

## **BMBF-Verbundprojekt:**

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

### **– Synthesebericht –**

Autoren: A. Hampel<sup>1)</sup>,  
R.-M. Günther<sup>2)</sup>, K. Salzer<sup>2)</sup>, W. Minkley<sup>2)</sup>,  
A. Pudewills<sup>3)</sup>,  
B. Leuger<sup>4)</sup>, D. Zapf<sup>4)</sup>, R. Rokahr<sup>4)</sup>,  
K. Herchen<sup>5)</sup>, R. Wolters<sup>5)</sup>, U. Düsterloh<sup>5)</sup>

- 1) Wissenschaftlicher Berater, Mainz
- 2) Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Leipzig
- 3) Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Institut für Nukleare Entsorgung (INE)
- 4) Leibniz Universität Hannover, Institut für Unterirdisches Bauen (IUB)
- 5) Technische Universität Clausthal (TUC), Professur f. Deponietechnik u. Geomechanik

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)

Projektträger: Projektträger Karlsruhe (PTKA)  
Wassertechnologie und Entsorgung (WTE)

Förderkennzeichen: 02C1577 bis 02C1617

Projektlaufzeit: 01.08.2007 – 31.07.2010

Datum: 31.07.2010

GEFÖRDERT VOM



 Bundesministerium  
für Bildung  
und Forschung

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Vorhaben wurden mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter den Förderkennzeichen 02C1577, 02C1587, 02C1597, 02C1607 und 02C1617 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt bei den Autoren.

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>5</b>
1.1	Rückblick auf das erste Verbundprojekt	6
1.2	Ziele und Programm des zweiten Verbundprojekts	9
<b>2</b>	<b>Laborversuche mit Steinsalz der Grube Angersdorf</b>	<b>11</b>
2.1	Übersicht über die Kriech- und Festigkeitsversuche	11
<b>3</b>	<b>Verformungsphänomene und Darstellung der Stoffmodelle</b>	<b>18</b>
3.1	Verformungsphänomene	18
3.2	Schädigung, Dilatanz und Dilatanzgrenzen	23
3.3	Vergleich der Stoffmodelle im Verbundprojekt	28
3.3.1	<i>Übersicht</i>	28
3.3.2	<i>Temperatureinfluss</i>	30
3.3.3	<i>Primäres (transientes) Kriechen</i>	31
3.3.4	<i>Sekundäres (stationäres) Kriechen</i>	34
3.3.5	<i>Modellierung von Dilatanz- und Schädigung und Verknüpfung mit dem schädigungsfreien Kriechen</i>	39
3.3.5.1	<i>Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Minkley</i>	39
3.3.5.2	<i>Modelle Lubby2-MDCF und Hou/Lux</i>	40
3.3.5.3	<i>Composite-Dilatanz-Modell (CDM)</i>	41
3.3.5.4	<i>Visko-elasto-plastisches KIT-Stoffmodell</i>	43
3.3.5.5	<i>Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (IfG Günther/Salzer)</i>	43
<b>4</b>	<b>Diskretisierungsstudie</b>	<b>47</b>
<b>5</b>	<b>3D-Berechnung eines Ausschnitts der Grube Angersdorf</b>	<b>54</b>
5.1	Auswahl und 3D-Modellierung der Grube Angersdorf	54
5.2	Randbedingungen und Primärspannungszustand	59
5.3	Ergebnisdarstellungen im Modell Angersdorf	62
5.4	Ermittlung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter	64
5.5	Nachträgliche Justierung eines Kriechparameterkennwertes anhand von In-situ-Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung	69
5.6	Überblick über die untertägigen In-situ-Messungen im Projekt	72
5.7	Vergleich der Simulationsergebnisse der Partner zum Modell Angersdorf miteinander und mit den untertägigen In-situ-Messdaten	73
5.7.1	<i>Spannungen</i>	73
5.7.2	<i>Verschiebungen</i>	78

5.7.3	<i>Schädigung und Dilatanz</i>	83
5.7.4	<i>Porosität und Permeabilität</i>	88
<b>6</b>	<b>Schlussfolgerungen und Empfehlungen</b>	<b>92</b>
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>95</b>
<b>8</b>	<b>Ausblick</b>	<b>97</b>
<b>9</b>	<b>Literatur</b>	<b>98</b>

<b>Gesamtblattzahl des Berichtes:</b>	<b>100</b>
---------------------------------------	------------



## 1 Einleitung

Für die Entsorgung gefährlicher Abfälle in tiefen geologischen Formationen muss sowohl die Standsicherheit einer Untertagedeponie während der Betriebsphase als auch die langfristige Integrität der geologischen Barriere gegenüber einem Schadstofftransport in die Biosphäre in der Nachbetriebsphase nachgewiesen werden. Dazu werden unter anderem Simulationsrechnungen zum mechanischen Verhalten des Wirtsgesteins durchgeführt. Mit Stoffgesetzen wird dabei das grundsätzliche Verhalten unter verschiedenen Einflüssen beschrieben, während individuelle Unterschiede im Verhalten verschiedener Gesteinstypen durch charakteristische Kennwerte für die Stoffgesetzparameter berücksichtigt werden.

Seit dem Jahr 2004 sind vom BMBF zwei Verbundprojekte mit dem Ziel gefördert worden, aktuelle Stoffgesetze der in Tab. 1 genannten Projektpartner und deren Vorgehensweisen bei der Ermittlung charakteristischer Kennwerte und bei der Durchführung numerischer Simulationsrechnungen des Gesteinsverhaltens in der Umgebung untertägiger Hohlräume zu dokumentieren sowie durch Benchmark-Modellberechnungen ausgewählter Aufgabenstellungen intensiv zu überprüfen und miteinander zu vergleichen. Jeder Partner führte die Berechnungen mit seinem Stoffgesetz, den für den jeweiligen Steinsalztyp im Projekt ermittelten Kennwertsätzen und dem üblicherweise von ihm verwendeten numerischen Rechenprogramm durch, siehe Tab. 2. Die Arbeiten dienen der Ausarbeitung von Schlussfolgerungen und Empfehlungen für die Anwendungen der Stoffgesetze und haben auch Erkenntnisse für die weitere Stoffgesetzentwicklung geliefert.

Verbundprojekt I (2004-2006)  [Teilprojekt – Förderkennzeichen]	Verbundprojekt II (2007-2010)	Projektpartner
1 – 02C1004	1 – 02C1577	Dr. Andreas Hampel (AH), Wissenschaftlicher Berater, Mainz
2 – 02C1014	–	Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Hannover
3 – 02C1024	2 – 02C1587	Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Leipzig
4 – 02C1034	5 – 02C1617	Technische Universität Clausthal (TUC), Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik, Clausthal-Zellerfeld
5 – 02C1044	4 – 02C1607	Leibniz Universität Hannover, Institut für Unterirdisches Bauen (IUB)
6 – 02C1054	3 – 02C1597	Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Institut für Nukleare Entsorgung (INE)

Tab. 1 Übersicht über die Teilprojekte und Projektpartner in den bisherigen beiden Verbundprojekten.

<b>Projektpartner</b>	<b>Stoffgesetze</b>	<b>Programmsysteme</b>
Hampel	Composite-Dilatanz-Modell (CDM)	FLAC3D (FDM)
IfG Leipzig	Modell Günther/Salzer, Modell Minkley	FLAC3D (FDM)
INE des KIT	KIT-Modell	ADINA (FEM)
IUB der Uni Hannover	Lubby2-MDCF	FLAC3D (FDM)
TU Clausthal	Modell Hou/Lux	FLAC3D (FDM)

Tab. 2 Stoffgesetze und Rechenprogramme der Partner im zweiten Verbundprojekt (FEM: Finite-Elemente-Methode, FDM: Finite-Differenzen-Methode).

Insgesamt dienen die Arbeiten der zusätzlichen Validierung der Stoffgesetze und Verfahren sowie der Erhöhung der Zuverlässigkeit und Akzeptanz der Ergebnisse aus Simulationsberechnungen mit diesen Stoffgesetzen. Sie sind daher in das „Förderkonzept zur Entsorgung gefährlicher Abfälle in tiefen geologischen Formationen“ (1997-2001) des BMBF, Fördergebiet B: „Verbesserung von Instrumentarien für die Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien“, eingeordnet [BMBF, 1998]. Da beide Vorhaben auf die untertägige Entsorgung *chemotoxischer* Abfälle im Steinsalz ausgerichtet waren, stand das Gesteinsverhalten bei Umgebungstemperaturen im Vordergrund. Die Temperaturabhängigkeit des Verformungsverhaltens war nicht Gegenstand der Studien.

## 1.1 Rückblick auf das erste Verbundprojekt

Das erste Verbundprojekt zum Stoffgesetzvergleich mit dem Titel „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ wurde zwischen dem 01.04.2004 und 30.11.2006 durchgeführt. Es befasste sich ausschließlich mit dem *mechanischen* Verhalten von Steinsalz, da hierzu bereits eine Vielzahl von Verformungsphänomenen und Wechselwirkungen zu betrachten sind:

- Transientes Kriechen nach Spannungserhöhungen, das durch die Verfestigung des Steinsalzes geprägt ist,
- transientes Kriechen nach Spannungsreduktionen, das mit der Erholung des Materials einhergeht,
- stationäres (Langzeit-)Kriechen unter (nahezu) konstanten Randbedingungen für einen längeren Zeitraum, genauer: über größere Verformungen,
- die Entwicklung von Dilatanz (volumetrische Verformung, Auflockerung, Porosität) und Schädigung,
- Kurzzeitversagen und Kriechbruch,
- Nachbruchverhalten und Restfestigkeit.

Diese Phänomene werden im Steinsalz zum einen durch die Differenzspannung, die minimale Hauptspannung, die Verformungsrate und die Feuchtigkeit beeinflusst, wobei die Feuchte aus der Bewetterung der untertägigen Hohlräume oder aus isolierten Flüssigkeits-einschlüssen im Salz selbst stammen kann. Der Feuchteeinfluss war nicht Gegenstand dieser Untersuchungen. Zum anderen muss mit den Stoffgesetzen die gegenseitige Beeinflussung der Phänomene korrekt beschrieben werden, da die zugrunde liegenden Prozesse physikalisch miteinander gekoppelt sind.

Bei den gemeinsam ausgewählten und einheitlich allen Partnern vorgegebenen Aufgaben für die Benchmark-Modellberechnungen wurde stufenartig vorgegangen. Zunächst wurden im ersten Verbundprojekt spezifische spannungsgeregelte Kriech- und verformungsgeregelte Festigkeitsversuche aus dem Labor nachgerechnet, um die Fähigkeiten der Stoffgesetze zu überprüfen, die verschiedenen genannten Verformungsphänomene und Einflüsse korrekt zu modellieren. Zum Programm der nachzurechnenden Versuche gehörte auch ein mehrstufiger Kriechversuch mit zwei unterschiedlich hohen Spannungsreduktionen sowie ein Kriechversuch zum Kriechbruch weit oberhalb der Dilatanzgrenze nahe der Kurzzeitfestigkeitsgrenze. Als Referenzsalztyp diente das vielfältig untersuchte, homogene Speisesalz von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II bei Wolfenbüttel.

Diese halb-analytischen Nachrechnungen haben gezeigt, dass die Partner mit ihren Stoffgesetzen die verschiedenen Verformungsphänomene und Einflüsse zutreffend abbilden können, wobei in einem Fall (KIT) die Modellierung des Nachbruchverhaltens noch nicht implementiert war. Die besonders anspruchsvolle Anforderung, sämtliche Phänomene bei einem Salztyp mit einem einzigen einheitlichen Satz von Parameterkennwerten in einem weiten Bereich der Spannungs- und Verformungsbedingungen zu beschreiben, wurde von den Partnern in unterschiedlichem Maße erfüllt. Auch bei der Nachrechnung des mehrstufigen Kriechversuchs mit Spannungsreduktionen sowie des Kriechbruchversuchs zeigten sich Unterschiede in den Ergebnissen. Aufgrund der natürlichen, mikrostrukturell bedingten Streuung der Laborergebnisse bei Wiederholungsmessungen ist eine exakte Übereinstimmung aller Rechenergebnisse mit sämtlichen experimentellen Daten zu einem Salztyp allerdings prinzipiell nicht zu erzielen.

Mit Nachrechnungen von Kriechversuchen unterhalb der Dilatanzgrenze wurden in beiden Verbundprojekten auch die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für das volumentreue transiente und stationäre Kriechen des jeweils betrachteten Salztyps ermittelt. In den Festigkeitsversuchen wurden dagegen schnell die Spannungsbedingungen oberhalb der Dilatanzgrenze erreicht, so dass mit deren Nachrechnungen die Kennwerte für die Parameter bestimmt wurden, die die Dilatanz und Schädigung, den Bruch und das Nachbruchverhalten charakterisieren.

Im Anschluss an die semi-analytischen Nachrechnungen von Laborversuchskurven wurden die Ausbauchungen zweier zylindrischer Versuchsproben mit Asse-Speisesalz in zwei Festigkeitsversuchen bis zum Bruch (Spannungsmaximum) unter Ausnutzung der Rotations-symmetrie simuliert und mit Messdaten aus dem Labor verglichen. Bei dieser 2D-Berechnung traten bei dem neu entwickelten FEM-Programm JIFE der BGR numerische Probleme in den Modellecken auf. Die Ergebnisse der übrigen Partner zur Probenausbauchung stimmten für beide Belastungsszenarien recht gut mit den Daten der Probenvermes-sung nach dem Versuchsende überein.

Die dritte und letzte Stufe des Stoffgesetzvergleichs im ersten Vorhaben umfasste 2D-Benchmark-Modellberechnungen zweier einfacher, aber realistischer Untertagestrukturen. Die Wahl einfacher Strukturen hatte zum Ziel, komplexe geometrische Modelle und Randbedingungen zu vermeiden und dadurch mögliche Unterschiede in den Berechnungsergebnissen der Projektpartner besser auf die Stoffgesetze zurückführen zu können.

Die erste typische Beispielanwendung bestand aus der Berechnung der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsverteilung im Steinsalz um eine isolierte kreisrunde Strecke herum. Diese so genannte Blindstrecke liegt vor dem Versuchsverschlussbauwerk im Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen („EU1-Modell“). Selbst in so einem einfachen Anwendungsbeispiel ist das mechanische Verhalten in verschiedenen Bereichen der Umgebung der Strecke gleichzeitig unterschiedlichen und veränderlichen Bedingungen ausgesetzt: Es treten verschiedene Vergleichsspannungen und minimale Hauptspannungen auf, aufgrund von Spannungsumlagerungen kommt es in einigen Regionen zu Spannungserhöhungen, in anderen zu Spannungsreduktionen, es resultieren unterschiedlich große Vergleichsverformungen und es entsteht um die Strecke herum an der Kontur eine schmale Auflockerungszone mit Dilatanz und Schädigung.

Mit den Berechnungen wurde sowohl die Übertragung der Modellierung des aus Laborversuchen ermittelten mechanischen Verhaltens auf eine In-situ-Situation als auch eine Langzeitextrapolation durchgeführt, denn die für die Kennwertbestimmung verwendeten Festigkeitsversuche hatten nur einige Stunden und die Kriechversuche insgesamt nur maximal 200 Tage gedauert, während das „EU1-Modell“ für 35 Jahre berechnet wurde. In diesem Anwendungsbeispiel stand die Modellierung des Kriechverhaltens in einer einfachen realen Untertagestruktur im Vordergrund. Lediglich in einem schmalen ringförmigen Saum um die Strecke herum traten Dilatanz (Auflockerung) und Schädigung des Steinsalzes auf.

Im zweiten 2D-Anwendungsbeispiel einer wiederum realistischen, aber möglichst einfachen Untertagestruktur wurde dagegen die Entwicklung einer massiven Dilatanz und Schädigung bis zum (Kriech-)Bruch und darüber hinaus modelliert. Hierzu wurde das Modell eines schlanken Pfeilers mit einem Schlankheitsgrad von Höhe/Breite = 20 m/20 m = 1 ausgewählt („Kammer-Pfeiler-Modell“). Der Pfeiler wurde an seiner Oberseite mit drei verschiedenen Auflasten von 18,4 MPa, 28,4 MPa und 38,4 MPa beaufschlagt, die drei unterschiedlichen Teufen von etwa 420, 645 und 870 m entsprechen und damit unterschiedlich lange Standzeiten bis zum Bruch ergaben. Als maximaler Simulationszeitraum wurden jeweils 100 Jahre vorgegeben. Für diese Simulationen wurden die gleichen Kennwerte wie beim „EU1-Modell“ verwendet, das heißt es wurde angenommen, dass sich dieser Modellpfeiler im Steinsalz des gleichen Typs wie das Staßfurt-Steinsalz im Bereich EU1 der Grube Sondershausen befindet.

Die Berechnungen der beiden einfachen Untertagestrukturen ergaben, dass die Spannungsentwicklung mit den verschiedenen Stoffgesetzen relativ ähnlich vorhergesagt wird. Größere Abweichungen ergaben sich bei der Verformungs- und Dilatanzentwicklung. Die Ursache dafür liegt in der hohen, mit den verschiedenen Stoffmodellen unterschiedlich modellierten Nichtlinearität der Abhängigkeit der Verformungs- und Dilatanzrate von der Effektivspannung. Als wichtiger Einfluss auf die Ergebnisse hat sich auch die Modellierung der Spannungsabhängigkeit des stationären Kriechens besonders bei kleinen Differenzspannungen (Effektivspannungen) und daher kleinen Verformungsraten ergeben. Insbesondere der hoch belastete Modellpfeiler hat bei verschiedenen Partnern außerdem zu numerischen Schwierigkeiten bei der Berechnung geführt. Dabei ist aber zu berücksichtigen, dass die Modellsituation im Vergleich mit der Realität einen Extremfall darstellt.

Die Ergebnisse des ersten Verbundprojektes wurden in einem gemeinsamen Synthesebericht sowie in den ihm als Anlagen hinzugefügten Einzelberichten der Projektpartner detailliert dargestellt [HAMPEL ET AL., 2007] sowie in Veröffentlichungen publiziert [Schulze et al., 2007, Hou et al., 2007].

## 1.2 Ziele und Programm des zweiten Verbundprojekts

Das zweite Verbundprojekt mit dem Titel „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz“ begann am 01.08.2007 und endete am 31.07.2010.

Der Schwerpunkt dieses Projekts lag in der Erweiterung des Stoffgesetzvergleichs auf 3D-Modellberechnungen der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in einem realen, stärker beanspruchten Untertagebauwerk im Steinsalz. Hierfür wurde von den Partnern gemeinsam ein Ausschnitt der Grube Angersdorf ausgewählt. Im Zusammenhang mit der Vorhersage der Schädigung wurde nun auch die Permeabilitätsentwicklung in aufgelockerten Gesteinsbereichen einbezogen.

Tab. 3 gibt einen Überblick über die Arbeiten in diesem zweiten Vorhaben. Zu Projektbeginn lagen bereits Ergebnisse einiger Laborversuche mit Steinsalz aus der Grube Angersdorf vor. Diese Daten erlaubten in AP3 bereits eine vorläufige, wenn auch noch unsichere Ermittlung der lokationsspezifischen Kennwerte der Stoffgesetzparameter für erste Testberechnungen. Um die Datenbasis zu ergänzen und allen Partnern eine verbesserte Kennwertbestimmung zu ermöglichen, wurden im Rahmen von AP2 von den Partnern IfG und TUC weitere spezifische Laborversuche (Kriech- und Festigkeitsversuche) durchgeführt.

Zu Projektbeginn lagen auch Messdaten zur Absenkung der Tagesoberfläche über der Grube ab Auffahrung der untertägigen Hohlräume vor, die von allen Partnern für eine Präzisierung des Kennwertes für das Langzeitverhalten, d. h. für das stationäre Kriechen, ge-

Arbeitspaket	Kurzbezeichnung der Arbeiten
AP1	Start-Workshop der Projektpartner
AP2	Planung und Durchführung des untertägigen Bohr- und Messprogramms sowie der Laboruntersuchungen
AP3	Vorbereitung der Modellrechnungen einschl. Kennwertbestimmungen für die Stoffgesetzparameter
AP4	3D-Modellerstellung, Durchführung der 3D-Modellberechnungen, Auswertung und Darstellung der Ergebnisse
AP5	Erstellung der Einzelberichte der Partner
AP6	Vergleichende Zusammenstellung der Ergebnisse und Formulierung von Empfehlungen
AP7	Weitere Workshops und Treffen der Partner
AP8	Öffentlicher Ergebnis-Workshop
AP9	Erstellung des Abschlussberichtes und einer Veröffentlichung

Tab. 3 Übersicht über die Arbeitspakete im zweiten Verbundprojekt

nutzt wurden. Zum nachträglichen Vergleich mit den Ergebnissen der Modellberechnungen wurden vom IfG in AP2 In-situ-Messungen in der Grube Angersdorf zur Charakterisierung des aktuellen Spannungs-, Verformungs- und Auflockerungszustandes (Frac-, Extensometer- und Permeabilitätsmessungen) in einem hoch belasteten Pfeiler zwischen zwei Abbaukammern durchgeführt.

Die Modellberechnungen in AP4 umfassten einen Zeitraum von mindestens 100 Jahren. Da der Abschluss der Auffahrungen der modellierten Hohlräume 50 Jahre zurücklag, wurden die Simulationsergebnisse zu diesem Zeitpunkt mit den Resultaten der parallel durchgeführten In-situ-Messungen in der Grube verglichen. Die weitergeführten Berechnungen ergaben eine Prognose der künftigen Entwicklung für die nächsten ca. 50 Jahre. Eine wesentlich längere Prognoserechnung wäre zwar möglich gewesen, erschien den Partnern mit Blick auf die Praxis jedoch nicht sinnvoll, da derartige Grubengebäude spätestens nach Standzeiten in der Größenordnung von 100 Jahren versetzt werden und die Berechnung von verfüllten Hohlräumen mit Versatzmodellen nicht Gegenstand des Stoffgesetzvergleichs war.

Auf die Ergebnisse der berechneten Dilatanzentwicklung in dem modellierten Pfeiler wurde anschließend eine Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung angewendet, um die Auswirkung von Unterschieden in den Rechenergebnissen der beteiligten Stoffgesetze auf die Ergebnisse der Permeabilitätsentwicklung zu untersuchen.

Seine Arbeiten und Simulationsergebnisse stellte jeder Partner in einem Einzelbericht dar (AP5). Diese detaillierten Ergebnisberichte sind dem vorliegenden Synthesebericht als Anlage beigefügt. Die Ergebnisse der Partner wurden schließlich in AP6 untereinander und mit den untertägigen In-situ-Messdaten verglichen, um daraus Schlussfolgerungen und Empfehlungen für die praktische Anwendung der Stoffgesetze und Verfahrensweisen abzuleiten.

Insgesamt dient dieses Folgevorhaben einer realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten anhand eines komplexeren 3D-Anwendungsfalls, in dem sich die im Vorgängervorhaben weitgehend gesondert untersuchten Verformungsphänomene überlagern und gegenseitig beeinflussen. Dieses Vorhaben schafft damit eine verbesserte Basis für Empfehlungen zum Einsatz der Stoffgesetze bei der praktischen Anwendung und ermöglicht somit eine verbesserte Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien.

Die Ergebnisse, Vergleiche und Schlussfolgerungen aus diesem Verbundprojekt wurden am 09. Juni 2010 in der TU Clausthal auf einer öffentlichen Abschlussveranstaltung einem interessierten Fachpublikum vorgestellt (AP8). Des Weiteren wurde über das Projekt am 13. November 2009 auf dem 38. Geomechanik-Kolloquium des IfG in Leipzig und am 15. Juni 2010 auf dem 9. Projektstatusgespräch des Projektträgers Karlsruhe im KIT, Campus Nord, in Eggenstein-Leopoldshafen berichtet. Eine Zusammenfassung beider Vorhaben wurde am 28. Juni 2010 auf dem 44th U.S. Rock Mechanics Symposium der American Rock Mechanics Association (ARMA) in Salt Lake City, Utah (USA), präsentiert und in den zugehörigen Proceedings veröffentlicht [HAMPEL ET AL., 2010] (AP9).

In dem vorliegenden Synthesebericht werden die Ergebnisse der Projektpartner aus dem zweiten Verbundprojekt miteinander und mit den Ergebnissen der untertägigen Messungen in der Grube Angersdorf verglichen und daraus Schlussfolgerungen und Empfehlungen abgeleitet (AP6). Der gemeinsame Synthesebericht bildet zusammen mit den als Anlage beigefügten Einzelberichten der Partner den Schlussbericht zu diesem zweiten Verbundprojekt (AP9).

## 2 Laborversuche mit Steinsalz der Grube Angersdorf

### 2.1 Übersicht über die Kriech- und Festigkeitsversuche

Bereits zu Projektbeginn lagen Ergebnisse von früheren Laborversuchen des IfG mit Leine-Steinsalz aus der Grube Angersdorf vor, die im Projekt durch weitere Kriech- und Festigkeitsversuche in den Laboren des IfG und der TUC ergänzt wurden. Sie sind in den folgenden Tabellen und Abbildungen dargestellt.

Die Versuchsdaten dienen in diesem zweiten Verbundprojekt allen Partnern in erster Linie dazu, die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für dieses Steinsalz zu ermitteln.

In Abb. 3 werden die Spannungsbedingungen der zum Teil mehrstufigen Kriechversuche aus Tab. 4, Abb. 1 und Abb. 2 mit der Dilatanzgrenze von Hampel für diese Lokation verglichen. Die unter ihr liegenden Versuche bzw. Versuchsstufen gestatten die Bestimmung der Kennwerte für das schädigungsfreie Kriechen.

In den höheren Stufen des Versuchs TUC373-1-10 zeigte sich zwar eine stärkere Verformung, aber noch kein beschleunigtes Kriechen, siehe Abb. 1. Die Probe im Kriechbruchversuch Ang-8 der TUC versagte trotz der Nähe zur Kurzzeitfestigkeitsgrenze erst nach 240 Tagen, siehe Abb. 2.

Probennummer	Versuchs- stufe	Dauer [Tage]	Temperatur [C]	Differenz- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
TtNa3_18TCC (IfG)	1	72	25	10	4
	2	62	25	14	4
TtNa3_20TCC (IfG)	1	71,9	25	12	6
	2	51,2	25	16	6
TtNa3_22TCC (IfG)	1	71,9	25	16	10
	2	62,2	25	20	10
TtNa3_24TCC (IfG)	1	71,9	25	20	12
	2	62,2	25	24	12
IfG373-K1 und IfG373-K2	1	50,9	24	25	15
	2	52,9	24	23	15
	3	34,9	24	25	15
TUC373-1-10	1	30	30	15	10
	2	30	30	18	10
	3	31	30	22	3
	4	57,1	30	25	2
	5	73	30	25,5	1,5
TUC-Ang-8	1	240	30	36	3

Tab. 4 Zu Projektbeginn vorliegende (TtNa3...) und im Vorhaben durchgeführte **Labor-kriechversuche** des IfG und der TUC mit Steinsalz der Grube Angersdorf, siehe Abb. 1 und Abb. 2.

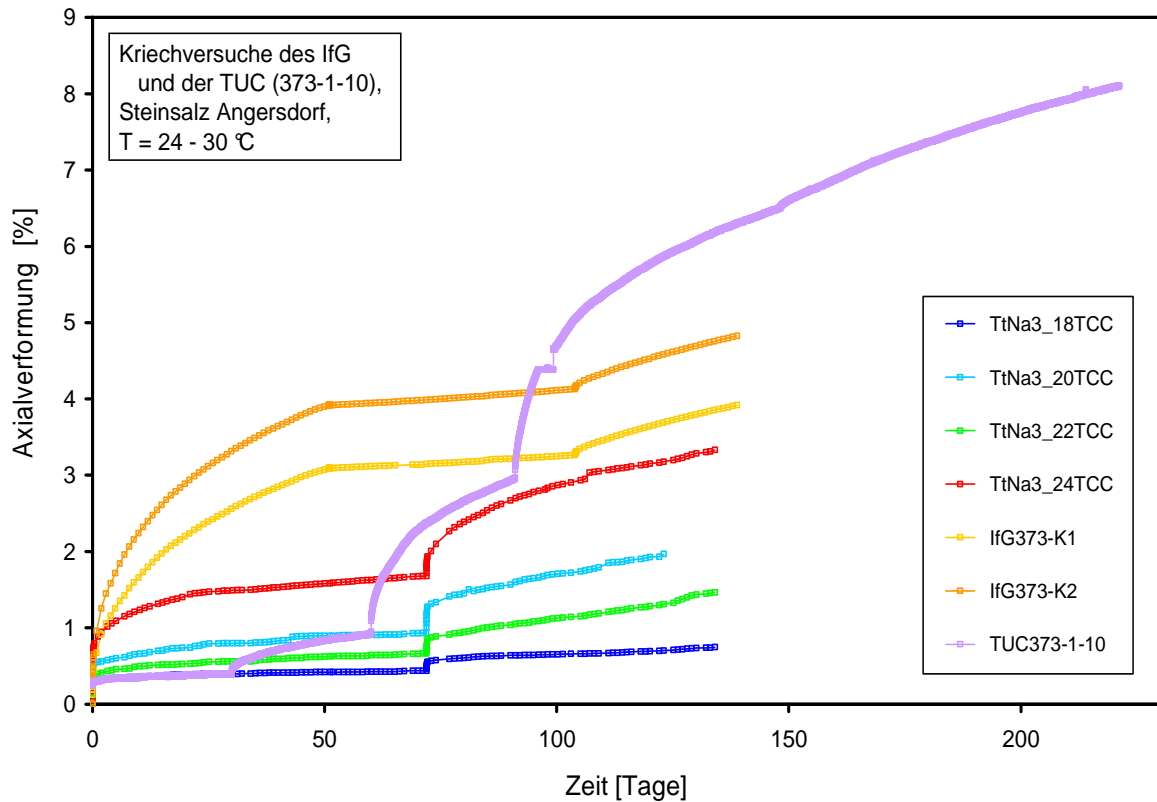


Abb. 1 Kriechversuche des IfG und der TUC mit Steinsalz der Grube Angersdorf, siehe Tab. 4. Die geringere Kriechverformung der Probe mit 22 MPa Auflast (grün) im Vergleich mit derjenigen mit 20 MPa Auflast (hellblau) zeigt, dass einzelne Proben Abweichungen vom mittleren Verhalten eines Salztyps zeigen können.

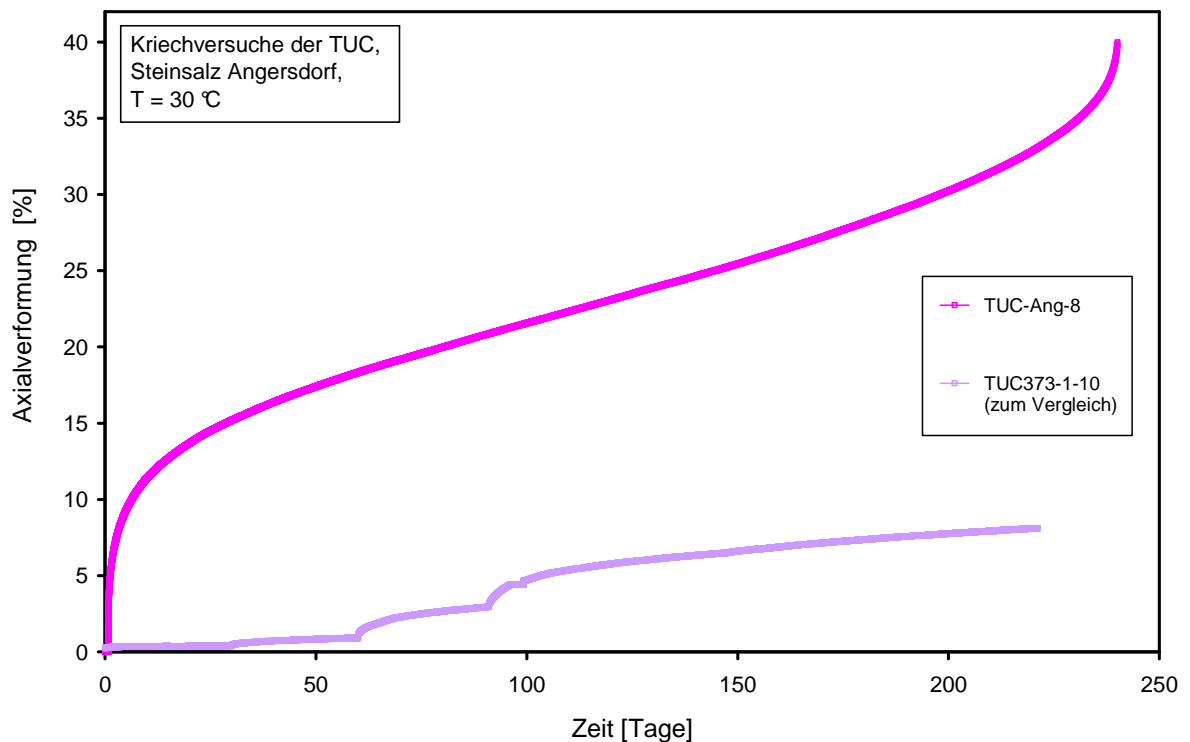


Abb. 2 Kriechbruchversuch Ang-8 der TUC mit Steinsalz der Grube Angersdorf, siehe Tab. 4, im Vergleich mit dem Versuch TUC373-1-10 aus Abb. 1.



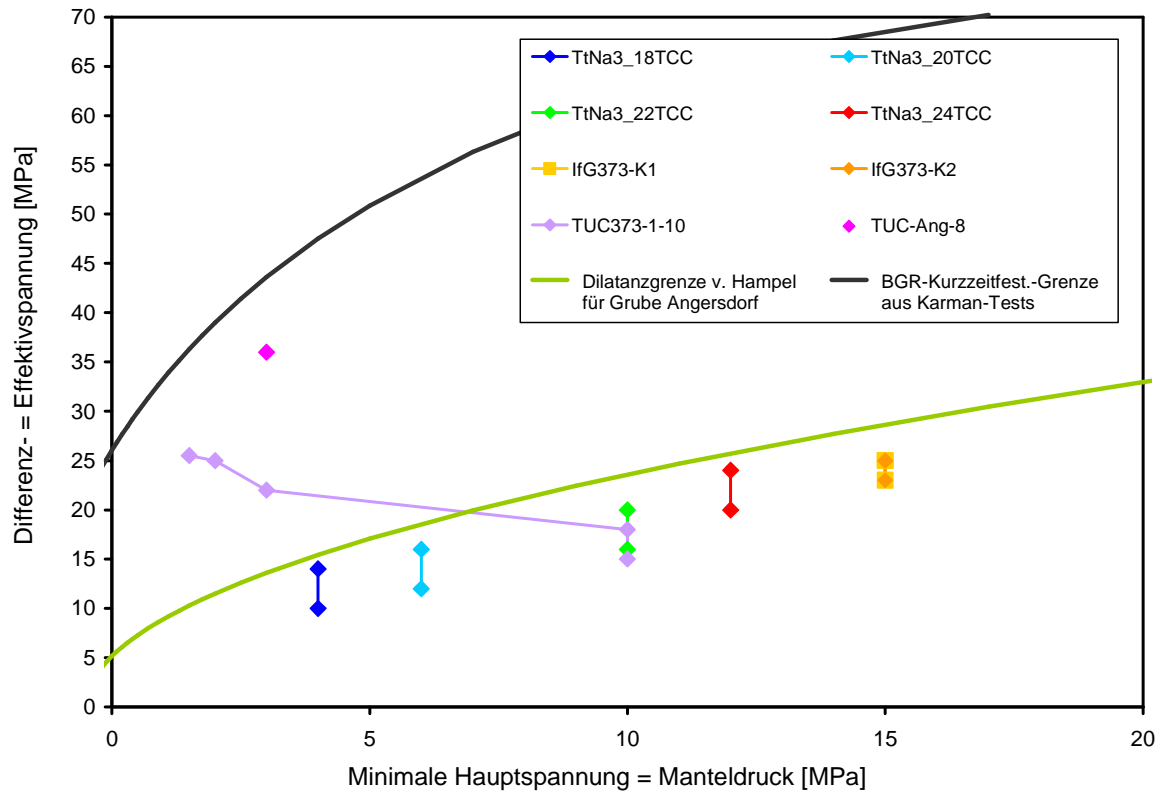


Abb. 3 Spannungsbedingungen der zum Teil mehrstufigen Kriechversuche mit Steinsalz der Grube Angersdorf aus Tab. 4, Abb. 1 und Abb. 2.

Probennummer	Dauer [h]	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
TtNa3_01TC	3,05	23	2,5E-5	7
TtNa3_02TC	3,06	23	2,5E-5	12
TtNa3_03TC	2,26	23	2,5E-5	4
TtNa3_05TC	1,64	23	2,5E-5	1
TtNa3_06TC	3,05	23	2,5E-5	15
TtNa3_07TC	3,05	23	2,5E-5	7
TtNa3_08TC	0,51	23	2,5E-5	0
TtNa3_09TC	1,25	23	2,5E-5	4
TtNa3_11TC	3,06	23	2,5E-5	15
TtNa3_12TC	0,46	23	2,5E-5	0
TtNa3_14TC	0,51	23	2,5E-5	0
TtNa3_15TC	3,06	23	2,5E-5	12
TtNa3_16TC	1,25	23	2,5E-5	1
IfG373_H1	2,35	23	2,5E-5	4
IfG373_H2	1,50	23	2,5E-5	2
IfG373_H3	1,13	23	2,5E-5	1
IfG373_H4	2,51	23	2,5E-5	12
IfG373_H5	1,16	23	2,5E-5	0,5
IfG373_H6	2,57	23	2,5E-5	20
IfG373_H7	2,56	23	2,5E-5	7
<b><i>IfG373_M6</i></b>	<b><i>0,43</i></b>	<b><i>25</i></b>	<b><i>2,5E-4</i></b>	<b><i>7</i></b>
<b><i>IfG373_M7</i></b>	<b><i>0,32</i></b>	<b><i>25</i></b>	<b><i>2,5E-4</i></b>	<b><i>0,5</i></b>
<b><i>IfG373_M9</i></b>	<b><i>0,43</i></b>	<b><i>25</i></b>	<b><i>2,5E-4</i></b>	<b><i>2</i></b>

Tab. 5 Bei Projektbeginn vorliegende („TtNa3\_...“) und im Projekt durchgeführte („IfG373\_...“) **Laborfestigkeitsversuche** des IfG mit Steinsalz der Grube Angersdorf und zwei axialen Verformungsraten von **2,5E-4 1/s** und **2,5E-5 1/s**.

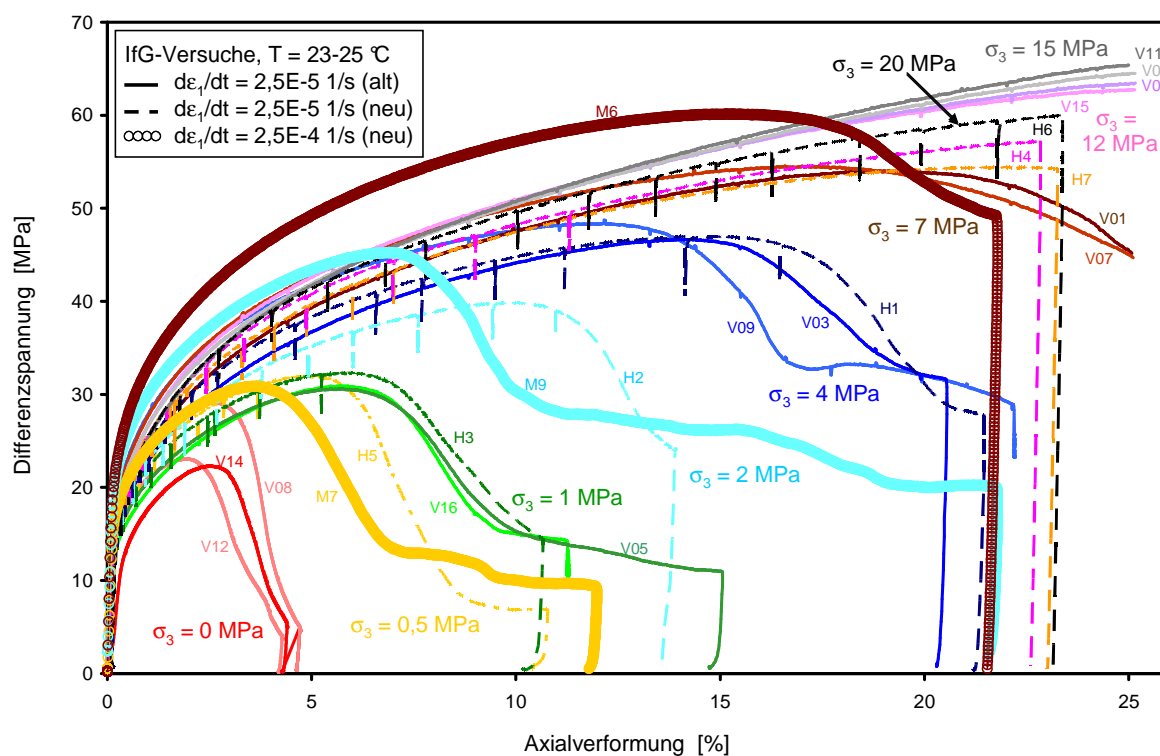


Abb. 4 Festigkeitsversuche des IfG mit Verformungsraten von  $2,5E-4$  1/s und  $2,5E-5$  1/s mit Steinsalz der Grube Angersdorf, siehe Tab. 5.

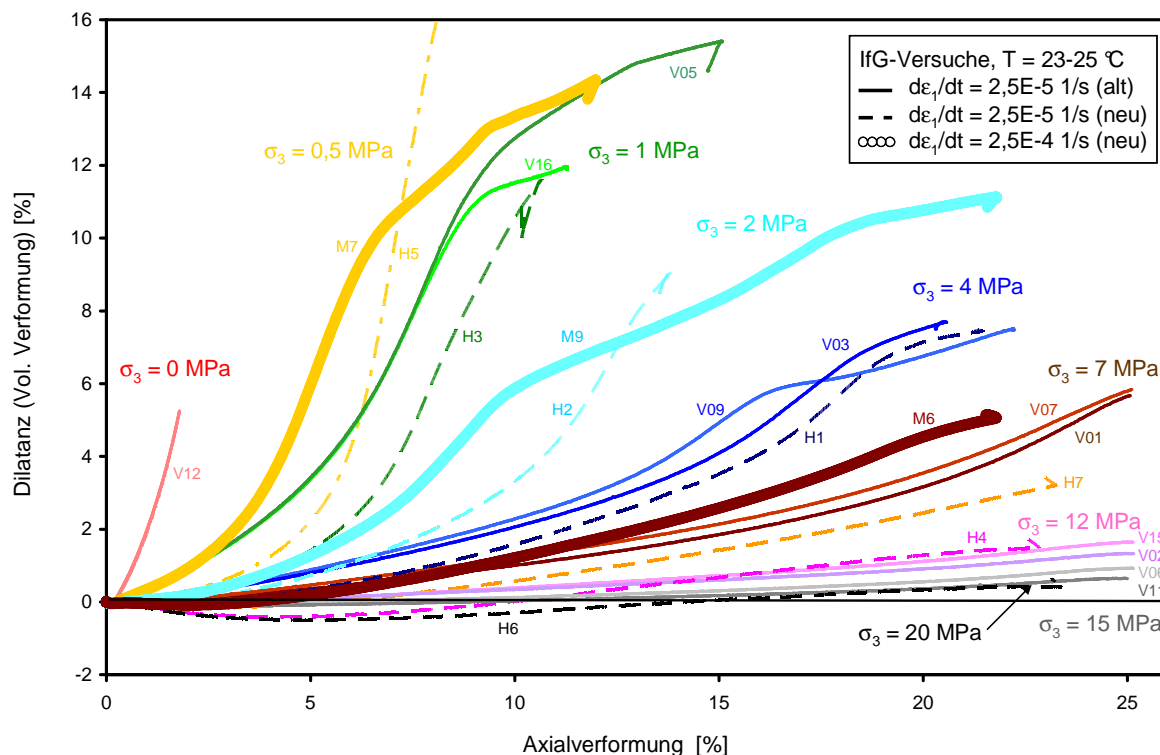


Abb. 5 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen mit Verformungsraten von  $2,5E-4$  1/s und  $2,5E-5$  1/s aus Abb. 4.

Probennummer	Dauer [h]	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
TUC373-1-1	15,16	30	2,5E-6	1
TUC373-1-2	38,55	30	2,5E-6	2
TUC373-1-3	29,01	30	2,5E-6	5
TUC373-1-4	44,44	30	2,5E-6	12
TUC373-1-5	11,00	30	2,5E-6	0,5
TUC373-1-6	8,89	30	2,5E-6	0,2
TUC373-1-7	16,66	30	2,5E-6	1

Tab. 6 Im Projekt durchgeführte **Laborfestigkeitsversuche** der TUC mit Steinsalz der Grube Angersdorf, die mit einer axialen Verformungsrate von **2,5E-6 1/s** durchgeführt wurden. Die Proben 1-1 bis 1-6 waren bei 30 °C mit 60 MPa 6 Stunden lang hydrostatisch vorkompaktiert worden, bei Probe 1-7 lauteten die Bedingungen 30 °C, 25 MPa und 1 Tag.

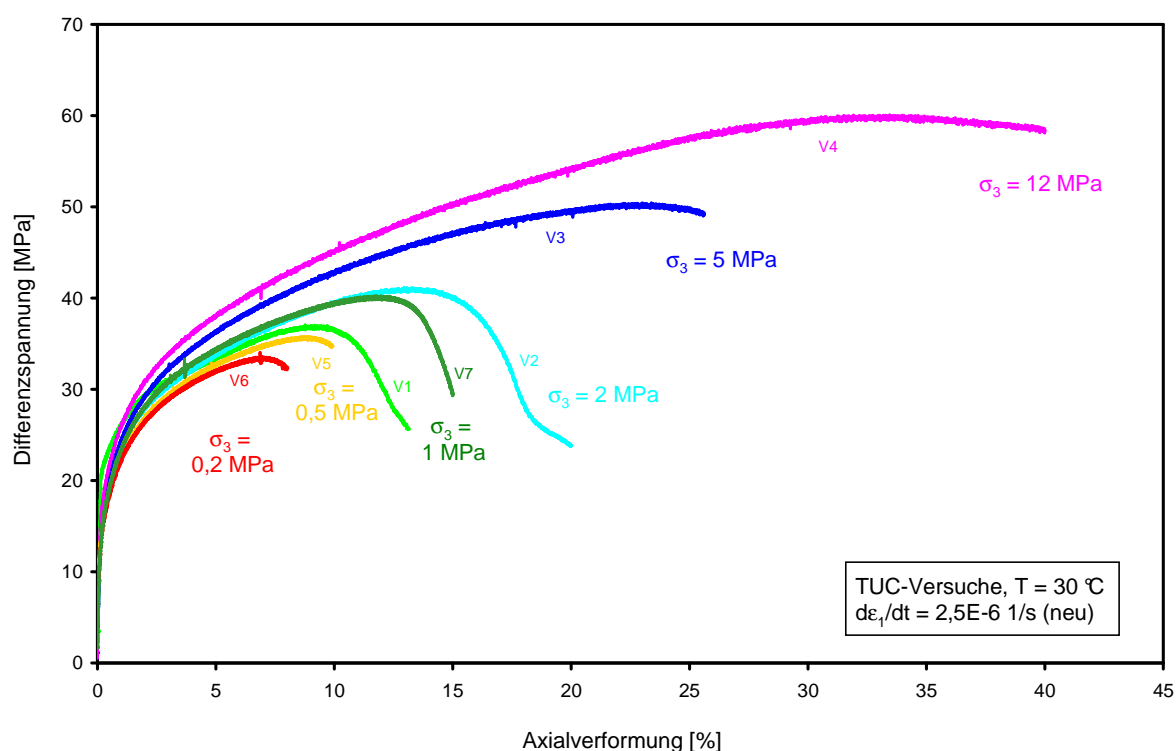


Abb. 6 Festigkeitsversuche der TUC mit einer Verformungsrate von  $2,5E-6$  1/s mit Steinsalz der Grube Angersdorf, siehe Tab. 6.

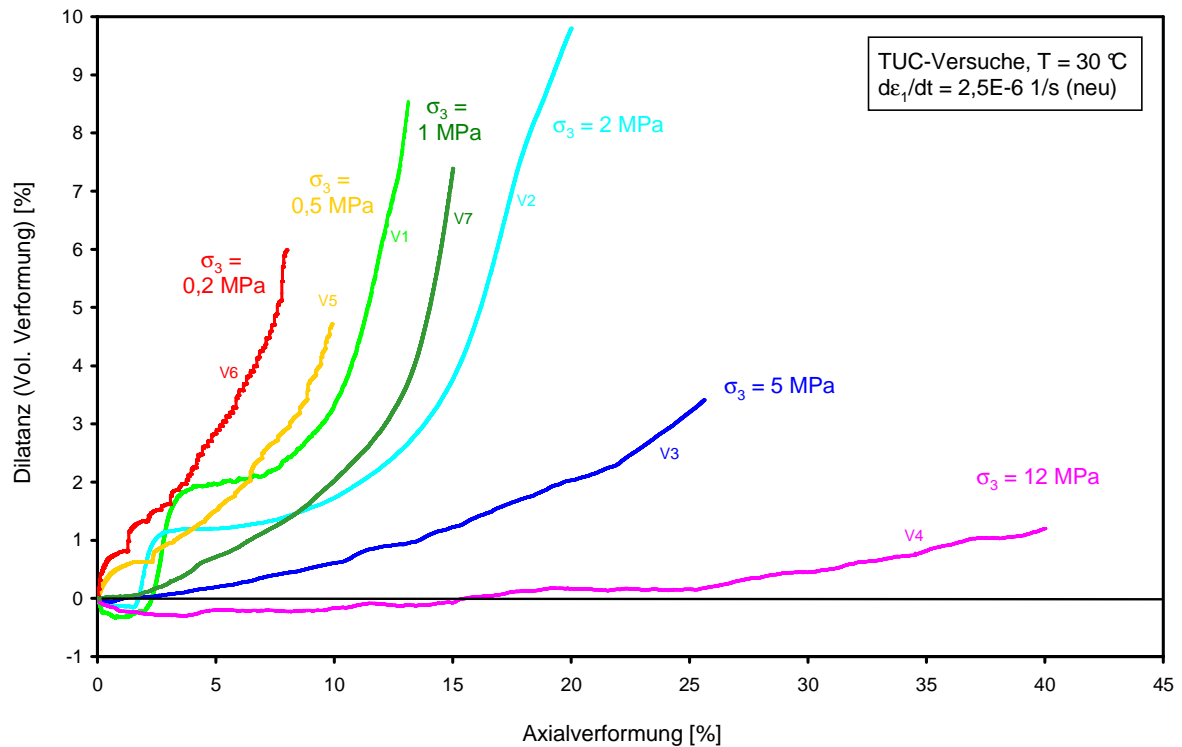


Abb. 7 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen mit einer Verformungsrate von  $2,5E-6$  1/s aus Abb. 6.

