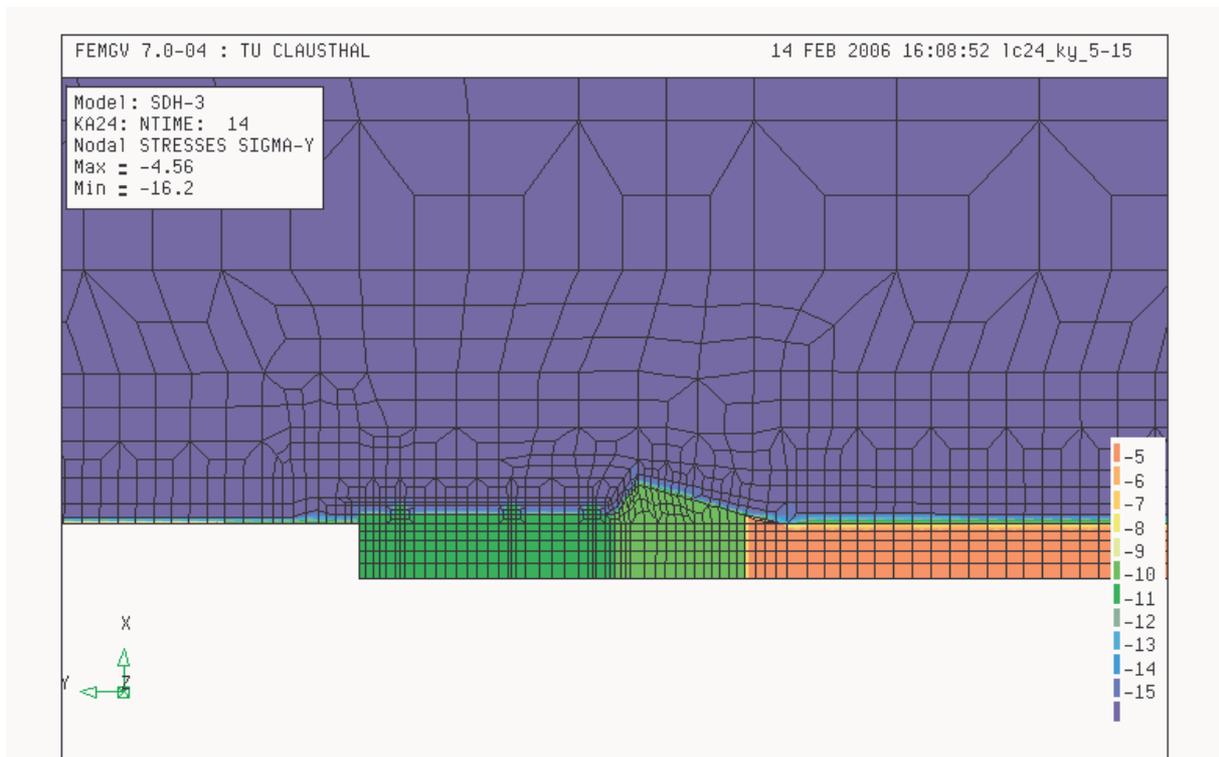


Bild 13.24: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 25 a nach Damm- und Versatzeinbau



- (5) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Damm- und Versatzeinbau:
- Bild 13.25 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Das Gebirge konvergiert auf das Widerlager und auf das Dichtelement, wodurch sich ein signifikanter Zuwachs der Vertikalspannung σ_x einstellt. Trotz der langen Standzeit von $\Delta t = 100$ a sind im Versatzkörper noch keine nennenswerten Spannungen aufgebaut worden.
 - Bild 13.26 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch die Spannungsumlagerung in das Widerlager und das Dichtelement hinein, nimmt in diesem Bereich die Effektivspannung σ_{eff} zu. An der Kontur der offenen Strecke und im Bereich des Versatzes nimmt durch Spannungsumlagerungen ins Gebirge hinein die Effektivspannung σ_{eff} weiter moderat ab.
 - Bild 13.27 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur – Versatz nimmt sie erstmals ab.
 - Bild 13.28 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie in der Darstellung der Schädigung ersichtlich, ist auch für die Dilatanzentwicklung im Bereich der offenen Strecke weiterhin von einer Zunahme auszugehen, im Bereich des Versatzes aber mit einer Abnahme der Dilatanz zu rechnen.
 - Bild 13.29 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Trotz $\Delta t = 100$ a Standzeit ist aufgrund der geringen Kompaktion immer noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

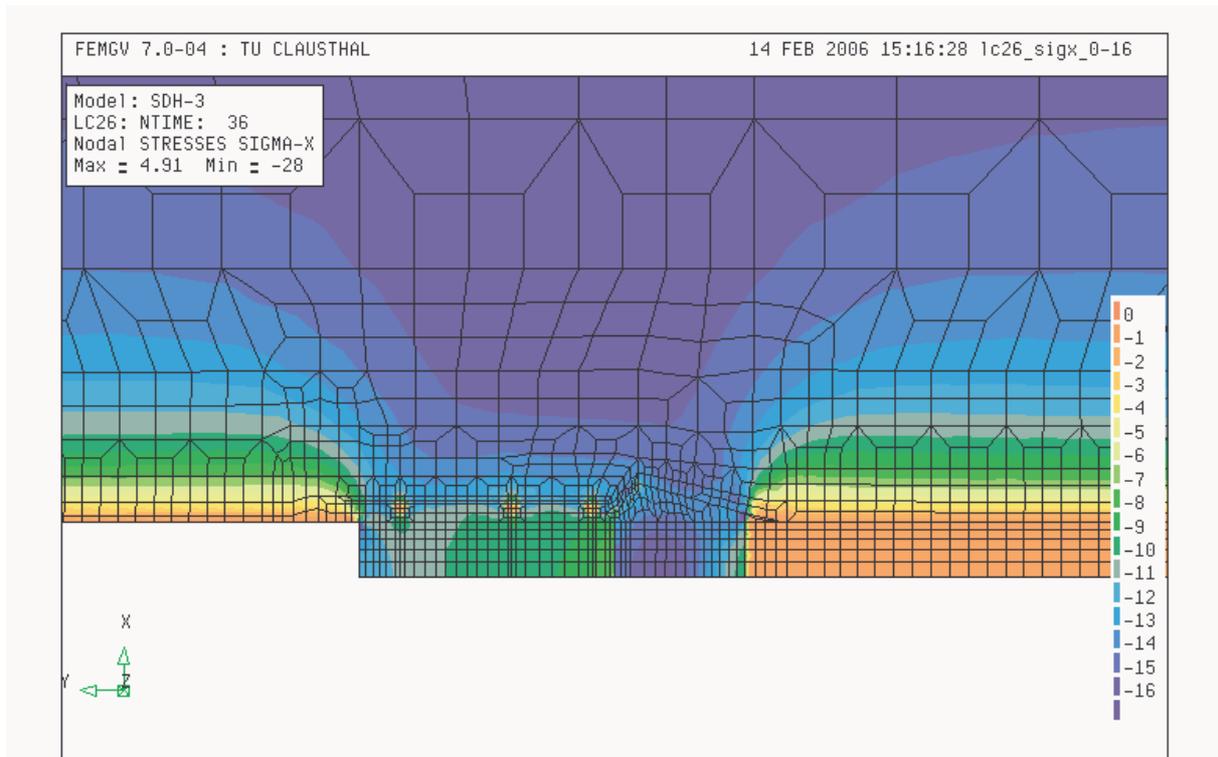


Bild 13.25: Vertikalspannungen σ_x , 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

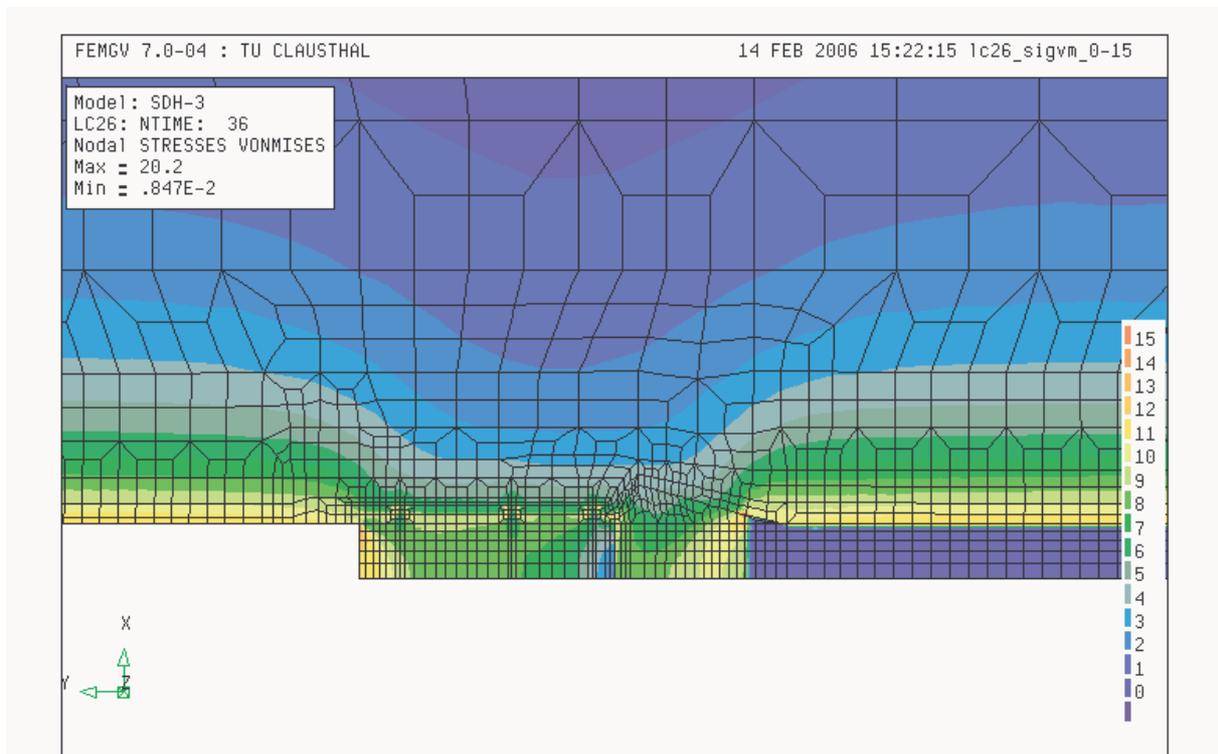


Bild 13.26: Von-Mises-Spannungen, 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

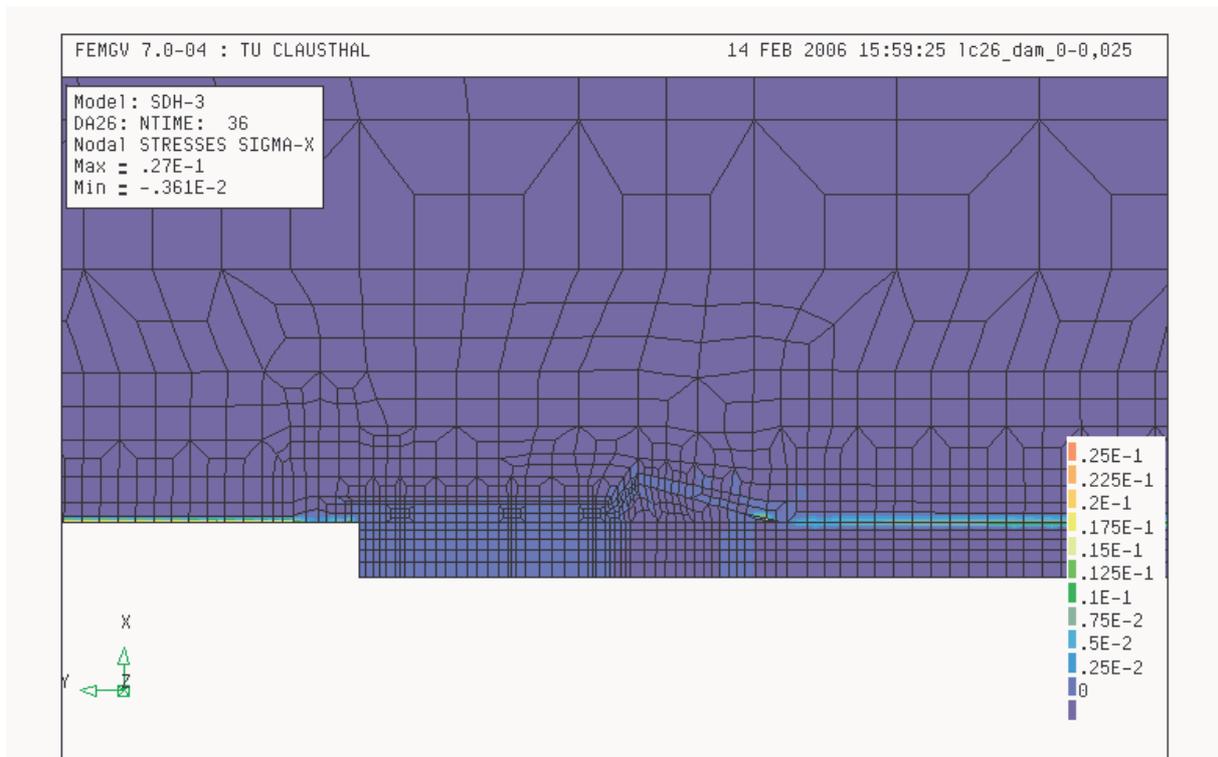


Bild 13.27: Schädigung D, 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

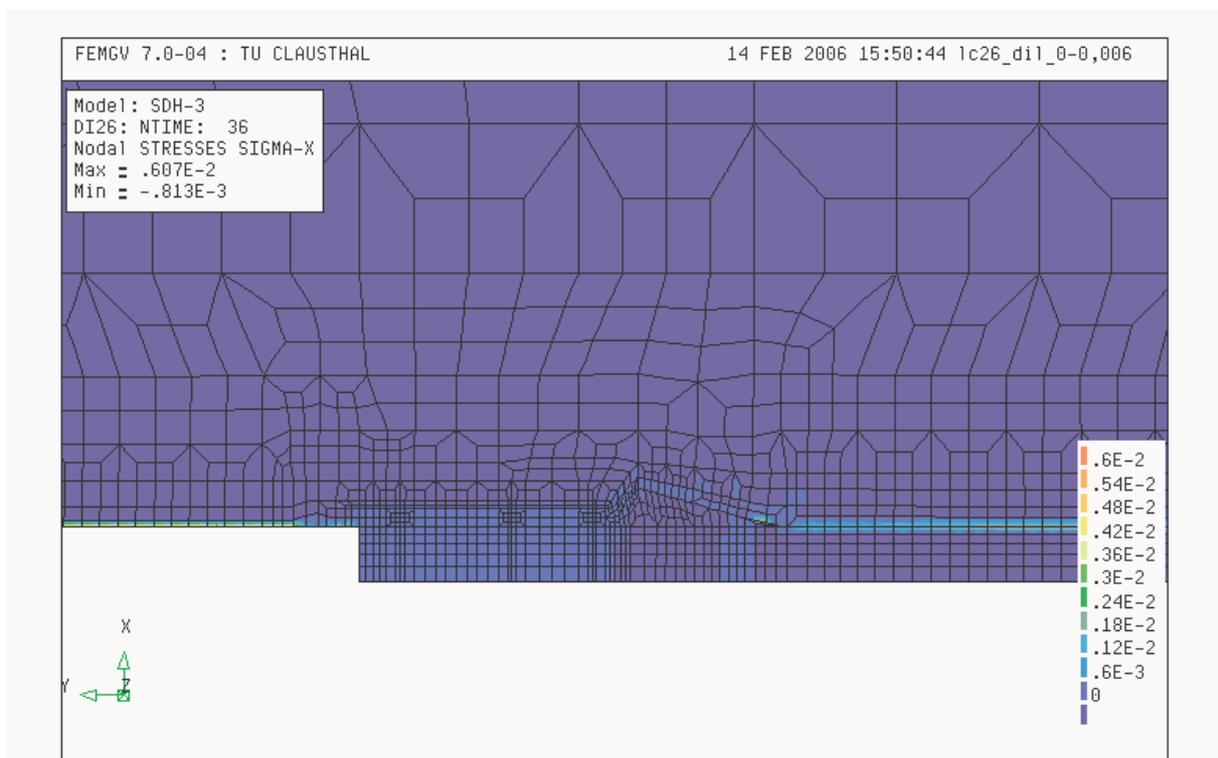


Bild 13.28: Dilatanz, 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

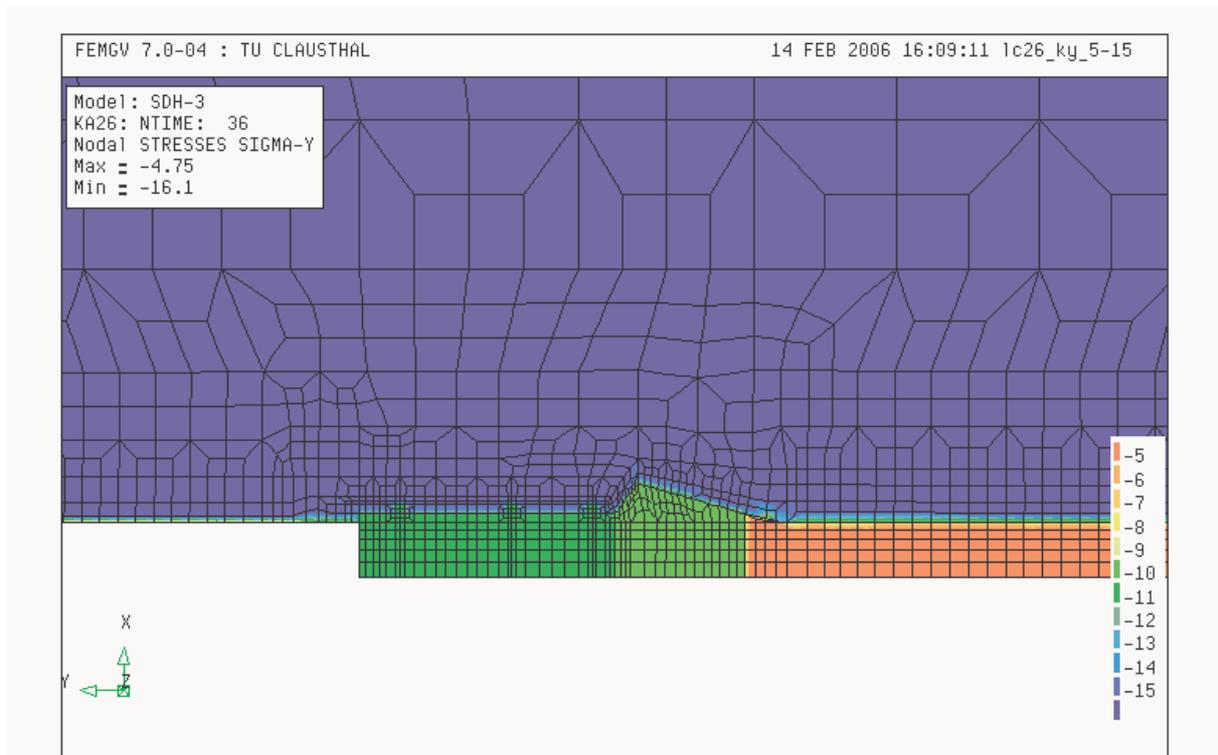


Bild 13.29: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

(7) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 250$ a nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 13.30 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Das Gebirge konvergiert auf das Widerlager und auf das Dichtelement, wodurch sich ein fast gleichmäßiger Spannungszustand eingestellt hat.
- Bild 13.31 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch die Spannungsumlagerung in das Widerlager und das Dichtelement hinein nimmt in diesem Bereich die Effektivspannung σ_{eff} zu. Deutlich erkennbar ist eine starke Beanspruchung des Dichtelementes zur offenen Strecke hin. Hier würde es vermutlich zu Abschalungen kommen. Durch eine weitgehend isotrope Kompaktion des Versatzes steigt die Effektivspannung σ_{eff} nicht an.
- Bild 13.32 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur – Versatz bildet sie sich weiter zurück.



- Bild 13.33 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie in der Darstellung der Schädigung ersichtlich, ist auch für die Dilatanzentwicklung im Bereich der offenen Strecke weiterhin von einer Zunahme auszugehen. Im Bereich Streckenkontur – Versatz bildet sich die Dilatanz hingegen ebenfalls weiter zurück.
- Bild 13.34 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Es ist erstmals eine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

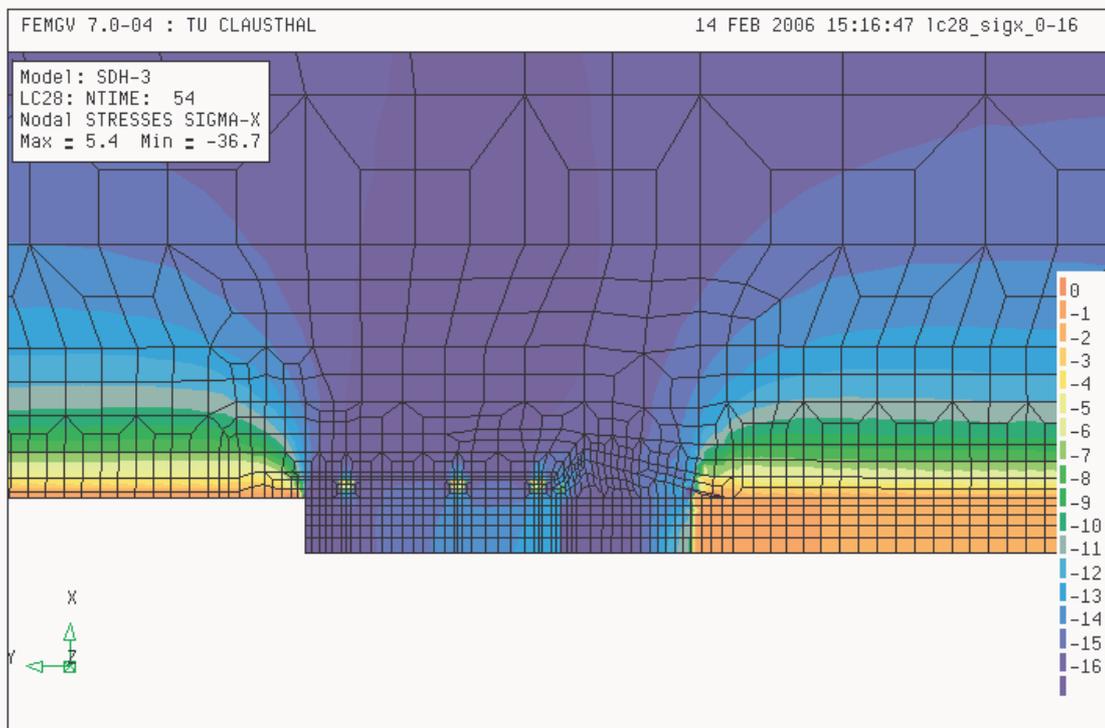


Bild 13.30: Vertikalspannungen σ_x , 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

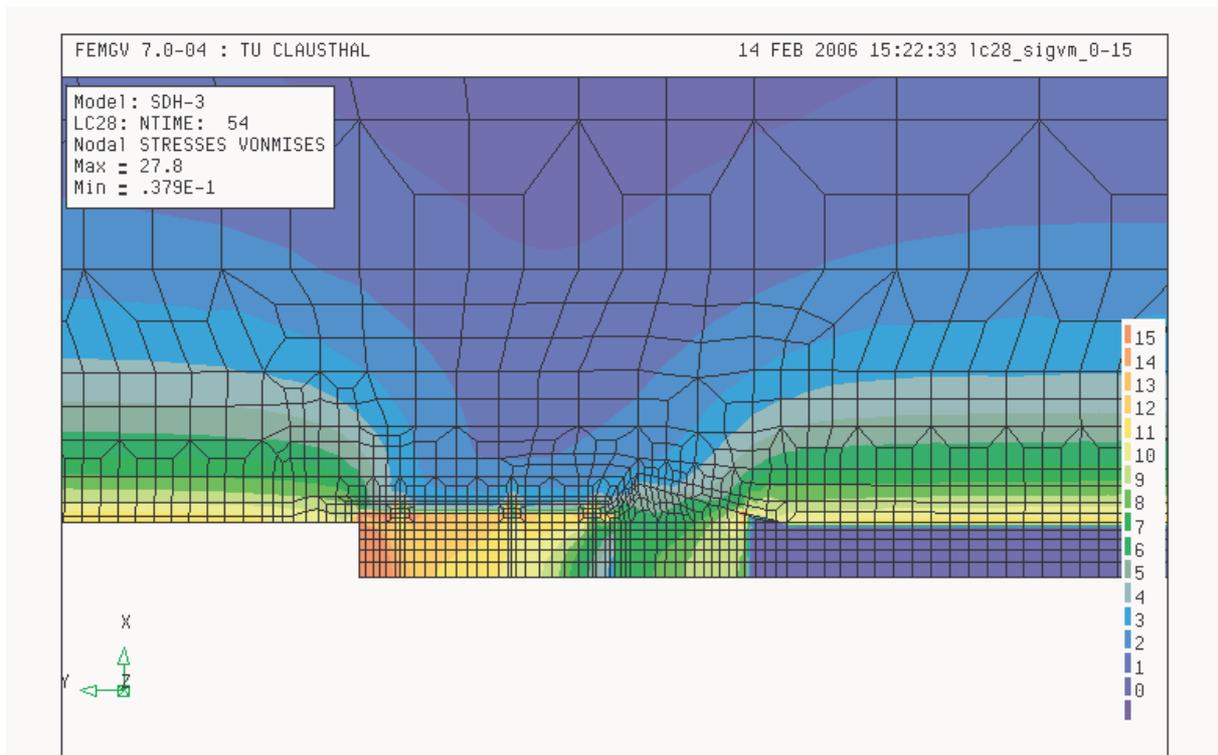


Bild 13.31: Von-Mises-Spannungen, 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

