

BMBF-Verbundprojekt:

Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen

– Synthesebericht –

Autoren: A. Hampel¹⁾,
O. Schulze²⁾, U. Heemann²⁾, F. Zetsche²⁾,
R.-M. Günther³⁾, K. Salzer³⁾, W. Minkley³⁾,
Z. Hou^{4,*)}, R. Wolters⁴⁾, U. Düsterloh⁴⁾,
D. Zapf⁵⁾, R. Rokahr⁵⁾,
A. Pudewills⁶⁾,

- 1) Wissenschaftlicher Berater, Bingen/Rhein (vormals: Essenheim)
- 2) Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Hannover
- 3) Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Leipzig
- 4) Technische Universität Clausthal (TUC), Professur f. Deponietechnik u. Geomechanik
- *) jetzt: Technische Universität Clausthal, Institut für Erdöl- und Erdgastechnik
- 5) Leibniz Universität Hannover, Institut für Unterirdisches Bauen (IUB)
- 6) Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Institut für Nukleare Entsorgung (INE)

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)

Projekträger: Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Projekträger Forschungszentrum Karlsruhe (PTKA)
Bereich Wassertechnologie und Entsorgung (WTE)

Förderkennzeichen: 02C1004 bis 02C1054

Projektlaufzeit: 01.04.2004 – 30.11.2006

Datum: 30.09.2007

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Vorhaben wurden mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter den Förderkennzeichen 02C1004, 02C1014, 02C1024, 02C1034, 02C1044 und 02C1054 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung, Ziele und Projektpartner	5
2	Übersicht über das Arbeitsprogramm	8
3	Vergleich der im Vorhaben verwendeten Stoffgesetze	11
3.1	Composite-Dilatanz-Modell (CDM)	14
3.2	Modell Günther/Salzer	15
3.3	Modell Minkley	16
3.4	Modell Hou/Lux	17
3.5	Modell IUB-MDCF	18
3.6	FZK-Modell	20
4	Vergleich der Vorgehensweisen bei der Bestimmung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter	22
4.1	Datengrundlage aus Langzeit-Kriechversuchen	23
4.2	Datengrundlage aus Kurzzeit-Festigkeitsversuchen	24
5	Vergleich der Ergebnisse der Benchmark-Modellrechnungen	25
5.1	Ergebnisse der Nachrechnungen ausgewählter Laborversuche mit Asse-Speisesalz (AP3)	25
5.1.1	<i>Halb-analytische Nachrechnungen von Kriech- und Festigkeitsversuchen</i>	26
5.1.1.a)	<i>Kriechversuche</i>	32
5.1.1.b)	<i>Festigkeitsversuche</i>	45
5.1.1.c)	<i>Kriechbruchversuch TUC-313</i>	58
5.1.2	<i>Zweidimensionale Berechnungen der Ausbauchung von an den Endflächen eingespannten Zylinderproben in Festigkeitsversuchen</i>	69
5.2	Ergebnisse der Modellberechnungen zweier Untertagestrukturen im Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen (AP6)	81
5.2.1	<i>Bestimmung von Kennwerten für das Steinsalz der Untertagestrukturen anhand von Laborversuchen</i>	83
5.2.2	<i>Die Berechnung einer horizontalen Einzelstrecke („EUI-Modell“, AP6a)</i>	102
5.2.3	<i>Die Berechnung eines schlanken Modellpfeilers in unterschiedlichen Teufenlagen („Kammer-Pfeiler-Modell“, AP6b)</i>	118
5.2.3.a)	<i>Simulation A: Modell mit 7 MPa Auflast</i>	121
5.2.3.b)	<i>Simulation B: Modell mit 12 MPa Auflast</i>	131
5.2.3.c)	<i>Simulation C: Modell mit 17 MPa Auflast</i>	142
6	Schlussfolgerungen und Empfehlungen	153
6.1	Folgerungen und Empfehlungen aufgrund des Vergleichs der Stoffgesetze und Vorgehensweisen	153
6.2	Ausblick - Skizzierung des Folgevorhabens	158

7	Zusammenfassung	160
8	Literaturverzeichnis	165
Anhang A	Verzeichnis der verwendeten Abkürzungen	167

Gesamtblattzahl des Berichtes: 167

1 Einleitung, Ziele und Projektpartner

Für die Entsorgung gefährlicher Abfälle in tiefen geologischen Formationen muss sowohl die Stabilität einer Untertagedeponie während der Betriebsphase als auch die langfristige Integrität der geologischen Barriere 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 durch charakteristische Kennwerte für die Parameter in den Stoffgesetzen individuelle Unterschiede im Verhalten verschiedener Gesteinstypen berücksichtigt werden.

In den vergangenen Jahrzehnten wurde in Deutschland von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreiches experimentelles und theoretisches Know-how zur Salzmechanik erarbeitet. Auf dieser Grundlage sind eine Reihe fortschrittlicher Stoffgesetze und Verfahrensweisen für die Ermittlung charakteristischer Kennwerte und die numerische Behandlung anspruchsvoller Simulationsaufgaben entwickelt und angewendet worden. Das Verbundvorhaben hatte daher das Ziel, aktuelle Stoffgesetze und Vorgehensweisen der in Tab. 1 genannten Projektpartner zu dokumentieren und durch Benchmark-Berechnungen ausgewählter Aufgabenstellungen intensiv zu überprüfen und miteinander zu vergleichen. Hieraus sollten sowohl Empfehlungen für die Anwendungen der Stoffgesetze als auch Hinweise für die weitere Stoffgesetzentwicklung abgeleitet werden. Die Arbeiten dienten somit der Erhöhung der Zuverlässigkeit und Akzeptanz der Ergebnisse aus Simulationsrechnungen. Sie wurden daher in den FuE-Themenbereich „Verbesserung von Instrumentarien für die Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien“ des BMBF eingeordnet [BMBF, 1998].

Teilvorhaben	Förderkennzeichen	Projektpartner
1	02 C 1004	Dr. Andreas Hampel, Bingen (vorm.: Essenheim)
2	02 C 1014	Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Hannover
3	02 C 1024	Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), Leipzig
4	02 C 1034	Technische Universität Clausthal (TUC), Professur für Deponietechnik und Geomechanik, Clausthal-Zellerfeld
5	02 C 1044	Universität Hannover, Institut für Unterirdisches Bauen (IUB)
6	02 C 1054	Forschungszentrum Karlsruhe GmbH (FZK), Institut für Nukleare Entsorgung (INE)

Tab. 1 Übersicht über die Teilprojekte und Projektpartner im Verbundvorhaben.

Dieses erste Verbundvorhaben zu einem Stoffgesetzvergleich befasste sich ausschließlich mit dem mechanischen Verhalten von Steinsalz, da hierzu bereits eine Vielzahl von Verformungsphänomenen wie transientes und stationäres Kriechen, Dilatanz (Auflockerung, volumetrische Verformung) und Schädigung, Bruch und Kriechbruch sowie Nachbruchverhalten und Restfestigkeit unter verschiedenen Einflüssen (Differenzspannung, minimale Hauptspannung, Feuchtigkeit) zu betrachten sind. Da dieses Vorhaben auf die untertägige Entsorgung chemo-toxischer Abfälle im Steinsalz ausgerichtet war, stand das Gesteinsverhalten bei Umgebungstemperaturen im Vordergrund.

Die genannten Phänomene sind zudem physikalisch miteinander gekoppelt, wodurch deren stoffgesetzliche Beschreibung allein schon eine komplexe Aufgabe ist. Sie bildet aber auch eine wichtige Grundlage für das Verständnis und die Modellierung weiterer wichtiger Phänomene wie den Zusammenhang zwischen Schädigung, Porosität und Permeabilität von Steinsalz, die thermisch-hydraulisch-mechanische Kopplung, den Einfluss von Gas- oder Flüssigkeitsdrücken auf die Öffnung und den Fortschritt von Rissen sowie die Verheilung von Rissen, die allerdings nicht Gegenstand dieses Vorhabens waren.

Die Projektpartner beteiligten sich an dem Vergleich mit jeweils von ihnen entwickelten Stoffgesetzen und von ihnen üblicherweise verwendeten numerischen Rechenprogrammen. Diese sind in Tab. 2 genannt.

Projektpartner	Stoffgesetze	Programmsysteme
Dr. A. Hampel	CDM	FLAC (FDM)
BGR Hannover	CDM	JIFE (FEM)
IfG Leipzig	Modell Günther/Salzer, Modell Minkley	FLAC (FDM), UDEC (DE)
TU Clausthal	Modell Hou/Lux	FLAC (FDM), MISES3 (FEM)
IUB der Uni Hannover	IUB-MDCF	UT2D (FEM), FLAC (FDM)
INE des FZK	FZK-Modell	ADINA, MAUS (beide: FEM)

Tab. 2 Projektpartner (siehe Tab. 1), verwendete Stoffgesetze und Rechenprogramme (FEM: Finite-Elemente-Methode, FDM: Finite-Differenzen-Methode, DE: Distinct-Element-Code)

Die Begründungen, mathematischen Formulierungen und Eigenschaften der Stoffgesetze werden in den Einzelberichten der Partner über ihre jeweiligen Teilprojekte ausgeführt. Daher werden nachfolgend nur einige kurze Erläuterungen zu Tab. 2 gegeben.

Das Composite-Dilatanz-Modell (CDM) wurde von Hampel in enger Kooperation mit der BGR entwickelt. Während die BGR sich mit dem neuen, noch in der Entwicklung befindlichen FEM-Programm JIFE an dem Vorhaben beteiligte, verwendete Hampel wie eine Reihe anderer Partner das FDM-Programm FLAC.

Das IfG Leipzig beteiligte sich mit zwei Stoffgesetzen, zum einen mit dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz von Günther und Salzer, zum anderen mit einem visko-elasto-plastischen Modell von Minkley.

Während die TU Clausthal das in dem beteiligten Institut von Hou und Lux entwickelte Stoffgesetz verwendete, benutzte das IUB der Universität Hannover eine dort modifizierte und weiterentwickelte Version des MDCF-Modells (Multimechanism Deformation Coupled Fracture) der Sandia Laboratories.

Das INE des FZK benutzte das in den beiden FEM-Programmen ADINA und MAUS implementierte FZK-Modell, ein modifiziertes Hein-Korthaus-Modell für Salzversatz, in dem im Falle einer dilatanzfreien, volumentreuen Verformung ein Zeit-Verfestigungsansatz in Verbindung mit einem Potenzkriechgesetz (Norton-Ansatz) für das transiente und stationäre Kriechen verwendet wird.

In dem vorliegenden Bericht werden in Kapitel 3 die Stoffgesetze in einer Übersicht miteinander verglichen sowie in Kapitel 4 grundsätzliche Aspekte der Kennwertbestimmung erläutert. In Kapitel 5 erfolgt dann der detaillierte Vergleich der Einzelergebnisse der umfangreichen Benchmark-Modellrechnungen untereinander sowie mit Messdaten, sofern diese zu dem betrachteten Anwendungsbeispiel vorlagen.

Zur noch ausführlicheren Darstellung der jeweiligen Stoffmodelle, Kennwertbestimmungen und Ergebnisse der Modellrechnungen der Projektpartner wird auf die Einzelberichte der Partner zu ihren Teilvorhaben (Anlage zu diesem Synthesebericht) verwiesen.

2 Übersicht über das Arbeitsprogramm

Die Arbeiten im Verbundvorhaben können den in Tab. 3 und Tab. 4 skizzierten sechs Projektphasen und elf Arbeitspaketen zugeordnet werden.

In Phase 1 wurde nach dem Schließen einer Kooperationsvereinbarung zwischen den sechs Projektpartnern aus Tab. 1 zunächst ein Start-Workshop (AP1) durchgeführt, auf dem die von den Partnern jeweils verwendeten Stoffgesetze und Programm-Codes (siehe Tab. 2) vorgestellt, die in diesem Vorhaben zu behandelnden Verformungsphänomene abgegrenzt und die von allen Partnern in den Benchmark-Modellrechnungen durchzuführenden Simulationen festgelegt wurden. Es zeigte sich, dass trotz der bei den Teilnehmern vorhandenen, umfangreichen, experimentellen Datenbasis noch spezielle Laborversuche durchzuführen waren, um jedem Partner die Bestimmung der Kennwerte für sein Stoffgesetz und den für Phase 2 ausgewählten Salztyp zu ermöglichen und um bestimmte Eigenschaften der Stoffgesetze durch Nachrechnen dieser Versuche eingehend überprüfen zu können. Als Beispiel sei die Erholung des nach vorheriger Verformung verfestigten Steinsalzes als Folge einer Spannungsreduktion genannt. Diese kommt in der Praxis nach der Auffahrung untertägiger Hohlräume im Steinsalz in deren Umgebung vor und muss daher von den Stoffgesetzen korrekt beschrieben werden.

In den Phasen 2 und 3 wurden die gemeinsam festgelegten Benchmark-Berechnungen (AP3 und AP6) von jedem Partner mit dem eigenen Stoffgesetz und Programmsystem durchgeführt. Gegenstand des ersten Teils der Modellrechnungen in Phase 2 war die Nachrechnung spezieller (spannungsgesteuerter) Kriech- und (dehnungsgesteuerter) Festigkeitsversuche aus dem Labor (AP3) mit einem experimentell besonders gut untersuchten „Referenz-Steinsalz“, dem Speisesalz von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II. Das vorhandene Datenmaterial, ergänzt durch die in Phase 1 noch durchgeführten Versuche, erlaubte jedem Partner in AP2 zunächst die Bestimmung von charakteristischen Kennwerten (Zahlenwerten) der jeweiligen Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp.

<p>Phase 1: Vorbereitende Arbeiten Durchführung spezieller Laborversuche für Phase 2</p>	<p>Phase 2: Kennwertbestimmung für Referenzsalztyp Nachrechnungen von Laborversuchen mit Referenzsalztyp</p>	<p>Phase 3: Kennwertbestimmung für Salztyp der UTS Simulationsrechnungen von einfachen Untertagestrukturen</p>
<p>Phase 4: Erstellung der Einzelberichte der Projektpartner</p>	<p>Phase 5: Vergleich der Rechenergebnisse, Verfahren und Stoffgesetze Ausarbeitung von Empfehlungen</p>	<p>Phase 6: Dokumentation und Publikation der Ergebnisse</p>

Tab. 3 Gliederung des Verbundvorhabens

Arbeitspaket	Kurzbezeichnung der Arbeiten
AP1	Start-Workshop aller Projektpartner
AP2	Bestimmung von Kennwerten der Stoffgesetzparameter für den Salztyp der in AP3 zu berechnenden Laborversuche aus Labordaten
AP3	Nachrechnungen von Laborversuchen (Modellrechnungen, Teil 1)
AP4	Durchführung von weiteren Workshops und Treffen mit den Projektpartnern
AP5	Bestimmung von Kennwerten der Stoffgesetzparameter für den Salztyp der in AP6 zu berechnenden Untertagestrukturen aus Labordaten
AP6	Modellierung und Berechnung einfacher untertägiger Strukturen im Steinsalz (Modellrechnungen, Teil 2)
AP7	Dokumentationen der Einzelergebnisse der Projektpartner
AP8	Vergleichende Zusammenstellung der Ergebnisse
AP9	Formulierung von Empfehlungen zur Anwendung der Stoffgesetze und Verfahrensweisen
AP10	Ergebnis-Workshop
AP11	Dokumentation der Ergebnisse (Abschlussbericht und Veröffentlichung)

Tab. 4 Übersicht über die Arbeitspakete (APe) des Verbundvorhabens

Nach der halb-analytischen (1D-)Nachrechnung verschiedener Laborversuche wurde in Phase 2 auch eine erste 2D-Modellrechnung zur Ausbauchung einer in einem Festigkeitsversuch mit hoher Endflächenreibung gestauchten, zylindrischen Laborprobe aus Speisesalz simuliert (AP3).

Die Phase 3 umfasste den zweiten Teil der Benchmark-Berechnungen (AP6). Aufgabe war es zum einen, die Spannungs- und Verformungsentwicklung in der Umgebung einer durch In-Situ-Messungen gut dokumentierten Einzelstrecke im Staßfurt-Steinsalz (z2) der Grube Sondershausen zu berechnen (AP6a). Auch für diesen Salztyp waren anhand von Laborversuchsdaten in AP5 zuvor die Kennwerte der Stoffgesetzparameter zu bestimmen.

Zum anderen war die Verformung eines schlanken Modellpfeilers im gleichen Steinsalz für einen Simulationszeitraum von 100 Jahren zu berechnen, der mit drei verschiedenen Auflasten (drei verschiedenen angenommenen Teufenlagen entsprechend) beaufschlagt wurde (AP6b, Simulationen A bis C). Die Vorgaben waren so gewählt, dass bei diesen Modellberechnungen eine erhebliche Dilatanz und Schädigung auftreten musste. Damit umfasste der Stoffgesetzvergleich auch die Modellierung solcher Vorgänge, die in einer realen Untertagestruktur ebenfalls auftreten können.

Im Anschluss an die Modellrechnungen waren in Phase 4 von jedem Projektpartner das eigene Stoffgesetz, die Kennwertbestimmungen sowie die Durchführungen und die Ergebnisse der Modellrechnungen in einem Einzelbericht zu dokumentieren (AP7).

Die Stoffgesetze, Vorgehensweisen und Ergebnisse der Benchmark-Berechnungen der Projektpartner waren anschließend zusammenzustellen und zu vergleichen (Phase 5, AP8). Diese Arbeiten dienten auch dazu, Empfehlungen zur Nutzung der Vorhabensergebnisse und zur Anwendung der Stoffgesetze bei verschiedenen Berechnungsaufgaben zum mechanischen Verhalten von Steinsalz in der Umgebung untertägiger Hohlräume zu formulieren (AP9). Die Darstellung dieser Arbeiten aus Phase 5 (AP8 und AP9) sind Gegenstand des vorliegenden Syntheseberichts.

Die Ergebnisse, Vergleiche und Schlussfolgerungen aus diesem Verbundvorhaben wurden in Phase 6 zum einen am 08. November 2006 auf einer öffentlichen Abschlussveranstaltung in der BGR Hannover einem interessierten Fachpublikum vorgestellt (AP10). Zum anderen werden sie in dem gemeinsamen Abschlussbericht aller Projektpartner, der aus diesem Synthesebericht und den beigefügten Einzelberichten der Partner zu ihren jeweiligen Teilvorhaben besteht, zusammengefasst sowie in zwei Veröffentlichungen [SCHULZE ET AL., 2007, HOU ET AL., 2007] publiziert (AP11). Des Weiteren gibt die Veröffentlichung von HAMPEL (2007) eine Übersicht über den Stoffgesetzvergleich.

3 Vergleich der im Vorhaben verwendeten Stoffgesetze

Die im Verbundvorhaben zusammenarbeitenden Partner verfügen seit langem über Stoffgesetze, die Bestandteil ihrer Rechenmodelle sind, und mit denen sie sich in verschiedenen Projekten an Modellberechnungen beteiligt haben. An dieser Stelle sei auf die entsprechenden Nachweise in den Einzelberichten der Partner verwiesen.

Individuelle Herangehensweisen und Erfahrungen haben in den Arbeitsgruppen der Projektpartner zu individuellen Lösungen bei der Formulierung von Stoffgesetzen zur Beschreibung des Materialverhaltens geführt. Stoffgesetze, die beispielsweise auf Grundlage von rheologischen Modellkörpern entwickelt worden sind, unterscheiden sich in ihrer mathematischen Formulierung grundsätzlich von Stoffgesetzen, welche auf mikrostrukturellen und mikromechanischen Modellvorstellungen beruhen. Zur ersten Gruppe gehören u. a. die vom Burgers-Modell abgeleiteten Stoffgesetze von Minkley und von Hou/Lux, zur zweiten das IUB-MDCF und insbesondere das CDM-Stoffgesetzsystem.

Andererseits gibt es durchaus gleichartig formulierte Stoffgesetz-Module, die nicht nur das linear-elastische Materialverhalten betreffen - zum Beispiel die mikromechanisch begründete Modellierung von thermisch aktivierten Prozessen oder die Modellierung von Verformungsphänomenen, für welche eine in Anlehnung an die kontinuumsmechanische Plastizitätstheorie entwickelte makroskopische Beschreibung verwendet wird. Zu nennen ist hier der von einigen Partnern verwendete Ansatz für die mit dem Schädigungsfortschritt korrelierte Deformationsenergie, wie sie für den Fall einer Belastung und Verformung im Dilatanzbereich berechnet wird.

Da während der mechanischen Belastung von Steinsalz eine Reihe von Prozessen am resultierenden Materialverhalten beteiligt sind bzw. unterschiedliche Phänomene beobachtet werden, führt deren individuelle Modellierung zu den teilweise recht verschiedenartigen Stoffgesetzformulierungen. Damit dient die nachstehende Zusammenstellung dem ersten Ziel in diesem Projekt – nämlich dem Vergleich der hier verwendeten Stoffgesetze. Dieser Vergleich orientiert sich an der Forderung, die Stoffgesetze müssen die Phänomene, welche das Verformungsverhalten wesentlich beeinflussen, nach Möglichkeit stets zutreffend berücksichtigen. Das gilt auch für die Spannungsentwicklung – beispielsweise in einem Relaxationsversuch oder im Falle einer In-situ-Situation in der Umgebung untertägiger Hohlräume.

Bezüglich des inelastischen Materialverhaltens werden als wesentlich erachtet:

- transientes Kriechen, das zur Materialverfestigung führt – insbesondere nach einer Spannungserhöhung – oder das zur Erholung der Deformationsverfestigung führt – und zwar als Folge der Spannungsumlagerung um einen untertägigen Hohlraum oder nach Lastreduktion im Laborversuch,
- stationäres Kriechen, welches das Langzeit-Verformungsverhalten bestimmt,
- Dilatanz-Effekte, die mit einer Gefüge-Schädigung verbunden sind und zur Auflockerung eines Prüfkörpers bzw. zur Ausbildung einer Auflockerungszone um einen untertägigen Hohlraum führen,
- Feuchteinfluss auf die Verformung bzw. die Festigkeit von Steinsalz, das unter Belastungsbedingungen im Dilatanzbereich steht,
- Permeabilität und Verheilung im aufgelockerten Steinsalz (in diesem Projekt nicht behandelt, s. Einleitung)
- Kurzzeit-Festigkeit als ultimative Bruchfestigkeit bei zügiger Belastung in einem Laborversuch,

- Langzeit-Festigkeit (Kriechbruch im Falle einer Belastung oberhalb der Dilatanzgrenze),
- Nachbruchverhalten und Restfestigkeit nach Überschreiten der maximalen Festigkeit.

Zur Abbildung des geomechanischen Verhaltens von Steinsalz gehört der Beitrag aus dem elastischen Materialverhalten. Die elastische Verformung wird in allen Modellen unter Anwendung des Hookeschen Gesetzes beschrieben. Darauf muss im Folgenden nur eingegangen werden, wenn im Stoffgesetz ein Schädigungseinfluss auch auf die reversible elastische Verformung rückwirken soll.

Den Zugang zum Verständnis der oben aufgeführten Phänomene des weitaus komplexeren inelastischen Materialverhaltens liefert das Oktaeder-Spannungsdiagramm in der Abb. 1. Grundlage bildet das Dilatanzkonzept. Unterhalb der Dilatanzgrenze überwiegt das volumentreue Kriechen. Das mit Volumenabnahme verbundene Kompaktionskriechen kommt hinzu, sofern durch Vorschädigung gegebenenfalls erzeugte Mikrorisse sich schließen können („Kompaktionsregime“).

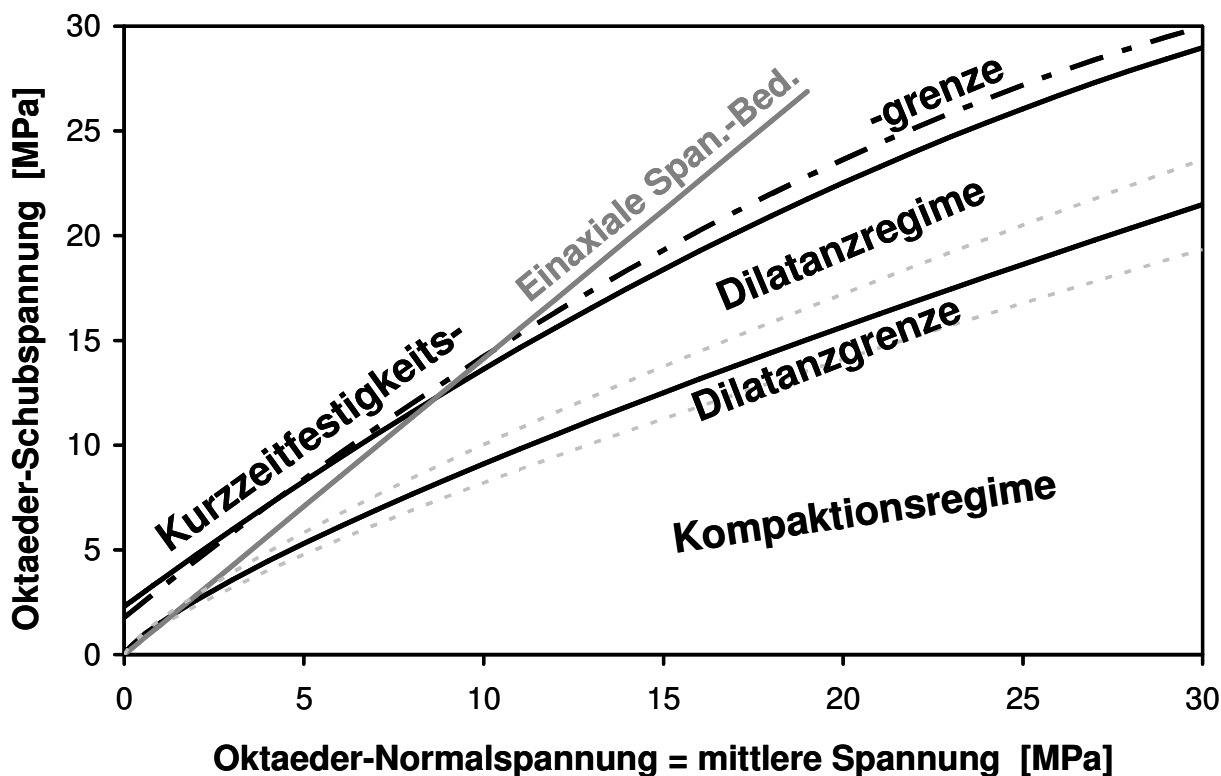


Abb. 1 Oktaeder-Spannungsdiagramm für Steinsalz zur Darstellung der Bedingungen, unter denen die verschiedenen inelastischen Verformungsphänomene auftreten (s. Text).

Im Dilatanzregime entstehen und wachsen Mikrorisse (Entwicklung der Schädigung), deren Aufweitung zu einer Volumenzunahme führt (Dilatanz, Auflockerung). Im Falle des duktilen Materialverhaltens von Steinsalz ist bei der Modellierung dieser Phänomene wegen der zu Grunde liegenden Deformationsprozesse zu berücksichtigen, dass die Entwicklung der Schädigung und Dilatanz mit dem auch oberhalb der Dilatanzgrenze zur Gesamtverformung wesentlich beitragenden Kriechen physikalisch gekoppelt ist.

Bei schneller Annäherung der Belastung an die Kurzzeitfestigkeitsgrenze versagt die Tragfähigkeit von Steinsalz nahezu spontan, aber auch sonst wird bei einer Belastung im Dila-

tanzregime der zeitlich verzögerte Kriechbruch eintreten. Nach dem Bruch sinkt die Tragfähigkeit im Zuge weiterer Verformung rasch auf das Restfestigkeitsniveau ab (Entfestigung). Die Restfestigkeit wird häufig in der Nähe der Dilatanzgrenze liegend gefunden. Diese Beobachtung deckt sich mit der Annahme, dass auf dem Restfestigkeitsniveau ein dynamisches Gleichgewicht zwischen Verheilung (unterhalb der Dilatanzgrenze) und weiterer Schädigung (oberhalb der Dilatanzgrenze) erreicht wird.

Der Vollständigkeit halber sei bezüglich Abb. 1 angeführt, dass rechts der Ortskurve für eine einaxiale Spannungsbedingung stets eine Druckbelastung vorliegt, links davon eine Zugbelastung, welche auch in einer komplexen Untertagestruktur auftreten kann. Zur Zugfestigkeit von Steinsalz liegen zahlreiche Laboruntersuchungen vor. Ergebnisse zur Zugfestigkeit wurden beispielsweise mit Hilfe von hydraulischen Aufreißversuchen ermittelt (KIERSTEN, 1983). Danach erreicht die Zugfestigkeit Werte von 1 bis 2 MPa, sie ist also im Gegensatz zur Druckfestigkeit sehr gering. Bei der BGR werden auch Dauerstandversuche unter einer direkten uniaxialen Zugbelastung durchgeführt. Sofern der Zugbruch nicht relativ spontan über eine Schwächezone im Kristallverbund des Prüfkörpers als Artefakt eintritt, sind in den noch laufenden Versuchen bisher Standzeiten von mehr als drei Jahren erreicht worden. Die Zugspannung ist dann aber in allen Fällen nicht über 1 MPa gesteigert worden. Die Verformung in einem solchen Zugversuch bleibt geringer als 0.1 %, die Verformungsrate fällt auf Werte unter $1.0E-07$ 1/d ab. Auf Grundlage dieser Ergebnisse wurde bei den Modellberechnungen die Zugfestigkeit je nach Partner auf Werte von $\sigma_z = 0$ bis 2 MPa gesetzt.

Nach dieser generellen Einführung in die Aufgabestellung, das Materialverhalten von Steinsalz gemäß den beobachteten Deformationsphänomenen mit Hilfe von so genannten konstitutiven Stoffgesetzen umfassend zu beschreiben, werden nachfolgend die wesentlichen Eigenschaften der in diesem Vorhaben von den Partnern verwendeten Stoffgesetze erläutert.

Ausgangspunkt für die Beschreibung des Materialverhaltens ist in der Regel bei allen Stoffmodellen der dreidimensionale Zusammenhang der plastischen deviatorischen Verformungszuwächse $de_{kl}^{(pl)}$ mit dem Spannungsdeviator s (hier in Komponentenschreibweise kl), der nach der Theorie von Levy-Mises durch die Vergleichsgrößen ϵ_{vgl} und σ_{vgl} (Effektivverformung und -spannung) vermittelt wird:

$$de_{kl}^{(pl)} = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\epsilon_{vgl}}{\sigma_{vgl}} s_{kl} \quad (1)$$

Gegenstand des Vergleichs der Stoffgesetze ist dann die Modellierung der inelastischen Gesamtverformung, die von den verschiedenen Arbeitsgruppen mit ϵ_{vgl} oder ϵ_{eff} oder ϵ^{inel} oder ϵ^{tot} bezeichnet wird. In dieser Übersicht werden die individuellen Notierungen zu den Stoffgesetzen in der Regel beibehalten, da beispielsweise die Geometrie-Faktoren aus der dreidimensionalen Verallgemeinerung bei einigen Formulierungen für die inelastische Gesamtverformung schon enthalten sind oder weil Beiträge zur inelastischen Verformung unterschiedlich zusammengefasst sind. Zu den diesbezüglichen Details muss an dieser Stelle auf die Einzelberichte der Partner verwiesen werden. Die Möglichkeit, die Ansätze zur Abbildung der Deformationsphänomene in den Stoffgesetz-Modellen zur inelastischen Verformung miteinander zu vergleichen, bleibt davon unabhängig.

3.1 Composite-Dilatanz-Modell (CDM)

Das von A. Hampel in Kooperation mit der BGR Hannover entwickelte Stoffgesetzsystem CDM hat einen modularen Aufbau [HAMPEL & HUNSCHKE, 1998, 2002, HAMPEL & SCHULZE, 2007].

$$\frac{d\epsilon_{vgl}}{dt} = \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \cdot F_h \cdot \delta_{dam} \cdot P_F \quad (2)$$

Das CDM beruht auf der Beschreibung des Kriechens $\epsilon_{cr}(T, \sigma_{vgl}, S(\epsilon_{cr}))$ durch eine Modellierung der zugrunde liegenden mikrophysikalischen Verformungsmechanismen und der sich mit der Kriechverformung ϵ_{cr} entwickelnden und verändernden Verformungsmikrostruktur $S(\epsilon_{cr})$. Ausgegangen wird von der Kriechverformung durch wandernde Versetzungen und ihre Wechselwirkung mit anderen Versetzungen (mittlerer Abstand r) sowie mit Hindernissen wie Salzmineralpartikeln. Auf diese Weise wird auch das unter Umständen sehr unterschiedliche Kriechvermögen verschiedener Salztypen durch eine Modellierung der durch geologische Prozesse bedingten unterschiedlichen Verteilungen solcher Partikel (mittlerer Abstand d_p) physikalisch beschrieben:

$$\frac{d\epsilon_{cr}(S, \sigma_{vgl}, T)}{dt} = \frac{b}{M} \frac{1}{r^2} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a(r, d_p) \sigma^*(S, \sigma_{vgl}, T)}{M k_B T}\right) \quad (3)$$

Es bedeuten: b : Betrag des Burgersvektors der Versetzungen, M : Taylorfaktor, v_0 : Parameter der Versetzungsgeschwindigkeit, Q : Aktivierungsenergie, R : allgemeine Gaskonstante, T : Temperatur, Δa : Aktivierungsfläche des Gleitprozesses, σ^* : effektive, die Versetzungen treibende, lokale innere Spannung, k_B : Boltzmann-Konstante. Aus Experimenten zu bestimmende Anpassparameter sind hier lediglich v_0 und d_p (mit einem Wert der Größenordnung $1 \mu\text{m}$).

Natürliches Steinsalz besitzt aufgrund von Verformungsvorgängen in geologischen Zeiträumen eine eingewachsene Subkornstruktur (stabile heterogene Versetzungsanordnung), welche die effektive innere Spannung σ^* zu Beginn einer deviatorischen Belastung und Verformung festlegt. Diese Charakterisierung und Modellierung der Mikroprozesse und -strukturen beruht auf umfangreichen licht- und elektronenmikroskopischen Untersuchungen. Die Mikrostrukturentwicklung wird gekoppelt mit Gleichung (3) und mit fünf weiteren Gleichungen folgenden Typs beschrieben:

$$\frac{dS}{d\epsilon_{cr}} = \frac{S_s(T, \sigma_{vgl}) - S(\epsilon_{cr})}{k_S} \quad (4)$$

S steht hier für die Mikrostrukturgrößen w_1 , w_2 und w_3 (verschiedene repräsentative Subkorngrößen), r (mittlerer Versetzungsabstand) und a (mittlere Breite der Bereiche mit lokal überhöhter Spannung bei den Subkornwänden), S_s ist der jeweilige, aus Experimenten bekannte und nur von der Spannung und Temperatur abhängige stationäre Zielwert von S . Die Ratenkonstanten k_S sind Anpassparameter für die Beschreibung der Mikrostrukturentwicklung.