Weitere Informationen zu den Laborversuchen des IfG und der TUC werden in den Einzelberichten dieser Partner gegeben.

Die Auswahl der Grube Angersdorf als Berechnungsgegenstand in diesem zweiten Verbundprojekt, deren 3D-Modellierung sowie die zu Projektbeginn vorliegenden Messungen zur Tagesoberflächenabsenkung über der Grube und die im Projekt vom IfG durchgeführten untertägigen In-situ-Messungen werden in Kap. 5 beschrieben. Auch hierzu finden sich ausführlichere Informationen im Einzelbericht des IfG, in dem auch die Bergbaugeschichte der Grube dargestellt wird.

## 3 Verformungsphänomene und Darstellung der Stoffmodelle

### 3.1 Verformungsphänomene

Das mechanische Verhalten von Steinsalz ist wie bei anderen polykristallinen Festkörpern (Metallen, Legierungen) abhängig von den Kristalleigenschaften und vom Korngrenzenverhalten. Irreversible (bleibende) Verformungen entstehen zum einen innerhalb der Körner durch Versetzungen, die sich in einem Gleitsystem, d. h. auf Gleitebenen in Gleitrichtung, bewegen. Aus energetischen Gründen bestehen die Gleitebenen bevorzugt aus dichtest besetzten Gitterebenen, auf denen die beiderseitigen Gitterbereiche sukzessive gegeneinander abgleiten [KLEBERT ET AL., 1968]. Zum anderen können Verschiebungen entlang von Korngrenzen erfolgen. In welchem Umfang das mechanische Verhalten mehr durch Prozesse im Korninneren (intrakristallin) oder zwischen den Körnern (interkristallin) bestimmt wird, ist stark von der wirkenden Spannung, der Temperatur und der Korngröße abhängig.

Grundsätzlich enthält die gemessene Deformation eines Festkörpers einen elastischen, einen thermischen und einen inelastischen (viskosen und plastischen, s. u.) Verformungsanteil. Die daraus resultierende Gesamtdeformation  $\varepsilon$  ergibt sich aus der Addition der einzelnen Verformungskomponenten:

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{el}} + \varepsilon^{\text{th}} + \varepsilon^{\text{inel}} \quad (1)$$

Bei gleich bleibender Temperatur verschwindet die thermische Verformungskomponente  $\varepsilon^{\text{th}}$ , so dass sich die Gesamtverformung aus elastisch-reversiblen und inelastisch-irreversiblen Anteilen zusammensetzt.

Charakteristisch für Salzgesteine ist ihre Fähigkeit zu kriechen, d. h. sich unter Belastung signifikant zeitabhängig inelastisch-irreversibel zu verformen. Dabei treten volumenkonstante „viskose“ Verformungen auf, die aus dem Kriechen des ungeschädigten Salzes resultieren, und schädigungsinduzierte „plastische“ Verformungen, die durch eine Volumenzunahme (Dilatanz) gekennzeichnet sind. Das bedeutet, dass in Analogie zu nicht kriechfähigen Gesteinen in der Regel nur die schädigungs- und bruchbeeinflusste Verformung im Steinsalz als „*plastisch*“ bezeichnet wird, obwohl streng genommen (physikalisch) natürlich auch das Kriechen des kompakten, ungeschädigten Steinsalzes ein plastischer Verformungsvorgang ist.

$$\varepsilon^{\text{inel}} = \varepsilon^{\text{vis}} + \varepsilon^{\text{pl}} \quad (2)$$

In der Praxis lassen sich oberhalb der Dilatanzgrenze diese „*plastischen*“ und aus dem Kriechen resultierenden „*viskosen*“ Deformationsanteile nicht eindeutig trennen. Die inelastischen Deformationsanteile werden deshalb zur „*visko-plastischen*“ Deformation zusammengefasst, so dass sich die Gesamtverformung  $\varepsilon$  dann aus einem elastischen Verformungsanteil  $\varepsilon^{\text{el}}$  und einem visko-plastischen  $\varepsilon^{\text{vp}}$  zusammensetzt [LUX, 1984].

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{el}} + \varepsilon^{\text{vp}} \quad (3)$$

Abb. 8 zeigt das typische Verhalten eines Steinsalzprüfkörpers im verformungsgeregelten Festigkeitsversuch. Bei diesem Versuchsregime wird der Prüfkörper mit einer konstanten Verschiebungsrate gestaucht und die dabei eingetragene Prüfkörperspannung gemessen.

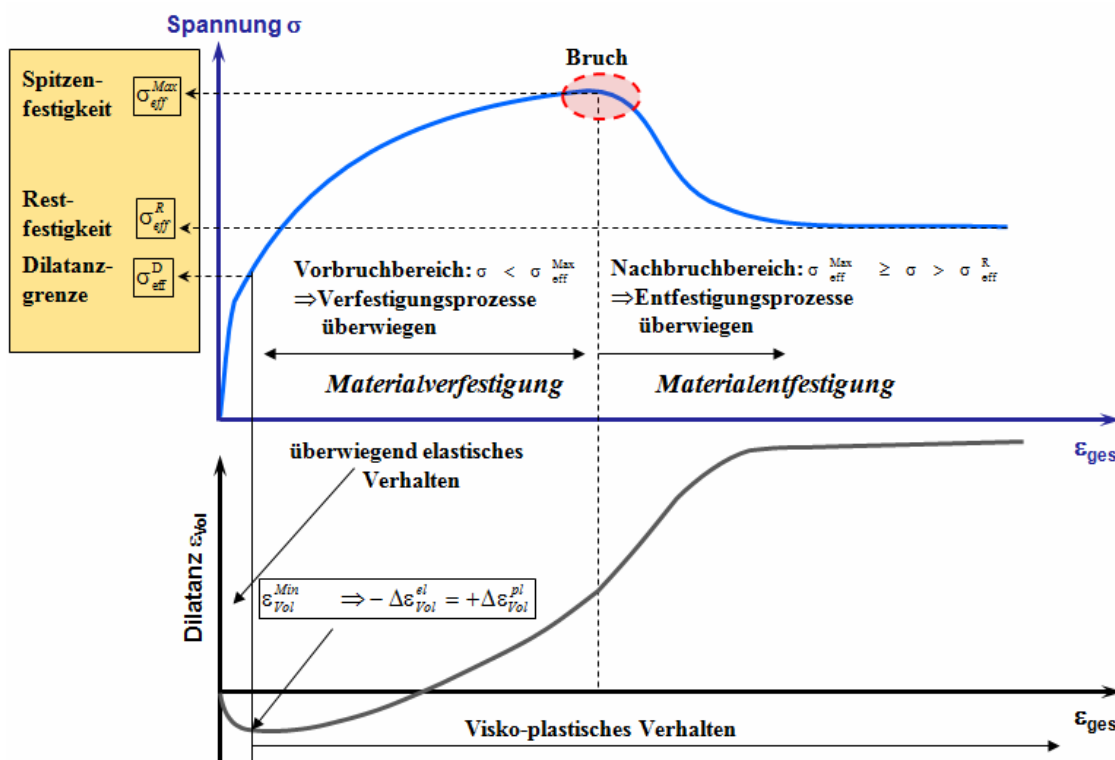


Abb. 8 Charakteristisches Spannungs-, Verformungs- und Dilatanzverhalten von Steinsalz im Festigkeitsversuch [aus: GÜNTHER, 2009]

Im unteren Spannungsbereich dominiert bei schnell ablaufender Belastung elastisches Verhalten (Abb. 8), da die Versetzungen aufgrund der geringen treibenden Kraft kaum aktiviert werden und nicht schnell genug folgen können. Die reversible, elastische Verformung resultiert aus einer Deformation des Kristallgitters, bei der die Gitteratome zwar verschoben, die Bindungen zwischen den Atomen aber intakt bleiben. Die induzierte Verformung erfolgt instantan mit der Belastung und ist vollständig reversibel, da sich das Gitter bei Entlastung umgehend rückverformt.

Mit steigender Belastung wächst der Anteil nicht reversibler, inelastischer (visko-plastischer) Verformung an der Gesamtverformung (Abb. 8). Verformungen, die vor dem Erreichen der Spitzfestigkeit (Bruch) eintreten, werden auch als duktil bezeichnet, wobei die Duktilität von der Kriech- bzw. Fließfähigkeit des Salzgesteins, also der „Viskosität“, abhängt. Im duktilen Vorbruchbereich wächst die Spannung mit fortschreitender Verformung zunächst noch weiter an, bevor der Bruch eintritt. Grund dafür sind Veränderungen der kristallinen Mikrostruktur, die mit zunehmender Deformation zu einer Verfestigung des Materials führen (siehe unten).

Oberhalb der Dilatanzgrenze kommt es mit der plastischen Deformation zu einer Volumenzunahme (Dilatanz), die durch das Entstehen und Öffnen von Mikrorissen (Schädigung) verursacht wird. Der Punkt, in dem die plastische Volumenzunahme  $+\Delta\varepsilon_{Vol}^{pl}$  und die – in erster Linie elastische – Volumenkompression  $-\Delta\varepsilon_{Vol}^{el}$  gleich groß sind (Minimum der Dilatanzkurve), kennzeichnet den Übergang vom elastischen und Kriechverhalten des kompakten Steinsalzes zum dilatanten Bereich, und der dort wirkende Spannungszustand wird als Dilatanzgrenze  $\sigma_{eff}^D$  bezeichnet (Abb. 8).

Die Schädigung wirkt der Verfestigung entgegen, wirkt also „entfestigend“. Das bedeutet, dass die Spannung in Abb. 8 ab dem Überschreiten der Dilatanzgrenze weniger stark zunimmt, als sie es ohne Schädigung tun würde. Der Bruchpunkt bzw. die Spitzenfestigkeit wird erreicht, wenn sich die Verfestigungs- und Schädigungswirkung gegenseitig aufheben. Im Bereich der Spitzenfestigkeit  $\sigma_{\text{eff}}^{\text{Max}}$  ist der Anstieg der Festigkeitskurve Null (ideale Plastizität).

Im Nachbruchbereich kommt es zu einem Spannungsabfall infolge progressiver Materialentfestigung, die mit einem überproportionalen Anstieg der Volumenzunahme verbunden ist. Im Bruch- und Nachbruchbereich brechen in einer Bruchzone die Bindungen transkristallin und/oder zwischen den Körnern auf, so dass die Verformung zunehmend von Entfestigungsprozessen, die sich entlang makroskopischer Bruch- und Scherflächen entwickeln, bestimmt wird. Die messbare Materialfestigkeit reduziert sich im Nachbruchbereich bis zum Erreichen der Restfestigkeit  $\sigma_{\text{eff}}^{\text{R}}$ , die aus den Eigenschaften des entfestigten Materials resultiert (Abb. 8).

Dilatanzgrenze sowie Spitzen- und Restfestigkeit sind keine konstanten Größen, sondern sie sind abhängig von der minimalen Hauptnormalspannung  $\sigma_3$ , die im Festigkeitsversuch dem Manteldruck entspricht.

Das Festigkeitsverhalten ist aber auch von der Stauchungsrate abhängig, mit der die Versuche durchgeführt werden. Dieser Zusammenhang wird in Abb. 9 deutlich, in der drei Spannungs-Verformungs-Kennlinien dargestellt sind, die das geschwindigkeitsabhängige Festigkeitsverhalten für drei unterschiedliche Verformungsgeschwindigkeiten im Triaxialversuch bei einem Manteldruck von  $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$  zeigen.

Prinzipiell spielt im verformungsgeregelten Festigkeitsversuch im Labor mit gegenüber In-situ-Verhältnissen meist relativ hoher Verformungsrate und kurzen Versuchszeiten der Erholungsmechanismus aufgrund von Versetzungsannihilationen und Kletter- und Quergleitprozessen eine untergeordnete Rolle. Das Spannungs-Verformungsverhalten resultiert dann überwiegend aus dem Zusammenwirken von Verfestigungs- und Schädigungsprozessen.

Mit abnehmender Verformungsrate bzw. bei längeren Standzeiten gewinnen zunächst Relaxationsprozesse und später die Erholungsvorgänge zunehmend an Bedeutung. Bei der Relaxation erfolgt aufgrund innerer Spannungen ein Rückkriechen aufgestauter Versetzungen. Bei der Erholung werden beispielsweise blockierte Versetzungen durch Klettern und Quergleiten wieder aktiviert oder Versetzungen unterschiedlichen Vorzeichens können sich gegenseitig auslöschen (annihilieren), wodurch die Verformbarkeit bzw. die Kriechfähigkeit wieder zunimmt. Entscheidend ist dabei, dass die Relaxation und Erholung selbst keine Schädigung verursachen, sondern zum Abbau innerer lokaler Spannungen im Material beitragen und somit dem Entstehen von Mikrorissen ursächlich entgegenwirken.

Mit abnehmender Verformungsrate werden bei gleicher Gesamtverformung also weniger Mikrorisse akkumuliert, woraus größere Gesamtverformungen bzw. längere Standzeiten resultieren, bevor der Bruch entsteht. Erreicht die Mikrorissdichte aber ein kritisches Maß, tritt der Bruch bei einer geringeren Belastung (Spannung) ein als im zügigen Festigkeitsversuch. Ausschlaggebend für die Festigkeit von Salzgesteinen ist somit neben dem Spannungs- und Deformations- auch der Schädigungszustand.

In der Salzmechanik wird deshalb häufig zwischen höheren Kurzzeitfestigkeiten, die bei großen Verformungsgeschwindigkeiten erreicht werden, und geringeren Langzeitfestigkeiten bei geringeren Verformungsraten, bei deren Erreichen schließlich ein „Kriechbruch“ eintritt, unterschieden.



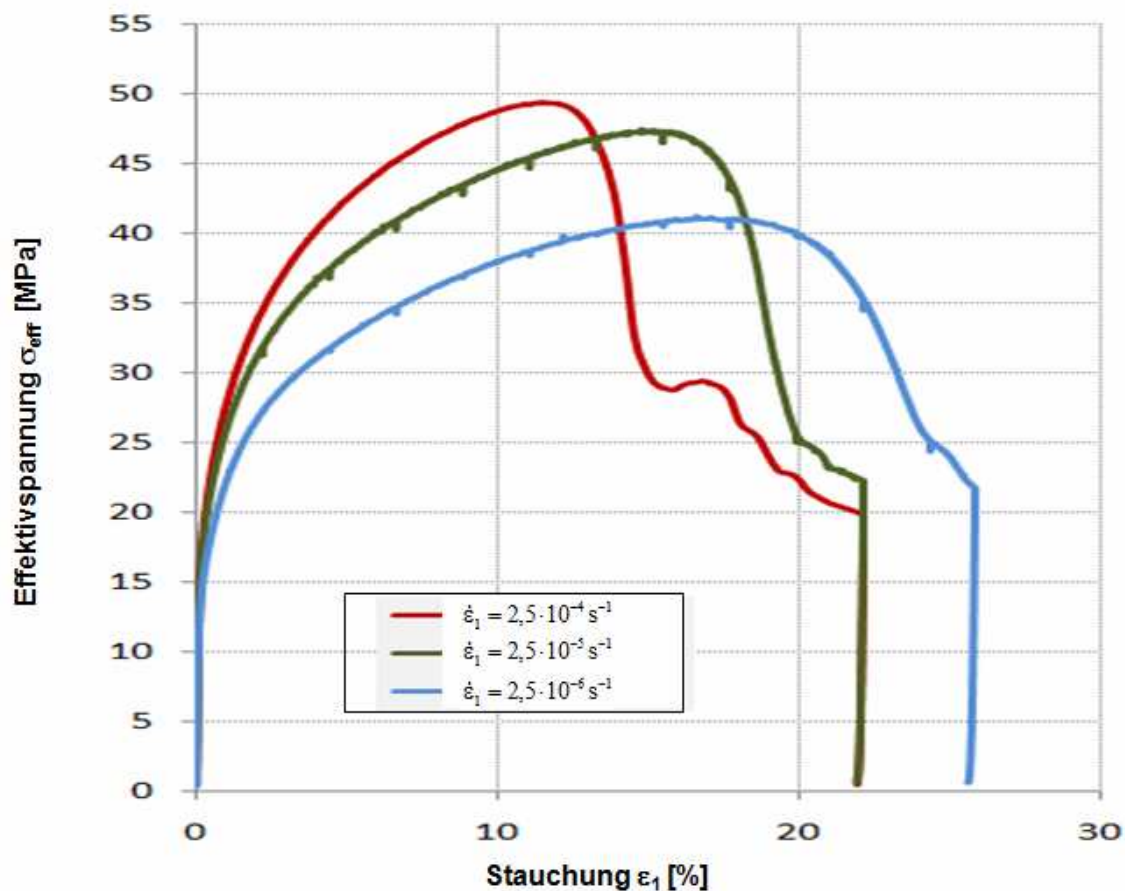


Abb. 9 Triaxiale Festigkeitsversuche an Steinsalz (Sondershausen) bei unterschiedlichen Stauchungsraten (Manteldruck  $\sigma_3 = 2,5$  MPa)

Um den Einfluss der geschwindigkeits- bzw. standzeitabhängigen Festigkeit auf die Dimensionierung von Pfeilern im Gewinnungsbergbau zu berücksichtigen, wurde von Menzel und Schreiner auf der Basis von Laboruntersuchungen und In-situ-Messungen ein auf der Verformungsarbeit basierender rheologischer Sicherheitskoeffizient eingeführt, der die zu erwartende Standzeit in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad der Kurzzeitfestigkeit beschreibt [MENZEL & SCHREINER, 1977]. Ein ähnliches Konzept wird gegenwärtig auch im Stoffmodell des IUB Hannover verwendet.

Im Kriechversuch unter konstanten Spannungsbedingungen (Abb. 10) zeigt sich, dass das Kriechen im Allgemeinen in folgende drei Kriechphasen unterteilt werden kann:

- I primäres Kriechen – auch als transientes (instationäres) bzw. Übergangskriechen bezeichnet,
- II sekundäres bzw. stationäres Kriechen und
- III tertiäres, beschleunigtes Kriechen, das schließlich zum Kriechbruch führt.

Diese drei Kriechphasen sind eng miteinander verknüpft und gehen im Ergebnis intrakristalliner Verformungsprozesse ineinander über.

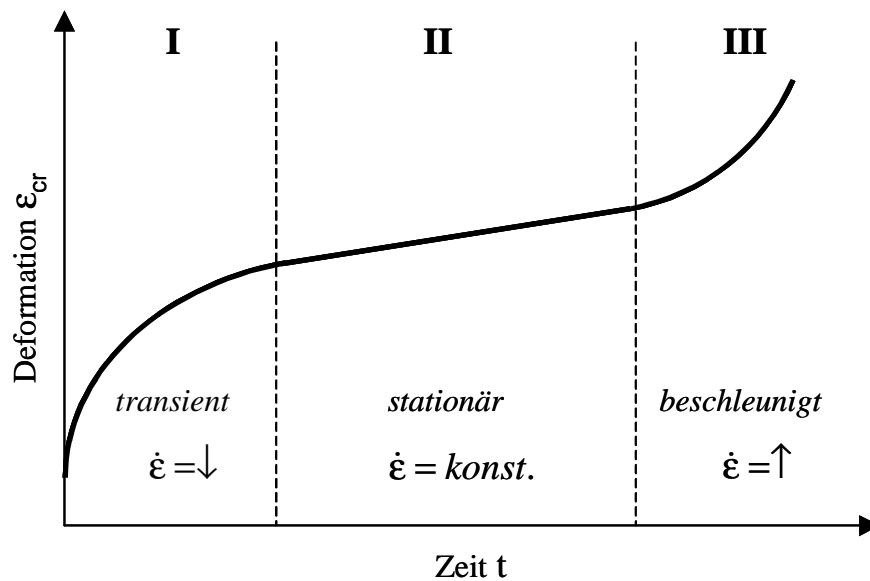


Abb. 10 Kriechversuch mit drei Kriechphasen

Das primäre Kriechen ist nach einer Spannungserhöhung durch große Verformungsraten gekennzeichnet, die mit fortschreitender Deformation rasch kleiner werden. Bestimmend für primäres Kriechen sind sich innerhalb der Gitterstruktur des Salzkristalls bewegendes Versetzungen. Mit wachsender Deformation steigt die Versetzungsdichte, d. h. es werden ständig neue mobile Versetzungen erzeugt. Da Versetzungen vor Hindernissen aufstauen (*pile up*) und sich gegenseitig behindern, entsteht mit wachsender Versetzungsdichte ein zunehmender Widerstand gegen die Verformung, die „Verfestigung“ genannt wird. Im Festigkeitsversuch wird dann zur Erhaltung einer konstanten Verformungsrate eine immer größere Kraft benötigt, so dass die Spannung ansteigt, siehe Abb. 8. Im Kriechversuch mit gleich bleibender Belastung sinkt in der transienten Kriechphase die Verformungsrate ab, siehe Abb. 10.

Dieser mit der Verformung wachsenden Verfestigung wirkt die „Erholung“ entgegen, die aus der Vernichtung (Annihilation) vorhandener Versetzungen und aus der Quergleitung und dem Klettern von Versetzungen zum Umlaufen von Hindernissen besteht. Aus der Überlagerung beider Mechanismen entwickelt sich allmählich das stationäre Kriechen. Dieses wird erreicht, wenn Verfestigung und Erholung gleich groß werden. In dieser Kriechphase nehmen u. a. die Versetzungsdichte, der Verformungswiderstand und deshalb auch die Kriechrate konstante Werte an, siehe Abb. 10 [BLUM, 1978].

Oberhalb der Dilatanzgrenze wachsen Dilatanz und Schädigung an. Sie bewirken eine zunehmende Entfestigung des Materials, die sich in einer wieder ansteigenden Kriechrate zeigt [HUNSCH & SCHULZE, 2005]. Diese tertiäre Phase der Verformungskurve in Abb. 10 führt schließlich zum Kriechbruch, der eintritt, wenn sich die Mikrorisse in einer Bruchzone zu einem durchgehenden makroskopischen Bruch vereinen.

Im Nachbruchbereich überwiegt die Entfestigung aufgrund der massiven Schädigung die Verfestigung, so dass im Festigkeitsversuch (Abb. 8) die Spannung, d. h. die Tragfähigkeit des Materials, stark absinkt. Bei zügiger Belastung und/oder bei geringer minimaler Druckeinspannung kann auch im Steinsalz ein vollständiger Tragfähigkeitsverlust eintreten. Bei Vorhandensein einer Druckeinspannung können aber auch Verheilungsprozesse wirksam werden, die langfristig der Schädigung und somit der Materialentfestigung entgegen wirken. Da unterhalb der Dilatanzgrenze keine weitere Schädigung mehr stattfindet,

kann man davon ausgehen, dass für langzeitige Prozesse Restfestigkeits- und Dilatanzgrenze annähernd gleich sind.

### 3.2 Schädigung, Dilatanz und Dilatanzgrenzen

Mikrorisse sind Schädigungen der Mikrostruktur, die bereits von vornherein im Material vorhanden sein können oder sich mit der visko-plastischen Verformung entwickeln. Aus der Metallkunde ist bekannt, dass lokale Spannungen aufgrund von Verzerrungen des Kristallgitters im Bereich aufgestauter Versetzungen Mikrorisse verursachen können [KLEBERT ET AL., 1968]. Das bedeutet, dass die Schädigungsentwicklung ursächlich mit dem intrakristallinen Verfestigungsprozess verbunden ist (Abb. 11) [GÜNTHER, 2009].

Entsprechend der Bruchtheorie von Griffith entsteht das makroskopische Festigkeitsversagen aus solchen Mikrorissen, indem ab einer bestimmten Risslänge die Rissentwicklung spontan weiterläuft und sich so diskrete Bruchflächen ausbilden. Dabei spielen wiederum Versetzungen eine wichtige Rolle. Je beweglicher die Versetzungen sind, desto leichter können sie die an der Rissspitze konzentrierten Spannungen zügig durch Verformung abbauen, wodurch die Rissausbreitung behindert wird. Dabei entstehen neue Versetzungen, die ein Abrunden der Rissspitze bewirken. Mit wachsender Versetzungsdichte bzw. Verfestigung werden die Versetzungen aber zunehmend unbeweglicher (siehe oben), wodurch die in der Umgebung der Rissspitze konzentrierten Spannungen immer schlechter umgelagert werden können – das Material versprödet lokal. Überschreiten diese lokalen Spannungen an der Rissspitze ein kritisches Niveau, breitet sich der Mikroriss spontan weiter aus.

In Salzgesteinen bewirkt eine Öffnung von Mikrorissen, Poren und Korngrenzen eine Volumenzunahme. Die Messgröße, die die makroskopische Volumenzunahme eines Prüfkörpers im Versuch bzw. des Gesamtvolumens eines Gesteinselementes beschreibt, wird als Dilatanz  $\epsilon_{\text{Vol}}$  oder auch Volumendilatanz bezeichnet.

$$\epsilon_{\text{Vol}} = \frac{\Delta V}{V} \quad (4)$$

Im Vergleich zu beispielsweise Metallen ist das Dilatanzverhalten von Steinsalz wesentlich ausgeprägter. Als eine mögliche Begründung dafür gibt Weidinger die gegenüber Metallen

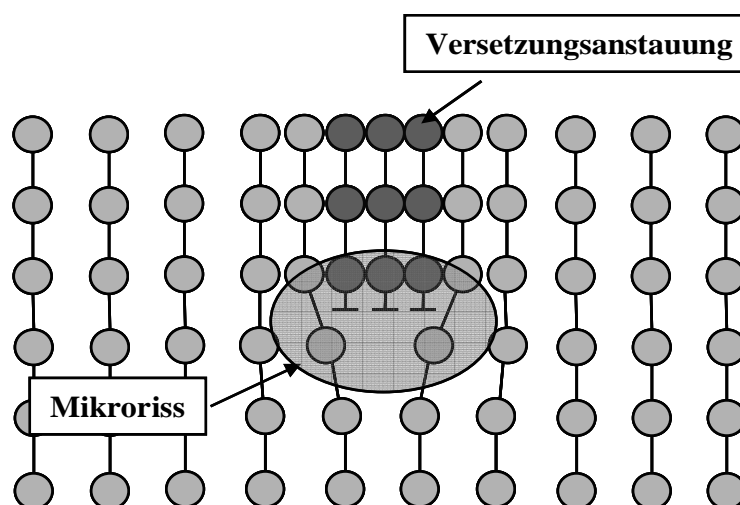


Abb. 11 Mikrorissentstehung im Bereich aufgestauter Versetzungen (prinzipielle Darstellung aus [GÜNTHER, 2009])

deutlich geringere Zugfestigkeit von Steinsalz an [WEIDINGER, 1998], wodurch in Bereichen mit lokalen Zugspannungen im Steinsalz leichter Risse entstehen können als in metallischen Werkstoffen. Zusätzlich ist auch von einer mit der Verformung einhergehenden sukzessiven Auflockerung und Entfestigung entlang der Korngrenzen auszugehen, die ebenfalls zur Dilatanz beitragen.

Das bedeutet, dass die makroskopische, im Versuch gemessene Volumendilatanz aus unterschiedlichen Schädigungsprozessen resultiert, die im Korninneren, aber auch entlang der Korngrenzen im Zuge fortschreitender Verformung bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze wirksam werden. Die Dilatanz kann deshalb auch als ein integrales Maß für den Schädigungs- und/oder Festigkeits- bzw. Entfestigungszustand aufgefasst werden.

Die Schädigung  $D$  ist in der Regel als eine isotrope Zustandsgröße definiert, die den Anteil  $A^d$  der geschädigten Querschnittsfläche bezogen auf die gesamte Querschnittsfläche  $A$  eines Gebirgselementes beschreibt [HOU, 2007]:

$$D = \frac{A - A^0}{A} = \frac{A^d}{A} \quad (5)$$

Nach KACHANOV (1986) fließt die von außen auf einem Gebirgselement einwirkende Kraft  $F$  durch den nicht geschädigten Flächenanteil  $A^0$ . Der geschädigte Flächenanteil  $A^d$  leistet dagegen keinen Beitrag zum Lastabtrag. Da der Kraftfluss konstant ist, steigt die Spannung in den ungeschädigten Bereichen an, woraus eine Beschleunigung der Kriechrate resultiert. Die schädigungsinduzierte Spannungszunahme ergibt sich aus der allgemein bekannten Spannungsdefinition, wobei aber die Kraft  $F$  auf die durch die Schädigung reduzierte, nicht geschädigte Querschnittsfläche  $A^0$  bezogen ist:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{A^0} = \frac{F}{A - A^d} = \frac{F}{A(1 - D)} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (6)$$

Die Schädigung bewirkt auch eine Änderung des Elastizitätsverhaltens, die durch Gleichung (7) beschrieben wird:

$$D = \frac{E_0 - E_{\text{dyn}}^d}{E_0} \quad (7)$$

Dabei ist  $E_0$  der dynamische Elastizitätsmodul im ungeschädigten Zustand und  $E_{\text{dyn}}^d$  der dynamische E-Modul des geschädigten Materials. Für die Bestimmung des dynamischen E-Moduls werden die Ultraschallwellengeschwindigkeiten der Longitudinalwellen  $v_p$  (Druckwellen, P-Wellen) und Scherwellen  $v_s$  (S-Wellen) während eines Versuches kontinuierlich gemessen. Dabei zeigt sich, dass die aus der Schädigung resultierende Dilatanz  $\varepsilon_{\text{Vol}}$  eine Reduzierung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten  $v_p$  und  $v_s$  bewirkt [POPP, 2002, HUNSCHKE & SCHULZE, 2005]. Der zwischen diesen Größen bestehende Zusammenhang wird durch Gleichung (8) beschrieben, mit der die Schädigung  $D$  aus den entsprechenden Versuchsdaten berechnet werden kann [HOU, 2007].

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{\text{Vol}}} \cdot \left( \frac{v_p}{v_{p,0}} \right) = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{\text{Vol}}} \cdot \left( \frac{v_s}{v_{s,0}} \right) \quad (8)$$

mit:  $v_{p,0}, v_{s,0}$ : max. Schallwellengeschwindigkeit der P-/S-Wellen (ungeschädigt),

$v_p, v_s$ : Schallwellengeschwindigkeit der P-/S-Wellen unter Schädigungseinfluss.

Solange im Vorbruchbereich die Gefügeschädigung gering ist, ändern sich die Ultraschallwellengeschwindigkeiten kaum und die Dilatanz ist klein. Aus Gleichung ( 8 ) folgt dann, dass die Dilatanz  $\epsilon_{Vol}$  und die Schädigung  $D$  näherungsweise gleich sind:

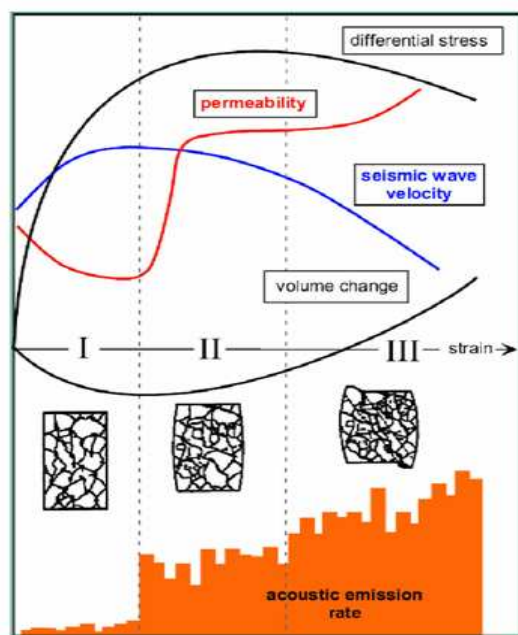
$$D = 1 - \frac{1}{1 - \epsilon_{Vol}} \approx -\epsilon_{Vol} \quad \text{mit} \quad \frac{v_P}{v_{P,0}} = \frac{v_S}{v_{S,0}} \approx 1 \quad \text{und} \quad |\epsilon_{Vol}| \ll 1 \quad (9)$$

Wie bereits erläutert, wird der Spannungszustand, bei dem das Einsetzen von Dilatanz im Festigkeitsversuch gemessen wird, als Dilatanzgrenze  $\sigma_{eff}^{Dil}$  bezeichnet (Abb. 8). Tatsächlich ist dieser Punkt aber nicht einfach festzulegen, da die elastische Volumenkompression und die plastische Volumendilatanz parallel verlaufende und sich gegenseitig überlagernde Prozesse sind. Im Minimum der Dilatanzkurve ist das Dekrement der elastischen Volumenkompression identisch mit dem Inkrement der plastischen Volumendilatanz. Daraus folgt, dass die plastische Volumendilatanz bereits einsetzt, bevor sich im Dilatanzverlauf das Minimum einstellt.

In Abhängigkeit von der Untersuchungsmethode zur Bestimmung von Dilatanz bzw. Schädigungsbestimmung erhält man unterschiedliche Spannungswerte, die das Einsetzen der Schädigung bzw. der Dilatanz markieren (Abb. 12). So zeigt sich beispielsweise, dass sich in triaxialen Festigkeitsversuchen, in denen parallel eine Durchschallungsmessung vorgenommen wird, infolge einsetzender Mikrorissbildung bereits vor dem Erreichen des Minimums der Dilatanzkurve die Scherwellengeschwindigkeiten  $v_s$  signifikant ändern [POPP, 2002, HUNSCH & SCHULZE, 2005]. Hunsche führt dafür den Begriff der Mikroriss- bzw. Schädigungsgrenze ein, die den Beginn der Schädigungsentwicklung kennzeichnet.

Als Dilatanzgrenze definiert er dagegen eine Fläche im Spannungsraum, bei der die volumetrische Verformungsrate Null ist. Demnach ist die Dilatanzgrenze per Definition auf das Minimum der Dilatanzkurve festgelegt.

Im triaxialen Festigkeitsversuch:



O. Schulze (2001)

Manteldruckabhängige Schädigungs- / Dilatanzgrenze (prinzipielle Darstellung, nicht standortspezifisch)

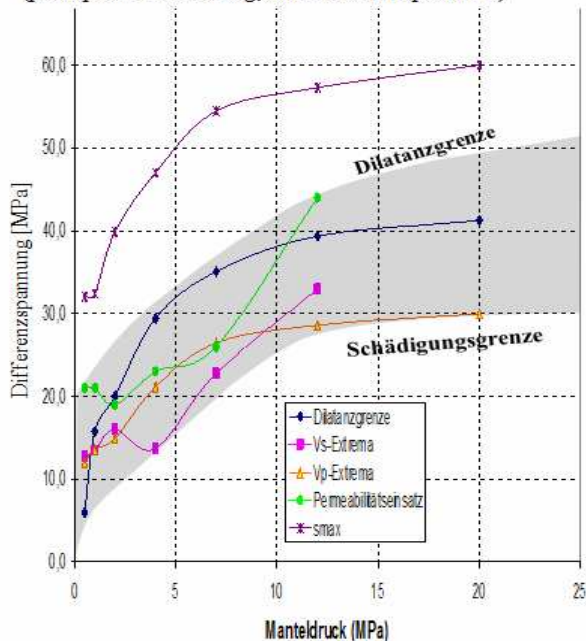


Abb. 12 Dilatanz- und Schädigungsgrenzen für verschiedene Bestimmungsmethoden

Wie experimentelle Untersuchungen gezeigt haben, setzt die Dilatanz im Bereich dieser Grenze aber nur langsam ein. Tatsächlich handelt es sich bei der Abgrenzung des kompressiblen vom dilatanten Spannungsraum eher um ein unscharf abzugrenzendes Spannungsband [HUNSCH & HAMPEL, 1999]. Daher, aber auch abhängig von der konkreten Bestimmungsmethode, werden von den einzelnen Projektpartnern unterschiedliche Dilatanzgrenzen für die jeweiligen Stoffmodelle angegeben (Abb. 13).

Aus der Darstellung in Abb. 13 wird deutlich, dass die in den Stoffmodellen implementierten Dilatanzgrenzen bei höherer minimaler Hauptspannung  $\sigma_3$  deutlich auseinander laufen. Bei  $\sigma_3 = 0$  MPa lassen sich die Dilatanzgrenzen in zwei Gruppen einteilen. Eine Gruppe, bei der die einaxiale Dilatanzfestigkeit Null ist, und eine zweite Gruppe mit einer von Null verschiedenen Festigkeit.

An der Dilatanzgrenze setzt die Mikrorissbildung ein, das Gestein enthält aber noch keine Makrorisse. Daher existieren nach Überschreitung der Dilatanzgrenze Kohäsionskräfte und mithin eine Druckfestigkeit, die größer Null ist und die mit zunehmender Verformung zunächst noch weiter zunimmt, da die Entfestigung durch Schädigung erst langsam einsetzt. Hierin unterscheidet sich die Dilatanzgrenze von der Restfestigkeitsgrenze, wo die Kohäsionskräfte in der Bruchzone weitgehend aufgehoben sind und Reibungsvorgänge das Festigkeitsverhalten im Nachbruchbereich dominieren.

Die folgenden mathematischen Formulierungen beschreiben die in Abb. 13 dargestellten Dilatanzgrenzen als Effektivspannung in funktionaler Abhängigkeit von der kleinsten Hauptnormalspannung  $\sigma_3$ .

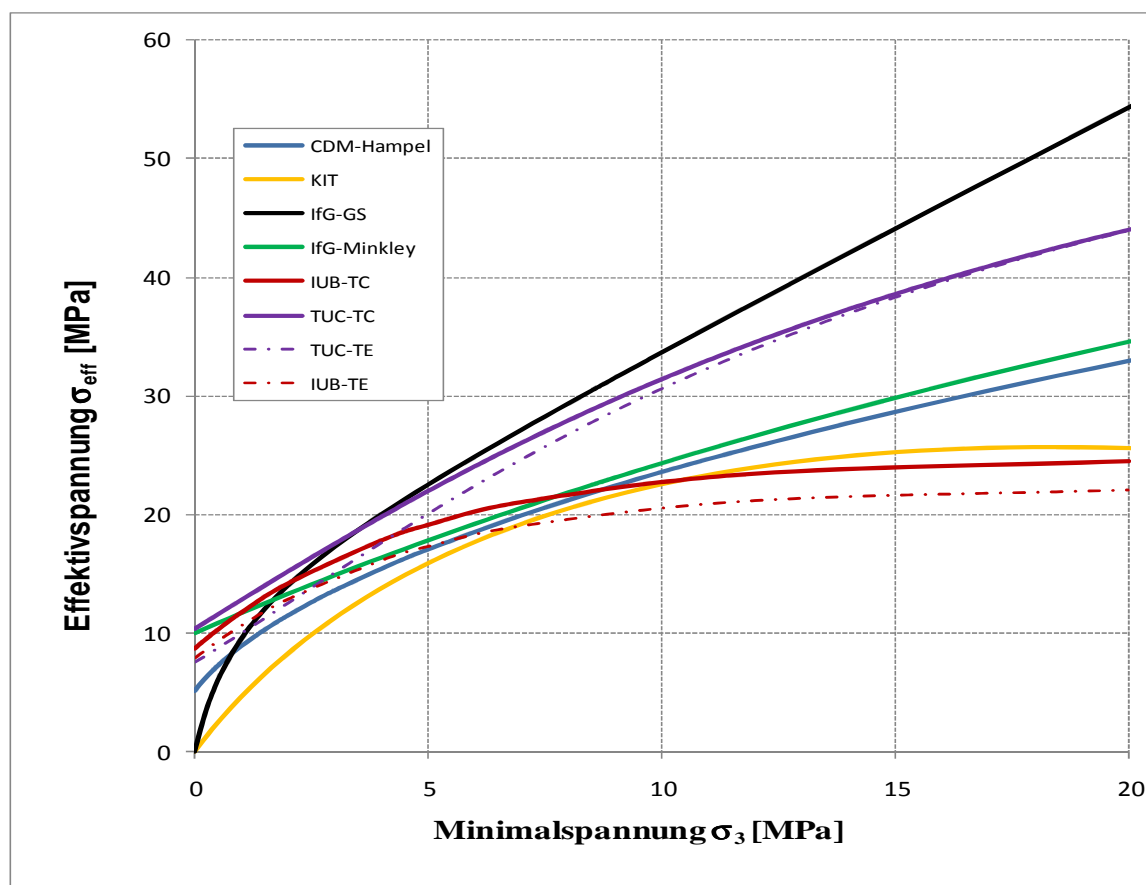


Abb. 13 Stoffmodellspezifische Dilatanzgrenzen der einzelnen Projektpartner für Leinesteinsalz der Lokation Angersdorf

**Stoffgesetz CDM – Hampel, Mainz:**

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D, AH}}(\sigma_3) = \sqrt{a_{\text{D, AH}}(\sigma_3 + b_{\text{D, AH}})} \quad ; a_{\text{D, AH}} = 53 \text{ MPa}^{-1} \quad b_{\text{D, AH}} = 0,5 \text{ MPa} \quad (10)$$

**Modell Hou/Lux – TU Clausthal (zusätzlich Abhängigkeit vom Lastwinkel  $\theta$ ):**

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}} = \beta^{\text{D}}(\sigma_3, \theta) = (1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3)) \cdot \beta(\sigma_3, \theta)$$

mit:

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \sigma_{\text{eff}}^{\text{Bruch}} = (a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)) \cdot \left( \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + a_9 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \right)^{-\exp(a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \text{und: } [-] & \quad a_4 = 0,68 \\ [\text{MPa}^{-1}] & \quad a_5 = 0,04 \quad a_8 = 0,15 \quad a_{10} = 0,25 \\ [\text{MPa}] & \quad a_6 = 65 \quad a_7 = 32,5 \quad a_9 = 1 \end{aligned}$$

**Lubby2-MDCF – IUB Hannover (zusätzlich Abhängigkeit vom Lastwinkel  $\theta$ ):**

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}} = \beta^{\text{D}}(J_{1\_neu}, \theta)$$

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}} = (\bar{\chi}_6 - \bar{\chi}_7 \cdot \exp(\bar{\chi}_8 \cdot J_{1\_neu})) \cdot \left( \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + \bar{\chi}_9 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \right)^{-\exp(\bar{\chi}_{11} \cdot J_{1\_neu})}$$

$$\text{mit: } J_{1\_neu} = J_1 + \frac{\sigma_{\text{eq}}^{\text{cr}}}{\tan \alpha} \quad \text{und} \quad \tan \alpha = \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + 1,73 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right)} \quad (12)$$

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad \Rightarrow \sigma_2 = \sigma_3 \Rightarrow \sigma_3 = \frac{J_1 - \sigma_{\text{eff}}^{\text{D}}}{3}$$

$$\bar{\chi}_6 = 24,75 \text{ MPa} \quad \bar{\chi}_7 = 16 \text{ MPa} \quad \bar{\chi}_8 = 0,07 \text{ MPa}^{-1} \quad \bar{\chi}_9 = 0,7 \quad \bar{\chi}_{11} = -0,001 \text{ MPa}^{-1}$$

**Cristescu/Hunsche – KIT, Karlsruhe:**

$$\tau_{\text{D}} = 0,899 \cdot \sigma_{\text{okt}} - 0,0167 \cdot \sigma_{\text{okt}}^2$$

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}} = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_{\text{D}}$$

$$\sigma_{\text{okt}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad \Rightarrow \sigma_2 = \sigma_3 \Rightarrow \sigma_3 = \frac{3\sigma_{\text{okt}} - \sigma_{\text{eff}}^{\text{D}}}{3} \quad (13)$$

**Modell IfG-Minkley – IfG Leipzig:**

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}}(\sigma_3) = \sigma_{\text{D}} + \sigma_3 \cdot \frac{\sigma_{\text{Max}} - \sigma_{\text{D}}}{\sigma_{\phi} + \sigma_3} \quad \sigma_{\text{D}} = 10 \text{ MPa} \quad \sigma_{\text{Max}} = 96 \text{ MPa} \quad \sigma_{\phi} = 50 \text{ MPa} \quad (14)$$

**Modell IfG Günther/Salzer – IfG Leipzig:**

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{D}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[ \frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \quad D_1 = 15 \text{ MPa} \quad D_2 = 1 \text{ MPa} \quad D_3 = 2[-] \quad (15)$$

Projekt-partner	Modell	Herangehen			Besonderheiten
		Standort-spezifisch	Minimum $\epsilon_{Vol}$ -Kurve	Interpol. TE/TC	
Hampel	CDM	Ja	Ja	Nein	
IfG	IfG-Minkley	Ja	Ja	Nein	
TUC	Hou/Lux	Ja	Ja	Ja	Berücksichtigung des Maximums der $v_p$ -Wellengeschwindigkeit
IUB	Lubby2-MDCF	Ja	Nein (Festlegung bei ca. 30% der Kurzzeitfestigkeit)	Ja	
KIT	KIT-Modell	Nein	Dilatanzgrenze für Steinsalz von Cristescu/Hunsche		
IfG	IfG-Günther/Salzer	Ja	Ja	Nein	Restfestigkeit im Festigkeitsversuch wird berücksichtigt

Tab. 7 Übersicht zur Festlegung der Dilatanzgrenze

Die Tab. 7 gibt einen kurzen Überblick über das allgemeine Herangehen der einzelnen Projektpartner an die Bestimmung der Dilatanzgrenze.

### 3.3 Vergleich der Stoffmodelle im Verbundprojekt

#### 3.3.1 Übersicht

Im Folgenden werden einige Grundlagen der Modellierung und die im Verbundvorhaben verwendeten Stoffmodelle vorgestellt. Resultierend aus den für die Kriechphasen verantwortlichen Mechanismen beinhaltet die Gesamtkriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}$  immer primäre und sekundäre Anteile ( $\dot{\epsilon}_{cr}^p$ ,  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$ ), und einen schädigungsinduzierten Anteil  $\dot{\epsilon}_{cr}^d$ , so dass für alle Stoffmodelle einheitlich gilt:

$$\dot{\epsilon}_{cr} = f(\dot{\epsilon}_{cr}^p, \dot{\epsilon}_{cr}^s, \dot{\epsilon}_{cr}^d) \quad (16)$$

Ausgangspunkt für die Beschreibung des Materialverhaltens ist der Zusammenhang zwischen dem Tensor der plastischen deviatorischen Verformungszuwächse und der deviatori-



schen Spannung, der durch die Effektivspannung  $\sigma_{\text{eff}}$  und die Rate der effektiven Kriechverformung  $\dot{\epsilon}_{\text{cr}}$  beschrieben wird.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{cr}} = \frac{3}{2} \dot{\epsilon}_{\text{cr}} \cdot \frac{S_{ij}}{\sigma_{\text{eff}}} \quad (17)$$

Für die effektive Verformung und die Effektivspannung, die auch als Vergleichsgrößen ( $\epsilon_v, \sigma_v$ ) bezeichnet werden, gelten dabei die bekannten Definitionen [BACKHAUS, 1983]:

$$\begin{aligned} \epsilon_{\text{eff}} = \epsilon_v &= \sqrt{\frac{2}{3} \sum_{ij} \epsilon_{ij}^2} \\ \sigma_{\text{eff}} = \sigma_v &= \sqrt{\frac{3}{2} \sum_{ij} S_{ij}^2} \quad \text{mit } S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \end{aligned} \quad (18)$$

Innerhalb der verschiedenen Stoffmodelle erfolgt die Verknüpfung der einzelnen Teilraten im einfachsten Fall additiv bzw. multiplikativ oder auch komplexer über innere Zustandsvariablen.

Methodisch kann dabei zwischen

- strukturbasierten,
- strukturadaptierenden,
- phänomenologischen und
- rheologischen

Stoffmodellen unterschieden werden.

Bei strukturbasierten Stoffmodellen wie dem CDM-Modell von Hampel wird das beobachtete Kriechverhalten auf Veränderungen der Verformungsmikrostruktur zurückgeführt. Über die mathematische Formulierung der Entwicklung und gegenseitigen Beeinflussung spezieller Mikrostrukturgrößen (Versetzungsdichte, Subkorngröße, Ausdehnung lokaler Spannungsüberhöhungen) wird im CDM-Modell primäres und sekundäres Kriechen beschrieben. Die Beschreibung von Dilatanz und Schädigung erfolgt auf der Basis des Kriechens, die Wirkung der Schädigung auf die Verformung, die das tertiäre Kriechen hervorruft, erfolgt im CDM zur Zeit noch phänomenologisch.

Strukturadaptierende Modelle wie das Modell IfG-GS (Günther/Salzer) beschreiben dagegen nicht explizit die Entwicklung einzelner Mikrostrukturgrößen, sondern die aus der Veränderung der Mikrostruktur resultierende makroskopische Verformung. Dabei werden einzelne Deformationsanteile bestimmten Mikrostrukturprozessen (Verfestigung, Erholung, Entfestigung durch Schädigung) zugeordnet. Die mathematische Formulierung beschreibt die Wechselwirkungen zwischen diesen makroskopischen Verformungsanteilen und deren Rückkopplung auf das Kriechen so, dass die charakteristische Art und Weise, wie die grundlegenden Mikrostrukturprozesse miteinander verknüpft sind, in der Stoffmodellformulierung widergespiegelt wird.

Phänomenologische Stoffmodelle (visko-elasto-plastisches Stoffmodell des KIT) beschreiben das beobachtete Kriechverhalten (beispielsweise im Versuch) mit Ansatzfunktionen. Die mathematische Formulierung und die Verknüpfung der einzelnen Funktionen erfolgt primär mit dem Ziel, das beobachtete makroskopische Verformungsverhalten zu beschreiben, ohne jedoch im Detail auf die Physik der Prozesse einzugehen.

Die Modellierung des Kriechverhaltens mit Hilfe rheologischer Modelle entspricht einer phänomenologischen Beschreibung des Verformungsverhaltens über die Grundeigenschaften des Materialverhaltens (z. B. Elastizität, Plastizität, Viskosität usw.), ohne auf die zugrunde liegenden physikalischen Verformungsmechanismen Bezug zu nehmen. Die bei der Deformation eines Festkörpers auftretenden elastischen, plastischen und viskosen Deformationsanteile werden in der Rheologie durch die Grundkörper Feder, Reibungselement und Dämpfer beschrieben. Diesem Modelltyp sind im Verbund die folgenden drei Stoffmodelle zuzuordnen:

- Modell Hou/Lux – TU Clausthal
- Modell Lubby2-MDCF – IUB Hannover
- Modell Minkley – IfG Leipzig

### 3.3.2 Temperatureinfluss

Grundsätzlich ist die Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}$  auch abhängig von der Temperatur. Da ein Stoffmodellvergleich zum Temperatureinfluss nicht Gegenstand des Vorhabens war, wird im Folgenden nur kurz und in allgemeiner Weise auf die Modellierung der Temperaturabhängigkeit eingegangen.

Zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des Kriechens wird häufig die Arrhenius-Beziehung ( 19 ) verwendet, die bei vielen Stoffmodellen multiplikativ mit der stationären Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$  verknüpft ist:

$$f(T) = \exp\left[\frac{-Q}{R \cdot T}\right] \quad (19)$$

Dabei ist R die universelle Gaskonstante mit  $R = 8,314 \cdot 10^{-3} \text{ kJ/mol}\cdot\text{K}$  und die Variable T die herrschende absolute Temperatur. Die Aktivierungsenergie Q wird in einigen Stoffmodellen selbst temperaturabhängig modelliert und nimmt dort nichtlinear mit steigender Temperatur zu. Im Stoffmodell BGRb (nicht im Vorhaben untersucht) wird dieses Verhalten zum Beispiel durch Addition zweier Arrhenius-Terme mit verschiedenen Aktivierungsenergien beschrieben. Für den Salzstock Gorleben geben Hunsche und Schulze Aktivierungsenergien von  $Q_1 = 42 \text{ kJ/mol}$  und  $Q_2 = 113 \text{ kJ/mol}$  an, wobei die Temperaturabhängigkeit bei Temperaturen  $T < 100 \text{ °C}$  mehr durch  $Q_1$  und bei  $T > 100 \text{ °C}$  mehr durch  $Q_2$  bestimmt wird. Das Stoffmodell BGRa (nicht im Vorhaben untersucht) beschreibt die Temperaturabhängigkeit von Asse-Steinsalz dagegen im Temperaturbereich zwischen  $22\text{°C}$  bis  $200\text{°C}$  einheitlich mit einer konstanten mittleren Aktivierungsenergie von  $Q = 54 \text{ kJ/mol}$  [HUNSCH & SCHULZE, 1994].

Grundsätzlich kann die verwendete Aktivierungsenergie nicht losgelöst vom eigentlichen intrakristallinen Verformungsmechanismus gesehen werden, der durch das Stoffmodell und dessen Parameter beschrieben wird. Daher sind in der Literatur sehr unterschiedliche Angaben zu Aktivierungsenergien für z. B. Steinsalz zu finden, die jedoch immer im Zusammenhang mit den durch die jeweiligen Modelle beschriebenen Verformungsmechanismen zu betrachten sind.

Im Verbundvorhaben beschreiben alle Projektpartner außer Hampel (CDM, s. u.) die Temperaturabhängigkeit ihrer Stoffmodelle über Gleichung ( 19 ), die multiplikativ mit der stationären Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$  verknüpft wird, oder in ähnlicher Weise (IfG-GS). Wenn keine an-

deren Untersuchungsergebnisse vorliegen, wird dabei eine mittlere Aktivierungsenergie von  $Q = 54 \text{ kJ/mol}$  angenommen.

Beim CDM von Hampel wird die Temperatur zum Einen wie bei den anderen Modellen über einen Arrhenius-Term ( 19 ) wirksam, zusätzlich wird die Temperaturabhängigkeit von der Mikrostrukturentwicklung beeinflusst. Daher geht in dieses Stoffmodell die „mikroskopische“, auf die Versetzungsbewegung bezogene Aktivierungsenergie ein, die mit  $Q = 150$  bzw.  $180 \text{ kJ/mol}$  (je nach CDM-Version) angegeben wird. Die „effektive“, mit den Werten der Partner vergleichbare Aktivierungsenergie ist im CDM daher eine temperaturabhängige Funktion.

### 3.3.3 Primäres (transientes) Kriechen

Bei einer Laststeigerung werden bereits vorhandene Versetzungen aktiviert bzw. neue Versetzungen gebildet. Daraus resultiert eine Zunahme der Versetzungsdichte, die eine Materialverfestigung bewirkt. Mit zunehmender Verfestigung reduziert sich die anfangs hohe transiente Verformungsrate, solange Verfestigung und Erholung nicht im Gleichgewicht stehen, d. h. solange die Versetzungsdichte instationär ist. Die transiente (bzw. primäre) Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$  ist deshalb im Belastungsfall immer größer als die stationäre Rate  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$ , der sie entgegen strebt (Abb. 14).

Bei Entlastung besitzt das Material intrakristalline Eigenspannungen, die aus einer Versetzungsstruktur resultieren, die durch eine vorherige höhere Belastung und die dadurch hervorgerufene Verfestigung erzeugt wurde. Diese inneren Spannungen können gegenüber dem reduzierten äußeren Spannungsfeld so groß sein, dass vorhandene Versetzungen zunächst nahezu unbeweglich sind, wodurch die transiente Kriechrate anfangs sehr klein werden kann (Abb. 14). Da infolge der Erholung aber die Verfestigung und die zugehörige hohe Versetzungsdichte langsam wieder abgebaut werden, strebt die transiente Kriechrate

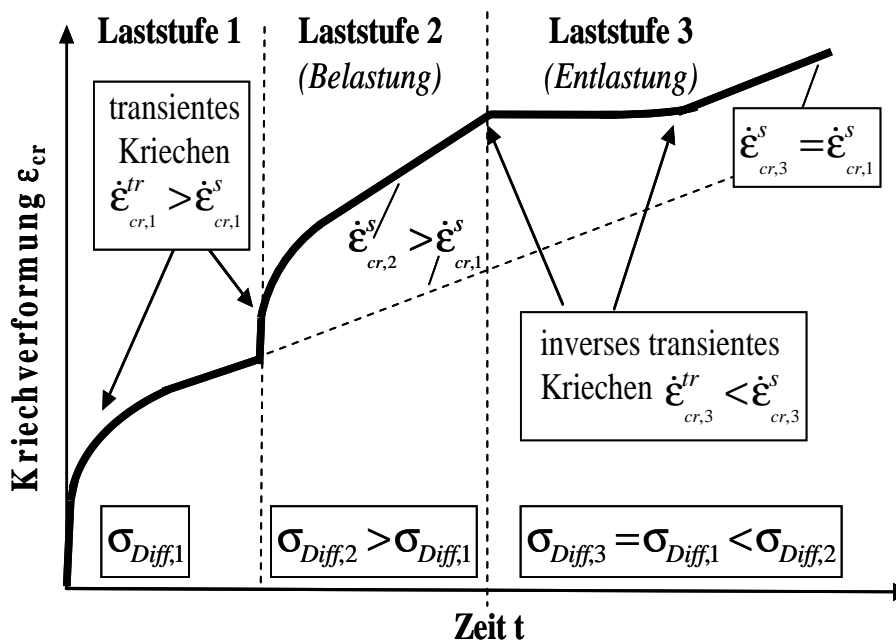


Abb. 14 Prinzipielles Verhalten im Lastwechselversuch (Be- und Entlastung) [aus: GÜNTHER, 2009].

$\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$  allmählich von „unten“ gegen die dem aktuellen Belastungszustand entsprechende, stationäre Rate  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$ . Dieses Verhalten wird als inverses transientes Kriechen bezeichnet und ist charakteristisch für Spannungumlagerungen. Solche Spannungumlagerungen treten u. a. auf, während das Gebirge auf ein Absperrbauwerk aufkriecht, bei fortschreitender Gewinnungstätigkeit im Salzbergbau oder auch im Zusammenhang mit wechselnden Ein- und Ausspeisezyklen beim Betrieb von Speicherkavernen. Nach Hunsche und Schulze muss ein Stoffmodell für transientes und inverses transientes Kriechen eine innere Zustandsvariable besitzen, die den Grad der Verfestigung beschreibt [HUNSCHE & SCHULZE, 1994].

Prinzipiell kann bei der Modellierung dieser Vorgänge zwischen zeit- und dehnungsverfestigten Ansätzen unterschieden werden. Bei der Zeitverfestigung wird davon ausgegangen, dass das aus einer Störung des mikrostrukturellen Gleichgewichtszustands zum Zeitpunkt  $t^0 = 0$  resultierende transiente Verhalten nach Ablauf einer bestimmten Zeit  $t$ , die auf  $t^0$  bezogen ist, wieder abklingt und sich ein neuer stationärer Zustand einstellt. Bei Annahme einer Zeitverfestigung sind Zeit- und Verfestigungsparameter identisch. Daraus ergibt sich ein wesentliches Problem bei der Beschreibung komplexerer Belastungsvorgänge, welches sich anhand eines Kriechversuches mit zwei Laststufen (Abb. 15) beispielhaft verdeutlichen lässt, wobei ein einfacher Zeitverfestigungsansatz der Form

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A^* \cdot \sigma_{eff}^n \cdot t^{-\xi} \quad (20)$$

für die Anpassung des Kriechversuches verwendet wurde.

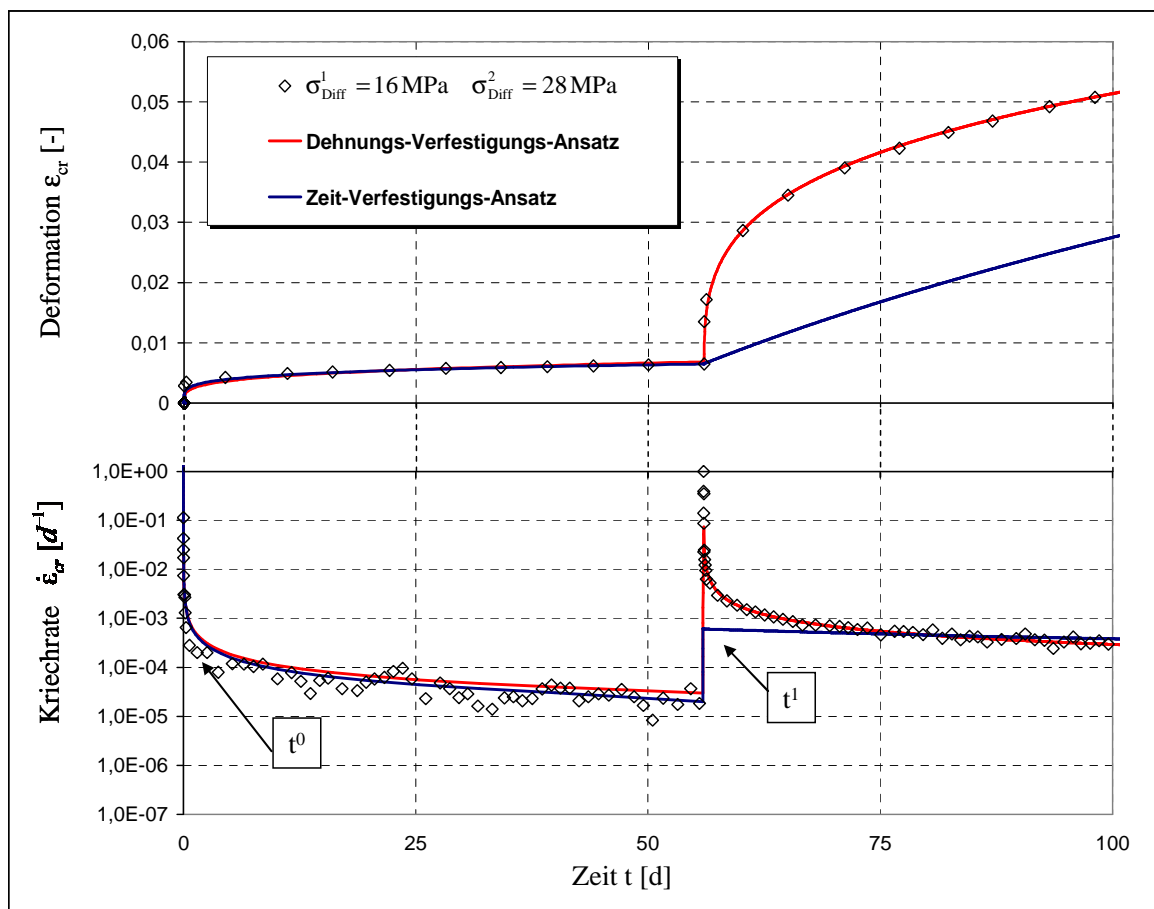


Abb. 15 Vergleich zwischen Dehnungs- und Zeitverfestigung bei Laststeigerung [aus GÜNTHER, 2009].

Eine zu einem späteren Zeitpunkt  $t^1$  erfolgende Lasterhöhung kann mit Ansatz ( 20 ) nicht adäquat beschrieben werden, da das transiente Verhalten in der ersten Belastungsstufe, also für den Zeitraum  $t^1 - t^0$ , als bereits abgeklungen berechnet wird. Je später die Belastungsänderung erfolgt, desto geringer ist deshalb das berechnete erneute transiente Verhalten. Das durch die zweite Laststufe initiierte transiente Kriechen könnte nur dann richtig beschrieben werden, wenn eine Nullsetzung der Zeit zum Beginn der zweiten Laststufe erfolgen würde.

Demgegenüber steht das Konzept der Dehnungsverfestigung, bei dem die Verfestigung während des transienten Kriechens abhängig von der visko-plastischen Gesamtverformung beschrieben wird.

$$\dot{\epsilon}_{cr} = \frac{A_p}{(\epsilon_{cr})^\mu} \sigma_{eff}^{n_p} \quad ( 21 )$$

Wie Abb. 15 zeigt, lässt sich mit dem Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz ( 21 ) das gemessene transiente Verhalten nach der Lasterhöhung besser berechnen, da der Zeitpunkt der Lasterhöhung keinen Einfluss mehr auf das Kriechverhalten besitzt.

Alternativ werden im CDM Strukturparameter definiert, mit denen der Prozess der mikrostrukturellen Verfestigung im Stoffmodell abgebildet wird. Im Grunde handelt es sich auch hierbei um einen dehnungsgesteuerten Verfestigungsansatz, weil die mikrostrukturellen Änderungen – also z. B. die Änderung der Subkorngrößen und der Versetzungsdichte – die Bewegung von Versetzungen, und damit Verformung, erfordern. Daher werden mit diesem Ansatz vergleichbare Ergebnisse erzielt.

Allgemein ist hervorzuheben, dass mit einer dehnungsgesteuerten Modellierung des transienten Kriechens die Belastungsvorgeschichte des Materials berücksichtigt wird. Die Wahl des Verfestigungsansatzes kann für Untersuchungen von Problemstellungen, die insbesondere durch intensive oder häufige Lastumlagerungsprozesse gekennzeichnet sind, von Bedeutung sein.

Die folgende Tab. 8 gibt einen Überblick über die Verfestigungsansätze der am Verbundprojekt beteiligten Stoffmodelle, die Modellierungsmethode für das primäre Kriechen, wichtige Parameter und die erforderlichen Laborversuche zur Parameterbestimmung.

Modell	Methode	Umsetzung	zu ermittelnde Parameter	dafür erforderliche Versuche
<b>CDM</b>	dehnungs-gesteuerte Strukturverfestigung	Entwicklung von 5 Strukturgrößen $w_1, w_2, w_3, r$ und $a$ , die stationären Endwerten entgegenstreben	$k_{w,1}, k_{w,2}, k_{w,3}, k_r, c_1, c_2, c_3, c_4$	Kriech- und Festigkeitsversuche
<b>Hou/Lux</b>	Dehnungsverfestigung	$\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$ wird im modifizierten Kelvinmodell mit Annäherung von $\epsilon_{cr}^{tr}$ an $\epsilon_{cr}^{Max, tr} = f(\sigma)$ abgeschmolzen	$G_K, G_{KE}, \eta_K, k_1, k_{IE}, k_2$	Kriechversuche
<b>Lubby2-MDCF</b>	Zeitverfestigung	$\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$ wird im Kelvinmodell mit Annäherung von $\epsilon_{cr}^{tr}$ an $\frac{\sigma_{eff}}{3 \cdot G_K}$ über eine Exponentialfunktion zeitabhängig reduziert	$G_K, \eta_K, k_1, k_2$	Kriechversuche
<b>KIT-Modell</b>	Zeitverfestigung	$\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$ wird über eine Potenzfunktion zeitabhängig abgeschmolzen	$a_1, a_2$	Kriechversuche
<b>IfG-Minkley</b>	Zeitverfestigung	$\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$ wird im Kelvinmodell mit Annäherung von $\epsilon_{cr}^{tr}$ an $\frac{\sigma_{eff}}{3 \cdot G_K}$ über eine Exponentialfunktion zeitabhängig reduziert	$G_K, \eta_K$	Kriechversuche
<b>IfG-GS</b>	Dehnungsverfestigung	akkumulierte, verfestigend wirkende Verformung wirkt viskositätsmindernd	$A_p, \mu, n_p$	Kriech- und Festigkeitsversuche

Tab. 8 Verfestigungsansätze zur Beschreibung des primären Kriechens im Verbundprojekt mit  $\dot{\epsilon}_{cr}^{tr}$ : transiente Kriechrate bzw. Kriechrate des primären Kriechens,  $\epsilon_{cr}^{tr}$ : transiente Gesamtverformung,  $\epsilon_{cr}^{Max, tr}$ : transiente Endverformung.

### 3.3.4 Sekundäres (stationäres) Kriechen

Die sekundäre (stationäre) Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}^s$  im schädigungsfreien Zustand ist von der wirkenden Effektivspannung  $\sigma_{eff}$  und von der Temperatur  $T$  abhängig, so dass die sekundäre Rate in folgender Form beschrieben werden kann:

$$\dot{\epsilon}_{cr}^s(\sigma_{eff}, T) = f(\sigma_{eff}) \cdot g(T) \quad (22)$$

Auf die Modellierung der Temperaturabhängigkeit wurde bereits in allgemeiner Weise in Abschnitt 3.3.2 eingegangen, so dass im Folgenden keine weitere Diskussion dazu erfolgt.

Das stationäre Verhalten wird im Labor in Kriechversuchen bei konstanter Belastung ermittelt, wobei für die Untersuchung der Spannungsabhängigkeit mehrere Versuche bei unterschiedlichen Spannungen oder mit unterschiedlichen Laststufen benötigt werden. Nach dem Abklingen der transienten Primärverformung wird die Stauchungsrate im Kriechversuch konstant. Dieser Zustand wird als stationäres Kriechen bezeichnet. Physikalisch bedeutet dies, dass sich Versetzungserzeugung und Versetzungsvernichtung in einem dynamischen Gleichgewicht befinden. Die Identifikation dieses Zustandes anhand der gemessenen Prüfkörperstauchung bzw. Stauchungsrate ist dabei wesentlich komplizierter als es zunächst erscheint, da sich die Struktur während des transienten Kriechens diesem Gleichgewichtszustand asymptotisch nähert, so dass Änderungen der Struktur mit zunehmender Annäherung an das Gleichgewicht immer langsamer erfolgen. Dadurch ist es erforderlich, eine Probe genügend lange zu verformen, um den stationären Zustand zu erhalten [HAMPEL, 2007]. Hampel führt dazu weiter aus:

*„Die häufig angewendete Methode der Ermittlung aus der Steigung des schließlich annähernd linearen Anstieges der Kriechkurve in der Darstellung der Verformung über der Zeit hat sich vor allem bei Versuchen mit geringer Differenzspannung als fehleranfällig erwiesen, weil eine immer noch leichte Krümmung der Kriechkurve in einem fortgeschrittenem Stadium des transienten Kriechens nicht erkannt wird. Dies kann über längere Zeiträume jedoch zu einer weiteren, zum Teil noch erheblichen Veränderung der Kriechrate führen.“*

In der Praxis führt dies häufig dazu, dass Kriechversuche zu zeitig abgebrochen werden. Daraus resultiert oftmals eine Überschätzung des in Laborversuchen bestimmten sekundären Kriechens gegenüber dem gemessenen In-situ-Verhalten, weshalb eine Korrektur der aus den Versuchen abgeleiteten Kriechparameter im Verlauf der numerischen Rückrechnung des „realen“ Gebirgsverhaltens notwendig werden kann.

Der funktionale Zusammenhang zwischen Spannung  $\sigma_{\text{eff}}$  und sekundärer Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{\text{cr}}^s$  wird häufig mit einer der nachstehenden Beziehungen beschrieben:

Potenzansatz (IfG-GS, KIT-Modell):

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}}^s(\sigma_{\text{eff}}) = A_s \cdot \sigma_{\text{eff}}^{n_s} \quad T = \text{konst.} \quad (23)$$

Exponentialansatz (How/Lux, Lubby2-MDCF, IfG-Minkley):

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}}^s(\sigma_{\text{eff}}) = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta \cdot \exp[-m \cdot \sigma_{\text{eff}}]} \quad T = \text{konst.} \quad (24)$$

Im CDM wird die Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate dagegen über eine Sinus-Hyperbolicus-Funktion beschrieben:

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}} = f(S^i, \sigma) \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R T}\right) \sinh\left(\frac{g(S^i) \cdot \sigma^*}{T}\right) \quad (25)$$

**Der Potenzansatz ( 23 )** ist in der Stoffmodellierung weit verbreitet. Neben den Stoffmodellen IfG-GS und KIT-Modell, die am Verbundprojekt beteiligt waren, wird der Potenzansatz beispielsweise auch in den Stoffmodellen BGRa und BGRb oder auch im MD bzw. MDCF-Modell der Sandia National Laboratories (USA) verwendet. Die Modellparameter

$A_s$  und  $n_s$  in Gleichung ( 23 ) werden aus Kriechversuchen abgeleitet, wobei der Vorfaktor  $A_s$  ein Maß für die Viskosität des Materials darstellt und der Parameter  $n_s$  die Spannungsabhängigkeit beschreibt („Spannungsexponent“).

Von HUNSCHE & SCHULZE (1994) wird im gebirgsmechanisch wichtigen Spannungsbereich etwa zwischen  $10 \text{ MPa} < \sigma_{\text{eff}} < 25 \text{ MPa}$  ein Spannungsexponent von  $n_s = 5$  für Steinsalz der norddeutschen Salzstöcke Asse und Gorleben angegeben (Abb. 16). In diesem Spannungsbereich ist der vorherrschende Mechanismus, der das stationäre Kriechen prägt, das Versetzungsklettern. Da aber abhängig von der wirkenden Belastung auch andere sich überlagernde Verformungsmechanismen das Kriechen beeinflussen, lässt sich für einen größeren Spannungsbereich kein einheitlicher Spannungsexponent angeben. So gewinnt mit wachsender Spannung z. B. das Quergleiten von Schraubenversetzungen zunehmend an Einfluss [FROST & ASHBY, 1982], für das in der Literatur ein Spannungsexponent von  $n_s = 7$  angegeben wird [WEERTMANN & WEERTMANN, 1987].

Mit abnehmender Differenzspannung ist dagegen eine Reduzierung des Spannungsexponenten zu beobachten, der basierend auf theoretischen Betrachtungen letztlich wahrscheinlich gegen  $n_s = 1$  strebt. Während bei größeren Spannungen intrakristalline Versetzungsbewegungen das Kriechen bestimmen, werden bei Raumtemperatur und Spannungen von weniger als ca. 10 MPa die Versetzungen im Kristallinneren immer unbeweglicher, so dass schließlich z. B. das so genannte Drucklösungskriechen (*pressure solution creep*) den Verformungsprozess zunehmend beeinflusst. Dieser interkristalline Mechanismus beschreibt das viskose Abgleiten von Körnern entlang der Korngrenzen [URAI & SPIERS, 2007]. Wirken dagegen sehr kleine Spannungen ( $\sigma < \text{ca. } 1 \text{ MPa}$ ), sind Versetzungen praktisch vollständig unbeweglich. Bei solch geringen Spannungen erfolgt die viskose Verformung durch intrakristallines Diffusionskriechen [HUNSCHE & SCHULZE, 1994].

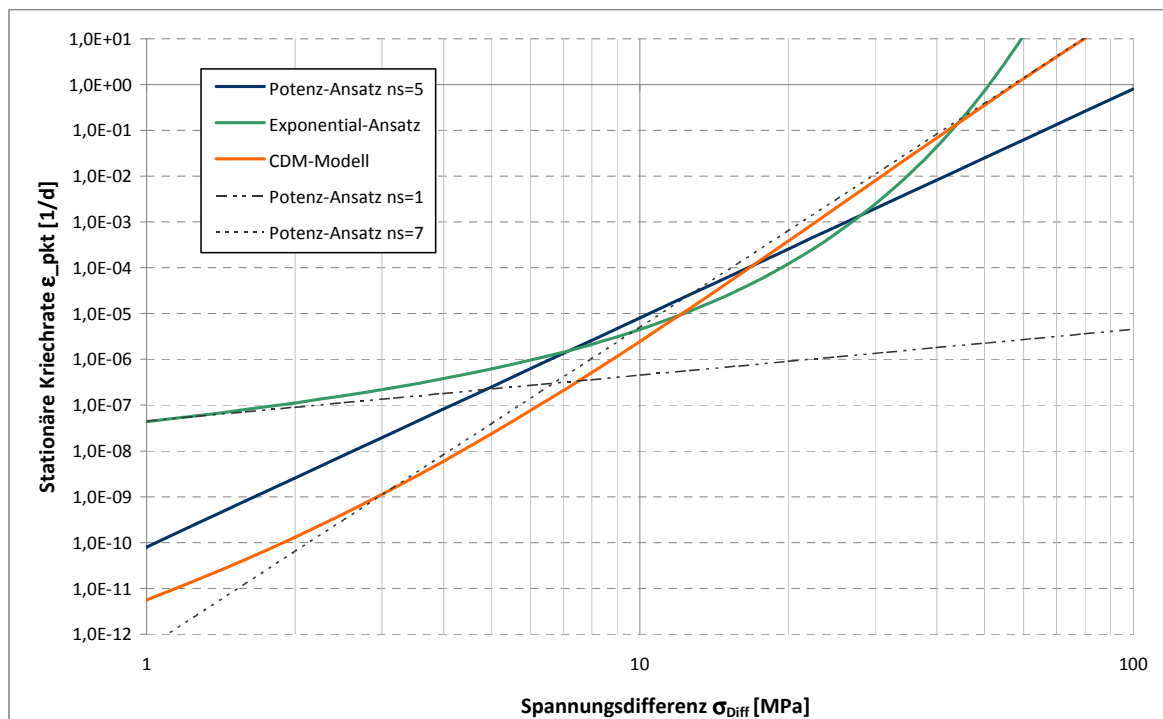


Abb. 16 Vergleichende Darstellung der Modellierung des stationären Kriechens mit den Stoffgesetzen (prinzipielle Darstellung – nicht standortspezifisch!)



Unabhängig davon, welcher dieser Prozesse tatsächlich das Verhalten im unteren Spannungsbereich dominiert, ist für Diffusionskriechen und Drucklösungskriechen ein Spannungsexponent von  $n_s = 1$  kennzeichnend.

Die tatsächliche Spannungsabhängigkeit resultiert daher aus der Überlagerung verschiedener inter- und intrakristalliner Verformungsmechanismen, die abhängig vom Spannungszustand einen unterschiedlichen Einfluss auf das Kriechen besitzen. Daraus folgt als wichtige Besonderheit des Potenzansatzes, dass bei Verwendung eines Spannungsexponenten (z. B.  $n_s = 5$ ), der das Verhalten im mittleren Spannungsbereich (z. B.  $10 \text{ MPa} < \sigma_{\text{eff}} < 25 \text{ MPa}$ ) zutreffend beschreibt, die Kriechrate zunehmend unterschätzt wird, je mehr die Spannungen außerhalb des Anpassungsbereiches liegen (Abb. 16).

Mit dem **Exponentialansatz ( 24 )** wird der Übergang zwischen linearem zu nichtlinearem Verhalten bei kleinen Spannungen, aber auch die mit wachsender Spannungsdifferenz zunehmend überproportionale Spannungsabhängigkeit der sekundären Kriechrate geschlossen beschrieben (Abb. 16). Dieser Ansatz basiert auf einem Newton-Modell, das ein Grundelement für alle linearen rheologischen Modelle darstellt. Die Viskosität  $\eta$  wird durch Kriechversuche ermittelt, wobei Gleichung ( 26 ) das Newton-Modell für ein- bzw. triaxiale Versuchsbedingungen ( $\sigma_2 = \sigma_3$ ) beschreibt:

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}}^s = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta} \quad (26)$$

Der für Salzgesteine beschriebene typische nichtlineare Zusammenhang zwischen Kriechrate und Spannung, der im Potenzansatz zu Spannungsexponenten zwischen  $1 < n_s < 7$  führt, lässt sich durch Gleichung ( 26 ) jedoch nicht beschreiben. Deshalb wurde u. a. von LUX (1984) vorgeschlagen, die Viskosität  $\eta$  über Gleichung ( 28 ) mit dem Spannungszustand zu verknüpfen:

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}}^s = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3 \cdot \eta(\sigma_{\text{eff}})} \quad (27)$$

mit 
$$\eta(\sigma_{\text{eff}}) = \bar{\eta}^* \cdot \exp[-m \cdot \sigma_{\text{eff}}] \quad (28)$$

Durch Einsetzen von Gleichung ( 28 ) wird die lineare Beziehung ( 26 ) in den Exponentialansatz nach Gleichung ( 24 ) überführt, mit dem sich ein großer Spannungsbereich geschlossen abbilden lässt. Der Übergang zur linearen Spannungsabhängigkeit im unteren Spannungsbereich ergibt sich dabei zwanglos, da bei kleinen Spannungen der Exponentialterm in Gleichung ( 28 ) zunehmend an Einfluss verliert, wodurch Gleichung ( 24 ) wieder in die Grundgleichung der linearen Modellrheologie ( 26 ) übergeht (Abb. 16 -  $n_s = 1$ ).

Dieser Ansatz wird in den Stoffmodellen Lubby2-MDCF (IUB Hannover), Hou/Lux (TU Clausthal) und dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley (IfG Leipzig) verwendet, um stationäres Kriechen zu beschreiben.

Der Anstieg der **Sinus-Hyperbolicus-Funktion im CDM ( 25 )** strebt für kleine Spannungsdifferenzen gegen den Anstieg einer Potenzfunktion mit einem Spannungsexponenten von  $n_s = 3$  und bei großen Spannungsdifferenzen gegen  $n_s = 7$  (Abb. 16). Der Spannungszustand des Übergangs im Verhalten ist dabei im hohen Maße abhängig von der Temperatur, siehe Gleichung ( 25 ).

Grundsätzlich wird mit den verschiedenen, hier vorgestellten Stoffmodellen der funktionale Zusammenhang zwischen Spannung und sekundärer Kriechrate im mittleren Spannungsbereich (ca.  $10 \text{ MPa} < \sigma < 25 \text{ MPa}$ ) gut beschrieben. Probleme entstehen bei der Extrapolation des Verhaltens. Die einzelnen Ansätze weichen in der Beschreibung der stationären Kriechrate bei Spannungsdifferenzen, die außerhalb des o. g. Bereiches liegen, teilweise um mehrere Größenordnungen voneinander ab (Abb. 16). Daraus wird ersichtlich, dass es i. d. R. erforderlich ist, jedes Stoffmodell für den Belastungsbereich optimal anzupassen, der für die jeweilige praktische Aufgabenstellung charakteristisch ist und, wenn möglich, eine Kalibrierung anhand von In-situ-Messungen durchzuführen.

Die folgende Tab. 9 gibt einen Überblick darüber, wie in den einzelnen Stoffmodellen die stationäre Kriechrate beschrieben wird und welche Parameter bestimmt werden müssen.

Modell	Ansatz	Verknüpfung zwischen dem primären und sekundären Kriechen	zu ermittelnde Parameter	dafür erforderliche Versuche
<b>CDM</b>	Sinus-Hyperbolicus	allmählicher Übergang zwischen den Kriechphasen über Entwicklung der Strukturgrößen; stationäres Kriechen tritt ein, wenn Strukturgrößen konstant (stationär) werden	$v_0, d_p$	Kriechversuche
<b>Hou/Lux</b>	Exponentialfunktion	Addition der primären und sekundären Kriechrate; stationäres Kriechen tritt ein, wenn $\epsilon_{cr}^{tr} = \epsilon_{cr}^{Max, tr}$	$\eta_M, m$	Kriechversuche
<b>Lubby2-MDCF</b>	Exponentialfunktion	Addition der primären und sekundären Kriechrate; stationäres Kriechen tritt ein, wenn $\epsilon_{cr}^{tr} = \frac{\sigma_{eff}}{3 \cdot G_K}$	$\eta_M, m$	Kriechversuche
<b>KIT-Modell</b>	Potenzfunktion	Addition der primären und sekundären Kriechrate; stationäres Kriechen tritt ein, wenn $\epsilon_{cr}^{tr} = \frac{\sigma_{eff}}{3 \cdot G_K}$	$a_0, n$	Kriechversuche
<b>IfG-Minkley</b>	Exponentialfunktion	Addition der primären und sekundären Kriechrate; stationäres Kriechen tritt ein, wenn mit wachsender Zeit $\dot{\epsilon}_{cr}^{tr} \rightarrow 0$ strebt	$\eta_M, m$	Kriechversuche
<b>IfG-GS</b>	Potenzfunktion	allmählicher Übergang zwischen den Kriechphasen; stationäres Kriechen tritt ein, wenn die Rate der verfestigend wirkenden Verformung gegen Null strebt	$t_0$	Kriechversuche

Tab. 9 Modellierung des stationären Kriechens

### 3.3.5 Modellierung von Dilatanz- und Schädigung und Verknüpfung mit dem schädigungsfreien Kriechen

Grundlage aller Stoffmodelle ist, dass Dilatanz-, Schädigungs- und Bruchprozesse grundsätzlich nur bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze auftreten. Bei allen Stoffmodellen (außer IfG-Minkley), die neben der Dilatanzentwicklung im Vorbruchbereich auch schädigungsinduziertes Kriechen bis zum Bruch und darüber hinaus beschreiben, werden Spannungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze letztendlich immer auf diese wieder zurückgeführt. Beim Modell IfG-Minkley unterscheiden sich dagegen Dilatanz- und Restfestigkeitsgrenze.

Die Modellierung des Bruch- und Nachbruchverhaltens erfolgt immer über einen plastischen Verformungszuwachs. Die Beschreibung dieses zusätzlichen Verformungsbeitrags kann methodisch entweder direkt schädigungsabhängig oder aber spannungsabhängig im Ergebnis einer Festigkeitsüberschreitung berechnet werden. Zusätzlich sind Festigkeitsbeschreibung und die Behandlung unzulässiger Spannungszustände modellspezifisch, so dass deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Stoffmodellen in der Modellierung des Bruch- und des Nachbruchverhaltens bestehen.

#### 3.3.5.1 Visko-elasto-plastisches Stoffmodell Minkley

Das Modell IfG-Minkley beschreibt die visko-plastische Gesamtverformung durch Superposition der einzelnen Verformungsanteile für primäres und sekundäres Kriechen und der aus der Festigkeitsüberschreitung resultierenden plastischen Deformation:

$$\dot{\epsilon}_{cr}^{ges} = \dot{\epsilon}_{cr}^{tr} + \dot{\epsilon}_{cr}^{st} + \dot{\epsilon}_{pl} \quad (29)$$

Erfolgt die Modellierung des Bruch- und Nachbruchverhaltens basierend auf der Plastizitätstheorie, wie im visko-elasto-plastischen Stoffmodell IfG-Minkley, wird mit Hilfe einer Festigkeitsbeschreibung zunächst die Zulässigkeit des wirkenden Spannungszustandes bezüglich der Fließfunktion  $\sigma_{eff}^{Max}$  geprüft. Prinzipiell werden in der Plastizitätstheorie keine Festigkeitsüberschreitungen zugelassen, so dass unzulässige Spannungszustände sofort auf die zulässige Fließgrenze zurückgeführt und daraus resultierend plastische Deformationsinkremente  $\Delta\epsilon_{pl}$  als Ergebnisgrößen berechnet werden. Zur Beschreibung von verfestigendem und entfestigendem Verhalten werden bei diesem Stoffmodell die Fließgrenzen spannungsabhängig von der kleinsten Hauptspannung  $\sigma_3$  beschrieben. Die Parameter der Fließfunktion sind abhängig von der plastischen Verformung,  $\sigma_D, \sigma_{Max}, \sigma_\phi = f(\epsilon_{pl})$ , wodurch das Festigkeitsverhalten spannungs- und verformungsabhängig beschrieben wird (Abb. 17). Die Abhängigkeit der Stoffmodellparameter von der plastischen Verformung wird im Stoffmodell tabellarisch vorgegeben. Die Beschreibung des Festigkeitsverhaltens erfolgt dabei so, dass im Vorbruchbereich die Fließgrenze bis zum Erreichen der Spitzenfestigkeit angehoben und im anschließenden Nachbruchbereich bis auf das Niveau der Restfestigkeit abgesenkt wird. Das bedeutet, dass neben der Dilatanzgrenze als unterer Fließgrenze weitere Fließgrenzen existieren, die abhängig von der plastischen Verformung wirksam werden. Parallel zur Spannungskorrektur erfolgt über eine spannungs- und verformungsabhängige Dilatanzfunktion die Berechnung der mit dem plastischen Versagen einhergehenden Volumendilatanz (Abb. 17).

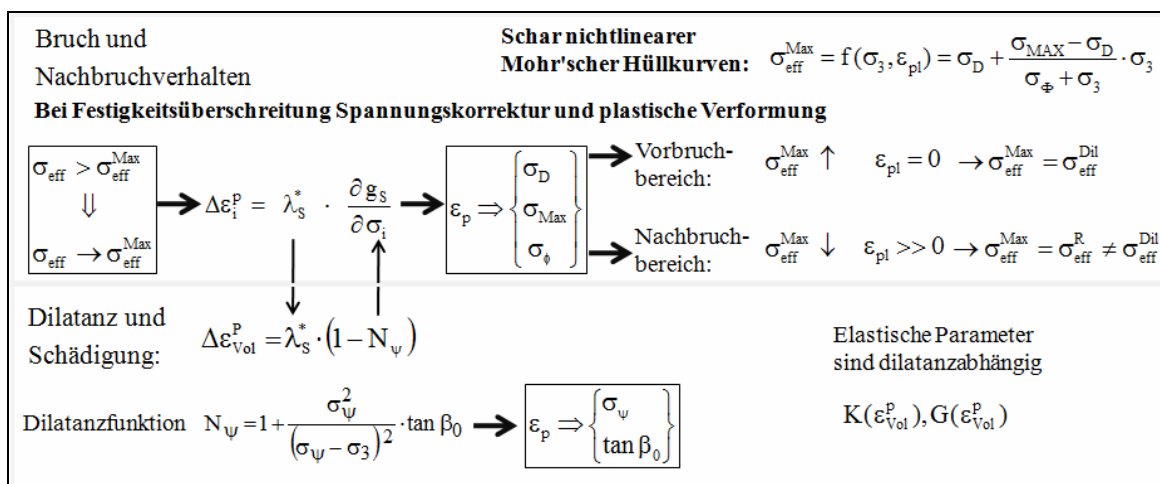


Abb. 17 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens im Modell IfG-Minkley

Neben dem oben beschriebenen Verhalten bei Scherversagen, ist auch eine verformungsabhängige Fließgrenze, die das plastische Verhalten bei Zugbeanspruchung beschreibt, implementiert.

Zusätzlich werden beim Modell IfG-Minkley die elastischen Parameter abhängig von der plastischen Volumendilatanz beschrieben.

### 3.3.5.2 Modelle Lubby2-MDCF und Hou/Lux

Die Stoffmodelle Lubby2-MDCF und Hou/Lux sind in Bezug auf die Methodik der Modellierung vergleichbar aufgebaut. Sie beschreiben die visko-plastische Gesamtverformung durch Superposition der einzelnen Verformungsanteile für primäres, sekundäres und schädigungsinduziertes Kriechen:

$$\dot{\epsilon}_{cr}^{ges} = \dot{\epsilon}_{cr}^{tr} + \dot{\epsilon}_{cr}^{st} + \dot{\epsilon}_{cr}^{d(bzw. \omega)} \quad (30)$$

Bei beiden Stoffmodellen führt die Überschreitung der Dilatanzgrenze zu einem plastischen Potential, das aber nicht sofort, sondern über einen (mehr oder weniger) längeren Zeitraum schädigungsabhängig abgebaut wird. Beide Stoffmodelle nutzen das Prinzip der Flächenschädigung nach Kachanov, um den schädigungsbedingten Belastungszuwachs im ungeschädigten Flächenanteil zu berücksichtigen. Die Berechnung der Potential- und Fließfunktion erfolgt bei beiden Modellen ebenfalls in ähnlicher Weise.

Unterschiede bestehen dagegen in der Beschreibung der Dilatanz- und Festigkeitsgrenze, die Bestandteil der Potential- und Fließfunktion sind, der Formulierung der Schädigungsentwicklung und der Berechnung der schädigungsinduzierten Verformungen.

Beim Modell Hou/Lux wird die Schädigungsrate  $\dot{D}$  und die schädigungsinduzierte Kriechverformung  $\dot{\epsilon}^d$  über Potenzbeziehungen beschrieben, die anhängig von den Fließ- und Potentialfunktionen für Zug- und Scherversagen ( $F^{di}, Q^{di}$ ) sowie dem Schädigungszustand  $D$  sind (Abb. 18). Das Kachanov-Prinzip wird im gesamten Stoffmodell konsequent überall dort angewendet, wo die Effektivspannung in die Berechnung einzelner Stoffmodellterme eingeht (Abb. 18).

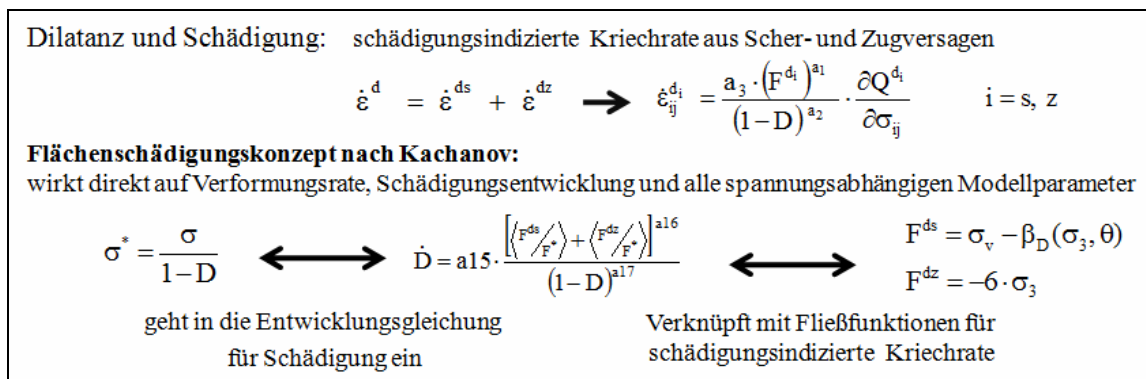


Abb. 18 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Schädigungsverhaltens im Modell Hou/Lux

Die Modellierung der Schädigungsrate  $\dot{\omega}$  und der schädigungsinduzierten Kriechverformung  $\dot{\epsilon}_v^{\omega-sh}$  ist im Modell Lubby2-MDCF komplex formuliert. Zusätzlich zur Fließ- und Potentialfunktion sowie zum Schädigungszustand geht auch der Ausnutzungsgrad der Kurzzeitfestigkeit  $\eta_{\omega-IUB}$  in die Berechnung der Schädigungsrate mit ein. Für die Bestimmung der schädigungsinduzierten Kriechverformung wird noch eine Zerlegung in einen transienten und einen stationären schädigungsinduzierten Anteil vorgenommen (Abb. 19).

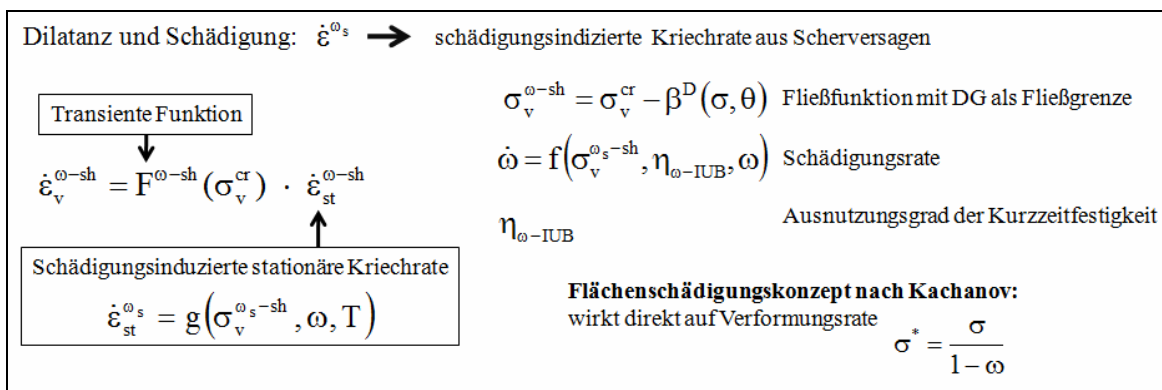


Abb. 19 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Schädigungsverhaltens im Lubby2-MDCF

### 3.3.5.3 Composite-Dilatanz-Modell (CDM)

Die Verformungsrate wird beim CDM im gesamten Bereich möglicher Randbedingungen auf der Basis der Modellierung der Kriechverformung  $\epsilon_{cr}$  beschrieben. Oberhalb der Dilatanzgrenze wird die Duktilität von Steinsalz durch Feuchte ( $F_h$ ), Dilatanz und Schädigung ( $\delta_{dam}$ ) sowie durch die starke Entfestigung nach dem Bruch ( $P_F$ ) beeinflusst und deren Abhängigkeiten durch Funktionen beschrieben:

$$\dot{\epsilon}_{ges} = P_F(\Delta\sigma, \sigma_3, \dot{\epsilon}_{dam}, \epsilon_{PF}) \cdot \delta_{dam}(d_{dam}(\epsilon_{vol}), \sigma_3) \cdot F_h(\Delta\sigma, \sigma_3, \Phi) \cdot \dot{\epsilon}_{cr} \quad (31)$$

mit 
$$\dot{\epsilon}_{dam} = \delta_{dam}(d_{dam}(\epsilon_{vol}), \sigma_3) \cdot F_h(\Delta\sigma, \sigma_3, \Phi) \cdot \dot{\epsilon}_{cr} \quad (32)$$

und  $\epsilon_{PF} = \epsilon_{ges} - \epsilon_F$  ( $\epsilon_F$  = im Bruch erreichte Verformung), außerdem gilt  $\epsilon_{vol} = \epsilon_{vol}(\epsilon_{cr})$ .

Unterhalb der Dilatanzgrenze haben die Funktionen  $P_F$ ,  $\delta_{\text{dam}}$  und  $F_h$  den Wert 1, zur inelastischen Verformung trägt hier ausschließlich das schädigungsfreie transiente und stationäre Kriechen  $\epsilon_{\text{cr}}$  bei. Oberhalb der Dilatanzgrenze nimmt die Schädigungsfunktion  $\delta_{\text{dam}}$  Werte über Eins an. Analog dazu verhält sich die Funktion  $P_F$ , die die starke Entfestigung im Nachbruchbereich beschreibt, nach dem Eintritt des Bruchs. Da die Modellierung der Feuchtwirkung nicht Gegenstand des Vorhabens war, wird an dieser Stelle nicht näher auf diese Funktion eingegangen.

Die Berechnung des Schädigungsfaktors  $\delta_{\text{dam}}$  ist abhängig von der Gefügeschädigung  $d_{\text{dam}}$  und der kleinsten Hauptspannung  $\sigma_3$ . Im Gegensatz zu den Stoffmodellen Hou/Lux und Lubby2-MDCF (Flächenschädigung) wird im CDM die Schädigung  $d_{\text{dam}}$  mit der volumetrischen Dehnungsarbeit gleichgesetzt, die aus der Volumendilatanzrate  $\dot{\epsilon}_{\text{vol}}$  und der Oktaedernormalspannung  $\sigma_{\text{okt}}$  berechnet wird. Die Berechnung der Dilatanz erfolgt über das so genannte  $r_v$ -Konzept. Grundlage dieser Beschreibung ist die Beobachtung, dass bei konstanten Spannungsbedingungen, z. B. im Kriechversuch, das Verhältnis  $r_v$  zwischen volumetrischer Verformungsrate  $\dot{\epsilon}_{\text{vol}}$  und Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{\text{cr}}$  im gesamten Verformungsbereich konstant ist [HUNSCHE & SCHULZE, 2005]. Das Verhältnis  $r_v$  wird oberhalb der Dilatanzgrenze spannungsabhängig beschrieben. Bei Spannungszuständen unterhalb der Dilatanzgrenze ist  $r_v = 0$ , wodurch sicher gestellt wird, dass die Dilatanz erst oberhalb der Dilatanzgrenze einsetzt (Abb. 20).

Die Identifizierung des Bruchpunktes, ab dem die Funktion  $P_F$  wirksam wird, erfolgt durch Kontrolle einer Fließgrenze, die die maximale Formänderungsarbeit im Dilatanzbereich abhängig vom Manteldruck beschreibt. Oberhalb dieser Fließgrenze wächst  $P_F$  schnell an, woraus eine Kriechbeschleunigung durch Entfestigung resultiert. Dabei wird die wirkende Schubspannung  $\tau_{\text{okt}}$  abgebaut, die letztlich der Dilatanzgrenze entgegen strebt. Die Funktion  $P_F$  nimmt dann einen konstanten Wert an, so dass die Schubspannung auf dem Niveau der Dilatanz-/Restfestigkeitsgrenze verbleibt [HAMPEL, 2007] (Abb. 20).

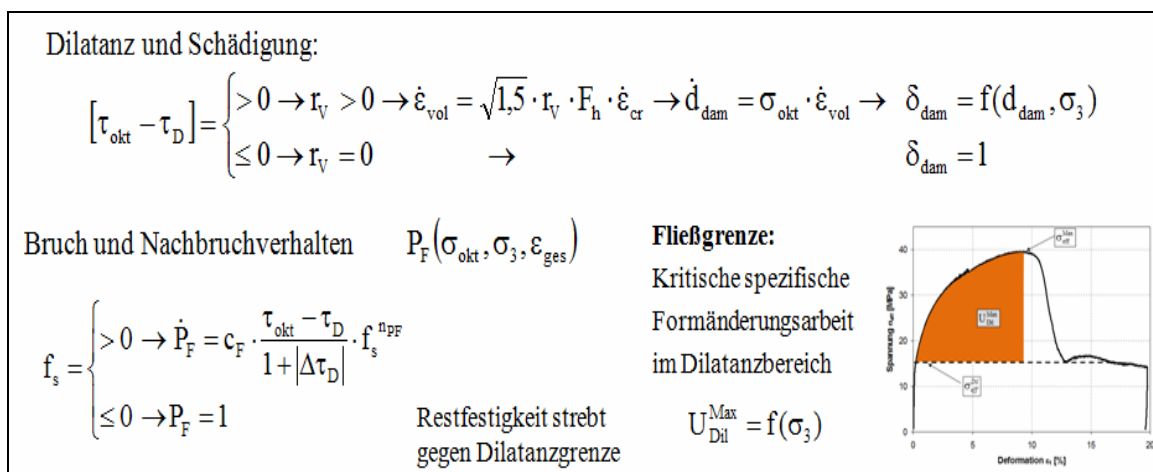


Abb. 20 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Schädigungsverhaltens im CDM

### 3.3.5.4 Visko-elasto-plastisches KIT-Stoffmodell

Der Schwerpunkt dieses Stoffmodells liegt auf der Beschreibung des Dilatanzverhaltens im Vorbruchbereich. Die Modellierung des Festigkeits- und Entfestigungsverhaltens ist gegenwärtig nicht implementiert. Das Modell basiert auf einem erweiterten Hein-Korthaus-Modell, welches speziell für das Verhalten von Salzgrus entwickelt wurde. Das Modell beschreibt die visko-plastische Gesamtverformung durch Superposition der einzelnen Verformungsanteile für primäres, sekundäres und schädigungsinduziertes Kriechen:

$$\dot{\epsilon}_{cr}^{ges} = \dot{\epsilon}_{cr}^{tr} + \dot{\epsilon}_{cr}^{st} + \dot{\epsilon}_{cr}^d \quad (33)$$

Die schädigungsinduzierte Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{cr}^d$  wird oberhalb der Dilatanzgrenze berechnet. Sie ergibt sich aus einer Fließfunktion, die hydrostatische und deviatorische Spannungskomponenten beinhaltet. Der Parameter  $n_1$ , der in der Fließfunktion für die Berechnung des hydrostatischen Anteils von Bedeutung ist, ist abhängig von der Volumendilatanz. Da sich der Parameter  $n_2$  für den deviatorischen Einfluss abhängig von  $n_1$  berechnet, besteht eine vollständige Rückkopplung zwischen Dilatanz und Fließbedingung (Abb. 21).