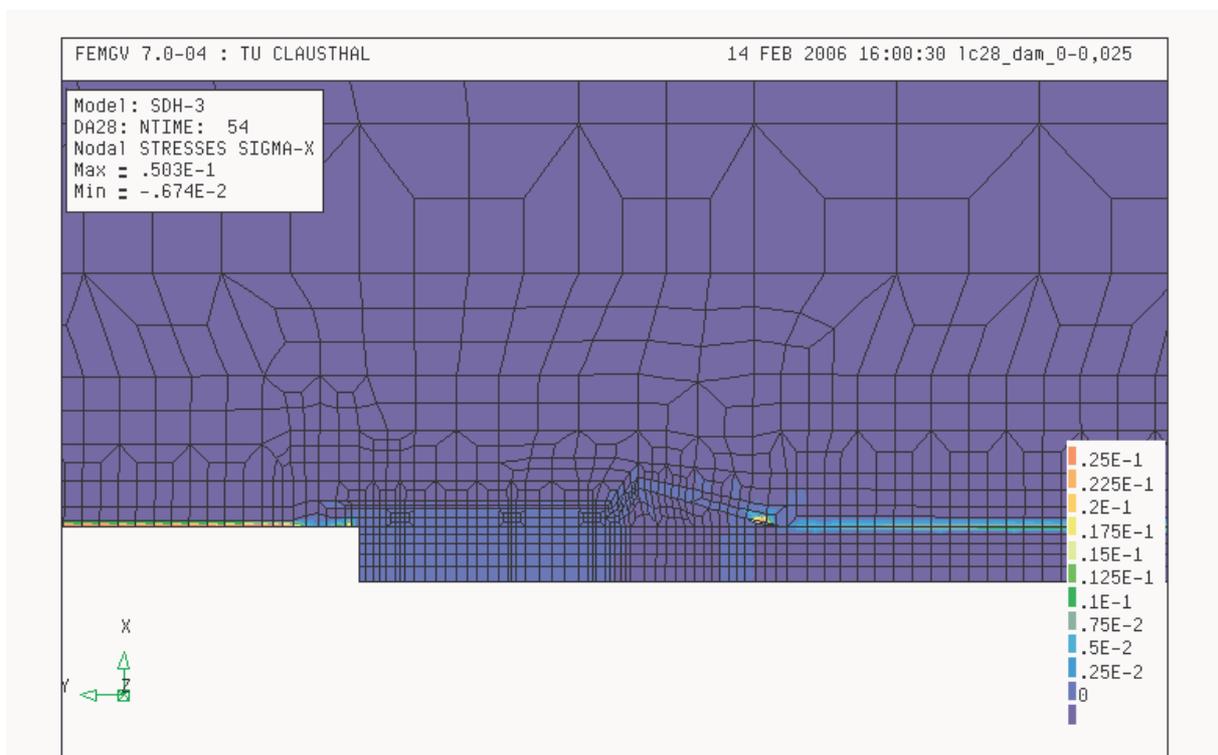


Bild 13.32: Schädigung D, 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

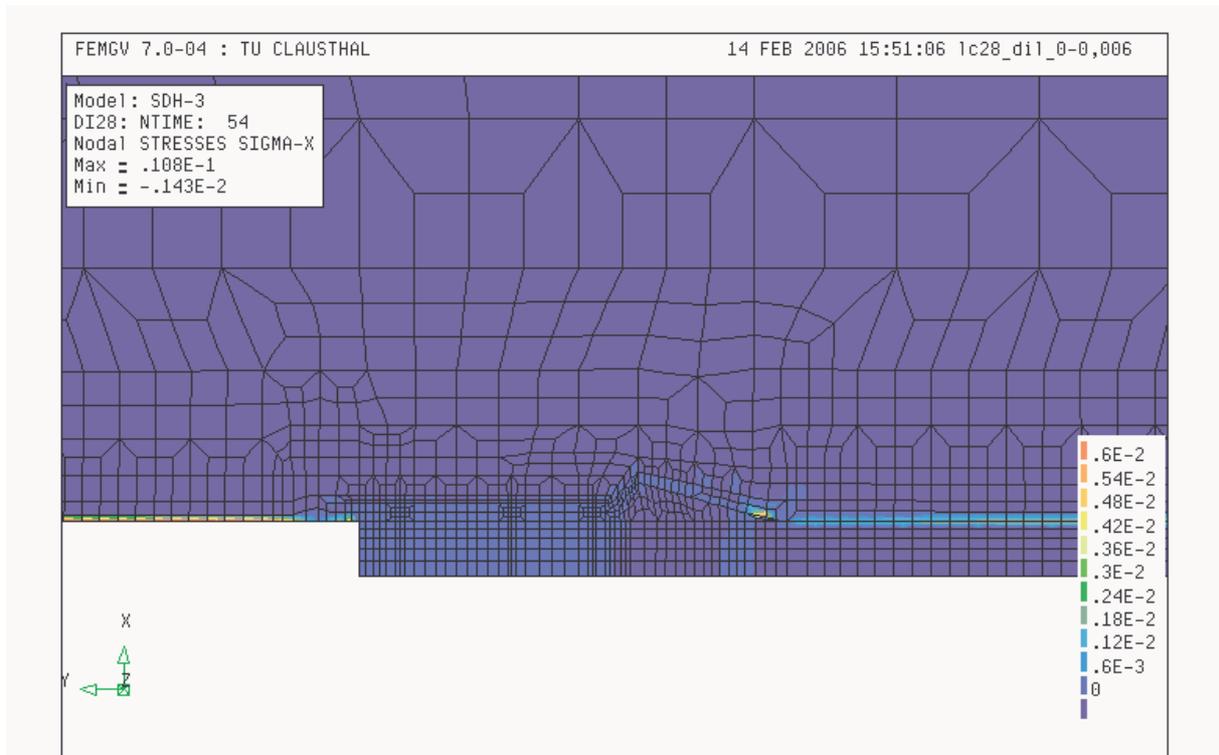


Bild 13.33: Dilatanz, 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

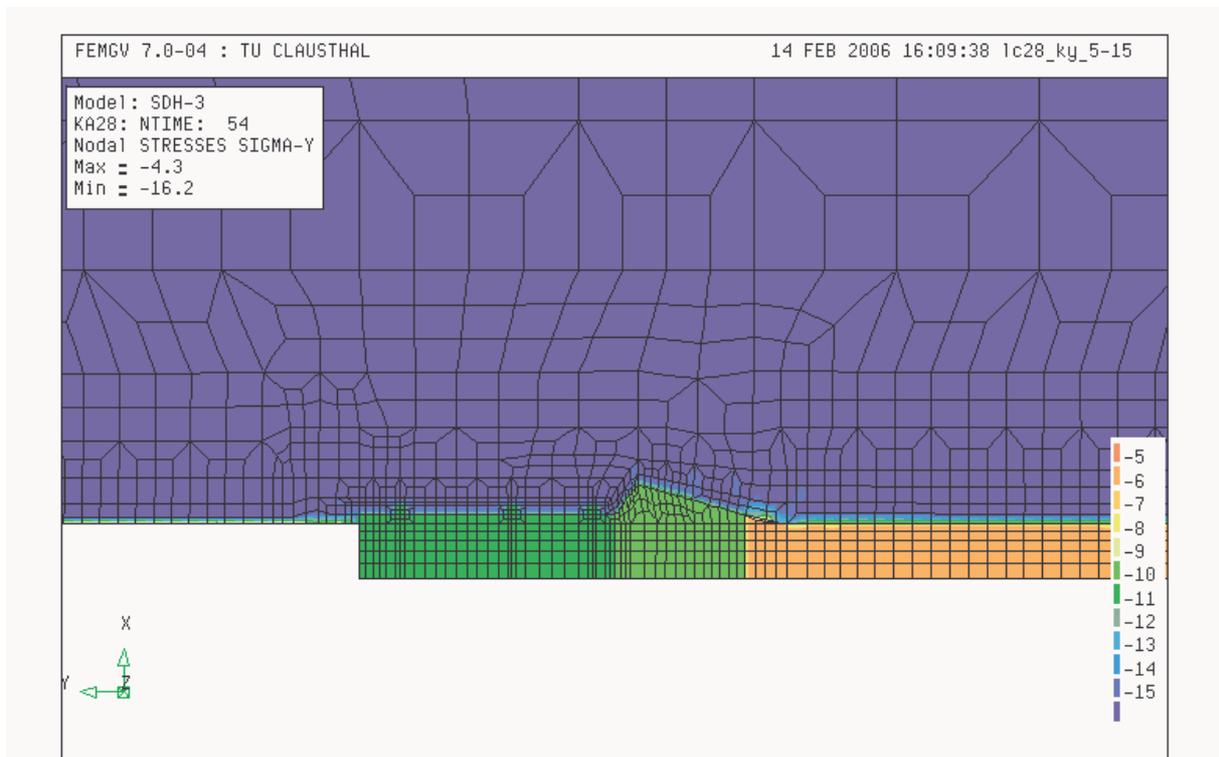


Bild 13.34: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 250 a nach Damm- und Versatzeinbau



- (8) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Damm- und Versatzeinbau.
- Bild 13.35 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Das Gebirge konvergiert auf das Widerlager und auf das Dichtelement, wo sich ein gleichmäßiger Spannungszustand eingestellt hat. Im Versatzkörper wird ein Stützdruck induziert.
 - Bild 13.36 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Durch die Spannungsumlagerung in das Widerlager und das Dichtelement hinein nimmt in diesem Bereich die Effektivspannung σ_{eff} zu. Deutlich erkennbar ist eine starke Beanspruchung des Dichtelementes zur offenen Strecke hin. Hier würde es vermutlich zu großflächigen Abschaltungen kommen. Durch eine weitgehend isotrope Kompaktion des Versatzes steigt die Effektivspannung σ_{eff} nicht an.
 - Bild 13.37 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur – Versatz bildet sie sich weiter zurück.
 - Bild 13.38 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie in der Darstellung der Schädigung ersichtlich, ist auch für die Dilatanzentwicklung im Bereich der offenen Strecke weiterhin von einer Zunahme auszugehen, im Bereich des Versatzes aber mit einer Abnahme der Dilatanz zu rechnen.
 - Bild 13.39 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Die Permeabilität im Versatzkörper nimmt durch die fortschreitende Kompaktion nunmehr kontinuierlich ab.

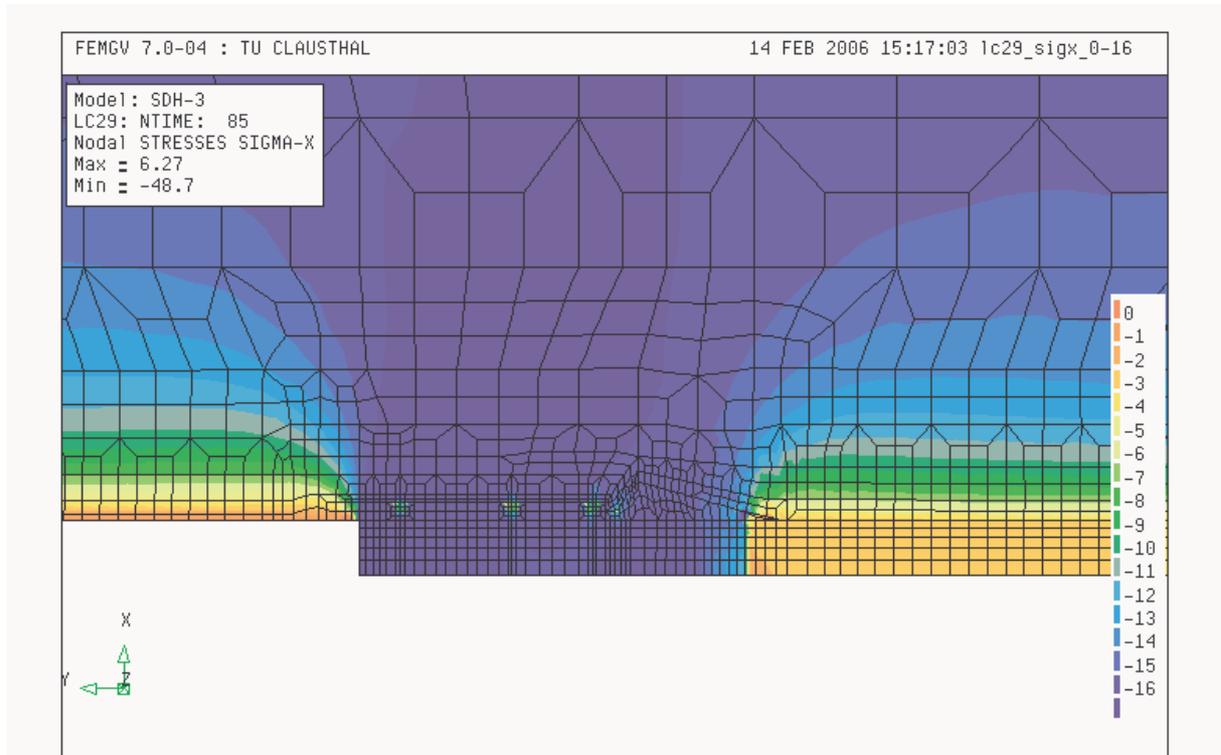


Bild 13.35: Vertikalspannungen σ_x , 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

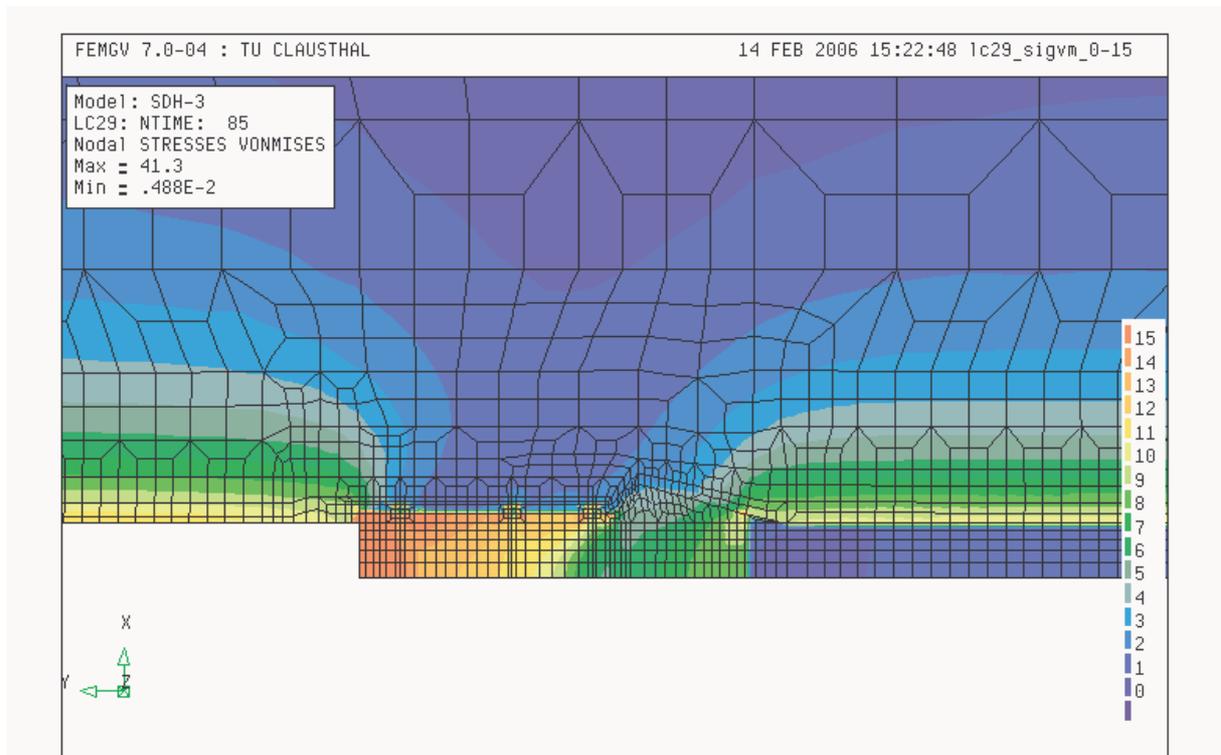


Bild 13.36: Von-Mises-Spannungen, 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

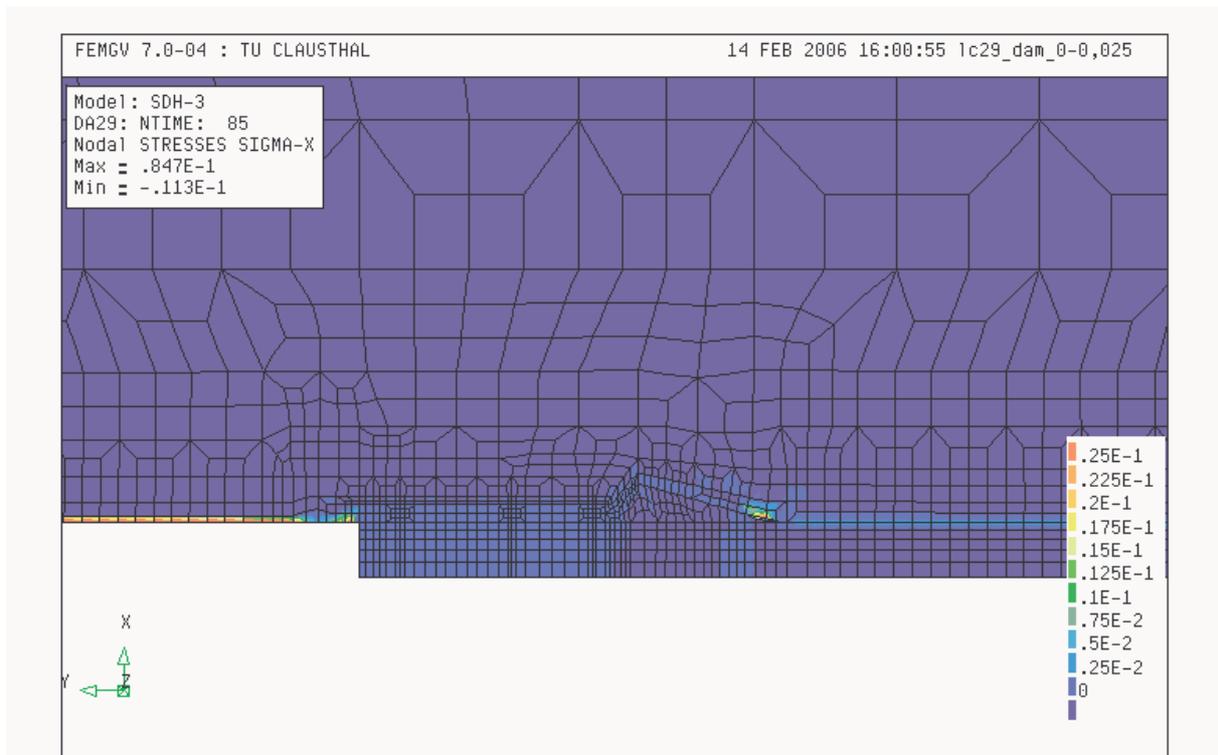


Bild 13.37: Schädigung D, 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

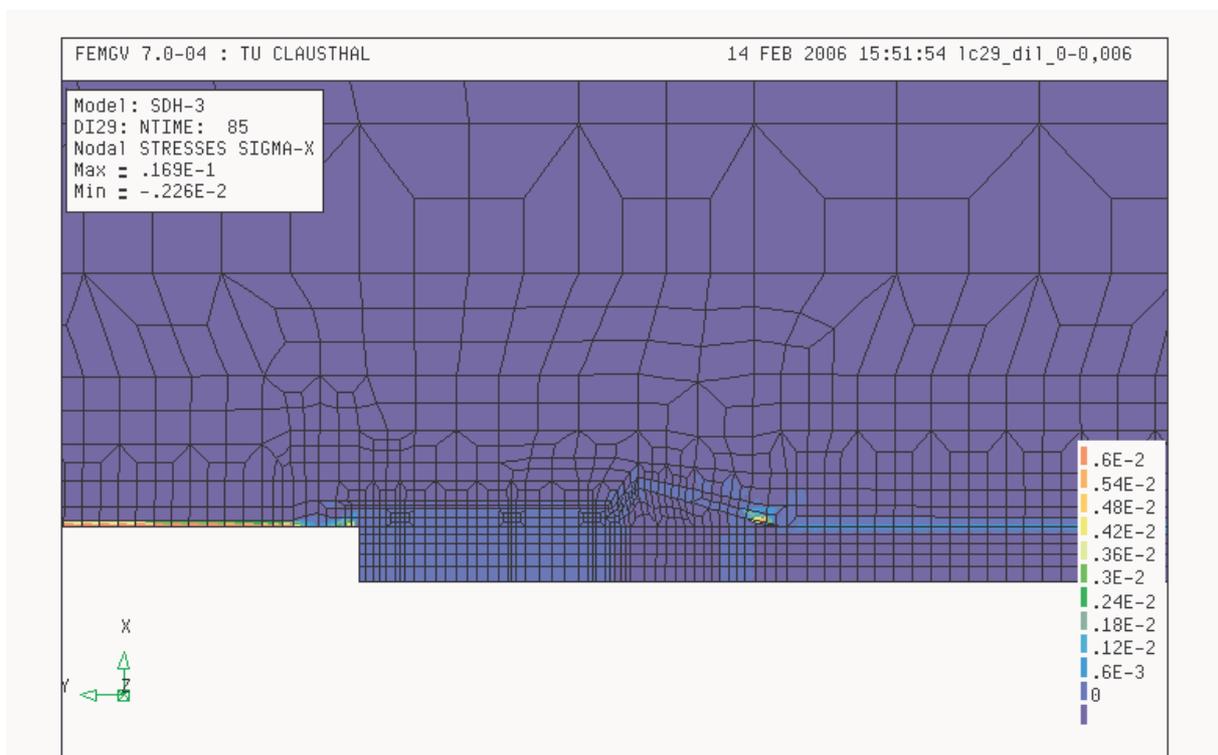


Bild 13.38: Dilatanz, 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

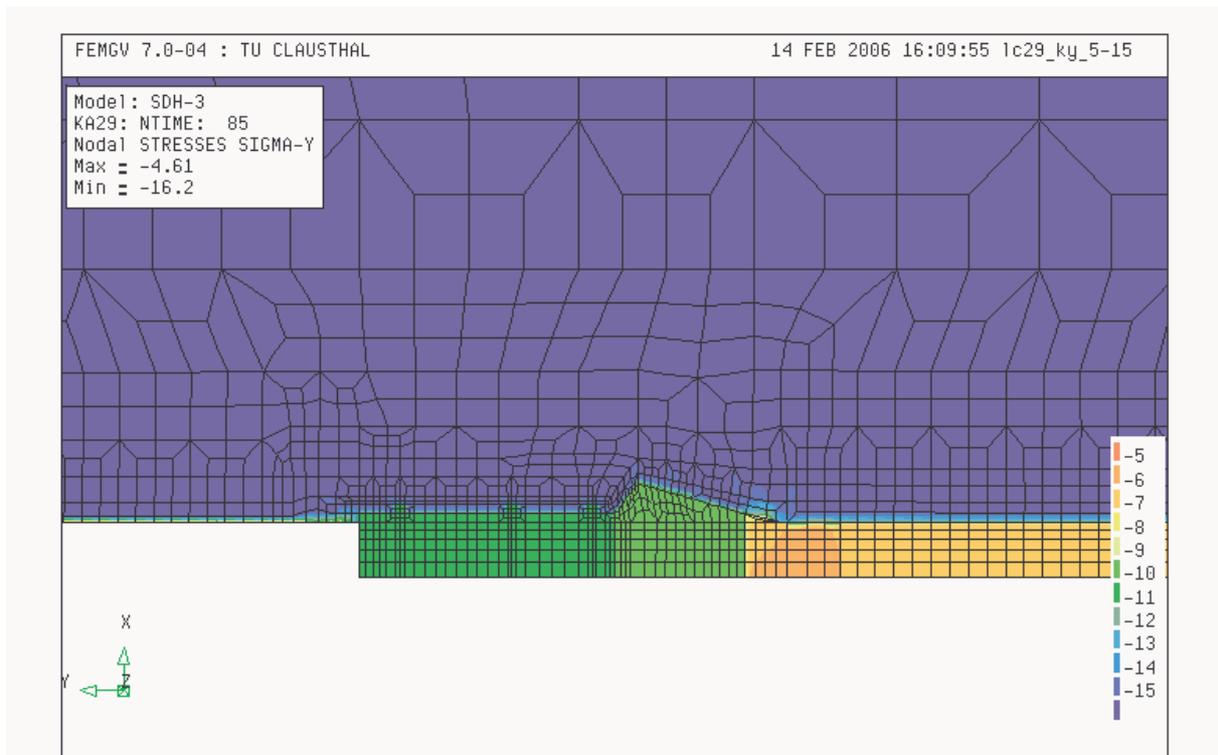


Bild 13.39: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

(9) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 13.40 zeigt die flächenhafte Darstellung der Vertikalspannung σ_x . Im Widerlager und im Dichtelement stellt sich ein gleichmäßiger Spannungszustand ein. Im Versatzkörper baut sich ein signifikanter Stützdruck auf.
- Bild 13.41 zeigt die flächenhafte Darstellung der Effektivspannung σ_{eff} . Deutlich erkennbar ist eine starke Beanspruchung des Dichtelementes zur offenen Strecke hin. Hier würde es vermutlich zu großflächigen Abschalungen kommen. Durch eine weitgehend isotrope Kompaktion des Versatzes steigt die Effektivspannung σ_{eff} im Versatzkörper nicht an.
- Bild 13.42 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur – Versatz bildet sie sich weiter zurück auf ein sehr niedriges Niveau.
- Bild 13.43 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ϵ_{vol} . Wie in der Darstellung der Schädigung ersichtlich, ist auch für die Dilatanzentwicklung im Bereich der offenen Stre-



cke weiterhin von einer Zunahme auszugehen, im Bereich des Versatzes aber mit einer Abnahme der Dilatanz zu rechnen.

- Bild 13.44 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Die Permeabilität im Versatzkörper nimmt durch die fortschreitende Kompaktion kontinuierlich ab. Allerdings erreicht die Permeabilität des kompaktierten Versatzkörpers noch nicht das Niveau des Dammbauwerks und des Dichtelementes.

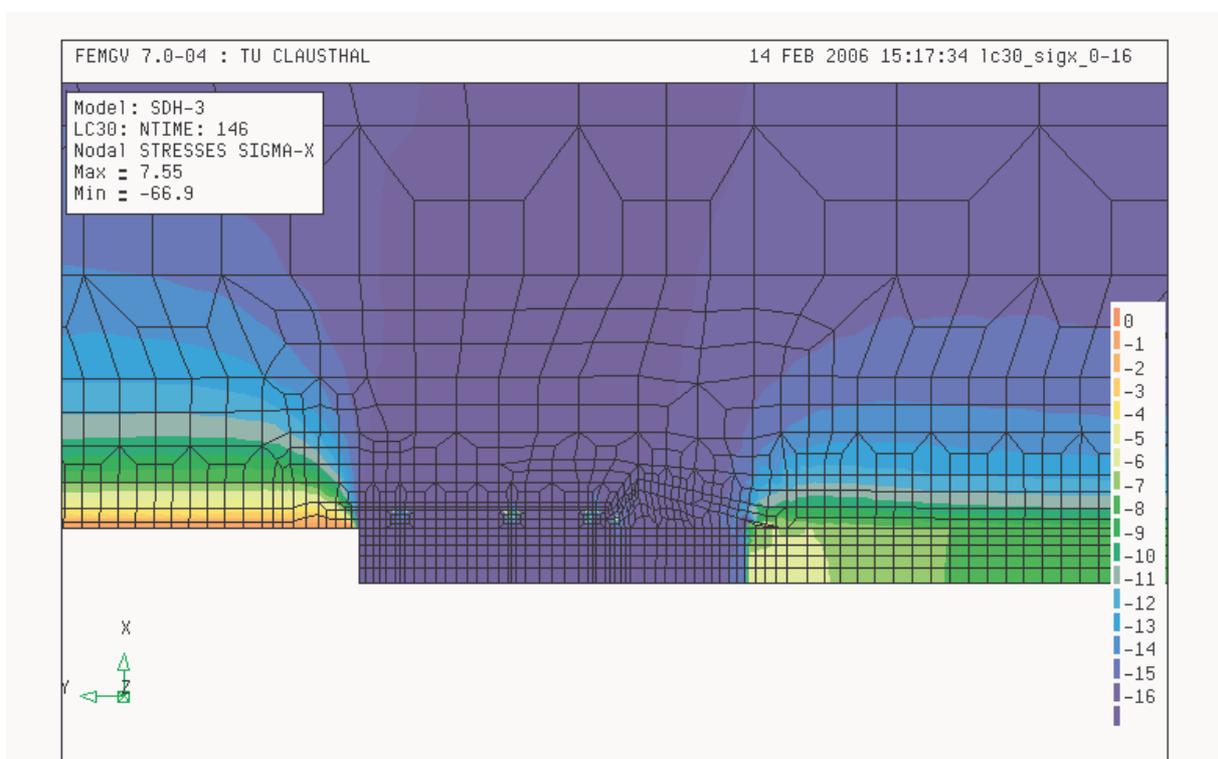


Bild 13.40: Vertikalspannungen σ_x , 1000 a nach Dammbau- und Versatzeinbau

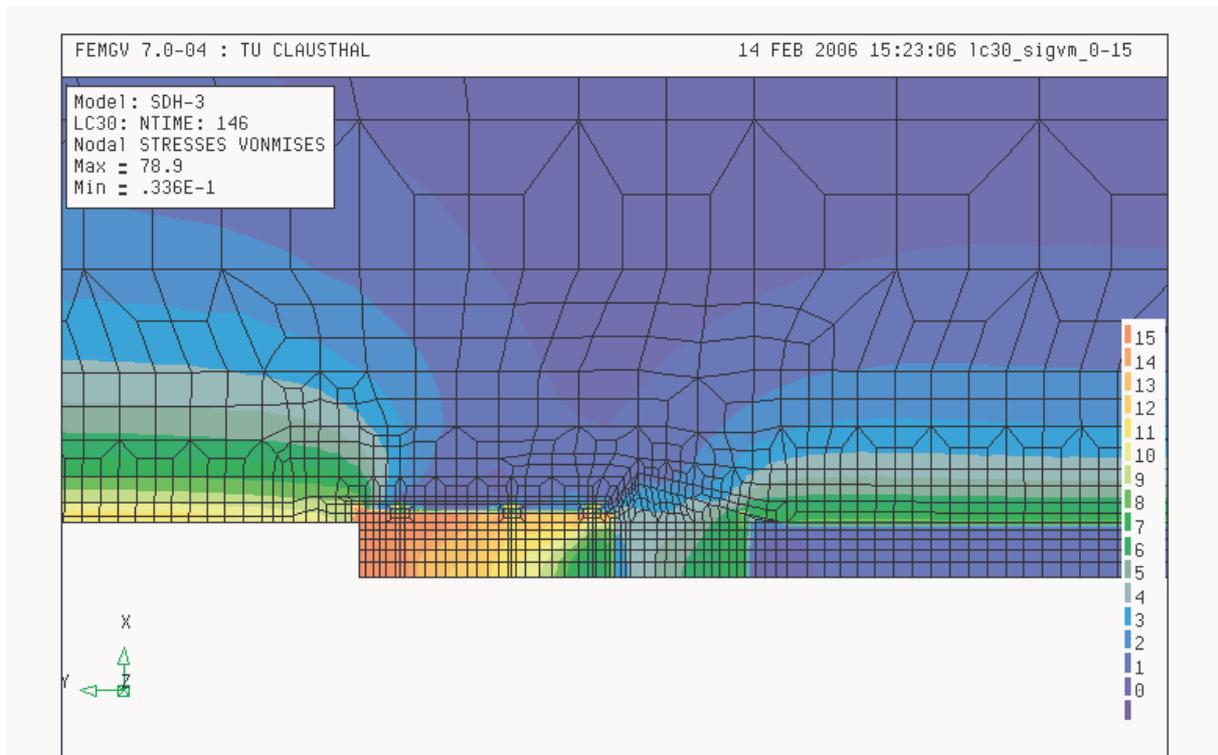


Bild 13.41: Von-Mises-Spannungen, 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau

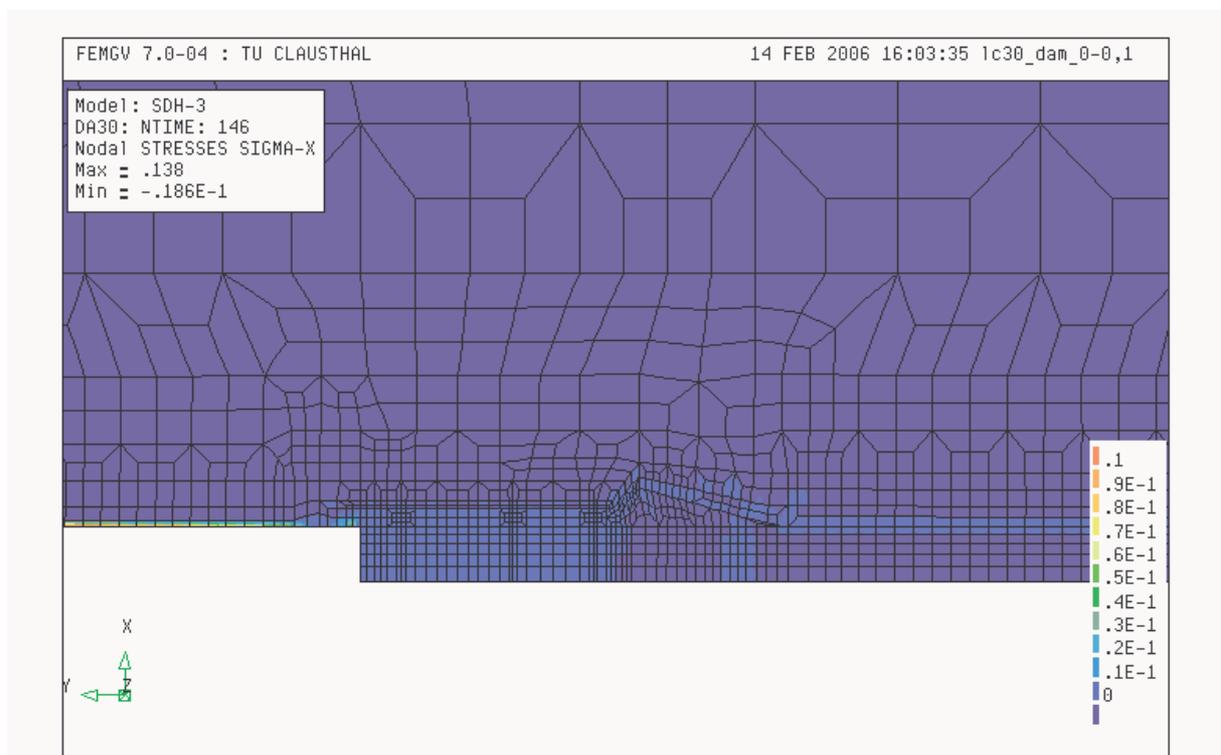


Bild 13.42: Schädigung D, 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau

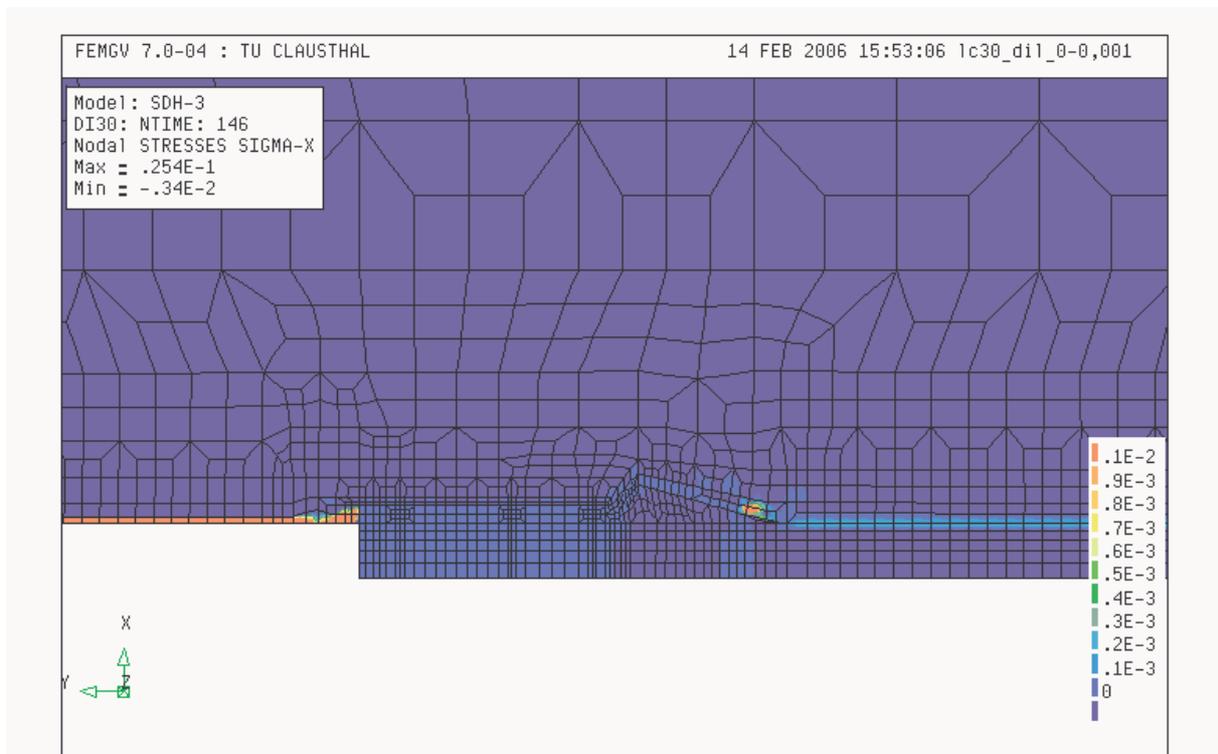


Bild 13.43: Dilatanz, 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau

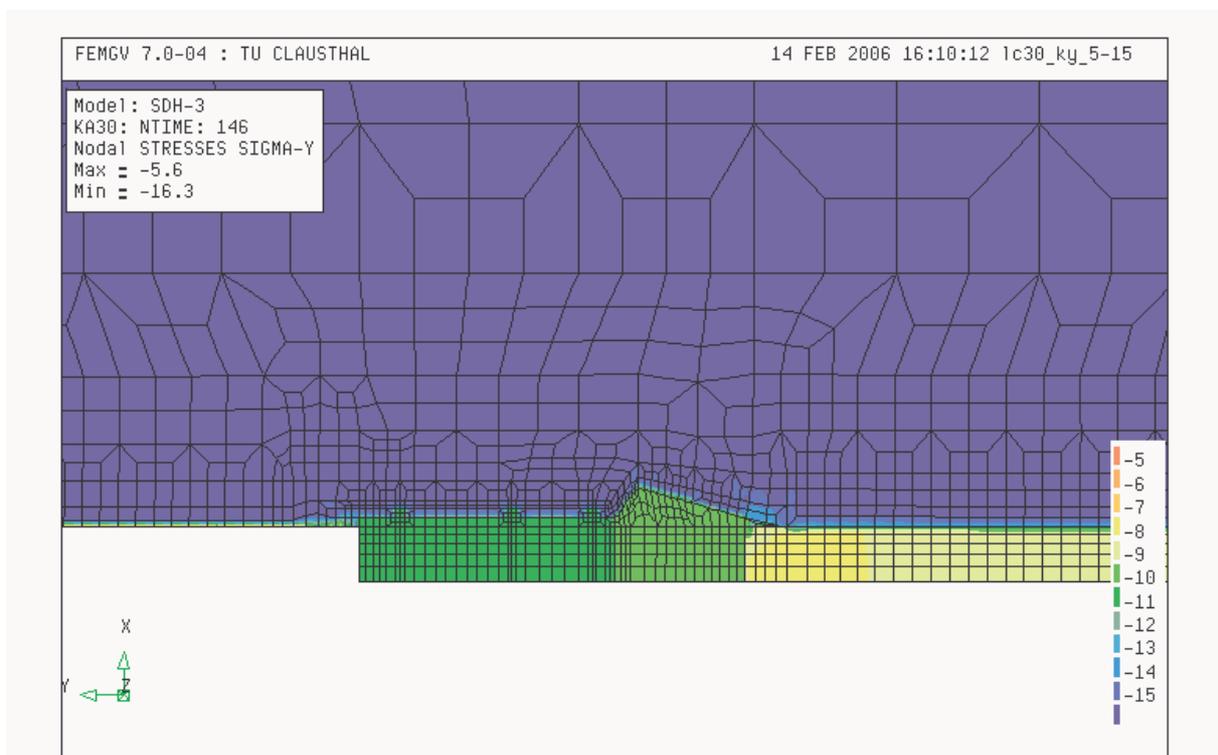


Bild 13.44: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau



(10) Die folgenden Bilder zeigen in einer flächenhaften Darstellung den Verlauf der Vertikalverformungen (Firstsetzung). Für das Maß der Firstsetzung gibt es aufgrund von Konvergenzmessungen von *Sitz (1999)* in situ-Vergleichswerte.

- Bild 13.45 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 1$ d nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 2,4$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.46 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 500$ d nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 2,45$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.47 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 2,5$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.48 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 25$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 3,31$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.49 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 5,8$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.50 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 250$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 11,2$ cm für den Bereich der offenen Strecke sowie über dem Versatz berechnet.
- Bild 13.51 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 20$ cm für den Bereich der offenen Strecke und über dem Versatzkörper von $u = 16$ cm berechnet. Über dem Versatzkörper werden erstmals geringere Verformungen in den Firsten erhalten, weil das konvergierende Gebirge durch den kompaktierenden Versatz einen Stützdruck erfährt.
- Bild 13.52 zeigt die Firstsetzungen zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Es werden Firstsetzungen von ca. $u = 37,7$ cm für den Bereich der offenen Strecke und über dem Versatzkörper von $u = 24,5$ cm berechnet.

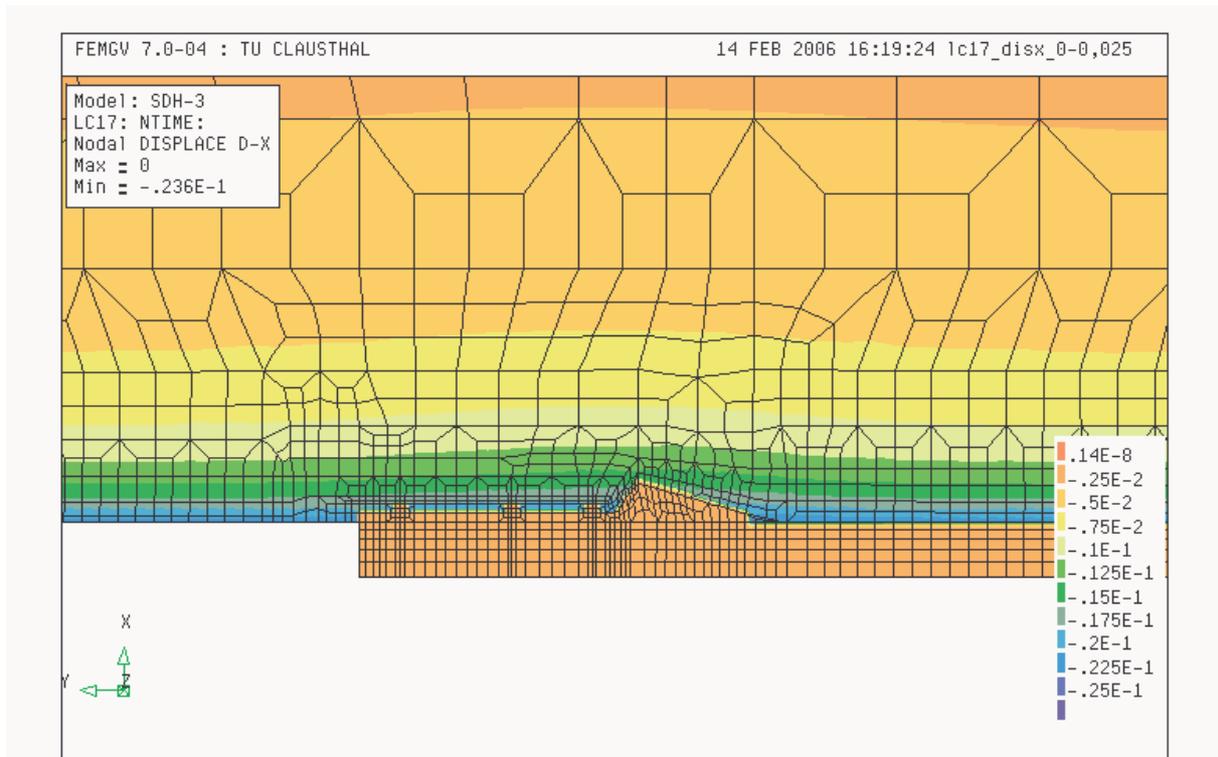


Bild 13.45: Verformungen, m, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

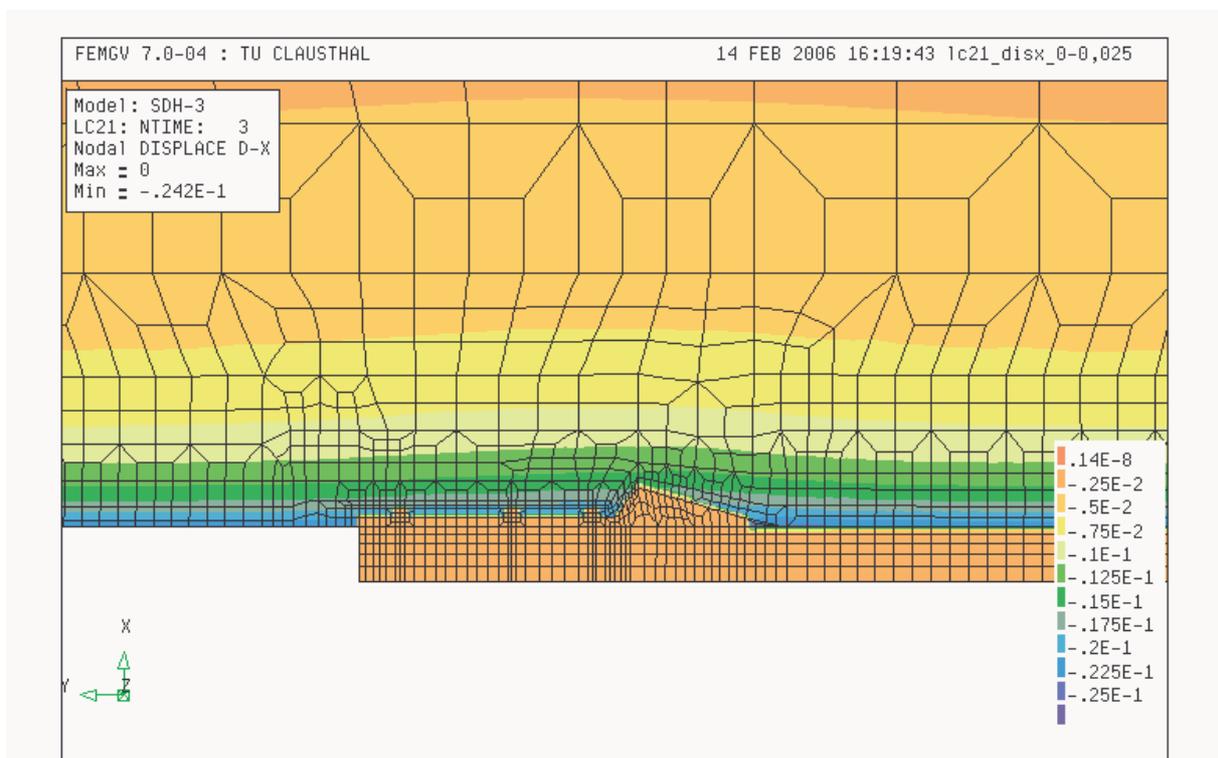


Bild 13.46: Verformungen, m, 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

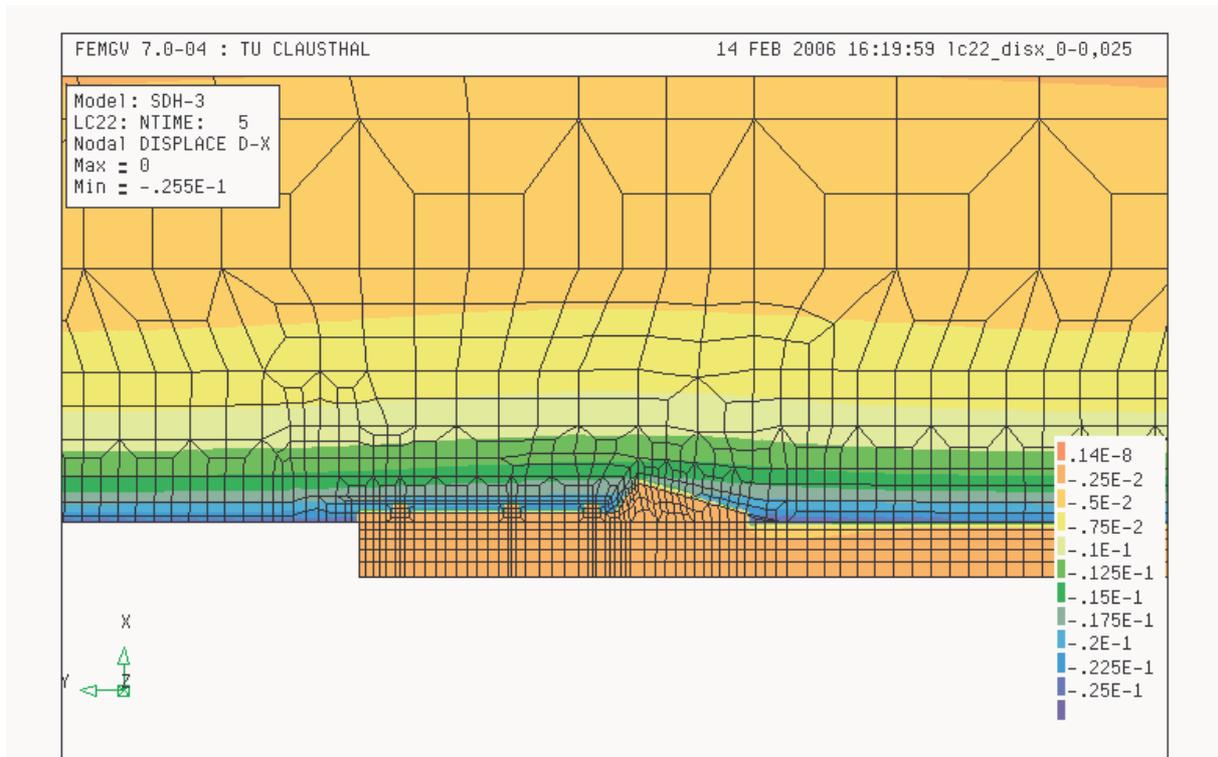


Bild 13.47: Verformungen, m, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

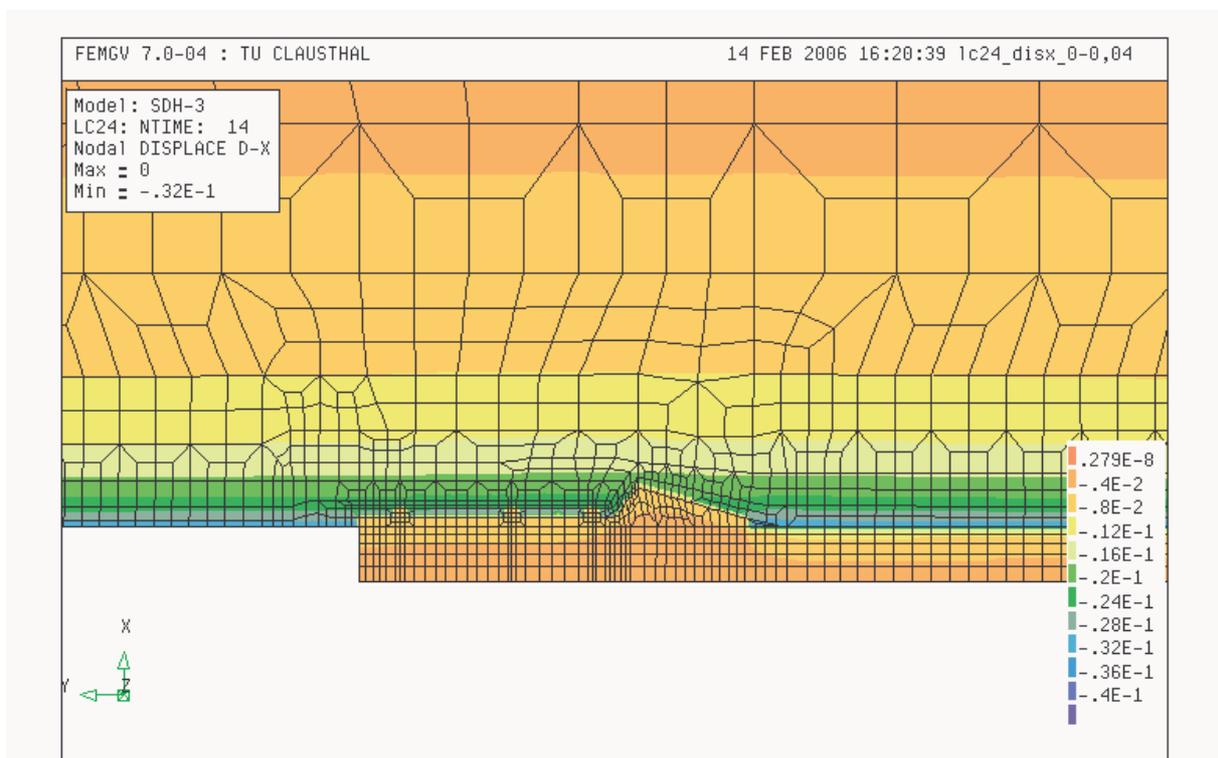


Bild 13.48: Verformungen, m, 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

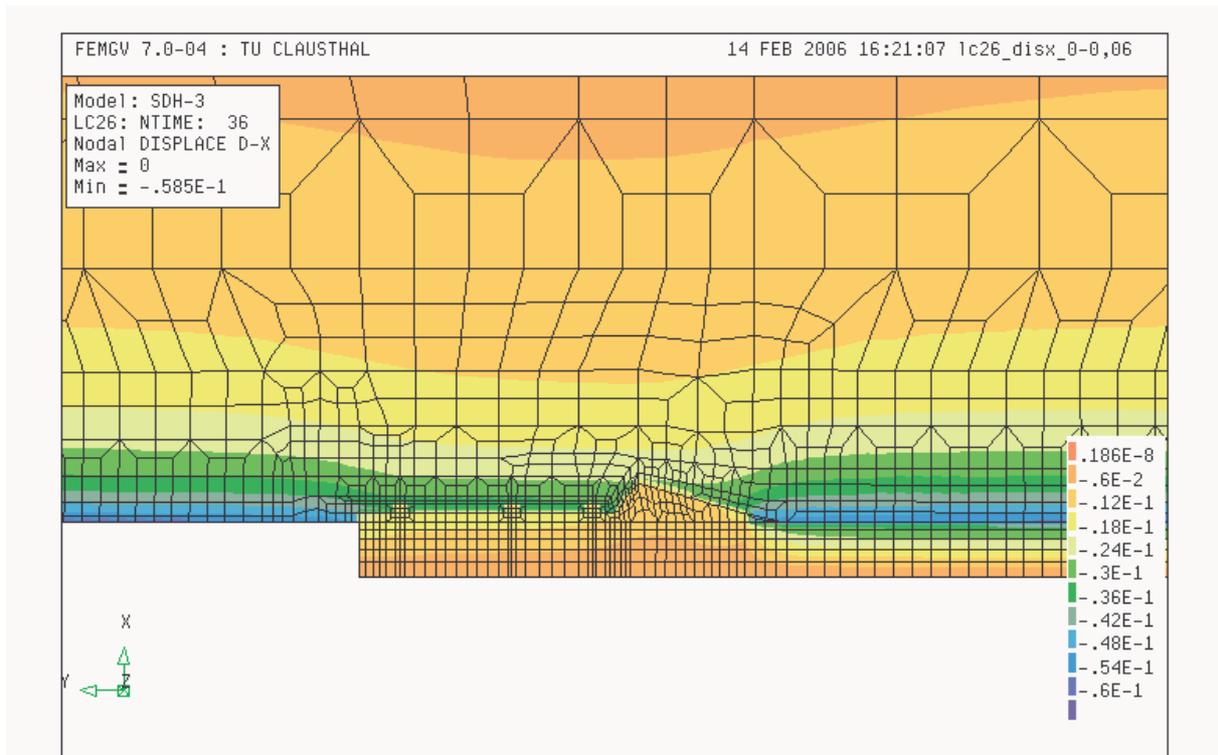


Bild 13.49: Verformungen, m, 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

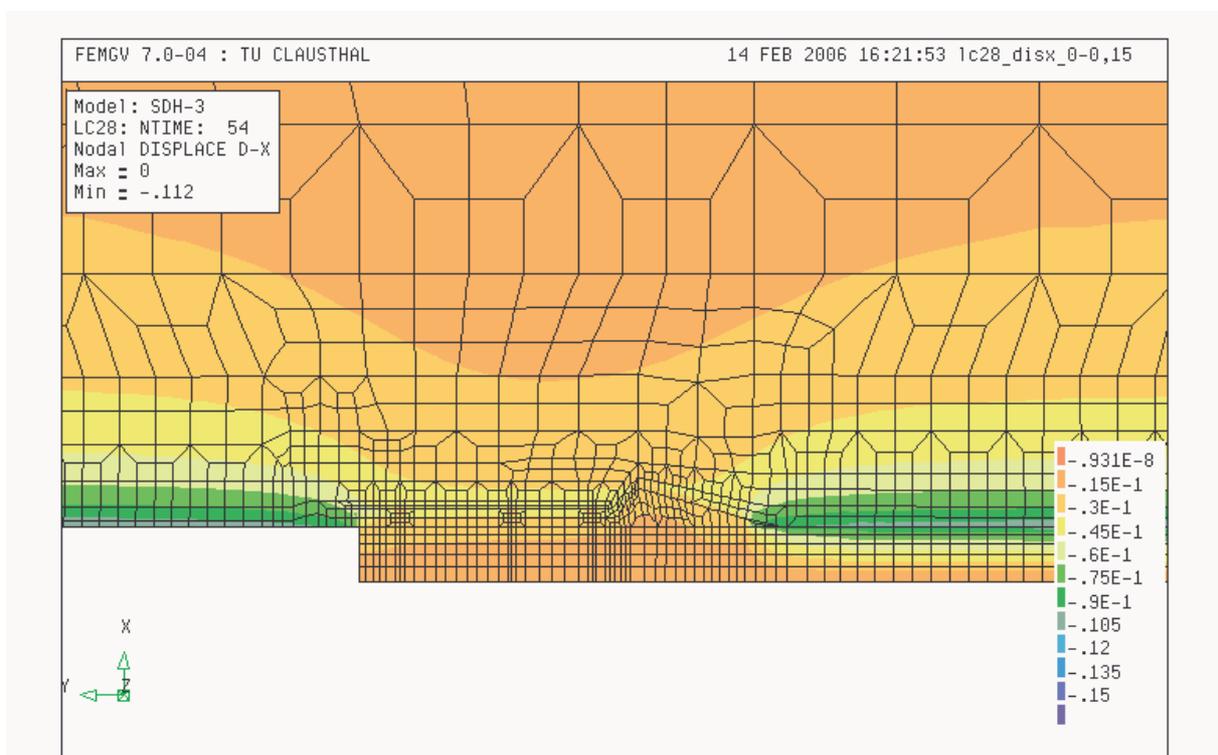


Bild 13.50: Verformungen, m, 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

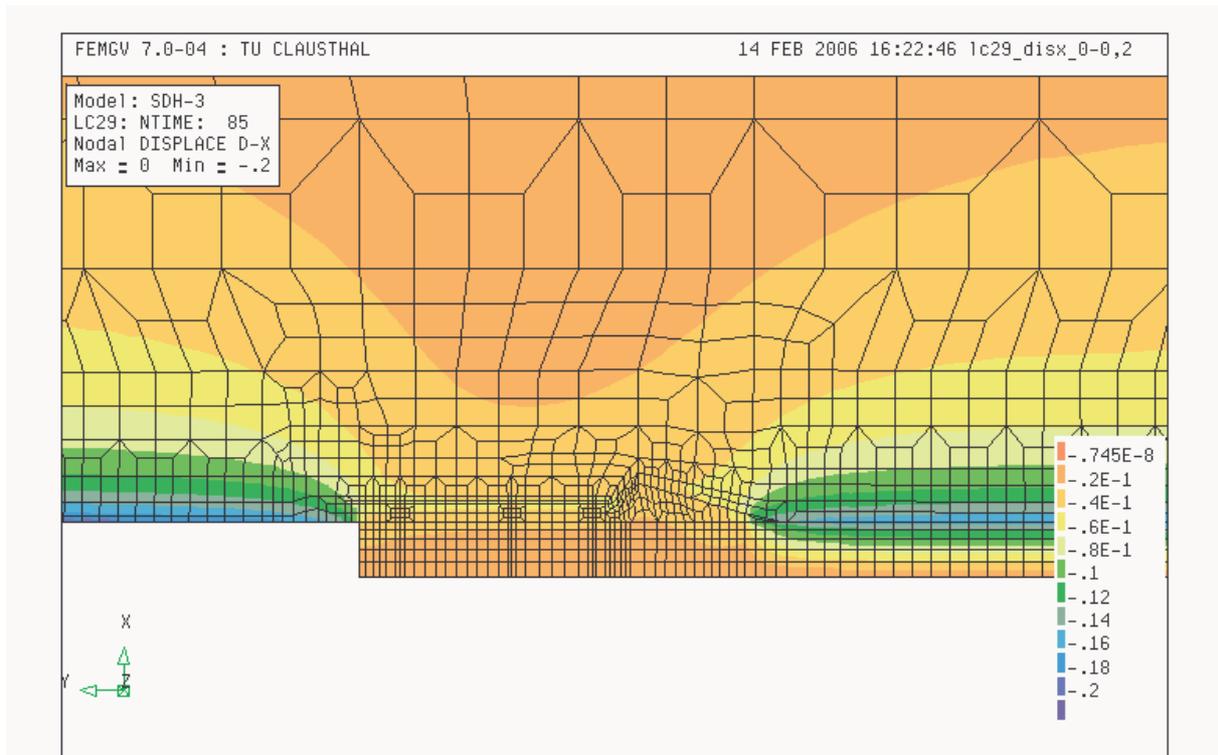


Bild 13.51: Verformungen, m, 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