Oberhalb der Dilatanzgrenze wird die Entwicklung der volumetrischen Verformung ϵ_{vol} (Dilatanz) und Schädigung in Abhängigkeit vom Spannungszustand relativ zur Dilatanzgrenze (vgl. Abb. 1) und von der Kriechverformung ϵ_{cr} modelliert. Dieser damit nur vom Spannungszustand $\underline{\sigma}$ abhängige Zusammenhang $\epsilon_{vol}(\epsilon_{cr}, \underline{\sigma})$ ist durch die Auswertung zahlreicher Laborversuche belegt. Die Wirkung eines Spannungszustands oberhalb der Dilatanzgrenze auf die Verformung wird in Gleichung (2) durch die Modellierung des Einflusses $F_h(\Phi, \underline{\sigma})$ der salzimmanenten (Flüssigkeitseinschlüsse) oder der aus der Umge-

bung (Luftfeuchtigkeit) stammenden relativen Feuchte Φ beschrieben (siehe den Einzelbericht von A. Hampel). Zur Modellierung der Schädigung wird ein Parameter d_{dam} definiert, der der Volumenänderungsenergie entspricht und von der Dilatanzentwicklung – und damit ebenfalls von der Kriechrate – abhängt:

$$\frac{d(d_{\text{dam}})}{dt} = \sigma_{\text{okt}} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{vol}}(\varepsilon_{\text{cr}}, \sigma)}{dt} \quad (5)$$

σ_{okt} ist die Oktaedernormalspannung (mittlere Spannung, siehe Abb. 1). Der Schädigungseinflussfaktor δ_{dam} in Gleichung (2) ist eine Funktion dieses CDM-Schädigungsparameters d_{dam} .

Für den Eintritt des Kurzzeitversagens bzw. des Kriechbruchs existiert im CDM gegenwärtig nur eine einfache empirische Formel. Es ist geplant, beide sowie auch das Nachbruchverhalten auf der Basis der modellierten Schädigungsentwicklung zu beschreiben. Nach dem Bruch wird in (2) die starke Tragfähigkeitsabnahme (Entfestigung) bzw. die entsprechende Zunahme der Verformbarkeit aufgrund der Bruch-Schädigung durch $P_F(\varepsilon_{\text{vgl}}, \sigma)$ beschrieben. Der Ausdruck gibt auch den Verformungsverlauf bis zum Erreichen der Restfestigkeit vor.

3.2 Modell Günther/Salzer

Dieses Stoffmodell besteht aus einem erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz [GÜNTHER & SALZER, 2007]. Die effektive Gesamtverformungsrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$ wird ausgedrückt über einen Norton-Ansatz (mit n_p für ein Potenzgesetz zur Spannungsabhängigkeit der Kriechrate) und über die effektive nicht-linear eingehende Verfestigung mit dem Exponenten μ :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \frac{A_p \cdot \sigma^{\mu}}{\varepsilon_{\text{eff}}^{n_p}} \quad (6)$$

Die effektive Verfestigung bzw. Verfestigungsrate ist dabei die entscheidende Größe für das Materialverhalten:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} - \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{S}} \quad (7)$$

Sie beschreibt die Bilanz aus der effektiven Kriechrate (Index „cr“), der Kriecherholung („E“) und, oberhalb der Dilatanzgrenze, der Entfestigung aufgrund der Schädigung („S“). Das bedeutet, dass unterhalb der Dilatanzgrenze, wo der Schädigungsbeitrag gleich Null ist, Gleichung (7) in der folgenden Form geschrieben werden kann:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} + \dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} \quad (8)$$

mit

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \frac{A_p \cdot \sigma_{\text{eff}}^{\mu}}{\varepsilon_{\text{eff}}^{n_p}} - \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}}}{t_0} \quad (9)$$

und mit

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{E}} = \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}}}{t_0} \quad (10)$$

Die Erholungszeit t_0 wird temperaturabhängig berechnet $t_0 = t_E \cdot \exp(-Q_E/(R \cdot T))$ und die Zeitkonstante für Erholung t_E experimentell bestimmt, wodurch Unterschiede im Verhalten verschiedener Steinsalztypen u. a. Berücksichtigung finden. Die Entwicklung in der Bilanz zwischen den beiden Summanden in (8) entscheidet, ob im transienten Kriechen die Verfestigung oder die Erholung überwiegt oder ob im Falle der Gleichheit beider Terme das stationäre Kriechen erreicht ist. Beide Beiträge spiegeln damit die Konkurrenz der Erzeugung und Vernichtung von mobilen Versetzungen wider.

Oberhalb der Dilatanzgrenze wächst mit zunehmender Verformung der Schädigungsbeitrag gemäß $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^S$ an, der als Funktion der minimalen Hauptspannung σ_3 und der Dilatanzarbeit U_{dil} berechnet wird. Er wurde von den Autoren Günther und Salzer als identisch mit der Dilatanzrate $d\epsilon_{\text{vol}}/dt$ identifiziert. Hier wird dann noch der Spannungsexponent n_p aus Gleichung (6) von σ_3 und ϵ_{vol} und damit von der Schädigung abhängig gemacht. Letzteres gilt auch für die elastischen Konstanten.

Ein (Kurzzeit-)Bruch oder Kriechbruch tritt ein, sobald in Gleichung (7) der anwachsende Schädigungsbeitrag die Kriechbeiträge kompensiert. Die anschließend im Nachbruchbereich überwiegende Entfestigung beschreibt die Annäherung an die Restfestigkeit. Für die Modellierung dieser Phänomene wird demnach im Modell Günther/Salzer kein separater Term benötigt, sie ergibt sich automatisch aus der modellierten Dilatanzentwicklung (= Schädigungsentwicklung).

3.3 Modell Minkley

Das Modell Minkley unterscheidet sich von den bisher beschriebenen Ansätzen grundsätzlich, es handelt sich um ein elasto-visko-plastisches Stoffmodell [MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007]:

$$\epsilon^{\text{inel}} = \epsilon^{\text{en}} + \epsilon^{\text{v}} + \epsilon^{\text{p}} \quad (11)$$

Das Kriechen wird mit einem modifizierten Burgers-Modell zeitabhängig beschrieben als Summe eines reversiblen elastisch-nachwirkenden Beitrags ϵ^{en} , der mit Hilfe eines Kelvin-Elements ϵ^{K} das transiente Kriechen beschreibt, und eines irreversiblen viskosen Beitrags ϵ^{v} , der durch ein Maxwell-Element ϵ^{M} für das stationäre Kriechen modelliert wird:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{en}} = \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{K}} = \frac{1}{2 \cdot \eta_{\text{K}}} \cdot s_{ij} - \frac{G_{\text{K}}}{\eta_{\text{K}}} \cdot \epsilon_{ij}^{\text{K}} \quad (12)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{v}} = \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{M}} = \frac{1}{2 \cdot G_{\text{M}}} \cdot \dot{s}_{ij} + \frac{1}{2 \cdot \eta_{\text{M}}} \cdot s_{ij} \quad (13)$$

Darin steht s für den Spannungsdeviator, G bezeichnet den jeweiligen Schubmodul, η die zugehörige Viskosität. Die Modifikation besteht darin, dass die Viskosität des Maxwell-Elements spannungsabhängig formuliert ist: $\eta_{\text{M}} \sim \eta_{\text{M}}^* \cdot \exp(-m_{\text{M}} \cdot \sigma_{\text{vgl}})$, wobei die Parameter η_{M}^* und m_{M} experimentell zu ermitteln sind. Damit lässt sich das spannungsabhängige Kriechen unterschiedlicher Salinargesteine beschreiben.

Der irreversible plastische Deformationsbeitrag ϵ^{p} für die Modellierung der Dilatanz und Schädigung in Gleichung (11) wird durch ein Entfestigungsmodell mit einem modifizierten, nichtlinearen Mohr-Coulombschen Fließ- bzw. Bruchkriterium unter Verwendung einer nicht-assozierten Fließregel beschrieben. Die Dilatanzgrenze, die Bruchgrenze und die Restfestigkeit werden in Abhängigkeit von der minimalen Hauptspannung σ_3 formuliert, wobei die Dilatanzgrenze die untere Grenze für plastisches Fließen im Vorbruchbe-

reich darstellt und im Nachbruchbereich die Restfestigkeit. Die Fließfunktion f_S und das plastische Potential bei Scherversagen g_S sind gegeben durch (Druckspannungen negativ):

$$f_S = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (14)$$

$$g_S = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (15)$$

Es bedeuten σ_3 : minimale und σ_1 : maximale Hauptspannung, σ_D : einaxiale Druckfestigkeit, σ_{MAX} : maximale effektive Festigkeit, σ_ϕ : Krümmungsparameter der Festigkeitsgrenze und σ_ψ : Krümmungsparameter der Dilatanzgrenze. Plastisches Fließen tritt ein, wenn $f_S < 0$ ist. Der inkrementelle plastische Verformungsanteil im Vor- und Nachbruchbereich wird dann wie folgt berechnet:

$$\Delta \epsilon_i^P = \lambda_S^* \cdot \frac{\partial g_S}{\partial \sigma_i} \quad (16)$$

λ_S^* ist eine skalare Funktion, die vom aktuellen Spannungszustand im Verhältnis zur Spannung bei der Dilatanzgrenze und bei der Festigkeitsgrenze abhängt und mit der viskosen Verformung gekoppelt ist. In die Berechnung von λ_S^* gehen die unter Gleichung (15) genannten physikalischen Größen ein, wobei diese selbst implizit von der plastischen Deformation ϵ^P abhängen. Dies gilt somit auch für die Dilatanz- und die Festigkeitsgrenze sowie die Restfestigkeit. In Zugrichtung gilt für die Fließfunktion für Zugversagen $f_Z = \sigma_3 - \sigma_Z$ (σ_Z : Zugfestigkeit, Zugspannungen positiv) und für die Potentialfunktion $g_Z = \sigma_3$.

Das Inkrement der volumetrischen Verformung lautet:

$$\Delta \epsilon_{vol}^P = \lambda_S^* \cdot (1 - N_\psi) \quad (17)$$

mit der Dilatanzfunktion:
$$N_\psi = 1 + \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta_0 \quad (18)$$

$\tan \beta_0$ ist der Anstieg der Dilatanzgrenze (Verhältnis plastische Volumenänderung zu plastischer Verformung). Auch beim Modell Minkley sind die elastischen Konstanten dilatanzabhängig formuliert. Ein Vorteil dieses Stoffmodellansatzes ist, dass es außer auf Steinsalz auch auf andere Salinargesteine und nichtsalinare Gesteine anwendbar ist und sowohl duktilen Materialverhalten als auch Spröbruchverhalten von Gesteinen beschreiben kann.

3.4 Modell Hou/Lux

Dieses elasto-visko-plastische Stoffgesetz beschreibt ebenfalls das transiente, stationäre und tertiäre Kriechen, wobei die Modellierung der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung auf der Continuum-Damage-Mechanik beruht und auch die Verheilung einbezieht [HOU & LUX, 2000]. Für die inelastische Verformung wird ein additiver Ansatz aus einem viskoplastischen Kriechbeitrag („vp“) sowie einem Schädigungs- („d“) und einem Verheilungsbeitrag („h“) gewählt:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{inel} = \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\epsilon}_{ij}^d + \dot{\epsilon}_{ij}^h \quad (19)$$

Im viskoplastischen Beitrag werden die Terme für das transiente (Index „tr“, Viskosität η_k) und das stationäre („s“, η_m) Kriechen addiert, wobei oberhalb der Dilatanzgrenze beim Spannungsdeviator s die Entfestigung durch Schädigung (Parameter D) berücksichtigt wird:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{tr} + \dot{\varepsilon}_{ij}^s = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (20)$$

Das stationäre Kriechen ist erreicht, wenn die transiente Verformung ε_{tr} die spannungs- und schädigungsabhängig formulierte transiente Kriechgrenze ($\max \varepsilon_{tr}$) erreicht hat. Für den Schermodul G_k des transienten Kriechens wird im Falle der Verfestigung und der Erholung von Steinsalz eine unterschiedliche Spannungs- und Schädigungsabhängigkeit berücksichtigt. Ähnlich wie beim Modell Minkley hängen auch hier die Viskositäten η_k und η_m von der durch Schädigung beeinflussten Vergleichsspannung σ_{vgl} ab, η_m zusätzlich von der Temperatur:

$$\eta_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_{vgl}}{1-D}\right) \quad \text{und} \quad \eta_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_{vgl}}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (21)$$

Oberhalb der Dilatanzgrenze wird eine plastische Verformung in Schub- („ds“) und in Zugrichtung („dz“) beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^d = a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F ds}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{d\sigma_{ij}} + a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F dz}{F^*} \right\rangle^{a1}}{(1-D)^{a2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{d\sigma_{ij}} \quad (22)$$

Für die Formeln der Fließfunktionen F und der plastischen Potentiale Q wird auf die Literatur verwiesen [HOU & LUX, 2000]. Stattdessen wird im folgenden die kinetische Gleichung für die Entwicklung der Schädigungsvariablen D angegeben:

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F ds}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F dz}{F^*} \right\rangle \right]^{a16}}{(1-D)^{a17}} \quad (23)$$

D kann im Experiment durch Messung der longitudinalen Schallgeschwindigkeit und der volumetrische Verformung ermittelt werden. Letztere hängt im Modell Hou/Lux im Wesentlichen von der Vergleichsspannung σ_{vgl} , der minimalen Hauptspannung σ_3 und der Spannungsgeometrie Θ ab. Auch in diesem Stoffmodell wird die elastische Verformung dilatanzabhängig modelliert. Das Nachbruchverhalten wird auch hier automatisch, das heißt ohne separaten Term, beschrieben.

3.5 Modell IUB-MDCF

Dieses Stoffmodell ist das vom Institut für Unterirdisches Bauen (IUB) der Leibniz Universität Hannover modifizierte MDCF-Modell (multimechanism deformation coupled fracture) der Sandia National Laboratories, USA [MUNSON & DAWSON, 1984, HAUCK, 2001, ROKAHR ET AL., 2004]. Ähnlich wie im Modell Hou/Lux setzt sich die inelastische Verformungsrate additiv aus Termen für die Modellierung des Kriechens („cr“), der Schädigung in Schub- („sh“) und in Zugrichtung („te“) und der Verheilung („h“) zusammen.

Das Nachbruchverhalten wird auch hier implizit mit beschrieben, „vgl“ bezeichnet die Vergleichsgrößen, ω ist im IUB-MDCF der Schädigungsparameter:

$$\dot{\underline{\varepsilon}}^{inel} = \frac{\partial \sigma_{vgl}^{cr}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{cr} + \frac{\partial \sigma_{vgl}^{\omega-sh}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{\omega-sh} + \frac{\partial \sigma_{vgl}^{\omega-te}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{\omega-te} + \frac{\partial \sigma_{vgl}^{\omega-h}}{\partial \underline{\sigma}} \cdot \dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{\omega-h} \quad (24)$$

Für das transiente und stationäre Kriechen existiert ein gekoppelter Ausdruck:

$$\dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{cr} = F \cdot \sum_{i=1}^3 \dot{\underline{\varepsilon}}_{s_i}^{cr} \quad (25)$$

Das transiente Kriechen wird durch die Funktion F mit Hilfe einer inneren Zustandsvariablen ζ beschrieben, die – analog zum Modell Hou/Lux – mit einem temperatur-, spannungs- und schädigungsabhängigen transienten Kriechlimit ε_t^* verglichen wird, um zu entscheiden, ob Verfestigung, stationäres Kriechen oder Erholung vorliegt (G = Schubmodul):

$$\zeta = \text{sign}(\varepsilon_t^* - \zeta) (F_R - 1) \sum_{i=1}^3 \dot{\underline{\varepsilon}}_{s_i}^{cr} \quad (26)$$

mit

$$\varepsilon_t^* = K_0 \cdot e^{c \cdot T} \cdot \left(\frac{\sigma_{vgl}^{cr}}{G \cdot (1 - \omega)} \right)^m \quad (27)$$

Damit ergibt sich für die beiden Funktionen F (für das gesamte transiente Kriechen) und F_R (zusätzlich nur für die Erholung) die folgende jeweilige Fallunterscheidung:

$$F = \begin{cases} e^{\Delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2} & \text{für } \zeta \leq \varepsilon_t^* \\ e^{-\delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2} & \text{für } \zeta > \varepsilon_t^* \end{cases} \quad \text{und} \quad F_R = \begin{cases} e^{\Delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2} & \text{für } \zeta \leq \varepsilon_t^* \\ e^{\Delta \left(1 - \frac{\varepsilon_t^*}{\zeta} \right)^2} & \text{für } \zeta > \varepsilon_t^* \end{cases} \quad (28)$$

mit den beiden Größen Δ für die Verfestigung und δ für die Erholung (α, β = Parameter):

$$\Delta = \alpha_w + \beta_w \cdot \log \left(\frac{\sigma_{vgl}^{cr}}{G \cdot (1 - \omega)} \right) \quad \text{und} \quad \delta = \alpha_r + \beta_r \cdot \log \left(\frac{\sigma_{vgl}^{cr}}{G \cdot (1 - \omega)} \right) \quad (29)$$

Das stationäre Kriechen im Falle $\zeta = \varepsilon_t^*$, d.h. $F = 1$, setzt sich aus einer Summe von Norton-Termen (Potenzkriechansätzen) in Gleichung (25) zusammen, die die Beiträge verschiedener Verformungsmechanismen repräsentieren: Versetzungsgleiten, -klettern und ein „undefinierter Mechanismus“. Das stationäre Kriechen hängt ebenfalls von der schädigungsbeeinflussten Vergleichsspannung ab. Die Kopplung zwischen transientem und stationärem Kriechen wird durch das Auftreten dieses Summenterms für das transiente Kriechen in (26) bewirkt.

Die Schädigung in Schub- und in Zugrichtung sowie die Verheilung werden durch Ausdrücke beschrieben, die ähnlich wie beim Kriechen aus einer transienten Funktion F^ω und einem stationären Beitrag (Index „s“) zusammengesetzt sind, zum Beispiel gilt für die Schubrichtung:

$$\dot{\underline{\varepsilon}}_{vgl}^{\omega-sh} = F^{\omega-sh} \cdot \dot{\underline{\varepsilon}}_s^{\omega-sh} \quad (30)$$

Im Rahmen des Verbundvorhabens werden die Module für die Verformung unter einer Zugbeanspruchung und für die Verheilung nicht genutzt, so dass die Schädigung und volumetrische Verformung für einen Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze unmittelbar aus dem Modul für die Schubverformung folgen.

Anzumerken ist, dass der „transiente Schädigungsbeitrag“ F^0 auch von der Größe F für die transiente Kriechverformung abhängt, so wie umgekehrt bei der Berechnung des Kriechens oberhalb der Dilatanzgrenze stets die schädigungsreduzierte Vergleichsspannung eingeht. Die Dilatanzgrenze wird im IUB-MDCF Stoffgesetz aufgrund der Erfahrungen bei ca. 30% der Kurzzeit-Festigkeitsgrenze angesetzt, kann jedoch bei Vorliegen von Versuchsdaten beliebig angepasst werden.

3.6 FZK-Modell

Auch beim FZK-Modell handelt es sich um ein elasto-visko-plastisches Stoffgesetz [PUDEWILLS, 2007], die totale Verformungsrate ergibt sich demnach wie folgt:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{tot}} = \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{el}} + \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{vp}} + \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{d}} \quad (31)$$

Der viskoplastische Anteil, der im allgemeinen Fall einer dilatanz- und schädigungsbehafteten Verformung das Kriechen beschreibt, wird generell mit Hilfe einer Fließfunktion F und dem plastischen Potential Q (Fließfläche) berechnet, wobei in diesem Stoffgesetz eine assoziierte Fließregel, d.h. $F = Q$, verwendet wird.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{vp}} = \gamma \langle \Phi(F(\sigma)) \rangle \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} \quad (32)$$

Die spitze Klammer stellt sicher, dass $\Phi(F)$ für $F < 0$ nicht negativ wird, weil in der Funktion $\Phi(F) = (F - F_0)^m$ auch eine Fließgrenze F_0 berücksichtigt werden kann, die bei Stein-salz allerdings Null ist. Die Viskosität γ ist temperaturabhängig formuliert.

Bei Abwesenheit von Dilatanz, d.h. bei Volumenkonstanz ($\epsilon_{\text{vol}} = 0$), wird das viskoplastische Fließen als Summe eines zeitabhängigen transienten und eines stationären Potenzkriechbeitrags beschrieben ($Q_{\text{cr}} =$ Aktivierungsenergie des Kriechprozesses, $t =$ Zeit):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{tr}} = a_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_{\text{cr}}}{R T}\right) \cdot (\sigma_{\text{vgl}})^n \frac{\partial \sigma_{\text{vgl}}}{\partial \sigma_{ij}} \cdot (1 + a_1 \cdot t^{a_2 - 1}) \quad (33)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{s}} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q_{\text{cr}}}{R T}\right) \cdot (\sigma_{\text{vgl}})^n \frac{\partial \sigma_{\text{vgl}}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (34)$$

Zur Beschreibung der Dilatanz und Schädigung wird von einem von HEIN (1991) für die Modellierung des Salzgrusverhaltens entwickelten Stoffmodell ausgegangen:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{d}} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q_{\text{cr}}}{R T}\right) \cdot (F^{\text{d}})^m \frac{\partial F^{\text{d}}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (35)$$

mit der Fließbedingung $F^{\text{d}}(p, q) = n_1 \cdot p^2 + n_2 \cdot q^2 \quad (36)$

wobei p die mittlere Spannung und q die deviatorische Spannungsinvariante darstellen. Die beiden Materialfunktionen n_1 und n_2 sind zusätzlich von der linearen Volumendehnung ($\epsilon_{\text{vol}} = \epsilon_{\text{xx}} + \epsilon_{\text{yy}} + \epsilon_{\text{zz}}$) abhängig:

$$n_1 = c_1 \cdot \left(\frac{q^2}{p^2} - c_2 \cdot \frac{\eta_0 + \varepsilon_{\text{vol}}}{1 + \varepsilon_{\text{vol}}} \right) \quad (37)$$

$$n_2 = 1 - c_3 \cdot n_1 \cdot \frac{p^2}{q^2} \quad (38)$$

mit den Materialparametern c_1 , c_2 , c_3 und der Anfangsporosität η_0 von Steinsalz ($\eta_0 = 0,0002$).

Für die Dilatanzentwicklung ist das Verhältnis von mittlerer zu deviatorischer Spannung entscheidend, eine explizite Dilatanzgrenze nach CRISTESCU & HUNSCHE (1998) kann berücksichtigt werden. Im Rahmen dieses Projekts wird bei den Modellrechnungen zu Laborversuchen, bei denen die Volumenverzerrung gemessen wurde, die Dilatanzgrenze gleich Null gesetzt. Eine Beschreibung des Bruch- und des Nachbruchverhaltens ist zur Zeit nicht implementiert.

4 Vergleich der Vorgehensweisen bei der Bestimmung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter

Die Stoffgesetze der Partner in diesem Verbundvorhaben enthalten in der Regel die Module, welche erforderlich sind, um die das geomechanische Materialverhalten dominierenden Phänomene zutreffend abzubilden: transientes Kriechen nach Spannungserhöhungen (Verfestigung) und Spannungsreduktionen (Erholung), stationäres (Langzeit-)Kriechen, Entwicklung von Schädigung und Dilatanz (Auflockerung), Kurzzeitversagen und Kriechbruch sowie Nachbruchverhalten und Restfestigkeit.

Zu jedem Stoffgesetz bzw. für alle Module in einem Stoffgesetzsystem müssen jedoch auch die für Modellberechnungen benötigten Kennwerte zu den in einem Stoffgesetz enthaltenen Parametern ermittelt werden. Dies geschieht in allen Fällen durch das Nachrechnen geeigneter ausgewählter Laborversuche und ggf. zusätzlich durch Vergleich von Modellierungsergebnissen mit den Daten aus In-situ-Messungen (s. dazu Kap. 6). Dabei wird auf Grundlage des Prozessverständnisses wie auch auf Grundlage der Erfahrung davon ausgegangen, dass die Parameter von unterschiedlicher Bedeutung für die Modellierung des Materialverhaltens sind – beispielsweise nach einer Veränderung in den Belastungs- und Verformungsbedingungen. Auch die Kennwerte von Stoffgesetzparametern mit einer physikalischen Bedeutung können nur innerhalb bestimmter, physikalisch sinnvoller Wertebereiche variieren.

Nun sind die Deformationsprozesse und damit die beobachteten Phänomene wegen wechselseitiger Kopplung allerdings nicht unabhängig voneinander. Wie im vorherigen Kapitel 3 dargestellt, hängt beispielsweise die Schädigungsentwicklung von der Verformung ab – und umgekehrt die Verformungsrate vom Schädigungsgrad. Trotz sorgsam geplanter Experimente, die auf ein bestimmtes Phänomen ausgerichtet sind, können daher die abgeleiteten Kennwerte nicht immer ursächlich und eindeutig nur einem einzelnen Prozess zugeordnet werden. Die Kennwertermittlung ist somit eine sehr anspruchsvolle Aufgabe.

Für eine zuverlässige Datenbasis sind in diesem Vorhaben daher gleich mehrere Laborversuche ausgewählt worden, die nicht nur repräsentativ sein sollen für jeweils ein Phänomen, sondern die durch Variation der Prüfbedingungen auch die Bandbreite im Materialverhalten innerhalb des Dominanzbereiches für einen Deformationsprozess bzw. ein Phänomen widerspiegeln sollen. Dabei ist zu beachten, dass auch innerhalb einer Steinsalzfazies die natürliche Varietät in den Gesteinseigenschaften eine gewisse Bandbreite in den Ergebnissen identisch wiederholter Versuche verursachen wird. Für dieses Vorhaben sind die Ergebnisse aus Versuchen an Speisesalz aus der Asse (800-m-Sohle) als Referenz ausgewählt worden. Dieser Gesteinstyp besteht überwiegend aus reinem Halit, so dass die Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen ohne zusätzliche Fazies-Einflüsse so gut wie möglich gewährleistet ist.

Dennoch führen auch bei Verwendung des Speisesalzes identisch wiederholte Versuche nicht zu identischen Ergebnissen. Ein Beispiel dafür liefert Abb. 2 auf Seite 27. Damit kann das Ziel der Nachrechnung eines Versuches nicht sein, diesen über optimierte Kennwertermittlung genau nachzurechnen. Bei der Nachrechnung eines zweiten Versuches können sich nämlich gerade die zuvor optimal ermittelten Kennwerte als weniger zutreffend erweisen. Ziel in diesem Vorhaben war daher, für einen bestimmten Steinsalztyp, hier also das Asse-Speisesalz, einen einheitlichen Satz von Parameterkennwerten zu ermitteln, der für die Beschreibung des Materialverhaltens unter den verschiedenartigen Belastungs- und Verformungsbedingungen repräsentativ und für den Einzelfall dennoch gut zutreffend bleibt – also beispielsweise für Kurzzeitversuche zur Ermittlung der Bruchfestigkeit wie

auch für Langzeit-Kriechversuche. Jedoch kann es "die perfekte Nachrechnung" aller Versuchsdaten in der Regel nicht geben.

Für die vor diesem Hintergrund erfolgreiche Nachrechnung von Versuchen zur Kennwertermittlung – und dann auch für den Vergleich der Ergebnisse aus Modellberechnungen – ist eine weitere Voraussetzung, eine Datengrundlage zur Verfügung zu haben, die aus sorgsam geplanten und entsprechend sorgsam durchgeführten Versuchen resultiert. In diesem Vorhaben wurden vor allem Kurzzeit-Festigkeitsversuche in Wegregelung und Langzeit-Kriechversuche unterhalb und oberhalb der Dilatanzgrenze genutzt, die im Labor unter gut definierten und gut kontrollierten Bedingungen durchgeführt worden waren.

Die gleiche Vorgehensweise ist in Kap. 5.2.1 gewählt worden, um die Parameterkennwerte für die Modellberechnungen zu einer Untertagesituation (EU1) im Salzbergwerk Sondershausen (Kap. 5.2.2) zu ermitteln und auch für die Berechnungen zu Kammer-Pfeiler-Modellen (Kap. 5.2.3) zu nutzen. In diesen Fällen ist Steinsalz aus dem dort anstehenden Staßfurt-Horizont (Älteres Steinsalz) verwendet worden.

4.1 Datengrundlage aus Langzeit-Kriechversuchen

Die Kennwertbestimmung für das transiente und stationäre Kriechen geht in der Regel von Langzeit-Kriechversuchen aus, weil diese im von Dilatanz-Effekten freien Kompaktionsregime durchgeführt werden können (Abb. 1 auf Seite 12 sowie Abb. 3 auf Seite 30 für Asse-Speisesalz bzw. Abb. 45 auf Seite 85 für Sondershausen-EU1). Die Ergebnisse aus abschnittsweise konstanten Prüfbedingungen liefern nach einer Veränderung der Differenzspannung $\Delta\sigma = (\sigma_1 - \sigma_3)$ transientes Kriechen, aus dem die Parameter-Kennwerte für das Abklingverhalten ermittelt werden können. Die Messung der stationären Kriechrate schließlich dient vor allem zur Ermittlung von deren Spannungsabhängigkeit. Die Versuche für dieses Vorhaben sind stets an zylindrischen Prüfkörpern in der Lastgeometrie "Kompression" durchgeführt worden mit $\sigma_1 > \sigma_3$. σ_1 steht für die axiale Spannung und σ_3 für den Manteldruck p_c . Die Versuche wurden bei geregelter Umgebungstemperatur durchgeführt (22 °C oder 30 °C), die auch für die meisten In-situ-Situationen repräsentativ ist. Die Modellierung des Materialverhaltens bei höheren Temperaturen war nicht Gegenstand dieses Vorhabens, dennoch muss auch bei Versuchen im Bereich der Umgebungstemperatur die Temperaturregelung so stabil wie nur möglich gehalten werden, um zusätzliche Unsicherheiten bei der Kennwertbestimmung zu vermeiden.

Eine besondere Herausforderung stellt die Modellierung von Kriechversuchen dar, bei denen die Differenzspannung abschnittsweise erhöht und wieder abgesenkt wird. In diesen Versuchen sind die das transiente Kriechen dominierende Deformationsverfestigung bzw. das Erholungskriechen wirksam. Nur wenn die dieses Deformationsverhalten kontrollierenden Mechanismen zutreffend modelliert sind, kann die Kennwertbestimmung zu einer zuverlässigen Extrapolation auf das Langzeit-Deformationsverhalten und damit zur Vorhersage von Spannungsumlagerung und Konvergenz in der Nähe von Untertagebauwerken führen. Mit Blick auf das Langzeitverhalten kann zwar davon ausgegangen werden, dass die Deformationsvorgänge unter der Annahme quasi-stationären Kriechens zutreffend abgebildet werden. Doch nach dem Ausbruch und der Erstellung untertägiger Hohlräume wird die Entwicklung der Auflockerungszone durch transiente Kriechprozesse gesteuert. Ein entsprechender Versuch ist daher in die Liste der Nachrechnungen zur Kennwertbestimmung und der vorgegebenen Modellberechnungen aufgenommen worden (vgl. Abb. 14 auf Seite 43).

Ebenso kann in Hohlraumnähe das Kriechen bereits einem Spannungszustand im Dilatanzregime ausgesetzt sein. Neben uni- und triaxialen Kriechversuchen unterhalb der Dilatanzgrenze wurde deshalb der nahe der Kurzzeitfestigkeitsgrenze gelegene Kriechversuch TUC-313 in die Arbeitsliste aufgenommen (siehe Kap. 5.1.1.c) auf Seite 58ff).

4.2 Datengrundlage aus Kurzzeit-Festigkeitsversuchen

Für Modellberechnungen zum Materialverhalten in der Nähe von unterirdischen Hohlräumen sind die durch eine Belastung oberhalb der Dilatanzgrenze zum Bruch und Verlust der Standfestigkeit führenden Phänomene von besonderer Bedeutung. Für die Bestimmung der Parameterkennwerte im Dilatanzregime wurden Kurzzeit-Festigkeitsversuche in Wegregung ausgewählt (vgl. Abb. 4, Seite 31, für Asse-Speisesalz bzw. Abb. 46, Seite 86, für Sondershausen-EU1). In einem derartigen Experiment werden die Prozesse aktiv, die zur Deformationsverfestigung führen und dann das Einsetzen von Dilatanz-Effekten und deren progressive Wirkung auf die volumetrische Verformung wie auch die Schädigung, das Überschreiten der maximalen Festigkeitsgrenze und die Schädigung bis zum Erreichen des Nachbruchverhaltens nach sich ziehen. Die Modellierung dieses komplexen Verhaltens und die Bestimmung der zugehörigen Parameterkennwerte ist wiederum eine sehr anspruchsvolle Aufgabe, da die genannten Phänomene gleichzeitig zum Materialverhalten beitragen.

Einige der Festigkeitsversuche wurden kurz vor Erreichen der Bruchfestigkeit beendet. An diesen Prüfkörpern konnte nach dem Ausbau die erreichte Auflockerung nachgemessen werden, wodurch die Messeinrichtung zur kontinuierlichen Registrierung der volumetrischen Verformung zusätzlich überprüft wurde. Die Übereinstimmung war stets relativ gut (siehe BGR-Einzelbericht). Auf dieser Datengrundlage wurden die Ergebnisse aus den Nachrechnungen zur volumetrischen Verformung für den Vergleich der Stoffgesetze objektiv überprüfbar. Dies gilt insbesondere für die Versuche ohne die sonst stets verwendete dünne Teflonfolie zwischen Prüfkörper und Stahlstempel, wodurch die in diesen Versuchen auftretende (und beabsichtigte) Endflächenreibung erzeugt wurde. Ausbau der Prüfkörper vor Erreichen der Bruchfestigkeit und erneute Vermessung dieser Prüfkörper belegen ein anisotropes Schädigungsbild. Auch Ergebnisse aus dieser Art von Versuchen wurden in die Arbeitsliste aufgenommen (siehe Kap. 5.1.2).