<b>Dilatanz und Schädigung: Erweitertes Hein-Korthaus-Modell für Salzgrus</b>	
Wirkt Oberhalb der Dilatanzgrenze (Hunsche&Cristescu): $\tau_D = 0,899 \cdot \sigma_{okt} - 0,0167 \cdot \sigma_{okt}^2$	Spannungskomponenten: p-hydrostatische q- deviatorische
$\rightarrow \dot{\epsilon}_{cr,d} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) \cdot (F^d)^m$	$F^d(p, q) = n_1 \cdot p^2 + n_2 \cdot q^2$
Unterhalb der Dilatanzgrenze $\rightarrow \dot{\epsilon}_{cr,d} = 0$	$n_1 = c_1 \cdot \left(\frac{q^2}{p^2} - c_2 \cdot \frac{\eta_0 + \epsilon_{vol}}{1 + \epsilon_{vol}}\right)$ $n_2 = 1 - c_3 \cdot n_1 \cdot \frac{p^2}{q^2}$
Dilatanz ist mit Fließbedingung gekoppelt	

Abb. 21 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Schädigungsverhaltens im KIT-Modell

### 3.3.5.5 Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz (IfG Günther/Salzer)

Die Grundüberlegung bei diesem Ansatz ist, dass die Verformungen, die aus dem Gleiten von Versetzungen resultieren, grundsätzlich verfestigend und somit viskositätsmindernd wirken. Die Gesamtkriechrate  $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$  beinhaltet aber neben dem verfestigend wirkenden Anteil auch Komponenten, die aus dem Erholungsprozess  $\dot{\epsilon}_{eff}^E$  und aus der Schädigung  $\dot{\epsilon}_{eff}^S$  resultieren:

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}(\epsilon_{eff}^V, \sigma_{eff}) = \dot{\epsilon}_{eff}^V + \dot{\epsilon}_{eff}^E + \dot{\epsilon}_{eff}^S \quad \text{bzw.} \quad \dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr}(\epsilon_{eff}^V, \sigma_{eff}) - \dot{\epsilon}_{eff}^E - \dot{\epsilon}_{eff}^S \quad (34)$$

Innerhalb eines Potenzansatzes kann das gesamte schädigungsfreie und schädigungsinduzierte Kriechen bis zum Erreichen der Restfestigkeit über die innere Zustandsvariable  $\epsilon_{eff}^V$ , die den Verfestigungszustand kennzeichnet, geschlossen beschrieben werden. Die Formulierung im Stoffmodell ist so gewählt, dass die Viskosität abhängig von der Verfestigung  $\epsilon_{eff}^V$  ist. Die Verfestigung bzw. deren Rate sind somit die zentralen Größen, aus der das gesamte ver- und entfestigende Kriechverhalten im Stoffmodell resultiert.



Das Stoffmodell beschreibt verfestigendes Verhalten, solange die Verfestigungsrate  $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^V$  positiv ist, die Verfestigung  $\epsilon_{\text{eff}}^V$  also anwächst. Wird die Verfestigungsrate Null, geht  $\epsilon_{\text{eff}}^V$  in eine Konstante über, wodurch die Kriechrate stationär wird, da sie dann nur noch vom Spannungszustand abhängt. Mit wachsender Schädigungsrate  $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S$  wird die Verfestigungsrate negativ, so dass  $\epsilon_{\text{eff}}^V$  abnimmt, woraus eine Kriechbeschleunigung resultiert (Abb. 22).

Grundlegend ist die Beobachtung, dass die Schädigung  $\epsilon_{\text{eff}}^S$  im Stoffmodell mit der im triaxialen Festigkeitsversuch gemessenen Volumendilatanz  $\epsilon_{\text{Vol}}$  näherungsweise gleichgesetzt werden kann. Damit ist es möglich, den Schädigungseinfluss auf das Festigkeits- und Kriechverhalten über eine konkrete Messgröße direkt aus Versuchen abzuleiten. Die gemessene Dilatanz wird im Ergebnis der Versuchsauswertung abhängig von  $\sigma_3$  und von der spezifischen Formänderungsarbeit im Dilatanzbereich  $U_{\text{Dil}}$  mathematisch beschrieben und für die Dilatanz-/Schädigungsmodellierung in das Stoffmodell überführt (Abb. 22).

Zusätzlich erfolgt auch eine plastische Korrektur für das Auftreten nicht zulässiger Zugspannungen. Ebenso wie bei dem Modell IfG-Minkley werden auch hier die elastischen Parameter abhängig von der plastischen Volumendilatanz beschrieben.

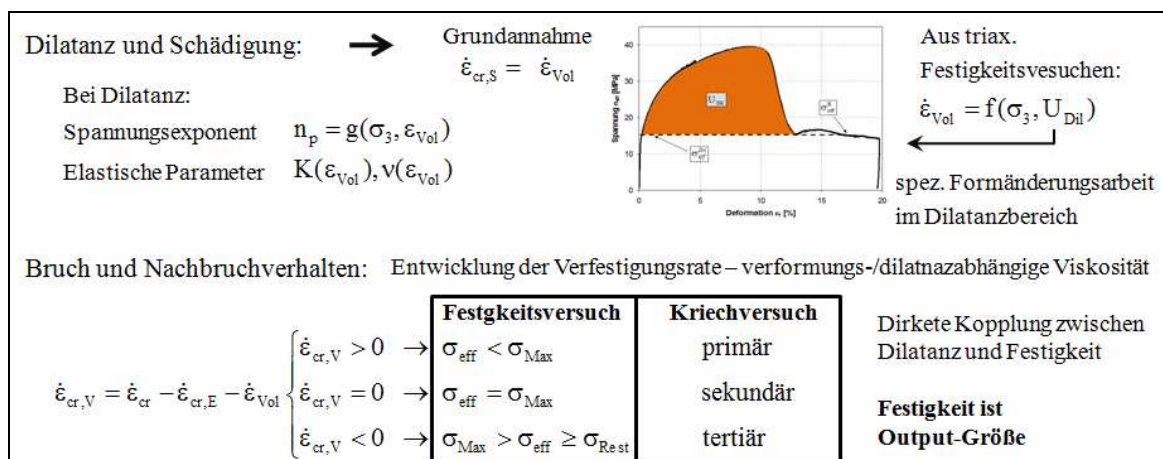


Abb. 22 Prinzipielle Beschreibung des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens im Modell Günther/ Salzer

Die folgende Tab. 10 gibt einen Überblick darüber, welche Parameter für die Modellierung der Schädigung und/oder der Dilatanz für die einzelnen Stoffmodelle ermittelt werden müssen und welche Versuche dazu erforderlich sind.



Modell	Modellterm	erforderliche Parameter <i>bzw. Anmerkung</i>	erforderliche Versuche
<b>CDM</b>	Dilatanzgrenze	$a_{dil}, b_{dil}$	triaxiale Festigkeitsversuche
	Dilatanz	keine – <i>resultiert aus Kriechverformung mittels <math>r_v</math>-Beschreibung</i>	
	Schädigung	$\delta_1, \delta_2, \delta_3$	
	Spitzenfestigkeit	$\omega_1, \omega_2, \omega_3, \omega_4, \omega_5$	
	Nachbruch	$c_{PF1}, c_{PF2}, n_{PF}$	
<b>Hou/Lux</b>	Dilatanzgrenze	<i>berechnet sich aus Spitzenfestigkeit, Parameter: <math>a_4, a_5</math></i>	triaxiale Festigkeitsversuche
	Dilatanz	<i>kein spezieller Modellterm, ergibt sich implizit</i>	
	Schädigung	$a_{15}, a_{16}, a_{17}$	mehrstufige Kriechversuche mit mindestens einer Laststufe im Dilatanzbereich
	schädigungsinduziertes Kriechen	$a_1, a_2, a_3$	
	Spitzenfestigkeit (Vergleichsspannung)	$a_6, a_7, a_8, a_9, a_{10}$	
<b>Lubby2-MDCF</b>	Dilatanzgrenze	$\bar{\chi}_6, \bar{\chi}_7, \bar{\chi}_8, \bar{\chi}_9, \bar{\chi}_{11}$	gering eingespannte Kriechversuche im Dilatanzbereich, gefahren bis in die tertiäre Phase
	Dilatanz	<i>Auswertegröße</i>	
	Schädigung	$\bar{\chi}_4, \bar{\chi}_{3sh}, \bar{\chi}_{sh}, t_0$	
	schädigungsinduziertes Kriechen	$c_0, c_2, c_3, c_4, c_5, \rho, n_3$	
	Spitzenfestigkeit	<i>resultiert implizit aus Schädigungsentwicklung</i>	
<b>KIT-Modell</b>	Dilatanzgrenze	<i>nach Cristescu/Hunsche, standortunabhängig</i>	triaxiale Festigkeitsversuche
	Dilatanz	<i>implizit enthalten</i>	
	Schädigung	<i>kein Modellterm</i>	
	schädigungsinduziertes Kriechen	$c_1, c_2, c_3, \eta_0$	
	Spitzenfestigkeit	<i>z. Zt. noch nicht implementiert</i>	
(Fortsetzung nächste Seite)			

<b>Modell</b>	<b>Modellterm</b>	<b>erforderliche Parameter bzw. Anmerkung</b>	<b>erforderliche Versuche</b>
<b>IfG- Minkley</b>	Dilatanzgrenze	$\sigma_D, \sigma_{Max}, \sigma_\phi \rightarrow$ bei $\epsilon_{pl} = 0$	triaxiale Festigkeits- versuche
	Dilatanz	<i>explizite Dilatanzfunktion mit</i> $\text{tab}(\epsilon_{pl}, \sigma_\psi), \text{tab}(\epsilon_{pl}, \tan \beta_0)$	
	Schädigung	<i><math>\epsilon_{pl}</math> resultiert aus Festigkeits- überschreitung</i>	
	schädigungsinduzier- tes Kriechen	<i>entspricht <math>\epsilon_{pl}</math></i>	
	Spitzenfestigkeit (Vergleichsspannung)	$\text{tab}(\epsilon_{pl}, \sigma_D), \text{tab}(\epsilon_{pl}, \sigma_{Max}), \text{tab}(\epsilon_{pl}, \sigma_\phi)$	
<b>IfG-GS</b>	Dilatanzgrenze	$D_1, D_2, D_3$	triaxiale Festigkeits- versuche
	Dilatanz	$a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8, a_9$	
	Schädigung	<i>wird mit Dilatanz gleichgesetzt</i>	
	schädigungsinduzier- tes Kriechen	<i>folgt aus Dilatanzrate</i>	
	Spitzenfestigkeit	<i>resultiert implizit aus Dilatanz- entwicklung</i>	

Tab. 10 Parameter und notwendige Versuche für die Beschreibung der Dilatanzgrenze und die Modellierung von Dilatanz, Schädigung und Festigkeit

## 4 Diskretisierungsstudie

Im Vorfeld der Simulationsberechnungen zum mechanischen Verhalten des Grubenausschnitts aus dem Untertagebauwerk Angersdorf ist durch die Projektpartner eine Diskretisierungsstudie durchgeführt worden. Diese Studie erfolgte vor dem Hintergrund, dass bei der Diskretisierung von Strukturen bzw. Strukturelementen die Möglichkeit einer relativ groben Modelldiskretisierung mit daraus resultierenden geringeren Rechenzeiten und einer geringeren Ergebnisgenauigkeit der Möglichkeit einer feineren Modelldiskretisierung mit größerer Genauigkeit der Berechnungsergebnisse und damit besserer Prognostizierbarkeit des Langzeitverhaltens bei allerdings längerer Rechenzeit gegenübersteht.

Sowohl Finite-Elemente-Verfahren wie auch Finite-Differenzen-Verfahren ermöglichen die numerische Berechnung bestimmter Größen nur an speziellen Punkten des modellierten Kontinuums, nämlich im Fall der Finite-Elemente-Verfahren in den Gaußpunkten der einzelnen Elemente bzw. im Fall der Finite-Differenzen-Verfahren in den Massenschwerpunkten der einzelnen Zonen. Zum Vergleich von Berechnungsergebnissen mit eventuell vorhandenen lokationsspezifischen Messwerten sollte die Modelldiskretisierung möglichst so gestaltet werden, dass in der Nähe der Messorte auch mindestens ein Berechnungspunkt liegt.

Besonders im Nahfeld von Hohlräumen können sich aufgrund der dort vorhandenen hohen Spannungsgradienten bei der Verwendung der hochgradig nichtlinearen Stoffmodelle für Steinsalz ansonsten sehr große Unterschiede zwischen Berechnungsergebnissen und Messwerten ergeben. Die Modelldiskretisierung muss demnach hinreichend fein gewählt werden, um die auftretenden Spannungsgradienten sowie die daraus resultierenden Phänomene (z.B. Deformationen, Gefügauflockerungen, Änderungen der Gesteinspermeabilität) quantitativ und qualitativ gut abbilden zu können.

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

Um die Auswirkungen unterschiedlicher Modelldiskretisierungen bei den unterschiedlichen Stoffmodellen der Projektpartner zu untersuchen, haben sich die Projektpartner des vorliegenden Verbundprojekts auf die Modellierung einer generischen Kammer-Langpfeiler-Situation (Scheibenmodell) mit einer zu variierenden Modelldiskretisierung geeinigt. Dieses Modell ist in Bezug auf die Dimensionen zu den betrachtenden Pfeilern und Abbaukammern des Grubenfeldes Angersdorf ähnlich. Abb. 23 zeigt die Abmessungen des verwendeten Kammer-Langpfeiler-Modells sowie die von allen Partnern zu untersuchenden Diskretisierungsvariationen. Aus Symmetriegründen sind im Berechnungsmodell nur eine halbe Kammer und ein halber Pfeiler betrachtet worden.

Die vertikale Ausdehnung des Modells beträgt  $h_{\text{Modell}} = 120$  m, die horizontale Ausdehnung  $b_{\text{Modell}} = 20$  m. In der Mitte des Modells sind die Abbaukammer und der Pfeiler (graue Linien) angeordnet. Die Abmessungen des im Berechnungsmodell betrachteten halben Pfeilers betragen in der Höhe  $h_{\text{Pfeiler}} = 20$  m und in der Breite  $b_{\text{Pfeiler}} = 10$  m. Die gesamte Modellstruktur soll sich im homogenen Leine-Steinsalz der Grube Angersdorf befinden.

Die Elementanzahl im Pfeilerbereich soll in x-Richtung  $n_x = 6$  bis 20 Elemente und in z-Richtung  $n_z = 6, 8$  und 10 Elemente umfassen. Die zu untersuchenden Kombinationen der

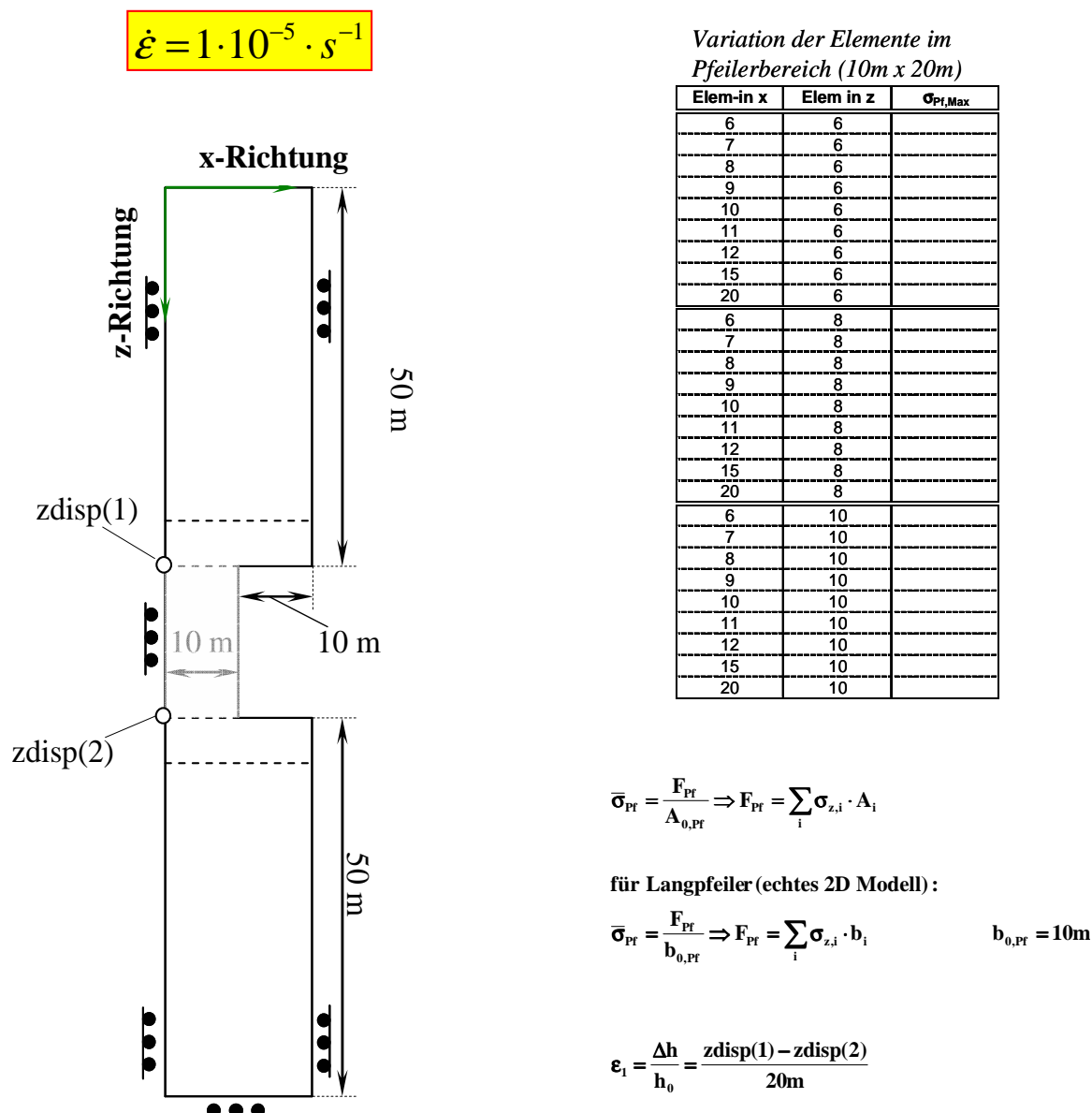


Abb. 23 Kammer-Longpfeiler-Modell der Diskretisierungsstudie und zu untersuchende Diskretisierungsvariationen

Elementanzahl in x- und z-Richtung sind Abb. 23 zu entnehmen. Oberhalb bzw. unterhalb des Pfeilers außerhalb des durch die gestrichelten Linien in Abb. 23 markierten Bereichs können die Projektpartner eine Diskretisierungsvergrößerung vornehmen.

Wie in Abb. 23 dargestellt, ist das Berechnungsmodell für  $x = 0$  m (linker Modellrand) und  $x = 20$  m (rechter Modellrand) gegen horizontale Verschiebungen in x-Richtung gesperrt, für das gesamte Berechnungsmodell gegen horizontale Verschiebungen in y-Richtung und für  $z = 0$  m (unterer Modellrand) gegen vertikale Verschiebungen.

Abb. 24 zeigt das vom Projektpartner Hampel in der Simulationssoftware FLAC3D diskretisierte Berechnungsmodell für die Variante mit  $n_x = 20$  und  $n_z = 10$ .

Die Lastaufbringung erfolgt in der Form einer Deformationsrandbedingung am oberen Modellrand. Dort wird eine konstante Pfeilerstauchungsrate von  $\dot{\epsilon} = 10^{-5} s^{-1}$  angesetzt bezogen auf die Ausgangspfeilerhöhe von  $h_{Pfeiler,0} = 20$  m. Die Pfeilerstauchung wird dabei mittels der Differenz der vertikalen Verschiebungen an der Ober- und Unterkante des Pfeilers bezogen auf die Ausgangspfeilerhöhe wie folgt berechnet:

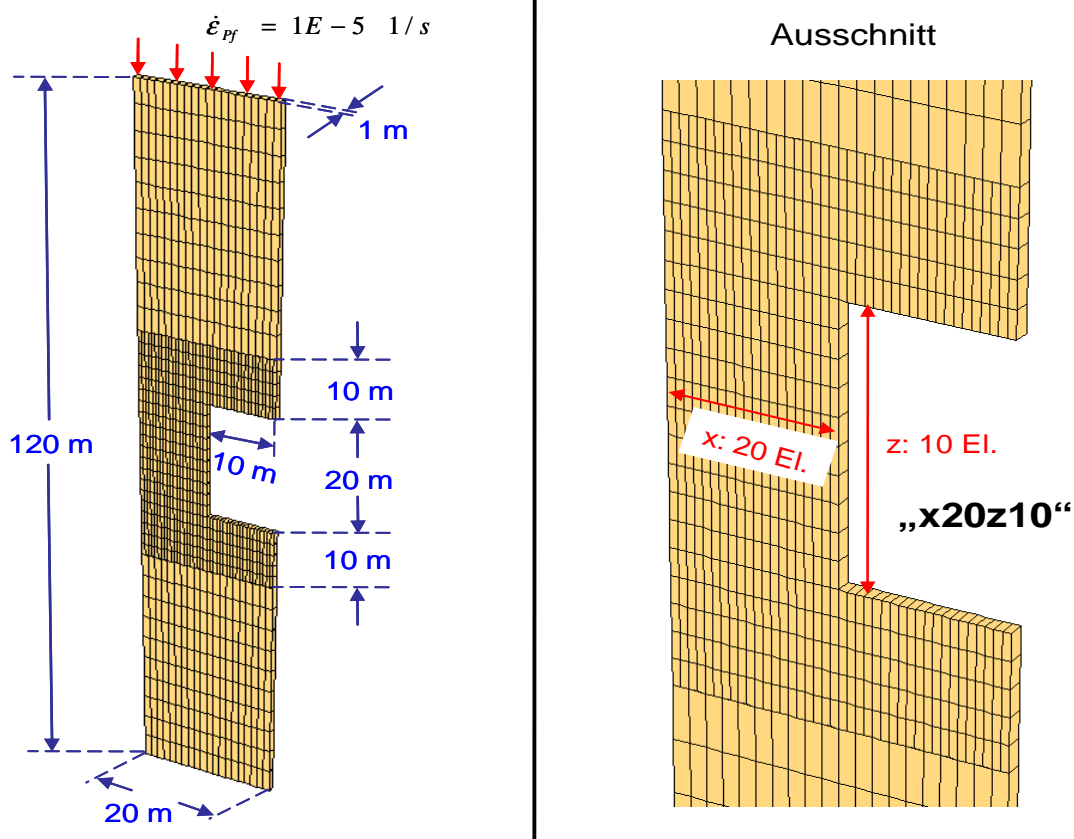


Abb. 24 Exemplarische Darstellung des Berechnungsmodells mit der feinsten zu untersuchenden Diskretisierungsvariante

$$\epsilon_1 = \frac{\Delta h_{\text{Pfeiler}}}{h_{\text{Pfeiler},0}} = \frac{z\text{disp}(1) - z\text{disp}(2)}{20 \text{ m}} \quad (35)$$

mit  $\epsilon_1$ : Pfeilerstauchung in [1],

$\Delta h_{\text{Pfeiler}}$ : Differenz der vertikalen Verschiebung an Ober- und Unterkante des Pfeilers in [m],

$h_{\text{Pfeiler},0}$ : Ausgangspfeilerhöhe in [m].

Als Auswertungs- und Vergleichsgröße wird die aus dem vertikalen Kraftfluss im Berechnungsmodell unterhalb der Kammer-Langpfeiler-Struktur berechnete mittlere Pfeilergrenzspannung  $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler,grenz}}$  zum Zeitpunkt des Pfeilerversagens verwendet, allerdings jeweils bezogen auf die Ausgangspfeilerbreite von  $b_{\text{Pfeiler},0} = 10 \text{ m}$ .

In [HOU, 1997] sind analytische Betrachtungen zu der unter Verwendung unterschiedlicher Stoffmodelle zu erwartenden kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeit verschiedener Pfeilertypen im Steinsalz dargestellt. Dabei ist auch die kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit eines Langpfeilers betrachtet worden. Abb. 25 zeigt die unter Verwendung des Stoffmodells Hou/Lux zu erwartenden kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeiten für unterschiedliche Schlankheitsmaße  $\alpha = b_{\text{Pfeiler}}/h_{\text{Pfeiler}}$  und Formfaktoren  $\mu = b_{\text{Pfeiler}}/l_{\text{Pfeiler}}$  ( $b_{\text{Pfeiler}}$ : Pfeilerbreite,  $h_{\text{Pfeiler}}$ : Pfeilerhöhe,  $l_{\text{Pfeiler}}$ : Pfeilerlänge).

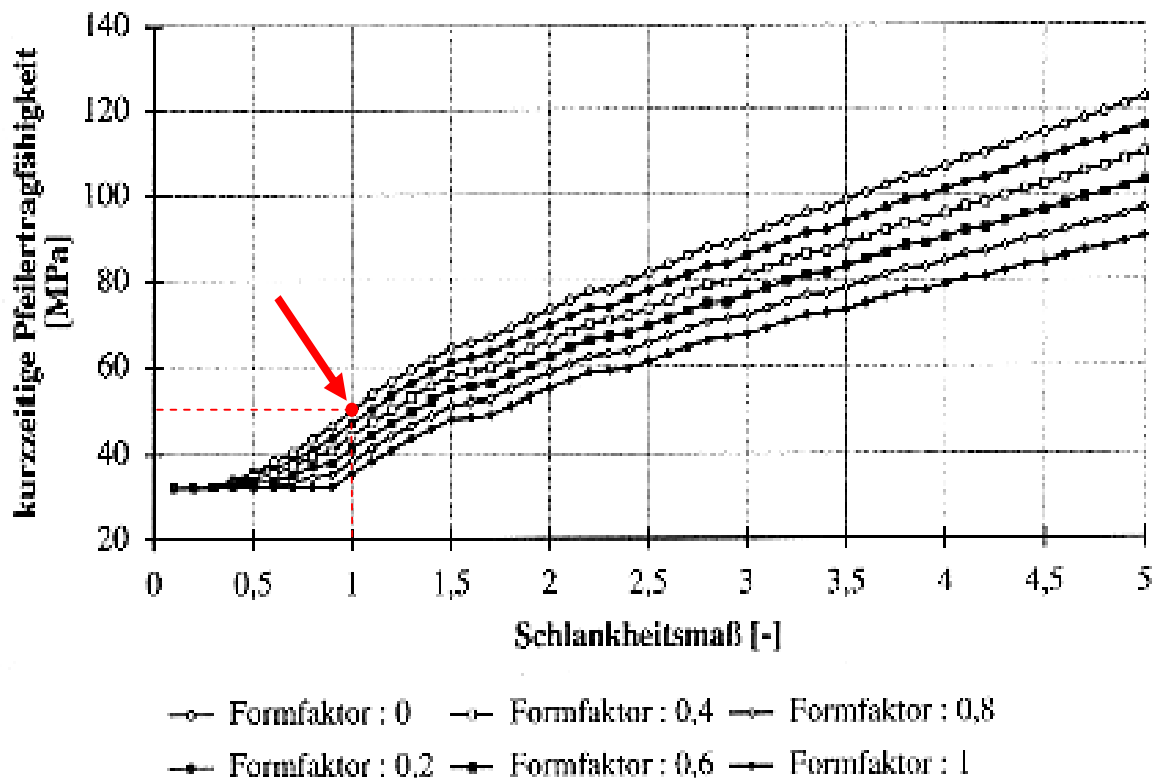


Abb. 25 Kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit (Stoffmodell Hou/Lux) bei unterschiedlichen Schlankheitsmaßen und Formfaktoren für einen Pfeiler im Steinsalz [Hou, 1997]

Für den im Rahmen der Diskretisierungsstudie betrachteten Langpfeiler mit unendlicher Ausdehnung ist der Formfaktor  $\mu = 0$  und das Schlankheitsmaß  $\alpha = 1$  heranzuziehen. Somit ergibt sich für den Modellpfeiler eine kurzzeitige Pfeilertragfähigkeit von  $\bar{\beta}_{\text{Pfeiler}}^k \approx 50 \text{ MPa}$ .

Ein Vergleich der in [Hou, 1997] analytisch ermittelten kurzzeitigen Pfeilertragfähigkeit von  $\bar{\beta}_{\text{Pfeiler}}^k \approx 50 \text{ MPa}$  aus Abb. 25 mit den aus den numerischen Simulationen erhaltenen zeitlichen bzw. deformationsabhängigen Entwicklungen der mittleren Pfeilerspannung sowie insbesondere mit den mittleren Pfeilergrenzspannungen – in Abb. 26 exemplarisch für den Projektpartner IfG Leipzig (Modell Günther/Salzer) dargestellt – zeigt eine gute Übereinstimmung für relativ fein gewählte Modelldiskretisierungen. Für relativ grobe Diskretisierungen wird dagegen in der numerischen Simulation die Pfeilertragfähigkeit überschätzt, da aufgrund der hier nicht in hinreichend gutem Maße abgebildeten hohen Spannungsgradienten im Pfeiler die Gefügauflockerung insbesondere an der Kammerkontur unterschätzt wird.

Die in Abb. 26 dargestellten Berechnungskurven zeigen allerdings auch, dass die numerische Simulation von durch das schädigungsfreie Kriechen dominierten Deformationsprozessen nur einen relativ geringen Einfluss der Modelldiskretisierung auf die Berechnungsergebnisse erkennen lässt. Als Ursache dafür ist zu nennen, dass die Modellierung des schädigungsfreien Kriechens eine erheblich geringere Nichtlinearität vom Spannungszustand aufweist als die Modellierung des Schädigungsprozesses.

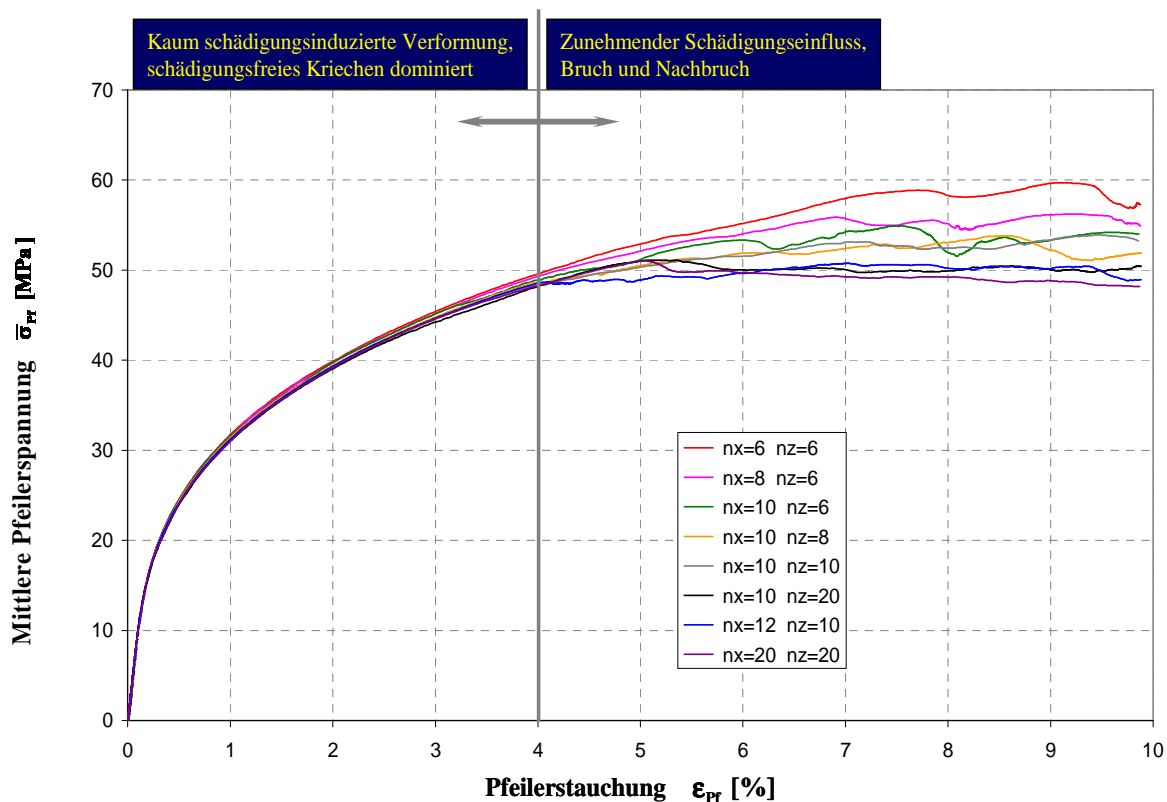


Abb. 26 Exemplarische Darstellung der aus den numerischen Simulationen des IfG mit dem Modell Günther/Salzer erhaltenen mittleren Pfeilerspannung für einige der untersuchten Diskretisierungsvarianten

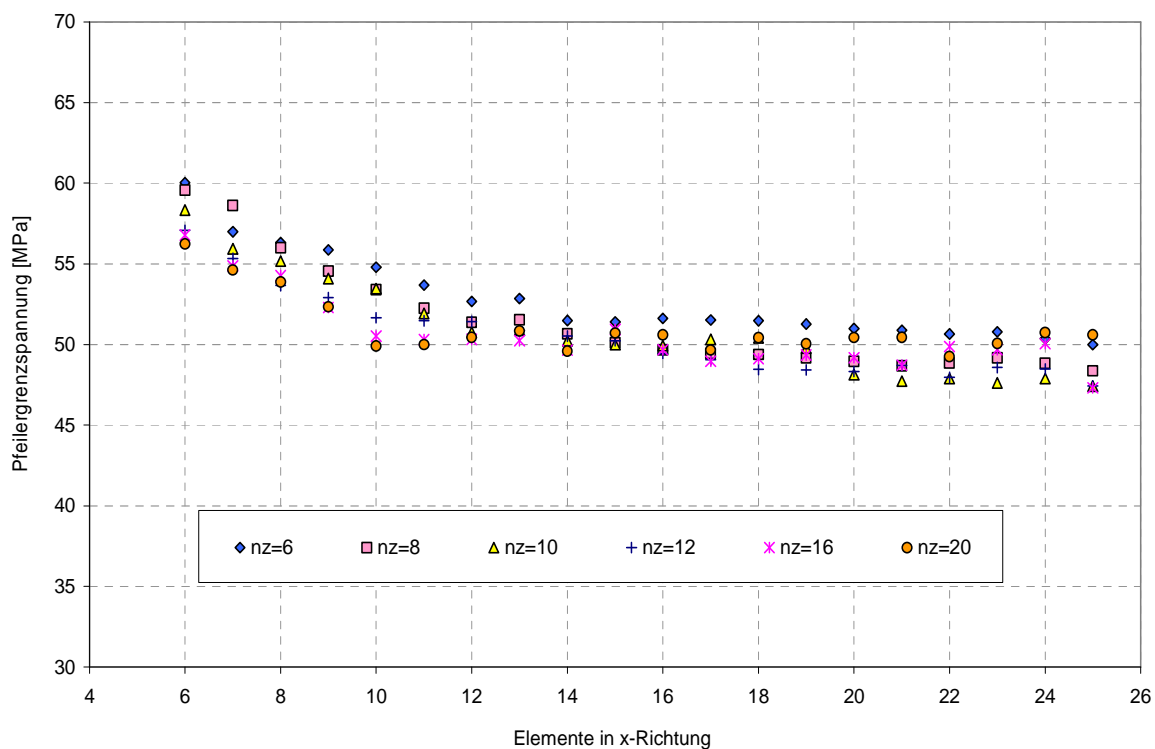


Abb. 27 Exemplarische Darstellung der aus den numerischen Simulationen des IfG mit dem Modell Günther/Salzer erhaltenen mittleren Pfeilergrenzspannungen

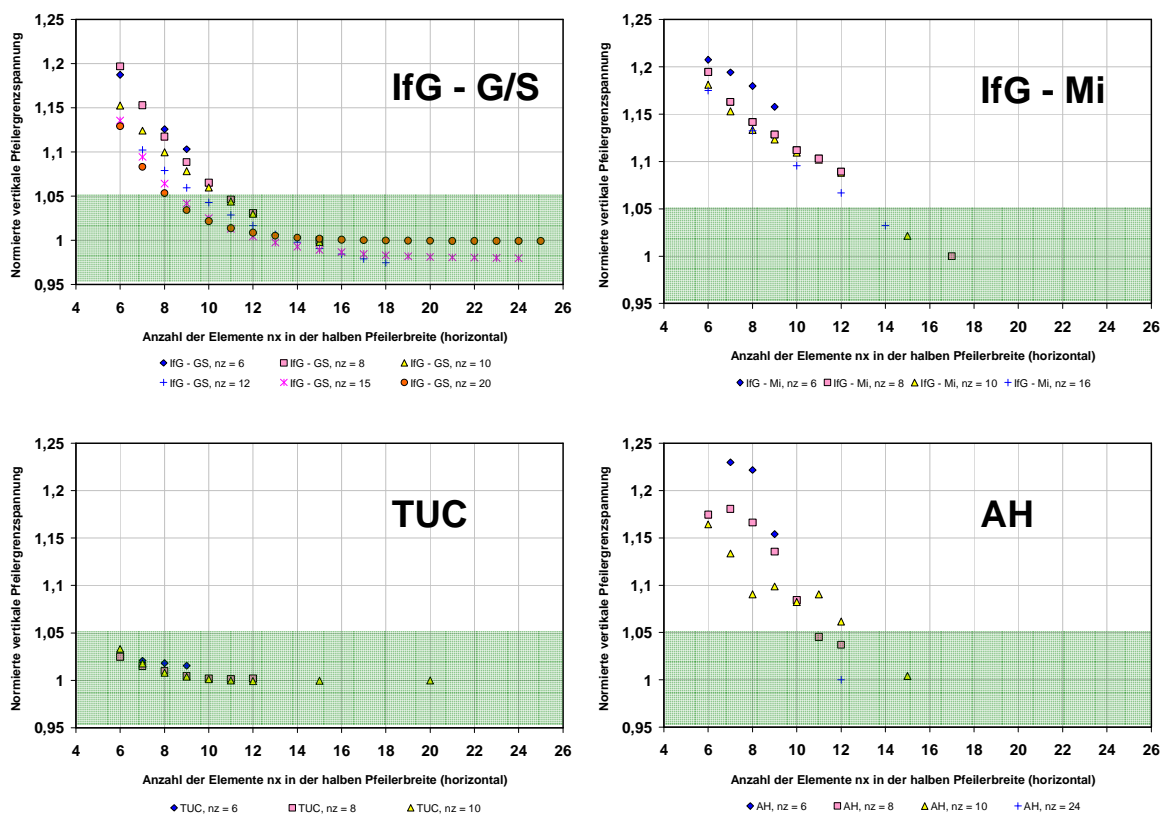


Abb. 28 Darstellung der aus den numerischen Simulationen erhaltenen mittleren – jeweils auf das Simulationsergebnis der feinsten betrachteten Pfeilerdiskretisierung normierten – Pfeilergrenzspannungen für die Projektpartner IfG Leipzig (beide Stoffmodelle), TU Clausthal und Hampel (AH)

Eine gegenüber Abb. 26 verbesserte Darstellung zur Bewertung des Diskretisierungseinflusses auf die Qualität der Simulationsergebnisse zeigt Abb. 27. Hier sind exemplarisch für den Projektpartner IfG Leipzig die aus der zeitlichen Entwicklung der mittleren Pfeilerspannungen erhaltenen mittleren Pfeilergrenzspannungen aufgetragen worden über der in der jeweiligen Diskretisierungsvariante verwendeten Elementanzahl  $n_x$ .

Aus Abb. 27 ist für sehr grobe Modelldiskretisierungen ein signifikanter Diskretisierungseinfluss auf die Qualität der Berechnungsergebnisse zu ersehen. Mit zunehmender Feinheit der Diskretisierung nimmt dieser Einfluss allerdings stark ab, so dass sich ab einer bestimmten Diskretisierungseinheit nur noch eine sehr geringere weitere Qualitätsverbesserung der Ergebnisse einstellt, wohingegen allerdings die benötigten Rechenzeiten für die numerischen Simulationen mit der weiteren Verfeinerung der Diskretisierung weiterhin stark ansteigen.

Da im Rahmen dieser Studie nicht die absolute Größe der berechneten Pfeilergrenzspannung untersucht werden sollte, sondern der Einfluss der Modelldiskretisierung auf die berechnete Pfeilergrenzspannung, haben sich die Projektpartner auf eine Normierung der mit den verschiedenen Diskretisierungen berechneten Pfeilergrenzspannungen  $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler,grenz},i}$  verständigt und diese auf die Grenzspannung mit der jeweils feinsten Diskretisierung  $\bar{\sigma}_{\text{Pfeiler,grenz},\infty}$  bezogen. Abb. 28 zeigt für die Projektpartner IfG Leipzig, TU Clausthal und Hampel diese normierten mittleren Pfeilergrenzspannungen.



Aus Abb. 28 ist deutlich zu ersehen, dass die unterschiedlichen Stoffmodelle eine signifikant unterschiedliche Sensitivität gegenüber der Feinheit der Pfeilerdiskretisierung aufweisen. Die Stoffmodelle des IFG Leipzig bzw. von Hampel weisen bei sehr groben Pfeilerdiskretisierungen eine um bis zu etwa 25 % überschätzte Pfeilergrenzspannung auf, während diese unter Verwendung des Stoffmodells der TU Clausthal nicht so stark überschätzt wird. Ab einer gewissen – vom jeweiligen Stoffmodell abhängigen – Feinheit der Pfeilerdiskretisierung kommt es aber nur noch zu relativ geringen Abweichungen von weniger als 5 %.

Zusammenfassend sind im Rahmen der Diskretisierungsstudie folgende Schlussfolgerungen zu ziehen:

Die Modellierung der Spannungsentwicklung aufgrund von Deformationsprozessen, die durch schädigungsfreie Kriechprozesse dominiert sind, kann auch durch eine relativ grobe Modelldiskretisierung erfolgen, da nur ein geringer Diskretisierungseinfluss auf die Simulationsergebnisse besteht.

Die rechnerische Modellierung von Bruch- und Nachbruchprozessen im Steinsalz erfordert dagegen eine hinreichend feine Modelldiskretisierung, um die auftretenden Spannungsgradienten speziell im Nahfeld von Hohlräume hinreichend genau abbilden zu können. Die erforderliche Diskretisierungsfineinheit ist in signifikantem Maße abhängig von dem eingesetzten Stoffmodell.

## 5 3D-Berechnung eines Ausschnitts der Grube Angersdorf

### 5.1 Auswahl und 3D-Modellierung der Grube Angersdorf

Nach eingehenden Recherchen wurde von den Projektpartnern die Grube Angersdorf für die 3D-Modellberechnungen im zweiten Verbundprojekt ausgewählt. Sie gehört zur Grube Teutschenthal bei Halle an der Saale. Einen vertikalen Schnitt durch die geologischen Schichten der Grube Angersdorf, die um 9° nach Norden einfallen, zeigt Abb. 29.

Da der Vergleich der stoffgesetzlichen Beschreibung des Carnallits nicht Bestandteil der Arbeiten war, wurden die Kaliabbau nicht in die Berechnungen einbezogen. Daher lag die Unterkante des Berechnungsmodells im unteren Bereich des Hauptanhydrits bei -700 m NN. Darüber wurden alle Schichten bis zur Tagesoberfläche bei +100 m und deren Einfallen berücksichtigt. Die Hauptabbaukammern im Leine-Steinsalz folgen dem Einfallen, der dortige streichende Abbau (im Bild rechts) verläuft horizontal.

Zwischen 1911 und 1927 wurde zunächst in über 700 m Tiefe Kali abgebaut, ab 1928 anschließend das darüber liegende Leine-Steinsalz. Dessen Gewinnung endete 1966, also vor ca. 50 Jahren. In den Simulationsberechnungen wurde eine schlagartige Auffahrung der Hohlräume im Steinsalz angenommen und der Zeitpunkt bei 50 Jahren mit dem Zustand

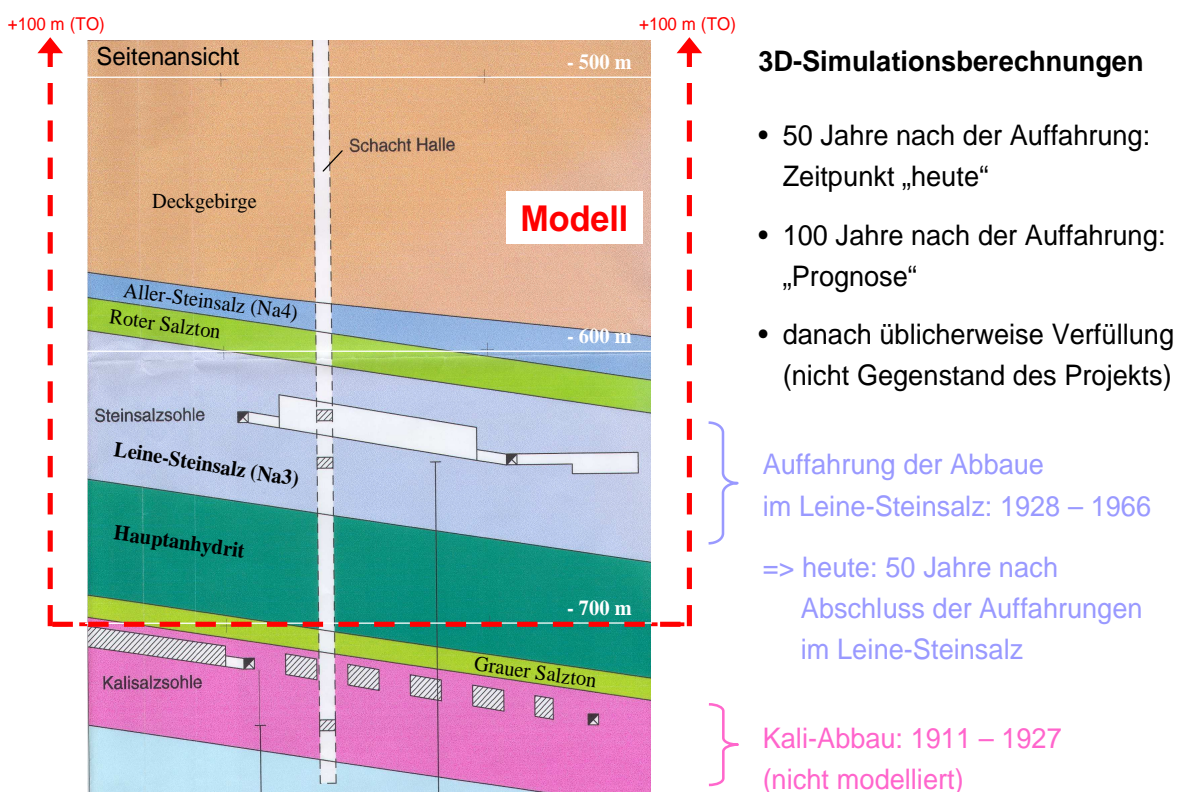


Abb. 29 Geologisches Profil in einem vertikalen Schnitt durch die Grube Angersdorf. Die modellierten Strecken und Abbaukammern wurden 1928-1966 im Leine-Steinsalz (Na3) aufgefahren. Die tiefer liegenden, früheren Kali-Abbaue wurden nicht berücksichtigt, da die Modellierung des Carnallits nicht Gegenstand der Untersuchungen war. Daher berücksichtigen die Berechnungsmodelle der Projektpartner die Schichten von der Unterkante des Hauptanhydrits bei ca. -700 m NN bis zur Tagesoberfläche (TO) bei +100 m NN und deren Einfallen um 9° nach Norden.

„heute“ assoziiert. Daher erfolgte hier auch der Vergleich mit den Ergebnissen der In-situ-Messungen aus dem Projekt. Anschließend wurden die Berechnungen um weitere 50 Jahre weitergeführt, um eine Prognose der künftigen Entwicklung zu erhalten und vergleichen zu können.

Für die Auswahl der Grube Angersdorf sprachen die folgenden Gründe:

- Einige Laborversuchsergebnisse mit Steinsalz aus der Grube waren bereits zu Projektbeginn beim IfG Leipzig vorhanden, so dass von allen Partnern gleich mit einer vorläufigen Kennwertbestimmung begonnen werden konnte.
- Probennahmen für weitere spezifische Laborversuche im Projekt waren in der Grube möglich und wurden vom IfG durchgeführt.
- In-situ-Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung über der Grube waren ab Beginn der untertägigen Auffahrungen vor ca. 100 Jahren verfügbar.
- Die Durchführung von untertägigen Messungen in der Grube war im Projekt möglich und erfolgte durch das IfG als Serviceleistung für alle Partner.
- Die Grube ist nicht Gegenstand eines laufenden Genehmigungsverfahrens, daher sind die Projektergebnisse uneingeschränkt publizierbar.
- Die Grube hat eine sehr regelmäßige Anordnung der Kammern und Pfeiler, so dass die Modellierung eines schmalen Ausschnitts bestehend aus einer Kammer- und einer Pfeilerhälfte ausreichend war, siehe Abb. 30.

In Kap. 2 werden die bei Projektbeginn vorhandenen und die im Vorhaben vom IfG und der TUC zusätzlich durchgeführten Laborversuche mit Leine-Steinsalz aus der Grube Angersdorf dargestellt. Weitere Details werden in den Ergebnisberichten des IfG und der TUC ausgeführt. Im IfG-Bericht werden auch die Geschichte und der Aufbau der Grube sowie die im Projekt durchgeführten untertägigen Messungen ausführlich beschrieben.