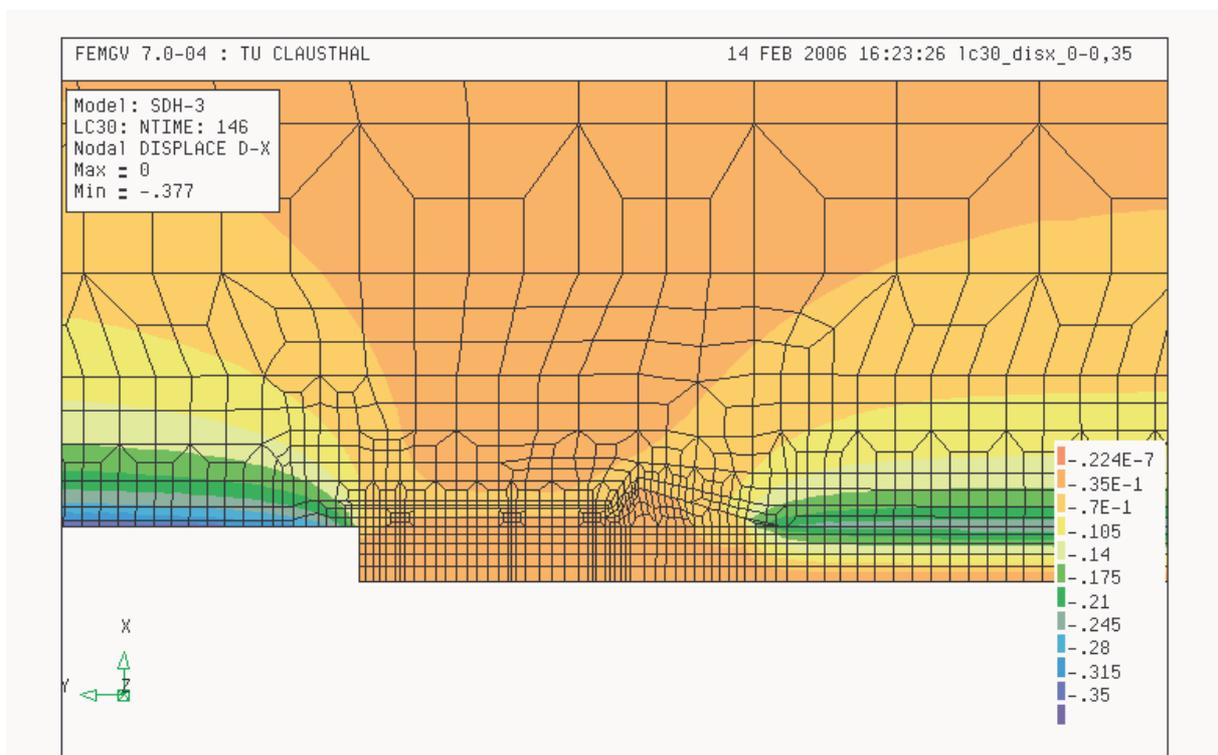


Bild 13.52: Verformungen, m, 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau



(11) Porosität im Versatzkörper

Die folgenden Bilder zeigen in einer flächenhaften Darstellung die Entwicklung der Porosität im Versatzkörper. Die Ausgangsporosität des eingebauten Salzgrusversatzes beträgt $n = 31\%$. Mit Hilfe des implementierten Kompaktionsstoffmodells von *Korthaus/ Hein* kann die Porositätsentwicklung im Versatzkörper numerisch simuliert werden. Das Stoffmodell wurde bereits vorgestellt und beschrieben.

- Bild 13.53 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 1$ d nach Damm- und Versatzeinbau. Es wird als Randbedingung die Ausgangsporosität von 31% angezeigt.
- Bild 13.54 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 500$ d nach Damm- und Versatzeinbau. Es ist noch kein Rückgang der Porosität zu bemerken.
- Bild 13.55 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Die Porosität ist marginal auf $30,7\%$ zurückgegangen.
- Bild 13.56 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 25$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Das Niveau der Porosität ist um etwa 4% gesunken und liegt nunmehr bei etwa 27% .
- Bild 13.57 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Das Niveau der Porosität ist um etwa 7% gesunken und liegt nunmehr bei etwa 24% .
- Bild 13.58 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 250$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Das Niveau der Porosität ist um etwa 10% gesunken und liegt nunmehr bei etwa 21% .
- Bild 13.59 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Das Niveau der Porosität ist um etwa 16% gesunken und liegt nunmehr bei etwa 15% .
- Bild 13.60 zeigt die Porosität zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Damm- und Versatzeinbau. Das Niveau der Porosität ist um etwa 25% gesunken und liegt nunmehr bei etwa 6% .

Insgesamt ist festzustellen, dass trotz der langen Simulationszeit von $t = 1000$ a die Porosität aufgrund der scheinbar zu geringen Konvergenz und damit ebenfalls verbundenen geringen Versatzkompaktion immer noch einen relativ hohen Wert von $n \approx 6\%$ aufweist. Entsprechend der implementierten Poro-Perm-Beziehung werden daher für die numerisch kalkulierten Permeabilitäten (Bilder 13.9, 13.14, 13.19, 13.24, 13.29, 13.39, 13.44) relativ hohe Zahlenwerte ermittelt.



Nach $t = 1000$ a Standzeit ist der Versatzkörper noch nicht ausreichend kompaktiert um eine Permeabilität aufzuweisen, die in der Größenordnung der Permeabilität des Dichtelementes liegt.

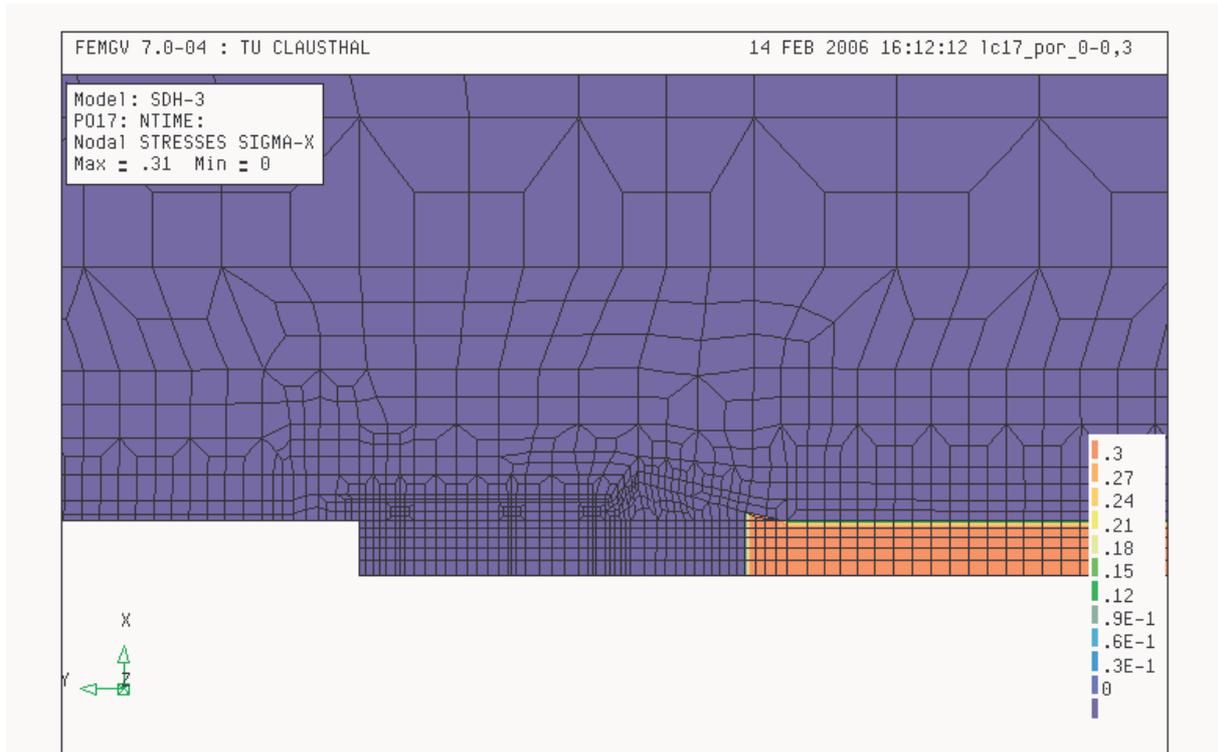


Bild 13.53: Porosität, -, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

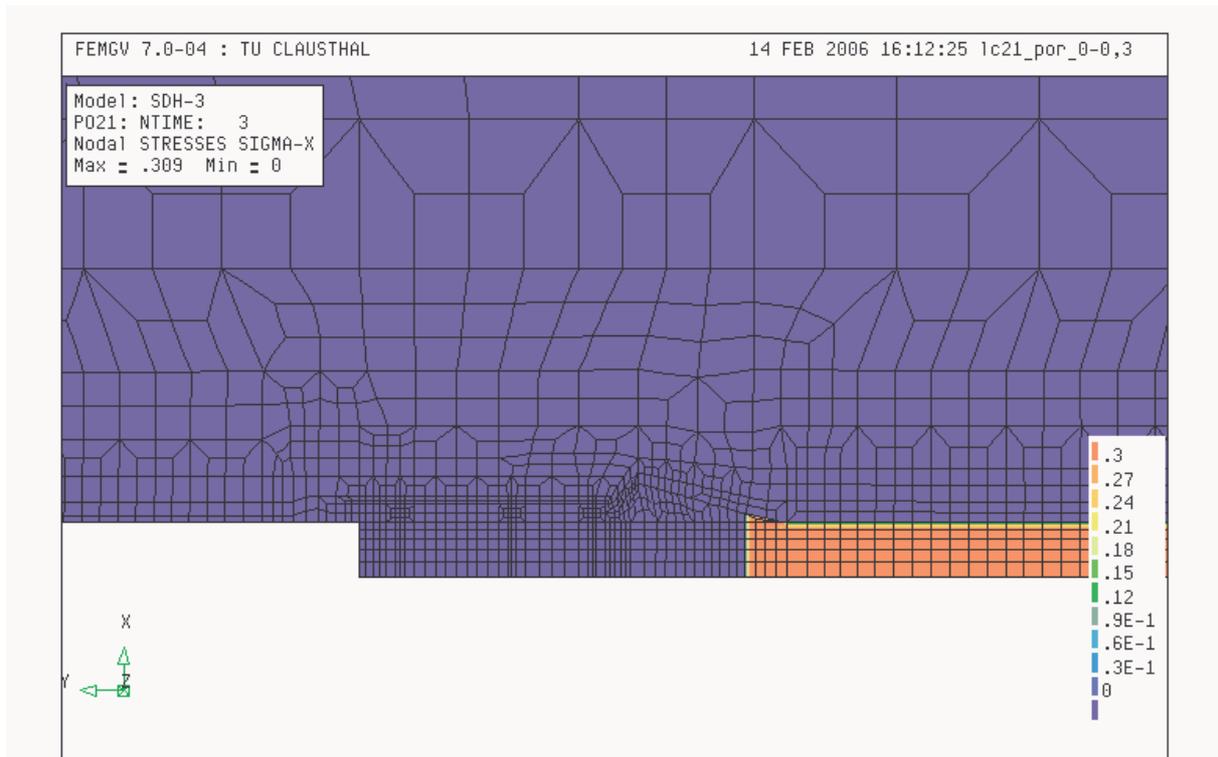


Bild 13.54: Porosität, -,500 d nach Damm- und Versatzeinbau

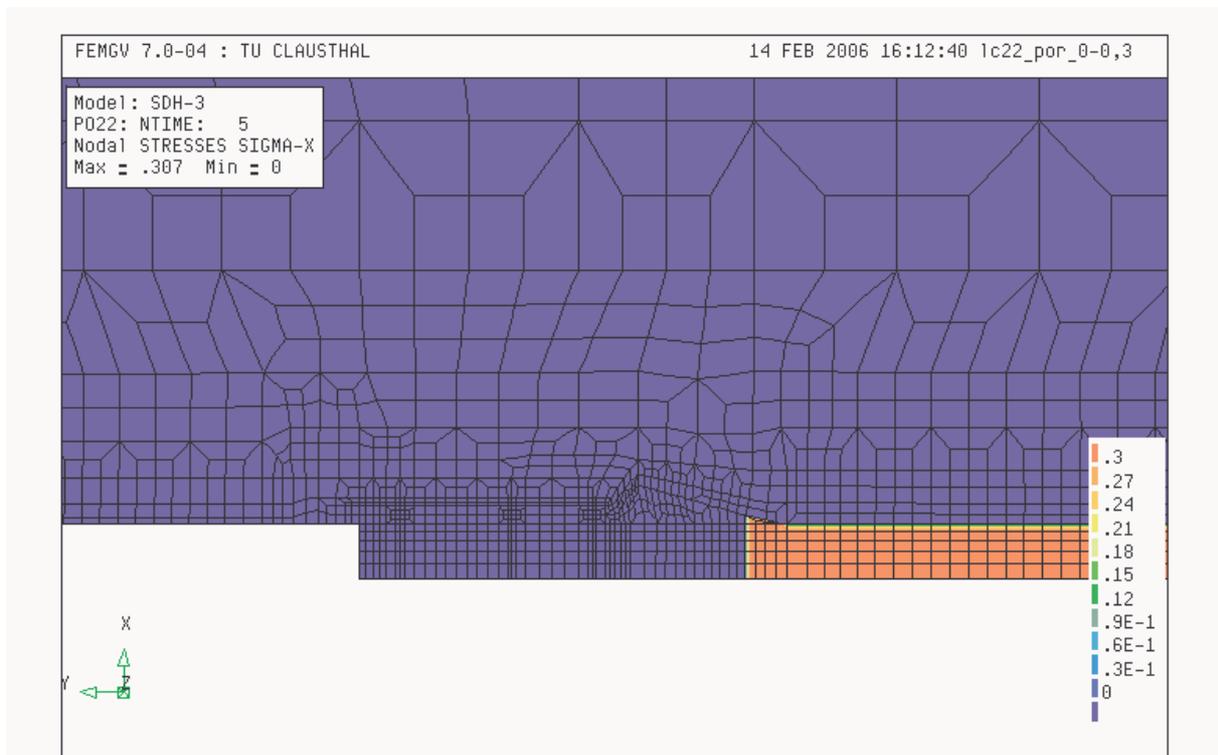


Bild 13.55: Porosität, -, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

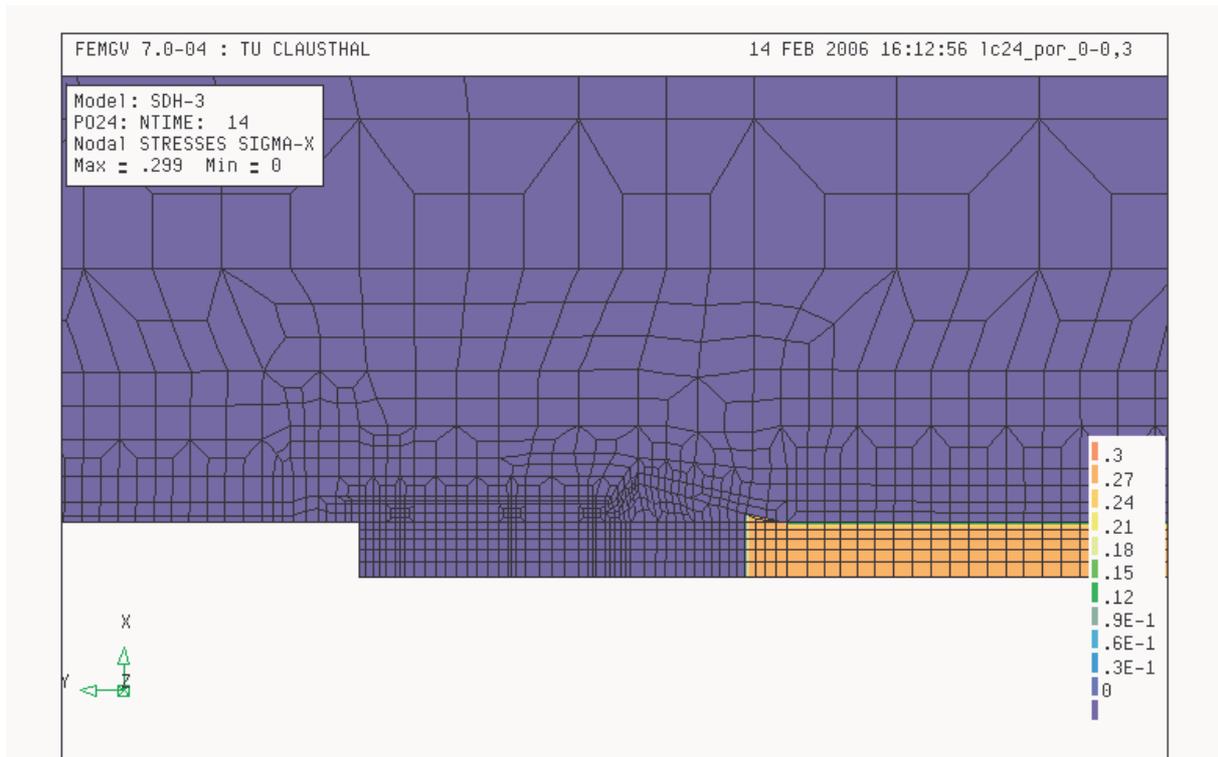


Bild 13.56: Porosität, -, 25 a nach Damm- und Versatzeinbau

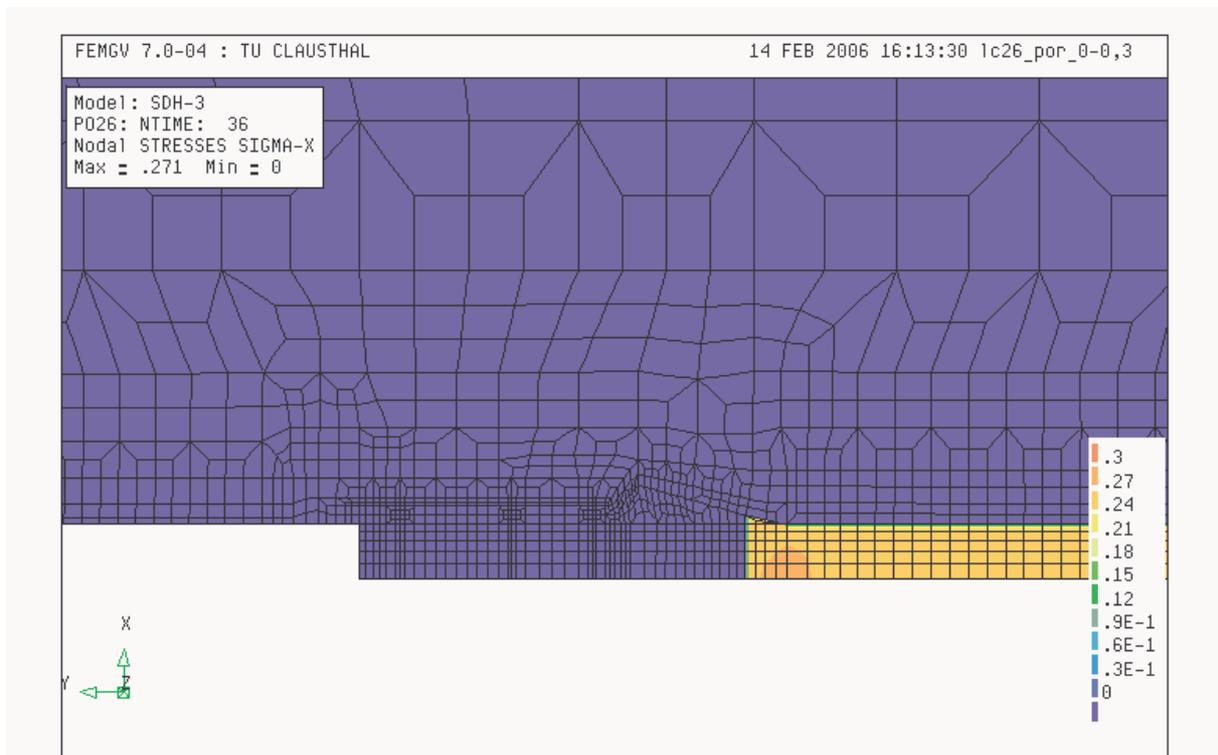


Bild 13.57: Porosität, -, 100 a nach Damm- und Versatzeinbau

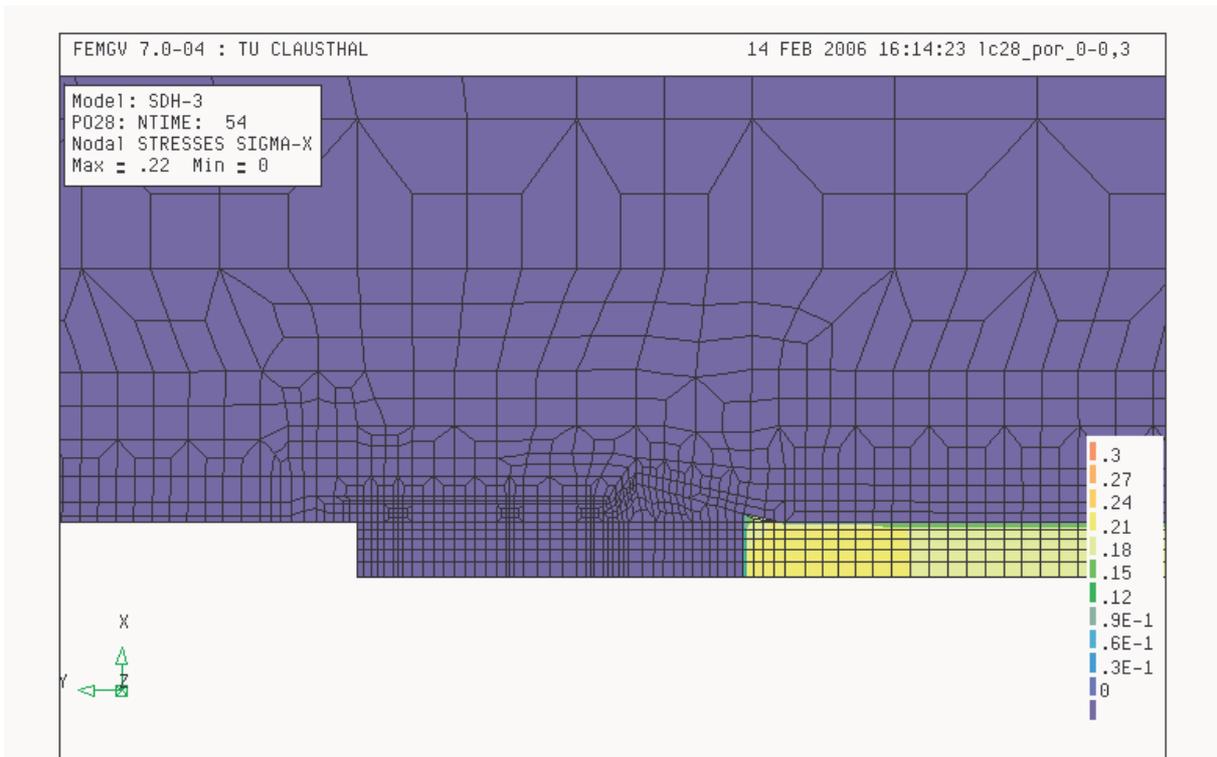


Bild 13.58: Porosität, -, 250 a nach Damm- und Versatzeinbau

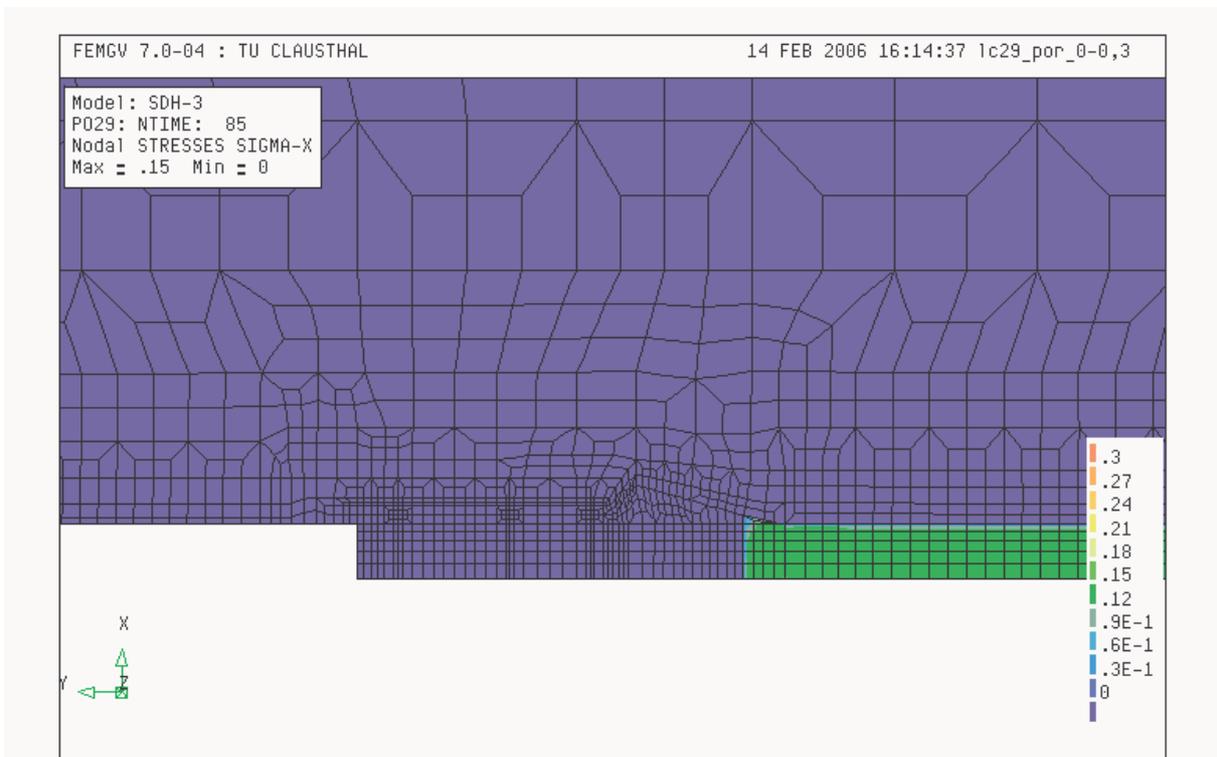


Bild 13.59: Porosität, -, 500 a nach Damm- und Versatzeinbau

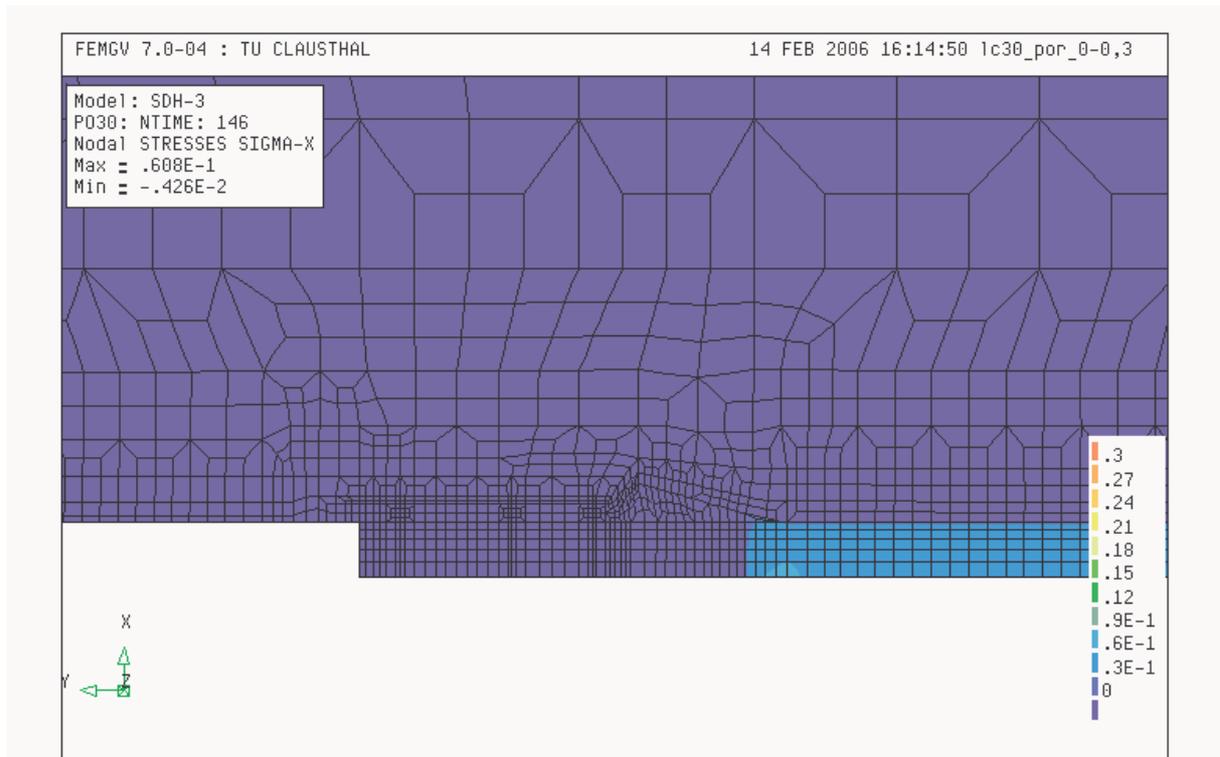


Bild 13.60: Porosität, -, 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau



13.6 Darstellung der Berechnungsergebnisse über die Zeit

Die Darstellung der Berechnungsergebnisse über die Zeit erfolgt für das Element 562/Gaußpunkt Nr.2, der dem Gebirge und nicht der Kontur zugeordnet ist. Die Lage des Elementes 562 ist Bild 13.61 zu entnehmen.