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass ein vom Feuchteangebot abhängiges Materialverhalten beobachtet wird, wenn durch eine Verformung unter einer Belastung im Dilatanzregime Schädigung und Auflockerung stattfinden und dadurch Wegsamkeiten für den Zutritt gegebenenfalls vorhandener Lösung (auch aus Flüssigkeitseinschlüssen im Salz selbst) geschaffen wurden. Dieses Phänomen ist in zahlreichen Laborexperimenten nachgewiesen worden – und wird in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt der zur Bewetterung einer Grube genutzten Luft an den jahreszeitlichen Schwankungen im Konvergenzverhalten auch unter Tage beobachtet. Dennoch wird dieses Phänomen bei den üblicherweise genutzten Stoffgesetzen bisher nicht berücksichtigt – eine Ausnahme bildet das CDM-Stoffgesetzsystem (siehe Kap. 3).

Damit ist umrissen, welche Datengrundlage verfügbar gemacht wurde, um die zur Aufgabenstellung gehörenden Deformationsphänomene auf Grundlage von Stoffgesetzen zu modellieren und um dafür die Parameterkennwerte durch Nachrechnen einzelner Versuche konsistent zu bestimmen. Die Tab. 5 (Seite 29) gibt die Übersicht zu den Laborversuchen an Asse-Speisesalz wieder, in der Tab. 6 (Seite 84) sind die entsprechenden Laborversuche an dem Steinsalz aus der Untertagesituation Sondershausen-EU1 aufgeführt.

5 Vergleich der Ergebnisse der Benchmark-Modellrechnungen

Mit den Benchmark-Modellrechnungen sollten die Eignungen der in den Vergleich einbezogenen Stoffgesetze überprüft werden, mit ihnen verschiedene, speziell ausgewählte und allen Projektpartnern einheitlich vorgegebene, praxisrelevante Belastungssituationen zu berechnen. Dazu wurden zum einen spannungsgeregelte Kriech- und verformungsgesteuerte Festigkeitsversuche aus dem Labor nachgerechnet (AP3). Zum anderen wurden die Spannungs- und Verformungsentwicklungen in der Umgebung zweier einfacher Untertagestrukturen berechnet (AP6), die aus einer horizontalen Einzelstrecke und einer unter verschiedenen Auflasten stehenden Kammer-Pfeiler-Modellstruktur bestanden.

Als Beispiel-Steinsalztypen wurden das homogene, experimentell gut untersuchte Speisesalz von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II bei Wolfenbüttel („Referenzsteinsalz“, stratigrafische Bezeichnung z2SP, nur Laborversuche) sowie das Staßfurt-Steinsalz aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen (Laborversuche und In-situ-Strukturen) ausgesucht. Für diese beiden Salztypen wurden von jedem Partner durch Anpassungen seines Stoffgesetzes an die Messdaten der Laborversuche auch die Kennwerte (Zahlenwerte) der jeweiligen Stoffgesetzparameter ermittelt (AP2 und AP5).

Einige Partner haben die Kennwerte für das Staßfurt-Steinsalz anschließend bei den Berechnungen der horizontalen Einzelstrecke modifiziert, um die hierfür vorliegenden experimentellen In-situ-Messdaten besser zu treffen. Mit diesen Kennwerten wurden von ihnen dann auch die Simulationen der Kammer-Pfeiler-Struktur durchgeführt. Ein anderer Partner hat hingegen die Berechnungen der Untertagestrukturen mit den unveränderten Kennwerten aus den Laborversuchsanpassungen vorgenommen. Dieses stellte eine besondere Extrapolation dar, weil die Kriechversuche nur maximal 1250 Tage (dieses war bereits ein Langzeitkriechversuch!), die Festigkeitsversuche hingegen sogar nur maximal 1,3 Tage dauerten, während die Simulationszeiträume der Untertagestrukturen 35 Jahre (horizontale Einzelstrecke) bzw. bis zu 100 Jahre (Kammer-Pfeiler-Struktur) betragen. Bei einer realen Endlagerberechnung sind sogar noch erheblich größere Zeiträume zu betrachten.

Während die zahlreichen Ergebnisse der Modellrechnungen jedes Projektpartners in dessen Einzelbericht detailliert dargestellt und erläutert werden, konzentriert sich dieses Kapitel des vorliegenden Syntheseberichts auf den Vergleich der Rechenergebnisse.

5.1 Ergebnisse der Nachrechnungen ausgewählter Laborversuche mit Asse-Speisesalz (AP3)

Die ausgewählten Laborversuche wurden, wie oben angedeutet, nachgerechnet, um ganz gezielt die Vorhersage der Stoffgesetze im Falle verschiedener praxisrelevanter Belastungssituationen möglichst separat austesten zu können. Dazu gehören unterschiedliche aufgeprägte Differenzspannungen oder Verformungsraten, verschiedene Manteldrücke (allgemein: minimale Hauptspannungen), das Verformungsverhalten nach Spannungserhöhungen (Verfestigung des Steinsalzes) und Spannungsreduktionen (Erholung), die Berücksichtigung unterschiedlicher Verformungsprozesse unterhalb und oberhalb der Dilatanzgrenze (Kriechen, Dilatanz, Schädigung, Einfluss von Feuchtigkeit), die Annäherung an einen Kriechbruch sowie das Bruch- und das Nachbruchverhalten bis zum Erreichen der Restfestigkeit. Dieses ist mit gezielt durchgeführten Laborversuchen besser zu untersuchen als in Simulationsrechnungen selbst einfacher Untertagestrukturen, weil sich in situ die verschiedenen Verformungsphänomene stets überlagern und dort auch die Erstellung des

geometrischen Modells und die Aufprägung der Randbedingungen die Ergebnisse beeinflussen können.

Aus diesen Gründen wurden die Untersuchungen der Modellierungen wesentlicher Verformungsphänomene wie auch die Kennwertbestimmungen für Asse-Speisesalz zunächst anhand von semi-analytischen Nachrechnungen von Laborversuchen mit diesem Salztyp vorgenommen (Kap. 5.1.1). Dazu wurde entweder eine eindimensionale Formulierung des Stoffgesetzes in einem speziellen Rechenprogramm (z.B. Mathcad) verwendet oder ein Ein-Element-Modell mit einem zwei- oder dreidimensionalen numerischen Programmcode berechnet. Beide Vorgehensweisen liefern vergleichbare Rechenergebnisse.

Als Zwischenschritt im Übergang zu den 2D-Simulationen der Untertagestrukturen wurden anschließend die Ausbauchungen zweier zylindrischer Salzproben aus Asse-Speisesalz in zwei Festigkeitsversuchen mit lateral festgehaltenen Probenenden, das heißt unter der Annahme von 100 % Haftung zwischen dem Steinsalz und den Stahl-Druckstempeln der Prüfmaschine, zweidimensional unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie berechnet. Diese Ergebnisse werden in Kap. 5.1.2 miteinander verglichen.

5.1.1 Halb-analytische Nachrechnungen von Kriech- und Festigkeitsversuchen

Allein beim Projektpartner BGR waren zu Vorhabensbeginn bereits die Ergebnisse einer großen Anzahl von Laborversuchen mit Asse-Speisesalz vorrätig, zum Beispiel ein- und mehrstufige Kriechversuche bei verschiedenen Differenzspannungen und Temperaturen sowie Festigkeitsversuche bei verschiedenen Manteldrücken. Damit gehört dieses natürliche Steinsalz zu den am besten untersuchten Salztypen überhaupt und kann auch aufgrund seiner Homogenität und der geringen Beeinflussung seines Verformungsverhaltens durch Fremdphasenausscheidungen (z.B. Salzmineralpartikel) als „Referenzsteinsalz“ dienen. Es ist somit als Beispielsalztyp für die oben genannten eingehenden Überprüfungen der Stoffgesetze besonders gut geeignet.

Die Kriechversuche waren allerdings häufig bei Temperaturen zwischen 80 und 250 °C durchgeführt worden, weil aufgrund der thermischen Aktivierung des Kriechvorgangs im Steinsalz auf diese Weise in erheblich kürzerer Versuchszeit höhere Verformungen erreicht und somit verlässlichere Aussagen zum Beispiel über transiente und stationäre Verformungsprozesse sowie über die Abhängigkeiten des Verformungsverhaltens von unterschiedlichen Randbedingungen gewonnen werden können. In diesem Vorhaben sollten aufgrund der Ausrichtung auf die Endlagerung chemisch-toxischer Abfälle allerdings nur Temperaturen nahe der Raumtemperatur betrachtet werden.

Dennoch standen auch eine Reihe von bei 22 bis 50 °C durchgeführten Versuchen zur Verfügung, von denen möglichst repräsentative Versuche ausgewählt wurden, die das mittlere Verformungsverhalten bei der jeweiligen Versuchsbedingung widerspiegeln. Trotz der Homogenität dieses Salztyps zeigen nämlich vor allem Kriechversuche eine nicht zu vermeidende Streuung der experimentellen Ergebnisse, das heißt, dass bei Wiederholungsmessungen mit einer anderen Probe aus dem gleichen Salztyp und der gleichen Lokation nicht exakt die gleiche Messkurve reproduziert wird. Dieses gilt sowohl für das transiente als auch für das stationäre Verformungsverhalten und wird durch Unterschiede in den individuellen Mikrostrukturen der verschiedenen natürlichen Steinsalzproben hervorgerufen, die aus der geologischen und tektonischen Vorgeschichte am Ort der Probenahme resultieren.

Ein Beispiel für diese Streuung zeigt Abb. 2. Hier wurden gleichzeitig, das heißt in übereinander angeordneten Zellen eines Versuchsprüfstandes der BGR, fünf Zylinderproben

aus Asse-Speisesalz bei 22 °C ohne Manteldruck mit 14 MPa axial belastet. Die Unterschiede treten über längere Zeiten immer deutlicher zu Tage: Nach 70 Tagen lag die höchste Kurve um einen Faktor 1,3 über der niedrigsten, nach 1250 Tagen beträgt der Faktor bereits etwa 1,6 mit weiter steigender Tendenz.

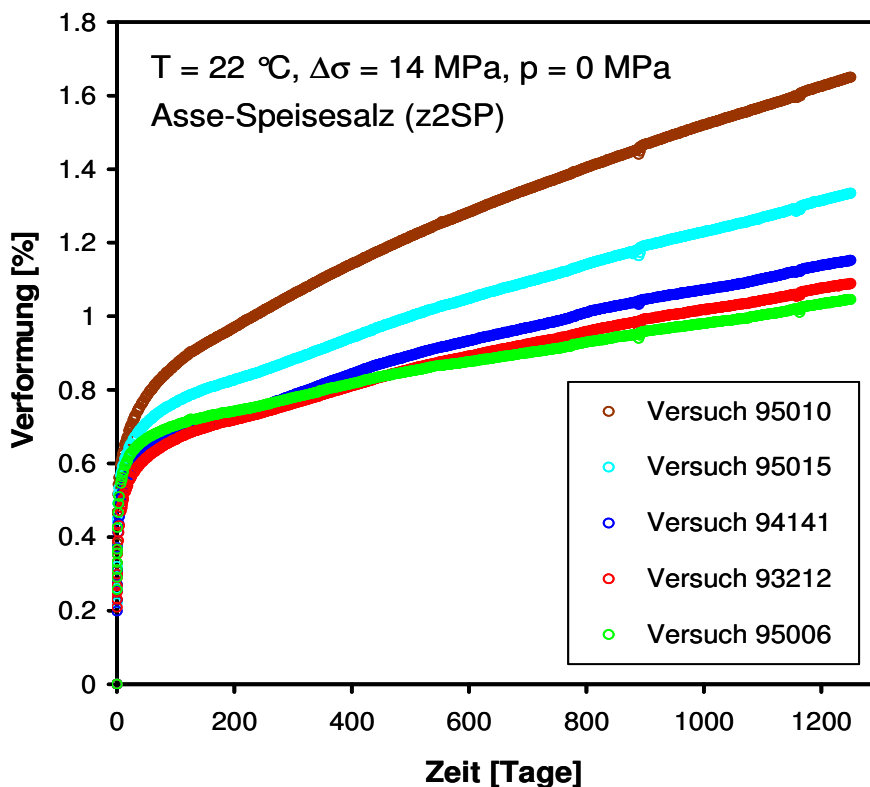


Abb. 2 Beispiel für eine auf individuelle mikrostrukturelle Unterschiede der Versuchsproben zurückzuführende Streuung von Kriechkurven, die bei der gleichen Versuchsbedingung mit dem gleichen Steinsalztyp im BGR-Labor gemessen wurden.

Mit einem Stoffgesetz und einem Kennwertsatz kann man natürlich bei einer bestimmten Randbedingung nur ein Ergebnis erhalten. Da die Modellberechnung einer Untertagestruktur repräsentativ für einen Gesteinsbereich sein muss, muss ein Stoffgesetz mit den für den dort vorliegenden Salztyp ermittelten Kennwerten demnach das mittlere Verhalten bei einer Belastungsbedingung widerspiegeln. Erst eine systematische Abweichung im Materialverhalten (zum Beispiel zwischen verschiedenen Salztypen) macht es notwendig, die Bereiche unterschiedlichen „Homogenbereichen“, also unterschiedlichen Bereichen mit in sich ähnlichem Verformungsverhalten, zuzuordnen und durch jeweils eigene Kennwertsätze zu beschreiben.

Im Fall der Abb. 2 würde man demnach die in etwa in der Mitte liegende Kurve des Versuchs 95015 als repräsentativ für Asse-Speisesalz bei dieser Versuchsbedingung auswählen. Analog ist auch bei den anderen Versuchsbedingungen verfahren worden.

Wenn mit einem Stoffgesetz Untertagestrukturen im Steinsalz berechnet werden sollen, besteht das Ziel demnach darin, nicht einzelne Laborversuche perfekt nachrechnen zu können, sondern für alle Belastungsfälle eines Homogenbereichs (zum Beispiel eines Salztyps) einen gemeinsamen (salztypspezifischen) Kennwertsatz zu bestimmen. Dieses ist Voraussetzung für Simulationsrechnungen zu komplexen Untertagestrukturen mit zeitlich und räumlich veränderlicher Belastungssituation. Das bedeutet aufgrund der Streuung der

Versuchskurven, dass Abweichungen einzelner Modell- von den Versuchskurven in Kauf genommen werden müssen und können.

Aufgrund der strengen Auswahlkriterien repräsentativer Laborversuche, der vielfältigen Verformungsprozesse und der angestrebten großen Bandbreite der zu modellierenden Randbedingungen wurden daher weitere spezielle, den oben formulierten Projektzielen entsprechende Versuche während der Laufzeit des Vorhabens bei der BGR und der TU Clausthal durchgeführt (z.B. zum Erholungsverhalten nach Spannungsreduktionen). Die letztlich für die Kennwertbestimmungen und die Modellierungen der verschiedenen Verformungsphänomene ausgewählten und allen Partnern zur Verfügung gestellten Laborversuche mit Asse-Speisesalz sind in Tab. 5 zusammengestellt. Die Kriechversuche sind in Abb. 3 in das Oktaederspannungsdiagramm eingetragen, das verdeutlicht, dass anhand dieser Versuche gut die Kennwerte für das dilatanzfreie, volumentreue Kriechen dieses Salztyps bestimmt werden konnten. Zur Ermittlung der Kennwerte für die Verformungsphänomene oberhalb der Dilatanzgrenze dienten zusätzlich die Ergebnisse der Festigkeitsversuche, siehe Abb. 4.

Filenummer	Temperatur [C]	Differenzspannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
04141	30	11	0
95015	22	14,1	0
04139	30	14 / 16	20
94097	27	20	25
04138	50	20 / 15 / 20 / 18 / 20	20
95008	30	37,2	15
TUC-313	30	38	3

Filenummer	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
99073	30	$1 \cdot 10^{-5}$	0,2
99071	30	$1 \cdot 10^{-5}$	0,5
99086 + 04131	30	$1 \cdot 10^{-5}$	1
99070 + 04132	30	$1 \cdot 10^{-5}$	2
99088	30	$1 \cdot 10^{-5}$	3
04140	30	$1 \cdot 10^{-6}$	1

Tab. 5 Von allen Projektpartnern ausgewählte und nachgerechnete Laborversuche mit **Asse-Speisesalz**. Sie waren von dem Projektpartner BGR (Ausnahme: TUC-313) durchgeführt worden. Die Kriechversuche (oben) spiegelten in erster Linie das volumentreue Kriechen bei verschiedenen aufgeprägten Differenzspannungen und Manteldrücken, nach Spannungserhöhungen und nach deren Reduktion (Versuch 04138) sowie bei der Annäherung an einen Kriechbruch (TUC-313) wieder. Die Festigkeitsversuche (unten) waren bei einer Verformungsrate und verschiedenen Manteldrücken sowie bei einer weiteren Verformungsrate (Versuch 04140) durchgeführt worden. In ihnen wurde sehr bald nach Versuchsbeginn die Spannungsregion oberhalb der Dilatanzgrenze mit neben dem Kriechen anwachsender Dilatanz und Schädigung erreicht, die schließlich zum Bruch und in das Nachbruchverhalten bis zur Restfestigkeit führten.

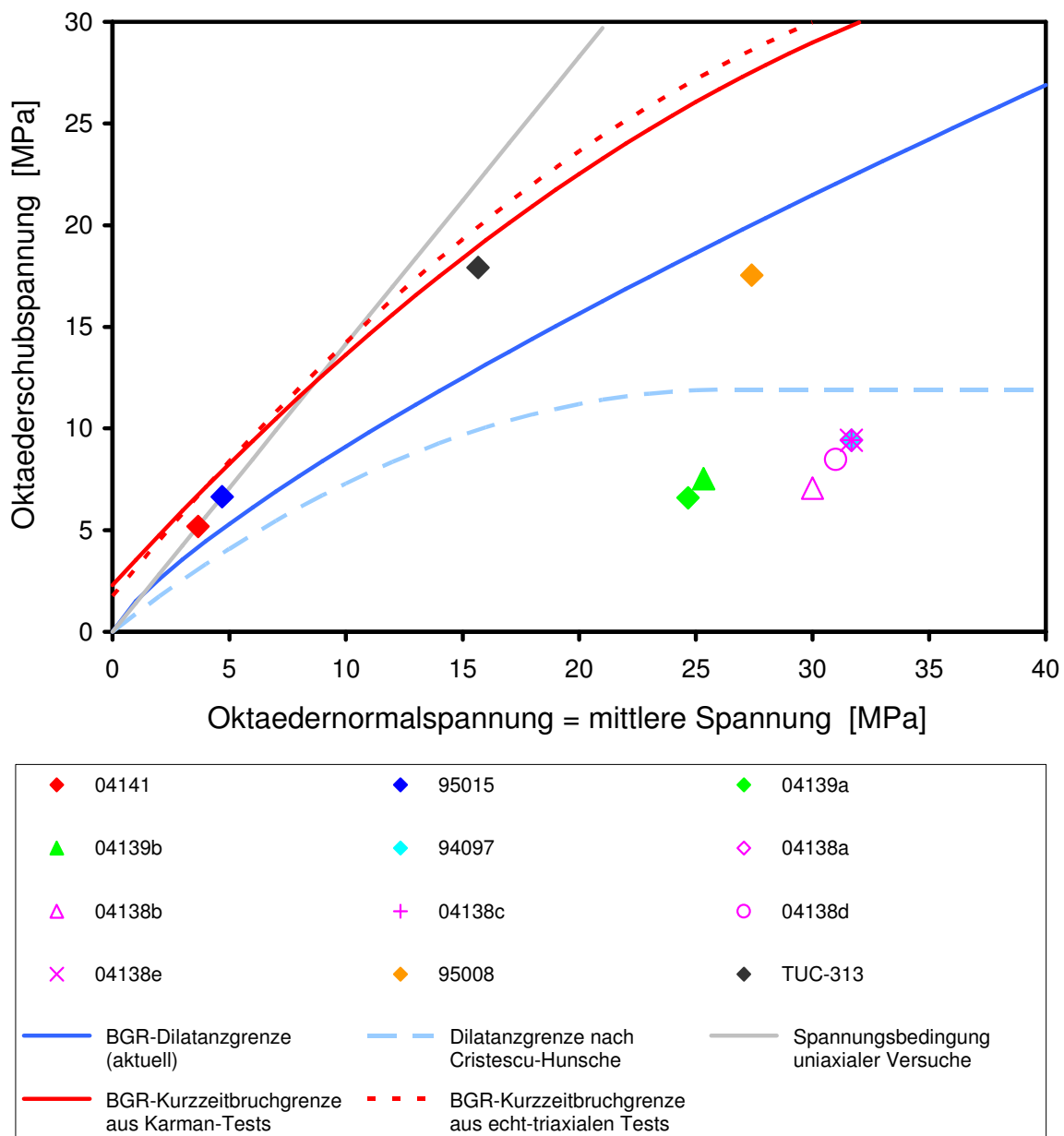


Abb. 3 Darstellung der Spannungsbedingungen der ausgewählten Kriechversuche mit **Asse-Speisesalz** aus Tab. 5 im Oktaederdiagramm. Die in der Legende an einige Filenummern angehängten Buchstaben kennzeichnen die jeweilige Versuchsstufe. Zum Vergleich sind verschiedene charakteristische Spannungslinien der BGR eingetragen, die aus (anderen) Versuchen mit Asse-Speisesalz ermittelt wurden. Die meisten im Projekt ausgewählten Kriechversuche bzw. Versuchsstufen wurden im dilatanzfreien Spannungsregime unterhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt, so dass anhand dieser Versuche die Kennwerte für das volumentreue Kriechen bestimmt werden konnten. Nur der Versuch TUC-313 zeigte wie beabsichtigt ausgeprägte Dilatanz und Schädigung, die schließlich zum Kriechbruch führte.

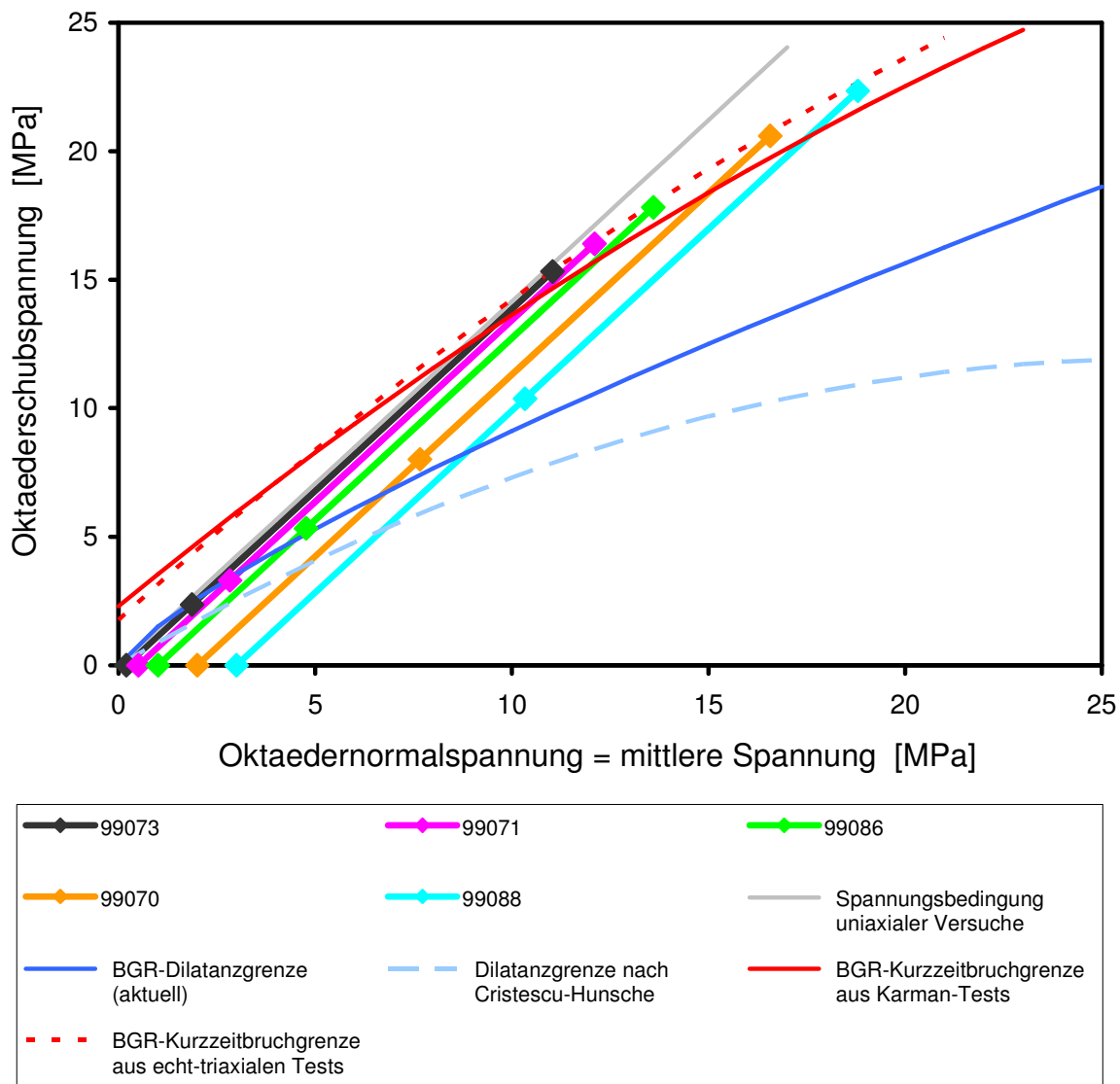


Abb. 4 Darstellung der Spannungsverläufe einiger der ausgewählten Festigkeitsversuche mit **Asse-Speisesalz** aus Tab. 5 im Oktaederdiagramm, für die Darstellung der Spannungs-Verformungs-Kurven siehe zum Beispiel Abb. 15 auf Seite 47. Der Fußpunkt jeder Versuchskurve gibt die Spannungsbedingung zu Versuchsbeginn an (Oktaederschubspannung = 0 MPa, Oktaedernormalspannung = Mantel- druck). Die oberen Punkte kennzeichnen die jeweiligen Bruchpunkte (Spannungsmaxima), die sehr gut mit den eingezeichneten Kurzzeit-Festigkeitskurven für diesen Salztyp übereinstimmen. Die mittleren Punkte geben die mittleren Restfestigkeiten gegen Ende der Versuche wieder. Sie liegen in der Nähe der (BGR-)Dilatanzgrenze. Die Nachrechnungen dieser Versuche dienten zur Ermittlung der Kennwerte der jeweiligen Stoffgesetzparameter für Dilatanz und Schädigung (sowie, je nach Stoffgesetz, auch für den Bruch und den Nachbruchbereich).

5.1.1.a) Kriechversuche

In Abb. 5 bis Abb. 11 sind die Ergebnisse der von den Partnern vorgenommenen Anpassungen der Stoffgesetze an sechs der sieben Kriechkurven mit Asse-Speisesalz aus Tab. 5 gezeigt, der siebte Versuch TUC-313 wird im übernächsten Unterkapitel (5.1.1.c) behandelt. Diese sechs Versuche dienten dazu, die Fähigkeiten der Stoffgesetze zu überprüfen, die Abhängigkeit des volumentreuen transienten und stationären Kriechens von der Differenzspannung sowie das transiente Kriechen nach Spannungserhöhungen (Verfestigung) und -reduktionen (Erholung) zu modellieren. Da der Manteldruck das volumentreue Kriechen nicht beeinflusst, kann anhand dieser sechs Versuche zur Modellierung dieser Abhängigkeit keine Aussage gemacht werden. Hierzu wird auf die im nächsten Unterkapitel erläuterten Nachrechnungen der Festigkeitsversuche verwiesen. Die Temperaturabhängigkeit des Kriechens war – trotz der etwas unterschiedlichen Temperaturen der sechs Versuche – nicht Gegenstand der Untersuchungen, wurde aber, soweit mit den Stoffgesetzen möglich, berücksichtigt.

Die beiden einaxialen Versuche 04141 ($\Delta\sigma = 11,1$ MPa) und 95015 ($\Delta\sigma = 14,1$ MPa) liegen bereits im dilatanten Spannungsregime (siehe Abb. 3), wengleich die exakte Lage der Dilatanzgrenze bei kleinen Oktaederspannungen schwierig zu ermitteln und daher nicht genau bekannt ist. Daher kann bei diesen beiden Versuchskurven ein Dilatanz- und Schädigungseinfluss auf die Verformung nicht ausgeschlossen werden. Bei den übrigen vier Versuchen hatten Dilatanz und Schädigung keinen Einfluss auf die Verformung, da sich die Spannungsbedingungen dieser Versuche deutlich unterhalb der Dilatanzgrenze befanden. Auch bei ihnen wurde allerdings bereits darauf geachtet, dass mit den ermittelten Kennwerten auch die übrigen Laborversuche mit Asse-Speisesalz aus Tab. 5 nachgerechnet werden konnten.

Generell lassen sich die Ergebnisse der Partner in zwei Gruppen einteilen:

1. Die Projektpartner Hampel, BGR, IfG mit dem Stoffgesetz Günther/Salzer, IUB und TUC hatten sich zum Ziel gesetzt, alle Laborversuche mit Asse-Speisesalz, das heißt sämtliche Kriech- und Festigkeitsversuche aus Tab. 5, mit ihren Stoffgesetzen und jeweils einem einheitlichen Kennwertsatz zu beschreiben. Dieses entspricht der Vorgehensweise bei der Ermittlung von Kennwerten für eine Untertagestruktur in diesem Steinsalz. Wie oben erläutert führt dies aufgrund der Streuung der Versuchsergebnisse unvermeidlicherweise dazu, dass nicht jede einzelne Versuchskurve exakt angepasst werden kann. Dennoch kann festgestellt werden, dass diese Partner mit ihren Stoffgesetzen die Abhängigkeit des Kriechverhaltens von der aufgeprägten Differenzspannung $\Delta\sigma$ in dem untersuchten großen Intervall von 11 bis 37 MPa gut beschreiben können.
2. Das IfG mit dem Stoffmodell Minkley und das INE haben hingegen die sechs Kriechkurven teilweise individuell angepasst und in diesen Fällen unterschiedliche Kennwerte toleriert. Ihr Ziel war, zu zeigen, dass sie prinzipiell in der Lage sind, derartige Versuche mit ihren Stoffgesetzen nachzurechnen. Naturgemäß ist die Übereinstimmung der Modell- mit den Messkurven bei individuellen Anpassungen jeder Kurve wesentlich größer. Dennoch werden in Einzelfällen kleinere Schwierigkeiten sichtbar. So wird mit dem Modell Minkley in Abb. 8 die Spannungserhöhung von 14 auf 16 MPa und die Reduktion von 20 auf 18 MPa nicht richtig wiedergegeben, beim INE zeigen sich in dieser Auftragung lediglich bei dem fünfstufigen Versuch kleinere Abweichungen.

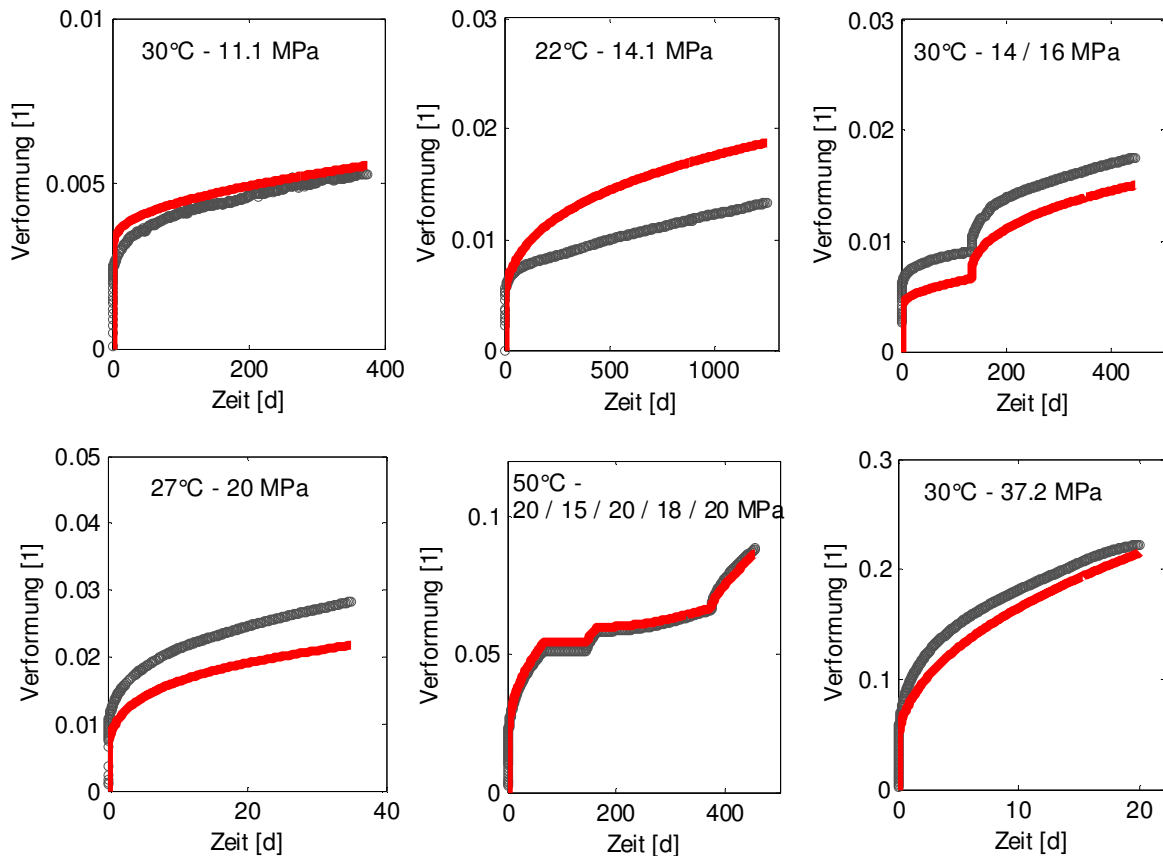


Abb. 5 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen von **Hampel** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Da sämtliche Modellkurven zu diesem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz (Kriech- und Festigkeitsversuche) mit einheitlichen Kennwerten für die CDM-Stoffgesetzparameter berechnet worden sind, treten aufgrund der natürlichen Streuung der individuellen Messkurven im Einzelfall Abweichungen zwischen Modell- und Messkurven auf. Mit den Modellkurven wird das mittlere Kriechverhalten bei den jeweiligen Versuchsbedingungen beschrieben.