Die regelmäßige Anordnung der Kammern und Pfeiler und die Beschränkung der Modellierung auf einen schmalen Grubenausschnitt reduzierte den Modellierungsaufwand auf ein für alle Partner zu bewältigendes Maß. Dennoch enthält das Modell mit der um 9° einfallenden Hauptkammer, der von ihr im rechten Winkel abzweigenden und durch den Pfeiler stoßenden Verbindungsstrecke zur Nachbarkammer, der westlichen Grund- und Wetterstrecke sowie dem streichenden Abbau eine für den Stoffgesetzvergleich genügend komplexe Struktur, um aussagekräftige Ergebnisse zu liefern.

Das Grubengebäude hat in x-Richtung, siehe Abb. 30 unten, eine Gesamtbreite von 160 m. Das Modell wurde lateral auf beiden Seiten um jeweils ca. 300 m in das kompakte Steinsalz hinein ausgedehnt, um einen Einfluss der festen Randbedingungen auf die Ergebnisse in Hohlraumnähe ausschließen zu können. Mit der Breite der halben Kammer und des halben Pfeilers von jeweils 10 m hatte das Gesamtmodell eine Dimension von 745 m x 20 m x 800 m.

Die Hohlräume haben die folgenden Abmessungen (b x h bzw. l x b x h):

Westliche Wetterstrecke:	5 m x 3,5 m
Abbaukammer:	80 m x 20 m x 15 m
Verbindungsstrecke:	4 m x 2 m
Westliche Grundstrecke:	4 m x 2 m
Streichender Abbau:	25 m x 8 m.

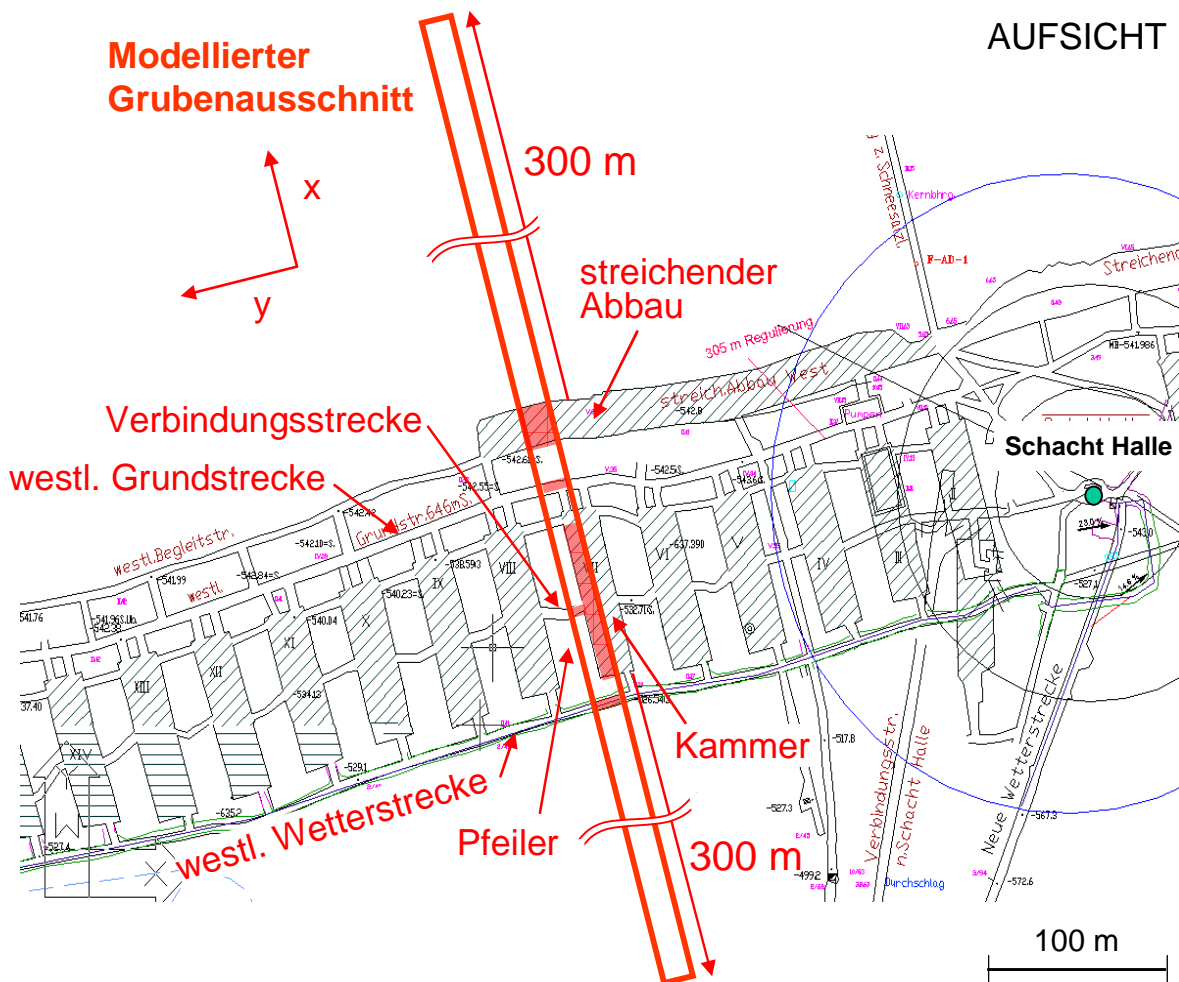
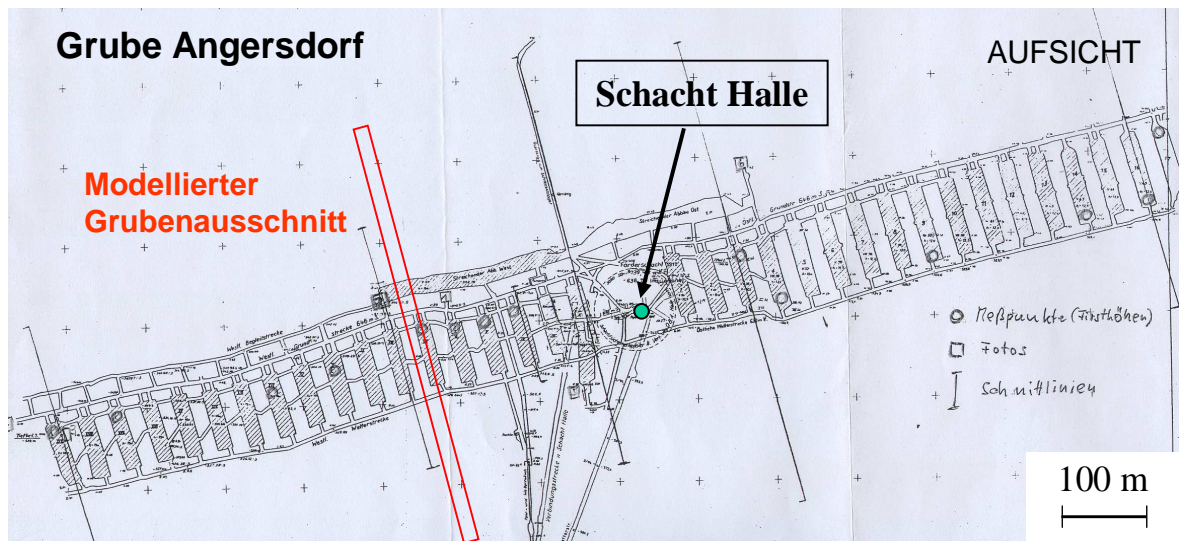


Abb. 30 Aufsicht auf das Grubengebäude Angersdorf im Leine-Steinsalz. Die regelmäßige Anordnung der Kammern und Pfeiler (oben) ermöglicht aufgrund der Symmetrie mit dem Modell eines schmalen Ausschnitts, der nur eine Pfeiler- und Kammerhälfte umfasst (unten), bereits ein ungefähres Abbild der Grube. Die rot gefüllten Abbaue und Strecken wurden im Modell berücksichtigt. In x-Richtung wurde das Modell um 300 m in das kompakte Steinsalz hinein erweitert, um einen Einfluss der Randbedingungen auf die Simulationsergebnisse auszuschließen.



Jeder Partner erstellte auf der Grundlage vorgegebener Koordinaten der Kammer- und Streckeneckpunkte sowie der Schichtgrenzen am Modellrand sein dreidimensionales FDM- bzw. FEM-Modell. Auf der einen Seite strebte dabei jeder nach der Vernetzungsstudie eine möglichst feine Diskretisierung in der Nähe der Hohlräume – vor allem um die Verbindungsstrecke herum – an, um die dort hohen Gradienten der Spannungen, Verformungen, Dilatanz und Schädigung möglichst gut abbilden zu können und vernetzungsunabhängige Ergebnisse zu erhalten.

Auf der anderen Seite musste aus Gründen der Rechenzeiterparnis die Gesamtelementanzahl so klein wie möglich gehalten werden. Daher wurden die Finite-Differenzen-Netze von Hampel, des IfG, IUB und der TUC mit zunehmender Entfernung von den Hohlräumen sukzessive vergrößert, meist im Verhältnis 2:1. Um numerischen Artefakten bei den Simulationsberechnungen vorzubeugen, wurden die Netzvergrößerungen nicht an den geologischen Schichtgrenzen vorgenommen, siehe die nachfolgenden Abbildungen.

Dieses FLAC3D-Modell von Hampel in Abb. 31 wurde nach Abschluss der Vernetzungsstudie auf 90.560 Elemente und 102.211 Knoten verfeinert, von denen nach der Auffahrung, d. h. nach dem Löschen der Hohlraumelemente, noch 76.690 Elemente und 89.189 Knoten für die Kriechberechnung übrig blieben. Dazu wurde vor allem die Umgebung der Verbindungsstrecke und der Pfeiler in y-Richtung feiner diskretisiert. Die Verfeinerung war ohne großen Aufwand möglich, da das Modell modular aus einzelnen Blöcken aufgebaut ist. Abb. 32 zeigt zum Vergleich die FLAC3D-Modelle des IfG, IUB und der TUC.

Beim Finite-Elemente-Modell des KIT erfolgte die Vernetzung mit ADINA im Bereich der Hohlräume nach der Advanced-Front-Methode, in den übrigen Gebieten wurde eine strukturierte Elementdiskretisierung vorgenommen. Das Netz wurde aus 8- bzw. 20-Knoten-Elementen aufgebaut, siehe Abb. 33.

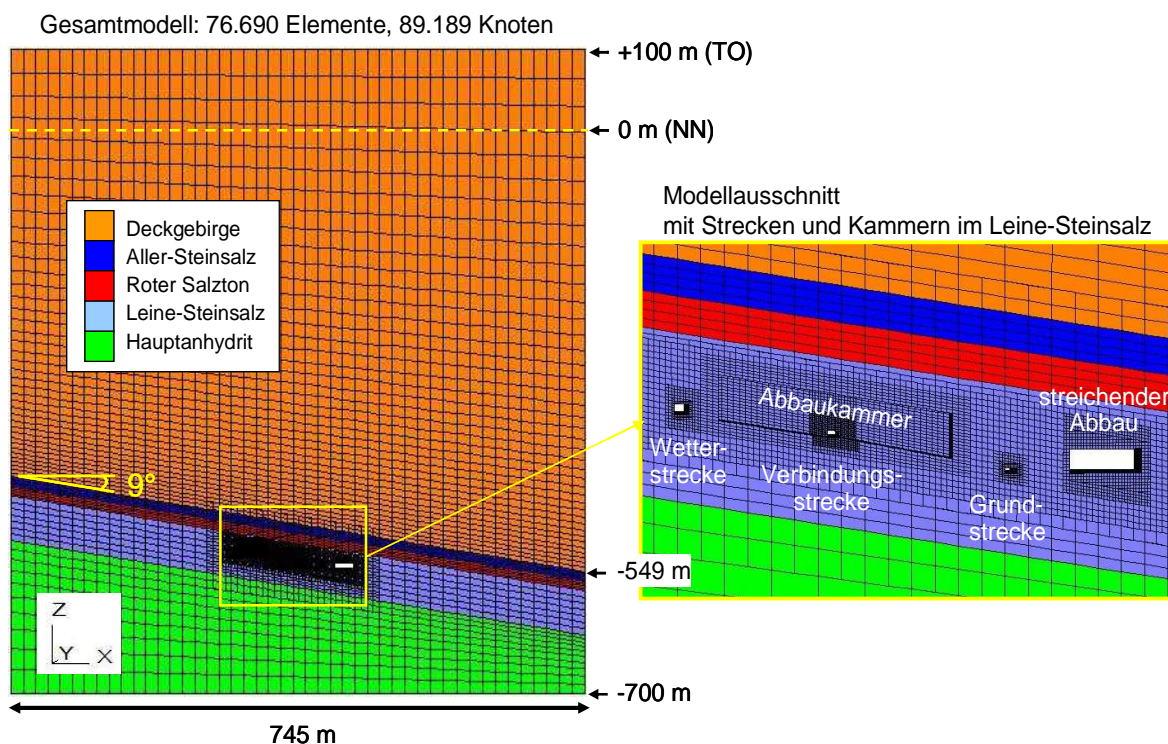


Abb. 31 Seitenansicht des gesamten FLAC3D-Modells des Grubenausschnitts Angersdorf von Hampel (links) und des Ausschnitts der Umgebung der untertägigen Hohlräume (rechts).

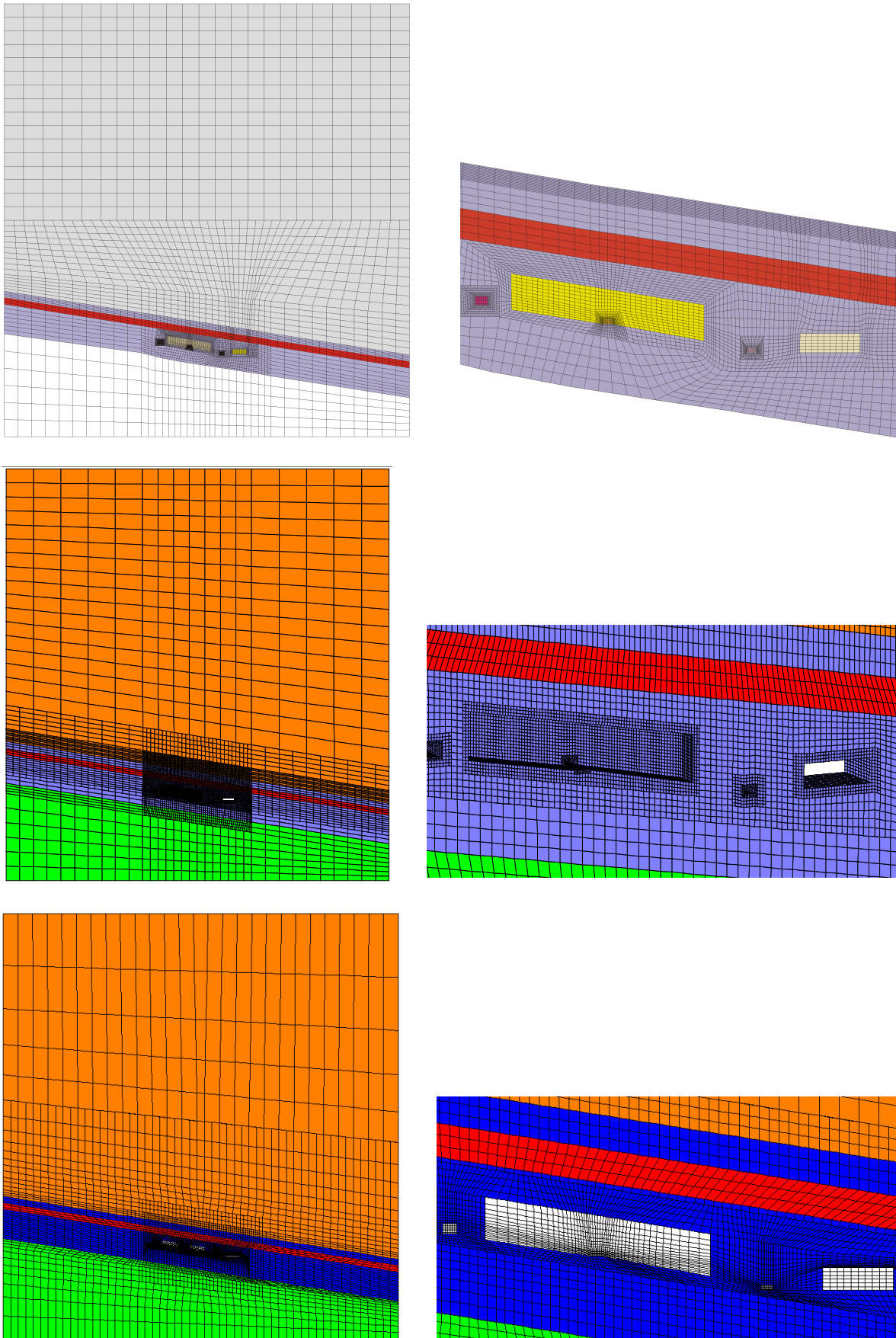


Abb. 32 Seitenansicht des gesamten FLAC3D-Modells des Grubenausschnitts Angersdorf (links) und des Ausschnitts der Umgebung der untertägigen Hohlräume (rechts) der Projektpartner IfG (oben), IUB (Mitte) und TUC (unten).

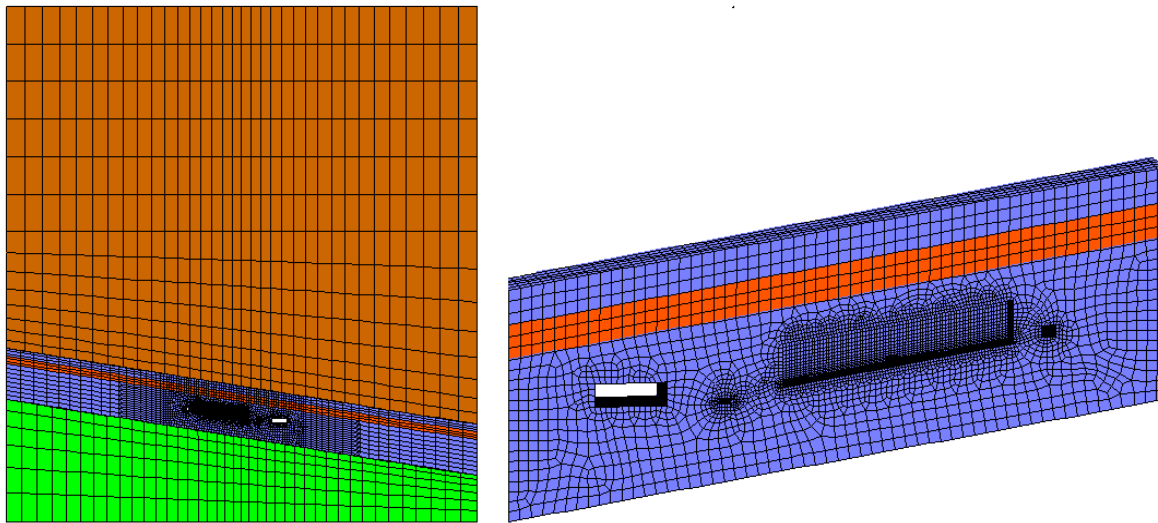


Abb. 33 Seitenansicht des gesamten ADINA-Modells des Grubenausschnitts Angersdorf (links) und des Ausschnitts der Umgebung der untertägigen Hohlräume (rechts) des Projektpartners KIT.

## 5.2 Randbedingungen und Primärspannungszustand

Da der modellierte Grubenausschnitt die gesamte Grube mit ihrer periodischen Anordnung der Kammern und Pfeiler repräsentiert, wurde der linke und rechte Modellrand in  $x$ -Richtung, die vordere und hintere Modellfläche in  $y$ -Richtung sowie die Modellunterseite in  $z$ -Richtung fixiert.

Das Ziel des Verbundprojektes bestand darin, die Modellierung des Kriechens, der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung sowie eventueller Bruch- und Nachbruchvorgänge in der Steinsalzschiefer mit den Stoffgesetzen zu vergleichen. Um diese Vergleichbarkeit der Simulationsergebnisse zu gewährleisten, wurden die Randbedingungen, die stoffgesetzlichen Beschreibungen und Parameterwerte zur Modellierung der nichtsalinaren Gesteinsschichten sowie die Konstanten des elastischen Verhaltens des Steinsalzes allen Partnern einheitlich vorgegeben, siehe Abb. 34. Diese Werte basieren auf den Untersuchungen, d. h. insbesondere den gesteinsmechanischen Laborversuchen, die das IfG im Zusammenhang mit dem Langzeitsicherheitsnachweis der Grube Angersdorf durchgeführt hat [IfG, 2006].

Ohne derartige Vorgaben hätten zwar ggf. unterschiedliche Vorgehensweisen der Projektpartner und deren Auswirkungen miteinander verglichen werden können, unterschiedliche Auswirkungen der verschiedenen Stoffgesetzmodellierungen wären aber nicht in jedem Falle deutlich geworden. So hätte unter Umständen nicht geklärt werden können, ob einige voneinander abweichende Simulationsergebnisse auf die Modellierung des Steinsalzes oder der anderen Gesteinsschichten zurückzuführen sind.



**Einheitliche Vorgaben:**

Schicht	Modell	$\rho$ [t/m <sup>3</sup> ]	K [GPa]	G [GPa]	E [GPa]	$\nu$ [-]	c [MPa]	$\phi$ [°]	$\sigma_z$ [MPa]	A [d <sup>-1</sup> ]	n
Deckgebirge	MC	2,80	5,9	2,3	6,0	0,33	0,5	30	0		
roter Salzton	T4 Norton	2,30	7,5	4,0	10,2	0,27				1,60E-06	1
Hauptanhydrit	A3 Elastisch	2,90	40,0	24,0	60,0	0,25					
Steinsalz	Na3-Na4	2,15	16,7	10,0	25,0	0,25					

↓

**Grundspannungszustand:**  $\sigma_{zz} = 9,81 \text{ m/s}^2 * \rho * z$

**Seitendruckbeiwert:**  $k_0$  mit  $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = k_0 * \sigma_{zz}$

Deckgebirge:  $k_0 = \nu / (1 - \nu) = 0,5$

alle anderen Schichten:  $k_0 = 1$

Abb. 34 Einheitliche Vorgaben zur 3D-Berechnung des Grubenausschnitts Angersdorf. Für die beiden Steinsalzsichten wurden die Werte der elastischen Parameter vorgegeben, für die anderen Gesteinsschichten die Stoffmodelle (MC: Mohr-Coulomb-Ansatz, Norton: Potenzkriechgesetz, Elastisch: Hooke'sches Gesetz) und die Parameterwerte. Mit den gegebenen Gesteinsdichten und Seitendruckbeiwerten war auch der Primärspannungszustand für alle Partner einheitlich definiert. Diese Vorgaben dienten dazu, die Ergebnisse der Kriech-, Dilatanz- und Schädigungsberechnungen der Partner im Steinsalz vergleichbar zu machen.

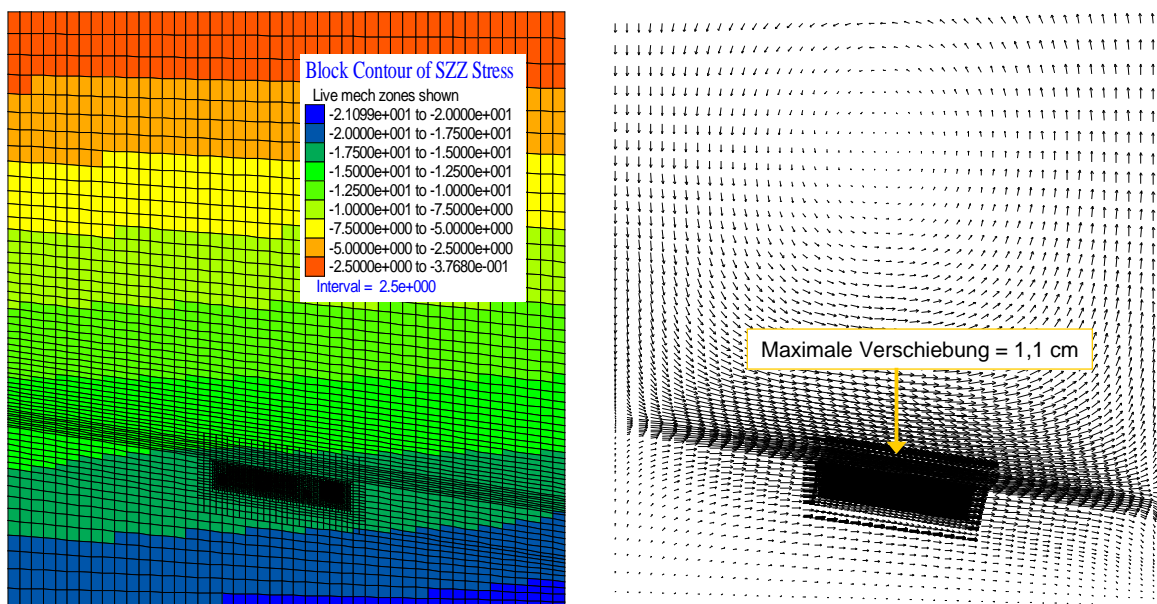


Abb. 35 Beispiel von Hampel für den mit den Vorgaben aus Abb. 34 berechneten Primärspannungszustand im Modell Angersdorf mit noch geschlossenen Hohlräumen (Vertikalspannung  $\sigma_{zz}$ , links) und die Verschiebungen (rechts) nach Initialisierung der Spannung und 75.000 Rechenschritten elastischer Berechnung des Modells zur Reduktion der numerischen Ungleichgewichtskräfte, siehe auch Abb. 49. Diese Verschiebungen wurden vor der Kriechberechnung auf Null gesetzt.



Da auch die Dichte der Gesteine und die Seitendruckbeiwerte vorgegeben wurden, konnte der Primärspannungszustand im Modell vor der Auffahrung der Hohlräume ausgerechnet und in FLAC3D auch initialisiert werden. Das Beispiel von Hampel in Abb. 35 zeigt die Vertikalspannung  $\sigma_{zz}$  und die Verschiebungen im Modell Angersdorf vor der Auffahrung der Hohlräume, die aus dieser Initialisierung des Primärspannungszustandes und der anschließenden elastischen Berechnung des Modells zur Reduktion der numerischen Ungleichgewichtskräfte resultieren. Aufgrund der unterschiedlich schweren Gesteinsschichten und deren Einfallen um 9 Grad hat sich dabei eine leichte Abweichung von einer exakt horizontalen Schichtung der Spannungskonturen und eine schwache Drehbewegung der Verschiebungen um einen Punkt im Deckgebirge herum ergeben. Diese Verschiebungen wurden vor Beginn der Auffahrung und der anschließenden Kriechberechnung auf Null gesetzt.

Wird der Primärspannungszustand in dem Modell mit noch geschlossenen Hohlräumen nicht initialisiert sondern berechnet, dann wird diese schwache Drehbewegung der Verschiebungen von einer erheblich größeren Setzung des gesamten Modells überlagert. Der resultierende Ausgangsspannungszustand nach dieser Gleichgewichtsberechnung unterscheidet sich aber nur geringfügig von dem Ergebnis in Abb. 35, siehe Abb. 49 oben links.

Mit dem Finite-Elemente-Programm ADINA wurde vom KIT zuerst der Primärspannungszustand für elastisches Materialverhalten berechnet. Da keine Initialisierung des Anfangsspannungszustandes für das kriechfähige Steinsalz bzw. den Roten Salzton wie in FLAC3D vorgenommen werden kann, wurde in der folgenden Berechnungsphase über ca. 10000 Jahre ein Spannungsausgleich zwischen den kriechfähigen Schichten und dem elasto-plastischen Deckgebirge simuliert. Die Berechnung des Anfangsspannungszustandes gilt als abgeschlossen, sobald sich ein ausgeglichener Spannungszustand eingestellt hat und nahezu konstante deviatorische Spannungen herrschen, siehe Abb. 36.

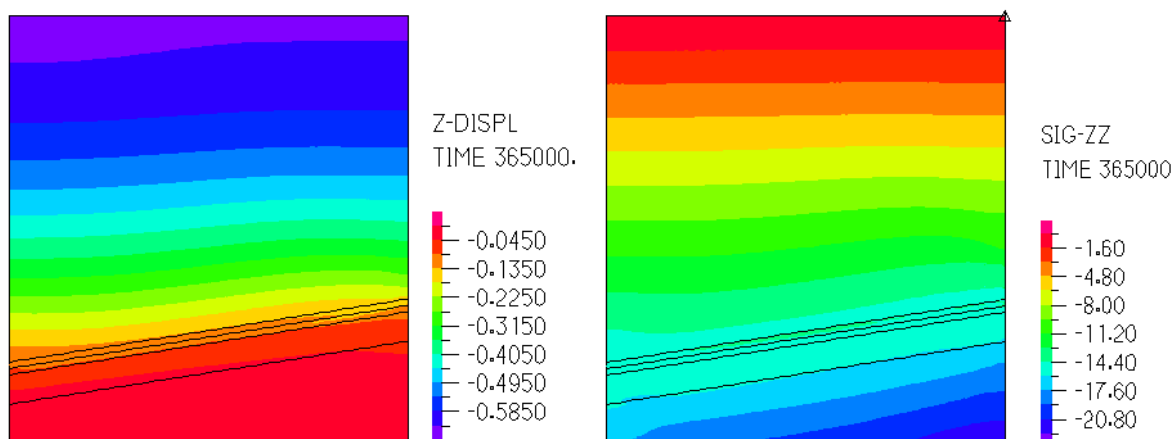


Abb. 36 Vom Projektpartner KIT mit dem Programm ADINA im Modell Angersdorf vor der Auffahrung der Hohlräume berechnete Verteilungen der Vertikalsetzung (links) und Vertikalspannung (rechts) nach 1000 Jahren Spannungsausgleich zwischen den kriechfähigen Schichten und dem elasto-plastischen Deckgebirge.

### 5.3 Ergebnisdarstellungen im Modell Angersdorf

Jeder Projektpartner hat mit den Simulationsberechnungen seines „Modells Angersdorf“, d. h. seines 3D-Modells des Ausschnitts der Grube Angersdorf analog zu Abb. 31, eine Fülle von Ergebnissen erzielt. Die Partner haben daher gemeinsam eine Reihe von Orten im Modell festgelegt, an denen die zeitliche Entwicklung ausgewählter Größen ab der Auffahrung der Hohlräume bis 100 Jahre danach aufgezeichnet und miteinander verglichen werden sollten, siehe Abb. 37. Folgende Punkte wurden definiert:

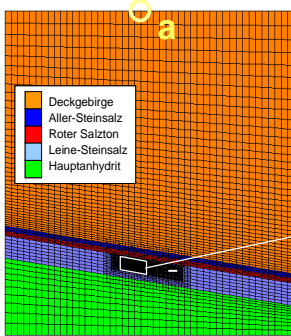
- Punkt a: (340 / 0 / +100) – Tagesoberfläche über der Hauptkammermitte
- Punkt b: (340 / 0 / -520,5) – Firstmitte der Hauptkammer
- Punkt c1: (340 / 10 / -528) – Mitte des Pfeilerstoßes
- Punkt c2: (338 / 12 / -534) – Stoßmitte der Verbindungsstrecke, 2 m hinter dem Eingang
- Punkt c3: (340 / 12 / -533) – Firstmitte der Verbindungsstrecke, 2 m hinter dem Eingang
- Punkt d: (340 / 10 / -535) – Sohlenmitte der Verbindungsstrecke im Eingang
- Punkt e: (313 / 10 / -522) – Bohransatzpunkt der Frac- und Permeabilitätsmessungen
- Punkt f: (407,5 / 0 / -536) – Pkt. zwischen westl. Grundstrecke u. streichendem Abbau
- Punkt g: (432,5 / 0 / -539) – Firstmitte des streichenden Abbaus
- Punkt h: (432,5 / 0 / -547) – Sohlenmitte des streichenden Abbaus
- Punkt i: (457,5 / 0 / -543) – Halbe Abbaubreite rechts neben dem streichenden Abbau

Außerdem wurden Strecken (Spuren) im Modell festgelegt, entlang derer die Verläufe vorgegebener Größen 50 und 100 Jahre nach der Auffahrung dargestellt und miteinander verglichen werden sollten, siehe Abb. 38. Der Zeitpunkt 50 Jahre nach der Auffahrung wird mit dem heutigen Zustand der Grube assoziiert, an dem einige Berechnungsergebnisse zusätzlich mit den Ergebnissen der zugehörigen untertägigen Messungen des IfG in der Grube verglichen wurden. Die Endpunkte der Spuren haben die folgenden Koordinaten:

- Spur  $\alpha 1$ : (340 / 0 / -485) – (340 / 0 / -564) – vertikal durch die Mitte der Hauptkammer
- Spur  $\alpha 2$ : (432,5 / 0 / -499) – (432,5 / 0 / -579) – vertikal durch die Mitte des str. Abbaus
- Spur  $\beta$ : (340 / 10 / -528) – (340 / 20 / -528) – horizontal durch die Pfeilermitte
- Spur  $\gamma$ : (328 / 20 / -532,421) – (338 / 20 / -534) – in Pfeilermitte von der Verb.-Strecke aus parallel zur Schichtung
- Spur  $\delta$ : (313 / 10 / -522) – (313 / 20 / -522) – horiz. parallel zur In-situ-Messbohrung

Des Weiteren wurden von jedem Partner individuell diverse Konturplots verschiedener Ausgabegrößen auf Schnittflächen im Modell zur Ergebnisdarstellung angefertigt.

**Modell Angersdorf**



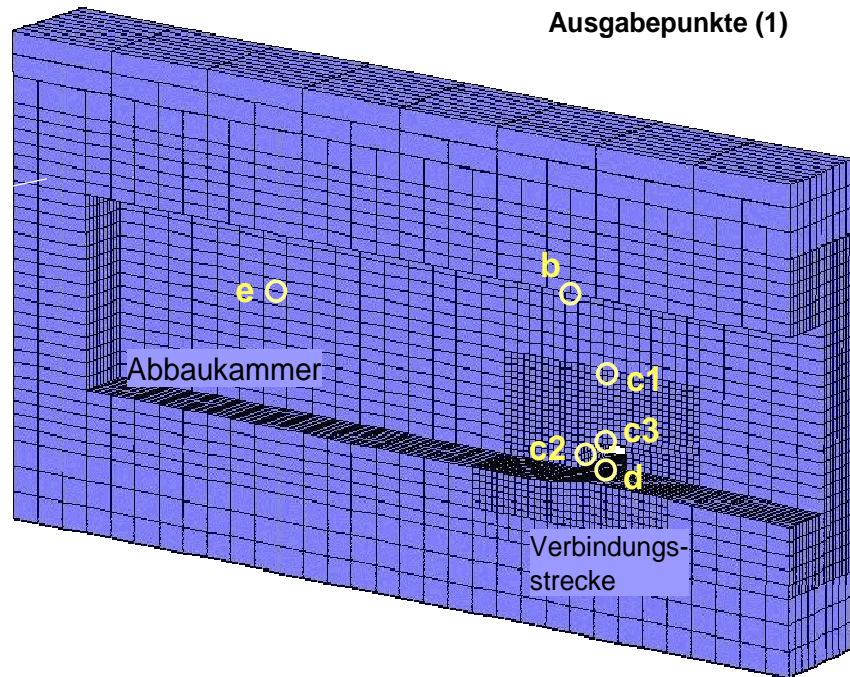
**Ausgabegrößen:**

Zeitverläufe der

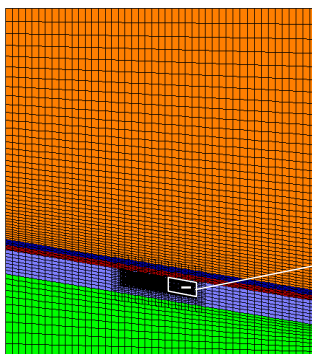
- Verschiebungen,
- 6 Spannungs-komponenten  
=> 3 Hauptspannungs-komponenten

**Modell Angersdorf (Ausschnitt)**

**Ausgabepunkte (1)**



**Modell Angersdorf**



**Ausgabegrößen:**

Zeitverläufe der

- Verschiebungen,
- 6 Spannungs-komponenten  
=> 3 Hauptspannungs-komponenten

**Modell Angersdorf (Ausschnitt)**

**Ausgabepunkte (2)**

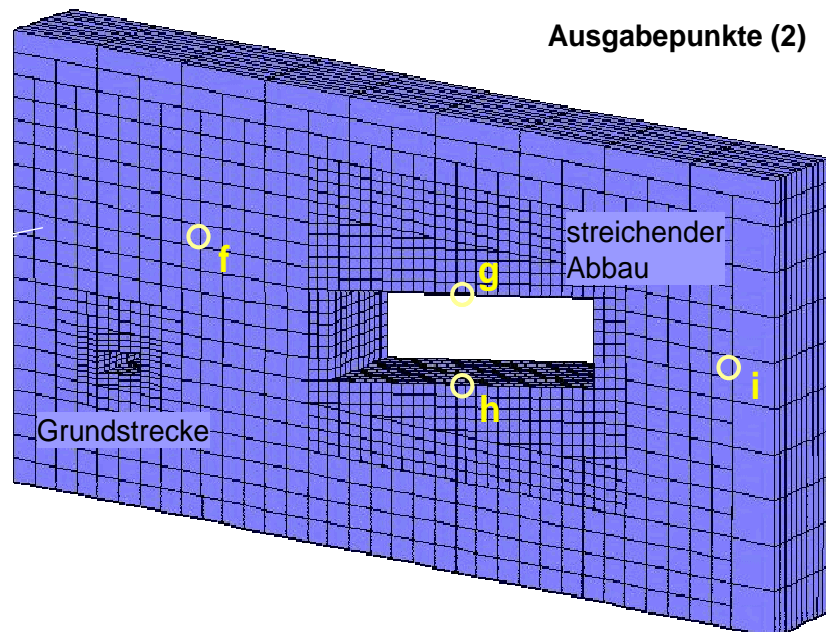


Abb. 37 Gemeinsam von allen Partnern festgelegte Ausgabepunkte im Modell Angersdorf zur Darstellung und zum Vergleich der zeitlichen Entwicklung der angegebenen Ausgabegrößen aus den Ergebnissen der 3D-Simulationsberechnungen.

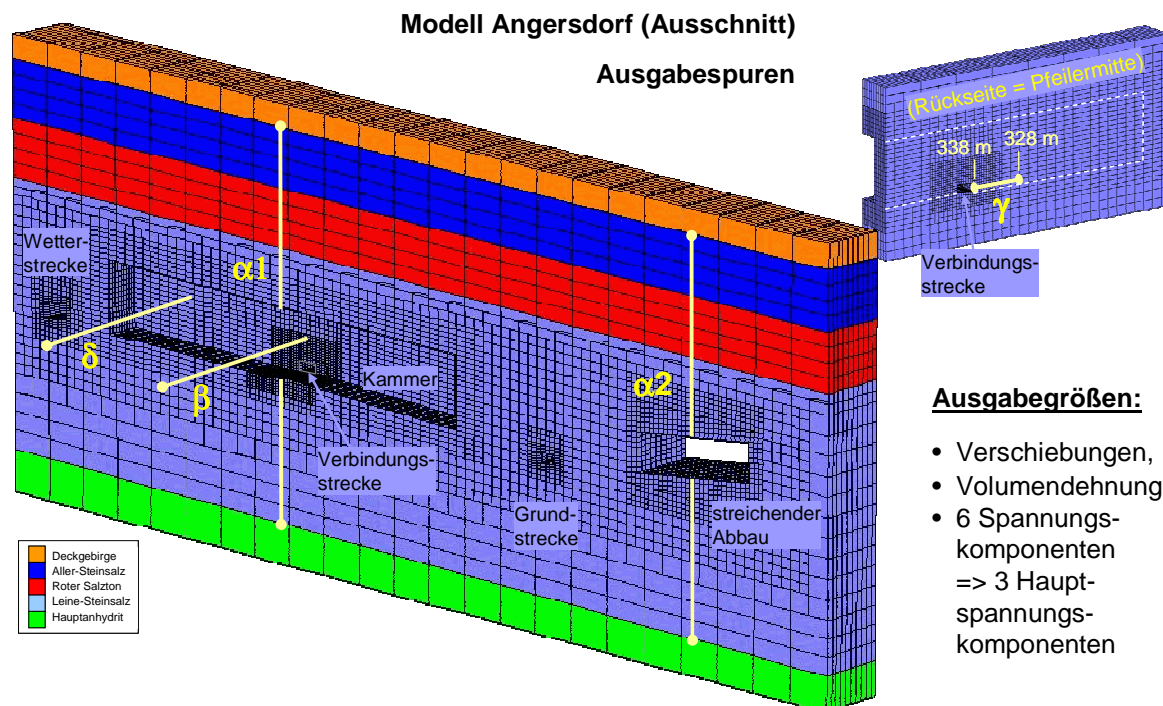


Abb. 38 Gemeinsam von allen Partnern festgelegte Ausgabespuren im Modell Angersdorf zur Darstellung der angegebenen Ausgabegrößen der Simulationsergebnisse zu den Zeitpunkten 50 und 100 Jahre nach Auffahrung der Hohlräume und zum Vergleich mit In-situ-Messdaten entlang der Spur  $\delta$ .

## 5.4 Ermittlung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter

Zunächst ermittelte jeder Projektpartner für seine Stoffgesetzparameter Kennwerte für das Steinsalz der Grube Angersdorf. Dieses geschah anhand von Rückrechnungen der Laborversuchskurven aus Kap. 2 mit dem jeweiligen Stoffgesetz. Laborversuche erlauben eine zuverlässigere Ermittlung der salztypspezifischen Kennwerte, da in ihnen das mechanische Verhalten unter definierten und wohl kontrollierten Bedingungen untersucht wird. Außerdem ist zumindest teilweise eine separate Untersuchung der verschiedenen Verformungsphänomene möglich, die sich in situ stets komplex überlagern.

So wird mit Kriechversuchen, die bei Differenzspannungen unter der Dilatanzgrenze durchgeführt wurden, gezielt das transiente und stationäre Kriechen des kompakten Steinsalzes untersucht. In Festigkeitsversuchen wird dagegen früh die Dilatanzgrenze überschritten, sie erlauben daher die Ermittlung der Parameterwerte für die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung, den Bruch und das Nachbruchverhalten bis zum Erreichen der Restfestigkeit. Allerdings ist diesem Verhalten das Kriechen nicht nur überlagert, sondern ursächlich (physikalisch) mit ihm verknüpft, so dass bei der Kennwertbestimmung stets ein mehrfaches und aufeinander abgestimmtes Nachrechnen der verschiedenen Laborversuche notwendig ist.

Exemplarisch zeigen die nachfolgenden Diagramme der Abb. 39 bis Abb. 44 die Versuchsanpassungen zur Kennwertbestimmung von Hampel mit dem CDM und vom IfG mit dem Modell Günther/Salzer.

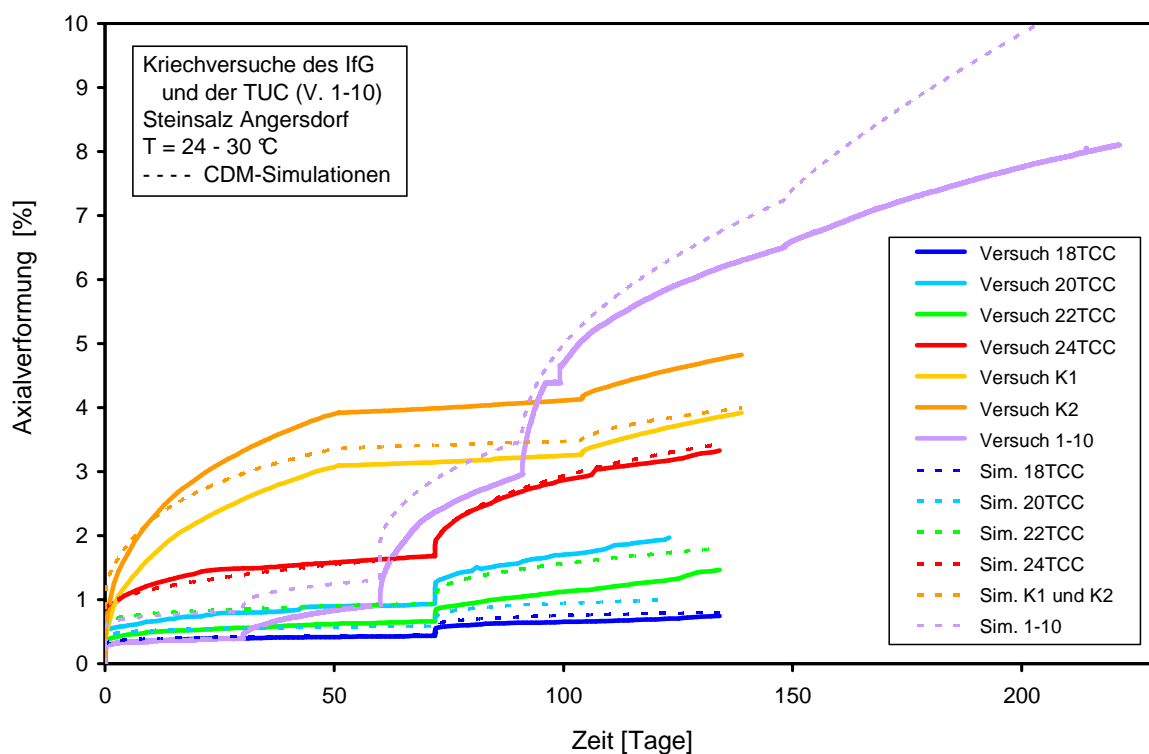


Abb. 39 Nachrechnungen von Hampel mit dem CDM von einigen Laborkriechversuchen mit Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 40 und Abb. 41.

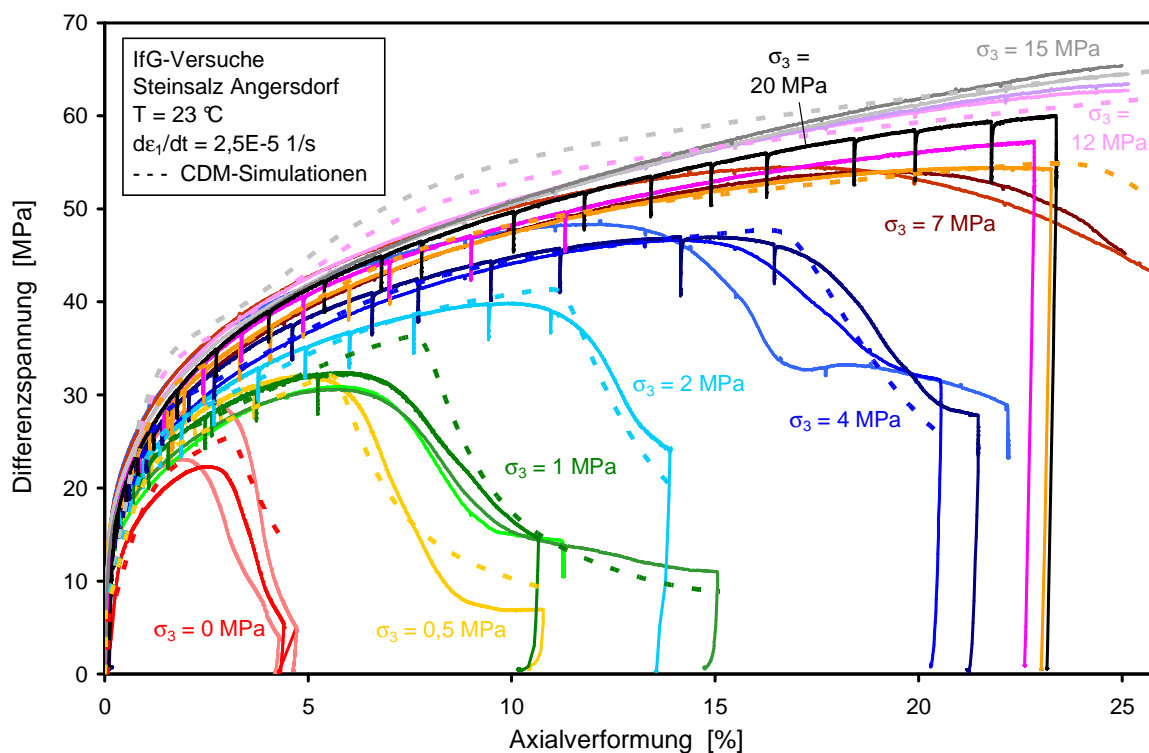


Abb. 40 Nachrechnungen von Hampel mit dem CDM von einigen Laborfestigkeitsversuchen mit  $d\epsilon_1/dt = 2,5E-5$  1/s und Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 39 und Abb. 41.

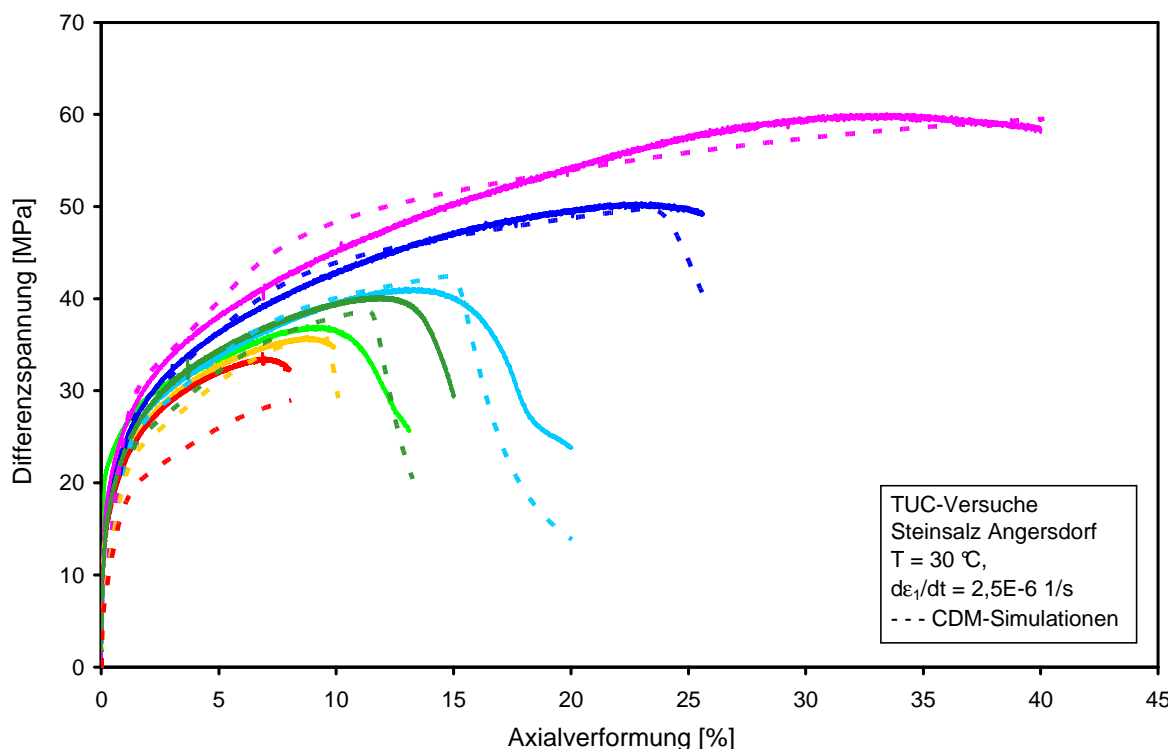


Abb. 41 Nachrechnungen von Hampel mit dem CDM von einigen Laborfestigkeitsversuchen mit  $d\epsilon_1/dt = 2,5E-6$  1/s und Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 39 und Abb. 40.