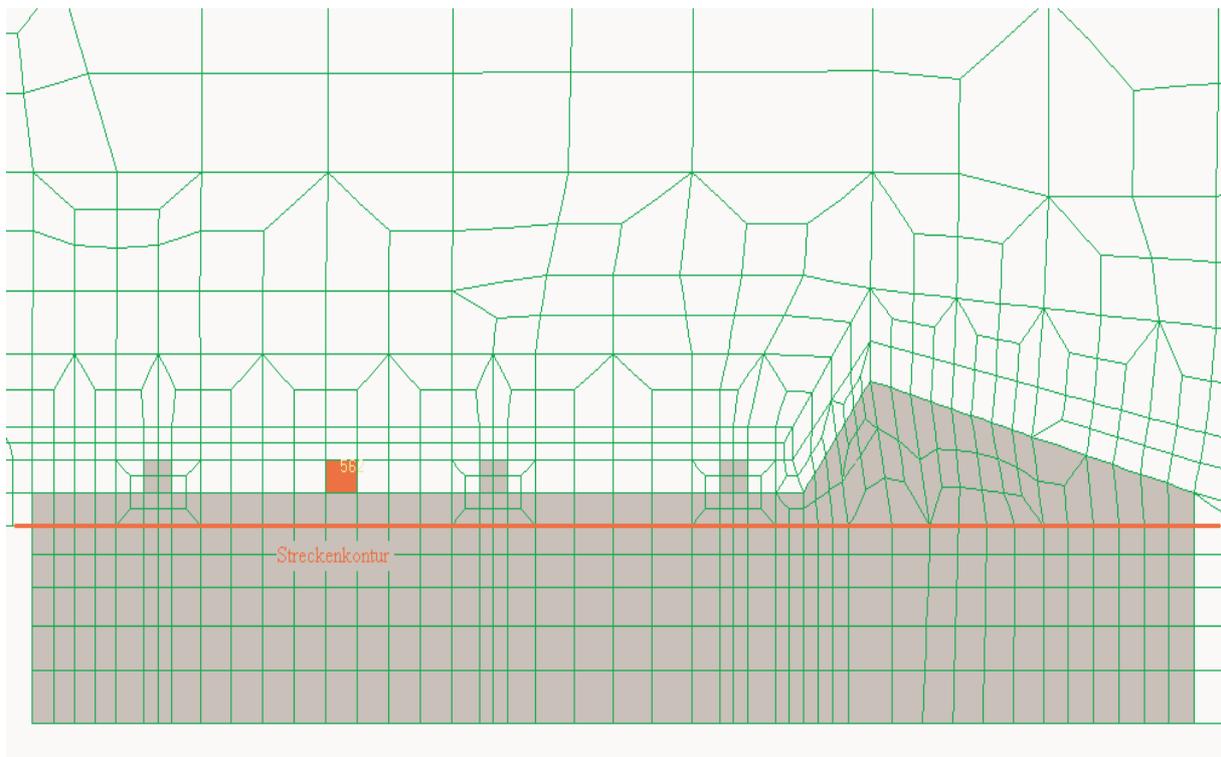


Bild 13.61: Lage des Elementes 562 im Berechnungsmodell

Im Einzelnen wird der Verlauf folgender Zustandsgrößen dargestellt:

- Bild 13.62 zeigt den Verlauf der Spannungen über die Zeit im Element 562.
- Bild 13.63 zeigt den Verlauf der Verzerrungen über die Zeit im Element 562.
- Bild 13.64 zeigt den Anstieg der Schädigung und der Dilatanz und im weiteren Verlauf auch deren Rückbildung über die Zeit im Element 562.



Zeitliche Darstellung der Koordinatenspannungsverläufe (Element 682, GP 2)

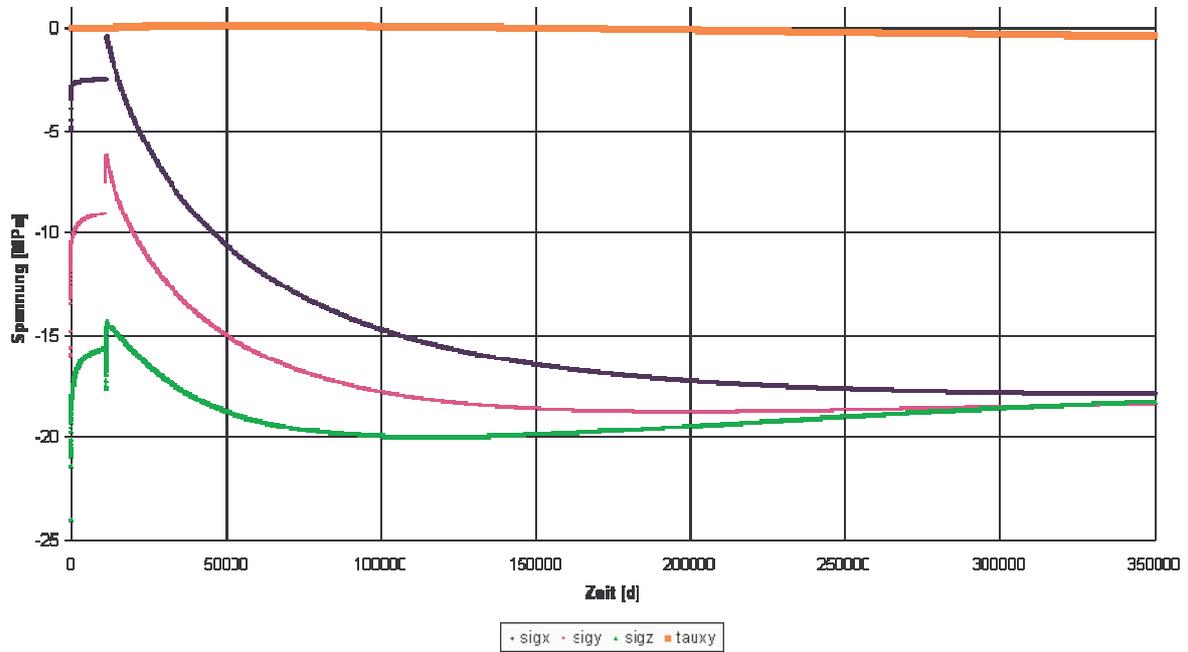


Bild 13.62: Verlauf der Spannungen über die Zeit im Element 562

Zeitliche Darstellung der Koordinatenverzerrungen (Element 682, GP 2)

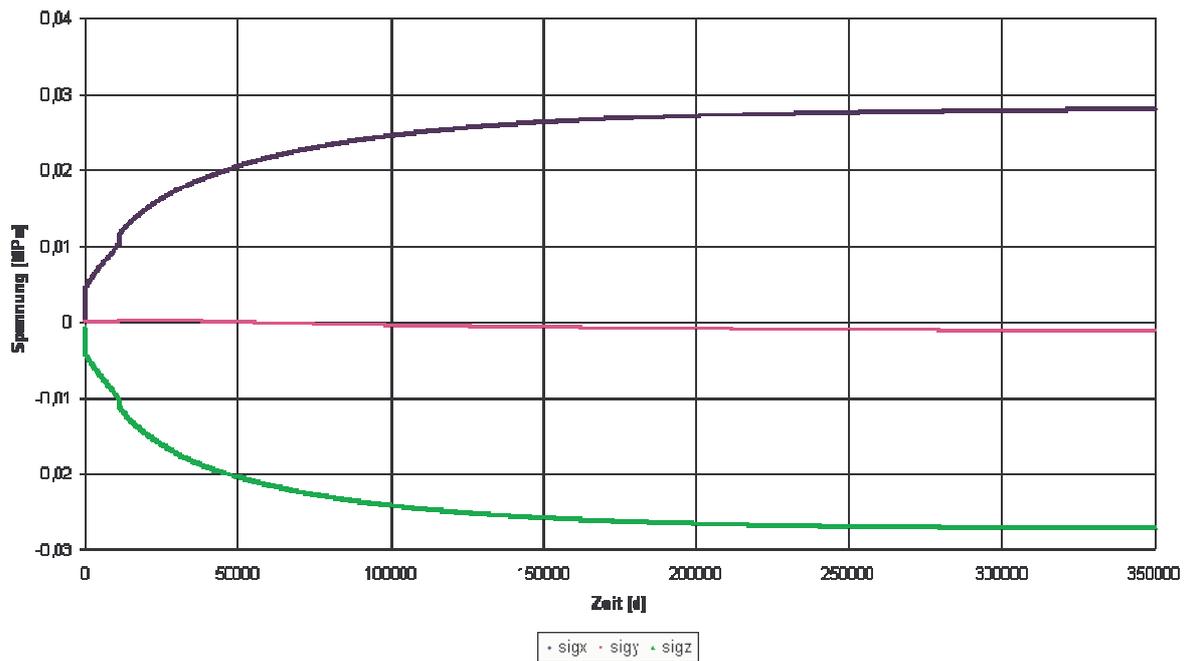


Bild 13.63: Verlauf der Verzerrungen über die Zeit im Element 562

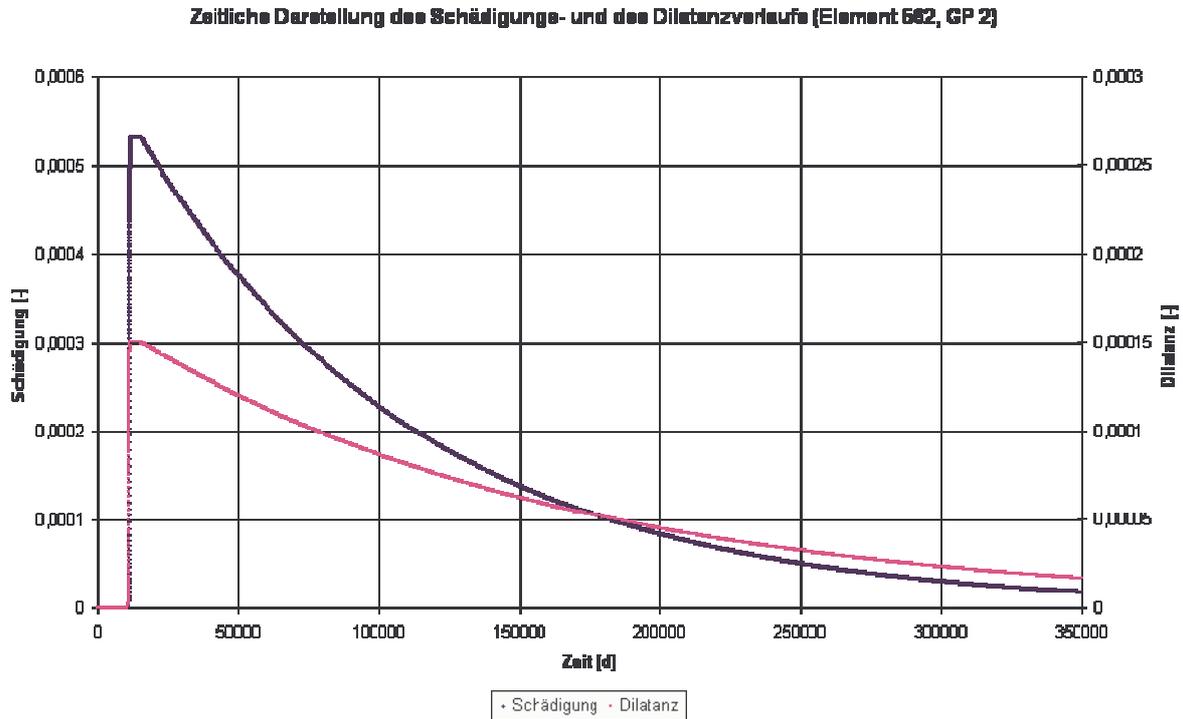


Bild 13.64: Verlauf von Schädigung und Dilatanz über die Zeit im Element 562

Aus den dargestellten Zustandsgrößenverläufen ist zu entnehmen:

- Bild 13.62 zeigt die Spannungsverläufe über die Zeit in Element 562. Ausgehend von einem Primärspannungszustand von $P_G = 16$ MPa im unverritzten Gebirge verändern sich die Spannungen durch den momentanen Ausbruch zunächst entsprechend dem elastischen Stoffmodell *Hooke*, um in der Folgezeit durch die Auswirkung des Kriechens deutlich abzunehmen, hier insbesondere die Tangentialspannung. Zum Verlauf der Spannungskomponente σ_x kann eine Vorgabe erfolgen: Da das Element 562 nach dem Streckenausbruch nahe an der Kontur liegt, muss die Spannung σ_x relativ klein sein. Nach dem Ausbruch der Streckenerweiterung liegt das Element direkt an der Kontur und zwar mit dem der Kontur abgewandten Gaußpunkt. Hier muss hier die Spannung σ_x (Radialspannung) nahezu zu Null werden. Diese Randbedingung ist erfüllt. Für die anderen Koordinatenspannungskomponenten kann keine zahlenmäßige Kontrolle erfolgen, die Verläufe sind jedoch plausibel und in qualitativer Übereinstimmung mit der Erfahrung. In der Folgezeit steigen die Spannungen durch den beginnenden Stützdruckaufbau infolge der Konvergenz des Gebir-



ges merklich an. Nach langer Zeit wird ein isotroper Endspannungszustand von $\sigma = 18$ MPa erreicht, der etwa dem Primärspannungsniveau entspricht.

- Die Verzerrungen in Bild 13.63 zeigen sehr schön einen sprunghaften Anstieg nach dem Ausbruch der Strecke und dann weiter nach dem Nachbruch der Kontur kurz vor dem Einbau des Dammbauwerks. In radialer (x-)Richtung wird das Gebirgselement gedehnt (Verformung in den Hohlraum), in tangentialer (z-)Richtung entsteht durch die Verformung des Gebirges in den Hohlraum eine Stauchung. In axialer Richtung erfolgt praktisch keine Deformation. Radiale und tangentielle Verzerrungen sind nahezu gleich als Hinweis auf nur geringe Entfestigungen.
- Bild 13.64 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schädigungs- und Dilatanzentwicklung im betrachteten Element 562. Dabei werden maximal nach $t = 30$ a Standzeit Zahlenwerte von $D = 0,00053$ und $\epsilon_{\text{vol}} = 0,00015$ erreicht. Im *AkEnd-Bericht* wurde eine orientierende Schädigungsskala ausgearbeitet, mit der in Abhängigkeit von der Größe der Schädigung eine Einstufung des Gebirges hinsichtlich des Entfestigungsgrades vorgenommen werden konnte, *Lux et al (2002)*. In dem Zahlenwertbereich $0 < D \leq 10^{-4}$ wird das Gebirge als mechanisch zwar geschädigt, hydraulisch aber als noch nicht geschädigt eingestuft; es gilt also $\Delta K \approx 0$. Dieser nahezu primäre Zustand in der hydraulischen Qualität wird wieder etwa ab $t = 183000$ d entsprechend $t = 501$ a erreicht. Tatsächlich lässt sich für die Kontur aus der flächenhaften Darstellung der Berechnungsergebnisse eine noch leicht erhöhte Permeabilität ablesen. Für den betrachteten zweiten Gaußpunkt, der der Kontur abgewandt ist, zeigt sich zu diesem Zeitpunkt auch schon wieder die Primärpermeabilität des Gebirges. Die maximale Schädigung liegt im Bereich von $D = 0,0005$. Nach *AkEnd* entspricht dieser Zahlenwert einem leicht geschädigten Gebirge.

13.7 Zusammenfassende Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Zusammenfassend kann über die Ergebnisse der Berechnung mit Versatz folgendes festgehalten werden:

- Die Berechnungsplots für die Spannungen und Verformungen zeigen plausible Ergebnisse. Prüfbare Randbedingungen werden eingehalten. Die Verformungen werden entsprechend den Konvergenzraten von *Sitz (1999)*, die mit $\dot{K}_v = 1-2$ mm/a angegeben sind, in der rich-



tigen Größenordnung berechnet. Dabei ist zu beachten, dass sich das Maß der Konvergenz auf die Firstsetzung und Sohlenhebung gleichzeitig bezieht. Hier wird in dem betrachteten Berechnungsmodell nur die Firstsetzung quantifiziert, die sich entsprechend den Messwerten von Sitz auf $u_F = 0,5\text{-}1 \text{ mm/a}$ einpendeln sollte, Bilder 13.45 – 13.52:

- 1 d nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 30 \text{ a} + 303 \text{ d}$ Standzeit \rightarrow cal $u = 2,4 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 1,55\text{-}3,1 \text{ cm}$
- 5 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 5 + 31 = 36 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 2,5 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 1,61\text{-}3,22 \text{ cm}$
- 25 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 25 + 31 = 56 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 3,31 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 2,8\text{-}5,6 \text{ cm}$
- 100 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 100 + 31 = 131 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 5,8 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 6,55\text{-}13,1 \text{ cm}$
- 250 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 250 + 31 = 281 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 11,2 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 14,05\text{-}28,1 \text{ cm}$
- 500 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 500 + 31 = 531 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 20,0 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 26,55\text{-}53,1 \text{ cm}$
- 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau, d.h. $t = 1000 + 31 = 1031 \text{ a}$ \rightarrow cal $u = 37,7 \text{ cm}$, erwartet nach Sitz: $u \approx 51,55\text{-}103,1 \text{ cm}$

Insgesamt zeigt sich bei den Firstsetzungen eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den aus der gemessenen Konvergenzrate für die zukünftige Entwicklung in der offenen Strecke prognostizierten Werten.

- Die numerische Simulation wurde auf der Basis von Versuchsdaten durchgeführt. Die gewählten Verheilungsparameter sind angelehnt an die Versuche von *Düsterloh* (2003, 2004, 2005); sie wurden aus laborativen Untersuchungen abgeleitet.
- Da im Berechnungsprogramm *MISES3* keine zeitbezogene Anpassung der Materialparameter für einzelne Elemente möglich ist, können die Materialparameter nicht in Abhängigkeit der Zeit an sich möglicherweise verändernde Zahlenwerte angepasst werden. Für den Versatzkörper folgt daraus, dass die Zunahme der Steifigkeit des Versatzes während der



Kompaktionsphase unberücksichtigt bleibt. Während der gesamten Berechnungszeit wird daher mit konstanten Werten für den Verformungsmodul E und die Poissonzahl ν gerechnet ($E = 300 \text{ MPa}$, $\nu = 0,3$). Diese Werte mögen für den Salzgrus direkt nach dem Einbau als Versatz zu progressiv abgeschätzt sein, nach der Kompaktion des Salzgruses und einhergehender signifikanter Verringerung des Porenraumes dann eher zu konservativ. Die verwendeten Parameter stellen damit einen Mittelwert für eine erste Abschätzung zur Ermittlung des Kompaktionsverhaltens und der Reduktion des Porenraumes im Salzgrus dar.

- Die Versatzkompaktion führt auf einen deutlichen Rückgang der Porosität zwischen $t = 250 \text{ a}$ und $t = 500 \text{ a}$ von $n = 21 \%$ auf $n = 15 \%$, Bild 13.58 und Bild 13.59.
- Die berechneten Porositäten zeigen in den ersten Jahren bis zum Zeitpunkt $t = 25 \text{ a}$ nach Dammeinbau keinen nennenswerten Rückgang. Erst vom Zeitpunkt $t = 25 \text{ a}$ an nimmt die Porosität sichtbar ab, da ab diesem Zeitpunkt durch die Konvergenz des auflaufenden Gebirges auf den Versatzkörper eine ausreichende Kompaktion des Salzgruses erfolgt. Trotz der Kompaktion des Versatzes nimmt die Porosität bis zum Ende der Berechnung zum Zeitpunkt $t = 1000 \text{ a}$ nur auf $n \approx 6 \%$ ab.
- Die Permeabilitätswerte, die von Häfner (2001) angegeben werden, werden numerisch in nur ausreichender Übereinstimmung der Größenordnung erfasst.

<i>Lage der Messung</i>	<i>Berechnet mit dem pps-Ansatz, (m^2), $t=35a$</i>	<i>Gemessen nach Häfner, (m^2), $t=37a$</i>
<i>Kontur Strecke, ~25cm</i>	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-18}$
<i>Kontur Strecke, ~10cm</i>	$1 \cdot 10^{-17}$	$1 \cdot 10^{-15}$
<i>Firste Dichtelement, ~10cm</i>	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-18}$

Tabelle 13.5: Messergebnisse für die Permeabilität, m^2

Trotz der Verwendung des *pps*-Ansatzes konnte eine in der Größenordnung nur ausreichende Übereinstimmung mit den von Häfner gemessenen Permeabilitätswerten erreicht werden. Daher kann gezeigt werden, dass der verwendete *pps*-Ansatz mit den ihm zugrunde gelegten Kennwerten, die auf den in der Literatur von Stormont (1997) veröffentlichten Versuchen beruhen lediglich, im Grundsatz geeignet ist für die über den Zeitpunkt von $t = 35 \text{ a}$ hinaus durchgeführte



Prognose. Die über den Zeitraum von $t = 35$ a hinaus durchgeführten Berechnungen dürften in Maß und Zahl hinreichend plausible Ergebnisse liefern, die zumindest in der Größenordnung eine quantitative Abschätzung der Permeabilität im Versatzkörper einerseits wie auch in der Konturzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge sowie zwischen Versatz und Gebirge andererseits ermöglichen. Hier besteht im Hinblick auf hinreichend zu verlängernde Prognosen allerdings noch Forschungsbedarf. Zu den einzelnen ausgewählten Zeitpunkten der Berechnung ergeben sich die in Tabelle 13.6 zusammengestellten Permeabilitäten im Versatz bzw. in der Konturzone Dammbauwerk/Gebirge.

<i>Zeitpunkt nach Dammeinbau, a</i>	<i>Permeabilität im Übergang Gebirge/Dammbauwerk, m^2</i>	<i>Permeabilität im Versatzkörper, m^2</i>
5	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
25	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
100	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
250	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-13}$
500	$1 \cdot 10^{-20}$	$1 \cdot 10^{-15}$
1000	$1 \cdot 10^{-20}$	$1 \cdot 10^{-16}$

Tabelle 13.6: Berechnungsergebnisse für die Permeabilität, m^2

Anhand der in der Tabelle 26 aufgeführten Permeabilitätswerte kann geschlossen werden, dass die Konturzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge ausreichend geringe Permeabilitäten aufweist im Sinne der Langzeitsicherheit. Die Permeabilitäten in der Konturzone sind kleiner als die der Dammbaumaterialien. Gleichzeitig ist aber durch die Kompaktion des Versatzkörpers selbst zurzeit $t = 1000$ a nach Dammeinbau noch immer nicht die Permeabilität der Dammbaumaterialien erreicht, geschweige denn die des unverritzten Gebirges. D.h. für die Betrachtung der Langzeitsicherheit einer Salzlagerstätte mit zu der Lokation Sondershausen vergleichbarem Kriechverhalten wäre selbst nach einer Standzeit von $t = 1000$ a nach Dammeinbau das Dammbauwerk noch nicht aus der Anforderung zu seiner Funktionsfähigkeit zu entlassen. Vielmehr müsste das Dammbauwerk als technische Barriere über diesen Zeitraum hinaus funktionsfähig bleiben. Daraus folgen besondere Anforderungen an die Planung und Ausführung dieser geotechnischen Barriere. Für eine generalisierte Betrachtung wäre eine quantitative Einschätzung der Permeabili-

tätsabnahme im Versatzkörper unter Ansatz eines Kriechverhaltens mit größeren Kriechraten zu untersuchen, um die Relation Kriechfähigkeit - Versatzkompaktion aufzuzeigen.

- *Salzer (2000)* hat Berechnungen an der Maschinenstrecke EU1 im Werk Sondershausen durchgeführt. Der Vergleich der Ergebnisse *Salzers* nach Bild 13.65 und der eigenen Berechnung erfolgt zum Zeitpunkt $t = 35$ a (LF22, 5 a nach Dammeinbau entspricht 35 a + 303 d und kommt dem Zeitpunkt von $t = 35$ a in *Salzers* Auswertung am nächsten). Von *Salzer* ist numerisch eine Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,4$ % ermittelt worden. Die Dilatanzzone dehnt sich etwa $a = 30$ -40 cm ins Gebirge aus. Die eigene Berechnung zeigt eine Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,28$ %, die Ausdehnung der dilatanten Zone ins Gebirge liegt bei etwa $a = 30$ cm. Hier wird im Vergleich zu der von *Salzer* durchgeführten Berechnung eine sehr gute Übereinstimmung gefunden. Zum Zeitpunkt $t = 100$ a, also entsprechend $t = 131$ a (LF26, 100 a nach Dammeinbau) in der eigenen Berechnung wird eine Dilatanz $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,6$ % unmittelbar an der Kontur ermittelt, die immer noch sehr gut zu der von *Salzer* ermittelten Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,7$ % passt.

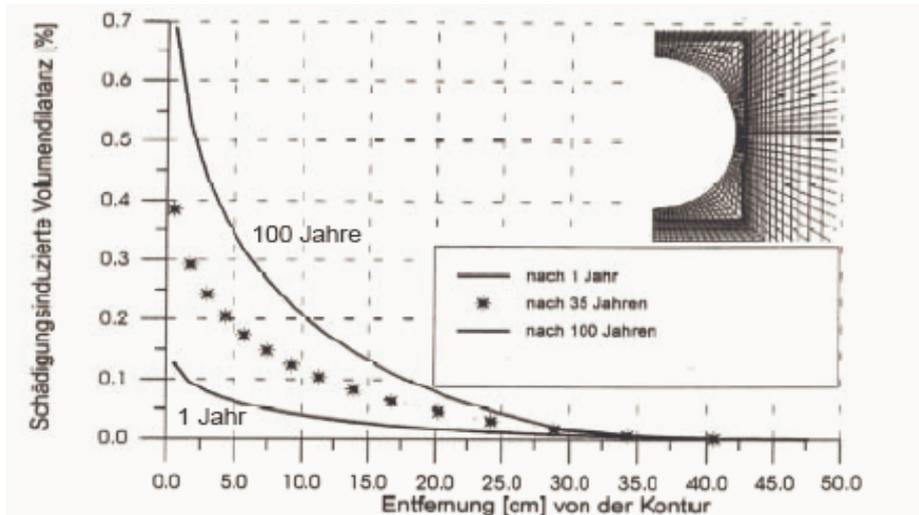


Bild 13.65: Berechnung der Dilatanz nach *Salzer (2000)* in der Strecke EU1, Sondershausen

Insgesamt können zum langzeitigen Verhalten des Dammbauwerkes und des Versatzkörpers folgende Aussagen getroffen werden:

- Die relevanten Kriech- und Verheilungsparameter sind weitgehend aus eigenen Laborversuchen und/oder fremden, aber als hinreichend belegt zu betrachtenden Versuchen abgeleitet



worden. Das langfristige Verformungsverhalten und das Verheilungsverhalten sind daher mit einer gewissen Zuverlässigkeit zu bewerten.