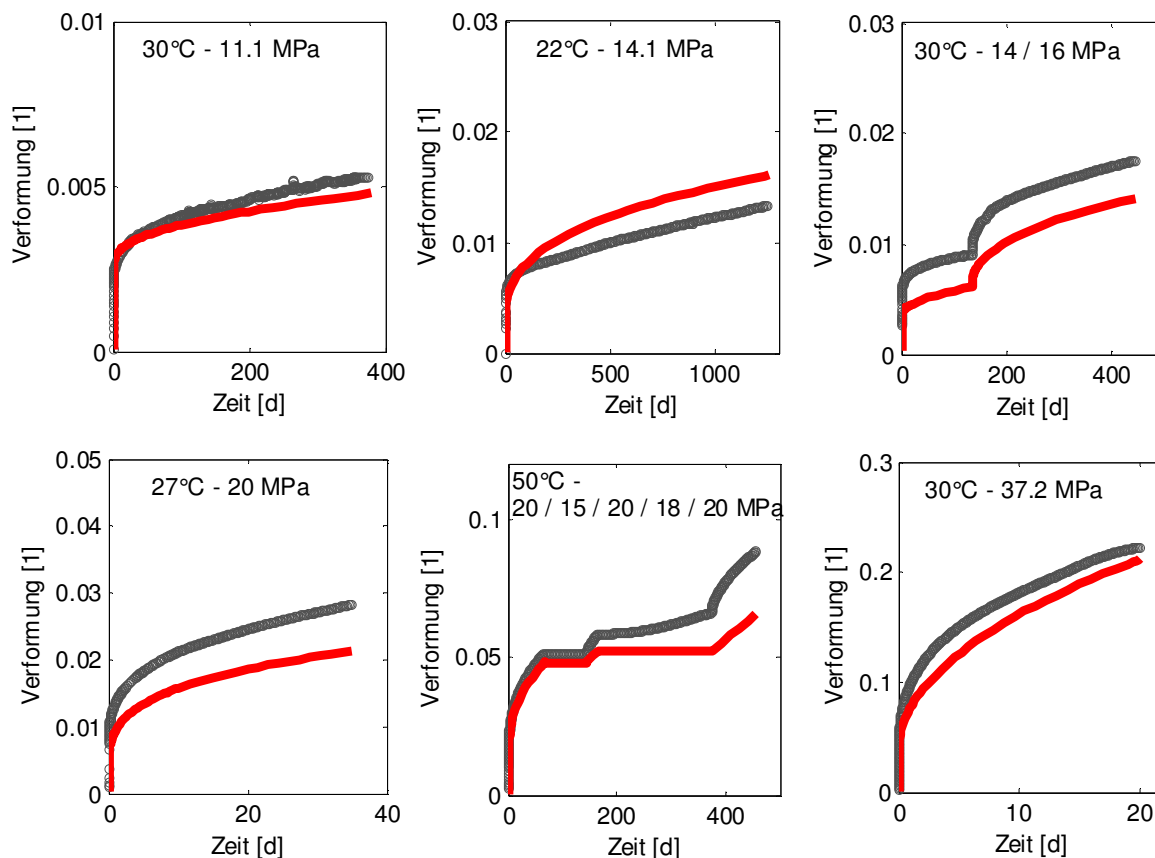


Abb. 6 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **BGR** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Geringfügige Unterschiede zu den Ergebnissen von Hampel in Abb. 5 treten auf, weil im Rechenprogramm JIFE der BGR die Wirkung der volumetrischen Verformung auf die axiale Probenverformung anders berücksichtigt wird. Da außerdem eine CDM-Gleichung in JIFE noch nicht implementiert war (Gleichung (16) in HAMPEL, 2006), die das Kriechverhalten nach Spannungsverminderungen beeinflusst, tritt bei der Modellkurve im mittleren Bild unten keine Erholung nach der Spannungsreduktion von 20 auf 18 MPa auf.

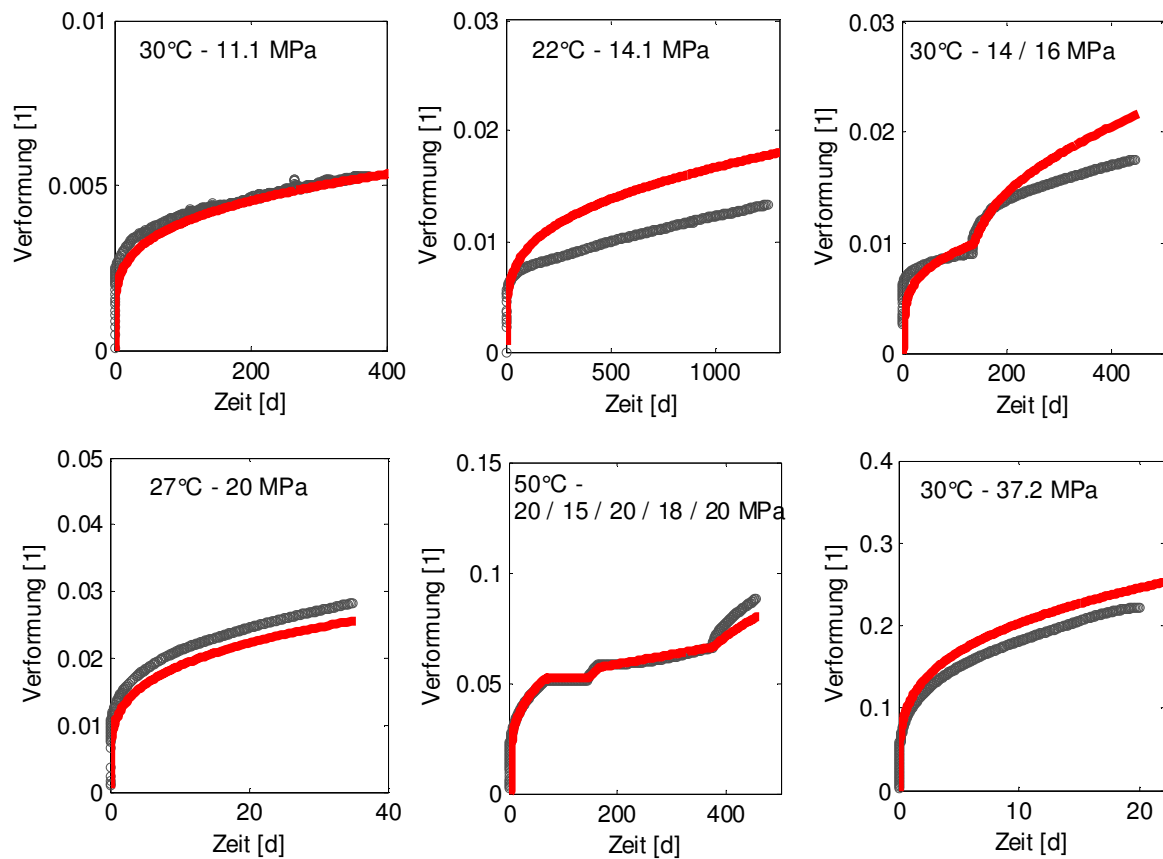


Abb. 7 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Günther/Salzer** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Auch das IfG hat für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz bestimmt.

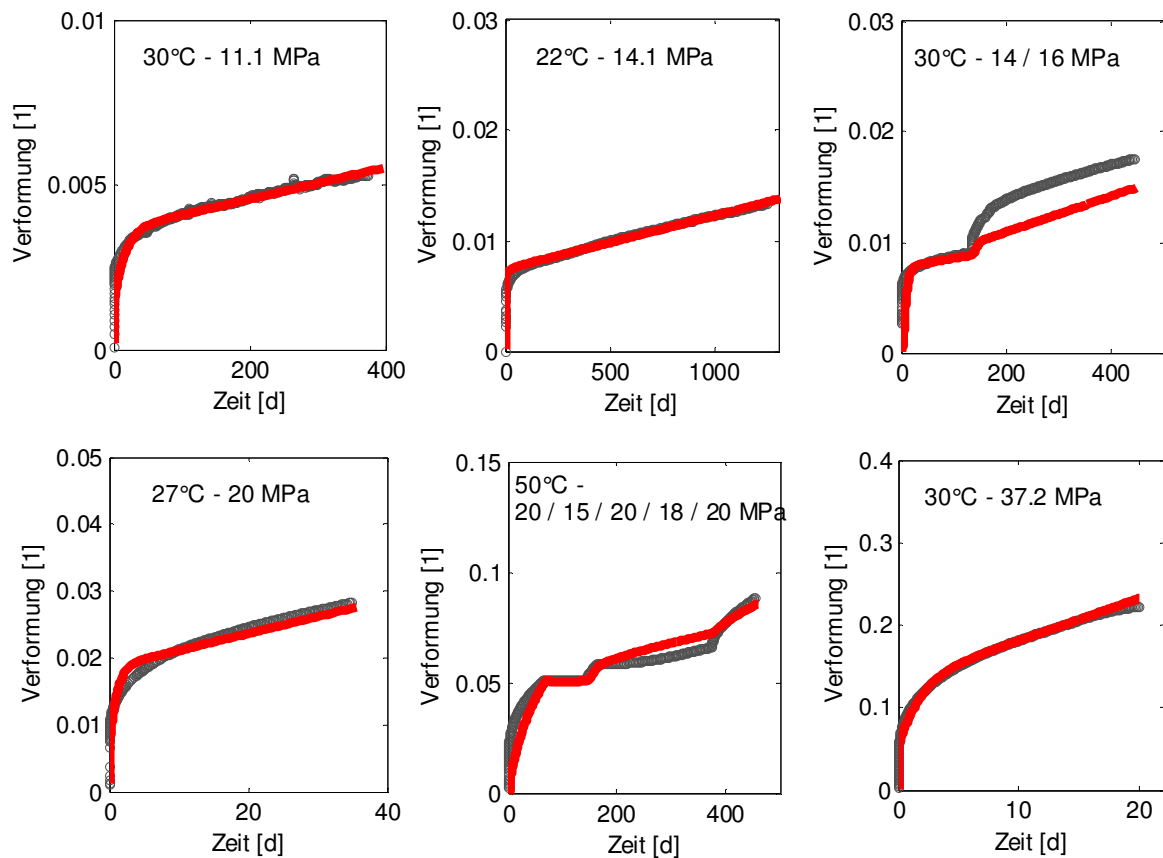


Abb. 8 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Minkley** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Diese Kriechversuche mit dem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz wurden mit dem Modell Minkley mit jeweils individuellen Kennwerten nachgerechnet. Daher ist die Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messkurven bei mehreren Versuchen nahezu perfekt.

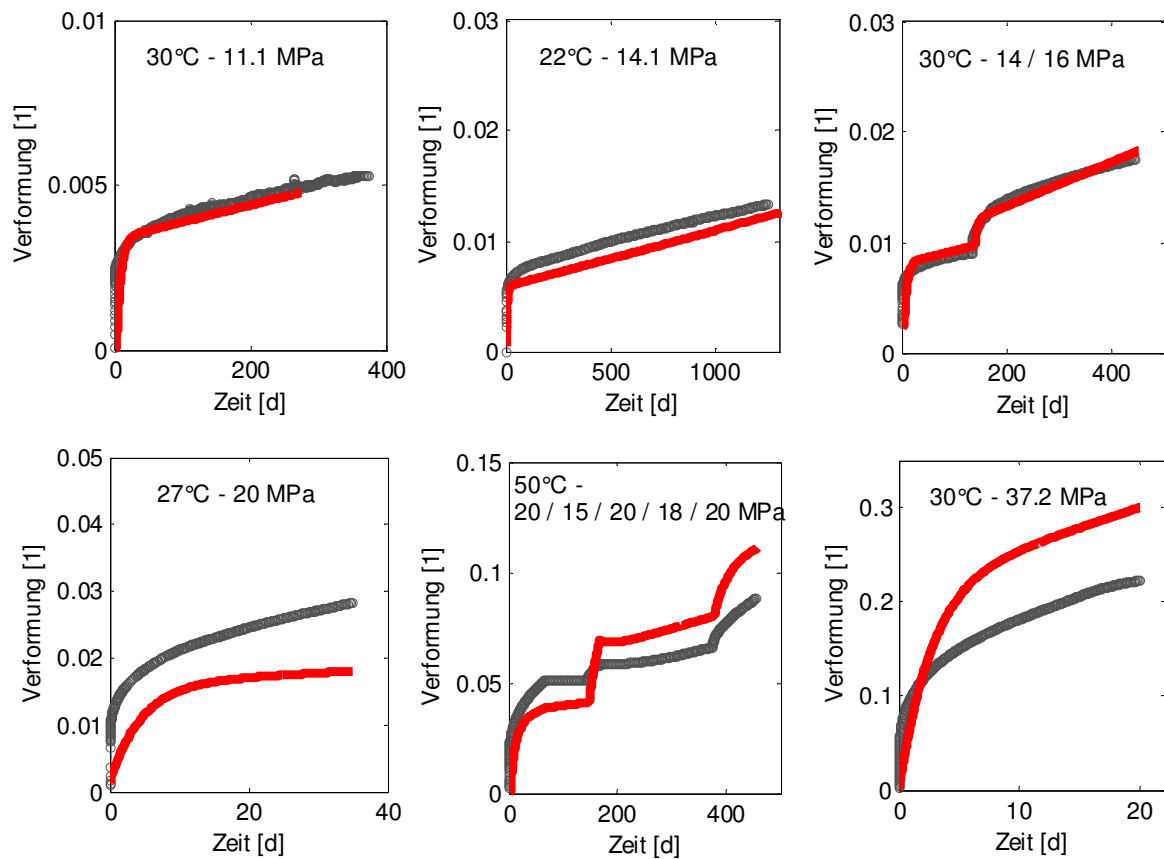


Abb. 9 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **TUC** mit dem **Stoffmodell Hou/Lux** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Die TUC hat für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz bestimmt.

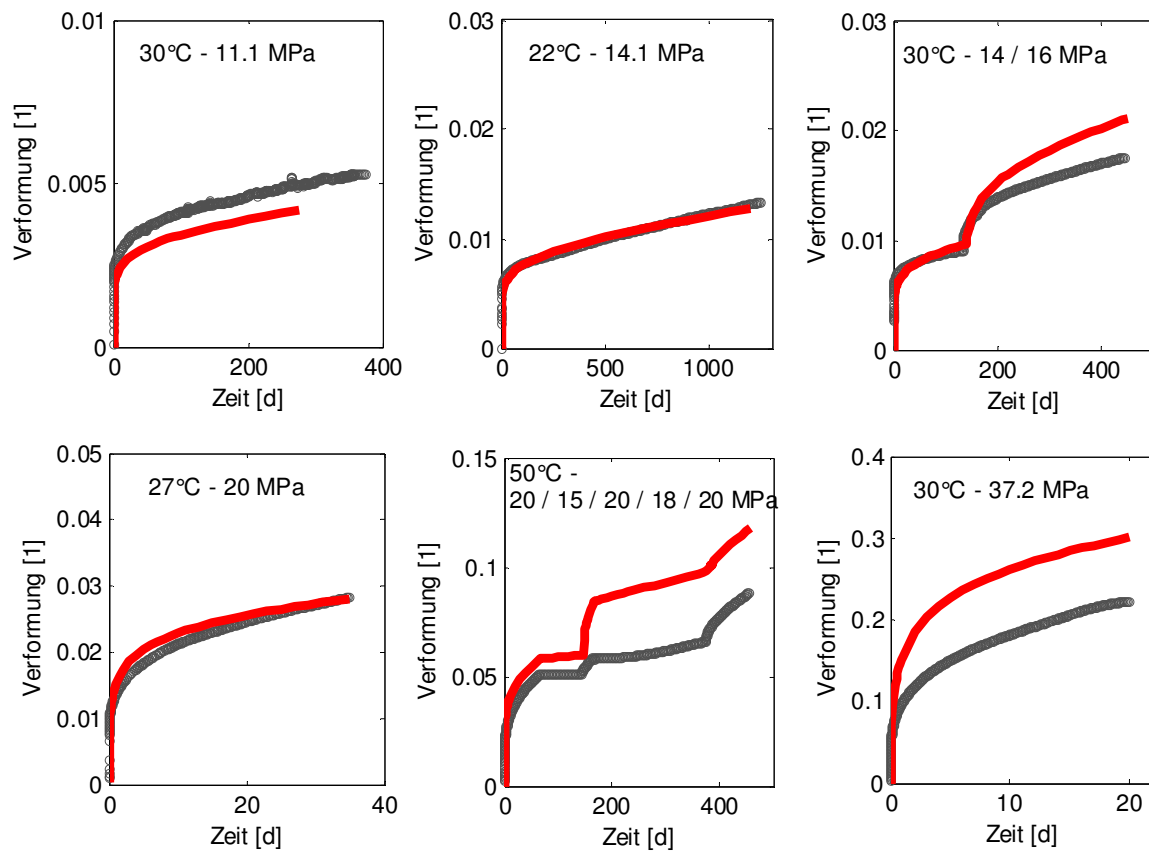


Abb. 10 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IUB** mit dem **Stoffmodell IUB-MDCF** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Das IUB hat für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz bestimmt.

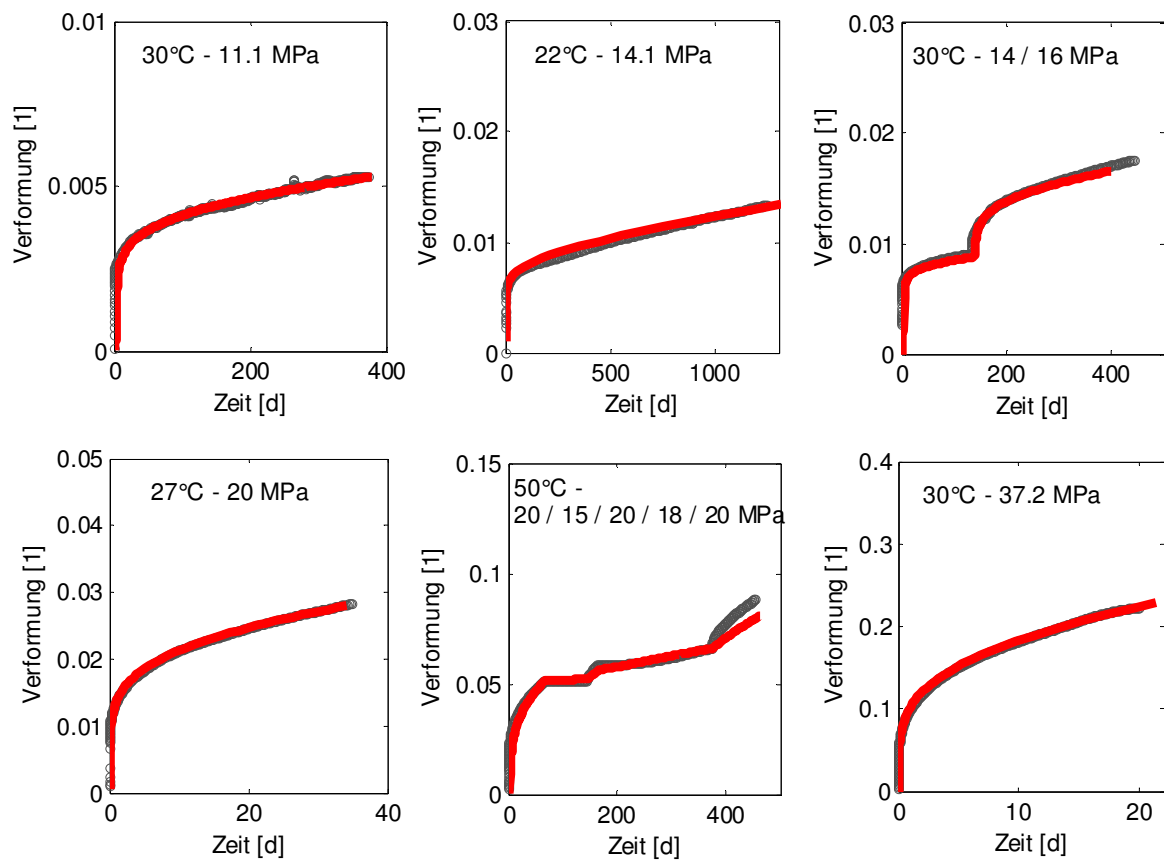


Abb. 11 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **INE** mit dem **FZK-Modell** (rot) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Kriechversuche (schwarz). Diese Kriechversuche mit dem Referenzsalztyp Asse-Speisesalz wurden mit dem FZK-Modell mit jeweils individuellen Kennwerten nachgerechnet. Daher ist die Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messkurven bei den meisten Versuchen nahezu perfekt.

Um die Modellierung des transienten Kriechens nach Spannungserhöhungen und -reduktionen genauer zu untersuchen, sind im Folgenden die Ergebnisse der Partner aus Abb. 5 bis Abb. 11 für die beiden Versuche mit der niedrigsten ($\Delta\sigma = 11$ MPa, Abb. 12) und der höchsten ($\Delta\sigma = 37,2$ MPa, Abb. 13) Differenzspannung sowie für den Versuch mit den beiden Spannungsreduktionsstufen (Abb. 14) jeweils gemeinsam in ein Diagramm eingetragen.

In Abb. 12 und Abb. 13 ist die Auftragung der Verformungsrate über der Verformung besonders aufschlussreich, weil auf diese Weise auch die kurzzeitigen Belastungsvorgänge deutlicher aufgelöst werden.

Bei dem Versuch mit $\Delta\sigma = 11$ MPa zeigen sich in Abb. 12 deutlichere Unterschiede: Außer mit dem CDM (Hampel, BGR) werden die Belastungstransienten zu kurz modelliert. Der Unterschied zwischen den Kurven von Hampel und der BGR trotz gleichen Stoffgesetzes und gleicher Kennwerte erklärt sich aus einer unterschiedlichen Berücksichtigung des Beitrags der Volumenverformung (Dilatanz) zur Gesamtverformung – dieser Punkt befindet sich zwischen beiden Partnern noch in der Diskussion – und macht den oben angesprochenen Einfluss der Dilatanz bei diesem Versuch sichtbar. Bei dem Versuch in Abb. 13 tritt daher kein Unterschied zwischen den Ergebnissen dieser beiden Partner auf, denn dieser Versuch liegt vollständig im nicht-dilatanten Spannungsregime, vgl. auch Abb. 5 und Abb. 6.

Mit dem Modell Hou/Lux werden bei diesen beiden Versuchen die Verformungstransienten während der Belastungen nicht gut wiedergegeben. Für das IUB-MDCF-Modell des IUB gilt das vor allem für den Versuch mit 37,2 MPa. Da die Belastungsphasen in diesen Versuchen aber schnell durchlaufen wurden, wirkt sich eine Fehlanpassung hier nicht sehr stark auf den weiteren Verlauf der Anpassung aus. Bei einigen Projektpartnern wurde daher auf eine optimale Anpassung der Belastungsphase kein besonderes Gewicht gelegt. Dafür ist eine erfolgreiche Modellierung der weiteren Transiente und des Langzeitkriechverhaltens entscheidender.

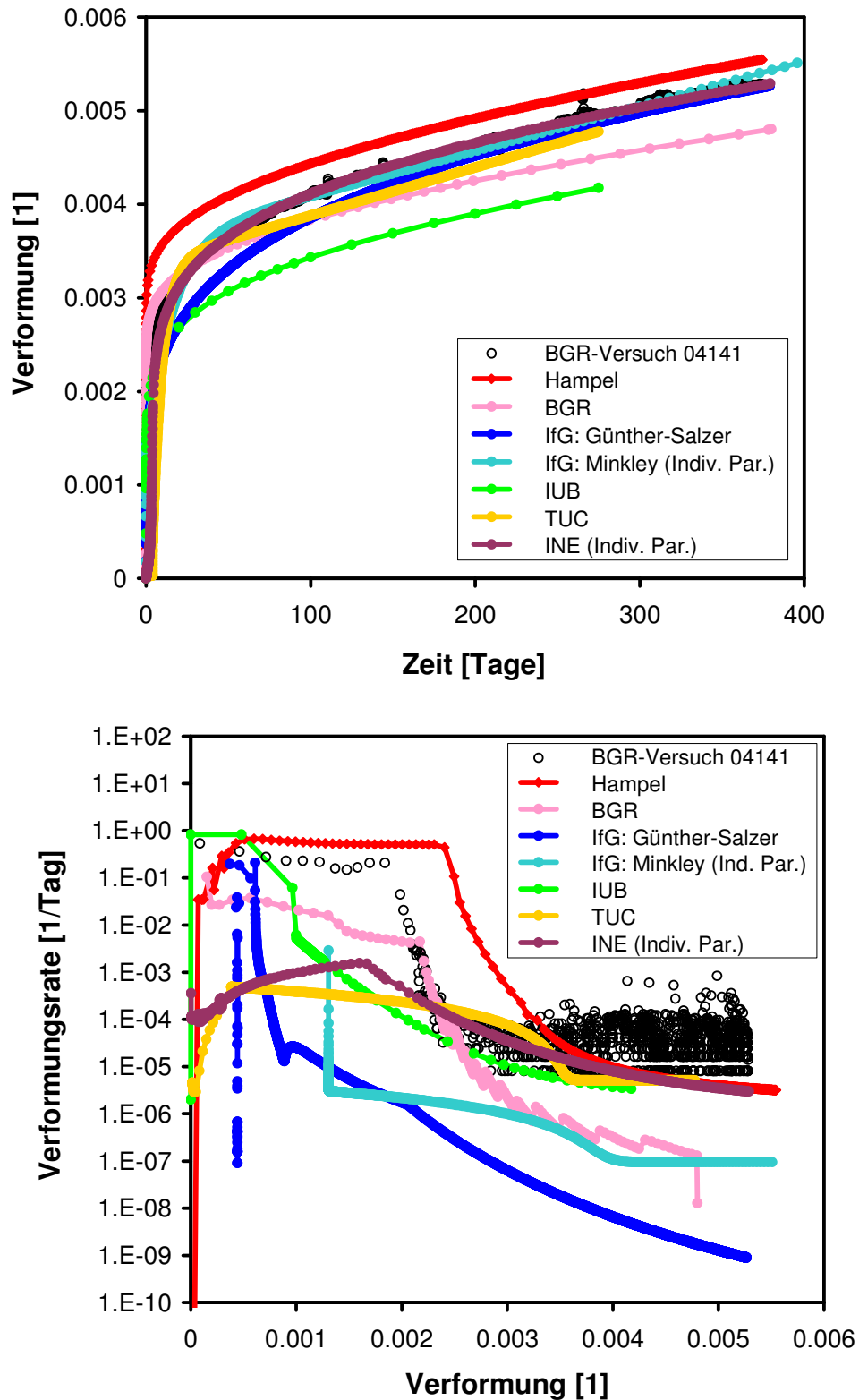


Abb. 12 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Kriechversuchs 04141 bei $T = 30\text{ °C}$, $\Delta\sigma = 11\text{ MPa}$, $p = 0\text{ MPa}$ (schwarz).

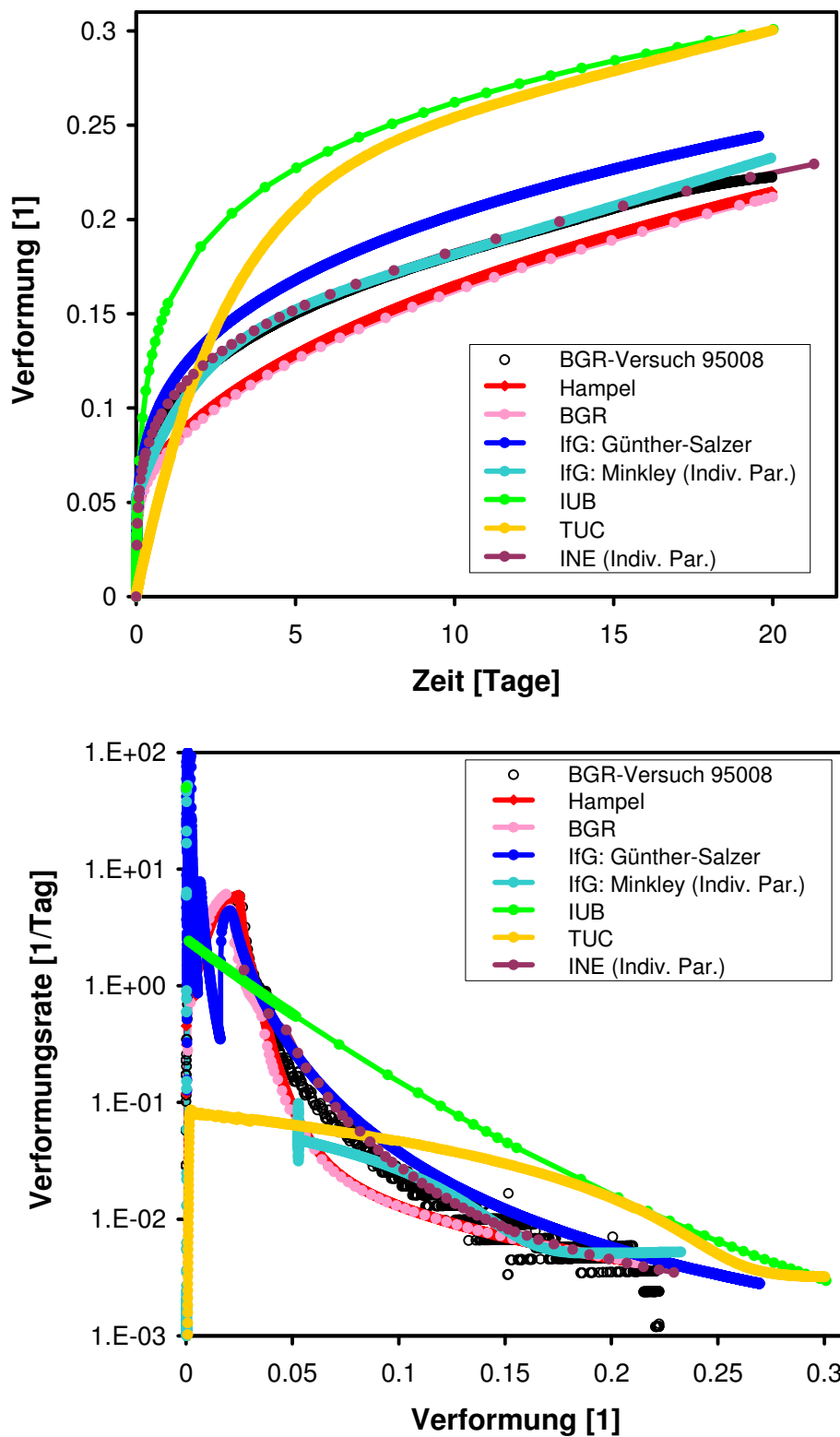


Abb. 13 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Kriechversuchs 95008 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 37,2 \text{ MPa}$, $p = 15 \text{ MPa}$ (schwarz).

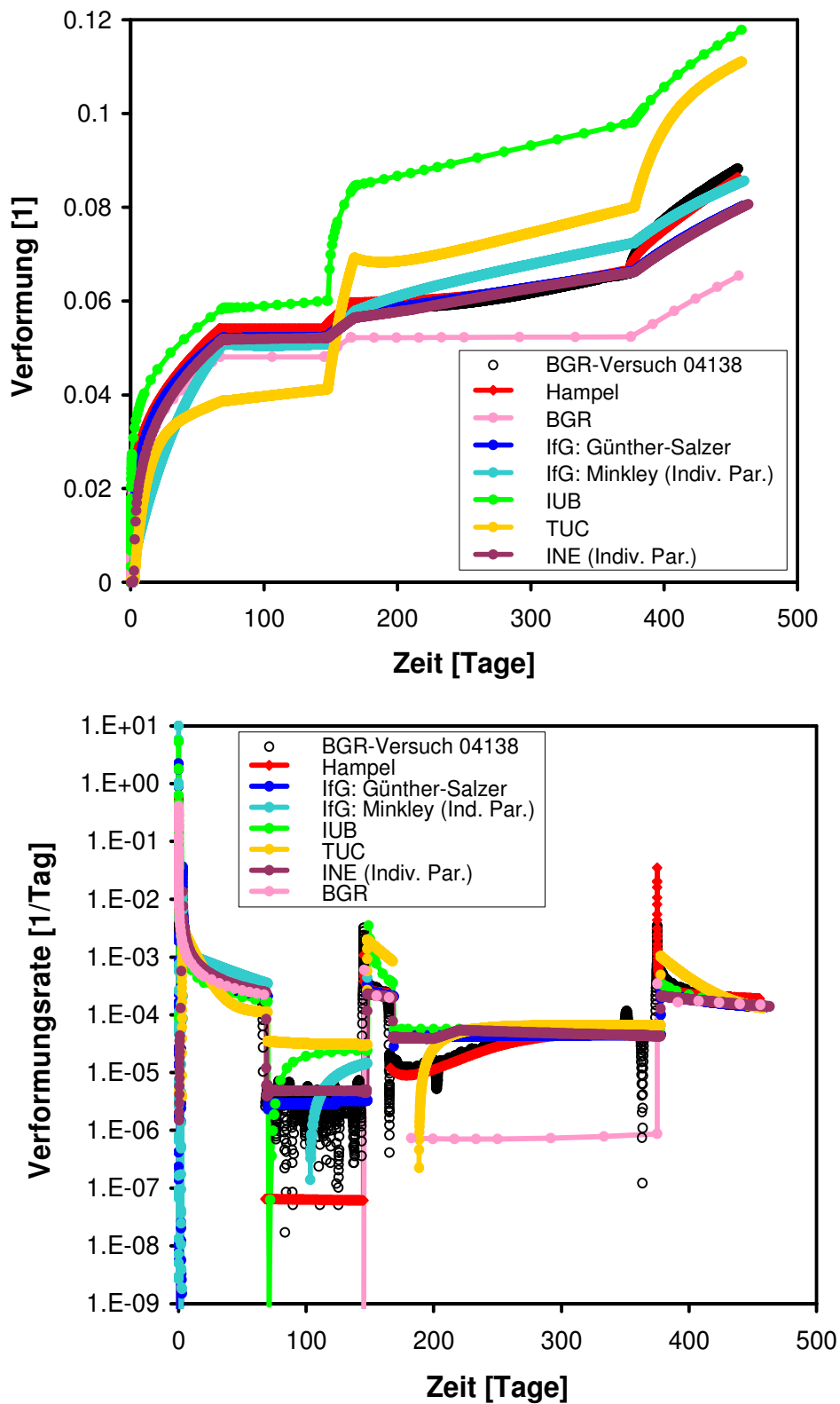


Abb. 14 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Kriechversuchs 04138 bei $T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 20\text{-}15\text{-}20\text{-}18\text{-}20 \text{ MPa}$, $p = 20 \text{ MPa}$ (schwarz). Hier wurde die Verformungsrate über der Zeit aufgetragen, um die Modellierung der Stufen mit reduzierter Differenzspannung deutlicher sichtbar zu machen.