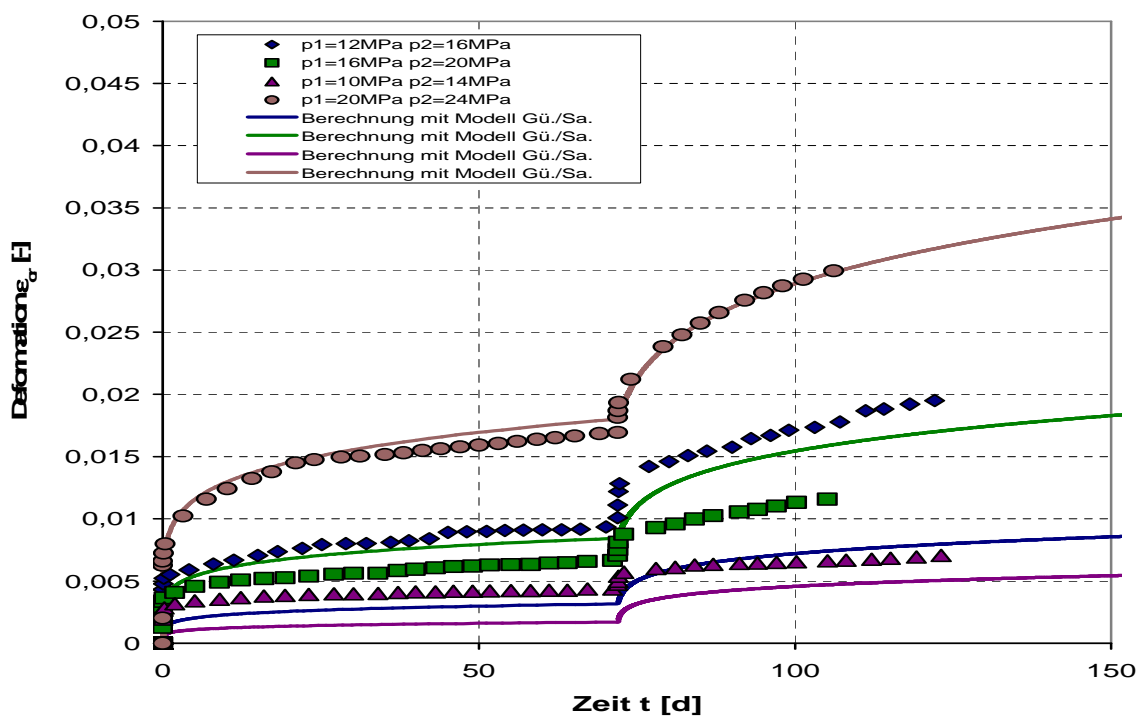


Abb. 42 Nachrechnungen des IfG mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz (Modell Günther/Salzer) von einigen Laborkriechversuchen mit Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 43 und Abb. 44.



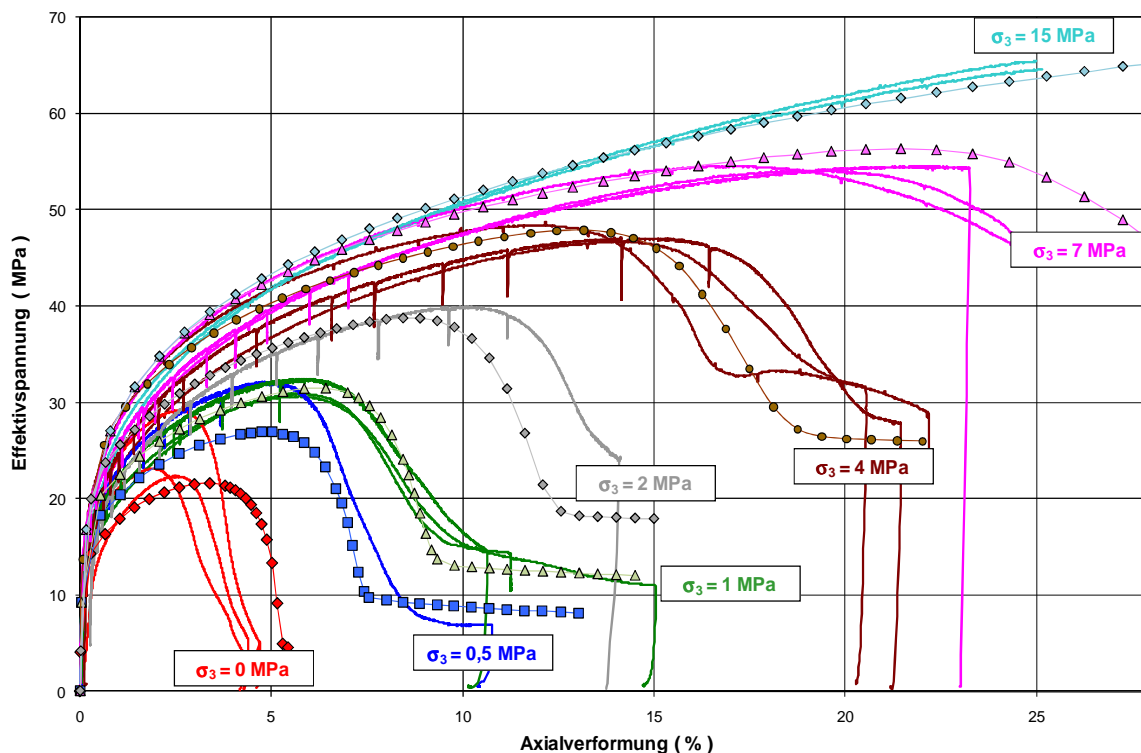


Abb. 43 Nachrechnung des IfG mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz (Modell Günther/Salzer) von einigen Laborfestigkeitsversuchen mit Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 42 und Abb. 44. (Rauten: Nachrechnung mit FLAC2D und Einelementmodell).

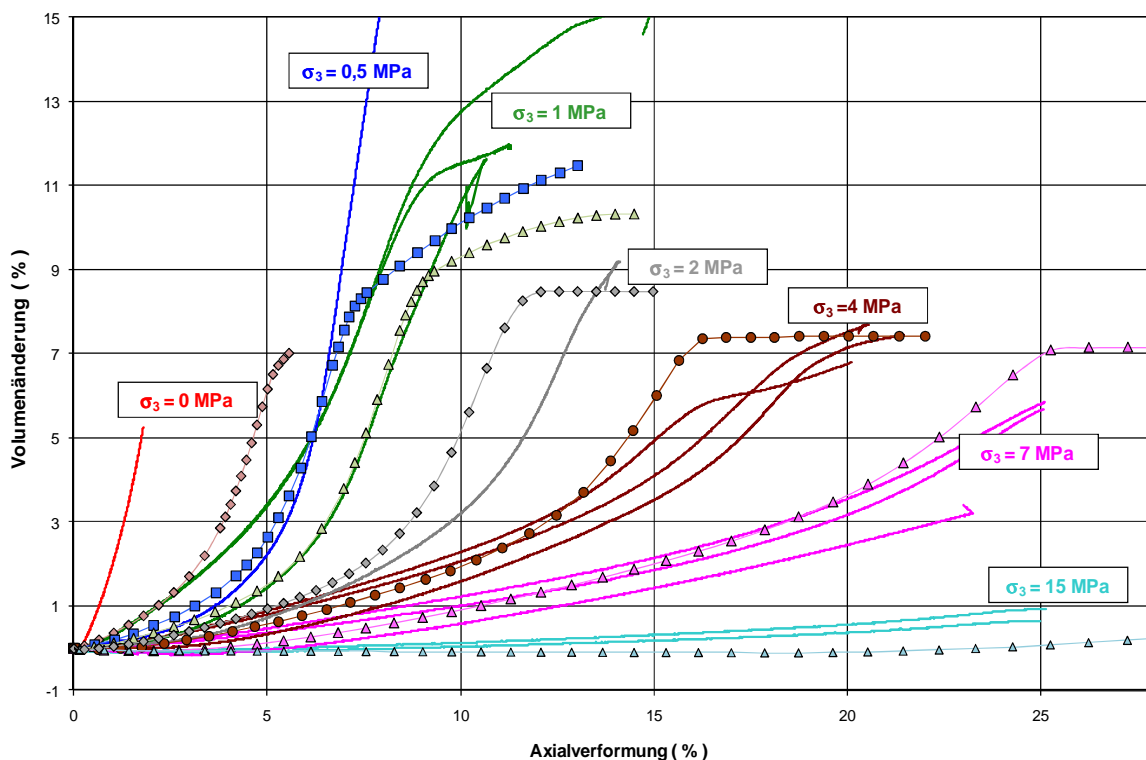


Abb. 44 Nachrechnung des IfG mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz (Modell Günther/Salzer) des Dilatanzverhaltens von Steinsalz der Grube Angersdorf zur Bestimmung einheitlicher Parameterkennwerte für diesen Salztyp, siehe Abb. 42 und Abb. 43. (Rauten: Nachrechnung mit FLAC2D und Einelementmodell).

Generell muss angemerkt werden, dass die gemeinsame Nachrechnung einer Reihe von Kriech- und Festigkeitsversuchen mit einem einheitlichen Kennwertsatz immer einen Kompromiss darstellt, um das mittlere Verhalten eines Salztyps bei den untersuchten Randbedingungen zu charakterisieren. Jeder einzelne Versuch ließe sich dagegen mit einer eigenen Wahl von Kennwerten in der Regel nahezu perfekt anpassen.

Die Ergebnisse von Versuchen mit gleichen Randbedingungen streuen allerdings, das heißt, dass bei Wiederholungsmessungen mit einer anderen Probe aus dem gleichen Salztyp und der gleichen Lokation in der Regel nicht exakt die gleiche Messkurve reproduziert wird, siehe z. B. Abb. 40 bzw. Abb. 43. Dieses wird durch kleine Unterschiede in der individuellen Mikrostruktur verschiedener natürlicher Steinsalzproben hervorgerufen, die aus der geologischen und tektonischen Vorgeschichte am Bohrort der Probe resultieren.

Die Modellberechnung einer Untertagestruktur muss dagegen repräsentativ für einen Gesteinsbereich sein, d. h. dessen mittleres Verhalten widerspiegeln. Erst eine systematische Abweichung im Materialverhalten – zum Beispiel zwischen verschiedenen Salztypen oder verschiedenen Lokationen mit unterschiedlicher Vorgeschichte – macht es notwendig, die Bereiche unterschiedlichen „Homogenbereichen“, also unterschiedlichen Bereichen mit in sich ähnlichem Verformungsverhalten, zuzuordnen und durch jeweils eigene Kennwertsätze zu beschreiben.

Das Ziel besteht demnach darin, nicht einzelne Versuche perfekt nachrechnen zu können. Dazu sind auch einfachere Modellansätze meist geeignet. Vielmehr besteht die eigentliche Herausforderung an moderne Stoffgesetze darin, für alle Belastungsfälle eines Homogenbereichs (zum Beispiel eines Salztyps) einen gemeinsamen (salztypspezifischen) Kennwertsatz zu ermitteln. Dieses ist Voraussetzung für Simulationsrechnungen zu komplexen Untertagestrukturen mit zeitlich und räumlich veränderlichen Belastungssituationen. Das bedeutet aufgrund der Streuung der Versuchskurven, dass Abweichungen einzelner Modell- von den Versuchskurven in Kauf genommen werden müssen und können. Diese sollten aber so klein wie möglich bleiben.

Das beschriebene Verfahren dient dazu, die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für den betrachteten Steinsalztyp auf der Basis der zur Verfügung stehenden Kriech- und Festigkeitsversuche aus dem Labor möglichst zuverlässig zu ermitteln. Im folgenden Kap. 5.5 wird sich zeigen, dass allein damit im Allgemeinen noch keine sehr gute Genauigkeit bei der Berechnung der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsverhältnisse in einer realen Untertagestruktur gelingt. Dieses hat verschiedene Ursachen:

1. Eine reale Untertagestruktur kann niemals vollständig durchprobt werden. Selbst eine möglichst repräsentative Auswahl von Bohrorten kann immer nur eine Annäherung an die realen Verhältnisse ergeben.
2. Mit einem Laborversuchsprogramm kann niemals das Verformungsverhalten bei allen Randbedingungen vollständig untersucht werden. Man wird stets Inter- und Extrapolationen vornehmen müssen.
3. Bei Wiederholungsmessungen mit dem gleichen Salztyp und den gleichen Randbedingungen weichen die Versuchsergebnisse in der Regel mehr oder weniger voneinander ab (siehe oben). Die Aussagekraft einer notwendigerweise begrenzten Versuchsanzahl ist daher prinzipiell begrenzt.
4. Bei der (3D-)Abbildung der Geometrie einer realen Untertagestruktur mit einem Finite-Elemente- oder Finite-Differenzen-Modell sind zur Begrenzung des Rechenaufwandes in der Regel Vereinfachungen vorzunehmen.



5. Umfasst ein geometrisches Modell mehrere Gesteinsschichten, so ist die Charakterisierung der verschiedenen, meist auch nichtsalinaren Schichten Annahmen und Näherungen unterworfen.

Aus diesen Gründen ist es sehr vorteilhaft, wenn In-situ-Messungen in der zu berechnenden Untertagestruktur vorliegen oder vorgenommen werden können, um einzelne Kennwerte der Stoffgesetzparameter nachträglich anhand der In-situ-Ergebnisse nachjustieren zu können.

Das bedeutet aber nicht, dass bei Vorliegen von In-situ-Messergebnissen die Nachrechnungen von Laborversuchen zur Kennwertbestimmung obsolet sind. Die Kennwerte für die verschiedenen Verformungsphänomene lassen sich im Labor unter definierten Bedingungen erheblich zuverlässiger und umfassender bestimmen.

Die In-situ-Daten können nur dazu dienen, einzelne Kennwerte nachzujustieren. Dieses ist von den Projektpartnern anhand des ausgewählten Berechnungsbeispiels eines Ausschnitts der Grube Angersdorf exemplarisch nachvollzogen worden, siehe Kap. 5.5.

## **5.5 Nachträgliche Justierung eines Kriechparameterkennwertes anhand von In-situ-Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung**

Ein Grund für die Auswahl der Grube Angersdorf als gemeinsamer Berechnungsgegenstand in diesem Verbundprojekt bestand darin (Seite 55), dass ab Beginn der untertägigen Auffahrungen im Jahr 1909 In-situ-Messungen zur Tagesoberflächenabsenkung über der Grube durchgeführt wurden, siehe Abb. 45. Von unter Tage lagen zu Projektbeginn dagegen leider keine Messdaten vor. Daher wurden im Projekt verschiedene Messungen im Pfeiler zwischen den Abbaukammern VIII und IX entlang der Spur  $\delta$  (siehe Abb. 38) durchgeführt, siehe weiter unten.

Allerdings wurde die Tagesoberflächenabsenkung zwischen 1909 und 1927 in erster Linie von den nicht im Modell berücksichtigten Kali-Abbauen unter dem Hauptanhydrit hervorgerufen, erst 1928 wurde mit dem Abbau des Leine-Steinsalzes begonnen, siehe Abb. 29. Insofern sind die Simulationsergebnisse nicht wirklich mit diesen Messungen vergleichbar. Sie wären daher auch nicht für ein Gutachten über die Grube Angersdorf geeignet. In diesem Verbundprojekt zum Stoffgesetzvergleich wurden die Daten aber dennoch von allen Partnern in einheitlicher Weise verwendet, um exemplarisch eine typische Herangehensweise an die Berechnung einer untertägigen Hohlraumstruktur bei Vorliegen von In-situ-Messdaten zu simulieren und deren Auswirkungen zu untersuchen.

Abb. 46 zeigt zunächst exemplarisch anhand zweier Berechnungen des IUB und von Hampel, wie weit die Ergebnisse voneinander und von den In-situ-Messdaten abweichen können, wenn für die Stoffgesetzparameter die Kennwerte allein aus Laborversuchsanpassungen verwendet werden. Hier wirkt sich aus, dass verschiedene Stoffgesetze aufgrund ihres unterschiedlichen Aufbaus die gleichen Laborversuchsdaten in unterschiedlicher Weise nutzen und daher bei einer In-situ-Berechnung – vor allem bei der Extrapolation auf lange Zeiträume – stark unterschiedliche Ergebnisse liefern können.

Zum Vergleich ist in Abb. 46 auch das Ergebnis einer Berechnung der TUC mit dem Modell Hou/Lux und Kennwerten für Steinsalz aus dem Bereich der Strecke EU1 der Grube Sondershausen (aus dem ersten Verbundprojekt) eingetragen. Es zeigt sich, dass das Ver-

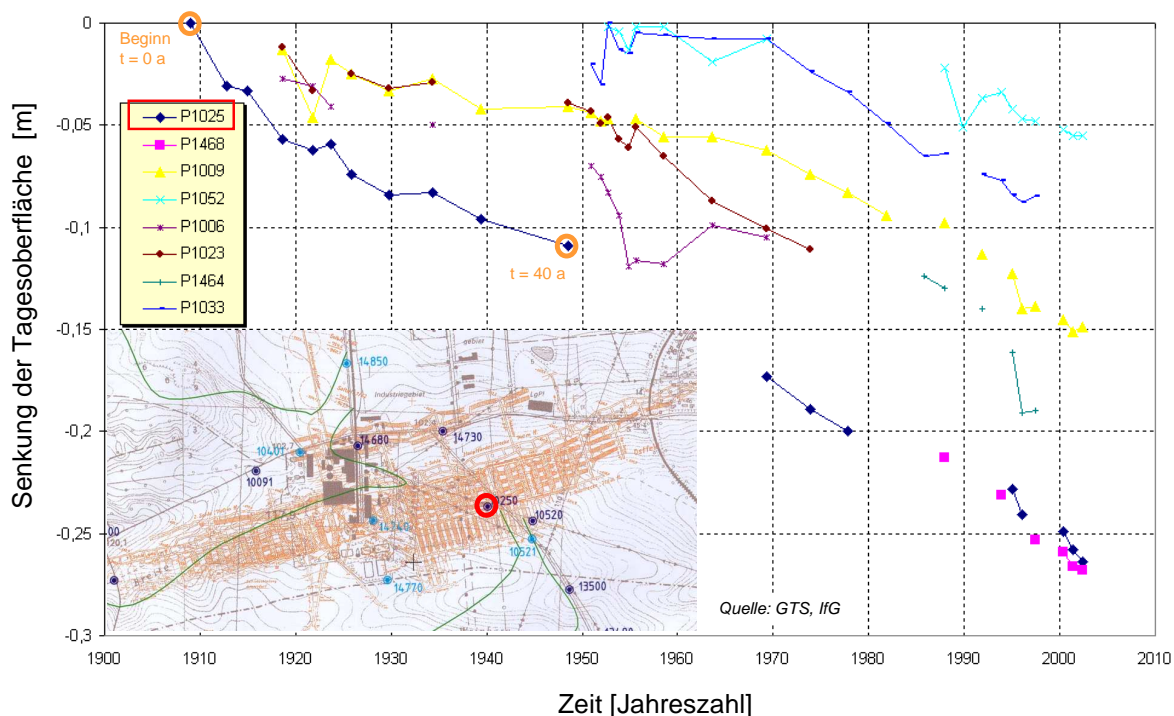


Abb. 45 Verschiedene Messungen der Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf. Die Messung an Punkt 1025 wurde für die nachträgliche Justierung einzelner Parameter (für das stationäre Kriechen) bis  $t = 40$  a verwendet.

halten von Steinsalz verschiedener Gruben in der Regel nicht übertragbar ist und daher im Allgemeinen die Kennwerte für jeden Standort neu zu ermitteln sind.

Eine verbesserte Übereinstimmung von Berechnungsergebnissen mit der Realität kann stets gewonnen werden, wenn In-situ-Messdaten zu der zu berechnenden Untertagestruktur vorliegen. Dazu werden nachträglich einige wenige der zuvor anhand von Laborversuchsergebnissen unter definierten Bedingungen ermittelten Kennwerte der Stoffgesetzparameter iterativ anhand der In-situ-Daten nachjustiert. Meist reicht es auch schon, nur einen einzelnen Kennwert, z. B. für das stationäre Kriechen, zu verändern. Auf diese Weise werden Ungenauigkeiten, die z. B. aus einer zu groben Vereinfachung der Struktur bei der Modellerstellung oder aus einer ungenügenden stoffgesetzlichen Charakterisierung der verschiedenen beteiligten Gesteinsschichten resultieren (s. Kap. 5.4), reduziert.

Trotz der oben erläuterten Einschränkungen der Vergleichbarkeit der gemessenen Tagesoberflächenabsenkungen mit den Berechnungsergebnissen im Falle des ausgewählten Modells Angersdorf wurde von den Projektpartnern gemeinsam beschlossen, dennoch eine solche Nachjustierung jeweils eines Parameterkennwertes für das stationäre Kriechen anhand der zur Verfügung stehenden Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung exemplarisch vorzunehmen. Es wurde vereinbart, dass 50 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume die berechnete Tagesoberflächenabsenkung in dem durch Extrapolation der Messdaten zu erwartenden Bereich (orangefarbenes Intervall in Abb. 47) liegen soll. Die übrigen Parameterwerte blieben unverändert.

Abb. 47 zeigt das Ergebnis dieser Anpassungen. Die rot ausgezogene Kurve von Hampel (AH) liegt zwar etwas über den Messdaten, aufgrund der genannten Einschränkungen wurde von ihm allerdings keine weitere Arbeit in die Verbesserung der Anpassung investiert. Stattdessen hat er einige Vergleichsrechnungen z. B. nur mit stationärem Kriechen durchgeführt, siehe den Einzelbericht von Hampel in der Anlage zu diesem Synthesebericht.

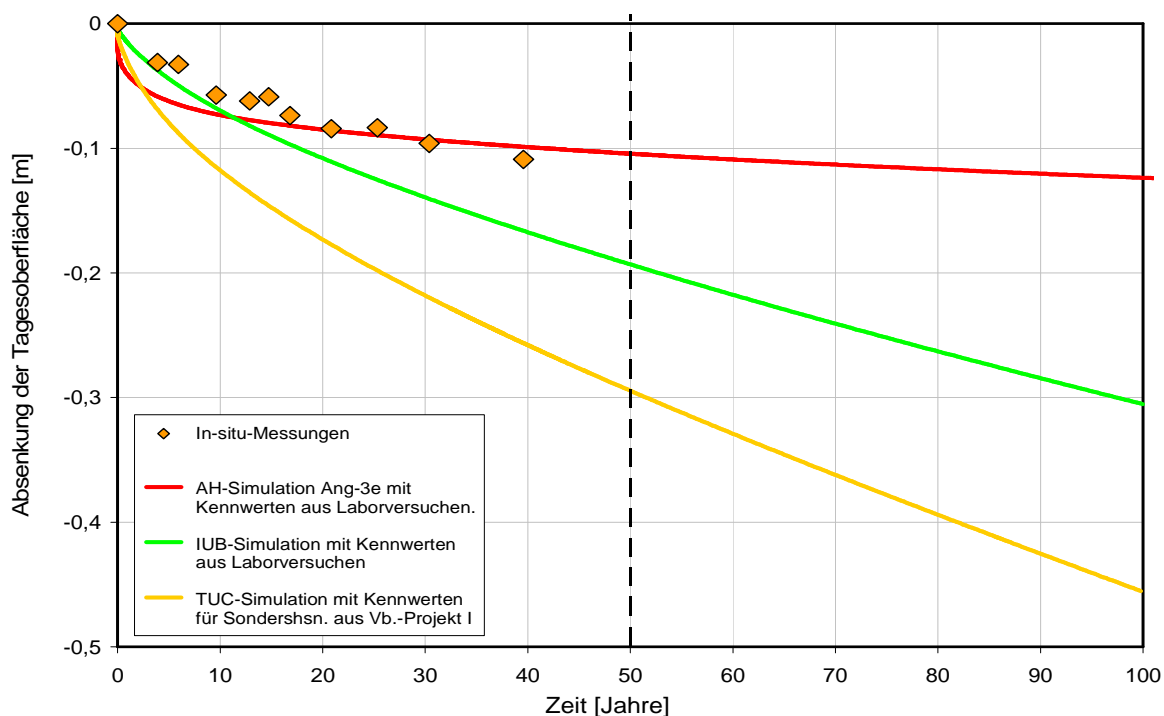


Abb. 46 Zwei Berechnungen der Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf von Hampel (AH) und dem IUB mit Laborkennwerten und eine TUC-Simulation mit Kennwerten für Steinsalz aus der Grube Sondershausen im Vergleich mit der In-situ-Messung an Punkt 1025, siehe Abb. 45.

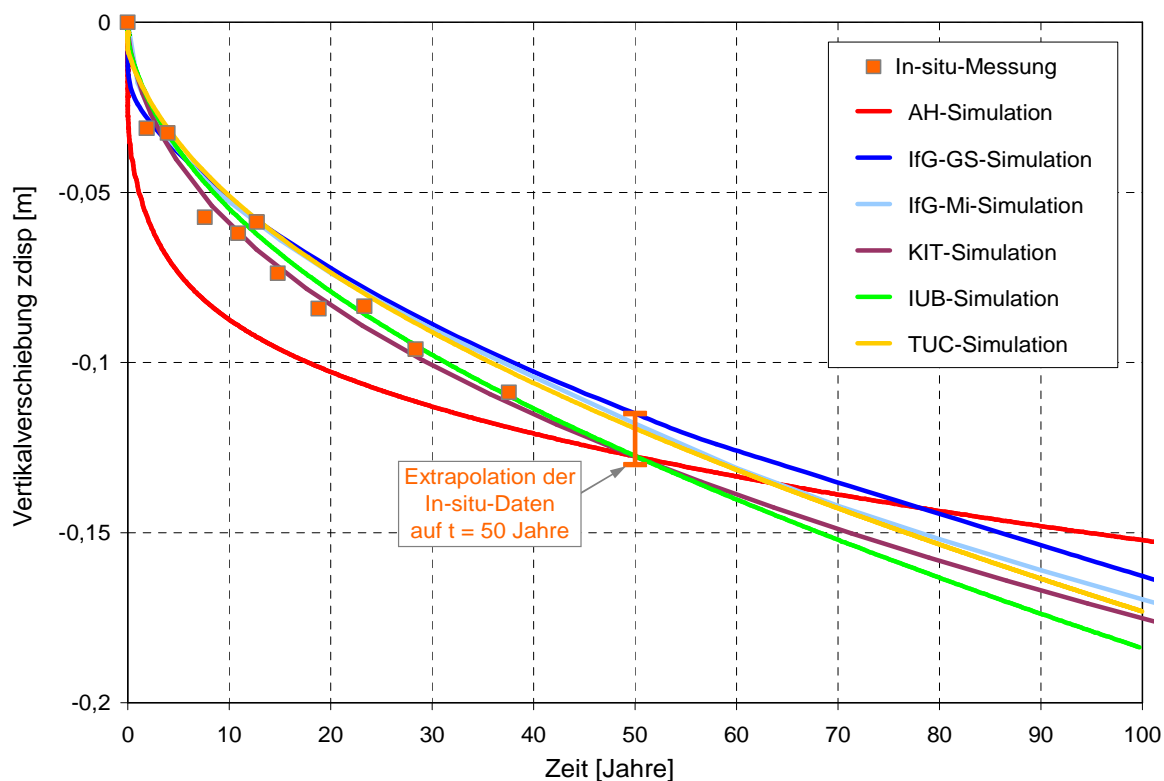


Abb. 47 Berechnungen der Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf mit von jedem Partner für sein Stoffgesetz anhand der In-situ-Messdaten nachjustiertem Parameterwert für das stationäre Kriechen im Vergleich mit der In-situ-Messung an Punkt 1025, vgl. mit Abb. 46. Alle anderen Kennwerte aus den Laborversuchsanpassungen blieben unverändert.

Weitere Ergebnisse der Berechnungen der Partner mit nachjustiertem Kennwert für das stationäre Kriechen werden in den folgenden Abschnitten miteinander und mit den Ergebnissen der untertägigen Messungen (siehe Kap. 5.6) verglichen.

## 5.6 Überblick über die untertägigen In-situ-Messungen im Projekt

Da zu Projektbeginn keine Messdaten von unter Tage vorlagen, wurden im Projekt vom IfG als Serviceleistung für alle Partner die in Abb. 48 dargestellten Extensometer-, Frac- und Permeabilitätsmessungen im Pfeiler zwischen den Abbaukammern VIII und IX ausgeführt. Die Messbohrungen erfolgten vom Stoß der Kammer VIII bei Punkt e aus entlang der Spur  $\delta$  in Richtung der Kammer IX, siehe auch Abb. 38. Im Detail werden die Durchführung und Auswertung der Messungen im Einzelbericht des IfG zu diesem Verbundprojekt (siehe Anlage) detailliert beschrieben.

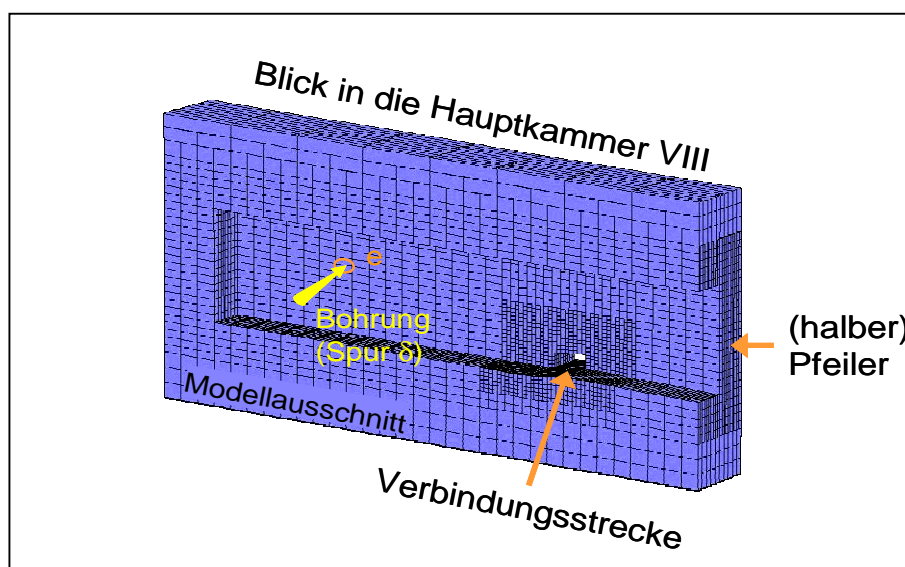
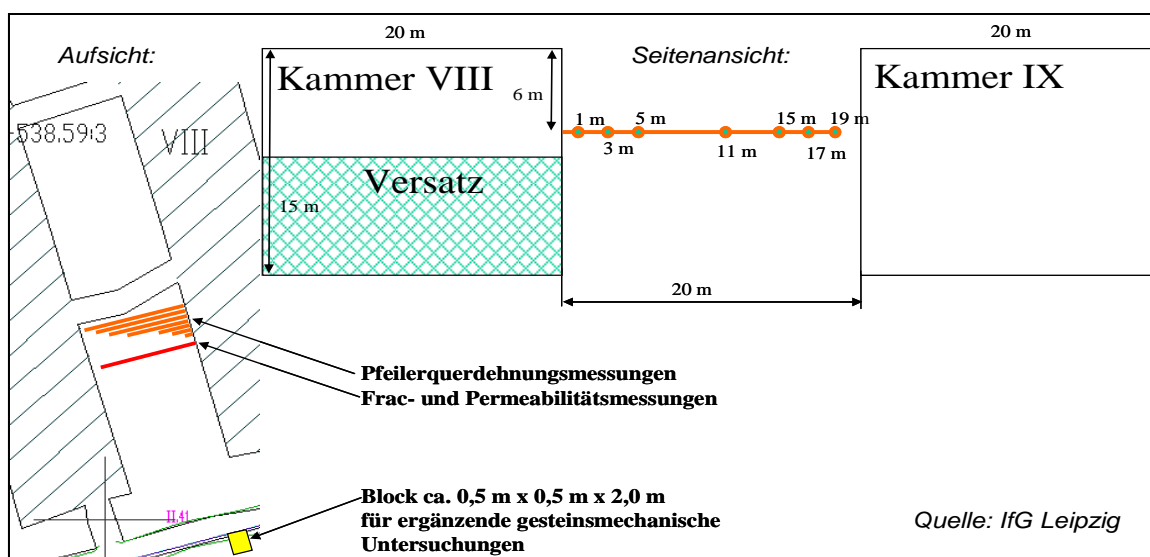


Abb. 48 Die im Verbundprojekt vom Partner IfG Leipzig durchgeführten untertägigen In-situ-Messungen erfolgten vom Stoß (Punkt e) der teilversetzten Abbaukammer VIII aus im Pfeiler zur Kammer IX hin entlang der Spur  $\delta$ , siehe auch Abb. 38.

Da das Modell Angersdorf aus Symmetriegründen nur einen halben Pfeiler umfasst, wurden die Simulationsergebnisse zum Vergleich mit den im gesamten Pfeiler gesammelten Messdaten bei der Auftragung im Pfeilerzentrum (Bohrlochtiefe: 10 m) gespiegelt, siehe die nachfolgenden Kapitel.

Bei den Messdaten ist dazu zu berücksichtigen, dass die Kammer VIII teilverfüllt ist, siehe die Seitenansicht in Abb. 48 oben rechts), und außerdem der Stoß vor der Messbohrung um deren Ansatzpunkt e herum aus Sicherheitsgründen um das aufgelockerte Steinsalz beraubt wurde. Der Teilversatz und die Beraubung wurden im Berechnungsmodell Angersdorf nicht berücksichtigt, da der modellierte Grubenausschnitt repräsentativ für die gesamte Grube sein sollte. Daher sind die Mess- und Berechnungsergebnisse besser in der Pfeilerhälfte zur unverfüllten Kammer IX hin miteinander vergleichbar.

Die untertägigen Messungen wurden während der Projektlaufzeit und damit etwa 50 Jahre nach Abschluss der Auffahrungen im Leine-Steinsalz durchgeführt. Daher wurden die Simulationsergebnisse zum Zeitpunkt  $t = 50$  Jahre nach der in der Simulation als instantan angenommenen Auffahrung mit den In-situ-Messdaten verglichen. Die darüber hinaus gehenden Berechnungen lieferten eine Prognose der künftigen Entwicklung.

Die Ergebnisse der untertägigen Messungen wurden nicht zur Nachjustierung der Kennwerte verwendet, sie wurden ausschließlich in der Endphase des Projektes nachträglich mit den Berechnungsergebnissen der Partner verglichen, siehe die folgenden Abschnitte.

## **5.7 Vergleich der Simulationsergebnisse der Partner zum Modell Angersdorf miteinander und mit den untertägigen In-situ-Messdaten**

Jeder Partner hat bei seinen Modellberechnungen eine große Menge an Simulationsergebnissen produziert. Aus diesem Grund wurden gemeinsam die in Kap. 5.3 beschriebenen Auswertungsgrößen, -punkte und -spuren vereinbart, um eine überschaubare Datenmenge für den Ergebnisvergleich zu erhalten. Aber die komplette Darstellung selbst dieser reduzierten Menge würde den Rahmen dieses Syntheseberichtes sprengen. Daher werden in den folgenden Abschnitten nur diejenigen Ergebnisse wiedergegeben, die ein aussagekräftiges Bild der erzielten Ergebnisse vermitteln.

### **5.7.1 Spannungen**

Nach der Auffahrung der Hohlräume erfolgt mit der Zeit eine Umlagerung der Auflast vom Hohlraumbereich weg auf die benachbarten Gebirgsbereiche. Dieser Vorgang ist gut an einem Simulationsergebnis des IfG zur Hauptspannung in Abb. 49 zu erkennen. Die betragsmäßig größte Hauptspannungskomponente  $\sigma_1$  („maximale Hauptspannung“) fällt im Pfeilerkern demzufolge 40 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume unter den dortigen Grundspannungszustand (GSZ). Auch die vom Betrag her kleinste Hauptspannungskomponente  $\sigma_3$  („minimale Hauptspannung“) sinkt im Laufe der Zeit ab.

Der Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklung der maximalen Hauptspannung in der Mitte des Pfeilerstoßes in Abb. 50 zeigt an einem Beispiel, dass alle Partner mit ihren Stoffgesetzen diesen Vorgang korrekt beschreiben. Im Detail sind zwischen den Ergebnissen einige Unterschiede in den Absolutwerten und den Kurvenverläufen zu erkennen. Wie sich in den weiteren Abschnitten zeigen wird, sind dafür hauptsächlich Unterschiede der am Pfeilerstoß auftretenden und die Spannung beeinflussenden Dilatanz und Schädigung des Steinsalzes verantwortlich.

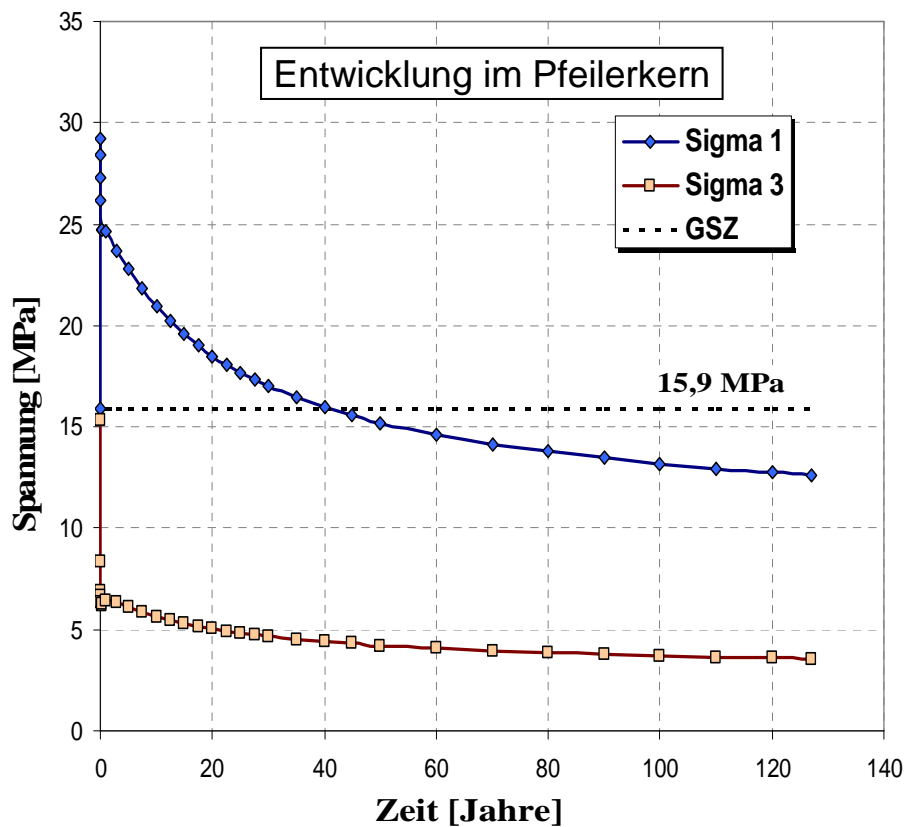
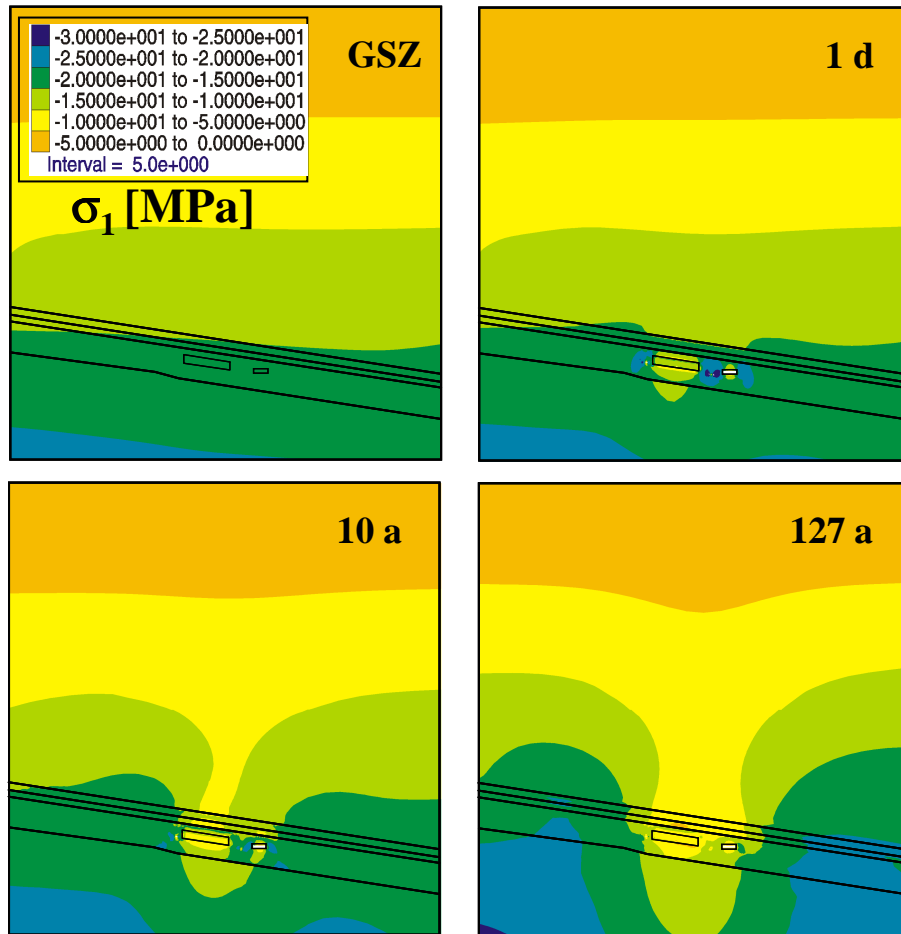


Abb. 49 Vom IfG mit dem Modell Günther/Salzer berechnete Entwicklung der maximalen und minimalen Hauptspannung  $\sigma_1$  und  $\sigma_3$  (GSZ: Grundspannungszustand).

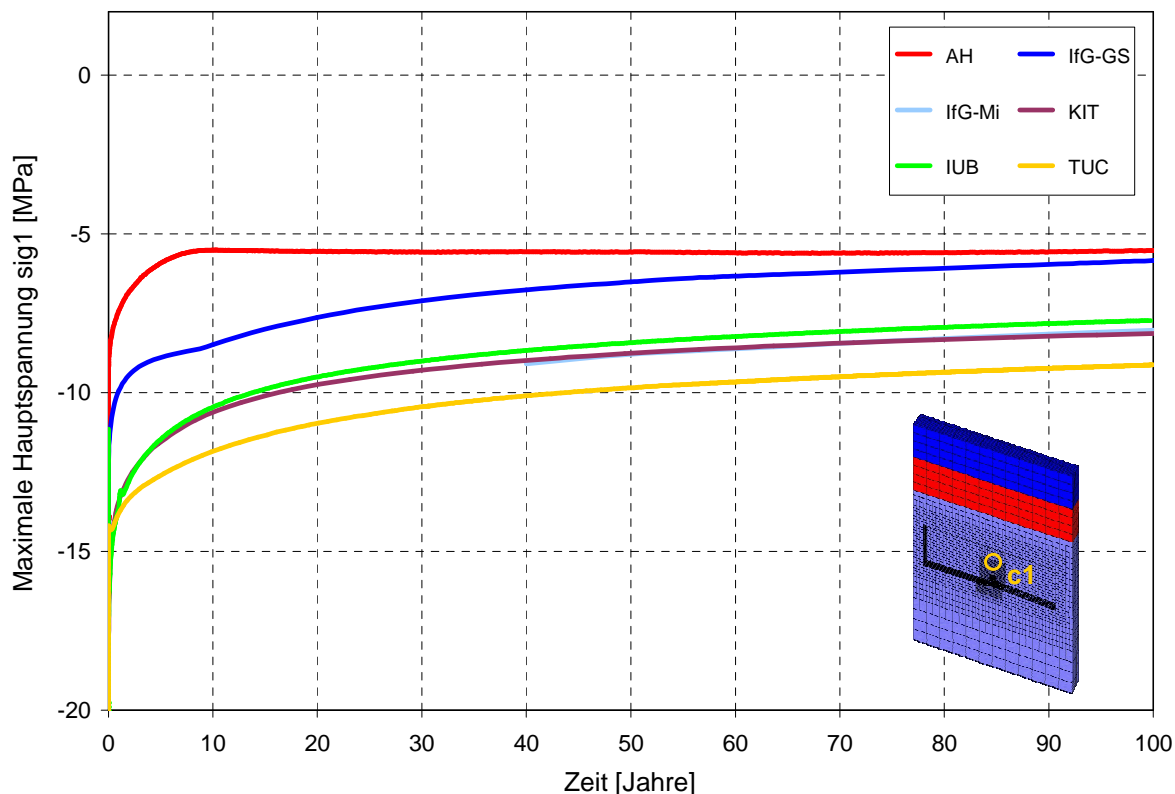


Abb. 50 Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklung der maximalen Hauptspannung in der Pfeilerstoßmitte (Punkt c1, siehe Abb. 37 oben).

Abseits der unmittelbaren Hohlraumkonturen mit den dortigen Auflockerungszonen weichen die mit den verschiedenen Stoffgesetzen berechneten Spannungszustände dagegen nur wenig voneinander ab, wie die Ergebnisse in Abb. 51 bis Abb. 54 bestätigen. Dabei ist zu beachten, dass alle Berechnungen mit dem jeweils nachträglich anhand der Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung kalibrierten Kennwert für die stationäre Kriechrate (Kap. 5.5) durchgeführt wurden.

Die im Detail sichtbaren Unterschiede sind zum Teil nur dadurch hervorgerufen, dass nicht bei jedem Partnermodell der Grube Angersdorf exakt entlang der Auswertungsspuren für die Auswertung benötigte Modellpunkte (Zonenmitten, Gaußpunkte) lagen, sondern dann jeweils ein in der Nähe liegender Punkt mit etwas anderen Spannungsverhältnissen herangezogen wurde. Daraus resultiert auch der in einigen Teilabschnitten etwas gezackte oder oszillierende Kurvenverlauf. Eine feinere Vernetzung hätte hier zu glatteren Kurvenverläufen und geringeren Abweichungen geführt, aber auch den Berechnungsaufwand erheblich gesteigert, siehe Kap. 4.

In Abb. 53 und Abb. 54 sind sowohl die Ergebnisse nach 50 wie auch nach 100 Jahren eingetragen. Bei allen Partnern ist der weitere Spannungsrückgang in den zweiten 50 Jahren (Prognose) gering, wie auch in Abb. 49 unten und Abb. 50 ablesbar ist.

In Abb. 55 werden die Berechnungsergebnisse zur minimalen Hauptspannung im Pfeiler entlang der Spur  $\delta$  mit den Frac-Messdaten des IfG verglichen. Wie oben erläutert, ist der Vergleich mit den Messdaten aufgrund der Teilverfüllung der Kammer VIII und der Be- raubung ihres Stoßes um den Bohransatzpunkt herum besser auf der Seite zur Kammer IX hin vorzunehmen.



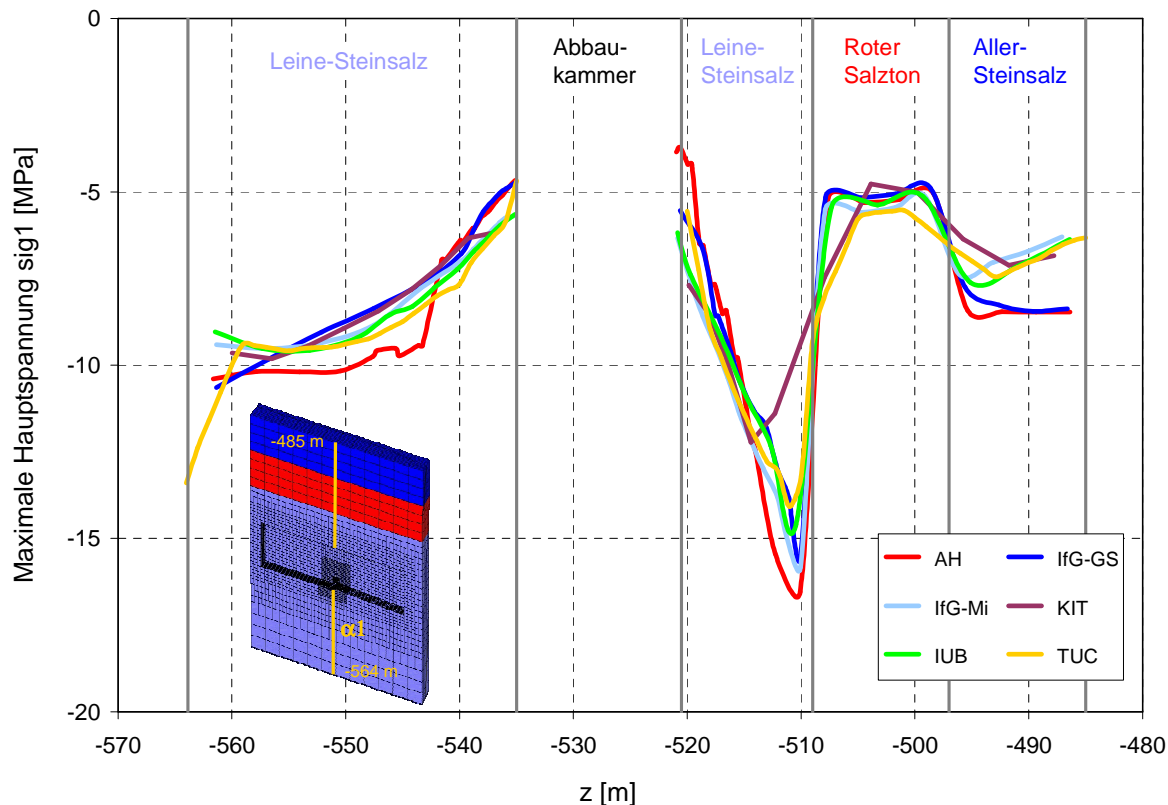


Abb. 51 Vergleich der von den Partnern berechneten (betragsmäßig) **größten** Hauptspannungskomponente  $\sigma_1$  im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\alpha_1$  (siehe Abb. 38) 50 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.