- Nicht gesichert sind nach wie vor die Parameter für das schädigungsinduzierte Kriechen sowie für die Schädigung. Hier konnte nur zahlenmäßig ein Vergleich mit Berechnungen von *Salzer(2000)* erfolgen. Die bei *Salzer (2000)* angegebenen Zahlenwerte werden in der Größenordnung ebenfalls erhalten.
- Für die langzeitige Betrachtung der Leistungsfähigkeit der geotechnischen Barrieren Dammbauwerk und Versatzkörper haben die in der Konturzone entstandenen geschädigten Bereiche und die dadurch entstandene Dilatanz nur eine untergeordnete Bedeutung, weil einerseits die betrachteten Zeiträume bis $t = 1000$ a ausreichend lang sind, um aufzuzeigen, dass der größte Teil der dilatanten Zonen durch den fortschreitenden Verheilungsprozess zurückgebildet wurde und andererseits, weil sich gezeigt hat, dass die Versatzkompaktion viel langsamer abläuft und somit im Gesamtkonzept Dammbauwerk/Konturzone und Versatzkörper/Konturzone ein Streckendammbauwerk so lange seine Funktionstüchtigkeit bewahren muss, bis der Versatzkörper durch Konvergenz so weit kompaktiert wurde, dass die Permeabilität des Versatzkörpers geringer bzw. gleich der des Dammbauwerks geworden ist. Im derzeit betrachteten Szenario ist der Versatzkörper selbst das weitaus schwächste Glied und damit maßgebendes Bauteil für die Konzeption des Abdichtungssystems. Das Hauptaugenmerk hinsichtlich der zeitabhängigen Funktionsweise der einzelnen Baukomponenten liegt daher nicht auf dem Verheilungsverhalten der Konturzone, sondern auf dem Kompaktionsverhalten des Versatzes, wobei dieses durch die Art des Versatzeinbau beeinflusst ist.
- Ebenso gilt für den verwendeten *pps*-Ansatz zur Quantifizierung der Permeabilität, dass dieser Ansatz und die ihm zugrunde liegenden Parameter nur anhand von Messwerten von *Häfner* überprüft werden konnten und dann auch nur zu einem ausgewählten Zeitpunkt. Die gefundene Übereinstimmung ist als nur ausreichend einzustufen. Ausgehend von diesem Ergebnis wird über den Messzeitpunkt von $t = 37$ a (*Häfner*) hinaus die weitere Permeabilitätsentwicklung prognostiziert. Es ist zu erwarten, dass die für die zukünftige Entwicklung mit diesem Modell prognostizierten Werte zumindest eine vertretbare Größenordnung darstellen. Das von der *GRS* vorgeschlagene und implementierte Poro-Perm-Modell für den



Salzgrusversatz wurde anhand von Versuchen hergeleitet und verfügt somit über eine gesicherte Datenbasis.

Die Verwendung der aus dem Laborversuch abgeleiteten Parameter hat eine nur ausreichende Übereinstimmung mit der von *Häfner (2001)* gemessenen Permeabilität gezeigt. Die Dilatanz ist die maßgebende Größe für die Permeabilitätsentwicklung. Aus diesem Grund werden in Bild 13.66 die rechnerisch angesetzte Dilatanzfestigkeit und die laborativ ermittelte Dilatanzfestigkeit gegenübergestellt. Die Zahlenwerte der laborativ ermittelten Parameter weisen in der Regel eine gewisse Bandbreite auf. Im Rahmen dieser Bandbreite soll durch eine Parametervariation der Datensatz so modifiziert werden, dass vor allem für geringe Minimalspannungen (an der Kontur maßgebend) die Dilatanzfestigkeit herabgesetzt wird. Somit soll die Dilatanzentwicklung bei geringer Minimalspannung moderat erhöht werden, ohne jedoch gleich die sehr gute Übereinstimmung mit den Berechnungsergebnissen von *Salzer (2000)* zu gefährden. In Bild 13.66 stellt die gelbe Kurve die Variation dar, die blaue Kurve zeigt die Dilatanzfestigkeit mit den laborativ ermittelten Kennwerten. Die magentafarbene Kurve zeigt die ursprünglich für hier nicht weiter vorgestellte Berechnungen angesetzte Dilatanzfestigkeit mit z. T. geschätzten Kennwerten (ohne Vergleichbarkeit von standortbezogenen Labordaten). Die hellblauen Punkte stellen Daten ausgewählter Laborversuche dar, an denen die modifizierte Dilatanzfestigkeit zu orientieren war.

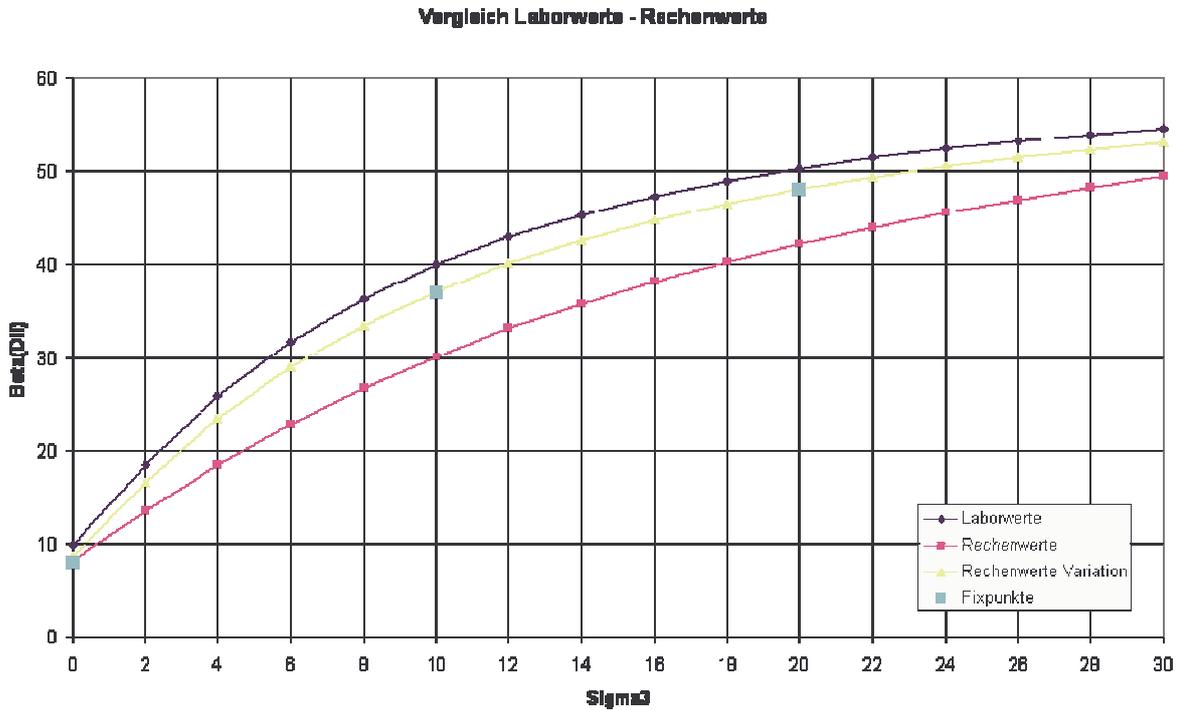


Bild 13.66: Gegenüberstellung von vorhandenen Rechenwerten, Laborwerten und einer Variation der Laborwerte für die Dilatanzfestigkeit

Eine Übersicht zu der Modifikation der Berechnungsparameter gibt Tabelle 13.7.

Parameter	Wert nach Variation	Wert aus dem Labor
a_4	0,69	0,65
a_5	0,07	0,08
a_6	58 MPa	58 MPa
a_7	30 MPa	30 MPa
a_8	0,3	0,3

Tabelle 13.7: Tabellarischer Überblick zu den geänderten Materialparametern

Alle weiteren Stoffkennwerte werden analog der vorherigen Berechnung mit den Parametern der Lokation Sondershausen übernommen.

Da zum Vergleich mit den Messergebnissen von Häfner (2001) bzw. der Berechnung von Salzer (2000) nur die Ergebnisse zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Dammeinbau benötigt werden, wird auf eine Betrachtung der Ergebnisse nach diesem Zeitpunkt verzichtet.



Die nachfolgenden Bilder zeigen für relevante Zustandsgrößen die räumlich-zeitliche Entwicklung zu drei unterschiedlichen Zeitpunkten nach Damm- und Versatzeinbau. Es folgt:

(1) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1$ d nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 13.67 zeigt die Vertikalspannung σ_x . An der Streckenkantur ist die Randbedingung $\sigma_x = 0$ MPa erfüllt.
- Bild 13.68 zeigt die Effektivspannung σ_{eff} . Durch den Ausbruch und den Spannungsumlagerungsprozessen ist die Effektivspannung an der Kontur am größten.
- Bild 13.69 zeigt die Schädigung D . Im Vergleich zur vorangegangenen Berechnung zeigt sich bei der aktuellen numerischen Simulation mit modifizierten Parameter eine Schädigung in der offenen Strecke von ca. $D = 1,5$ %. Sie liegt deutlich über dem Wert von $D = 0,9$ % aus der Berechnung ohne Parameteranpassung (Bild 13.7).
- Bild 13.70 zeigt die Dilatanz ϵ_{vol} . Auch hier zeigt die Parametervariation einen Anstieg in der numerisch ermittelten Dilatanz von $\epsilon_{\text{vol}} = 0,42$ % aufgrund der Parameteranpassung im Vergleich zu $\epsilon_{\text{vol}} = 0,25$ % ohne Parameteranpassung.
- Bild 13.71 zeigt den Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Aufgrund der höheren Dilatanz ϵ_{vol} fällt auch der berechnete Durchlässigkeitsbeiwert unmittelbar an der Kontur größer aus ($k_f = 10^{-06}$ m/s im Vergleich zu $k_f = 10^{-10}$ m/s aus Bild 13.9).

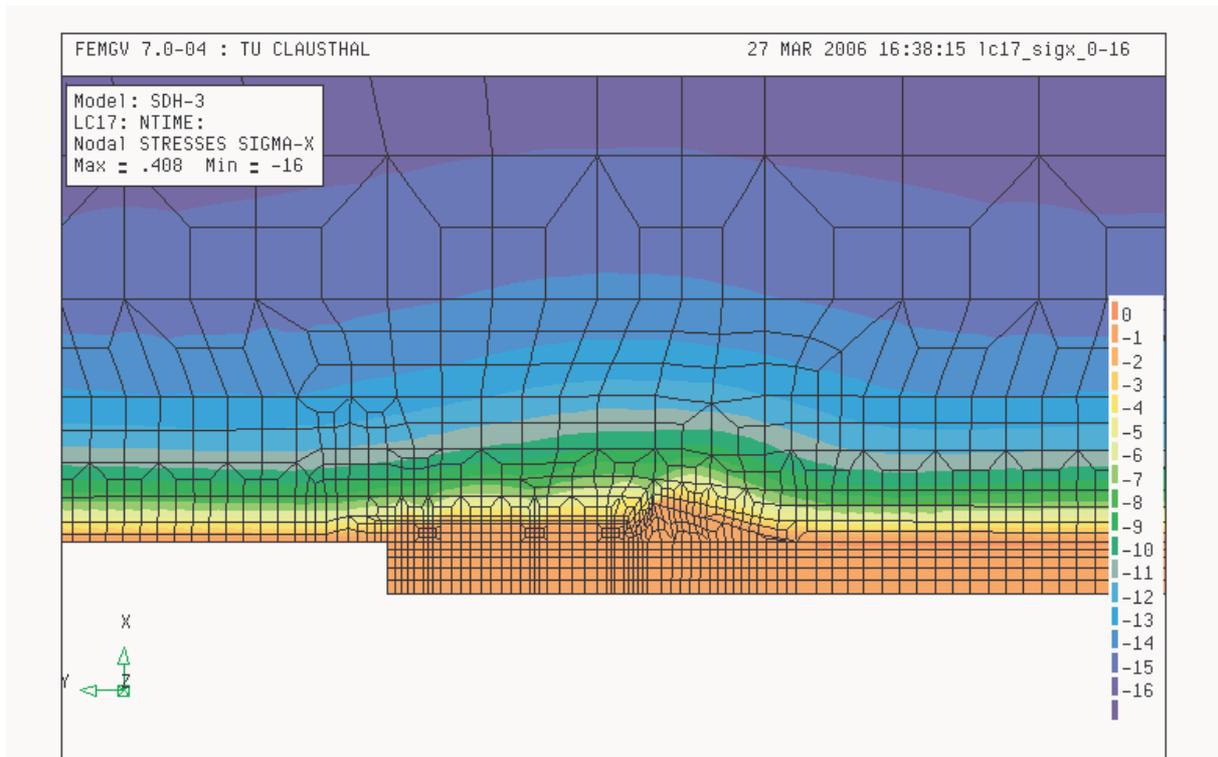


Bild 13.67: Vertikalspannungen σ_x , 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

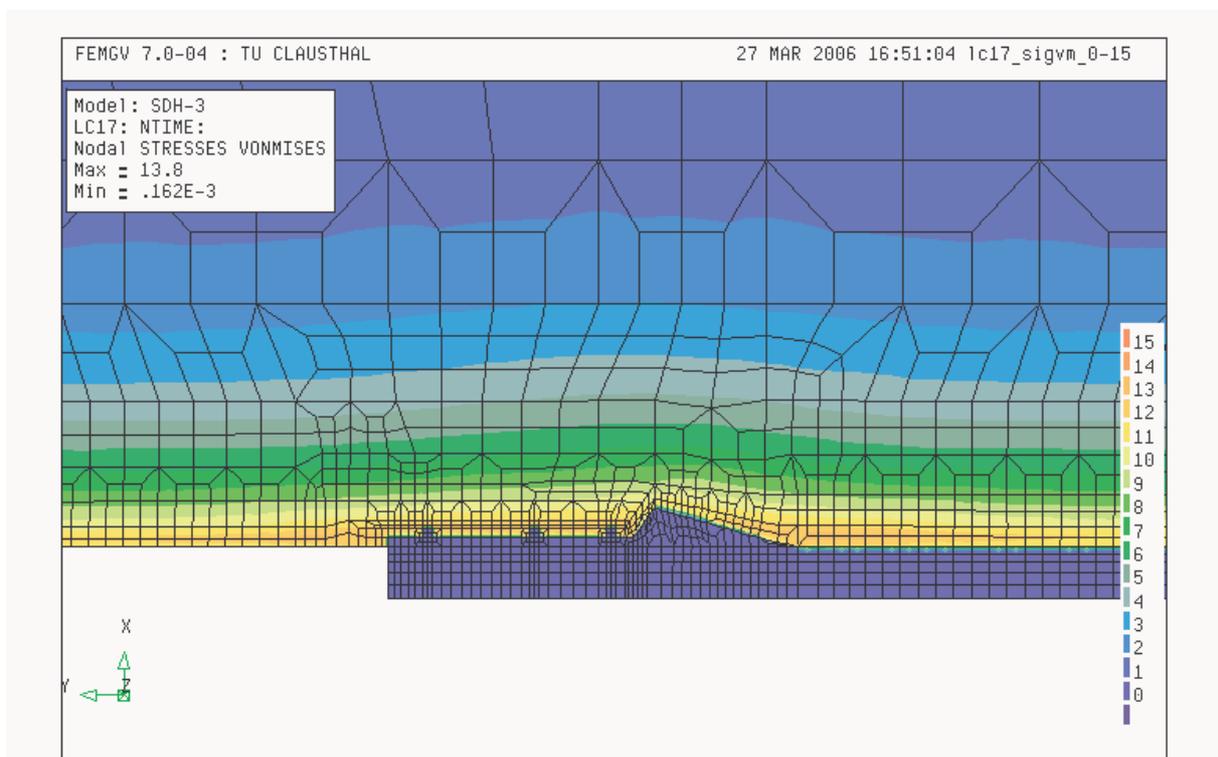


Bild 13.68: Von-Mises-Spannungen, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

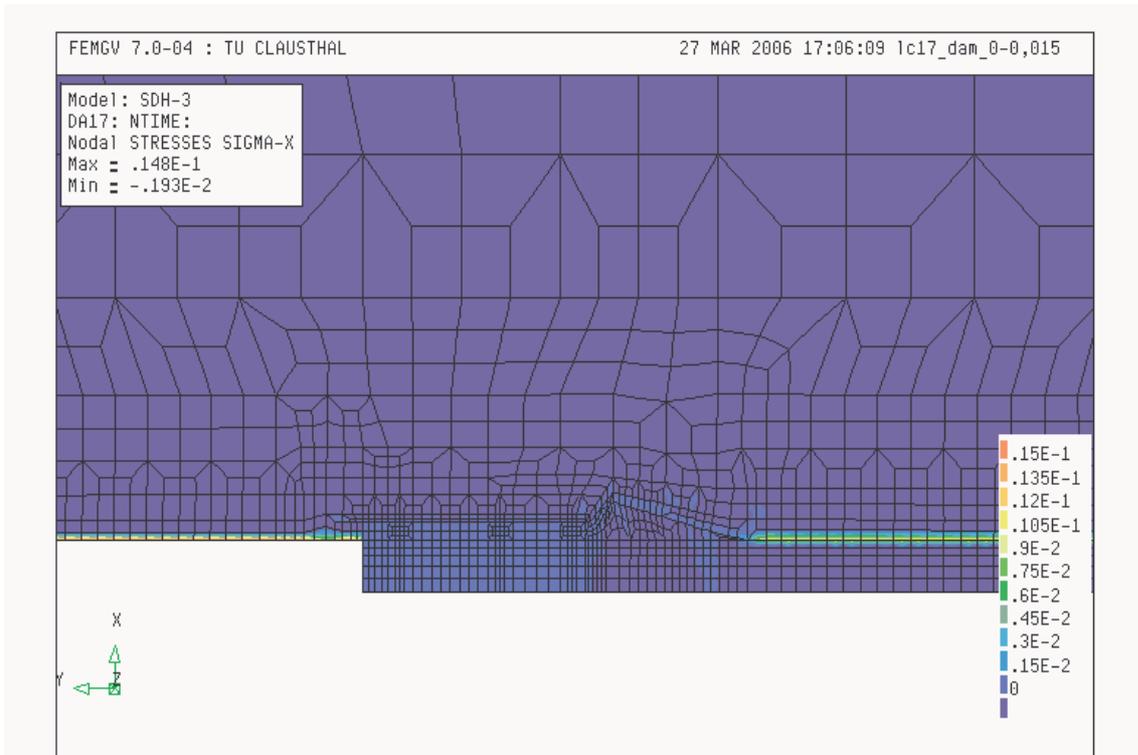


Bild 13.69: Schädigung D, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

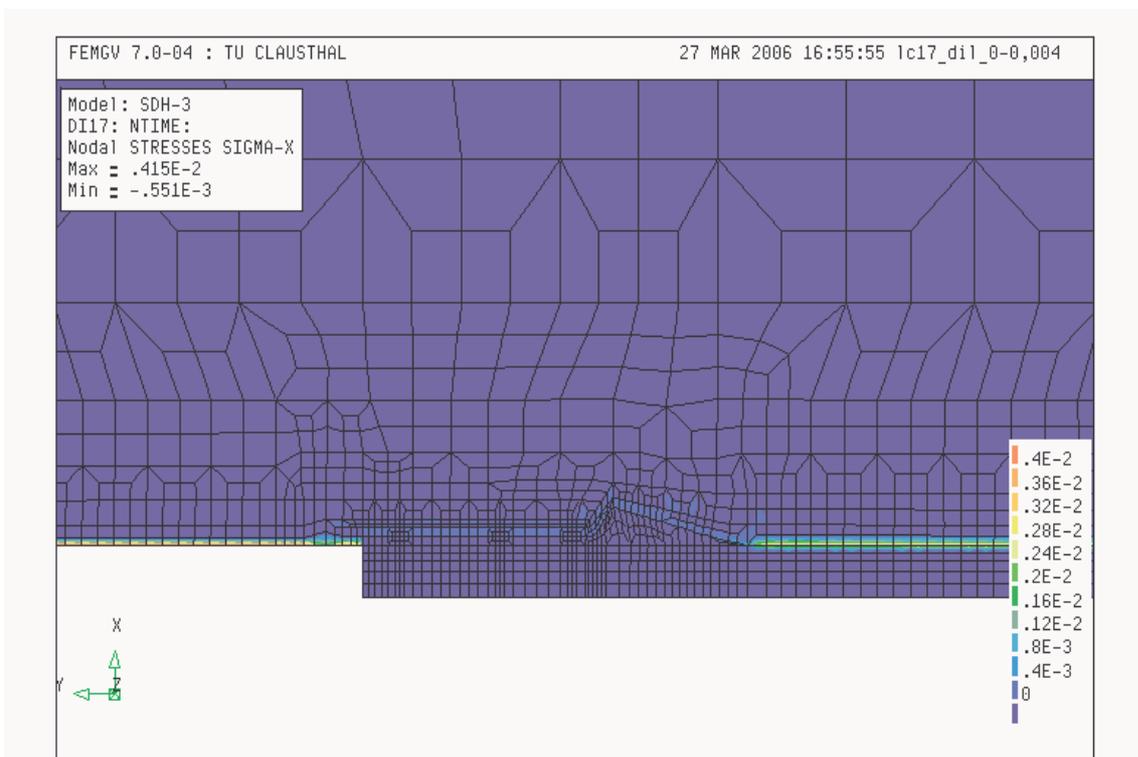


Bild 13.70: Dilatanz, 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

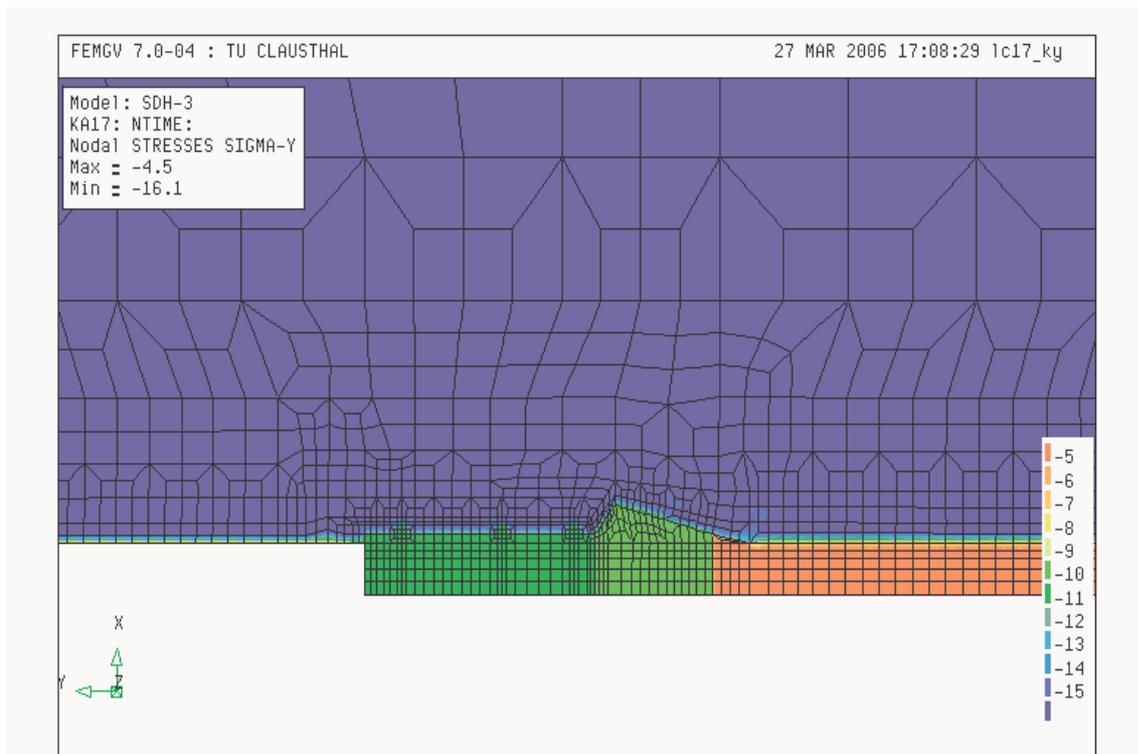


Bild 13.71: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 1 d nach Damm- und Versatzeinbau

(2) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 500$ d nach Dammeinbau.

- Bild 13.72 zeigt die Vertikalspannung σ_x .
- Bild 13.73 zeigt die Effektivspannung σ_{eff} .
- Bild 13.74 zeigt die Schädigung D . Im Vergleich zur vorangegangenen Berechnung zeigt sich nun bei der numerischen Simulation mit modifizierten Parameter eine Schädigung in der offenen Strecke von ca. $D = 1,55$ % und von $D = 1,0$ % über dem Versatzkörper. Sie liegt damit deutlich über dem Wert von $D = 1,0$ % in der offenen Strecke und $D = 0,5$ % über dem Versatzkörper aus der Berechnung ohne Parameteranpassung, Bild 13.12.
- Bild 13.75 zeigt die Dilatanz ϵ_{vol} . Auch hier zeigt die Parametervariation einen Anstieg in der numerisch ermittelten Dilatanz von $\epsilon_{\text{vol}} = 0,44$ % im Vergleich zu $\epsilon_{\text{vol}} = 0,25$ % ohne Parameteranpassung jeweils für den Bereich der offenen Strecke. Über dem Versatzkörper sind Werte von $\epsilon_{\text{vol}} = 0,12$ % für die vorangegangene Berechnung nach Bild 13.13 und von $\epsilon_{\text{vol}} = 0,28$ % für die Berechnung mit modifizierten Kennwerten abzulesen.



- Bild 13.76 den Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Aufgrund der höheren Dilatanz ε_{vol} fällt auch der berechnete Durchlässigkeitsbeiwert unmittelbar an der Kontur größer aus ($k_f = 10^{-6}$ m/s im Vergleich zu $k_f = 10^{-10}$ m/s aus Bild 13.14).

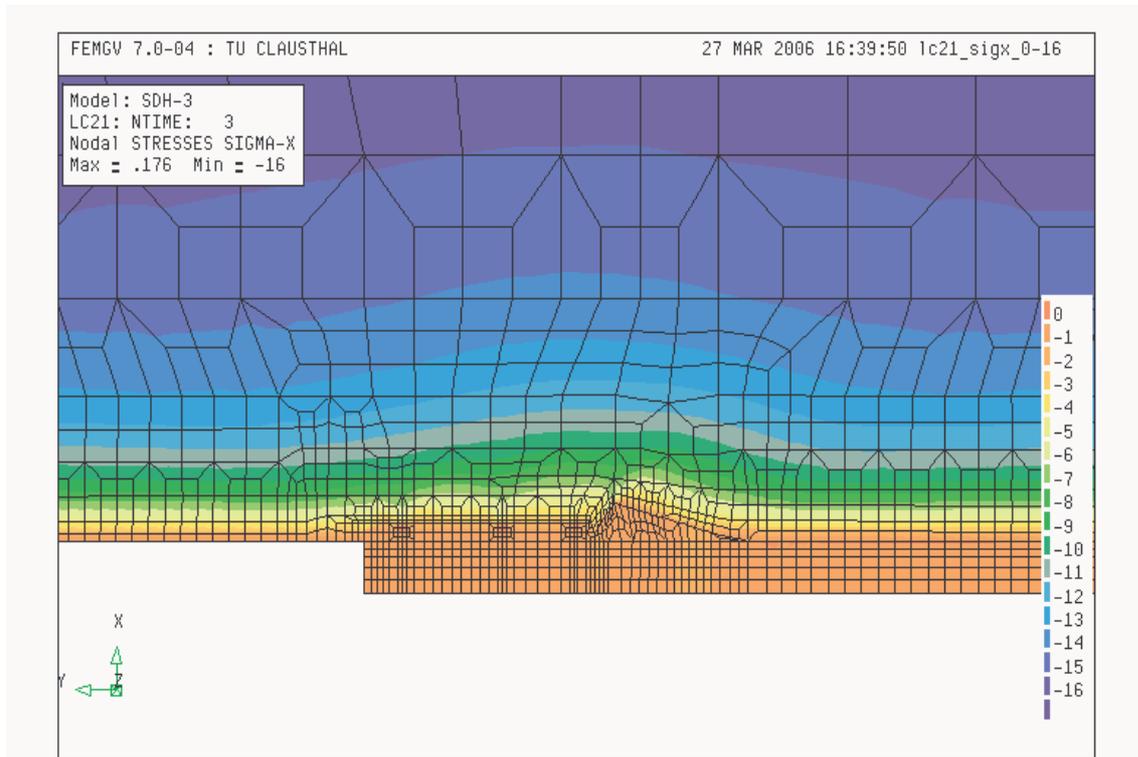


Bild 13.72: Vertikalspannungen σ_x , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

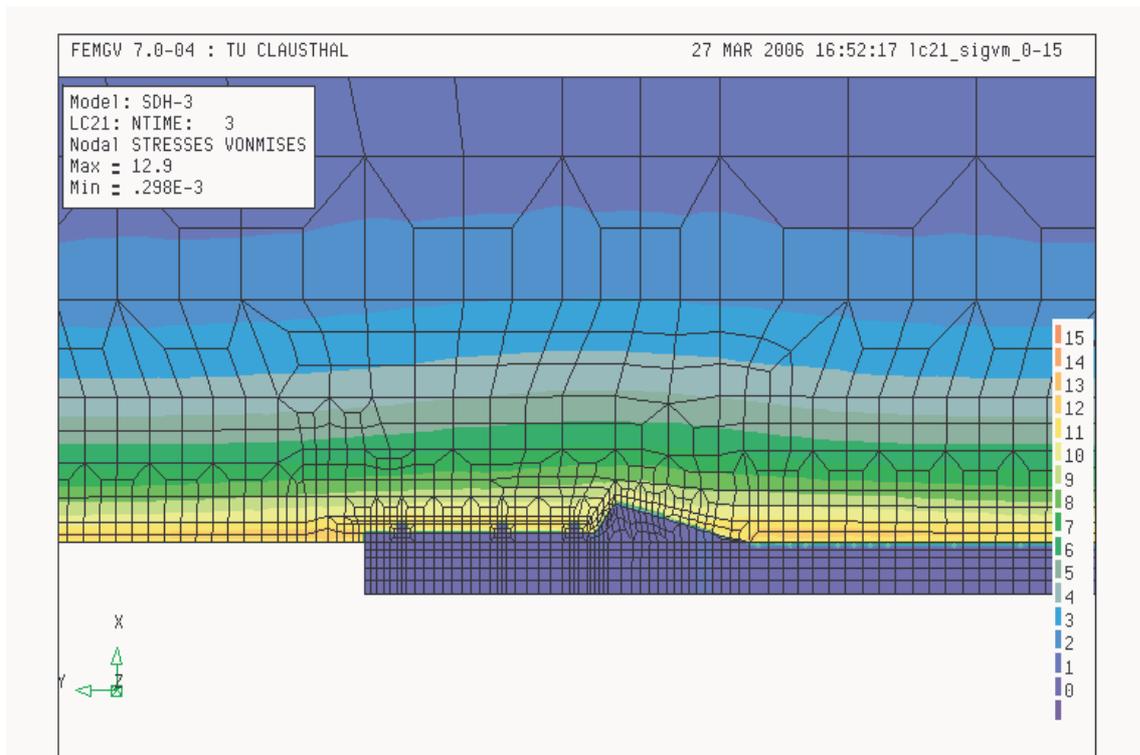


Bild 13.73: Von-Mises-Spannungen, 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