In Abb. 14 ist die Auftragung der Verformungsrate über der Zeit statt über der Verformung sinnvoller, weil die Verformung nach einer Spannungsreduktion aufgrund der vorherigen Verfestigung des Materials zunächst nur sehr gering ist. Hier zeigen sich nach den beiden Spannungsreduktionen ebenfalls signifikante Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Partner.

Nach der starken $\Delta\sigma$ -Reduktion von 20 auf 15 MPa kam in der zweiten Versuchsstufe die gemessene Verformung völlig zum Erliegen. Die absoluten Verformungswerte streuen in dieser Phase leicht um den am Ende der ersten Versuchsstufe erreichten Wert, das heißt die mittlere Verformungsrate ist nahezu Null. Das Einsetzen der Erholung hätte noch erheblich mehr Zeit in Anspruch genommen, als in diesem Versuch zur Verfügung stand. Die im Diagramm aufgetragene experimentelle Verformungsrate täuscht allerdings einen zu großen Wert von etwa $5 \cdot 10^{-6}$ 1/Tag vor, weil aufgrund der logarithmischen Auftragung der Differenzenquotienten benachbarter (streuender) Messpunkte die negativen Werte nicht dargestellt werden können und nur die positiven Werte sichtbar bleiben.

Dass die Verformung nach der Reduktion von 20 auf 15 MPa nahezu Null ist, wird von Hampel mit dem CDM am besten wiedergegeben, aber auch die Ergebnisse des IfG (Modell Günther/Salzer) und des INE können noch als korrekt bezeichnet werden. Die Verformungsrate der TUC ist hier ebenfalls konstant, liegt aber zu hoch, während das IfG mit dem Modell Minkley und das IUB ein ausgeprägtes Rückwärtskriechen beschreiben, das aufgrund der hohen Verfestigung im Versuch nicht beobachtet wurde.

Aufgrund der durch die Verfestigung bei 20 MPa hervorgerufenen, zu langsamen Materialerholung wurde diese Versuchsstufe durch Wiederbelastung auf 20 MPa abgebrochen und anschließend eine kleinere Spannungsreduktion von 20 auf 18 MPa vorgenommen. Diese ist mit einer geringeren notwendigen Erholung der Verformungsmikrostruktur verbunden, und es zeigt sich daher nun im Experiment eine deutliche Erholungstransiente, die von Hampel mit dem CDM perfekt beschrieben wird. Die BGR hat dieses Ergebnis nicht bekommen, weil in der JIFE-Implementation des CDM eine Gleichung fehlte, die sich auf das Erholungskriechen auswirkt. Auch mit dem Modell Hou/Lux der TUC wurde eine Erholungstransiente errechnet. Die anderen Stoffgesetze ergaben hier entweder keine oder eine zu geringe Erholung.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Verfestigung nach einer Spannungserhöhung mit allen Stoffgesetzen korrekt modelliert werden kann, dass allerdings bei der Erholung nach einer schnellen und mehr oder weniger großen Spannungsreduktion zum Teil Schwierigkeiten sichtbar werden.

5.1.1.b) Festigkeitsversuche

Die Festigkeitsversuche aus Tab. 5 (Seite 29) waren mit Asse-Speisesalz bei 30 °C und verschiedenen konstanten Manteldrücken mit ebenfalls konstant aufgeprägten Verformungsraten mit dem Ziel durchgeführt worden, Dilatanz, Schädigung, Bruch, Nachbruchverhalten und Restfestigkeit bei verschiedenen Manteldrücken und zwei Verformungsraten zu untersuchen. Als Messgrößen wurden die Axialspannung und die volumetrische Verformung ermittelt. Da die Verformungsrate mit einer Ausnahme bei $1 \cdot 10^{-5}$ 1/Tag lag, wurde der Bereich unter- und oberhalb der Dilatanzgrenze relativ schnell passiert und die Kurzzeitfestigkeitsgrenze erreicht, siehe Abb. 4 (Seite 31). Die Versuche wurden nach dem im Spannungsmaximum eintretenden Bruch weitergeführt (außer Versuch 04140) bis zum Erreichen der Restfestigkeitsgrenze. Diese liegt in der Nähe der Dilatanzgrenze, weil sich bei ihr ein Gleichgewicht zwischen dem Schließen und der Verheilung von (Mikro-)Rissen (unterhalb der Dilatanzgrenze) sowie deren erneuten Erzeugung und Aufweitung (oberhalb) einstellt.

Mit den Anpassungen der Stoffgesetze an die Festigkeitsversuche wurden zum einen die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für die Verformungsvorgänge oberhalb der Dilatanzgrenze ermittelt, das heißt für Dilatanz (volumetrische Verformung) und Schädigung sowie – je nach Stoffgesetz – auch für den Bruch und das Nachbruchverhalten. Zum anderen wurde durch die Nachrechnungen dieser Versuche die Modellierung der Abhängigkeit der Verformung vom Manteldruck (allgemein: von der minimalen Hauptspannung) und von der Verformungsrate untersucht, wobei für letztere mit dem Versuch 04140 allerdings nur ein Versuch bei $1 \cdot 10^{-6}$ 1/Tag zur Verfügung stand.

Die Ergebnisse der Rechnungen sind zunächst nach Partnern getrennt in Abb. 15 bis Abb. 21 in einheitlichen Diagrammen dargestellt. Wiederum lassen sich die Ergebnisse der Partner in zwei Gruppen einteilen:

3. Die Projektpartner Hampel, BGR, IfG (Stoffgesetz Günther/Salzer) und IUB haben auch die Festigkeitsversuche mit ihren Stoffgesetzen und dem jeweils einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz nachgerechnet, hier erweitert um die Kennwerte für Dilatanz, Schädigung, ggf. Bruch und Nachbruchverhalten.
4. Das IfG mit dem Stoffmodell Minkley, die TUC und das INE haben die Kurven der Festigkeitsversuche jeweils ebenfalls mit einheitlichen Kennwerten angepasst, dabei aber für das Kriechen andere Werte verwendet als bei den Kriechversuchen.

In beiden Fällen wurden durch die Anpassungen der Spannungs-Verformungs-Kurven auch die ebenfalls in Abb. 15 bis Abb. 21 gezeigten Modellkurven der volumetrischen Verformung festgelegt.

Im Einzelnen sieht man in Abb. 15, dass Hampel mit dem CDM die Spannungsverläufe bis zum Ende der Versuche sehr gut beschreiben kann. Außer bei sehr kleinen Manteldrücken gelang dies auch bei der volumetrischen Verformung. Die Übereinstimmungen der Modell- mit den Messkurven sind bei der BGR mit dem CDM und den gleichen Kennwerten weniger gut (Abb. 16), weil, wie bereits erwähnt, die volumetrische Verformung bei der Berechnung der Gesamtverformung in dem Programm JIFE anders berücksichtigt wird. Mit etwas geänderten Kennwerten hätten hier bessere Übereinstimmungen erzielt werden können. Die von Hampel ermittelten Kennwerte waren auf seine Berechnungsart abgestimmt gewesen.

Dem IfG sind mit dem Modell Günther/Salzer hervorragende Anpassungen sowohl der Spannungsverläufe als auch der Dilatanzentwicklung gelungen (Abb. 17). Eine gute Be-

schreibung lieferten auch die Berechnungen mit dem Modell Minkley (Abb. 18). Der unregelmäßige Verlauf der Differenzspannung bei einem Manteldruck von 2 MPa (Versuch 99070) im hinteren Versuchsabschnitt ist eine Folge von zu wenigen Stützstellen bei der Parameteranpassung im Nachbruchbereich, bei 3 MPa wurde der Nachbruchbereich nicht berechnet. Die Dilatanzentwicklung wird mit dem Modell Minkley im Nachbruchbereich und bei der geringeren Verformungsrate in Versuch 04140 etwas unterschätzt. Im Modell Günther/Salzer wird der Bruch und der Nachbruchbereich implizit aus der zuvor akkumulierten Schädigung errechnet.

Auch mit dem Modell Hou/Lux der TUC können die Prozesse Dilatanz, Schädigung, Bruch, Nachbruchbereich und Restfestigkeit qualitativ richtig beschrieben werden (Abb. 19), quantitativ werden bei den Berechnungen der Bruchpunkte (Spannungsmaxima, erreichte Verformungen) sowie bei der kleineren Verformungsrate Abweichungen sichtbar. Dabei wurden die Bruchpunkte bei kleinem Manteldruck überschätzt, bei größeren Manteldrücken dagegen unterschätzt, das heißt, dass die Manteldruckabhängigkeit in diesem Anwendungsbeispiel nicht gut wiedergegeben wurde.

Abb. 20 zufolge wurden in den IUB-Berechnungen der Versuche die Spannungsabfälle im Nachbruchbereich unterschätzt. Außerdem wird vor allem die Manteldruckabhängigkeit der Dilatanzentwicklung nicht korrekt wiedergegeben.

Vom INE wurden nur vier der Versuche mit $d\varepsilon_1/dt = 1 \cdot 10^{-5}$ 1/Tag und $p = 0,5$ bis 3 MPa nachgerechnet (Abb. 21), wobei die Simulationen kurz vor Erreichen des Bruchs beendet wurden, weil eine Beschreibung des Nachbruchverhaltens im verwendeten FZK-Modell nicht implementiert war. Die Spannungsentwicklung wird in den berechneten Intervallen korrekt wiedergegeben.

Im Anschluss an die Einzeldarstellungen der Ergebnisse werden in Abb. 22 bis Abb. 25 exemplarisch die Ergebnisse der Partner für die Versuche mit dem niedrigsten, mittleren und höchsten Manteldruck bei $d\varepsilon_1/dt = 1 \cdot 10^{-5}$ 1/Tag sowie für den Versuch mit der geringeren Verformungsrate von $d\varepsilon_1/dt = 1 \cdot 10^{-6}$ 1/Tag jeweils in einem Diagramm miteinander verglichen. Die Diskussion der Kurven erfolgte bereits oben bei der Vorstellung der Einzelergebnisse.

Insgesamt zeigen die berechneten Modellkurven der Spannungs-Verformungs-Verläufe eine größere Übereinstimmung mit den Messdaten als die Dilatanzentwicklungen. Dies liegt zum Teil daran, dass häufig nur an ersteren die Anpassungen der Stoffgesetze und Bestimmungen der Kennwerte vorgenommen werden und die Entwicklung der volumetrischen Verformung dann anschließend so dargestellt wird, wie sie sich daraus ergibt. Nur wenn im Stoffgesetz sämtliche die Spannungs-, Verformungs- und Dilatanzentwicklung beeinflussenden Prozesse und deren Abhängigkeiten von den Versuchsbedingungen zutreffend beschrieben werden, kann sich mit einem Stoffgesetz und einem einheitlichen Kennwertsatz in allen betrachteten Größen gleichzeitig eine Übereinstimmung der Modellkurven mit den Messdaten ergeben – vorausgesetzt, dass individuelle Messergebnisse einzelner Laborversuche nicht eine größere Streuung aufweisen.

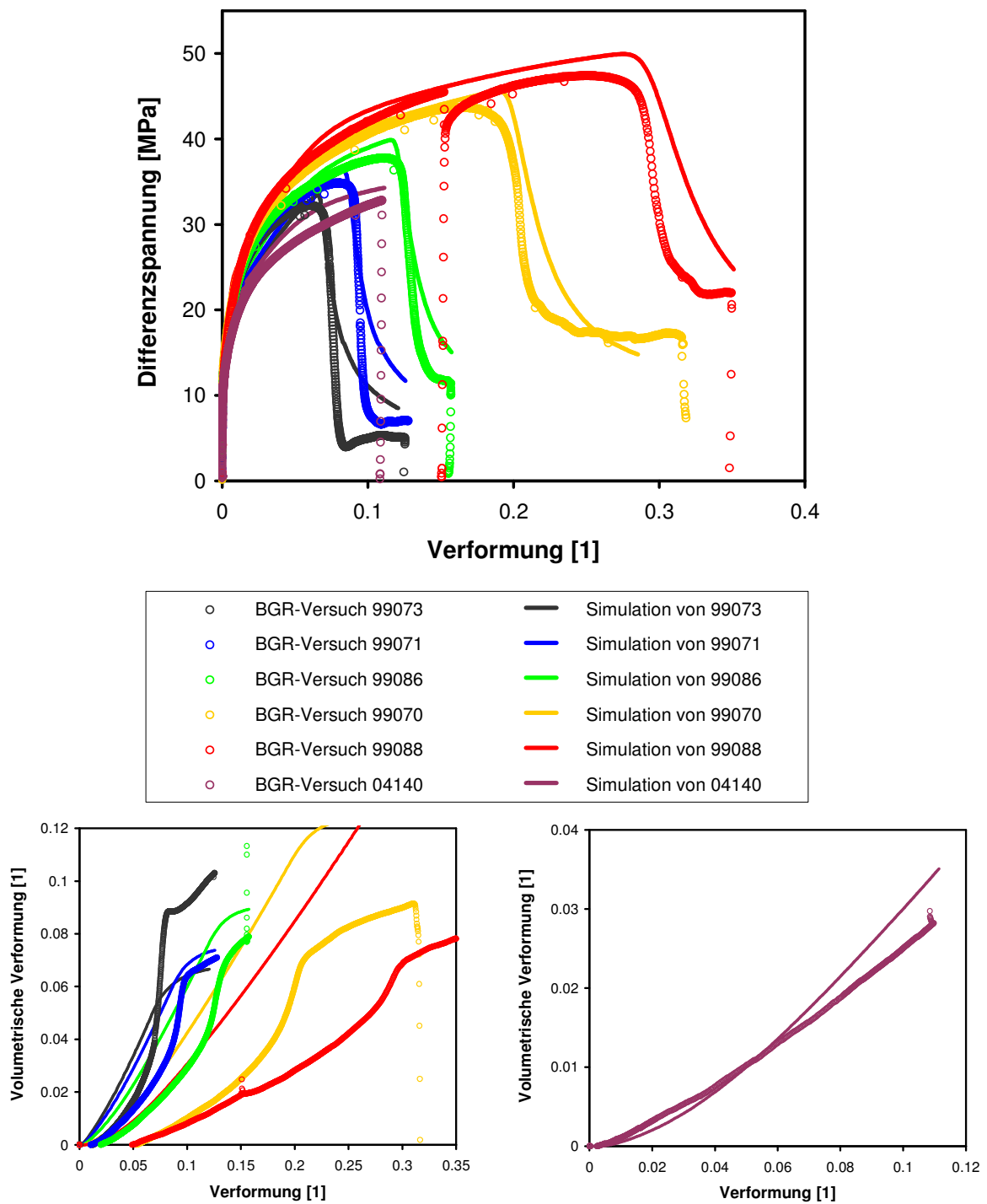


Abb. 15 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen von **Hampel** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Laborfestigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 5 auf Seite 33 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der CDM-Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

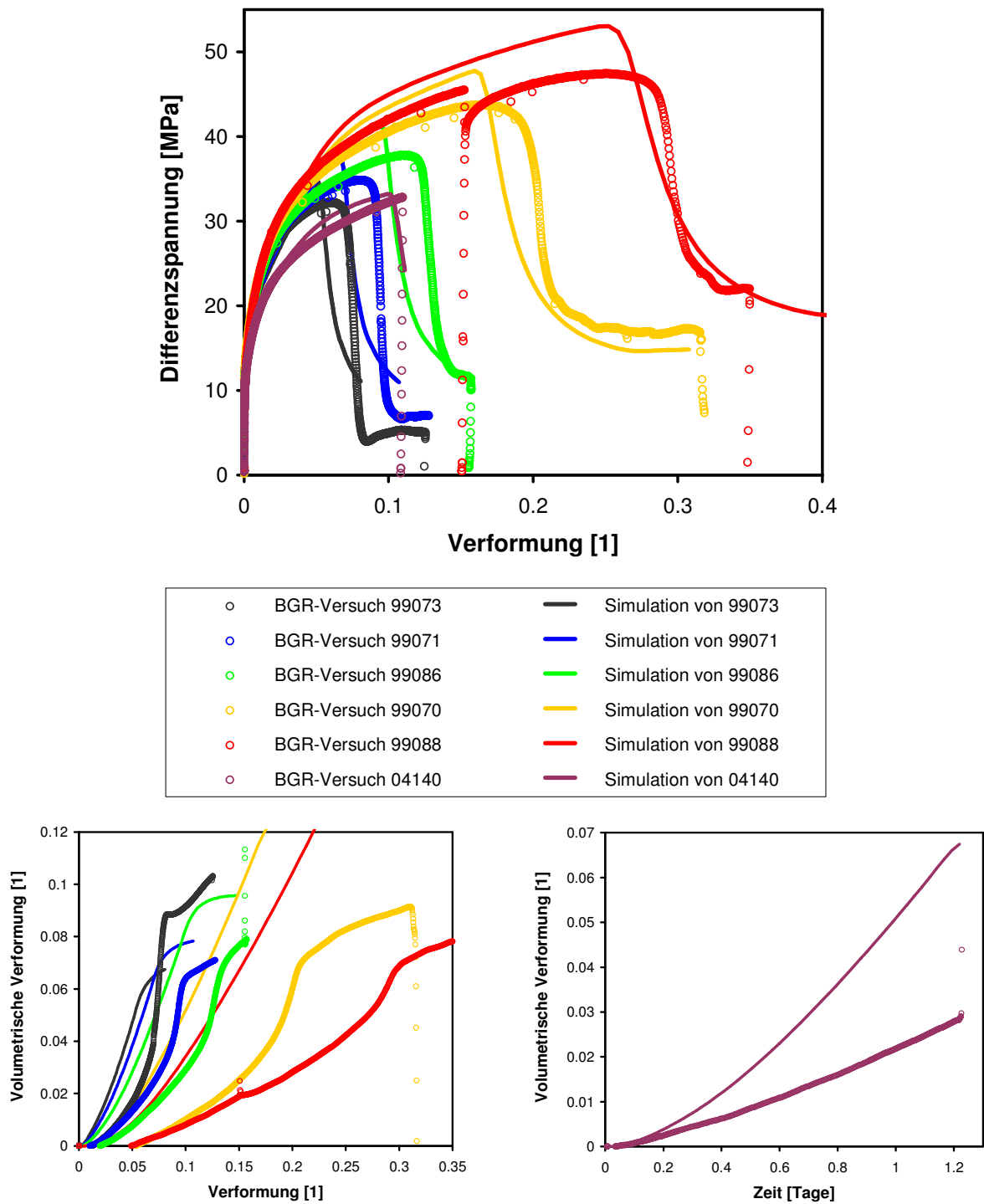


Abb. 16 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **BGR** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 6 auf Seite 34 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der CDM-Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

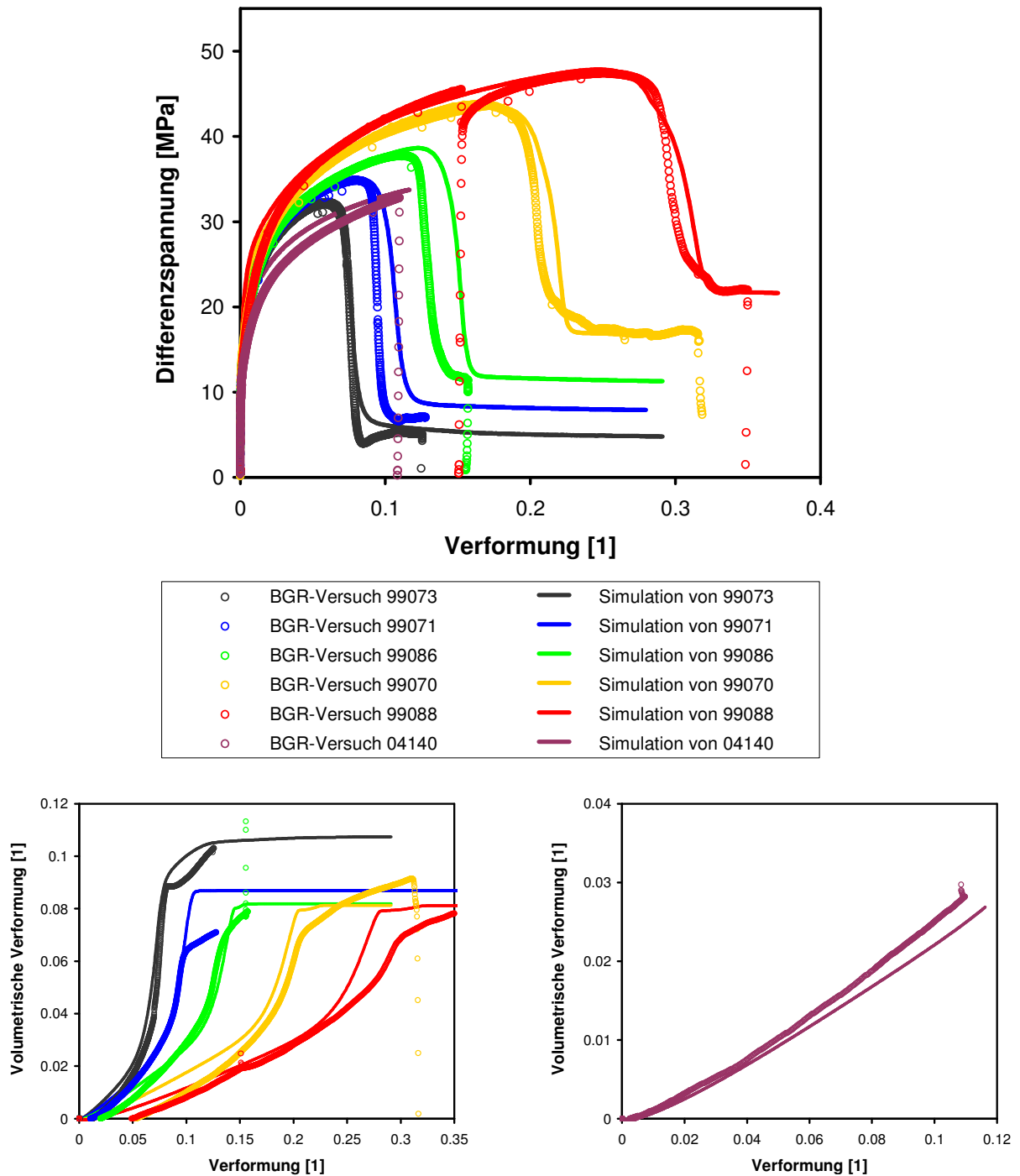


Abb. 17 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Günther/Salzer** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Laborfestigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 7 auf Seite 35 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

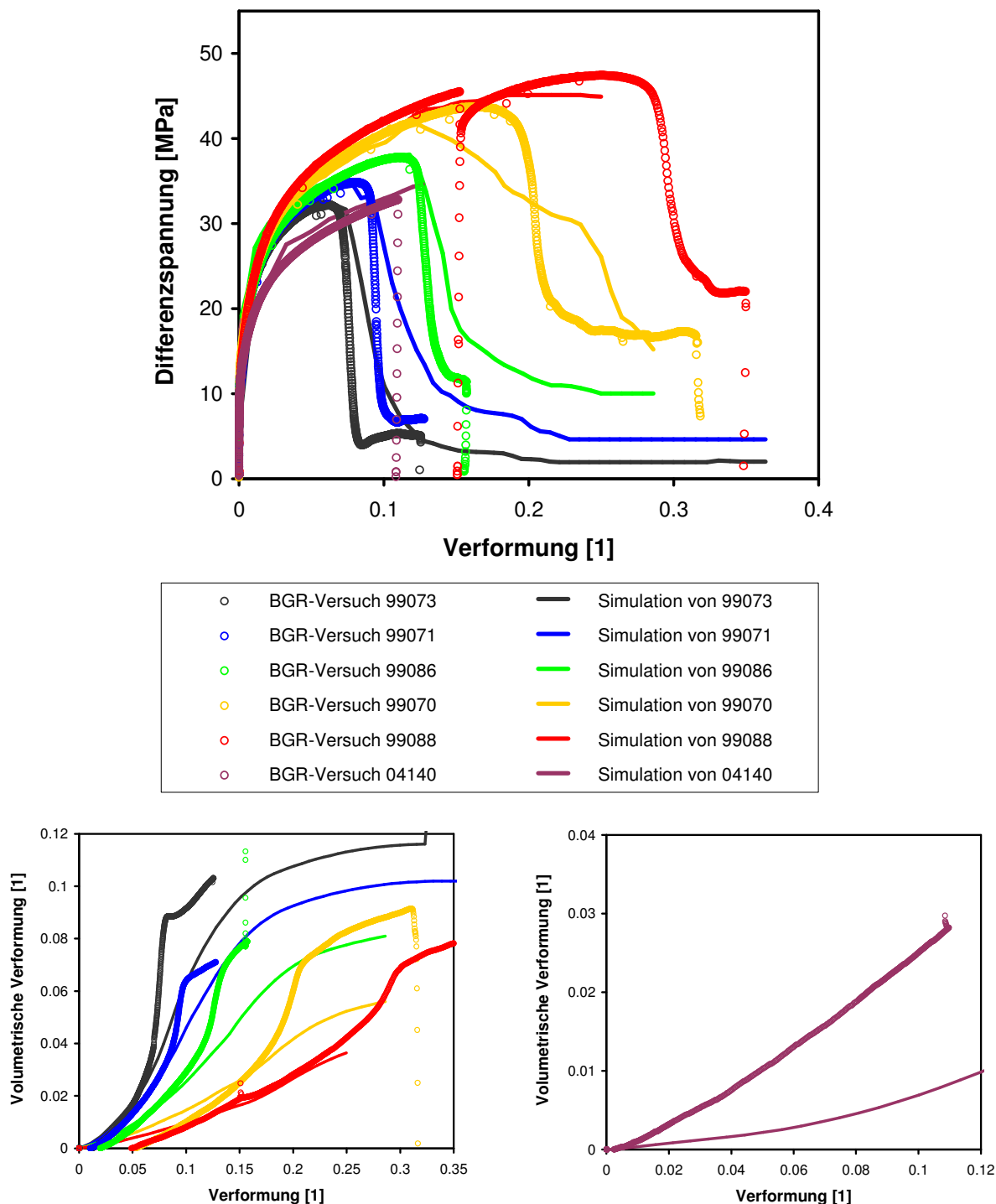


Abb. 18 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Minkley** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für diese sechs Modellkurven waren einheitlich, sie unterschieden sich aber hinsichtlich des Kriechens von denen, mit denen die Kriechkurven in Abb. 8 auf Seite 36 berechnet wurden.

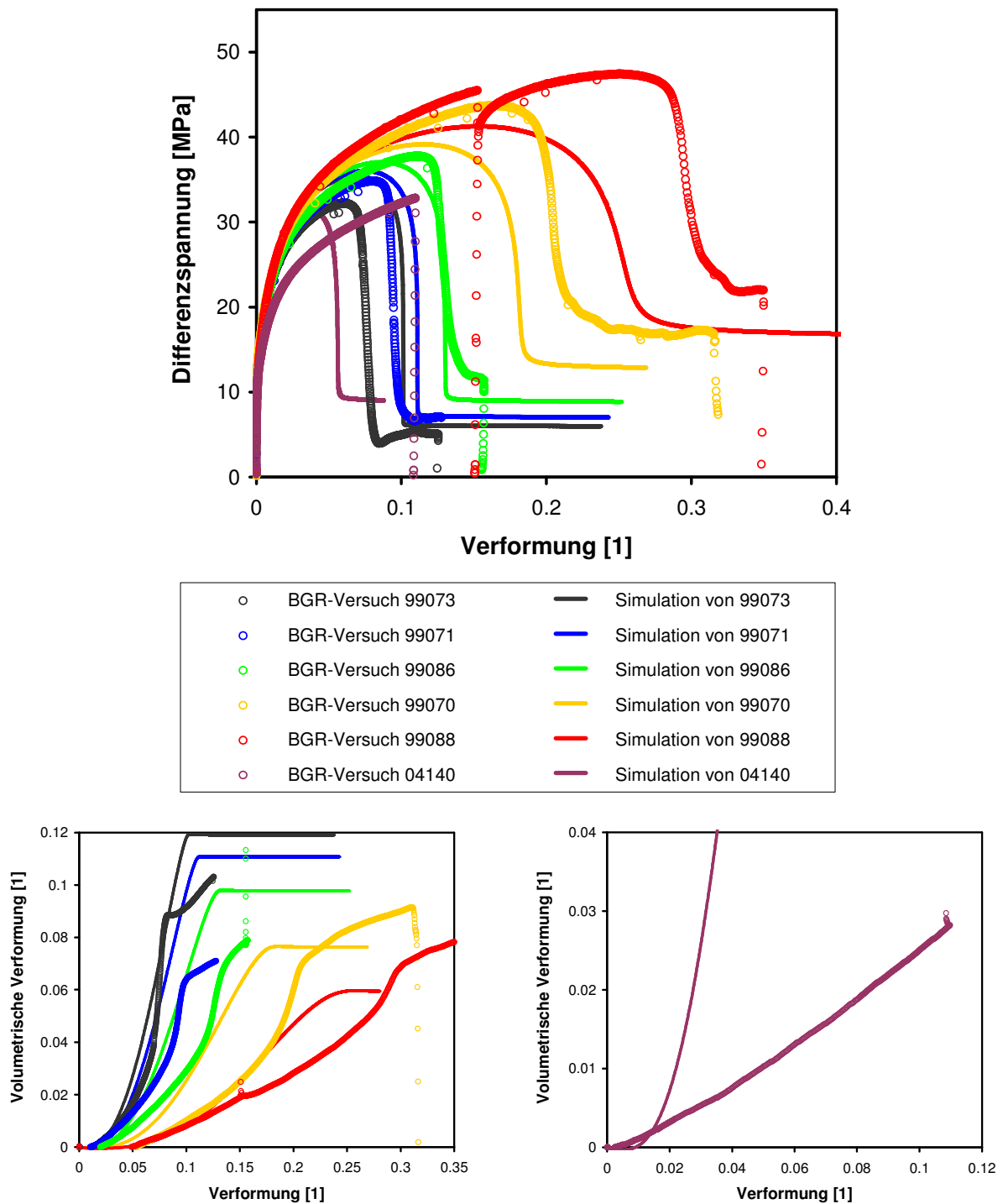


Abb. 19 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der TUC mit dem **Stoffmodell Hou/Lux** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 9 auf Seite 37 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

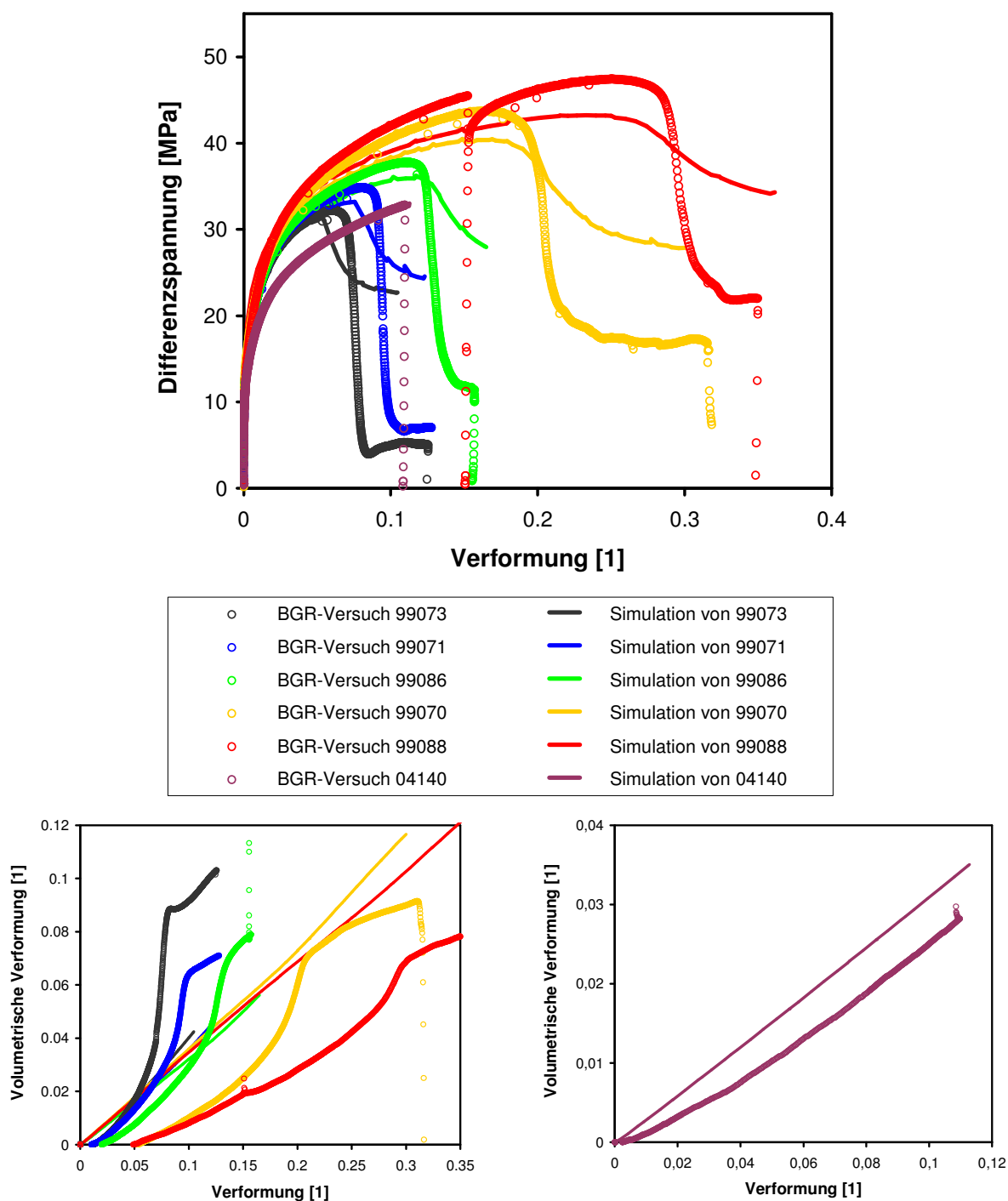


Abb. 20 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **IUB** mit dem **Stoffmodell IUB-MDCF** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 10 auf Seite 38 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

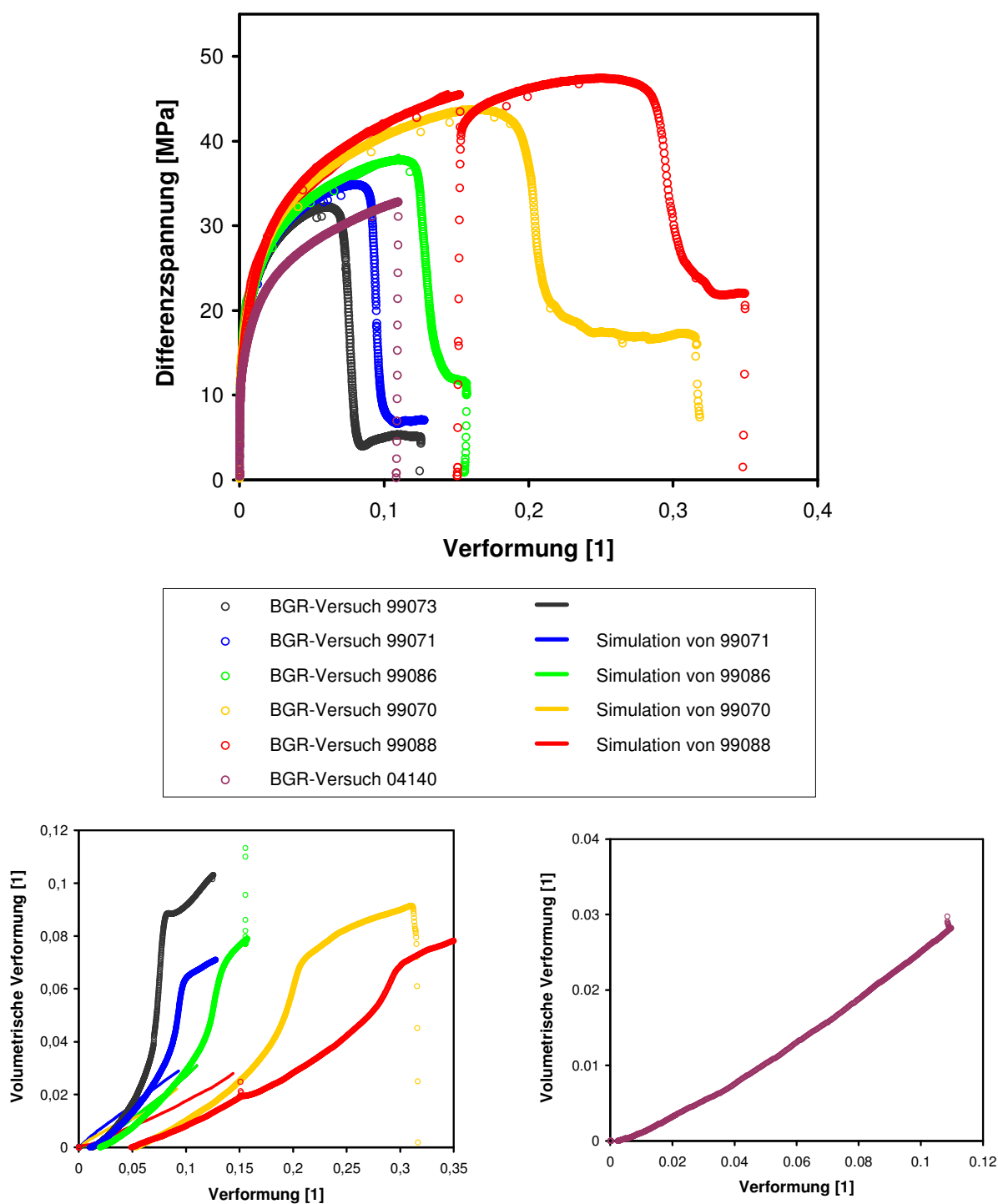


Abb. 21 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **INE** mit dem **FZK-Modell** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der sechs Labor-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz (Kreise). Die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für diese sechs Modellkurven waren einheitlich, sie unterschieden sich aber von denen, mit denen die Kriechkurven in Abb. 11 auf Seite 39 berechnet wurden.