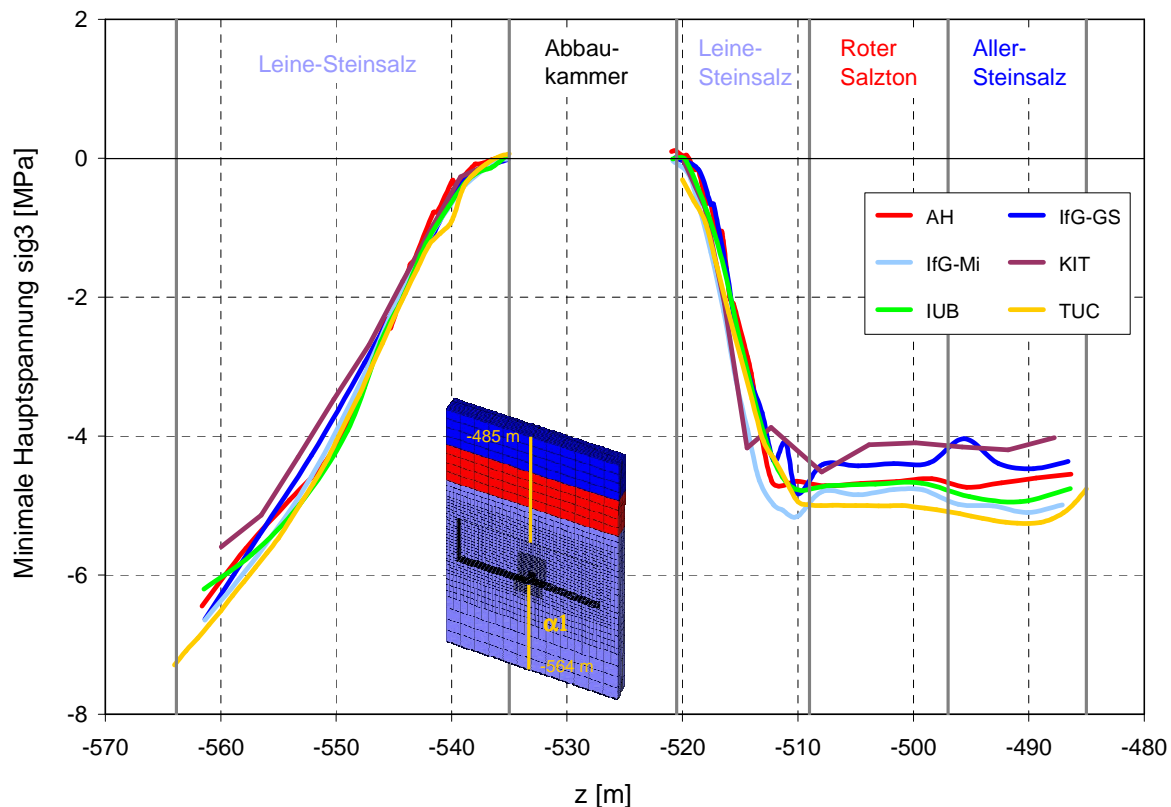


Abb. 52 Vergleich der von den Partnern berechneten (betragsmäßig) **kleinsten** Hauptspannungskomponente  $\sigma_3$  im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\alpha_1$  (siehe Abb. 38) 50 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.



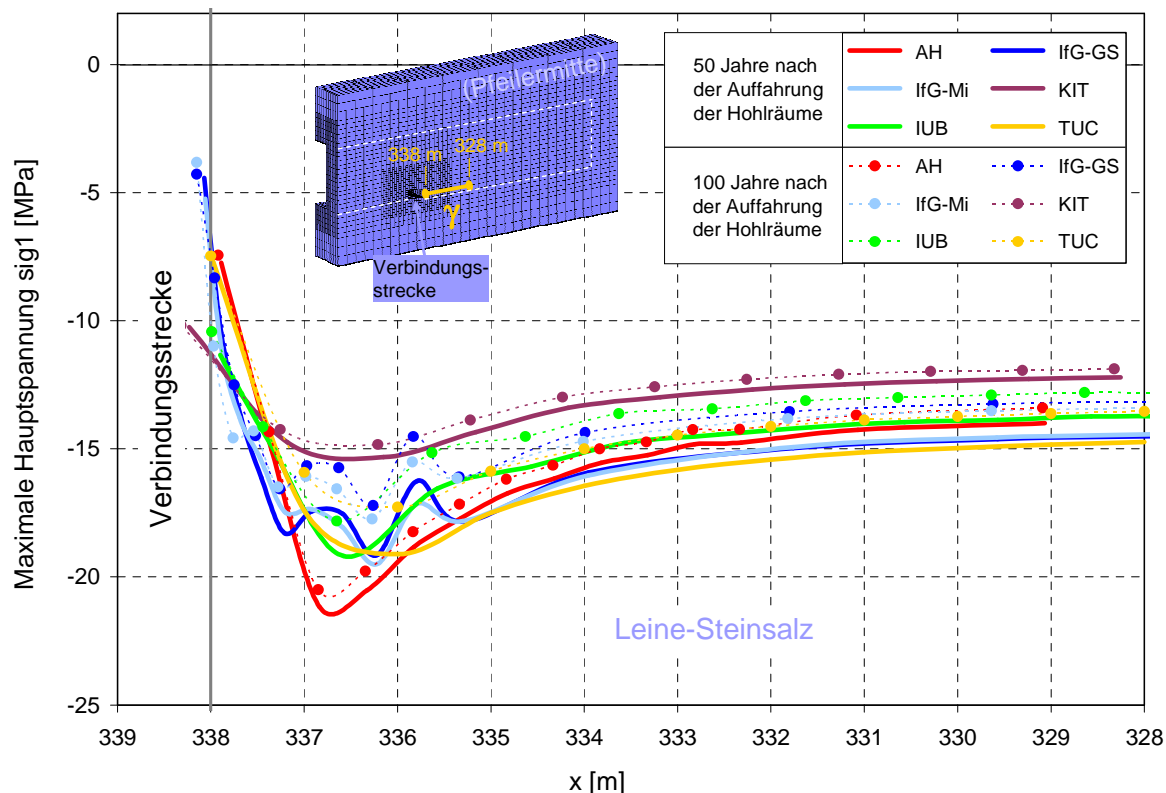


Abb. 53 Vergleich der von den Partnern berechneten (betragsmäßig) **größten** Hauptspannungskomponente  $\sigma_1$  im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\gamma$  (siehe Abb. 38) 50 und 100 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.

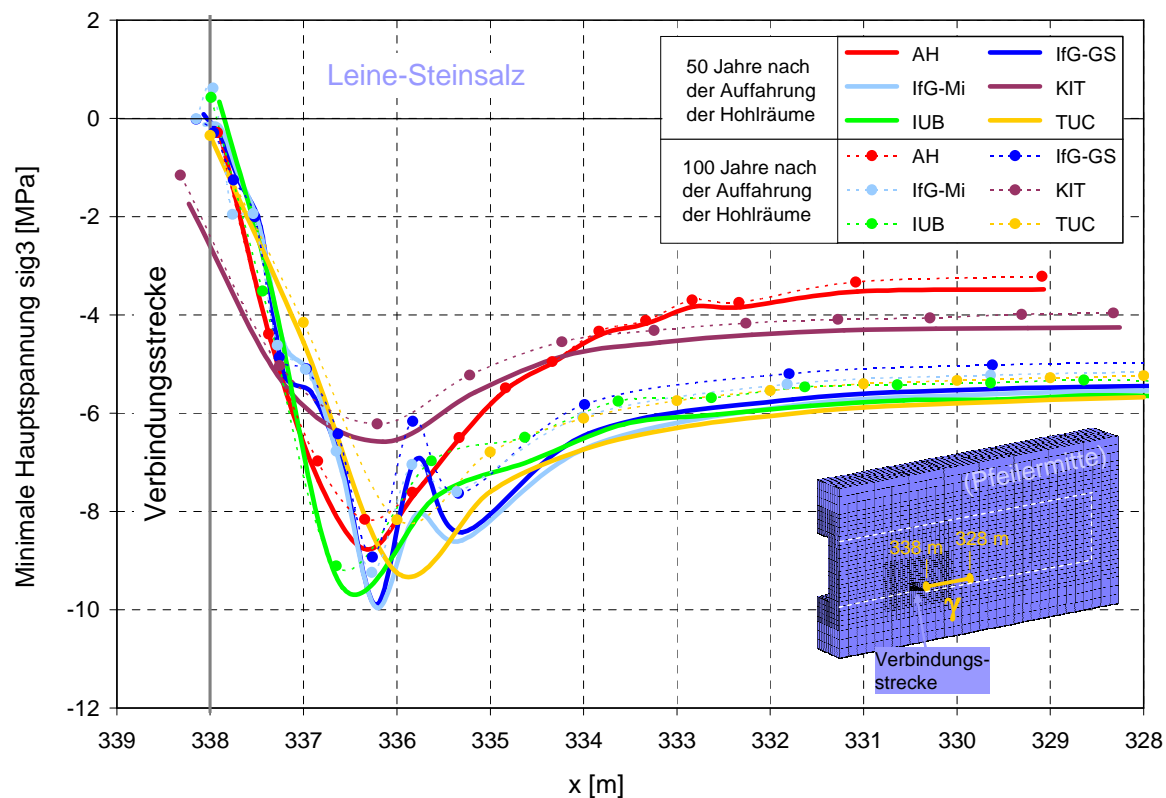


Abb. 54 Vergleich der von den Partnern berechneten (betragsmäßig) **kleinsten** Hauptspannungskomponente  $\sigma_3$  im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\gamma$  (siehe Abb. 38) 50 und 100 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.

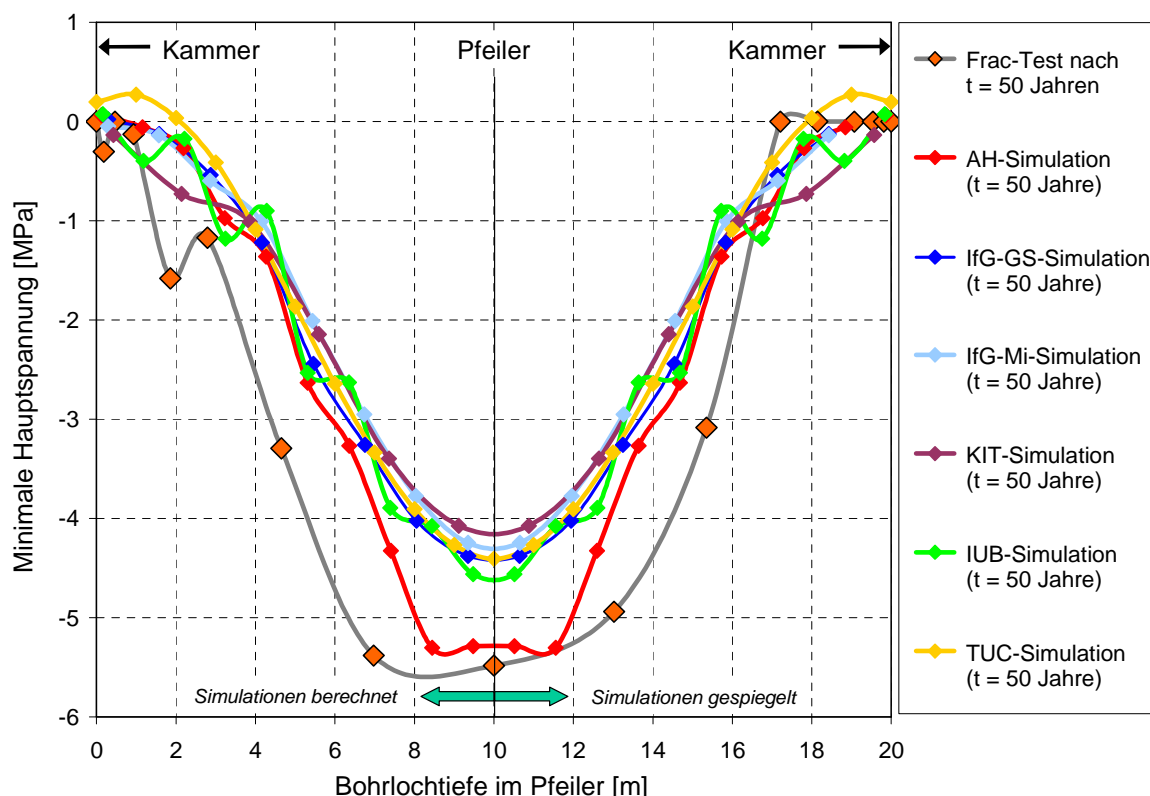


Abb. 55 Von den Partnern berechnete minimale Hauptspannung  $\sigma_3$  im Pfeiler zwischen zwei Abbaukammern bei  $t = 50$  a im Vergleich mit In-situ-Messdaten, die aus Frac-Messungen im gesamten Pfeiler (Abb. 48) ausgewertet wurden. Da das Modell nur einen halben Pfeiler umfasst, wurden die Simulationsergebnisse zum Vergleich mit den Messdaten im Pfeilerzentrum (Bohrlochtiefe: 10 m) gespiegelt.

Bei den Vergleichen der Simulations- mit den In-situ-Messergebnissen in Abb. 55 und in den nachfolgenden Abschnitten sind stets die bereits erläuterten Einschränkungen bei den von allen Partnern vorgenommenen Kennwertbestimmungen aus Laborversuchen und den Nachjustierungen anhand der Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung aus Kap. 5.4 und 5.5 sowie die Vereinfachungen bei der Modellerstellung zur Grube Angersdorf und bei der Beschreibung der übrigen Gesteinsschichten zu beachten.

Daher ist in Abb. 55 entscheidend, dass alle Partner den richtigen Verlauf der minimalen Hauptspannung im Pfeiler berechnet haben. Die Ergebnisse von Hampel stimmen quantitativ etwas besser mit den Messdaten überein, weil bei seiner Kennwert-Nachjustierung in Abb. 47 nach dem Anfangsschub in den ersten 5 Jahren eine im Folgenden geringere Kriechrate als bei den Partnern auftrat, die zu einem geringeren Abbau der minimalen Hauptspannung führte.

### 5.7.2 Verschiebungen

Für einen ersten Überblick sind in Abb. 56 die mit dem CDM von Hampel und mit dem Modell Günther/Salzer vom IfG berechneten Verschiebungsmagnituden nach 100 bis 130 Jahren in zwei hohlraumnahen Modellausschnitten dargestellt. Die größten Verschiebungen treten in der Firstmitte des streichenden Abbaus auf, da hier im Gegensatz zur großen Abbaukammer der stützende Pfeiler fehlt.

Die detaillierten Einflüsse der verschiedenen Hohlräume verschwinden in einiger Entfernung über dem Hohlraumbereich, das heißt im Deckgebirge (oberes Teilbild), und die dortigen Verschiebungen sehen wie von einem einzigen Hohlraum hervorgerufen aus. Unterstützt wird dieses dadurch, dass das Deckgebirge weich modelliert wurde. Die Verschiebungsergebnisse des IfG und von Hampel sind nach der jeweiligen Nachjustierung des Kennwertes für das stationäre Kriechen qualitativ und quantitativ sehr ähnlich, wie der Vergleich in den Teilbildern in Abb. 56 unten zeigt.

Wie bei den Spannungen, so sind auch die mit den verschiedenen Stoffgesetzen berechneten Verschiebungen im Modell Angersdorf einander sehr ähnlich. In Abb. 57 liegen die Vertikalverschiebungen über und unter der Mitte des streichenden Abbaus nach 50 Jahren noch sehr nahe beieinander. Nach 100 Jahren bleiben über dem streichenden Abbau die Absolutwerte der Verschiebungen von Hampel hinter den Daten der anderen Partner zurück, siehe auch die Entwicklung der Firstabsenkung in Abb. 58. Verantwortlich dafür ist wiederum die Anpassung zur Kennwert-Nachjustierung in Abb. 47. Der dortige starke Anfangsschub der von Hampel berechneten Tagesoberflächenabsenkung bewirkt aber auch, dass bei ihm die Ausbauchung der Mitte des Pfeilerstoßes in Abb. 59 auch nach 100 Jahren noch über den Ergebnissen der Partner liegt.

Die Horizontalverschiebung in x-Richtung entlang der Spur  $\gamma$ , d. h. neben der Verbindungsstrecke in der Pfeilermite zwischen zwei Abbaukammern, ist in Abb. 60 über einen weiten Bereich nahezu konstant und steigt erst auf den letzten zwei Metern an. Abb. 64 wird zeigen, dass dies der Bereich der Auflockerungszone ist.

In Abb. 61 wird schließlich die aus den verschiedenen Extensometermessungen im Pfeiler (siehe die Seitenansicht in Abb. 48 oben rechts) berechnete Pfeilerquerdehnungsrate mit den Ergebnissen der Simulationen verglichen. Dazu wurden die Verschiebungen in y-Richtung der Modellpunkte entlang der Spur  $\delta$  zu zwei aufeinander folgenden, in der Legende angegebenen Zeitpunkten auf diese Zeitdifferenz bezogen. Da aus Symmetriegründen nur eine Pfeilerhälfte berechnet wurde, wurden wiederum die Simulationsergebnisse an der Pfeilermite punktgespiegelt, um sie mit den Messdaten im gesamten Pfeiler vergleichen zu können.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass sowohl die von den Partnern berechneten Spannungen als auch die Verschiebungen gut miteinander und mit den Ergebnissen der untertägigen In-situ-Messungen übereinstimmen. Dieses wird im Wesentlichen auf die einheitliche Vorgehensweise bei der jeweiligen Nachjustierung eines Stoffgesetz-Kennwertes für das stationäre Kriechen durch jeden Partner zurückgeführt.

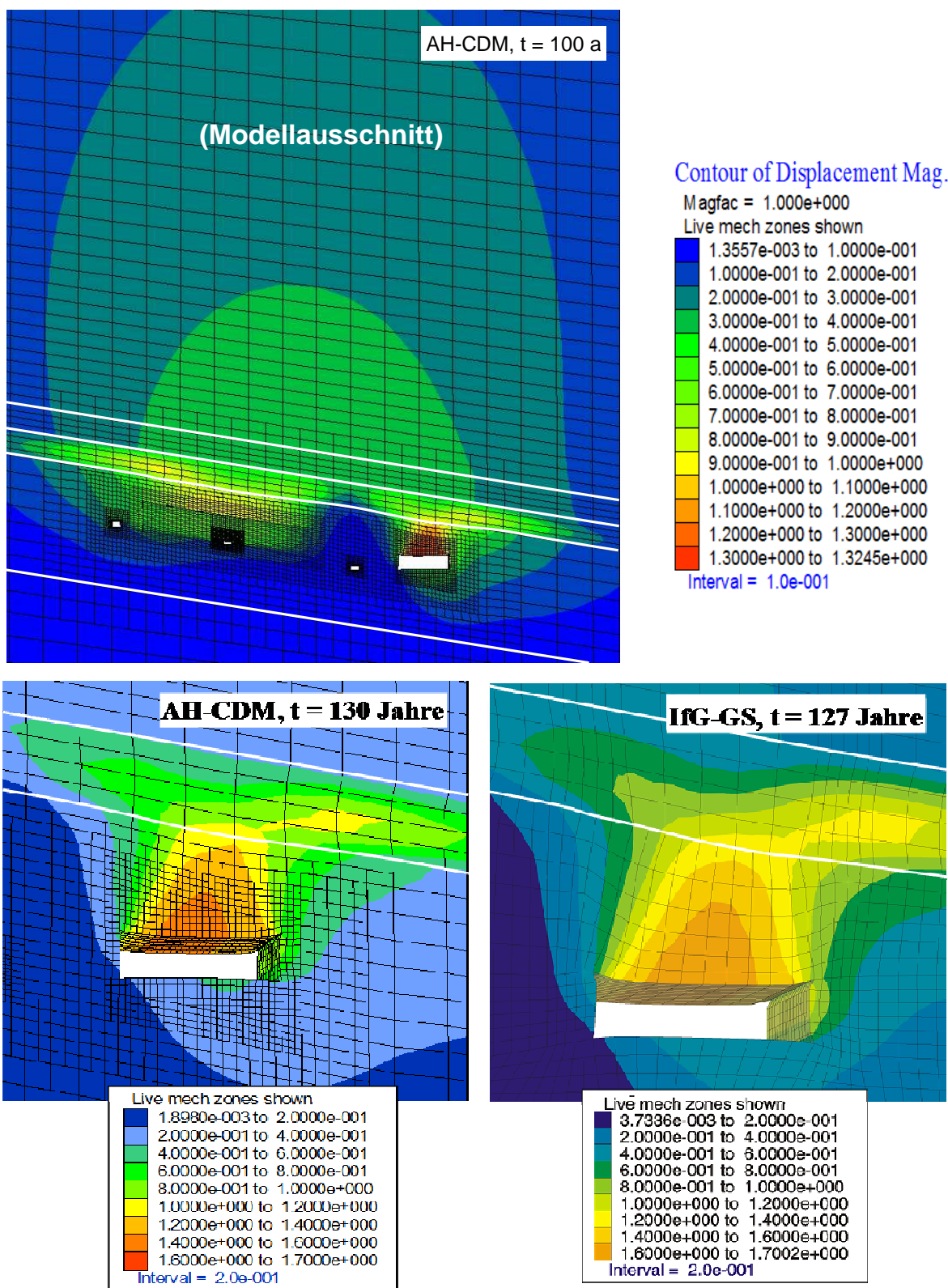


Abb. 56 In Ausschnitten des Modells Angersdorf zu den angegebenen Zeitpunkten nach der Auffahrung der Hohlräume berechnete Verschiebungswerte [m] (Prognose). Oben und unten links: mit dem CDM von Hampel (AH), unten rechts: mit dem IfG-Günther/Salzer-Modell berechnet. Beide Stoffgesetze liefern nach der Nachjustierung anhand der In-situ-Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung ein sehr ähnliches Ergebnis. Die größten Verschiebungen von etwa 1,7 m treten in der Firstsenkung des streichenden Abbaus auf. Die weißen Linien deuten die Gesteinsschichtgrenzen an, siehe Abb. 31.

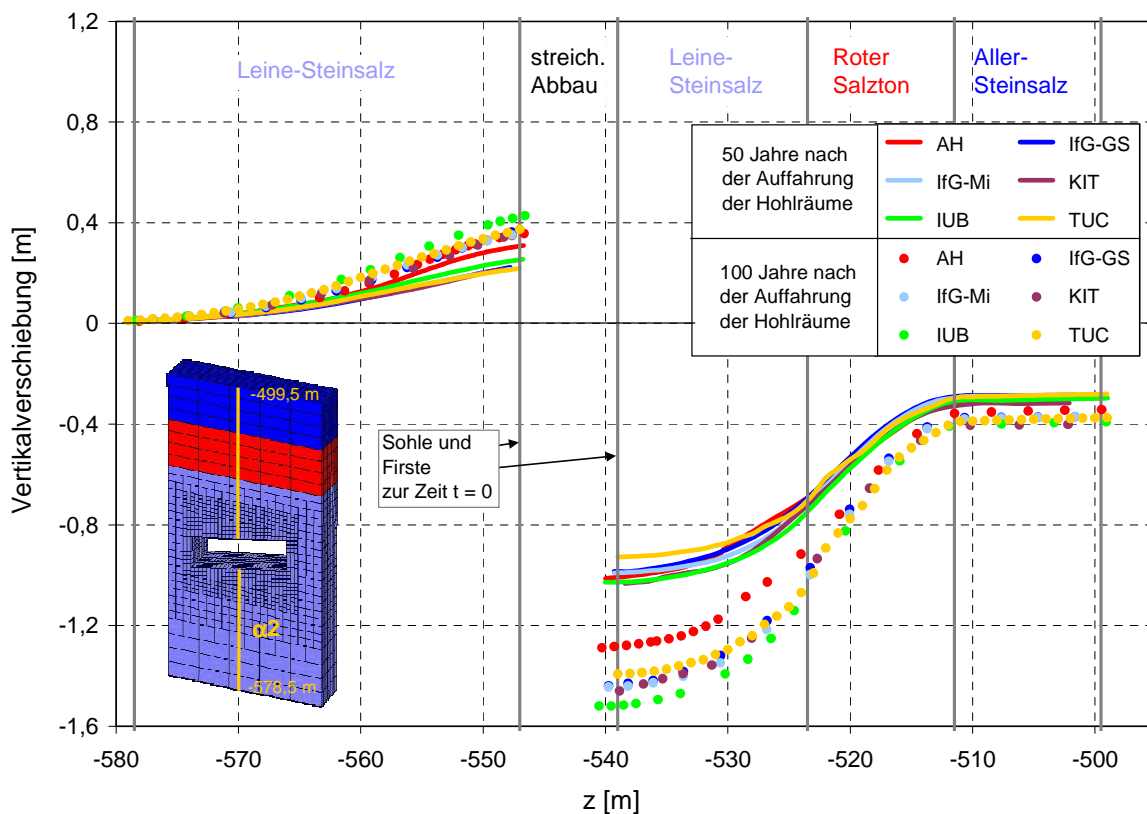


Abb. 57 Vergleich der von den Partnern berechneten Vertikalverschiebungen im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\alpha 2$  (siehe Abb. 38) 50 und 100 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.

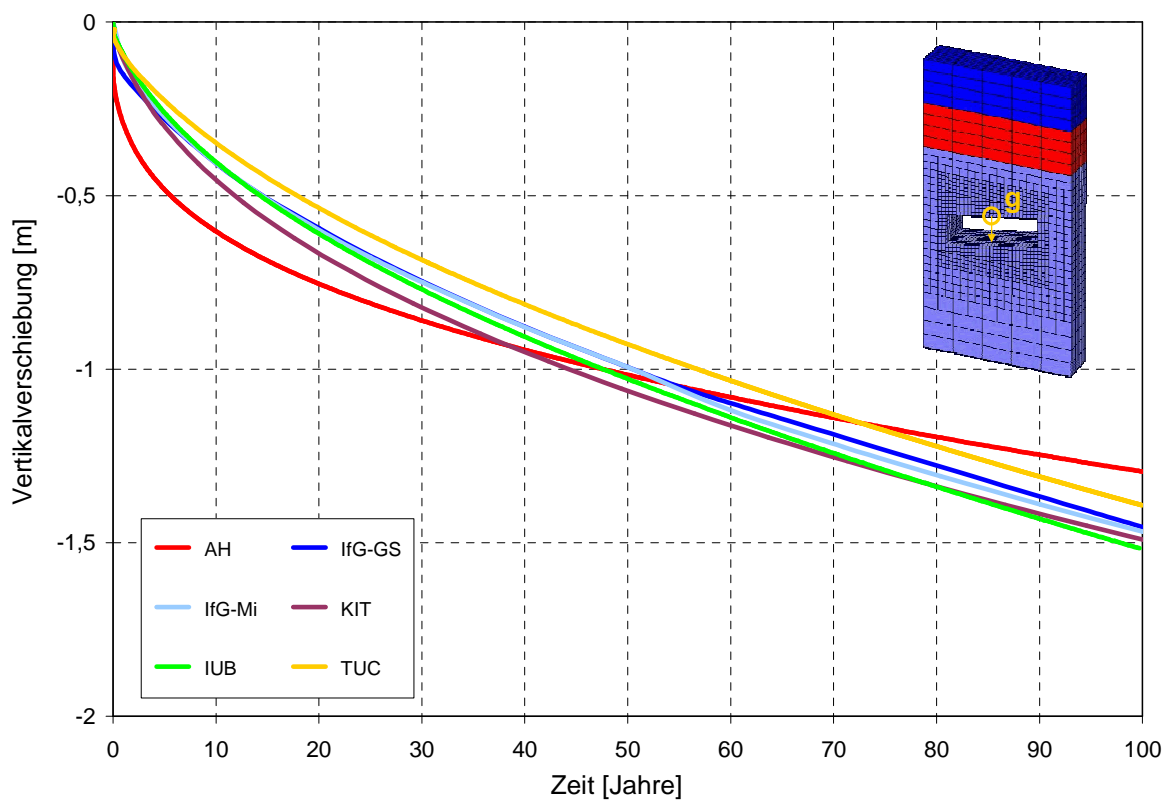


Abb. 58 Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklung der Firstsenkung in der Mitte des streichenden Abbaus (Punkt g, siehe Abb. 37 unten).

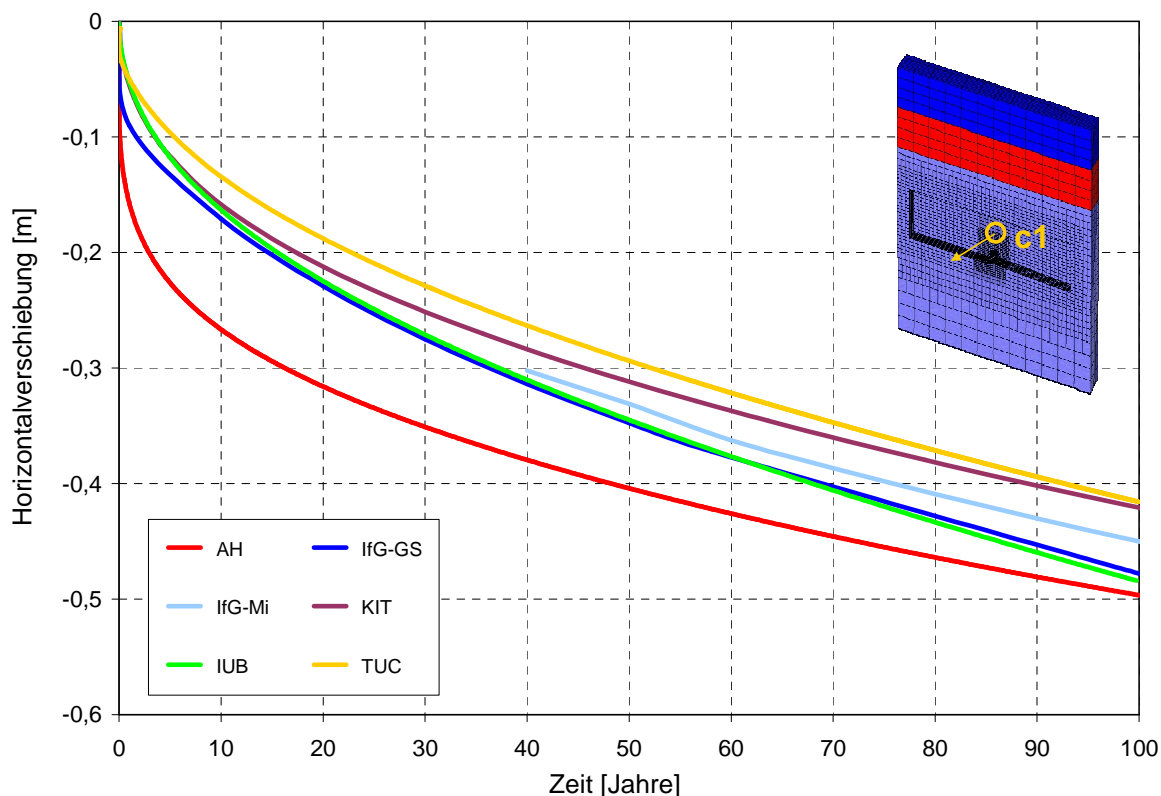


Abb. 59 Vergleich der von den Partnern berechneten zeitlichen Entwicklung der Ausbauchung der Pfeilerstoßmitte (Punkt c1, siehe Abb. 37 oben).

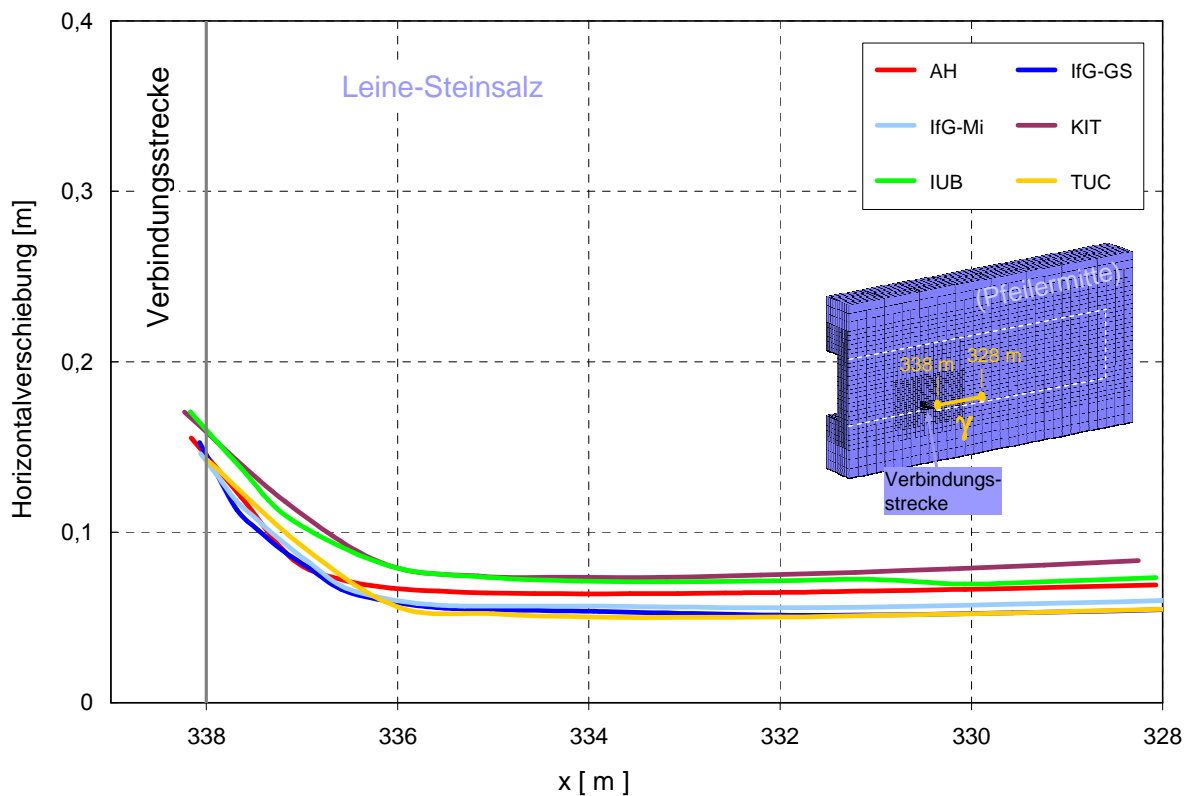


Abb. 60 Vergleich der von den Partnern berechneten Horizontalverschiebungen in der Pfeilermitte neben der Verbindungsstrecke entlang der Spur  $\gamma$  (siehe Abb. 38) 50 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume.



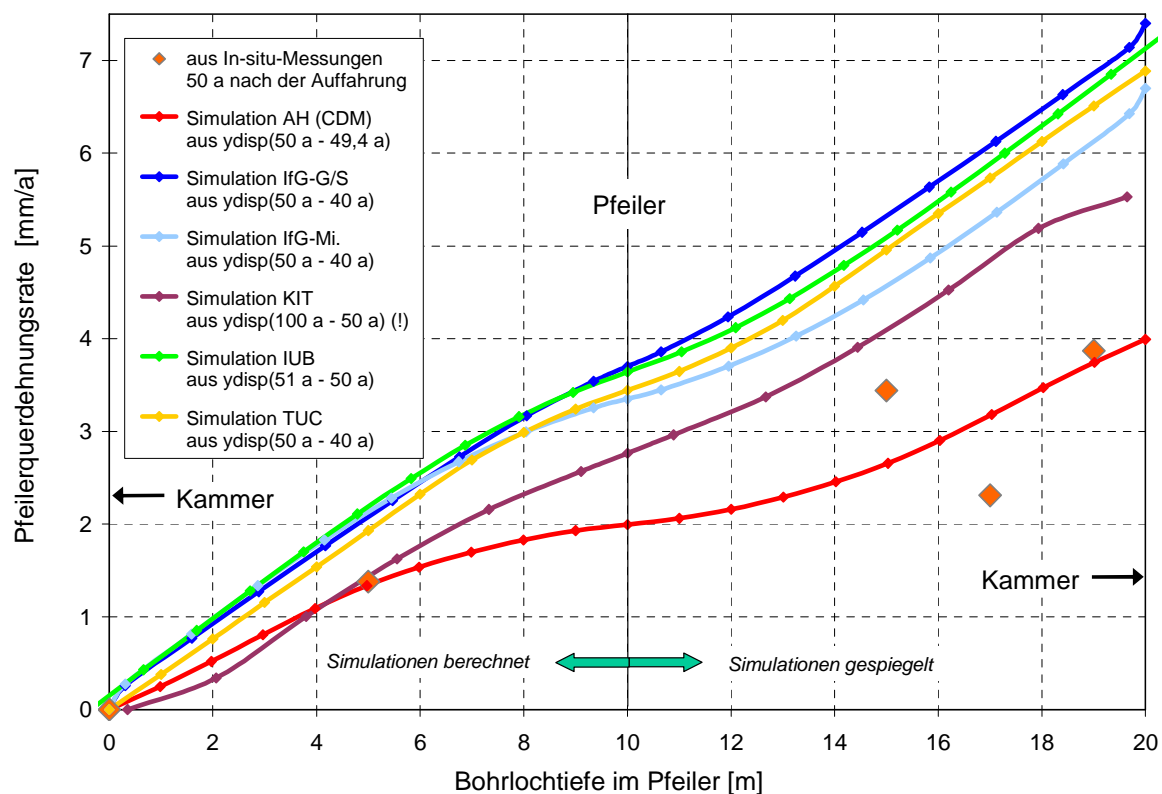


Abb. 61 Von den Projektpartnern berechnete Pfeilerquerdehnungsrate zwischen zwei Abbaukammern im Vergleich mit den In-situ-Messdaten, die aus Extensometermessungen im gesamten Pfeiler (Abb. 48) ausgewertet wurden. Da das Modell nur einen halben Pfeiler umfasst, wurden die Simulationsergebnisse zum Vergleich mit den Messdaten im Pfeilerzentrum (Bohrlochtiefe: 10 m) punktgespiegelt.

### 5.7.3 Schädigung und Dilatanz

Schneidet man das Berechnungsmodell Angersdorf in der Mitte des Pfeilers parallel zur Verbindungsstrecke senkrecht auf, so erhält man z. B. mit den Simulationen von Hampel und dem IfG zu den Zeitpunkten  $t = 127$  und  $130$  Jahre die in Abb. 62 gezeigten Schnittbilder der minimalen Hauptspannung, Vergleichsverformung und Dilatanz (volumetrischen Verformung).

Die minimale Hauptspannung ist im Bereich des Kammerstoßes und direkt über der Verbindungsstrecke positiv, das heißt hier treten Zugspannungen auf. Die größte Dilatanz wird allerdings nicht in diesem gesamten Zugspannungsbereich errechnet, sondern nur um die Verbindungsstrecke herum sowie hinter dem Kammerstoß. Dies liegt daran, dass in beiden Stoffgesetzen die Entwicklung der Dilatanz (d. h. der volumetrischen Verformungsrate) von dem Überschreiten der Dilatanzgrenze und damit von der minimalen Hauptspannung (im Laborversuch: Manteldruck) und außerdem von der Kriechrate abhängt. Deswegen ist die Dilatanz (rechte Bilder) dort groß, wo die minimale Hauptspannung (linke Bilder) klein und gleichzeitig die Verformung (mittlere Bilder) groß ist.

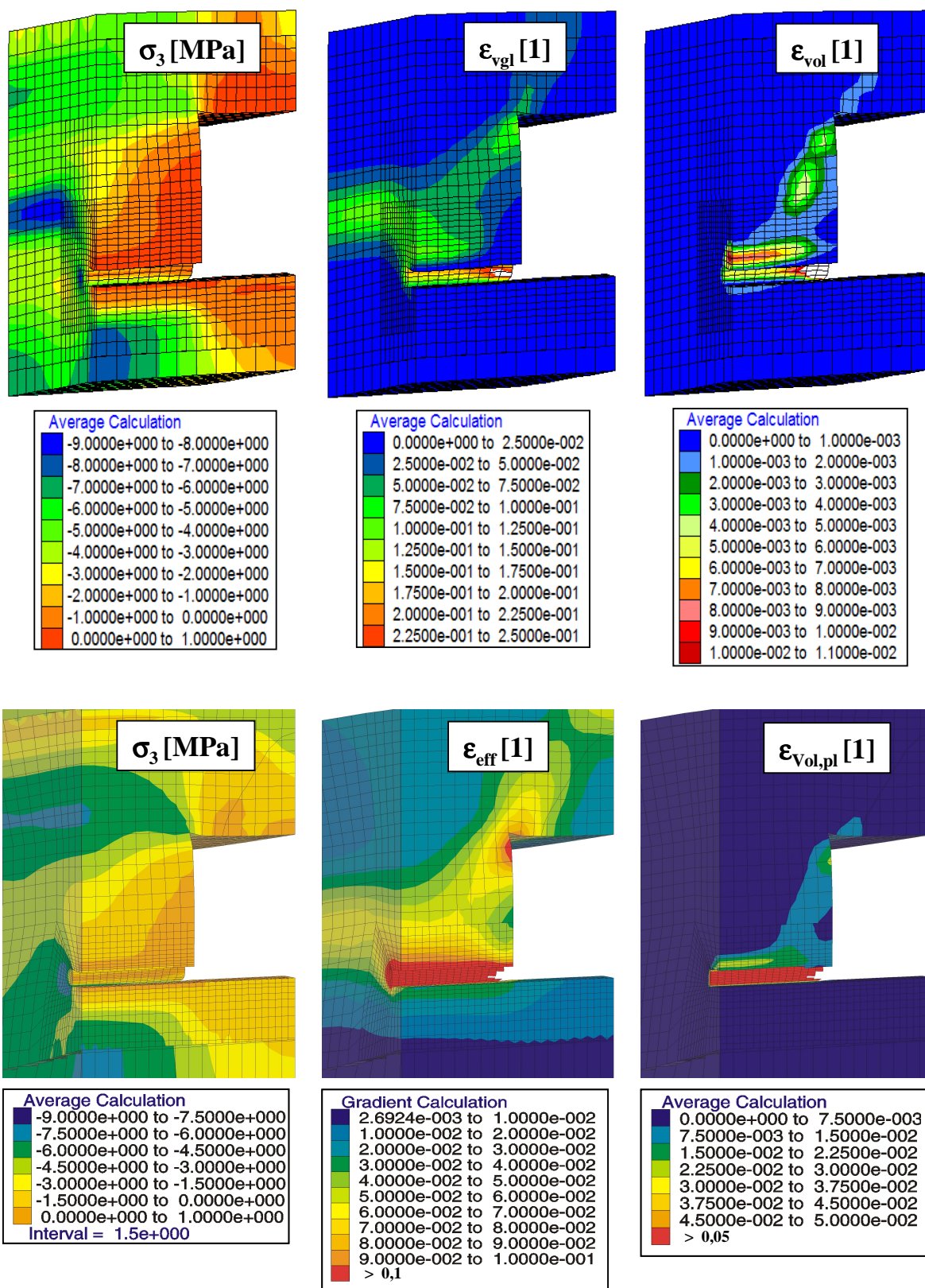


Abb. 62 Vergleich der mit dem CDM von Hampel (oben) und dem Modell IfG-Günther/Salzer (unten) berechneten minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$ , Vergleichs-  $\epsilon_{vgl}$  oder Effektivverformung  $\epsilon_{eff}$  und volumetrischen Verformung  $\epsilon_{vol}$  (Dilatanz, Porosität) auf einem blockförmigen Ausschnitt des Modells Angersdorf 130 Jahre (Hampel) und 127 Jahre (IfG) nach der Auffahrung. Die vordere vertikale Fläche durchschneidet die Mitte des Pfeilers und der Verbindungsstrecke vertikal.



Demzufolge zeigt die horizontal in der Pfeilermite entlang der Spur  $\beta$  aufgetragene Dilatanz die in Abb. 63 dargestellten Verläufe. Bei allen Simulationen tritt die größte Auflockerung hinter dem Pfeilerstoß auf. Auf den Schnittbildern in Abb. 63 erkennt man, dass die größte Dilatanz horizontal und vertikal in einem ringförmigen Bereich um die Stoßmitte herum liegt. Die Fotografie der Firste einer Verbindungsstrecke zeigt in der Tat in diesem Bereich einen großen Zugriss, welches die Berechnungsergebnisse bestätigt.

Die berechneten Amplituden und Positionen der Maxima unterscheiden sich dagegen. Verantwortlich dafür ist, dass die Nachjustierung der Kennwerte für das stationäre Kriechen zwar zu einheitlicheren Ergebnissen bei den errechneten Spannungs- und Verschiebungsergebnissen geführt haben. Die Modellierung der Dilatanz und Schädigung beruht dagegen nach wie vor auf den Anpassungen der Laborversuchsdaten. Letztere waren für die Kennwertermittlung der verschiedenen Stoffgesetze unterschiedlich geeignet und wurden von diesen in unterschiedlicher Weise genutzt. Hinsichtlich der Modellierung der Dilatanz und Schädigung ist bei der Kennwert-Nachjustierung für das stationäre Kriechen also keine Annäherung der Partnersimulationen erfolgt.

In der Pfeilermite liegt die minimale Hauptspannung 50 Jahre nach der Auffahrung bei allen Partnern betragsmäßig noch über 4 MPa, siehe Abb. 55. Deswegen tritt hier in Abb. 63 bei den meisten Partnern (nahezu) keine Auflockerung und Schädigung auf. Weiter unten, auf Höhe der Verbindungsstrecke, wird in der Mitte des Pfeilers Abb. 64 zufolge eine nennenswerte Dilatanz nur in der (je nach Partner) 1 bis 3 m breiten Auflockerungszone um diese Strecke herum gefunden.

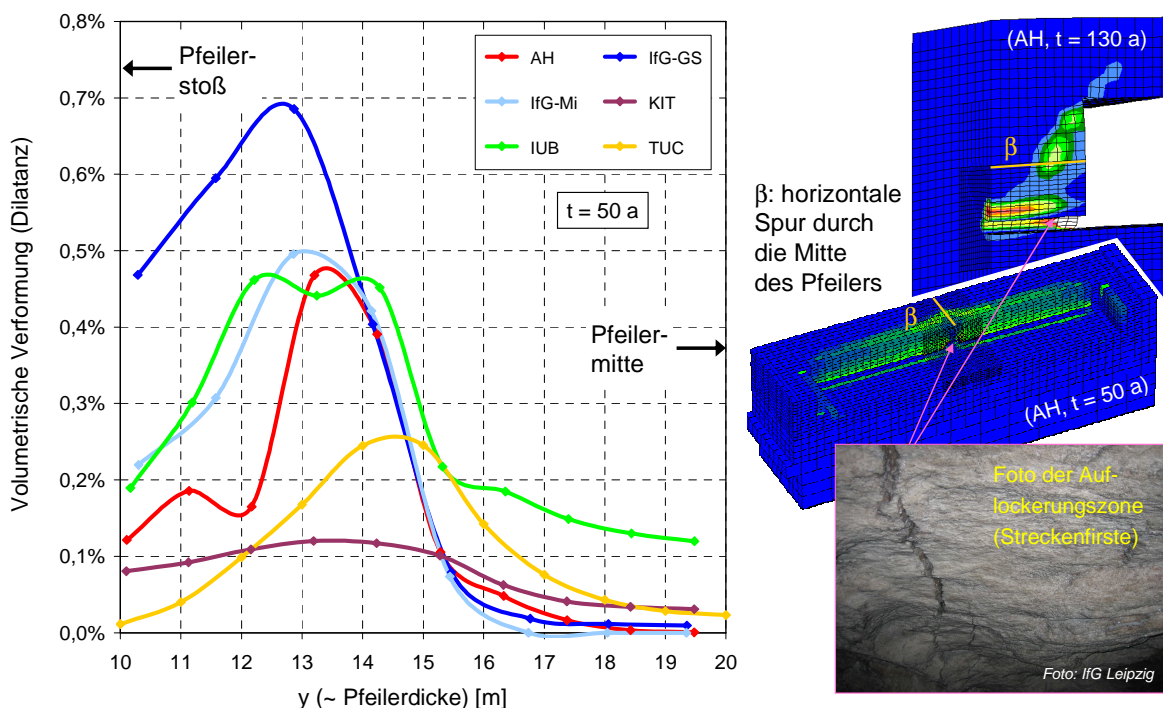


Abb. 63 Die von den Partnern berechneten Verläufe der volumetrischen Verformung entlang der Spur  $\beta$  (horizontal durch die Pfeilermite, links) zeigen, dass die größte Auflockerung nicht am Pfeilerstoß (bei  $y = 10$  m), sondern in einiger Entfernung dahinter auftritt, wie dies z. B. auch auf den Konturbildern von Hampel (rechts oben) und in Abb. 62 erkennbar wird. Der an dieser Stelle in der Firste der Verbindungsstrecke zwischen den Abbaukammern beobachtete Riss (Foto) bestätigt die Berechnungsergebnisse.

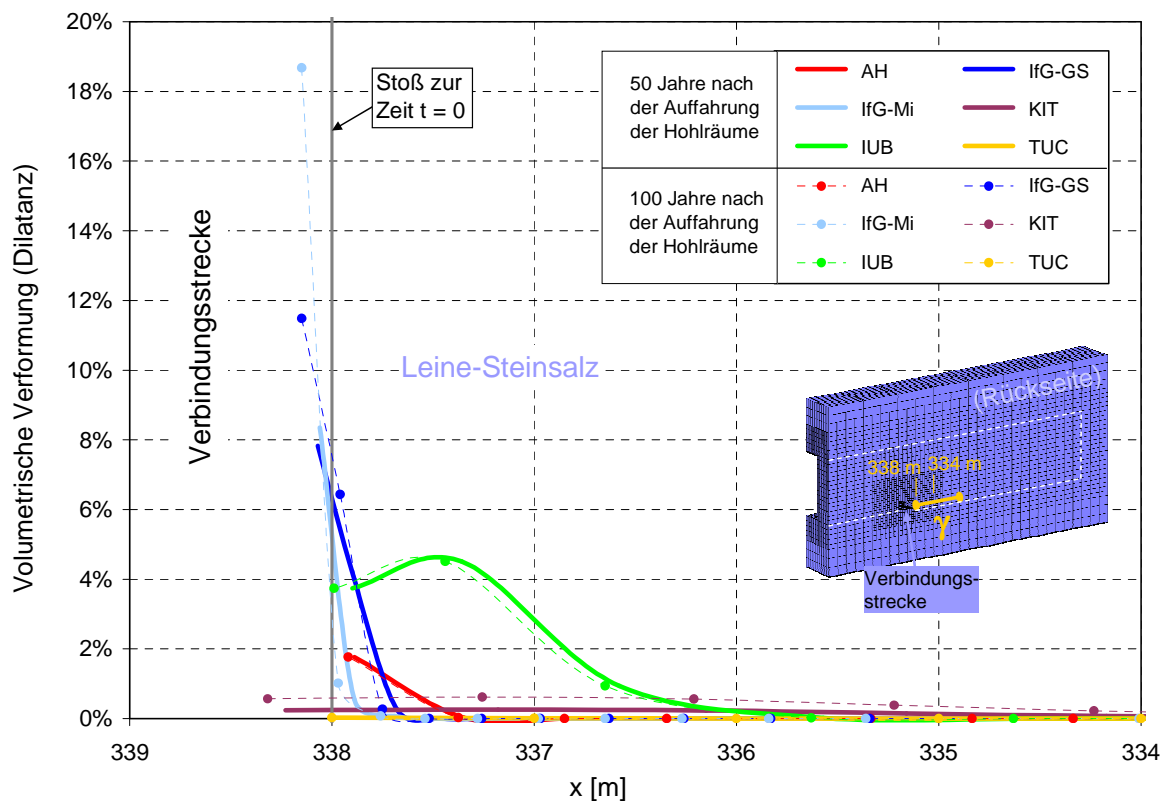


Abb. 64 Vergleich der von den Partnern berechneten volumetrischen Verformung (Dilatanz) im Modell Angersdorf entlang der Spur  $\gamma$  (siehe Abb. 38) 50 und 100 Jahre nach der Auffahrung der Hohlräume. Der Vergleich mit Abb. 54 zeigt, dass nur dort nennenswerte Dilatanz berechnet wird, wo die minimale Hauptspannung  $\sigma_3$  klein ist.