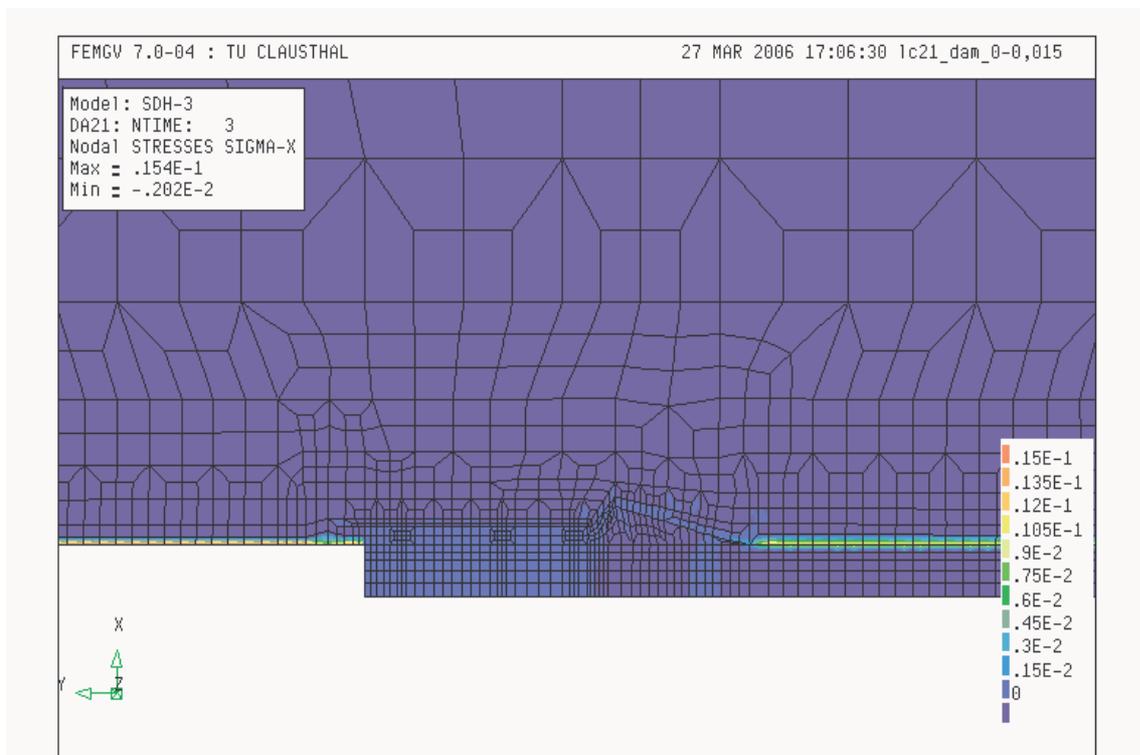


Bild 13.74: Schädigung D , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

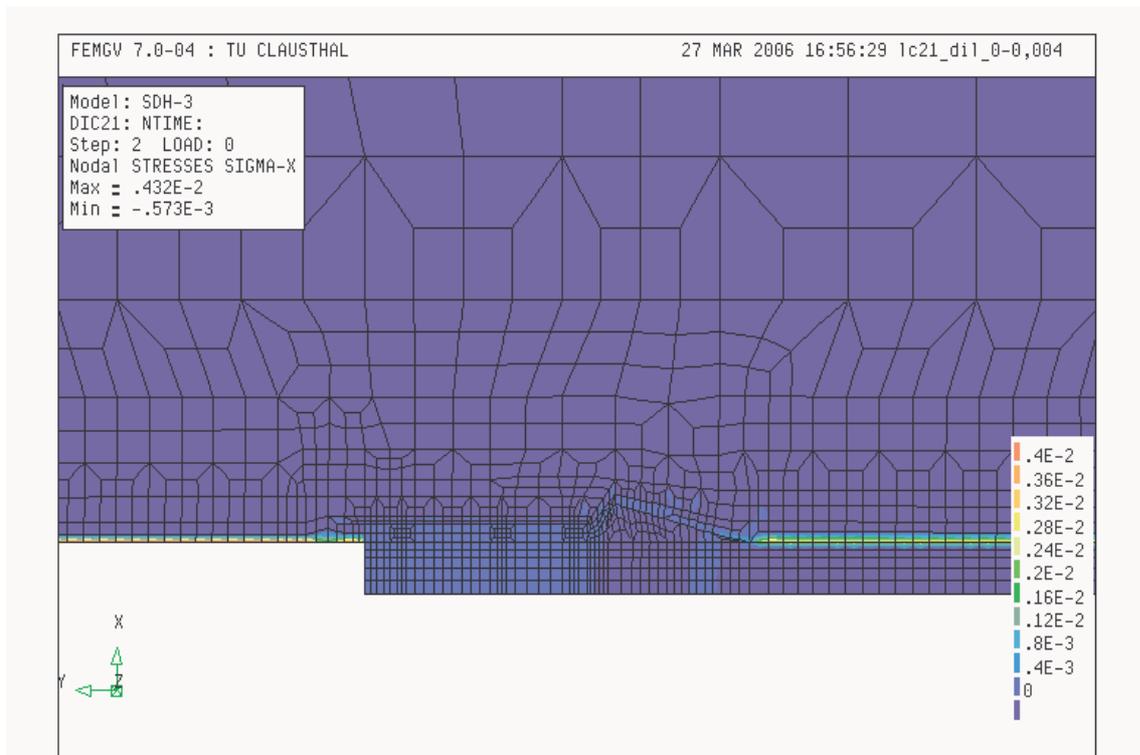


Bild 13.75: Dilatanz , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau

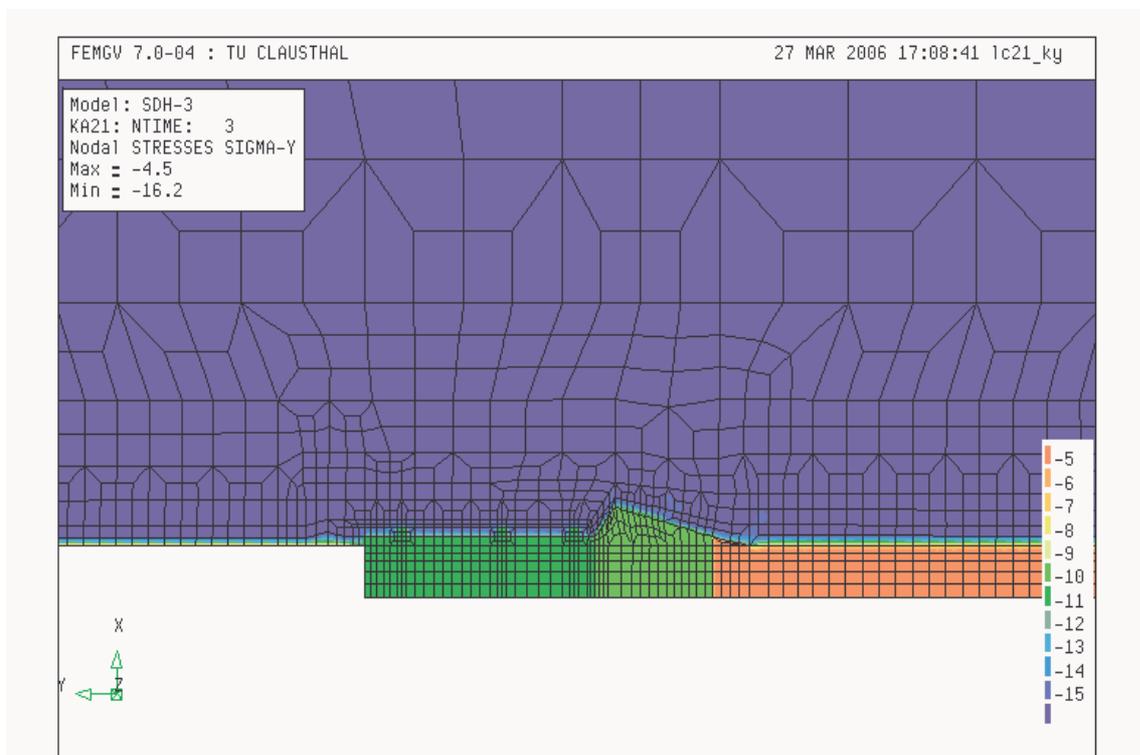


Bild 13.76: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 500 d nach Damm- und Versatzeinbau



(3) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Dammeinbau.

- Bild 13.77 zeigt die Vertikalspannung σ_x .
- Bild 13.78 zeigt die Effektivspannung σ_{eff} .
- Bild 13.79 zeigt die Schädigung D . Im Vergleich zur vorangegangenen Berechnung zeigt sich nun bei der numerischen Simulation mit modifizierten Parameter eine Schädigung in der offenen Strecke von ca. $D = 1,68$ % und von $D = 1,3$ % über dem Versatzkörper. Sie liegt damit deutlich über dem Wert von $D = 1,1$ % in der offenen Strecke und $D = 0,7$ % über dem Versatzkörper aus der Berechnung ohne Parameteranpassung, Bild 13.17.
- Bild 13.80 zeigt die Dilatanz ε_{vol} . Auch hier zeigt die Parametervariation einen Anstieg in der numerisch ermittelten Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,47$ % im Vergleich zu $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,28$ % ohne Parameteranpassung jeweils für den Bereich der offenen Strecke. Über dem Versatzkörper sind Werte von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,15$ % für die vorangegangene Berechnung nach Bild 13.18 und von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,32$ % für die Berechnung mit modifizierten Kennwerten abzulesen.
- Bild 13.81 zeigt den Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Aufgrund der höheren Dilatanz ε_{vol} fällt auch der berechnete Durchlässigkeitsbeiwert unmittelbar an der Kontur größer aus ($k_f = 10^{-06}$ m/s im Vergleich zu $k_f = 10^{-10}$ m/s aus Bild 13.19).

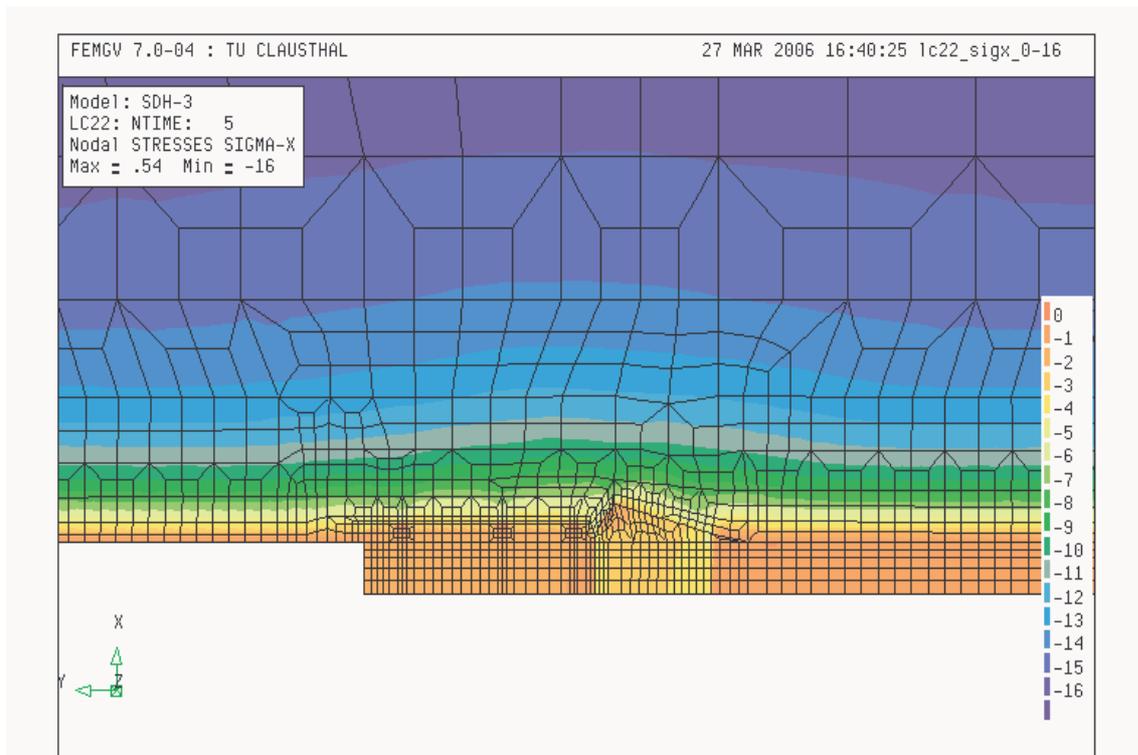


Bild 13.77: Vertikalspannungen σ_x , 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

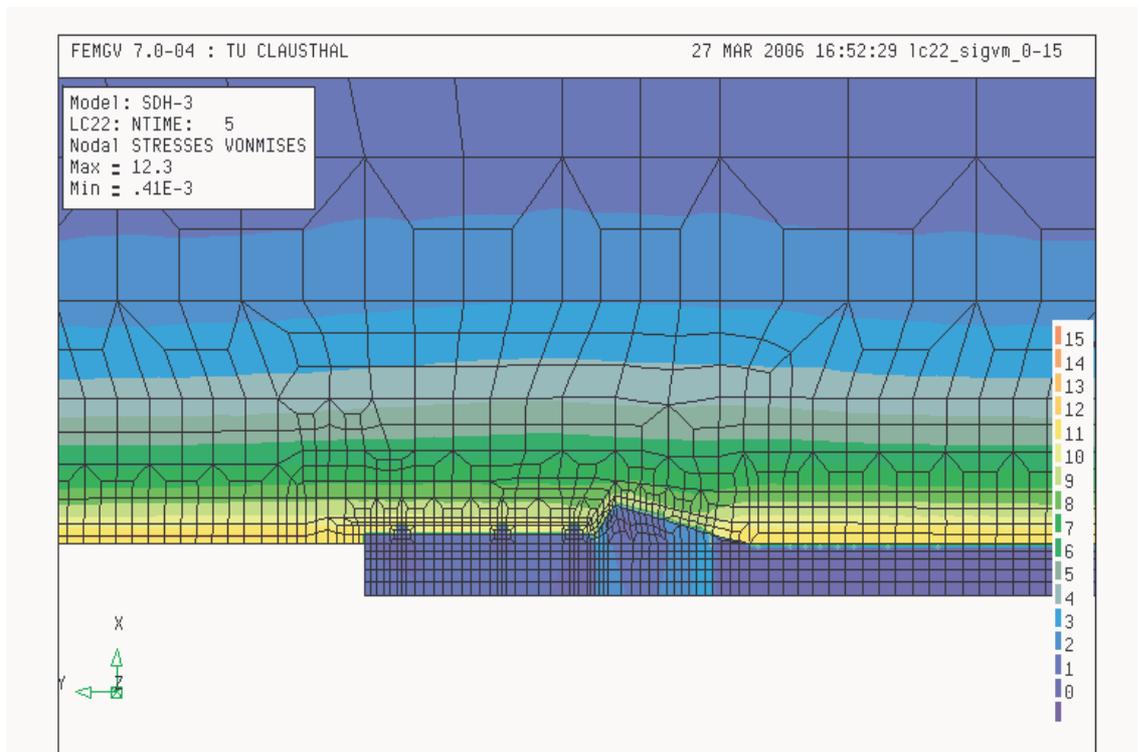


Bild 13.79: Von-Mises-Spannungen, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

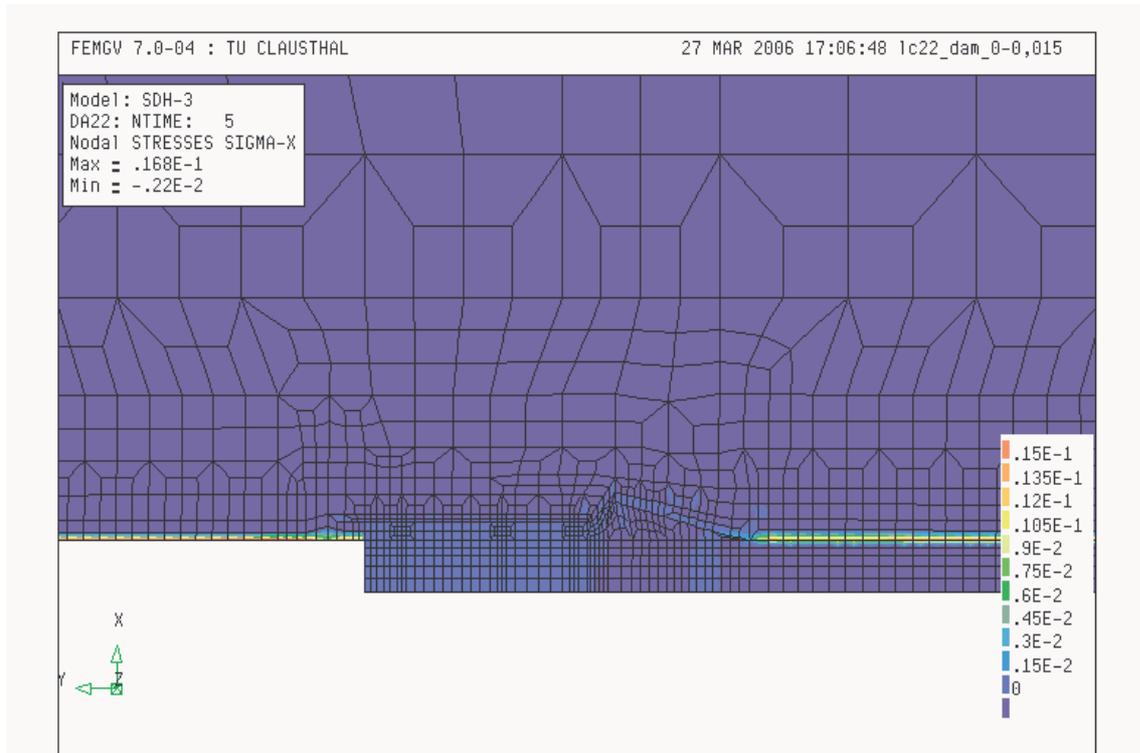


Bild 13.80: Schädigung D, 5 a nach Dammeinbau

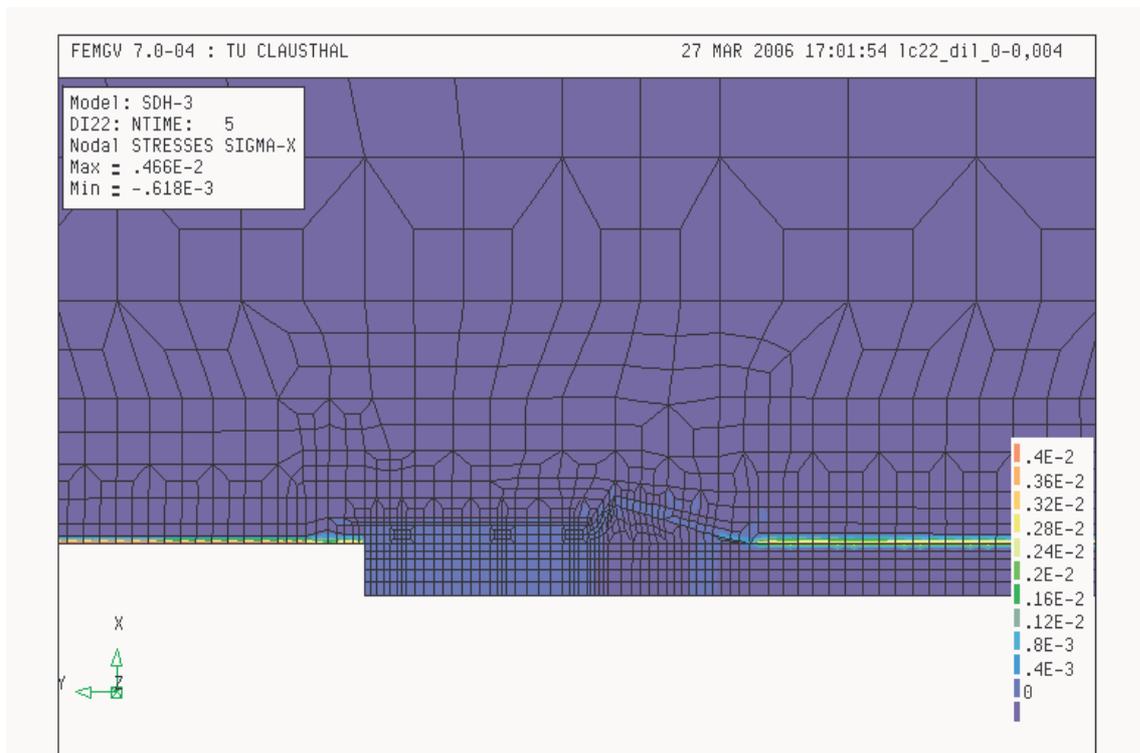


Bild 13.81: Dilatanz, 5 a nach Damm- und Versatzeinbau

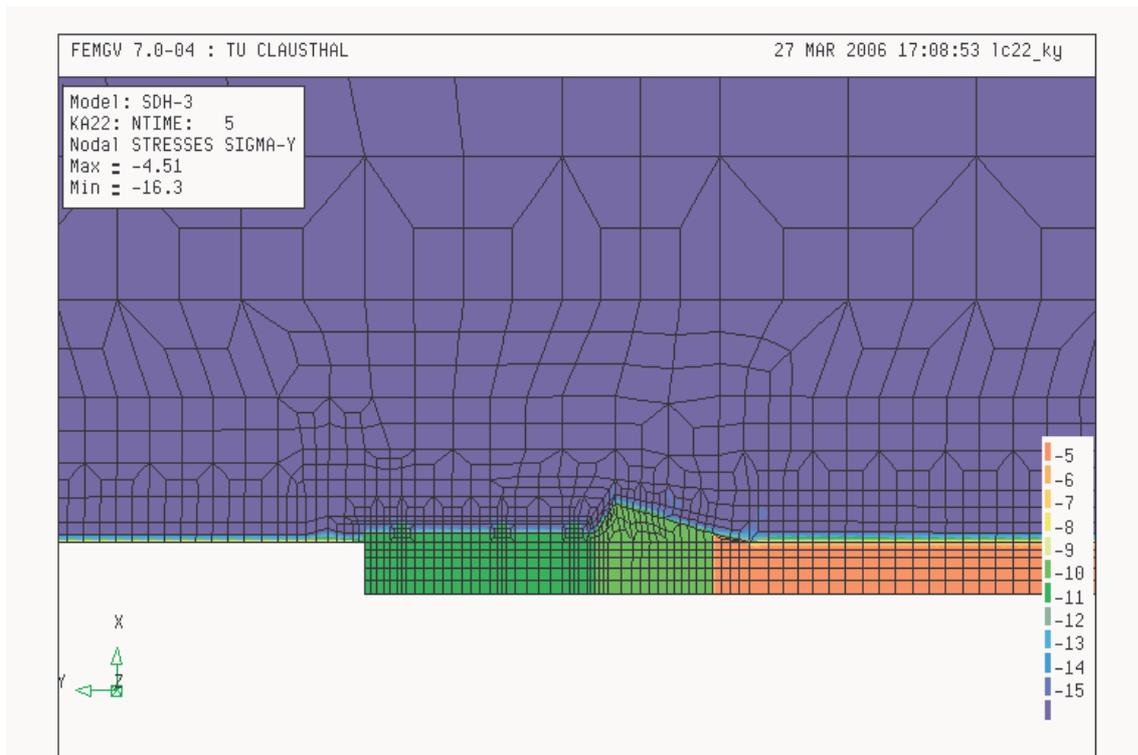


Bild 13.82: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 5 a nach Dammeinbau

Als Ergebnis dieser Berechnung mit modifizierten Parametern für die Dilatanzfestigkeit folgt zusammenfassend:

- In Tabelle 13.8 werden die berechneten und gemessenen Permeabilitäten gegenübergestellt. Die von Häfner (2001) gemessenen Permeabilitätswerte werden numerisch in der Größenordnung nun in guter Übereinstimmung erfasst.

<i>Lage der Messung</i>	<i>Berechnet mit dem pps-Ansatz, (m²), t=35a</i>	<i>Gemessen nach Häfner, (m²), t=37a</i>
<i>Kontur Strecke, ~25cm</i>	$1 \cdot 10^{-18}$	$1 \cdot 10^{-18}$
<i>Kontur Strecke, ~10cm</i>	$1 \cdot 10^{-15}$	$1 \cdot 10^{-15}$
<i>Firste Dichtelement, ~10cm</i>	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-18}$

Tabelle 13.8: Messergebnisse und berechnete Ergebnisse für die Permeabilität, m²

- Salzer (2000) hat Berechnungen an der Maschinenstrecke EU1 im Werk Sondershausen durchgeführt. Der Vergleich von eigenen Berechnungsergebnissen mit Ergebnissen von



Salzer erfolgt zum Zeitpunkt $t = 35$ a (LF22, 5 a nach Dammeinbau entspricht 35 a + 303 d und kommt dem Zeitpunkt von *Salzers* Ergebnissen am nächsten). *Salzer* ermittelt numerisch eine Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,4$ %. Die Dilatanzzone dehnt sich etwa $a = 30-40$ cm ins Gebirge aus. Die eigene Berechnung zeigt eine Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,46$ %, die Ausdehnung der dilatanten Zone ins Gebirge hinein liegt bei etwa $a = 30$ cm. Hier wird gegenüber der von *Salzer* durchgeführten Berechnung mit den modifizierten Parametern eine sehr gute Übereinstimmung gefunden.

Durch die moderate Modifikation der Berechnungsparameter konnte im Vergleich zu den Mess- und Rechenwerten von *Häfner* bzw. *Salzer* eine gute Übereinstimmung gefunden werden.

Weitere Analysen und darüber hinausgehende Berechnungen sind in *Eberth (2007)* zu finden.

14 Zusammenfassung und Ausblick

Die Aufgabenstellung des Forschungsvorhabens hat die Entwicklung eines Stoffmodells unter Einbeziehung von Gefügeschädigung und Gefügeverheilung zur Verbesserung des Instrumentariums zum Barriereintegritäts- und Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien im Salzgebirge zum Ziel. Ein Ergebnis des Forschungsvorhabens ist die Erweiterung des Stoffmodells *How/Lux* um einen Verheilungsansatz (*phs*-Stoffmodell), der in das FE-Programmpaket *MISES3* implementiert wurde.

Die theoretischen und numerischen Weiterentwicklungen, die wesentlichen Untersuchungsergebnisse zur bearbeiteten Aufgabenstellung sowie die Fortschritte gegenüber dem ebenfalls von Unterzeichnenden durchgeführten BMBF-Forschungsvorhaben 02 C 0588 lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- (1) *Laborversuchsergebnisse und Ermittlung der Schädigungs- und Verheilungsparameter für das Stoffmodell How/Lux mit online Messungen von Volumendilatanz und Schallgeschwindigkeit*



Die Stoffparameter für das Stoffmodell *Hou/Lux* wurden durch Laborversuche an Vollprüfkörpern mit gezielter Schädigung und anschließender Verheilung (TC, TE und TC) an Vollprüfkörpern ermittelt.

(2) *Schädigungsparameter D zur laborativen Quantifizierung der Gefügeschädigung und Gefügeverheilung*

Die Bewertung der Frage, welche Schädigungsparameter (D) geeignet sind, um die Gefügeschädigung und -verheilung zu quantifizieren, und in welcher Beziehung die Gefügeschädigung zur Dilatanz steht, bildet ein Teilbereich dieses Vorhabens. Als Schädigungsparameter vorgeschlagen werden in der Literatur die Einführung einer 'realen Spannung' (Beanspruchung bezogen auf die real wirksame Fläche), der reale E-Modul, die Volumendilatanz, die spezifische Volumenänderungsarbeit, die tertiäre Verformung, die Dichte, die P-Wellengeschwindigkeit und die akustische Emission, z. B. *Kachanov (1986)*. Hier wird mit einer Beziehung zwischen der Schädigung D einerseits und der Dilatanz ϵ_{vol} sowie den Longitudinal- bzw. Transversalwellengeschwindigkeiten v_p bzw. v_s aus den versuchbegleitenden Ultraschallwellenmessungen andererseits gearbeitet. D.h., allein die Volumendilatanz oder allein die Schallgeschwindigkeitsänderung kann die Gefügeschädigung und -verheilung nicht ausreichend genau beschreiben.