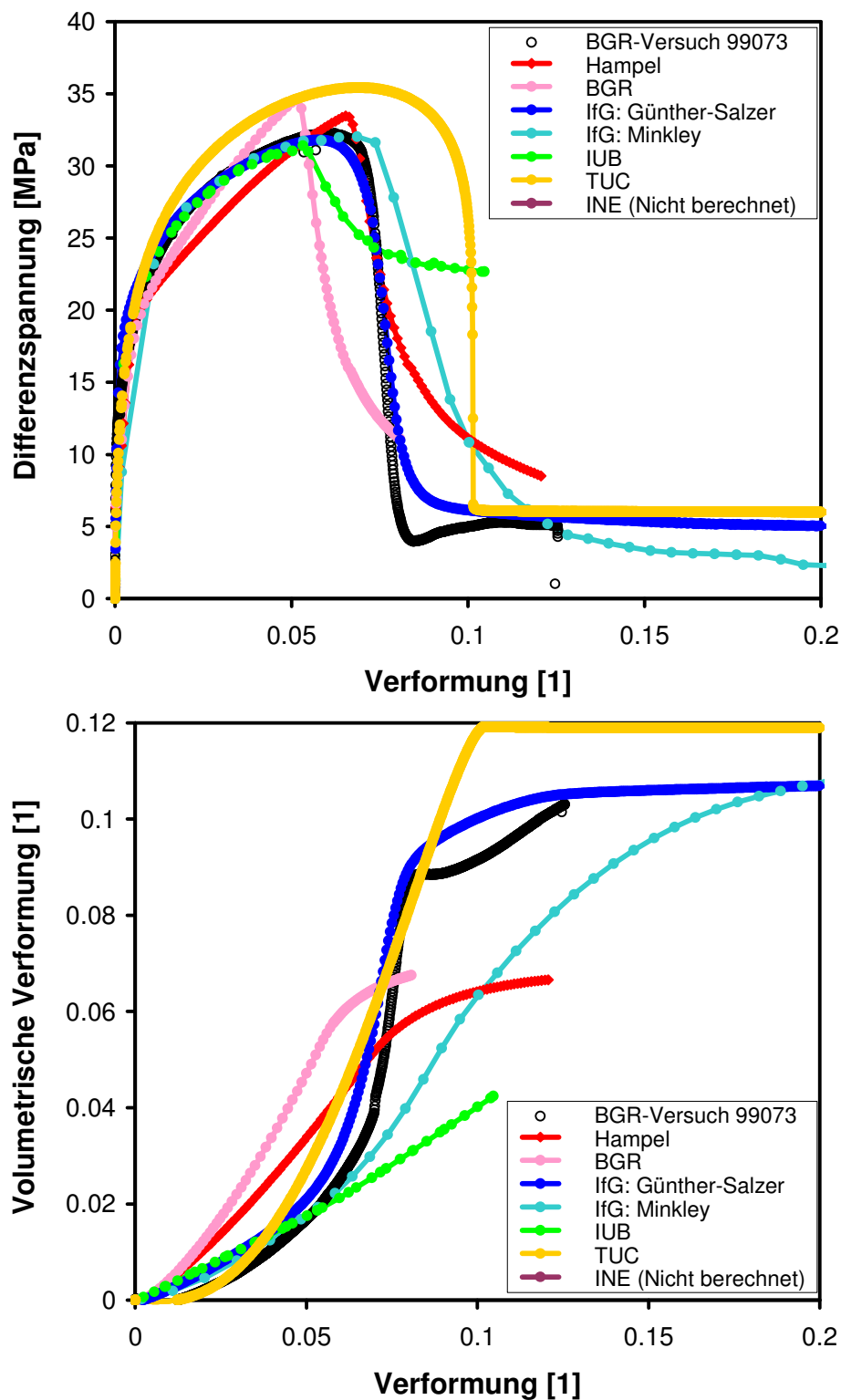


Abb. 22 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Festigkeitsversuchs 99073 bei $T = 30\text{ °C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 0,2\text{ MPa}$ (schwarz). Die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für diese Modellkurven waren zum Teil universell für diesen Salztyp (Hampel, BGR, IfG-Günther/Salzer, TUC, IUB), zum Teil nur einheitlich für diese Versuchsführung (IfG-Minkley) ermittelt worden. Vom INE wurde dieser Versuch nicht nachgerechnet.

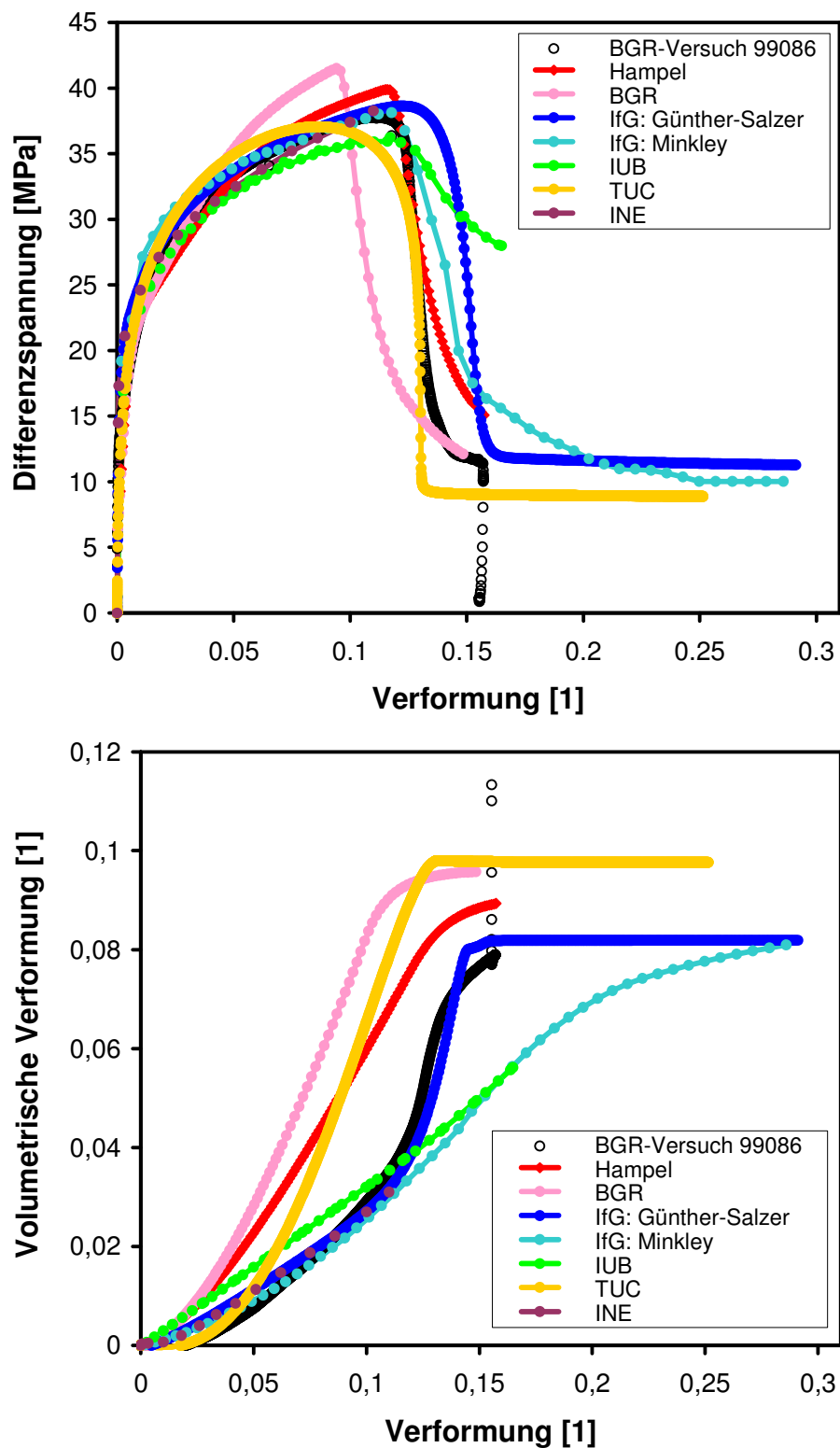


Abb. 23 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Festigkeitsversuchs 99086 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1\text{E-}5 \text{ 1/s}$ und $p = 1 \text{ MPa}$ (schwarz). Zu den Kennwerten siehe die Anmerkung in Abb. 22.

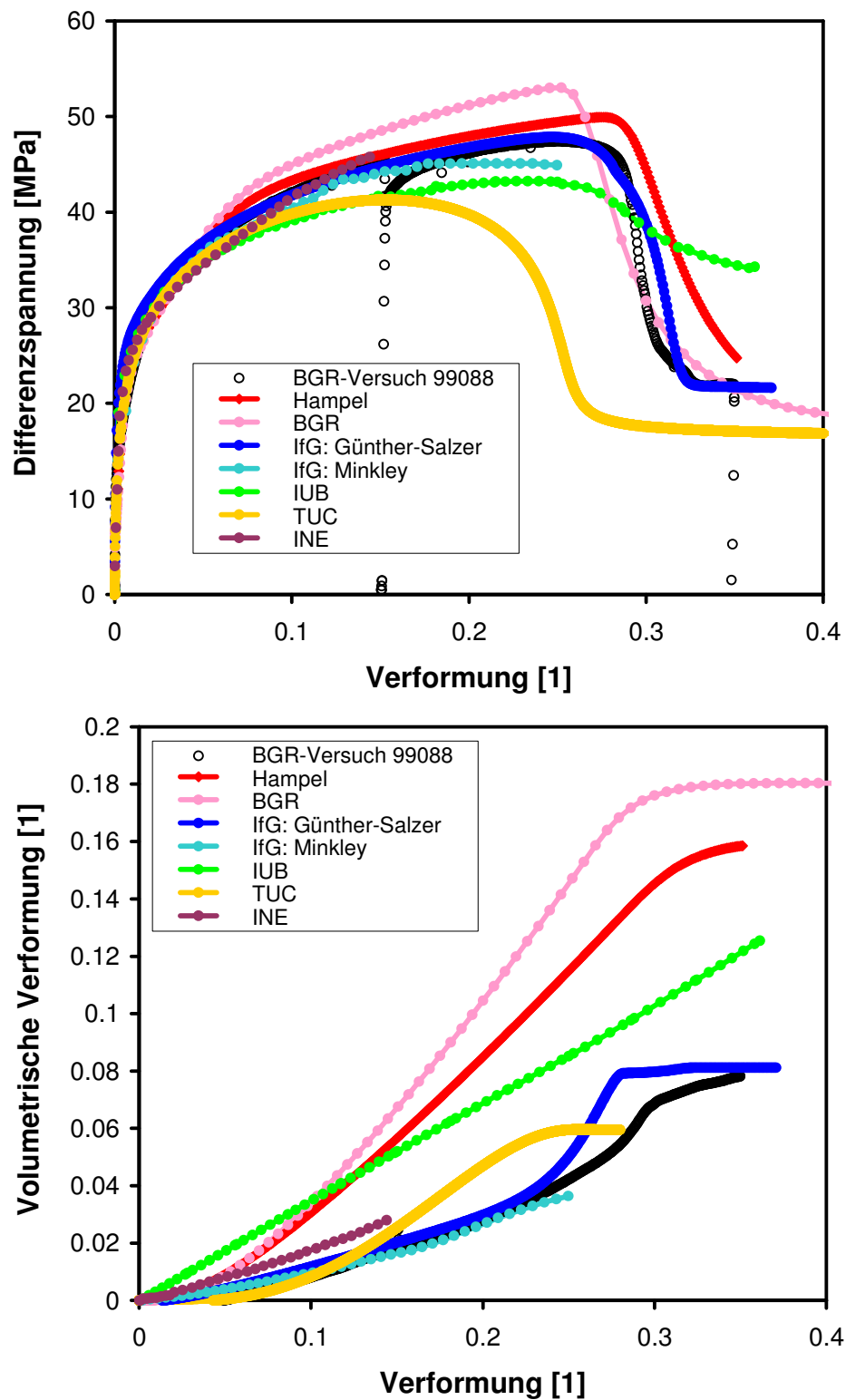


Abb. 24 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Festigkeitsversuchs 99088 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1\text{E-}5 \text{ 1/s}$ und $p = 3 \text{ MPa}$ (schwarz). Zu den Kennwerten siehe die Anmerkung in Abb. 22.

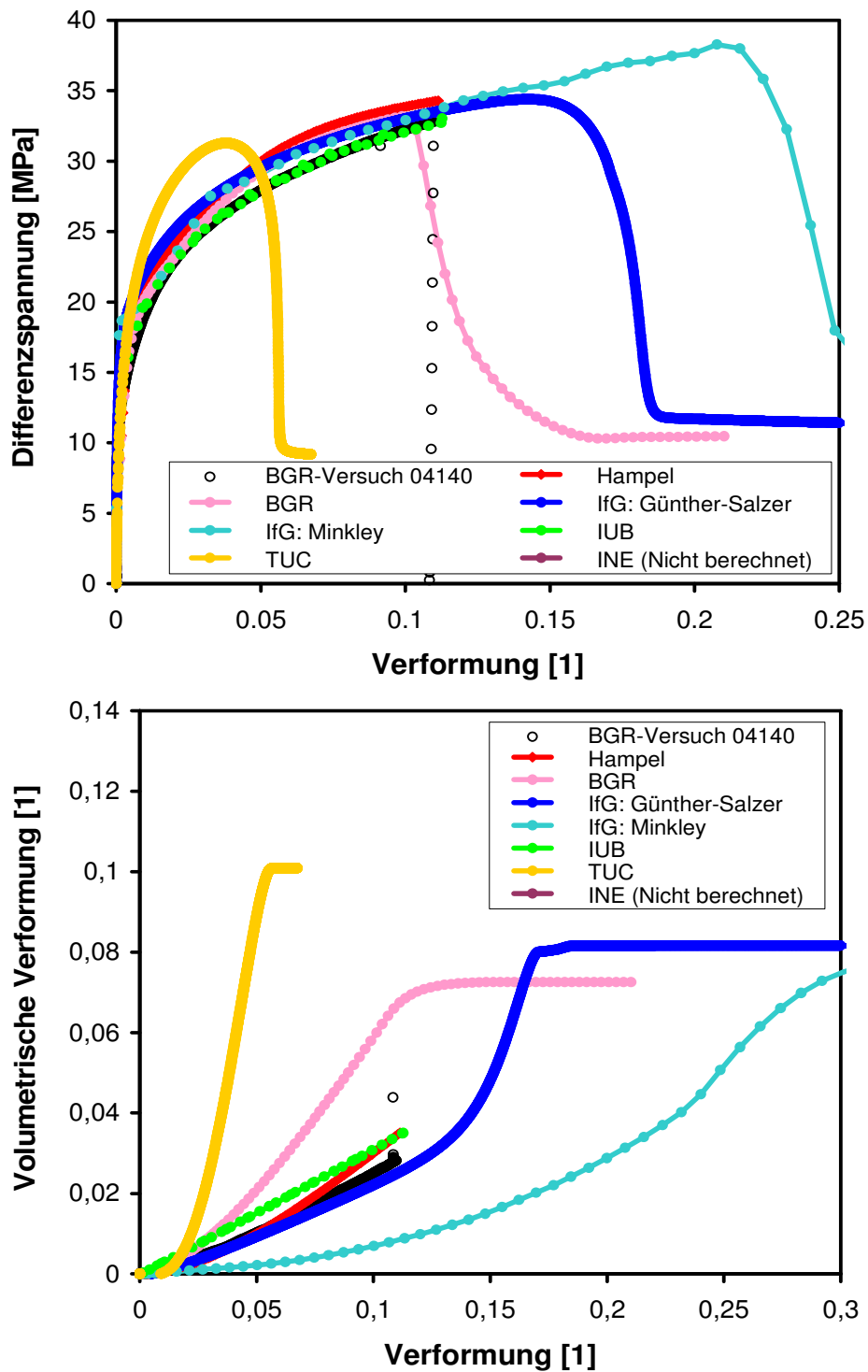


Abb. 25 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller **Projektpartner** (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Labor-Festigkeitsversuchs 04140 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1\text{E-6 } 1/\text{s}$ und $p = 1 \text{ MPa}$ (schwarz). Zu den Kennwerten siehe die Anmerkung in Abb. 22. Vom INE wurde dieser Versuch nicht nachgerechnet.

5.1.1.c) Kriechbruchversuch TUC-313

Mit den Modellierungen des siebten Kriechversuchs TUC-313 aus Tab. 5 auf Seite 29 wurde von den Projektpartnern untersucht, ob und wie mit ihren Stoffgesetzen die Annäherung an einen Kriechbruch beschrieben wird. Dazu war der Versuch mit seiner Spannungsbedingung ($\Delta\sigma = 38$ MPa, $p = 3$ MPa) nahe der Kurzzeitfestigkeitsgrenze durchgeführt worden, siehe Abb. 3 auf Seite 30. Bereits in der Belastungsphase wird demnach die Dilatanzgrenze überschritten.

In Abb. 26 werden die Versuchskurven zunächst mit denjenigen des sechsten Kriechversuchs 95008 verglichen, der mit annähernd der gleichen Differenzspannung bei $\Delta\sigma = 37,2$ MPa, allerdings mit erheblich höherem Manteldruck von $p = 15$ MPa durchgeführt worden war, so dass er in Abb. 3 unterhalb der Dilatanzgrenze liegt. Beide Proben zeigten demnach praktisch das gleiche Kriechverhalten, unterschieden sich aber erheblich aufgrund des Einflusses der Dilatanz und Schädigung auf die Verformung, die im Versuch TUC-313 ab dem Überschreiten der Dilatanzgrenze immer stärker zunahm und schließlich zum Kriechbruch führte.

In Abb. 27 bis Abb. 33 werden die Simulationsergebnisse der Partner zu diesem Versuch wiederum zunächst in einheitlichen Darstellungen jeweils für sich gezeigt. Anschließend werden in Abb. 34 die Verformungs-Zeit-Auftragungen miteinander verglichen.

Die Partner Hampel, BGR, IfG (Stoffmodell Günther/Salzer), IUB und TUC haben auch diesen Versuch mit dem jeweiligen einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz berechnet. Das INE und das IfG mit dem Modell Minkley nahmen eine individuelle Anpassung vor.

Hampel und die BGR sagen mit dem CDM qualitativ richtig den Kriechbruch voraus, allerdings etwas zu früh, weil von ihnen bei diesem Versuch die Dilatanzentwicklung überschätzt wird. Die Ergebnisunterschiede zwischen beiden Partnern wurden bereits in den beiden vorherigen Unterkapiteln erklärt.

Vom IfG wird die Dilatanz mit dem Modell Günther/Salzer ebenfalls leicht überschätzt, allerdings liegt hier der berechnete Zeitpunkt des Kriechbruchs etwas zu spät. Die Schwankungen während der Belastung sind numerische Störungen. Mit dem Modell Minkley erhält das IfG eine sehr gute Übereinstimmung bei dem Verlauf der volumetrischen Verformung, die berechnete axiale Gesamtverformung liegt dagegen etwas unter den Messwerten.

Bei der TUC wird mit dem Modell Hou/Lux bis zum Zeitpunkt des Versuchsendes keine schließlich eskalierende Zunahme der volumetrischen Verformung gefunden, ein Kriechbruch deutet sich demnach nicht an. Ähnliches wird beim Ergebnis des IUB aus der Darstellung der Verformungsrate sichtbar: Obwohl die modellierten Entwicklungen der Verformung und der Dilatanz während der Versuchsdauer die gemessenen Kurven gut wiedergeben, nähert sich die Verformungsrate am Ende einem stationären Wert, statt immer stärker zuzunehmen. Das INE erhält mit dem FZK-Modell keinen Kriechbruch.

Insgesamt haben die Modellierungen dieses Versuchs gezeigt, dass es selbst bei vorgegebenem Spannungsverlauf (im Kriechversuch) schwierig ist, den Zeitpunkt des Kriechbruchs zusammen mit der Entwicklung der axialen und der volumetrischen Verformung mit hoher Genauigkeit vorherzusagen. Ursachen dafür sind

- i. die Streuung der Versuchsergebnisse, die eine nicht zu vermeidende Bandbreite bei der Ermittlung einheitlicher Kennwerte für einen Salztyp hervorruft,

- ii. die hohe Nichtlinearität der Spannungsabhängigkeit des Kriechverhaltens, die eine möglichst genaue Kenntnis des Spannungs-Verformungs-Zusammenhangs notwendig macht,
- iii. die sich im Dilatanzregime selbst verstärkende Zunahme der Dilatanz und Schädigung, die bewirkt, dass eine Abweichung vom realen Verlauf in der Anfangsbedingung ebenfalls verstärkt wird.

Die Punkte machen deutlich, dass zur Ermittlung aussagekräftiger Kennwerte die Verfügbarkeit einer größeren Anzahl von Laborversuchen zur Erkennung des mittleren mechanischen Verhaltens bei einer Randbedingung unabdingbar ist. Ist eine solche breite und zuverlässige Labordatenbasis nicht verfügbar oder erreichbar, kann nur durch die (Nach-)Kalibrierung der Stoffgesetzparameter anhand von In-situ-Messdaten eine höhere Vorhersagegenauigkeit erzielt werden.

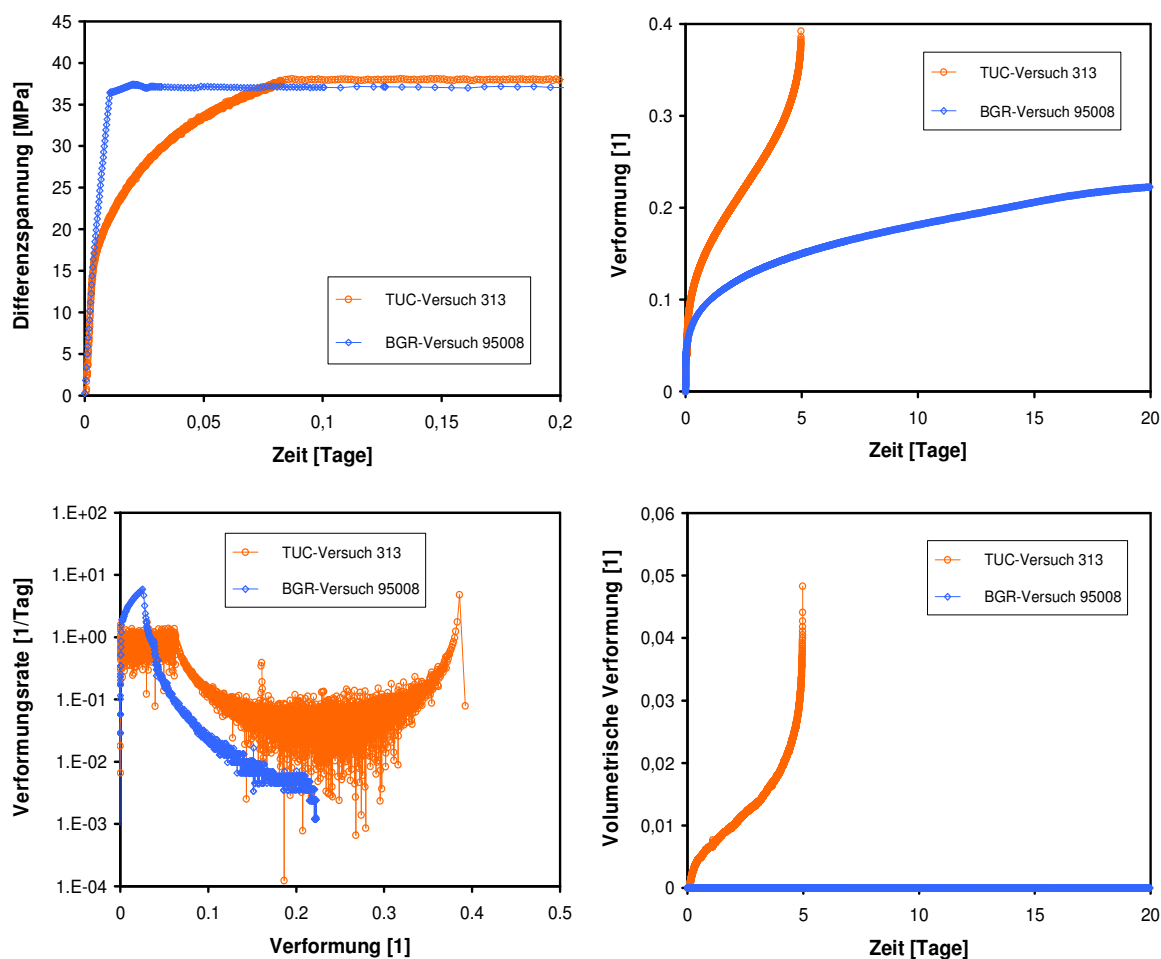


Abb. 26 Vergleich der experimentellen Ergebnisse zweier Kriechversuche, die bei gleicher Temperatur und fast gleicher Differenzspannung, aber mit sehr unterschiedlichem Manteldruck durchgeführt worden waren:

Versuch 95008: $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 37,2 \text{ MPa}$, $p = 15 \text{ MPa}$,

Versuch TUC-313: $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$, $p = 3 \text{ MPa}$.

Die Belastungsrate unterschied sich ebenfalls bei beiden Versuchen (s. oben links und unten links), welches sich aber nicht auf den weiteren Versuchsverlauf auswirkte.

Aufgrund der unterschiedlichen Manteldrücke wurde bei Versuch 95008 der Dilatanz einfluss unterdrückt, während bei Versuch TUC-313 eine starke Entwicklung von Dilatanz und Schädigung schließlich zum Kriechbruch führte, siehe unten rechts. Dieser Einfluss der Dilatanz und Schädigung oberhalb der Dilatanzgrenze begründet die erheblich stärkere axiale Verformung im Versuch TUC-313 (oben rechts).

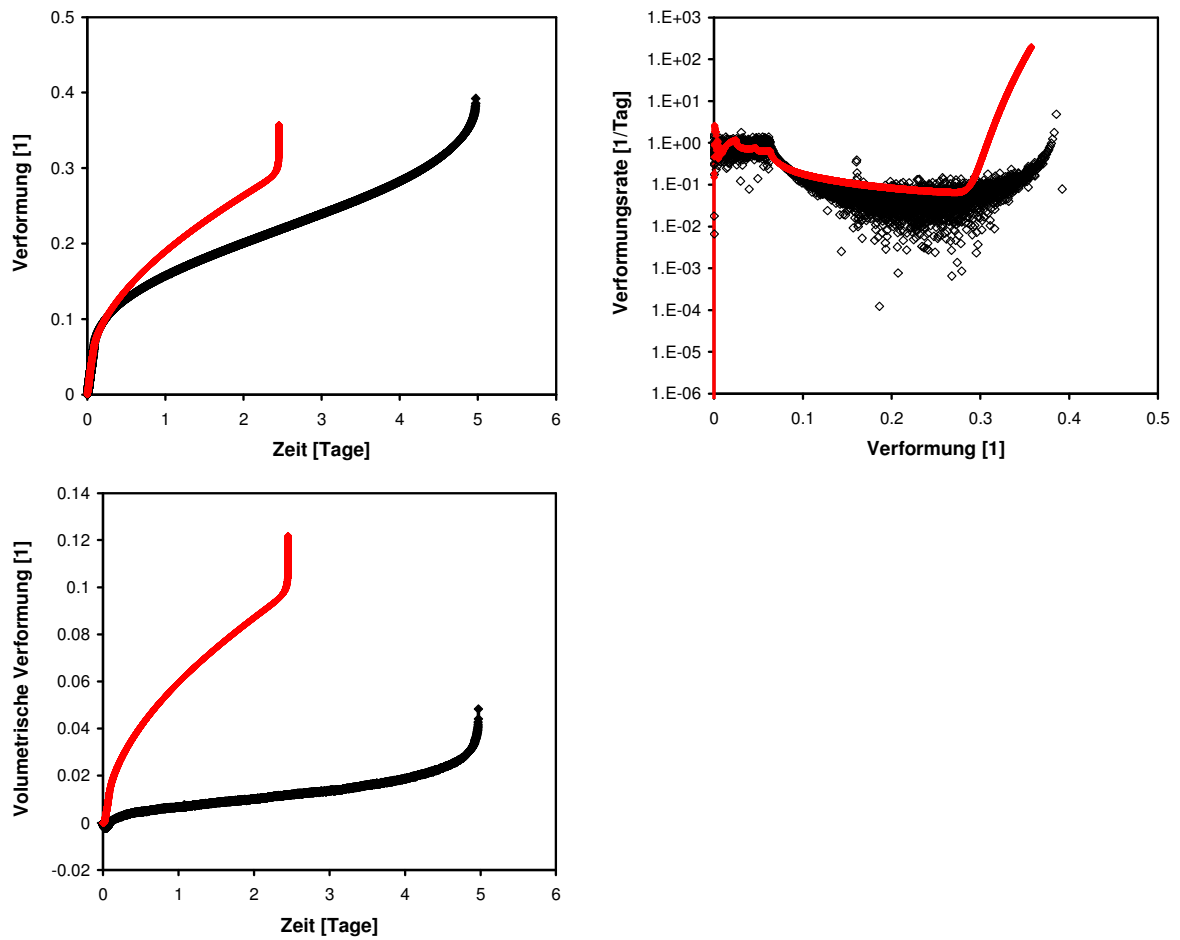


Abb. 27 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30\text{ °C}$, $\Delta\sigma = 38\text{ MPa}$, $p = 3\text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation von **Hampel** mit dem **CDM-Stoffgesetz** und den einheitlichen Kennwerten für Asse-Speisesalz (rot).