Auch in Abb. 64 gibt es die oben begründeten quantitative Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Partner. Man erkennt auch, dass mit den Stoffgesetzen des IfG in den zweiten 50 Jahren noch ein erheblicher Dilatanzzuwachs errechnet wird, während bei den anderen Partnern kein oder kaum ein weiterer Anstieg auftritt. Dies liegt an den in den verschiedenen Stoffgesetzen verwendeten, unterschiedlichen Dilatanzgrenzen im Verhältnis zu den lokal am betrachteten Ort berechneten minimalen Hauptspannungen. Beim IfG traten in den zweiten 50 Jahren noch Spannungen über deren Dilatanzgrenze auf, während diese bei den anderen Partnern kaum oder nicht mehr überschritten wurde.

Die Ergebnisse in der Auflockerungszone hängen demnach auch entscheidend von der im Stoffgesetz verwendeten Dilatanzgrenze ab. Bei allen Partnern folgt aber insgesamt, dass die Stabilität des Pfeilers auch 100 Jahre nach der Auffahrung noch lange nicht gefährdet ist.

Wie oben angedeutet, ist der Saum um die Verbindungsstrecke herum stark aufgelockert und geschädigt. Dies wird durch die Ergebnisse in Abb. 65 und das Foto in Abb. 66 bestätigt.

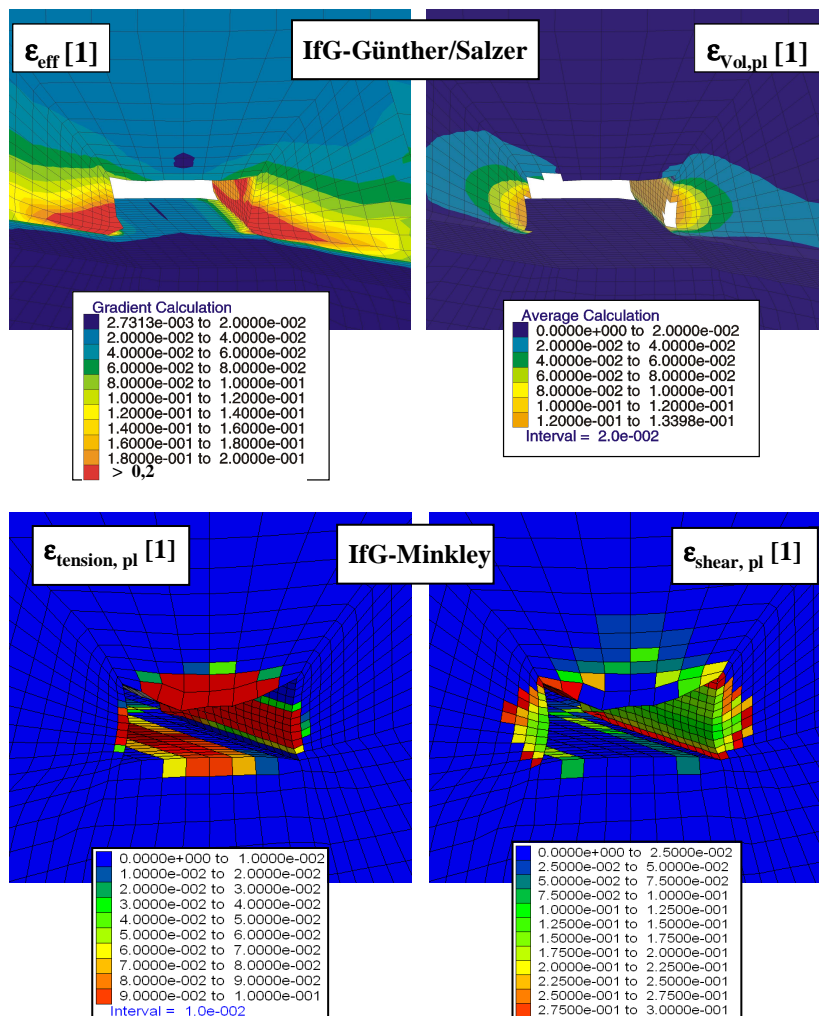


Abb. 65 Darstellung von Berechnungsergebnissen des IfG mit beiden Stoffgesetzen im Nahbereich des streichenden Abbaus: Effektivverformung  $\epsilon_{\text{eff}}$ , Dilatanz  $\epsilon_{\text{Vol,pl}}$ , plastische Zug-  $\epsilon_{\text{tension,pl}}$  und Scherverformung  $\epsilon_{\text{shear,pl}}$ , vgl. mit Abb. 66.



Abb. 66 Foto der starken Dilatanz und Schädigung in der Auflockerungszone um eine Verbindungsstrecke zwischen zwei Abbaukammern (hier: Kammern IV und V) herum, das die Berechnungsergebnisse in Abb. 65 unterstützt.

### 5.7.4 Porosität und Permeabilität

Die Permeabilität (Durchlässigkeit) hängt unmittelbar von der Porosität ab und wird entsprechend modelliert. Im Verbundprojekt wurde zur Berechnung der Permeabilität  $k$  aus den Simulationsergebnissen die Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung nach POPP (2002) und HEEMANN & HEUSERMANN (2004) angewendet, die eine zweiphasige Porenraumentwicklung beschreibt:

$$k = \frac{k_{tp}}{\left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_1} + \left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_2}} \quad (36)$$

mit

$$k_{tp} = a_k \cdot \exp(-b_k \cdot \sigma_{min})$$

$$\phi_{tp} = a_\phi \cdot \exp(-b_\phi \cdot \sigma_{min})$$

und  $a_k = 4,27E-14 \text{ m}^2$ ,  $b_k = 1,26 \text{ MPa}^{-1}$ ,  $n_1 = 4$ ,  $a_\phi = 0,0263$ ,  $b_\phi = 0,3093 \text{ MPa}^{-1}$ ,  $n_2 = 1,07$ .

Die Porosität entsteht durch geöffnete (Mikro-)Risse und Korngrenzen, die eine Wegsamkeit für strömende Fluide oder Gase bieten. Die Porosität ist damit identisch mit der volumetrischen Verformung, die auch als Dilatanz oder Auflockerung bezeichnet wird.

Entsprechend den Ergebnissen in Abschnitt 5.7.3 zeigen in Abb. 67 die In-situ-Messungen

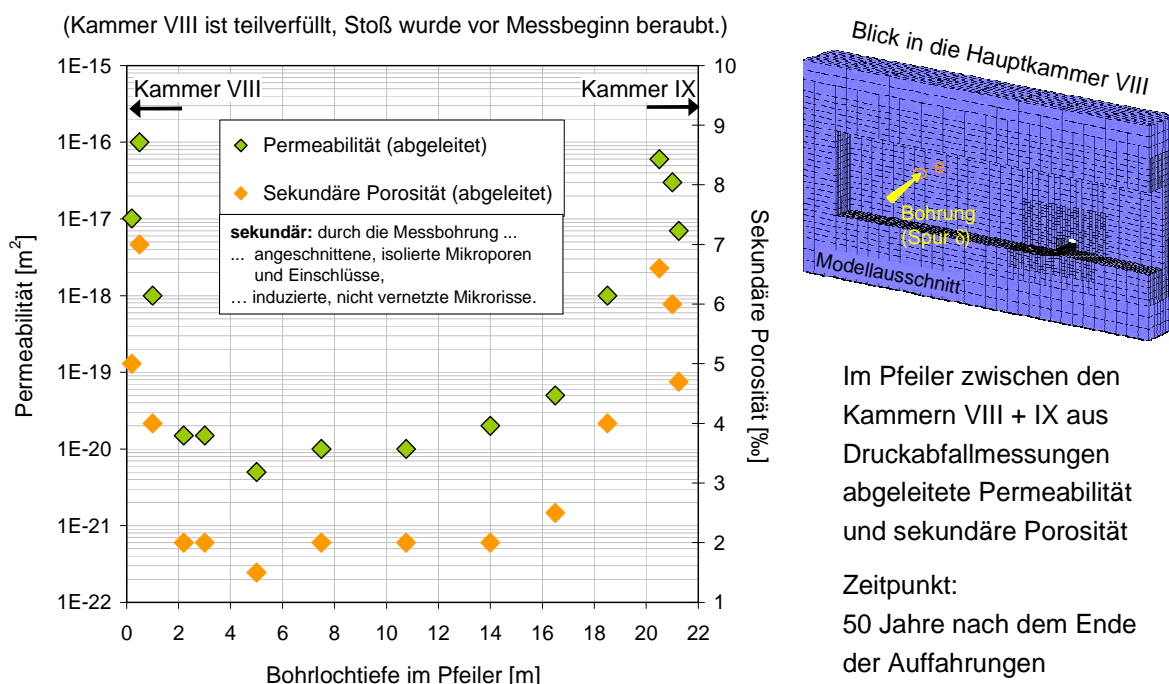


Abb. 67 Im Verbundprojekt vom IfG aus Druckabfallmessungen im Pfeiler zwischen den Kammern VIII und IX entlang der horizontalen Spur  $\delta$  ermittelte sekundäre, d. h. nicht vernetzte, Porosität und Permeabilität. Der Abfall der Größen auf beiden Seiten, der die Breite der Auflockerungszone anzeigt, reicht auf der Seite der Kammer VIII weniger weit in den Pfeiler hinein, weil dieser Pfeilerstoß um den Bohransatzpunkt herum vor der Bohrung aus Sicherheitsgründen beraubt wurde und Kammer VIII teilversetzt ist, siehe Abb. 48. Repräsentativer für den Vergleich mit den Berechnungsergebnissen ist daher die rechte Seite.



entlang der Spur  $\delta$ , dass die Porosität und Permeabilität im Pfeilerkern sehr klein sind und nur im stoßnahen Bereich in der Auflockerungszone ansteigen. Hierzu wurden vom IfG in verschiedenen Bohrlochtiefen Druckabfalltests im abgepackerten Bohrloch durchgeführt (für Details siehe den IfG-Einzelbericht im Anhang). Da bei einer Bohrung sowohl im Salz vorhandene, isolierte Einschlüsse angeschnitten als auch Mikrorisse erzeugt werden, kann bei kurzen Messzeiten auf diese Weise im Pfeilerkern nur die „sekundäre“, d. h. durch die Bohrung beeinflusste Porosität (2 ‰) und damit nur eine obere Grenze der Permeabilität ( $1E-20 \text{ m}^2$ ) ermittelt werden.

Davon unterschieden werden muss die „primäre“ Porosität aufgrund zusammenhängender, vernetzter Wegsamkeiten, die im kompakten, ungeschädigten Steinsalz verschwindet, wie zahlreiche experimentelle Untersuchungen in der Vergangenheit gezeigt haben. Daher ist auch die eigentliche Permeabilität (Durchlässigkeit) des ungeschädigten und nicht durch eine Bohrung gestörten Steinsalzes noch erheblich geringer. Sie liegt unter der experimentellen Auflösungsgrenze von  $\leq 1E-21 \text{ m}^2$ .

Aufgrund der Teilverfüllung der linken Kammer VIII und der Beraubung des dortigen Pfeilerstoßes vor Bohrungsbeginn (s. o.) wurde auf der linken Seite (Abb. 67) nur eine schmale Auflockerungszone ermittelt. Die Modellberechnungen sind daher eher mit den Befunden auf der rechten Seite bei der unverfüllten Kammer und dem nicht beraubten Stoß vergleichbar. Entsprechend stimmen dort die Berechnungsergebnisse in Abb. 68 und Abb. 69 hinsichtlich der Breite der Auflockerungszone in etwa mit den experimentellen Befun-

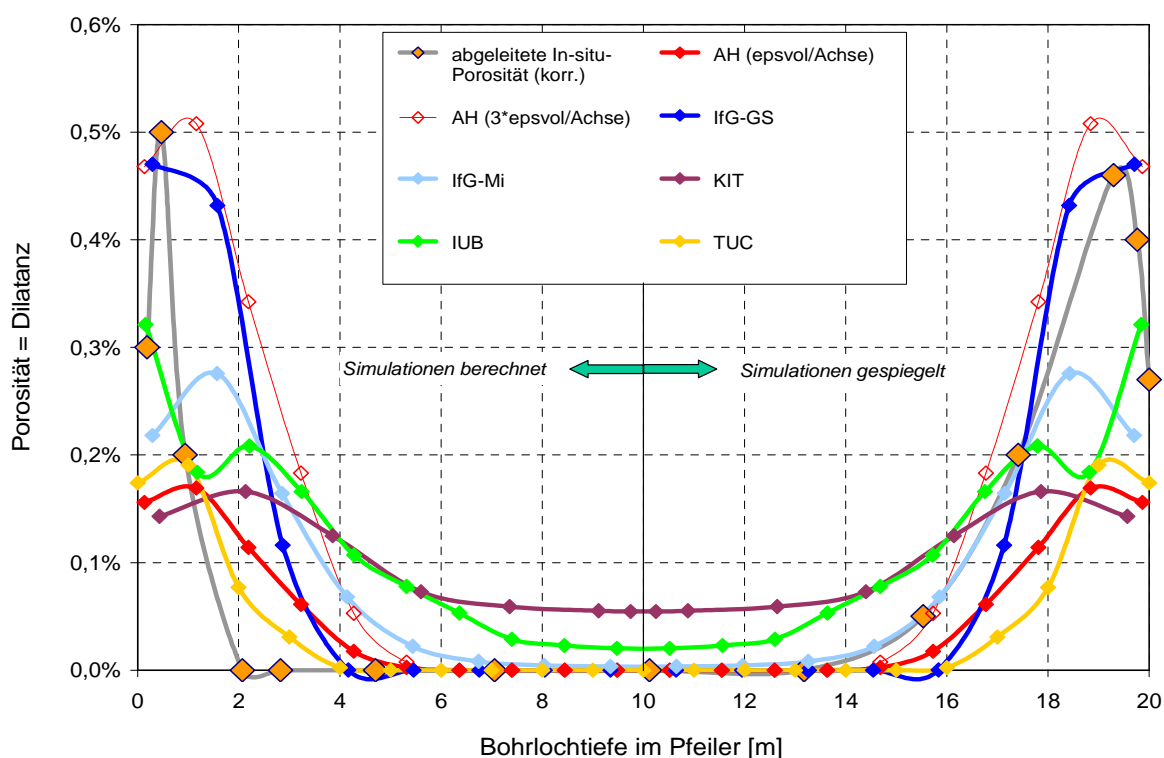


Abb. 68 Vergleich der von den Partnern berechneten Porosität (Dilatanz) im Pfeiler zwischen zwei Abbaukammern mit den In-situ-Messdaten aus Abb. 67. Von allen Messwerten wurde der Wert 2 ‰ der sekundären Porosität in der Pfeilermitte abgezogen, da die Simulationsberechnungen nicht die durch die Messbohrung hervorgerufene, unernetzte Auflockerung beschreiben. Die von Hampel mit FLAC3D berechnete Dilatanz wurde in der verwendeten CDM-Implementation stets auf eine Raumrichtung bezogen (Faktor 1/3), die Volumendilatanz entspricht daher dem dreifachen Wert (schmale rote Linie).

den überein. Da mit den Modellsimulationen nur die primäre Porosität und die zugehörige Permeabilität des unverritzten Steinsalzes berechnet wurde, ist für den Vergleich in Abb. 68 von den Messdaten der Wert 2 ‰ der sekundären Porosität im Pfeilerkern abgezogen worden.

Für die Porosität  $\phi$  wurde die mit den Simulationen entlang der Spur  $\delta$  jeweils berechnete Dilatanz aus Abb. 68 eingesetzt. Daher entsprechen die Ergebnisse der Permeabilitätsberechnungen in der Auflockerungszone in Abb. 69 denjenigen der Porosität aus Abb. 68. Da die Messbohrung und deren Einfluss nicht modelliert wurde, liegt die berechnete Permeabilität im kompakten, ungeschädigten Pfeilerkern bei dem IfG, der TUC und bei Hampel deutlich unter  $1E-22 \text{ m}^2$ . Dieser Wert wird beim IUB nur annähernd erreicht, weil bei ihm in Abb. 68 auch im Pfeilerkern eine zwar geringe, aber doch größere Porosität als bei den Partnern auftritt.

Bedingt durch das vom KIT verwendete Stoffmodell für das Schädigungsverhalten von Steinsalz wurde bereits als Eingabeparameter eine konstante Anfangsporosität von  $\eta_0 = 0.0002$  vorgegeben. Diese führte zur Berechnung einer höheren Porosität und Permeabilität in der Pfeilermitte.

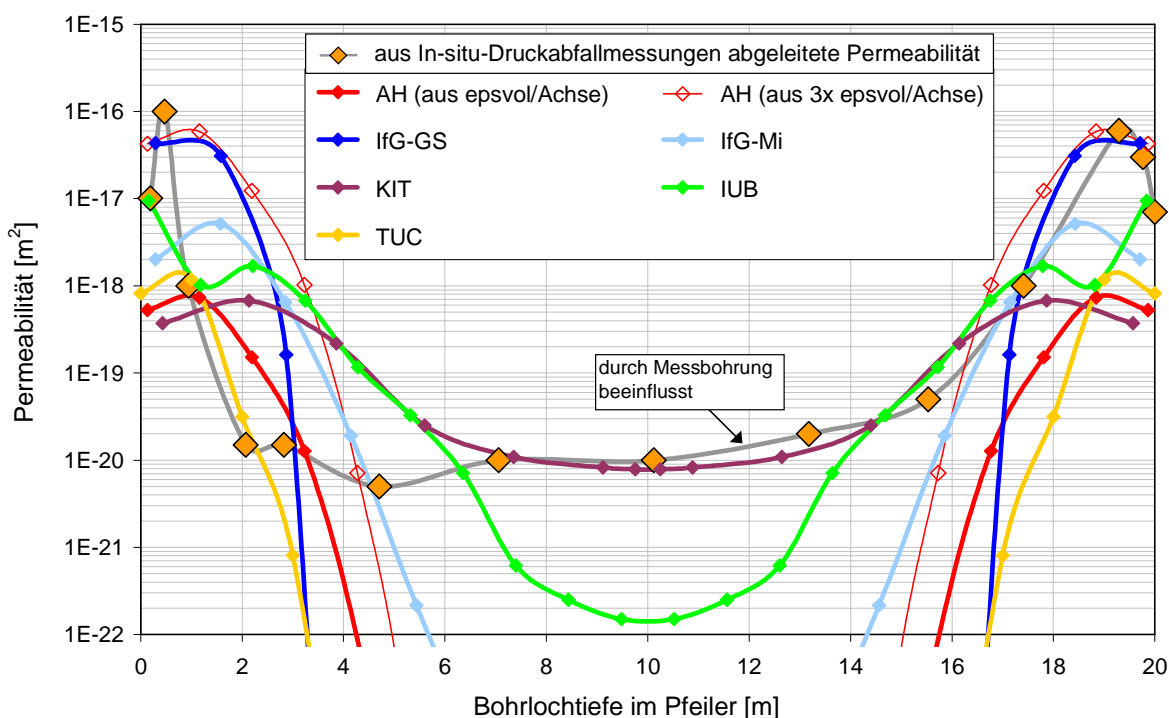


Abb. 69 Aus den Berechnungen der Porosität (Dilatanz) aus Abb. 68 berechnete Permeabilität im Pfeiler zwischen zwei Abbaukammern im Vergleich mit den In-situ-Messdaten im gesamten Pfeiler aus Abb. 67. Da das Modell nur einen halben Pfeiler umfasste, wurden die Simulationsergebnisse zum Vergleich mit den Messdaten im Pfeilerzentrum (Bohrlochtiefe: 10 m) gespiegelt. Im Pfeilerkern ist die aus den Messungen abgeleitete Permeabilität aufgrund der durch die Bohrung erzeugten Mikrorisse und angeschnittenen isolierten Einschlüsse erhöht. Dieses wurde in den Berechnungen nicht berücksichtigt. Vom KIT wurde in seinem Stoffmodell für das Schädigungsverhalten als Eingabeparameter eine konstante Anfangsporosität von  $\eta_0 = 0.0002$  vorgegeben, die zu den höheren Werten in der Pfeilermitte führte.

---

Insgesamt kann für alle Simulationen zum Zeitpunkt  $t = 50$  Jahre nach der Auffahrung eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse mit den untertägigen In-situ-Messdaten festgestellt werden. Dies gilt trotz der oben erläuterten, stark eingeschränkten Vergleichbarkeit der simulierten mit der gemessenen Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf, anhand derer jeder Partner einen Kennwert für die Modellierung der stationären Kriechrate nachjustiert hat.

## 6 Schlussfolgerungen und Empfehlungen

In beiden bisher durchgeführten Verbundprojekten zum Stoffgesetzvergleich war durch umfangreiche Nachrechnungen unterschiedlicher, unter definierten Randbedingungen im Labor durchgeführter Kriech- und Festigkeitsversuche mit verschiedenen Steinsalztypen aus unterschiedlichen Lokationen nachgewiesen worden, dass die beteiligten Stoffgesetze in der Lage sind, die verschiedenen Verformungsphänomene im Steinsalz und deren physikalische Zusammenhänge korrekt und in guter Übereinstimmung mit experimentellen Befunden zu modellieren.

Es sind dies bei allen Spannungsbedingungen

- das transiente Kriechen nach einer Spannungserhöhung und -reduktion, die Änderungen der Verformungsmikrostruktur (Versetzungsdichte und -verteilung) hervorrufen und damit zu einer Verfestigung bzw. Erholung des Materials führen, sowie
- das stationäre Kriechen, das sich aufgrund der dafür notwendigen Einstellung einer stationären Verformungsmikrostruktur erst nach höherer Verformung unter (nahezu) konstanten Randbedingungen einstellt.

Zusätzlich kommen oberhalb der Dilatanzgrenze hinzu

- die Entwicklung von Dilatanz (volumetrischer Verformung, Auflockerung, Porosität) und Schädigung und deren Zusammenhang mit dem Kriechen,
- der Kriechbruch – bzw. das Erreichen der Kurzzeitfestigkeitsgrenze als dessen Grenzfall bei schneller Belastung – infolge der Akkumulation intensiver Schädigung sowie
- das Nachbruchverhalten und die Annäherung an eine Restfestigkeit, die im Spannungsraum häufig in der Nähe der Dilatanzgrenze liegt.

Im Detail wurden aber auch Unterschiede deutlich, zum Beispiel in Bezug auf die Fähigkeit, mit einem salztypspezifischen Kennwertsatz für die Stoffgesetzparameter eine große Bandbreite verschiedenartiger Versuche zu beschreiben. Bei den Nachrechnungen der Laborversuche kam es nämlich nicht darauf an, nur einzelne Versuchskurven durch jeweils individuelle Anpassungen gut nachvollziehen zu können – hierzu würde man kein Stoffgesetz benötigen, sondern nur eine geeignete mathematische Funktion, z. B. ein Polynom höheren Grades.

Entscheidend ist, die verschiedenen Versuche und Versuchsführungen (spannungskontrollierte Kriechversuche und verformungskontrollierte Festigkeitsversuche) in einem weiten Bereich anwendungsrelevanter Randbedingungen mit **einem einheitlichen salztypspezifischen Kennwertsatz** für die Stoffgesetzparameter zu beschreiben. Dieses stellt an die Stoffgesetze besondere Anforderungen, ist aber wichtig, da unter Tage zu jeder Zeit in verschiedenen Bereichen einer zu berechnenden Struktur unterschiedliche Randbedingungen (z. B. Spannungs-, Verformungs- und Schädigungszustände) auftreten können, die sich zudem mit der Zeit weiter verändern können. Daher muss ein Stoffgesetz und der verwendete Kennwertsatz für alle möglicherweise auftretenden Situationen geeignet sein.

Dazu ist es unbedingt empfehlenswert, diese Parameterkennwerte anhand sorgfältig ausgewählter, durchgeführter und ausgewerteter Laborversuche zu bestimmen, mit denen die verschiedenen Verformungsphänomene unter definierten Bedingungen untersucht wurden.



Auch sollte die Auswahl der bei den Versuchen verwendeten natürlichen Steinsalzproben repräsentativ für die zu berechnende Lokation erfolgen.

Eine mögliche Fehlerquelle mit unter Umständen weit reichenden Folgen für die Simulationsergebnisse bildet zum Beispiel die Ermittlung der stationären Kriechrate, die nur aus Versuchen mit genügend hoher erreichter Verformung bestimmt und sorgfältig ausgewertet werden sollte, da die Annäherung an die „wahre“ stationäre Kriechrate aufgrund des abnehmenden Gradienten immer langsamer erfolgt. Dadurch entsteht zwar auch nach kürzeren Messzeiten bereits der Eindruck einer scheinbar stationären Kriechrate. Diese ist in Wirklichkeit aber mitunter noch lange nicht erreicht. Im ungünstigen Falle kann der Fehler vor allem in Kriechversuchen mit kleiner Differenzspannung und daher sich sehr langsam ändernder Kriechrate erheblich sein und zu falschen Spannungsexponenten der stationären Kriechrate führen.

Letztlich kann aber trotz aller Sorgfalt in der Laborpraxis nur eine endliche Anzahl von Proben unter einer endlichen Anzahl von Randbedingungen und mit begrenzter Dauer getestet werden. Hinzu kommt, dass die Ergebnisse der Versuche mehr oder weniger stark streuen. Dies liegt an natürlichen Unterschieden der Laborproben z. B. in der Verteilung und Zusammensetzung von das Verformungsverhalten beeinflussenden Fremdphasen in der Salzmatrix (z. B. Salzmineralausscheidungsteilchen). Diese Unterschiede resultieren aus der geologischen, petrografischen und tektonischen Vorgeschichte jeder Lokation. Außerdem sind bei der Erstellung eines Berechnungsmodells in der Regel Vereinfachungen hinsichtlich zum Beispiel der Geometrie einer untertägigen Hohlraumstruktur, der geologischen Schichtung sowie der Feinheit der Vernetzung mit Finiten Elementen bzw. Zonen eines Finite-Differenzen-Programms vorzunehmen.

Daher konnte im zweiten Verbundprojekt gezeigt werden, dass nach der Ermittlung eines salztypspezifischen Kennwertsatzes anhand von Laborversuchsergebnissen die Nachjustierung eines oder einzelner Kennwerte(s) eine entscheidende Verbesserung bei der Beschreibung vor allem der Spannungs- und Verformungsverteilung in der Umgebung einer untertägigen Hohlraumstruktur erbringt.

Die Partner empfehlen daher die folgende, im Projekt gewählte Vorgehensweise:

- 1.) Ermittlung sämtlicher salztypspezifischer Kennwerte anhand von verschiedenartigen Laborversuchen, die unter definierten Bedingungen mit für die jeweilige Lokation repräsentativ ausgesuchten Laborproben sorgfältig durchgeführt und ausgewertet wurden.
- 2.) Nachträgliche Justierung eines (oder einiger weniger) Kennwerte(s) anhand von In-situ-Messdaten, um Ungenauigkeiten, die z. B. aus einer zu groben Vereinfachung der Struktur bei der Modellerstellung oder aus einer ungenügenden stoffgesetzlichen Charakterisierung der verschiedenen beteiligten Gesteinsschichten resultieren, zu reduzieren.

Die Benchmark-Berechnungen in den beiden Verbundprojekten haben ergeben, dass mit den in die Finite-Differenzen-Programme FLAC und FLAC3D implementierten Stoffgesetzen sowie dem in das Finite-Elemente-Programm ADINA implementierten KIT-Stoffgesetz grundsätzlich die Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in der Umgebung untertägiger Hohlräume berechnet werden kann. Die Simulationsergebnisse stimmen gut mit den Ergebnissen der In-situ-Messungen überein.

Die Berechnung der Spannungsentwicklung und -verteilung in der Umgebung untertägiger Hohlräume lieferte mit allen Stoffgesetzen relativ ähnliche Ergebnisse. Aufgrund der ho-

hen Nichtlinearität der Spannungs-Verformungsbeziehung im Steinsalz traten zunächst größere Abweichungen bei den berechneten Verschiebungen der Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf auf. Diese konnten aber durch die empfohlene, von jedem Partner für sein Stoffgesetz vorgenommene Nachjustierung eines Kennwertes für das stationäre Kriechen anhand von In-situ-Messdaten – im vorliegenden Fall zur Tagesoberflächenabsenkung über der Grube – erheblich reduziert werden.

Größere Unterschiede haben sich vor allem bei der Berechnung der Dilatanz- und Schädigungsverteilung in der Auflockerungszone im unmittelbaren Nahbereich der Hohlräume ergeben, in dem große Gradienten auftreten. Einige Unterschiede beruhen darauf, dass die verschiedenen Stoffgesetze aufgrund ihres jeweiligen Aufbaus und theoretischen Hintergrundes unterschiedliche Versuche und Versuchsarten für die Kennwertermittlung benötigen. Das bedeutet, dass im Projekt die einheitlich allen Partnern zur Verfügung stehenden Versuchsdaten für die Kennwertbestimmung der beteiligten Stoffgesetze unterschiedlich gut geeignet waren.

Außerdem haben die Benchmark-Berechnungen auch die Bedeutung der Formulierung der Dilatanzgrenze deutlich gemacht. Eine hoch liegende Dilatanzgrenze kann dazu führen, dass die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung unterschätzt wird, da die hohen Spannungszustände über dieser Grenze seltener erreicht werden. Die sorgfältige Ermittlung und Modellierung der Dilatanzgrenze ist demnach entscheidend für die korrekte Berechnung der Auflockerungszone.

Zur Berechnung der Permeabilität im Pfeiler des Modells Angersdorf wurde von allen Partnern eine Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung zugrunde gelegt, bei der für die Porosität die im Pfeiler berechnete Dilatanz (volumetrische Verformung) eingesetzt wurde. Damit ist eine korrekte Beschreibung der Permeabilität außer von der Gültigkeit dieser Beziehung auch von der Güte der Modellierung der Dilatanzgrenze und der Dilatanzentwicklung abhängig. Auch hinsichtlich der Permeabilitätsverteilung im Pfeiler haben die Modellberechnungen realistische Ergebnisse geliefert. Für detailliertere Aussagen zur Permeabilitätsmodellierung waren diese ersten, im Projekt ausgeführten Arbeiten allerdings nicht ausreichend.

Modellregionen mit größeren Gradienten der Dilatanz und Schädigung in der unmittelbaren Hohlraumumgebung stellen auch besonders hohe Anforderungen an die numerische Stabilität der Berechnungen. Hier hat es sich zum Teil als vorteilhaft oder sogar notwendig erwiesen, einzelne mathematische Beziehungen der Stoffgesetze anders zu formulieren oder die Stoffgesetz-Implementationen in den numerischen Rechenprogrammen gezielt zu modifizieren.

Daher kann generell empfohlen werden, dass bei der Entwicklung oder Weiterentwicklung von Stoffgesetzen stets auch 3D-Berechnungen von untertägigen, höher belasteten Beispielstrukturen durchgeführt werden, um eventuelle Einflüsse der Formulierungen oder Implementationen auf die numerische Stabilität von Berechnungen zu überprüfen und entsprechende Verbesserungen vornehmen zu können.

Bei den Simulationen wurden in beiden Verbundprojekten auch einige wertvolle Hinweise für die Weiterentwicklung der beteiligten Stoffgesetze erhalten. Kleinere Modifikationen wurden direkt während der Projektlaufzeiten vorgenommen und angewendet. Größere Weiterentwicklungen waren nicht Bestandteil der Arbeiten und müssen separat durchgeführt werden.

## 7 Zusammenfassung

Im ersten Verbundprojekt hatten die beteiligten Projektpartner zunächst die Modellierung der verschiedenen Verformungsphänomene mit ihren Stoffgesetzen durch Nachrechnungen verschiedenartiger Laborversuche überprüft. Anschließend berechneten sie rotations-symmetrisch die Ausbauchung einer zylindrischen Steinsalzprobe im Druckversuch sowie mit 2D-Simulationen die Umgebung der isolierten Strecke EU1 in der Grube Sondershausen und einer Kammer-Pfeiler-Modellstruktur unter verschiedenen Lasten.

In diesem zweiten Verbundprojekt setzten die Partner den detaillierten Vergleich ihrer Stoffgesetze für Steinsalz sowie ihrer Verfahren zur salztypspezifischen Kennwertbestimmung und zur Durchführung numerischer Modellberechnungen fort. Dabei stand nun die 3D-Berechnung eines gemeinsam von den Projektpartnern ausgewählten Ausschnitts der Grube Angersdorf mit mehreren Strecken und Kammern im Vordergrund.

Dazu ermittelte jeder Partner zunächst die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für das Leine-Steinsalz, in dem sich die Hohlräume befinden, durch Nachrechnungen der zu Projektbeginn bereits vorhandenen sowie der von den Partnern IfG und TUC im Projekt durchgeführten Laborkriech- und -festigkeitsversuche mit diesem Steinsalztyp.

Bei mit diesen „Laborkennwerten“ durchgeführten Simulationen zeigten sich allerdings größere Abweichungen der Berechnungsergebnisse zur Grube Angersdorf von In-situ-Messdaten. Auch die Kennwerte aus den Untertagesimulationen der Grube Sondershausen aus dem ersten Verbundprojekt lieferten große Abweichungen und machten deutlich, dass Kennwerte aus unterschiedlichen Lokationen nicht ohne Weiteres übertragbar sind.

Eine entscheidende Verbesserung wurde von jedem Partner dadurch erzielt, dass er für sein Stoffgesetz eine Nachjustierung eines Parameterkennwertes für das stationäre Kriechen anhand von Messdaten der Tagesoberflächenabsenkung über der Grube Angersdorf aus den Jahren 1909 bis 1949 vornahm. Dabei entsprach das gewählte Berechnungsmodell eigentlich nicht vollständig der tatsächlichen Situation in der Grube Angersdorf: Die tiefer liegenden Kaliabbau, deren Konvergenz in dem genannten Zeitraum einen wesentlichen Einfluss auf die Tagesoberflächenabsenkung hatte, wurden im Modell nicht berücksichtigt, da der Stoffgesetzvergleich nicht die Modellierung des Verformungsverhaltens von Carnallit einschloss. Dennoch einigten sich die Partner auf dieses Verfahren, weil es typisch für die Herangehensweise an Untertageberechnungen bei Vorliegen von In-situ-Messdaten ist.

Trotz der Einschränkungen stimmten die Berechnungsergebnisse nach dieser Justierung sogar besser als erwartet auch mit den untertägigen In-situ-Messdaten überein. Dieses unterstreicht die Bedeutung der empfohlenen Vorgehensweise:

- 1.) Ermittlung sämtlicher salztypspezifischer Kennwerte anhand von verschiedenartigen Laborversuchen, die unter definierten Bedingungen mit für die jeweilige Lokation repräsentativ ausgesuchten Laborproben sorgfältig durchgeführt und ausgewertet wurden.
- 2.) Nachträgliche Justierung eines (oder einiger weniger) Kennwerte(s) anhand von In-situ-Messdaten, um Ungenauigkeiten, die z. B. aus einer zu groben Vereinfachung der Struktur bei der Modellerstellung oder aus einer ungenügenden stoffgesetzlichen Charakterisierung der verschiedenen beteiligten Gesteinsschichten resultieren, zu reduzieren.

Nach ersten Testrechnungen wurde zur Verbesserung des Modells der Grube Angersdorf von allen Partnern eine Vernetzungsstudie mit dem Ziel durchgeführt, den Einfluss der Diskretisierung auf Simulationsergebnisse zu untersuchen und die mindestens notwendige Vernetzungseinheit in einem Pfeiler zwischen zwei Abbaukammern zur Erlangung verlässlicher, vernetzungsunabhängiger Ergebnisse festzustellen. Dazu wurde die Tragfähigkeit einer Kammer-Pfeiler-Modellstruktur ähnlich derjenigen in der Grube Angersdorf mehrfach mit unterschiedlich fein vernetztem Pfeiler jeweils bis in den Nachbruchbereich hinein berechnet.

Im vorliegenden Fall eines schlanken, unendlich langen Pfeilers (Schlankheitsgrad 1, Formfaktor 0) wurde von allen Partnern eine maximale Pfeilertragfähigkeit von etwa 40 bis 50 MPa errechnet. Dieser Wert stimmt gut mit dem Ergebnis aus analytischen Betrachtungen von Hou überein. Die minimale Elementanzahl, mit der ein solches, annähernd vernetzungsunabhängiges Ergebnis erhalten wurde, beträgt etwa 80-90 Elemente, wobei die betrachteten Stoffgesetze unterschiedlich empfindlich auf eine Veränderung der Elementanzahl reagierten.

Das auf Grundlage dieser Ergebnisse erstellte Modell der Grube Angersdorf hatte eine Dimension von Breite x Tiefe x Höhe = 745 m x 20 m x 800 m. Es umfasste damit vertikal den gesamten Bereich von der Unterkante des Hauptanhydrits bis zur Tagesoberfläche. Um einen Einfluss der Modellrandbedingungen auf die Ergebnisse in der Umgebung der Hohlräume auszuschließen, wurde das Modell horizontal um etwa 300 m auf beiden Seiten des Hohlraumbereichs erweitert. Die geringe Modelltiefe ergab sich aus der regelmäßigen Anordnung der Abbaukammern und Pfeiler in der Grube Angersdorf, wegen der die Modellierung einer halben Kammer und eines halben Pfeilers und die Verwendung periodischer Randbedingungen aus Symmetriegründen bereits ein repräsentatives Abbild der Grube lieferte. Des Weiteren wurden ein senkrecht zur großen Längsachse der Abbaukammer neben ihr verlaufender streichender Abbau sowie mehrere Strecken – darunter auch eine Verbindungsstrecke zwischen den großen Abbaukammern – im Modell berücksichtigt.

Die 3D-Simulationen dieses repräsentativen Ausschnitts der Grube führte jeder Partner mit seinem Stoffgesetz durch. Als numerisches Rechenprogramm kam beim KIT das Finite-Elemente-Programm ADINA und bei allen anderen Partnern das Finite-Differenzen-Programm FLAC3D zum Einsatz.

Die Berechnung erfolgte nach der schlagartig modellierten Auffahrung der Hohlräume für einen Zeitraum von mindestens 100 Jahren. Da die Auffahrungen im Leine-Steinsalz in der Realität vor etwa 50 Jahren endeten, wurden die Simulationsergebnisse zu diesem Zeitpunkt mit den im Projekt vom IfG durchgeführten Untertagemessungen zur Pfeilerquerdrehung sowie zur minimalen Hauptspannung, Porosität und Permeabilität im Pfeiler verglichen. Die weitere Berechnung des Modells lieferte eine Prognose der künftigen Entwicklung.

Die Berechnungsergebnisse der Partner zu den Spannungen und Verschiebungen im Modell stimmen nach der oben erwähnten Nachjustierung eines Kennwertes für das stationäre Kriechen gut miteinander sowie mit den Daten der parallel im Projekt durchgeführten Untertagemessungen überein. Letztere waren nicht zur Nachjustierung eines Kennwertes, sondern nur zum nachträglichen Vergleich mit den Berechnungsergebnissen verwendet worden.

Größere Unterschiede ergaben sich dagegen bei der Berechnung der Dilatanz- und Schädigungsverteilung in der Auflockerungszone im unmittelbaren Nahbereich der Hohlräume, in dem große Gradienten auftreten. Einige Unterschiede beruhen darauf, dass die verschiedenen Stoffgesetze aufgrund ihres jeweiligen Aufbaus und theoretischen Hintergrundes un-

terschiedliche Versuche und Versuchsarten für die Kennwertermittlung benötigen. Das bedeutet, dass die im Projekt einheitlich allen Partnern zur Verfügung stehenden Versuchsdaten unterschiedlich gut für die Kennwertbestimmung der beteiligten Stoffgesetze geeignet waren. Die Kennwerte der Stoffgesetzparameter, die die Modellierung der Dilatanz und Schädigung betreffen, waren bei der Kennwert-Nachjustierung anhand der Messdaten zur Tagesoberflächenabsenkung nicht verändert worden, entstammten also allein den Laborversuchsanpassungen.

Außerdem beruhten einige Unterschiede bei den Ergebnissen der Benchmark-Berechnungen darauf, dass die Stoffgesetze unterschiedliche Dilatanzgrenzen verwenden. Eine höher liegende Dilatanzgrenze kann nämlich dazu führen, dass die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung unterschätzt wird, weil die hohen Spannungszustände über dieser Grenze seltener erreicht werden.

Zur Berechnung der Permeabilität im Modell Angersdorf wurde eine Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung zugrunde gelegt, wobei für die Porosität die im Pfeiler berechnete Dilatanz eingesetzt wurde. Daher entsprach die Güte der Übereinstimmung zwischen den berechneten und den aus den Messungen im Pfeiler abgeleiteten Permeabilitäten in etwa derjenigen des dortigen Dilatanzvergleichs. Sowohl die Breite der Auflockerungszone als auch die Absolutwerte lagen angesichts der oben erläuterten Einschränkungen in etwa in der richtigen Größenordnung.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse aus beiden bisher durchgeführten Verbundprojekten, dass die beteiligten Stoffgesetze die verschiedenen mechanischen Verformungsphänomene von Steinsalz unter ganz verschiedenen Belastungsbedingungen und Einflüssen erfolgreich und zuverlässig beschreiben. Die Ergebnisse der Modellberechnungen haben den bereits erreichten hohen Entwicklungsstand und die Anwendbarkeit der Stoffgesetzsysteme auf die Berechnung der zeitabhängigen und räumlichen Entwicklung der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in der Umgebung untertägiger Hohlräume im Steinsalz nachgewiesen. Im zweiten Verbundprojekt wurde demonstriert, dass mit den Stoffgesetzen auch 3D-Modellberechnungen einer untertägigen Hohlraumstruktur erfolgreich durchgeführt werden können. Bei den Modellberechnungen haben sich – einem Ziel dieses Vorhabens entsprechend – auch Möglichkeiten zur Weiterentwicklung der Stoffgesetze und deren Implementationen in numerische Rechenprogramme aufgezeigt.

## 8 Ausblick

Da beide bisherigen BMBF-Verbundprojekte auf die untertägige Entsorgung chemotoxischer Abfälle im Steinsalz ausgerichtet waren, wurde die Modellierung der erheblichen Temperaturabhängigkeit der Verformungsphänomene mit den Stoffgesetzen bisher nicht untersucht und verglichen. Außerdem war die Beschreibung des Schädigungsrückgangs und der Verheilung in aufgelockerten Steinsalzbereichen nach dem erneuten Unterschreiten der Dilatanzgrenze bisher kein Gegenstand des Stoffgesetzvergleichs.

Beide Phänomene werden in dem nachfolgenden BMWi-Verbundprojekt „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“, das am 01. Oktober 2010 beginnt, im Vordergrund stehen.

## 9 Literatur

- G. BACKHAUS (1983): *Deformationsgesetze*. – 362 Seiten, Akademie-Verlag, Berlin.
- W. BLUM (1978): *Gleitung und Erholung während plastischer Verformung kristalliner Stoffe bei hoher Temperatur*. – Habilitationsschrift, Universität Erlangen-Nürnberg.
- BMBF (1998): *Förderkonzept zur Entsorgung gefährlicher Abfälle in tiefen geologischen Formationen (1997 - 2001)*. Hrsg.: Bundesministerium für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie (jetzt: Bundesministerium für Bildung und Forschung), Referat 414, und Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Projektträger des BMBF für Entsorgung (PTE) (jetzt: Projektträger Forschungszentrum Karlsruhe, Bereich Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE)), Forschungszentrum Karlsruhe, April 1998.
- H. J. FROST & M. F. ASHBY (1982): *Deformation-Mechanism Maps: The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics*. – 184 Seiten, ISBN-13: 978-0080293387, Pergamon Press, Oxford.
- R.-M GÜNTHER & K. SALZER (2007): *A Model for Rock Salt, describing transient, stationary, and accelerated Creep and Dilatancy*. – In: The Mechanical Behavior of salt; Proceedings of the 6<sup>th</sup> Conference, Hannover, 22-25.05.2007, S.109-117, ISBN-13: 978-0-415-44398-2, Taylor& Francis/ Balkema, Leiden.
- R.-M. GÜNTHER (2009): *Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz, Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens*. – Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg, Heft 2009-4.
- A. HAMPEL (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 1, Förderkennzeichen 02C1004.
- A. HAMPEL, O. SCHULZE, U. HEEMANN, F. ZETSCHKE, R.-M. GÜNTHER, K. SALZER, W. MINKLEY, Z. HOU, R. WOLTERS, U. DÜSTERLOH, D. ZAPF, R. ROKAHR, A. PUDEWILLS (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – Abschlussbericht (Synthesebericht + Einzelberichte) zum BMBF-Verbundprojekt (FKZ 02C1004-1054), Projektträger Karlsruhe im Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE).
- R. HAUCK (2001): *Tragverhalten tiefliegender Salzkavernen bei atmosphärischem Innendruck*. – Forschungsergebnisse aus dem Tunnel- und Kavernenbau, Universität Hannover, Heft 21, Hannover.
- U. HEEMANN & S. HEUSERMANN (2004): *Theoretical and experimental investigation on stresses and permeability in the BAMBUS project*. DisTec 2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal, 26.-28.04.2004, Berlin.
- Z. HOU (1997): *Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge*. – Dissertation, Technische Universität Clausthal, Clausthal-Zellerfeld.
- Z. HOU, R. WOLTERS, U. DÜSTERLOH & K.-H. LUX (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 4, Förderkennzeichen 02C1034.

Z. HOU, R. WOLTERS, U. DÜSTERLOH, R. ROKAHR, D. ZAPF, K. SALZER, R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, A. PUDEWILLS, U. HEEMANN, O. SCHULZE, F. ZETSCHKE & A. HAMPEL (2007): *Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - results from a joint research project, II. Numerical modeling of two in situ case studies and comparison.* – In: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 89-98, Taylor & Francis (Balkema), London.

U. HUNSCHE & O. SCHULZE (1994): *Das Kriechverhalten von Steinsalz.* – In: Kali und Steinsalz, Band 11, Heft 8/9, Dezember 1994.

U. HUNSCHE & A. HAMPEL (1999): *Rock salt – The mechanical Properties of the host Rock Material for a radioactive Waste Repository.* – Engineering Geology, Bd. 52, S. 271-291, Elsevier Science Publishers, Amsterdam.

U. HUNSCHE & O. SCHULZE (2005): *The Dilatancy Concept – a Basis for the Modelling of coupled T-M-H Processes in Rock Salt.* – In: Impact of the Excavation Disturbed or Damaged Zone (EDZ) on the Performance of Radioactive Waste Geological Repositories, Proceedings of a European Commission Cluster Conference, Luxembourg, 3.-5.11.2003, S. 102-109, ISBN-13: 9789289487948, Office for Official Publications.

IFG (2006): *Langzeitsicherheitsnachweis Grube Teutschenthal, Fortschreibung unter besonderer Berücksichtigung eines Sicherheits- und Verwahrungskonzeptes für das Grubenfeld Angersdorf.* – Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, 16.01.2006.

W. KLEBERT, K. MEYER & W. SCHOENBORN (1968): *Einführung in die Kristallphysik.* – 209 Seiten, Akademie-Verlag, Berlin.

K. H. LUX (1984): *Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau.* – 360 Seiten, ISBN-13: 978-3432941714, Ferdinand Enke Verlag Stuttgart.

W. MENZEL & W. SCHREINER (1977): *Zum geomechanischen Verhalten von Steinsalz verschiedener Lagerstätten der DDR, Teil II: Das Verformungsverhalten.* – Neue Bergbautechnik, 7. Jg., Heft 8, S. 565-571, August 1977.

W. MINKLEY (2003): *Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrucherscheinungen im Carnallit.* – Habilitation, TU Bergakademie Freiberg.

W. MINKLEY & J. MÜHLBAUER (2007): *Constitutive Models to describe the Mechanical Behavior of Salt Rocks and the Imbedded Weakness Planes.* – In: The Mechanical Behavior of Salt; Proceedings of the 6<sup>th</sup> Conference, Hannover, 22-25.05.2007, S. 119-128, ISBN-13: 978-0-415-44398-2, Taylor&Francis/ Balkema, Leiden.

T. POPP (2002): *Transporteigenschaften von Steinsalz – Modellierung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung.* – Meyniana, Band 54, S. 113-129, Veröffentlichungen des Instituts für Geowissenschaften der Universität Kiel.

O. SCHULZE, U. HEEMANN, F. ZETSCHKE, A. HAMPEL, A. PUDEWILLS, R.-M. GÜNTHER, W. MINKLEY, K. SALZER, Z. HOU, R. WOLTERS, R. ROKAHR & D. ZAPF (2007): *Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - results from a joint research project, I. Modeling of deformation processes and benchmark calculations.* – In: K.-H. Lux, W. Minkley, M. Wallner & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Sixth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (Saltmech 6), Hannover, Mai 2007, S. 77-88, Taylor & Francis (Balkema), London.

J. L. URAI & C. J. SPIERS (2007): *The Effect of Grain Boundary Water on deformation Mechanisms and Rheology of Rock Salt during long-term Deformation.* – In: The Me-

chanical Behavior of Salt, Proceedings of the 6<sup>th</sup> Conference, Hannover, 22-25.05.2007, S. 149-158, ISBN-13: 978-0-415-44398-2, Taylor& Francis/Balkema, Leiden.

J. WEERTMANN & J. R. WEERTMANN (1987): *Constitutive Equation and Diffusion-Dislocation controlled Creep*. – In: Constitutive Relations and their Physical Basis, Proceedings 8<sup>th</sup> Risø Int. Symp. On Metallurgy and Material Science, Risø (Denmark) 1987, S. 191-203, Risø National Laboratories, Roskilde.

P. WEIDINGER (1998): *Verformungsverhalten natürlicher Steinsalze: Experimentelle Ermittlung und mikrostrukturell begründete Modellierung*. – Dissertation D29, Universität Erlangen-Nürnberg. Shaker Verlag, Aachen.