Die zuvor im Rahmen des BMBF-Forschungsvorhabens 02 C 0588 erfolgte Gleichsetzung der Schädigung D mit der Dilatanz ϵ_{vol} stellt nur eine grobe Vereinfachung dar, die bei größeren Schädigungen ihre Gültigkeit verliert.

(3) *Erfassung der Gefügeschädigung und der Gefügeverheilung durch den gleichen Schädigungsparameter D*

Die Gefügeverheilung oder besser Gefügeschädigungsrückbildung, die wie die Gefügeschädigung ebenfalls mit online Messungen von Volumen- und Schallgeschwindigkeitsänderung laborativ ermittelt werden kann, führt zur Reduzierung von Dilatanz und Schädigung. Deshalb kann die Verheilung der Schädigung mit $\dot{h} > 0$ durch die Rückbildung der Schädigung mit $\dot{D} < 0$ ausgedrückt werden: $\dot{h} = -\dot{D}$. Die Einführung eines zusätzlichen Verheilungsparameters h ist vor diesem Hintergrund nicht mehr nötig, da die Schädigung letztendlich der entscheidende Faktor für das Kriechverhalten, die zeitabhängige Festigkeit, das Entfestigungsverhalten, die Dila-



tanz sowie die Permeabilität ist. D.h., sowohl die Gefügeschädigung wie auch die Gefügeverheilung werden durch den gleichen Schädigungsparameter D beschrieben.

(4) *Erweitertes Stoffmodell Hou/Lux mit Einbeziehung von Gefügeschädigung/Dilatanz, Gefügeverheilung/Kontraktanz, tertiärem Kriechen und Kriechbruch*

Das um das Verheilungsmodell erweiterte Stoffmodell *Hou/Lux* baut auf der Basis des Stoffmodells *Lubby2* von *Lux* (1984) auf und wurde von *Hou* (1997, 2002) durch einen ersten Verheilungsansatz erweitert. Basis aus der nationalen und internationalen Literatur zur Verheilung im Salzgestein dafür war Ansatz von *Chan* (1994, 1995, 1998). Wie aus dem vorliegenden Bericht zu entnehmen ist, war der Ansatz von *Hou* (2002) auf der Basis von *Chan* nach näherer und sehr detaillierter Analyse letztendlich doch nicht geeignet, die Verheilung im Salzgestein numerisch zufrieden stellend zu beschreiben. Die gefundenen Defizite führten zu der Entwicklung eines neuen Ansatzes, der neben den theoretischen Rissrichtungen aus der Schädigungsphase im Gegensatz zu den Ansätzen von *Chan* und *Hou* erstmalig auch die drei Hauptspannungskomponenten berücksichtigt und somit in der Lage ist, auch mehraxiale komplexe Spannungszustände, wie sie z.B. bei der Nachrechnung von zylindrischen Prüfkörpern im Bereich unterhalb der Stahlplatten zu finden sind, zu beschreiben. Die weitere Anwendung zeigte neue Defizite, die dieses Mal aber in der FE-Programmstruktur des Programms *MISES3* selbst zu finden waren.

Das erweiterte Stoffmodell *Hou/Lux* ist phänomenologisch-makroskopisch orientiert und erfasst die Wirkungen der verschiedenen Deformationsmechanismen von Steinsalz (Diffusion, Dislokation, Verfestigung, Erholung, Schädigung und Verheilung) vornehmlich integral. 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 totale Verzerrungsrate ergibt sich daher aus additiver Überlagerung elastischer, viskoplastisch-volumentreuer, schädigungsinduziert-dilatanter sowie verheilungsinduziert-kontraktanter Deformationsanteile.

Festigkeits-, Schädigungs- und Verheilungsgrenze werden in das Stoffmodell *Hou/Lux* integriert. Damit ergeben sich vier Beanspruchungszonen: Bruchzone, Schädigungs- und Dilatanzzone, volumentreue Zone, Kompaktions- und Verheilungszone.

Die Entwicklung von Schädigung und Dilatanz tritt nur bei einer Überschreitung der Schädigungsgrenze auf (Beanspruchungszustand in der Dilatanzzone). Der Abstand zur



Schädigungsgrenze im Spannungsraum und die aktuelle Schädigung bestimmen die schädigungsinduzierte zusätzliche Kriechrate und damit auch die Standzeit bis zum Eintritt des Kriechbruches.

Die akkumulierte Schädigung und die Dilatanz können auch zurückgebildet werden, wenn die Verheilungsgrenze unterschritten wird (Beanspruchungszustand in der Verheilungszone). Der Abstand zu der Verheilungsgrenze im Spannungsraum sowie die aktuelle Schädigung und Dilatanz bestimmen auch hier die Rückbildungsrate der Schädigung und Dilatanz.

Als Folgen der Gefügeschädigung/-verheilung können die Dilatanz/Kontraktanz und die dadurch induzierten zusätzlichen Kriechverformungen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* berechnet werden. Weitere Folgen der Gefügeschädigung/-verheilung wie z. B. die Erhöhung/Reduzierung der Porosität und der Permeabilität können in Abhängigkeit von der Dilatanz/Kontraktanz dargestellt werden.

(5) *Erweiterung des FEM-Programms MISES3 mit dem erweiterten Stoffmodell Hou/Lux*

Das erweiterte Stoffmodell *Hou/Lux* ist in das FEM-Programm *MISES3* implementiert worden. Die fehlerfreie Implementierung der mathematisch-mechanischen Modelle wurde durch Vergleichsuntersuchungen zwischen analytischen, numerischen und laborativen Ergebnissen aus den Kriechversuchen mit/ohne Gefügeschädigung oder mit/ohne Gefügeverheilung an Vollprüfkörpern weitgehend überprüft. Die durchgeführten Vergleiche haben insgesamt zufrieden stellende Übereinstimmungen gezeigt.

(6) *Anwendung des Stoffmodells Hou/Lux-*phs* und des damit erweiterten FEM-Programms MISES3 durch exemplarische Anwendung auf eine mit einem Tübbingausbau versehene Strecke im Forschungsbergwerk Asse und auf das Dammbauwerk in der Grube Sondershausen*

- Die Anwendung des um den *phs*-Verheilungsansatz erweiterten Stoffmodells *Hou/Lux* zeigte an dem Beispiel der im Jahre 1914 mit Gusseisentübbingungen ausgebauten Strecke seine prinzipielle Eignung. Die weitgehend aus Laborversuchen abgeleiteten Parameter und der von *Wolters und Eberth (2005)* abgeleitete *pps*-Ansatz zur Berechnung der Permeabilität mit Kenntnis der Dilatanz zeigten eine gute Übereinstimmung



zu den Feldmessungen der GRS, die im Rahmen eines Forschungsvorhabens durchgeführt worden sind.

- Die Anwendung des Stoffmodells auf das Dammbauwerk in der Grube Sondershausen zeigte im Wesentlichen drei Ergebnisse:
 - Mit den z. T. aus Versuchen abgeleiteten Materialparametern für die Lokation Sondershausen konnten im Schädigungsteil des Stoffmodells *How/Lux* die von *Salzer (2000)* ermittelten Werte für die Dilatanz zu ausgewählten Zeitpunkten an der Kontur sowie für die Ausdehnung der dilatanten Zone ins Gebirge hinein mit einer guten Übereinstimmung berechnet werden. Gleiches gilt für die Firstsetzungsraten, die sich sehr gut mit den von *Sitz (1999)* angegebenen Messwerten decken.
 - Die von *Häfner (2001)* gemessenen Permeabilitäten im Stoß und in der Firste sind in der Größenordnung mit dem *pps*-Ansatz grundsätzlich erfasst worden.
 - Unter Verwendung des Poro-Perm-Modells der GRS zur Beschreibung der Permeabilität im Salzgrus kann auch die Permeabilitätsänderung des Versatzes berechnet werden, so dass neben der Permeabilitätsänderung durch die Verheilung der Konturzone auch die Permeabilitätsänderungen in den Dammbau- bzw. Versatzmaterialien unter gegebenen Randbedingungen numerisch simuliert werden können, wodurch ein wichtiger Schritt nach vorn zur Quantifizierung des Tragverhaltens von Abdichtungsbauwerken im Hinblick auf den Langzeitsicherheitsnachweis erarbeitet werden konnte.

(7) *Betrachtung der Arbeitspakete aus der Verlängerung des Forschungsvorhabens*

Aufgrund der Verlängerung des Forschungsvorhabens sind zusätzliche Arbeitspakete in die Bearbeitung mit aufgenommen worden, die bereits Eingang in die aktuellen Ergebnisse gefunden haben. Zu nennen sind hier:

- Die Ergebnisse der Laborversuche an Prüfkörpern der Lokation Asse (Arbeitspaket 1 aus der Verlängerung) fanden bereits Eingang in die numerischen Kalkulationen. Sie sind die Grundlage der Nachrechnung der Laborversuche Nr. 289 und Nr. 307 sowie



der Berechnungen an untertägigen Bauwerken (Asse: Tübbingstrecke; Sondershausen: Dammbauwerk).

- Die Ermittlung eines Parametersatzes für die Lokation Sondershausen (Arbeitspaket 2 aus der Verlängerung) stellt die Grundlage für die Validationsberechnungen anhand des Dammbauwerks Sondershausen dar. Die Kriechparameter für Steinsalz der Lokation Sondershausen konnten bereits anhand von Fremdversuchen ausreichend gut bestimmt und eingeschätzt werden. Die Schädigungs- und Verheilungsparameter wurden vorerst noch aus den Labordaten der Lokation Asse entnommen.
- Die Arbeitspakete 3 und 4 aus der Verlängerung des Forschungsvorhabens sehen die Durchführung von Triaxialversuchen zur Quantifizierung des *Biot*-Koeffizienten einerseits wie auch zur Quantifizierung von Kennwerten für eine Poro-Perm-Beziehung für Salinargesteine andererseits vor. Nachdem eine neue Poro-Perm-Beziehung (*pps*-Ansatz) abgeleitet wurde (und in *Eberth (2007)* vorgestellt wird), die die offensichtlichen Schwächen des Poro-Perm-Ansatzes von *Hou (2002)* aufgegriffen und beseitigt hat, wird das Augenmerk dieser Arbeitspakete vor allem auf die Durchführung von Triaxialversuchen zur Ableitung der notwendigen Parameter zur Quantifizierung dieser Beziehung gelegt. Für die Poro-Perm-Beziehung von *Hou (2002)* sowie für den *pps*-Ansatz liegen derzeit nur Versuchsergebnisse aus der einschlägigen Literatur zugrunde. Eigene Untersuchungen sollen die aus der Literatur abgeleiteten Kennwerte bestätigen.
- Das Arbeitspaket 5 aus der Verlängerung des Forschungsvorhabens beinhaltet die numerische Simulation zum Tragverhalten des Dammbauwerks Sondershausen. Dieses Arbeitspaket wurde bereits im Rahmen der Verifikation/Validation abgearbeitet und ist im Forschungsbericht dokumentiert.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass einschließlich der während der Bearbeitung des Forschungsvorhabens sich als notwendig herausgestellten Modifikationen in Teil-Stoffmodellen alle Zielsetzungen dieses Forschungsvorhabens realisiert werden konnten.



14.1 Ausblick

Zur Validierung, Anwendung und eventuellen Weiterentwicklung des erweiterten Verheilungsansatzes im Stoffmodell *How/Lux* sind standortbezogene systematische Laborversuche mit online-Messungen von Volumendilatanz, Schallgeschwindigkeiten (sowohl v_p wie auch v_s) und Permeabilitäten sowie in situ-Versuche mit Messungen von Minimalspannungen, Schallgeschwindigkeiten und Permeabilitäten durchzuführen. Bei Laborversuchen sollten schwerpunktmäßig die Einflüsse aus der Temperatur und der Feuchtigkeit auf die Gefügeschädigung und -verheilung sowie die günstigen Bedingungen zur Rekristallisierung untersucht werden, während der Zeiteffekt der Gefügeverheilung durch eine sorgfältige Auswahl und Untersuchung von exemplarischen Standorten (z.B. versetzte Hohlräume, ausgebaute Strecken oder abgedichtete Strecken/Schächte) in Verbindung mit in situ-Messungen weiter präzisiert werden könnte. Bei der Planung von Testdämmen im Salzgebirge kann das erweiterte Stoffmodell *How/Lux* zur Vorausberechnung bzw. zum Vergleich mit Messergebnissen eingesetzt werden.

15 Anhang

15.1 Begründung zu Abweichungen in der Bearbeitung des Forschungsvorhabens gegenüber der ursprünglichen Planung

In der ursprünglichen Antragsskizze zum Forschungsvorhaben vom Jahr 2000 sind Gefügeuntersuchungen beschrieben und geplant worden, die im laufenden Forschungsvorhaben nicht bearbeitet worden. Der Grund wird nachstehend erläutert.

- Es sind Mikrogefügeuntersuchungen vorgesehen gewesen, die als Unteraufträge an die Firma Ercosplan, Erfurt und an das Institut für Geowissenschaften der Friedrich-Schiller-Universität Jena zu vergeben gewesen wären. Mit der entwickelten und eingesetzten Ultraschallwellentechnik ist eine sichere Quantifizierung der Gefügeschädigung durch gebildete Risse bzw. deren Rückbildung in der Verheilungsphase nach vorangegangener Belastungsinversion möglich. Ein weiterer Vorteil dieser Technik ist die online-Messung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten und daraus die versuchsbegleitende mögliche Rückrechnung der Schädigung D . Diese Möglichkeiten lassen die vorgeschlagenen Mikrogefügeuntersuchungen zur Bearbeitung des Forschungsvorhabens überflüssig erscheinen und werden deshalb nicht mehr durchgeführt.



- Aufgrund nicht vorhersehbarer Schwierigkeiten in der Validierung und Verifizierung des von *Hou (2002)* vorgestellten Verheilungsansatzes wurde die Ableitung eines Modellansatzes notwendig, um die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung im Steinsalz beschreiben zu können. Die einzelnen, entgegen der ursprünglichen Planung aufgetretenen Abweichungen werden nachfolgend skizziert und beschrieben:
- Die dargestellten Defizite des anfänglich implementierten Verheilungsansatzes nach *Hou (2002)* führten trotz plausibler Ergebnisse bei der Nachrechnung von Literaturbeispielen nicht zu befriedigenden Berechnungsergebnissen bei der Nachrechnung von eigenen Laborversuchen. Damit wurde eine zweigleisige Bearbeitung des Forschungsvorhabens erforderlich, die nicht eingeplant war. Nachfolgend werden die beiden Arbeitsstränge der Vollständigkeit nochmals erwähnt:
- Modifikation der bestehenden Algorithmen, so dass die Verifikations- und Validationsberechnungen einerseits plausible Ergebnisse bezüglich der zeitabhängigen Spannungsverläufe und der flächenhaften Verteilung der Spannungen zu ausgewählten Zeitpunkten liefern und andererseits die messtechnisch aus Laborversuchen online ermittelten Zustandsgrößen mit guter Übereinstimmung abgebildet werden. Erste Ansätze wurden durch verschiedene Modifikationen in der Potentialfunktion (Q-Funktion) unternommen. Abschließende Ergebnisse stehen noch aus.
- Durchführung einer erweiterten Literaturrecherche mit anschließender Auswertung. Ziel ist die Durchsicht nationaler und internationaler Literatur zu Kompaktionsstoffmodellen hinsichtlich ihrer Eignung zur Abbildung der Riss-schließungsphase (Salzgrus, cam clay, etc.). Die Literaturrecherche zeigte, dass national wie international keine weiteren Ansätze zur Beschreibung der Riss-schließungsphase bei Salzgesteinen bekannt sind. Aus diesem Grund wurde der international bekannte und anhand von wenigen (speziellen) Versuchen auch überprüfte Ansatz von *Chan (1998)* wieder als Basis herangezogen. Weiterhin hat sich gezeigt, dass als Versatzkompaktionsmodelle im wesentlichen das in *FLAC3D* implementierte Stoffmodell *CWIPP*, das Kompaktionsmodell der *BGR* von *Stührenberg/Zhang* und das von *Hein (1991)* entwickelte und von *Korthaus (1998)* weiterentwickelte Stoffmodell für Versatzkompaktion zur Verfügung stehen. Diese Stoffmodelle sind in der Literatur gut dokumentiert.



- Abweichend von der Antragsskizze konnten Versuche an axialgelochten Prüfkörpern nicht durchgeführt werden. Wesentliche Gründe sind: Die Identifizierung der drei Phasen der Wegsamkeitsrückbildung (Riss-schließungsphase 1, Riss-schließungsphase 2 und Verheilungsphase) setzt nach hier gewonnenen Erkenntnissen Langzeitversuche mit Versuchszeiten von mehr als 180 Tagen voraus. Diese Versuche können aufgrund ihrer langen Laufzeit auf den vorhandenen Versuchsanlagen im Rahmen des Vorhabens nicht mehr in dem erforderlichen Umfang durchgeführt werden (breite Datengrundlage). Daher muss auf die Durchführung von Versuchen an axial gelochten Prüfkörpern vollständig verzichtet werden.
- Aufgrund der aufgetretenen Probleme bei der Rückrechnung von Kurzzeitversuchen wurden Langzeitversuche durchgeführt, bei denen die Belastung deutlich langsamer aufgebracht wurde (Beanspruchungsrate von $\dot{\sigma} = 1 \text{ MPa/d}$). Erst anhand dieser Langzeitversuche konnte auch das Modellierungsinstrumentarium so modifiziert werden, dass sich die Laborversuche in guter Übereinstimmung numerisch nachrechnen ließen. Zu Beginn der Forschungsarbeiten zum Thema Verheilung im Salzgestein waren diese Sachverhalte noch nicht bekannt, so dass die Planung der Arbeitspakete ausgehend von einem anderen Laborversuchsprogramm mit mehr Kurzzeitversuchen vorgenommen worden ist. In einem Folgevorhaben ist dieser Aspekt zu berücksichtigen.
- Die in der Verlängerung des Forschungsvorhabens beschriebenen Laborversuche zur Ermittlung des *Biot*-Koeffizienten konnten nicht durchgeführt werden. Zum einen liegt es an der verfügbaren Labortechnik, da zurzeit noch keine geeigneten Versuchsanlagen zur Verfügung stehen, um diesen Parameter eindeutig bestimmen zu können. Zum anderen ist der theoretische Hintergrund der von *Hou* (2002) entwickelten Modellansätze noch nicht ausreichend verifiziert und geprüft worden, so dass derzeit die Durchführung derartiger Versuche nicht sinnvoll erschien. Im Rahmen dieses Vorhabens ist stattdessen der Schwerpunkt mehr auf Laborversuche zur Ermittlung von Poro-Perm-Kennwerten gelegt worden. Zum einen, weil die exemplarische Nachrechnung der mit einem Tübbingausbau versehenen Strecke im Bergwerk Asse gezeigt hat, dass für die zugrunde gelegte Poro-Perm-Beziehung nur Literaturdaten zur Verfügung stehen, die zwar anhand von Versuchen ermittelt worden sind, eigene Untersuchungen bislang aber völlig fehlen. Zum anderen hat gerade der neue *phs*-Ansatz zur Modellierung der Verheilung gezeigt, dass die dritte Phase etwa bei einem Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol, healing}}$ beginnt. Die numerische Berechnung an der tübbingausgebauten Strecke in der As-



se hat aber gezeigt, dass durch die Verheilung die Dilatanz auf ein so niedriges Niveau zurückgebildet worden ist, dass sie im Bereich des Grenzwertes $\epsilon_{vol, healing}$ liegt, auf diesem Grenzwert aber zonal längere Zeit verharrt. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt wird daher angenommen, dass entsprechend dieser geringen Dilatanz auch noch eine erhöhte Permeabilität durch noch vernetzte Risssysteme im Konturbereich über längere Zeit vorhanden ist. Dieser Sachverhalt ist bevorzugt laborativ zu ergründen, damit der vorgeschlagene *phs*-Stoffmodellansatz zur Verheilung im Salzgestein auf einer breiteren Versuchsbasis steht.



16 Literaturverzeichnis

- Aubertin, M.; Sgaoula J. & Gill, D. E. (1993): A Damage Model for Rock Salt: Application to tertiary Creep. 7th Symposium on Salt, Vol. 1.*
- Aubertin, M.; Sgaoula, J.; Servant, S.; Gill, D. E.; Julien, M. & Ladanyi, B. (1998): A recent Version of a constitutive Model for Rock Salt. Proceedings of 4th Conference on the mechanical Behaviour of Salt. Montreal, June 1996, Aubertin (eds), Trans Tech Publication, Clausthal.*
- BfS (2001): Bundesamt für Strahlenschutz, interner Bericht, 2001, nicht veröffentlicht. Salzgitter.*
- 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.*
- Charlez, P.A. (1991): Rock Mechanics, Vol. 1 - Theoretical Fundamentals. Editions Technic, Paris.*
- Cristescu, N. & Hunsche, U. (1991): A Constitutive Equation for Salt, Proc. of 7th Int. Conf. on Rock Mechanics, Vol.3. Aachen.*
- Cristescu, N. & Hunsche, U. (1996): A Comprehensive constitutive Equation for Rock Salt: Determination and Application. Proc. of the 3rd conf. on the mechanical Behaviour of Salt in Ecole Polytechnique. Palaiseau, 1993 in France, Trans Tech Publications, Clausthal, 1996.*



- CWIPP, Creep Material Models, Operation Manual of FLAC 3D, (2001):* Itasca Consulting, Itasca, Gelsenkirchen.
- DeVries, K. L. & Nieland, J. D. (1999):* Feasibility Studie for lowering the linimum Gas Pressure in solution-mined Caverns based on Geomechanical Analyses of Creep-induced Damage and Healing. Proceedings of SMRI Spring Meeting, Las Vegas, 1999.
- DeVries, K. L., Callahan, G. D. (1991):* Analysis of backfilled transuranic Wastes Disposal Rooms (SAND 91-7052), Sandia National Laboratories.
- Düsterloh, U. (2003):* Laborprüfbericht der Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU-Clausthal, Clausthal-Zellerfeld, unveröffentlicht.
- Düsterloh, U., Lux, K.-H., (2003):* Gesteinsmechanische Untersuchungen an Tonstein der Lokation Mont Terri. BMBF Forschungsvorhaben 02 E 9632, TU Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomechanik.
- Düsterloh, U. (2003, 2004):* Laborversuche zur Bestimmung des Parametersatzes für die Verheilung im Salzgestein. TU Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomechanik.
- GRS (1999):* Ableitung einer Permeabilitäts-Porositätsbeziehung für Salzgrus. Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Braunschweig, GRS-Heft 148.
- GRS (2001):* Untersuchungen zur hydraulisch wirksamen Auflockerungszone umEndlagerbereiche im Salinar in Abhängigkeit vom Hohlraumabstand undSpannungszustand (ALOHA2). Abschlussbericht des Forschungsvorhabens 02 E 9118.
- Häfner (2001):* In situ-Ermittlung von Strömungskennwerten natürlicher Salzgesteine in Auflockerungszonen gegenüber Gas und Salzlösungen unter den gegebenen Spannungsbedingungen im Gebirge. Forschungsbericht zum Vorhaben 02 C 05276, TUBAF, Freiberg, 2001.
- Hampel, A.; Hunsche, U.; Weidinger, U. & Blum, W. (1998):* Description of the Creep of Rock Salt with the Composite Model – II. Steady-State Creep. Proceedings of the 4th Conference on the Mechanical Behaviour of Salt. Montreal 1996, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld, 1998.



- Hein, H.-J. (1991):* Ein Stoffmodell zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Salzgranulat. Dissertation an der RWTH Aachen.
- Heusermann, S.; Lux, K.-H. und Rokahr, R.B. (1982):* Entwicklung mathematischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und von der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben ET 2011 A, Institut für Unterirdisches Bauen, Universität Hannover.
- Hou, Z. (1997):* Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. Diss. an der TU Clausthal.
- Hou, Z. (1998):* Bestimmung von Parametern für das Stoffmodell *Hou/Lux*. Interner Bericht der Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, unveröffentlicht.
- Hou, Z. (2000):* Numerical Implementation of the Material Model *Hou/Lux* for Rock Salt based on Continuum Damage Mechanics and its numerical Simulations. Proc. of EUROCK'2000 Symposium, Aachen, 2000.
- Hou, Z. (2001):* Erweiterung des Stoffmodells *Hou/Lux* um einen Verheilungsansatz sowie Implementierung dieses Ansatzes ins FEM-Programm *MISES3*. Bericht der Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, unveröffentlicht.
- Hou, Z. (2002):* Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift an der TU Clausthal.
- Hou, Z. (2003a):* Mechanical Behaviour of Rock Salt Masses under high Stress to Strength Ratios (Damage) and under very low Stress to Strength Ratios (Healing). Proceedings of 10th international Congress on Rock mechanics, 2003, South Africa.
- Hou, Z. (2003b):* 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. (2004):* Parameterbestimmung von Bentonitmauerwerk und Salzbrikettmauerwerk am Dammbauwerk Sondershausen. TU Clausthal, unveröffentlicht.
- 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. (2003a):* Mechanical Degradation and Self-Healing of the Excavation damaged Zone around a Drift Dam in Rock Salt. European Commission CLUSTER Conference and Workshop “Impact of the Excavation disturbed or damaged Zone (EDZ) on the Performance of radioactive Waste geological Repositories, Luxembourg, 3-5 November 2003.
- Hou, Z. & Lux, K.-H. (2003b):* Numerical Identification of the Excavation damaged Zone in Rock Salt. Proceedings of 10th international Congress on Rock mechanics, 2003, South Africa.
- Kachanov, L.M. (1986):* Introduction to Continuum-Damage-Mechanics. Martinus Nijhoff Publishers.
- IfG, Leipzig (2003):* Investigation of Stress State and Rock-Mechanical Behaviour of Backfill and Host Rock in Dependence on Temperature. Contribution to the BAMBUS-II Project, Final Report, Leipzig.
- IfG Leipzig, (1999):* Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 6, Untertägige Entsorgung, 4. Statusgespräch, 1999, Clausthal-Zellerfeld.
- IfG Leipzig (1998-2000):*, Standsicherheitsnachweis für das statische Widerlager im Streckenverschlußbauwerk in der EU1 der Grube Sondershausen. Institut für Gebirgsmechanik, Leipzig.
- Korthaus, E. (1998):* Experiments on crushed Salt Consolidation with true triaxial Testing Device as a Contribution to an EC-Benchmark Exercise (FZKA 6181). Forschungszentrum Karlsruhe.



- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart.
- 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. & Hou, Z. (1999):* Gefügeschädigungen als Grundlage zur Formulierung von neuartigen Stoffmodellen für viskoplastische Salinargesteine. Glückauf - Forschungshefte, 60 (1999) Nr. 1.
- Lux, K.-H.; Xie, Z.; Hou, Z.; Düsterloh, U. (2002):* Abschlußbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben „Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Auflockerungszonen des konturnahen Gebirges in Verbindung mit der Planung von Damm- und Verschlussbauwerken im Salinar“, Teil A: Mechanische Modellierung und mechanisch-hydraulische Tragwerksanalyse. Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, 2002.
- Pfeifle (1990):* Consolidation, Permeability and Strength of Salt/Bentonite Mixtures with Application to the WIPP. SAND 90-7009, Sandia National Laboratories.
- Pfeifle, T. W. & Hurtado, L. D. (1998):* Permeability of natural Rock Salt from the Waste Isolation Plant (WIPP) during Damage Evolution and Healing. International Journal of Rock Mechanics & Mining Science, Vol. 35, Nos. 4- 5, Paper No. 28, Elsevier Science Ltd.
- Popp, T.; Kern, H. & Schulze, O. (2001):* Evolution of Dilatancy and Permeability in Rock Salt During hydrostatic Compaction and triaxial Deformation. Journal of Geophysical Research, Vol. 106, No. B3.
- Pusch, G. & Alkan, H.; Cinar, Y. (2002):* Abschlußbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben „Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Auflockerungszonen des konturnahen Gebirges in Verbindung mit der Planung von Damm- und Verschlussbauwerken im Salinar“, Teil B: Hydraulische Modellierung. Institut für Erdöl- und Erdgastechnik der TU Clausthal.



- Sitz, P. (1999):* Untertägige Entsorgung. 4. Statusgespräch zu FuE Vorhaben, Clausthal-Zellerfeld, 1999.
- Sitz, P. & Koch, G. (2000):* Long-term stable, fluid-tight Sealing Constructions in saline Environment - Basic Concept, Research, Planning, Construction Test. Proc. of 8th World Salt Symposium, Vol.1, p325-330, Elsevier 2000.
- Sitz, P. (2001),* Langzeitstabile Streckenverschlussbauwerke im Salinar. 5. Statusgespräch zu FuE Vorhaben, Leipzig.
- Sitz, P. et al. (2003) Forschungsvorhaben:* Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Verschlussbauwerke für UTD im Salinar, Bau und Test eines Verschlussbauwerks unter realen Bedingungen, TU-BAF, 2003.
- 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.
- Stührenberg, D, Zhang, C. (1996):* Kompaktionsverhalten von trockenem Salzgrus. BGR Hannover, Kali und Steinsalz, Band 12, Heft 3.
- Xie, Z.-H. (2002):* Rechnerische Untersuchungen zum mechanischen und hydraulischen Verhalten von Abdichtungsbauwerken in Untertagedeponien im Fall eines Lösungszutritts. Dissertation an der TU Clausthal.
- Zienkiewicz, O. C. (1984):* Methode der Finiten Elemente, Hanser.