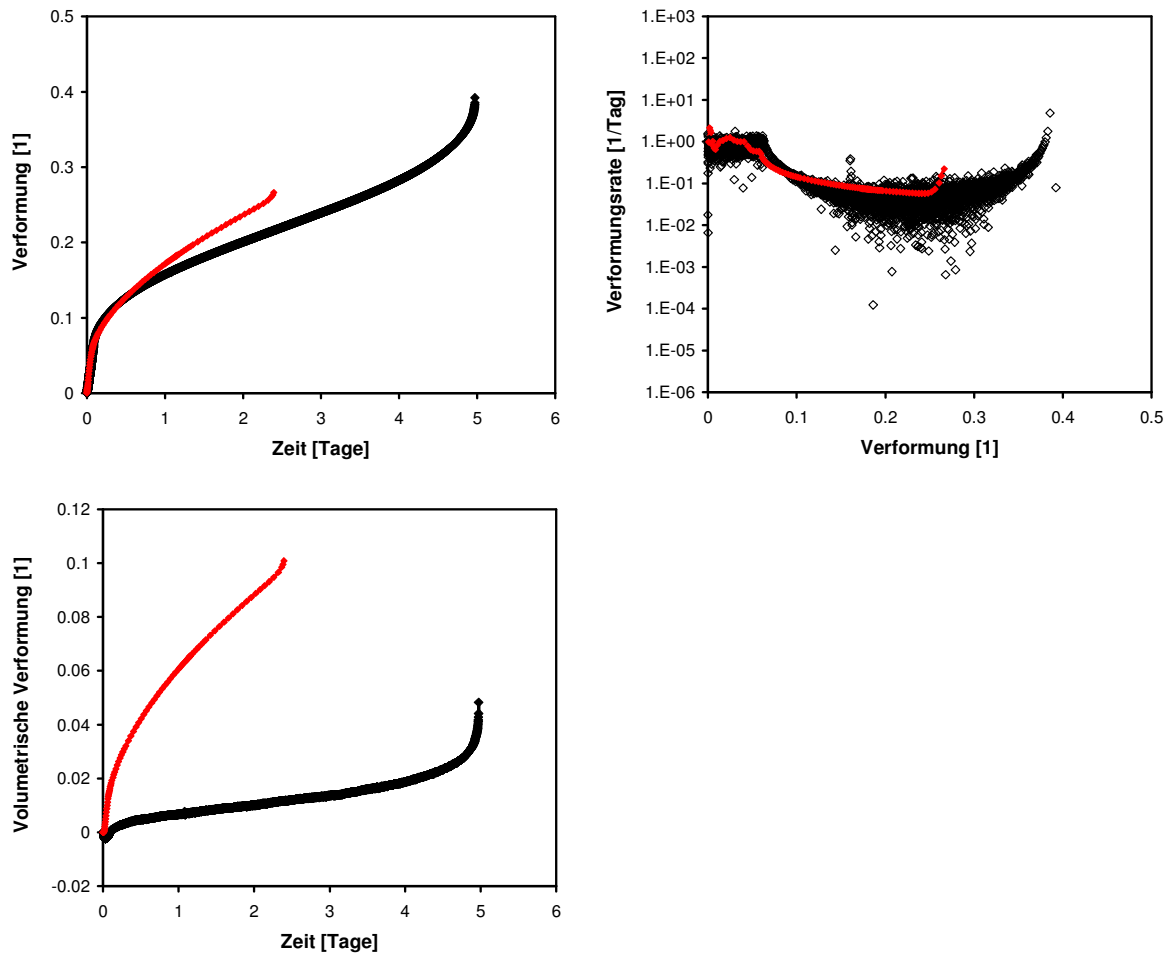


Abb. 28 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\Delta\sigma = 38\text{ MPa}$, $p = 3\text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation der **BGR** mit dem **CDM-Stoffgesetz** und den einheitlichen Kennwerten für Asse-Speisesalz (rot).

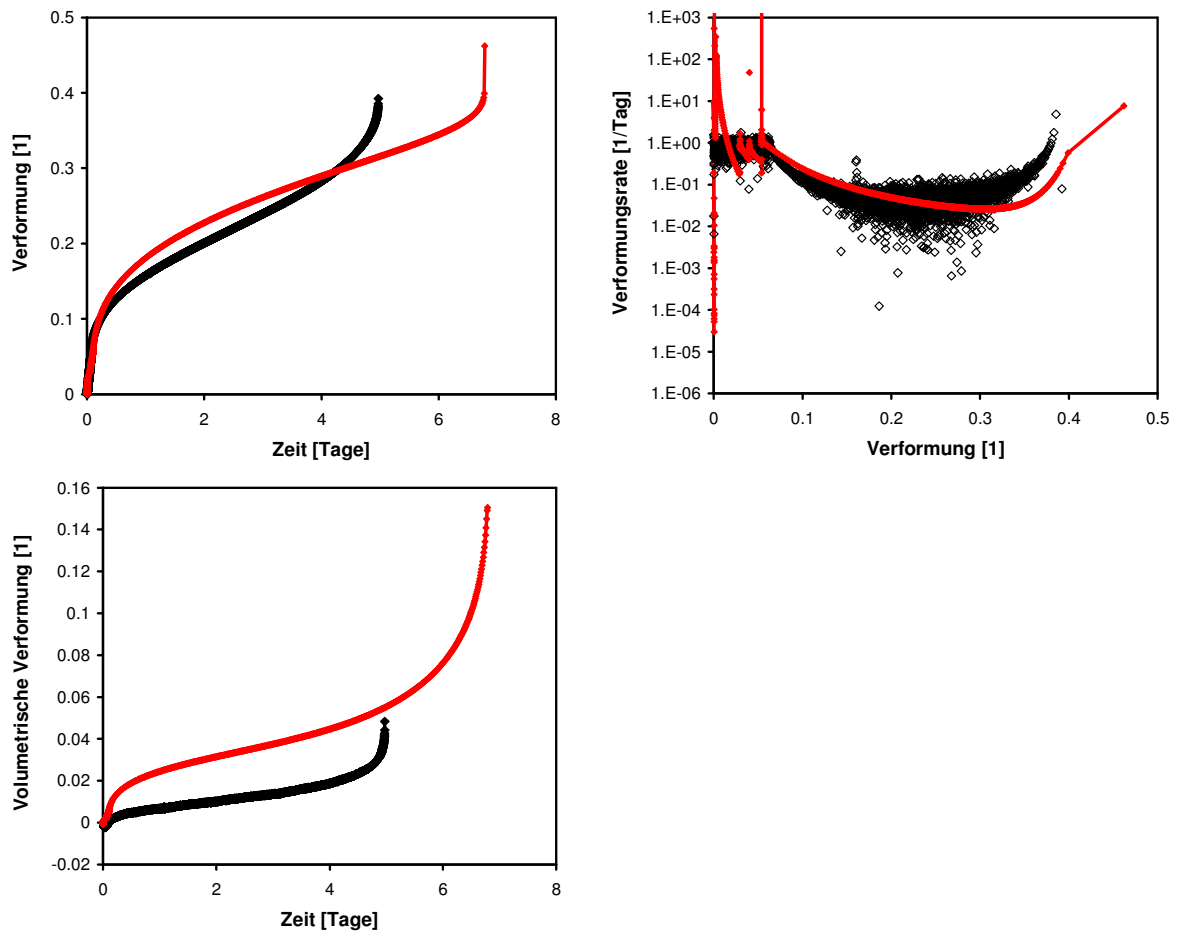


Abb. 29 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30\text{ °C}$, $\Delta\sigma = 38\text{ MPa}$, $p = 3\text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation des **IfG** mit dem **Stoffmodell Günther/Salzer** und den einheitlichen Kennwerten für Asse-Speisesalz (rot).

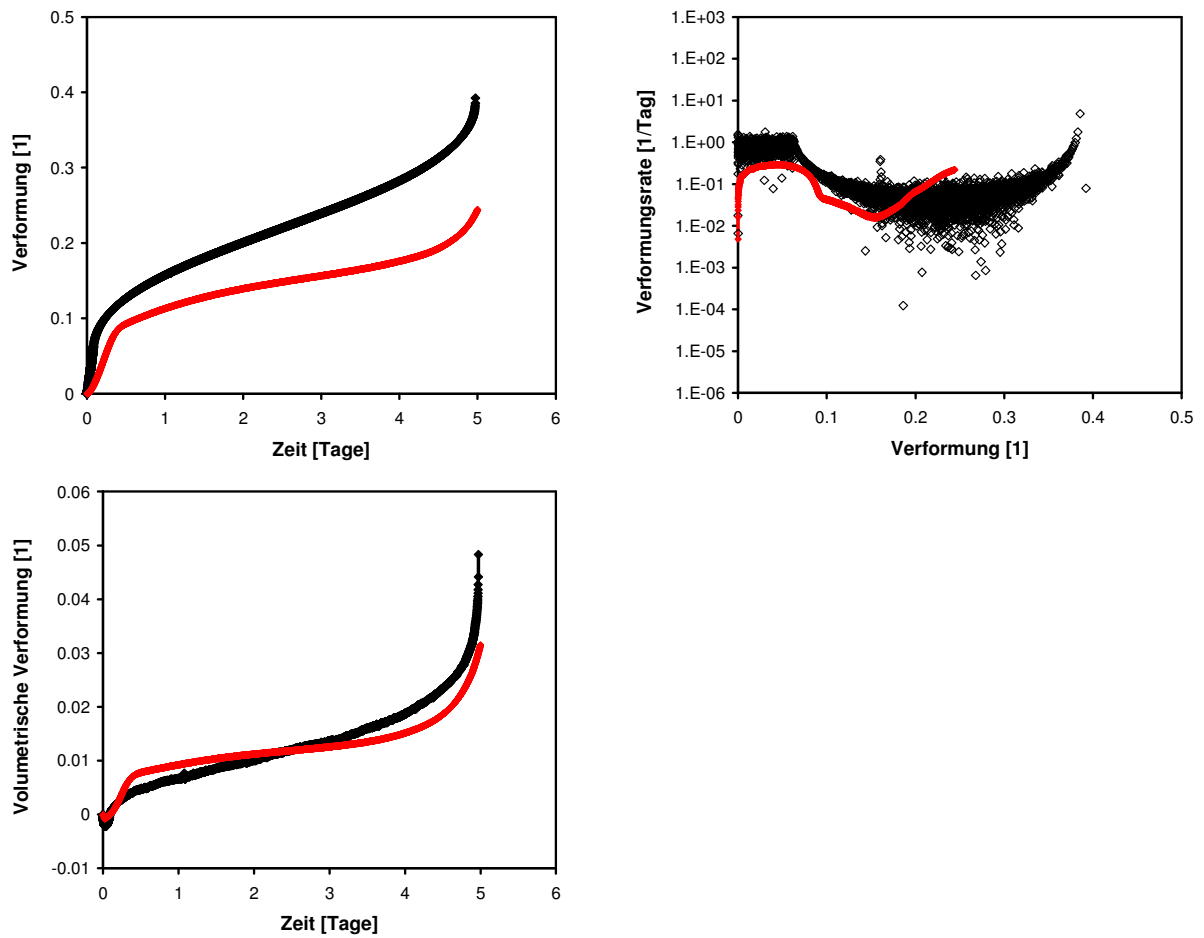


Abb. 30 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30\text{ °C}$, $\Delta\sigma = 38\text{ MPa}$, $p = 3\text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation des **IfG** mit dem **Stoffmodell Minkley** und individuellen Kennwerten für diesen Versuch (rot).

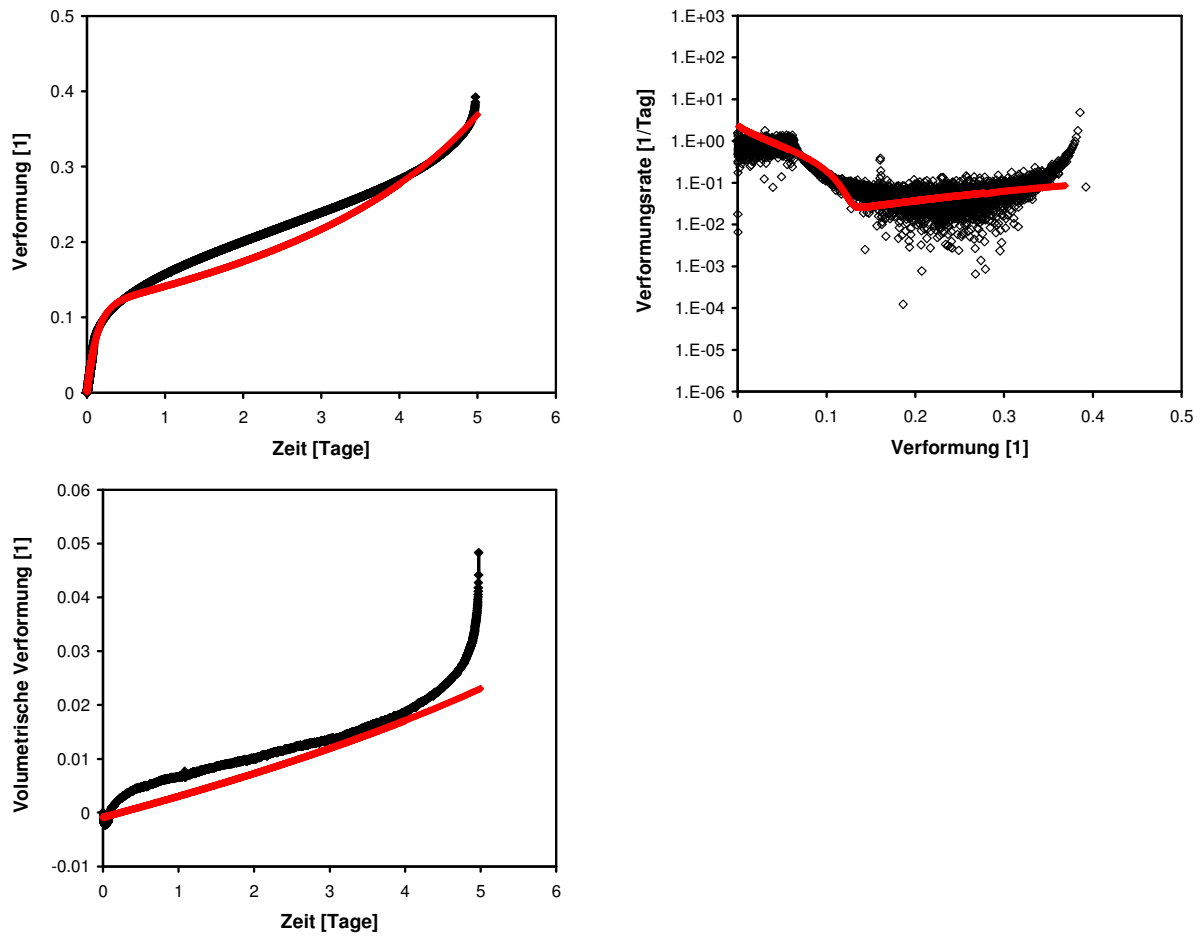


Abb. 31 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$, $p = 3 \text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation der TUC mit dem Stoffmodell Hou/Lux und den einheitlichen Kennwerten für Asse-Speisesalz (rot).

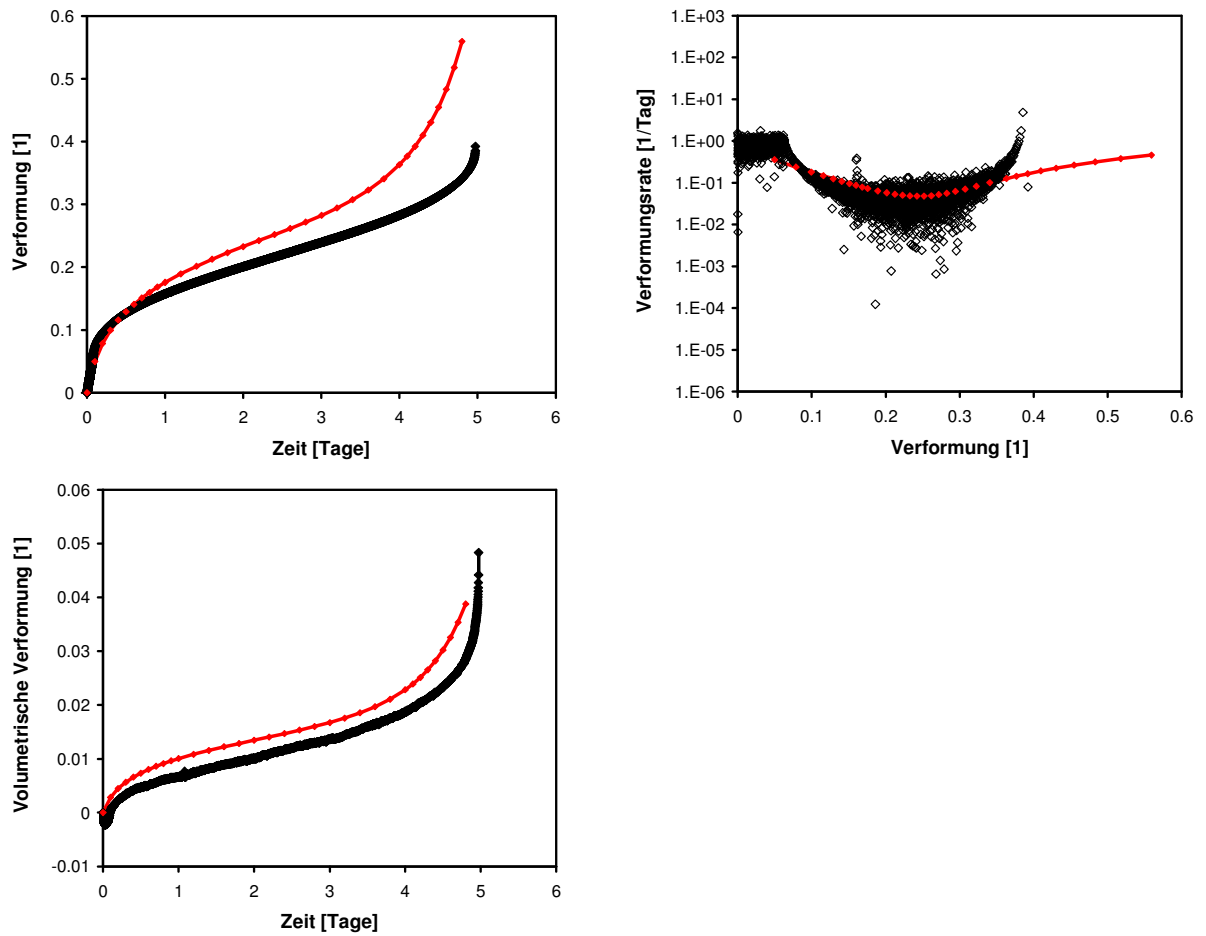


Abb. 32 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$, $p = 3 \text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation des **IUB** mit dem **IUB-MDCF Stoffmodell** und den einheitlichen Kennwerten für Asse-Speisesalz (rot).

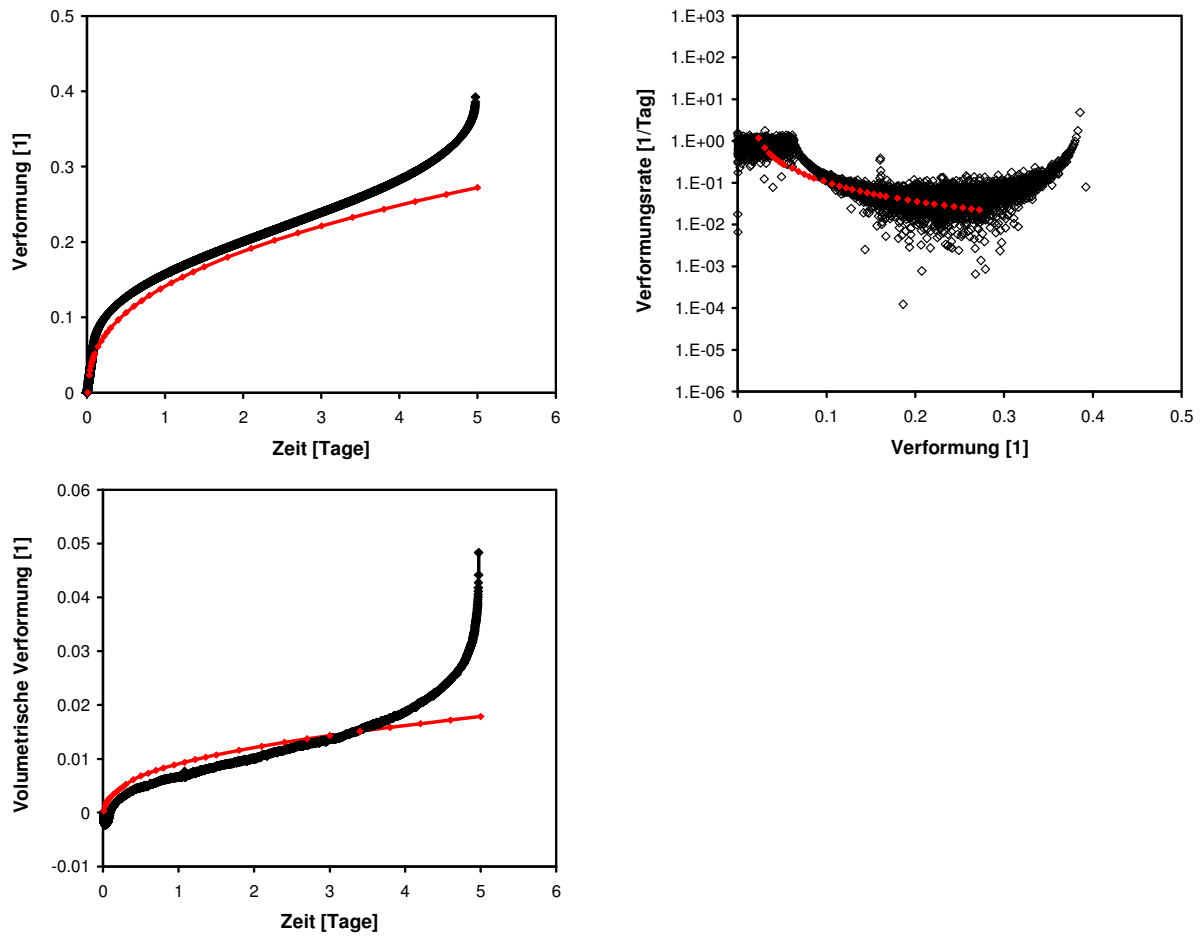


Abb. 33 Vergleich des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$, $p = 3 \text{ MPa}$ (schwarz) mit dessen Simulation (rot) des **INE** mit dem **FZK-Stoffgesetz** und den Kennwerten, mit denen die Festigkeitsversuche in Abb. 21 gerechnet wurden. Der Nachbruchbereich konnte mit dem FZK-Modell in der verwendeten Fassung nicht wiedergegeben werden.

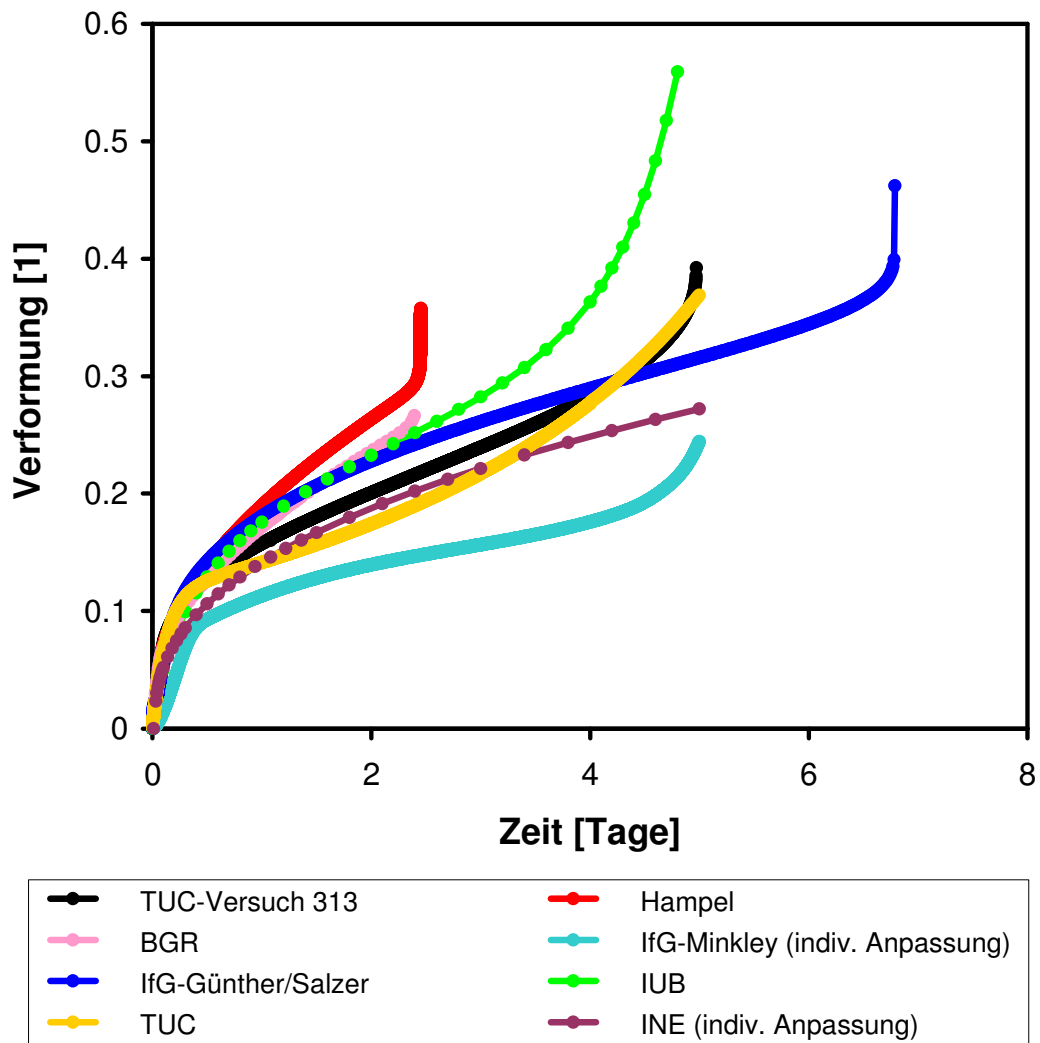


Abb. 34 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen aller Projektpartner (farbig) untereinander und mit den experimentellen Ergebnissen des Kriechbruchversuchs TUC-313 bei $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$, $p = 3 \text{ MPa}$ (schwarz).

5.1.2 Zweidimensionale Berechnungen der Ausbauchung von an den Endflächen eingespannten Zylinderproben in Festigkeitsversuchen

Im Anschluss an die halb-analytischen Nachrechnungen verschiedener Laborversuchskurven wurden von den Partnern mit ihren jeweiligen Stoffgesetzen und den ermittelten Kennwertsätzen im zweiten Teil des AP3 die Ausbauchungen zweier zylindrischer Versuchsproben mit Asse-Speisesalz in den beiden Festigkeitsversuchen 04131 und 04132 aus Tab. 5 (Seite 29) bis zum Bruch (Spannungsmaximum) simuliert. Diese Rechnungen bildeten nicht nur eine „Vorübung“ für die 2D-Simulationsrechnungen untertägiger Strukturen in AP6, sondern es wurden bereits einige Unterschiede zwischen den Stoffgesetzen sichtbar, die auch bei den Simulationen der Untertagestrukturen auftraten, wie in Kap. 5.2 und in den Einzelberichten der Partner erläutert wird.

Die Versuche waren kurz vor dem Bruch beendet worden, um die Probenquerschnitte nach Versuchsende in verschiedenen Probenhöhen ausmessen und so die experimentellen Vergleichsdaten zu den simulierten Ausbauchungen ermitteln zu können. Die zu erwartenden Bruchpunkte waren von den unter gleichen Bedingungen durchgeführten Versuchen 99086 und 99070 her bekannt, siehe Abb. 4 (Seite 31) und z.B. Abb. 15 (Seite 47).

In Abb. 35 ist links die Seitenansicht einer typischen Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz mit einer Höhe von 25 cm und einem Durchmesser von 10 cm im Ausgangszustand vor dem Versuch gezeigt. In den Simulationsrechnungen wurde nur die rechte Hälfte eines vertikalen Schnittes durch die Proben (im Bild mit einer Linie umrandet) unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie berechnet. Bis auf das IUB führten alle Partner die 2D-Simulationen in diesem Projekt unter der Annahme großer Verzerrungen durch. (Die Programmierung des IUB-MDCF-Modells zur Durchführung geometrisch nichtlinearer Berechnungen in FLAC war bei Projektende in Arbeit, aber noch nicht abgeschlossen.)

Die Partner Hampel, IfG (Stoffgesetz Günther/Salzer) und IUB verwendeten für ihre Berechnungen die jeweiligen einheitlichen, anhand der Laborversuche aus Kap. 5.1.1 ermittelten Kennwerte für diesen Salztyp (gültig für alle Versuchsführungen), die Simulationen des IfG mit dem Modell Minkley, der TUC sowie des INE wurden mit den aus den Festigkeitsversuchen ermittelten Kennwerten durchgeführt.

Dass sich im Versuch überhaupt nennenswerte Ausbauchungen der Proben ergaben lag daran, dass die Endflächen der Salzproben ungeschmiert direkt an den Stahlstempeln des Kriechprüfstandes anlagen. Zur Vereinfachung der Berechnungen wurde von den Partnern angenommen, dass die Probenendflächen auf den Stempeln hafteten.

Abb. 35 zeigt in der Mitte und rechts als Beispiel das FLAC-Modell von Hampel, das aus $10 \times 40 = 400$ Elementen bestand. Neben dem grünen FLAC-Modell im Ausgangszustand sind auch die verzerrten Netze nach $\epsilon_w = 8,8$ bzw. $13,1$ % wahrer (logarithmischer) axialer Verformung abgebildet:

$$\epsilon_w = \ln \left(\frac{l_0}{l} \right) \quad (39)$$

mit $l_0 = 25$ cm = Ausgangsprobenlänge, l = aktuelle Probenlänge, Stauchung: $\epsilon_w > 0$.

In Abb. 36 bis Abb. 39 und Abb. 40 bis Abb. 43 werden für beide Versuche jeweils die gemessenen und von den Partnern simulierten Probenausbauchungen am Versuchsende sowie die berechneten Verläufe der Vergleichsspannung, Vergleichsverformung und volumetrischen Verformung entlang der beiden Modellachsen miteinander verglichen. Die Diskussion der Ergebnisvergleiche erfolgt anschließend auf Seite 79.

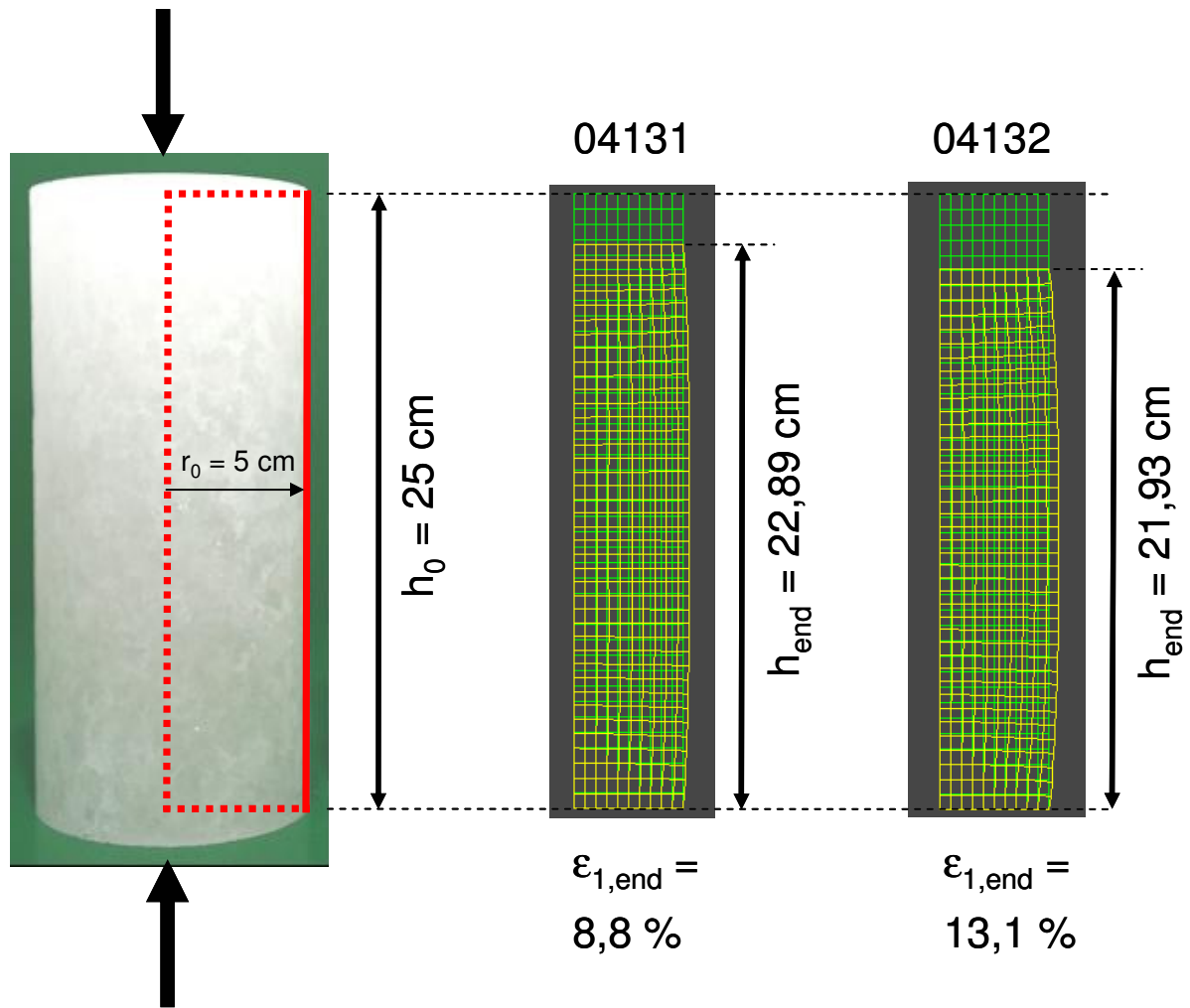


Abb. 35 Links: Seitenansicht einer zylindrischen Versuchsprobe aus Asse-Speisesalz mit 25 cm Höhe und 10 cm Durchmesser im Ausgangszustand, das heißt vor einer axialen Stauchung im Festigkeitsversuch (Pfeile). Umrandet ist die rechte Hälfte eines Vertikalschnittes durch die Probe, die mit einem numerischen 2D-Modell abgebildet und unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie berechnet wurde. Die rechten beiden Bilder zeigen als Beispiele das FLAC-Netz von Hampel im Ausgangszustand (grün) und nach Stauchungen mit konstanter Verformungsrate von $1 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$ bis kurz vor dem Bruch (gelb). Mitte: Versuch 04131, Manteldruck $p = 1 \text{ MPa}$, (wahre) axiale Endverformung: $\epsilon_{w,\text{end}} = 8,8 \%$; rechts: Versuch 04132, $p = 2 \text{ MPa}$, $\epsilon_{w,\text{end}} = 13,1 \%$. Als Ausbauchung wird die Verzerrung der rechten Auskante (durchgehend rote Linie im linken Bild) ausgewertet.

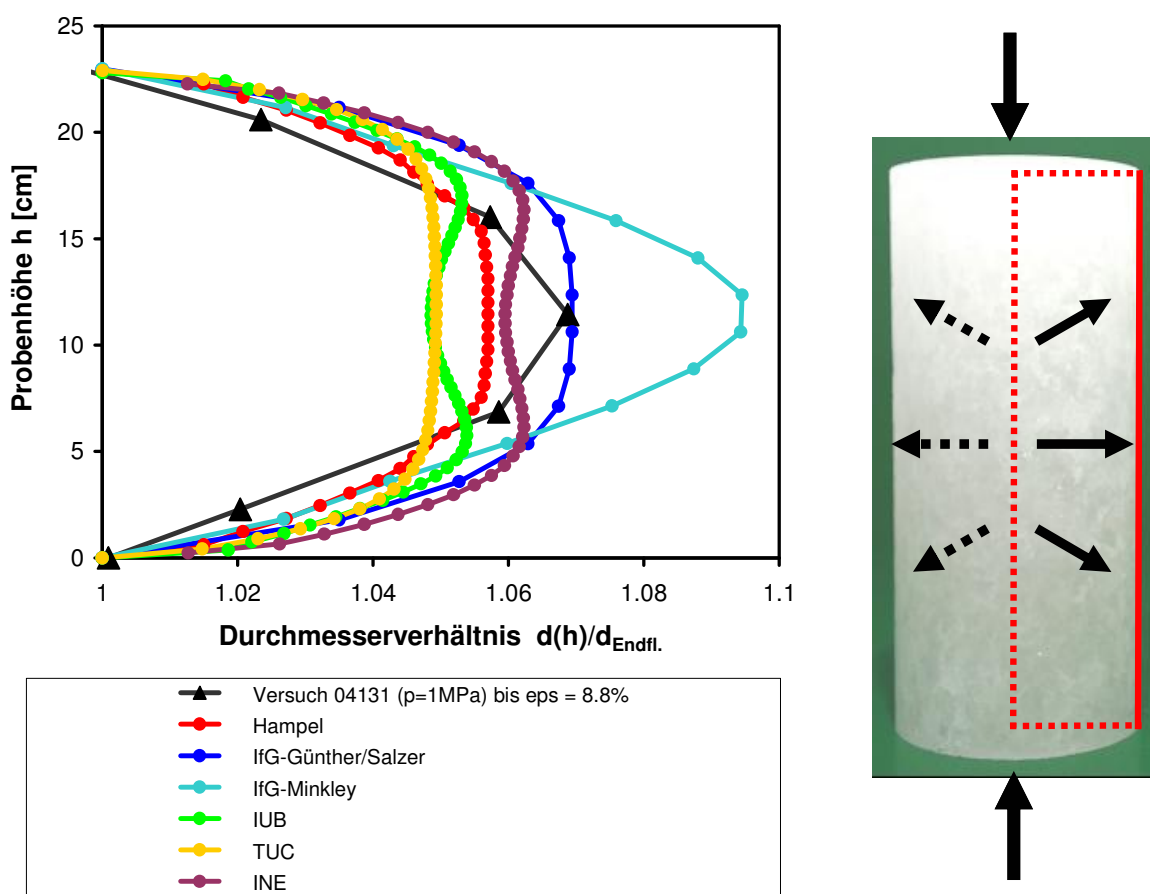


Abb. 36 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Ausbauchung einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz (farbig) im **Festigkeitsversuch 04131** (schwarz) bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1\text{E-}5\text{ 1/s}$ und $p = 1\text{ MPa}$. Aufgetragen ist das Verhältnis des Probendurchmessers d in der Probenhöhe h zu demjenigen an den Endflächen $d_{\text{Endfl.}}$ kurz vor dem zu erwartenden Bruch, d.h. nach $\epsilon_{\text{w, end}} = 8,8\%$ axialer Verformung. Im Experiment verursachte die direkte (ungeschmierte) Auflage der Salzproben-Endflächen auf den Stahlstempeln eine hohe Reibung (Steinsalz-Stahl), die zu der Ausbauchung der Probe führte. In den Simulationsrechnungen wurde zur Vereinfachung eine Haftung der Probenendflächen auf den Druckstempeln angenommen (kein laterales Gleiten auf den Stempeln), so dass hier, anders als im Experiment, $d_{\text{Endfl.}} = d_0$ galt.

(Die BGR erzielte mit dem CDM in JIFE aufgrund numerischer Probleme in den Modellecken kein abschließendes Ergebnis.)

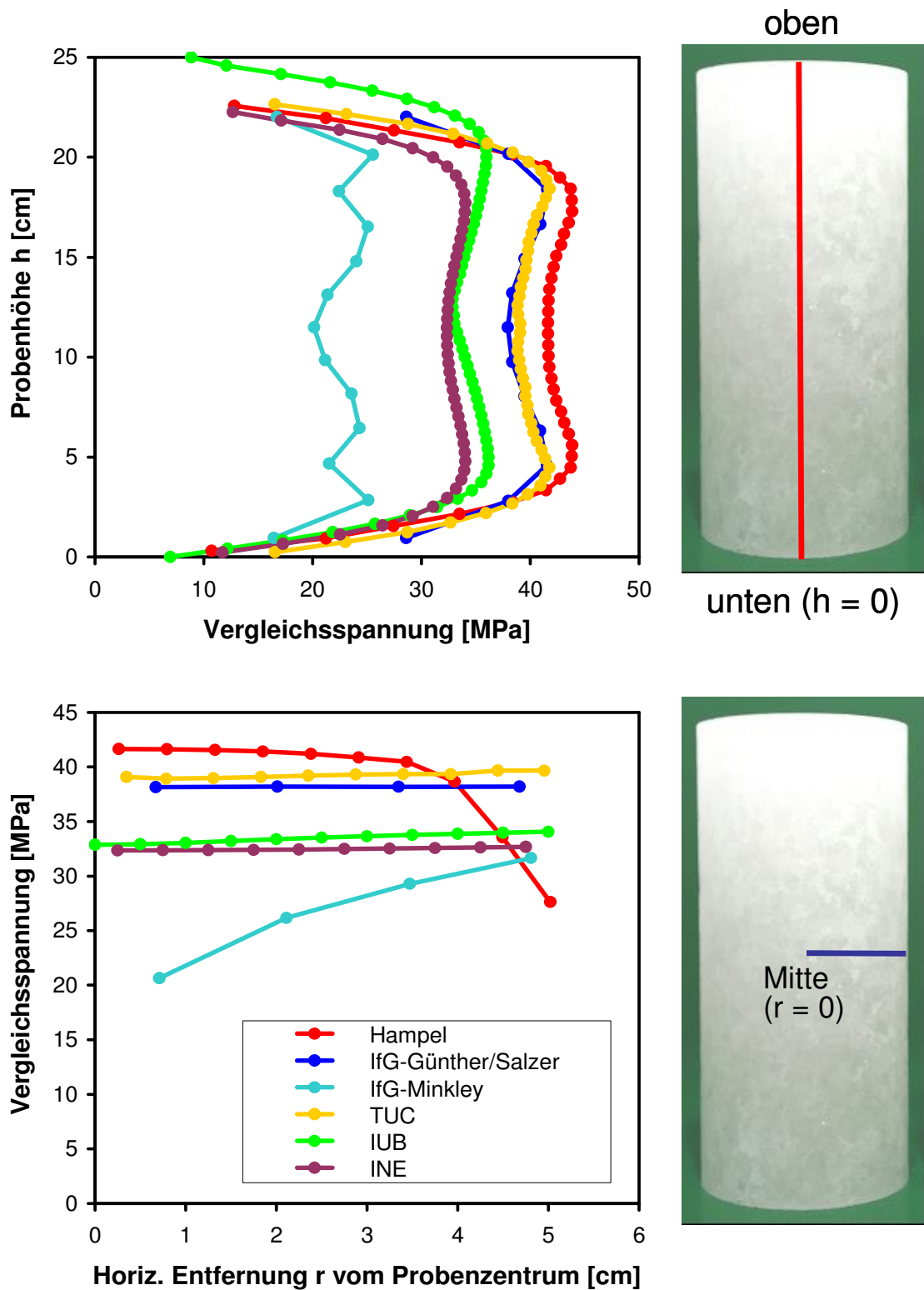


Abb. 37 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Vergleichsspannung (farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz im **Festigkeitsversuch 04131** bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 1\text{ MPa}$ nach $\epsilon_{w,end} = 8,8\%$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 36.

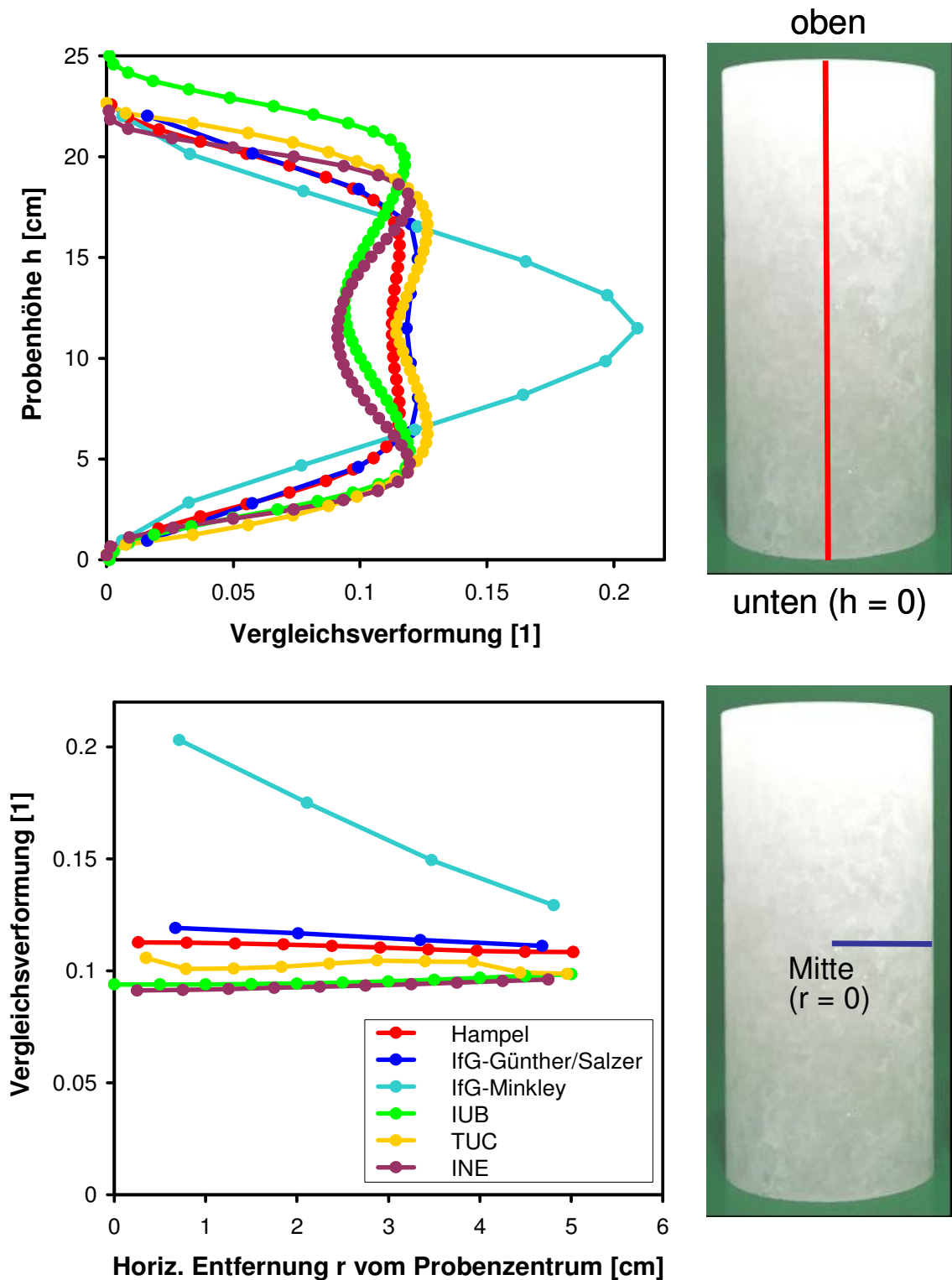


Abb. 38 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Vergleichsverformung (farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe ausASSE-Speisesalz im Festigkeitsversuch 04131 bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 1\text{ MPa}$ nach $\epsilon_{w,end} = 8,8\%$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 36.

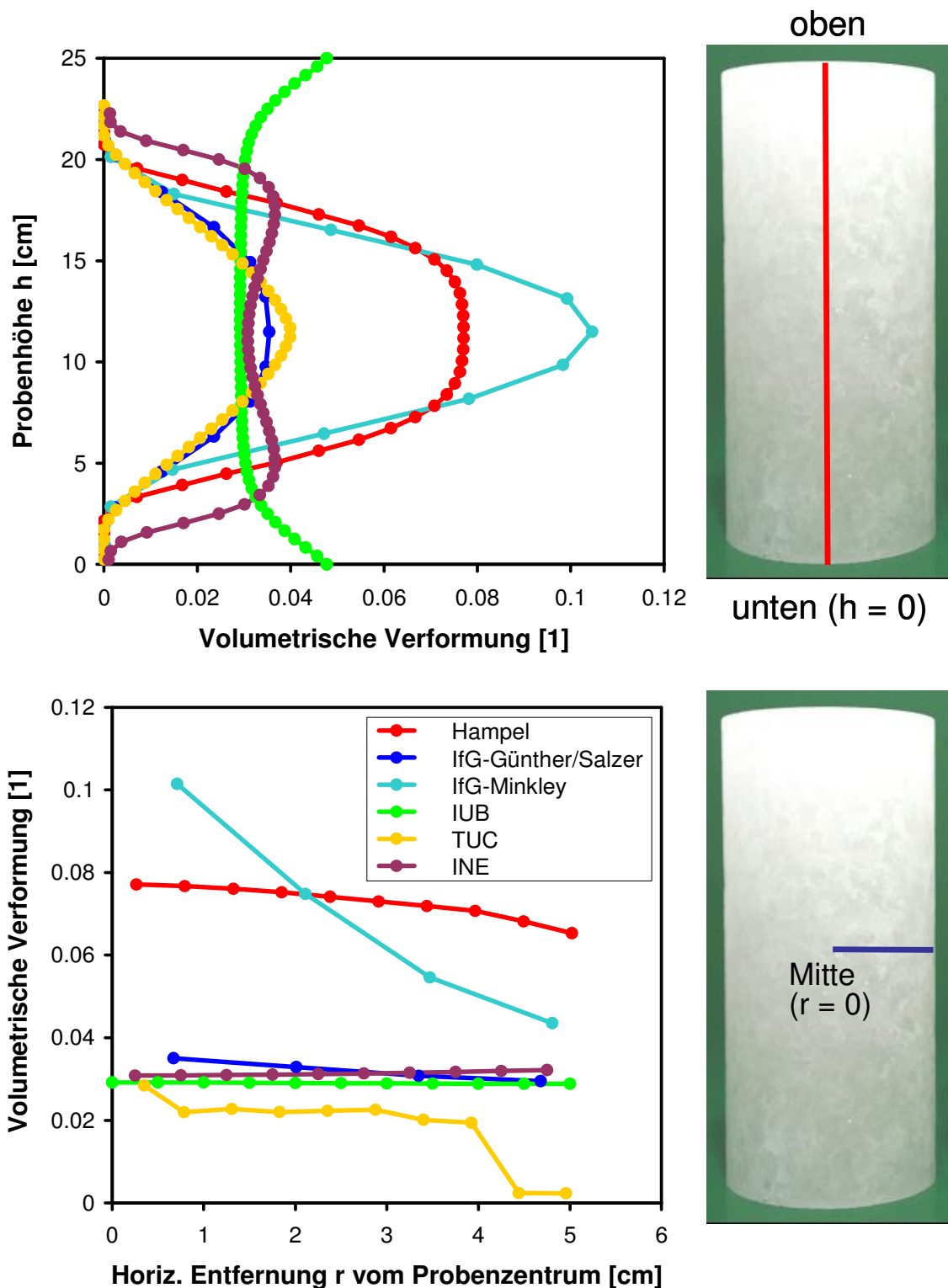


Abb. 39 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten volumetrischen Verformung (Dilatanz, farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz im **Festigkeitsversuch 04131** bei $T = 30\text{ °C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 1\text{ MPa}$ nach $\varepsilon_{w,end} = 8,8\text{ %}$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 36.

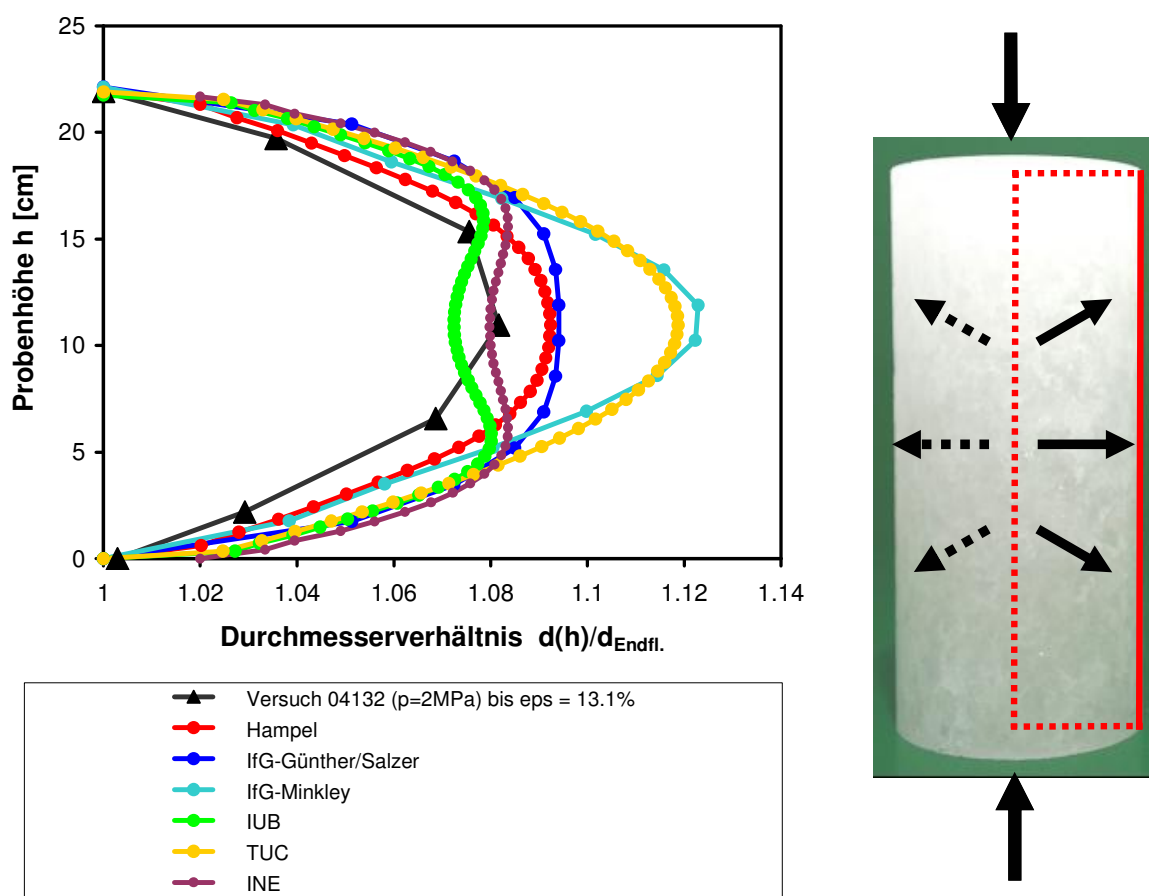


Abb. 40 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Ausbauchung einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz (farbig) im **Festigkeitsversuch 04132** (schwarz) bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1\text{E-}5\text{ 1/s}$ und $p = 2\text{ MPa}$. Aufgetragen ist das Verhältnis des Probendurchmessers d in der Probenhöhe h zu demjenigen an den Endflächen $d_{\text{Endfl.}}$ kurz vor dem zu erwartenden Bruch, d.h. nach $\epsilon_{\text{w, end}} = 13,1\%$ axialer Verformung. Im Experiment verursachte die direkte (ungeschmierte) Auflage der Salzproben-Endflächen auf den Stahlstempeln eine hohe Reibung (Steinsalz-Stahl), die zu der Ausbauchung der Probe führte. In den Simulationsrechnungen wurde zur Vereinfachung eine Haftung der Probenendflächen auf den Druckstempeln angenommen (kein laterales Gleiten auf den Stempeln), so dass hier, anders als im Experiment, $d_{\text{Endfl.}} = d_0$ galt.

(Die BGR erzielte mit dem CDM in JIFE aufgrund numerischer Probleme in den Modellecken kein abschließendes Ergebnis.)

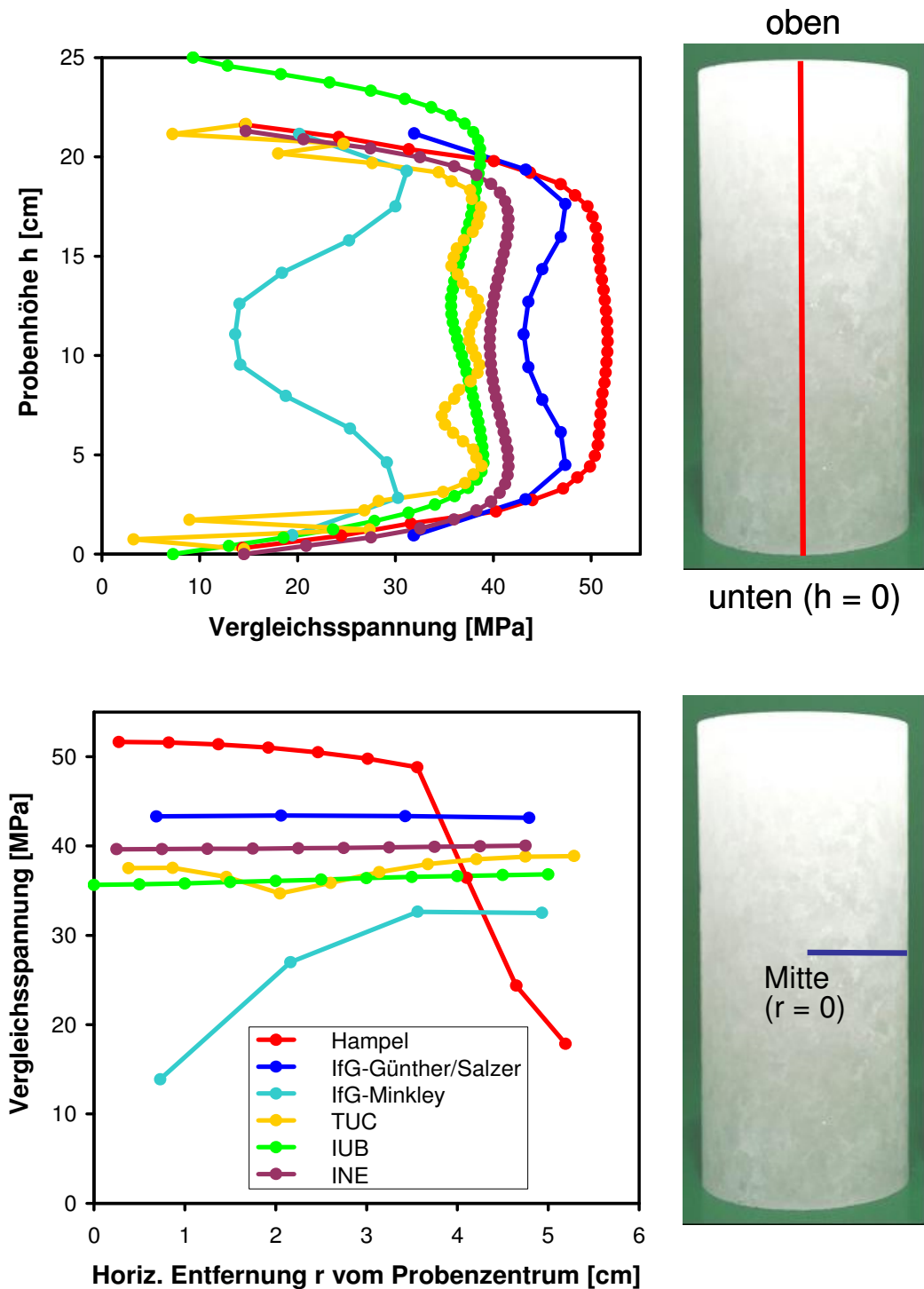


Abb. 41 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Vergleichsspannung (farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz im **Festigkeitsversuch 04132** bei $T = 30\text{ °C}$, $d\varepsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 2\text{ MPa}$ nach $\varepsilon_{w,end} = 13,1\text{ %}$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 40.

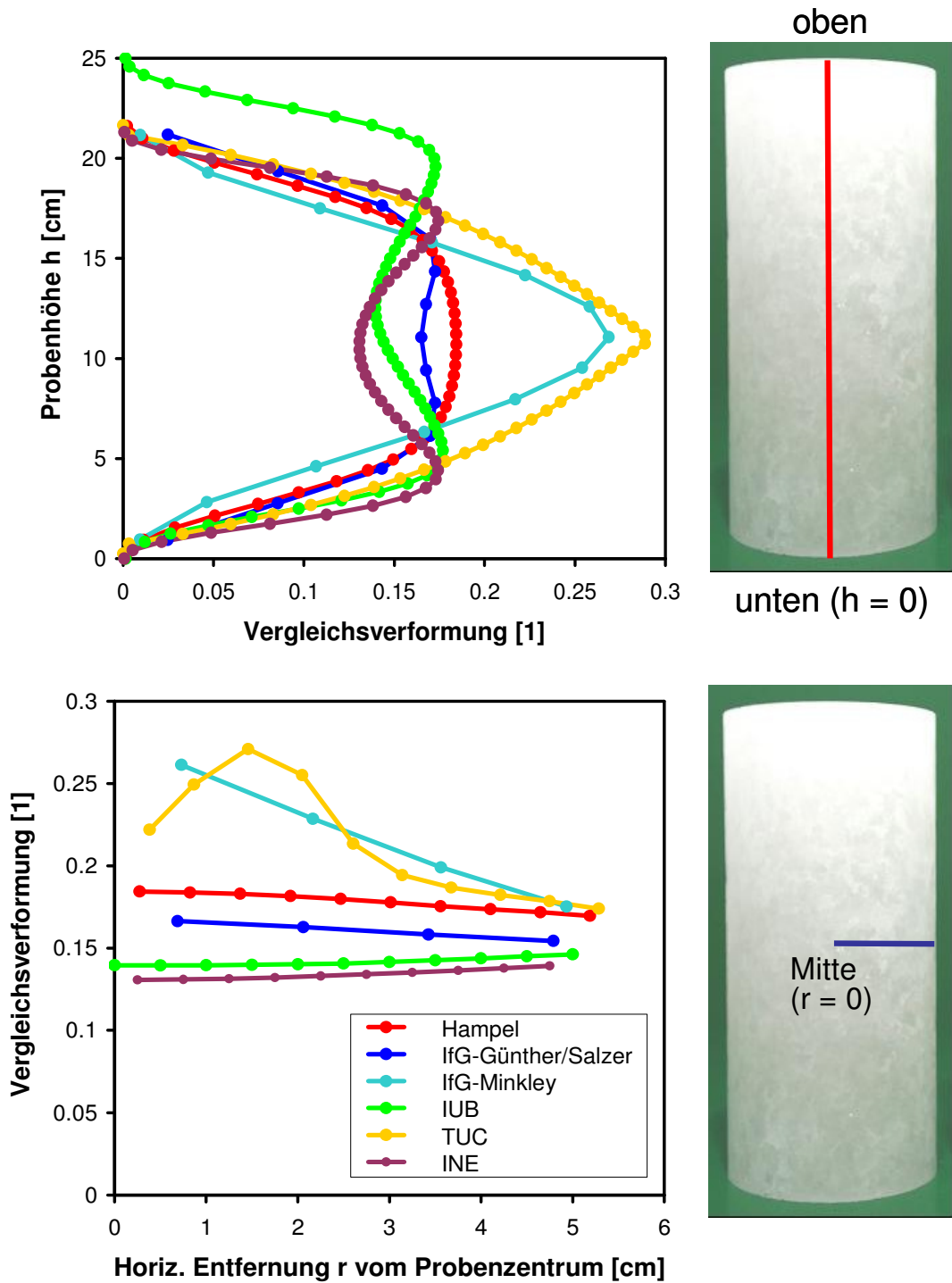


Abb. 42 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten Vergleichsverformung (farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz im **Festigkeitsversuch 04132** bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 2\text{ MPa}$ nach $\epsilon_{w,end} = 13,1\%$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 40.

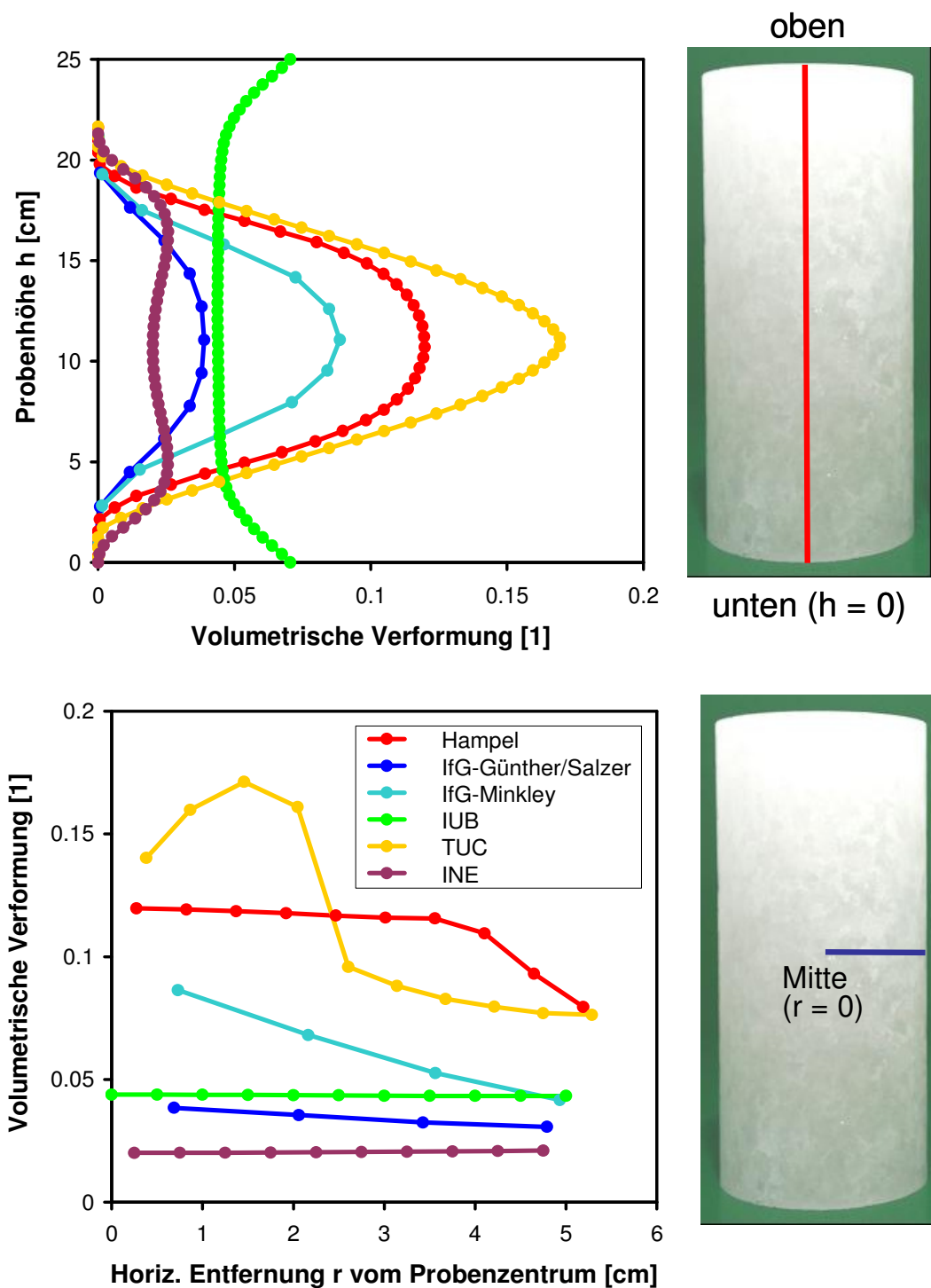


Abb. 43 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten volumetrischen Verformung (Dilatanz, farbig) entlang der Probenachse (oben) und vom Probenzentrum nach außen auf halber Probenhöhe (unten) in einer Zylinderprobe aus Asse-Speisesalz im **Festigkeitsversuch 04132** bei $T = 30\text{ °C}$, $d\epsilon_1/dt = 1E-5\text{ 1/s}$ und $p = 2\text{ MPa}$ nach $\epsilon_{w,end} = 13,1\text{ \%}$ axialer Verformung. Für weitere Angaben siehe Abb. 40.

Aus Abb. 36 und Abb. 40 wird ersichtlich, dass die von den Partnern berechneten Probenausbauchungen am Versuchsende mit den Messdaten in etwa übereinstimmen. Man muss dabei bedenken, dass die Stoffgesetze nicht an diese Versuche individuell angepasst wurden, sondern dass die Kennwerte entweder für alle Versuchsführungen oder zumindest für alle Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz gültig waren (s.o.). Die Ergebnisse bei Versuchsende unterscheiden sich untereinander allerdings nicht nur im Wert der maximalen Ausbauchung, sondern auch in der Form der Probenkantenlinie: Einige Partner (Hampel, IfG, TUC) erhielten eine maximale Ausbauchung in der mittleren Probenhöhe, andere (IUB, INE) errechneten zwei Maxima mit einer kleinen Taille auf halber Probenhöhe. Testrechnungen ergaben, dass die „Doppelmaxima“ eine Zwischenstufe in der Entwicklung der Ausbauchung darstellen und im Verlaufe einer weiteren Verformung zu einem Maximum zusammenlaufen.

Entsprechende „Doppelmaxima“ zeigten sich bei Versuch 04131 bei allen Partnern, außer beim IfG mit dem Modell Minkley, auch in der Auftragung der Vergleichsspannung in Abb. 37 und der Vergleichsverformung in Abb. 38 entlang der Probenlängsachse. Beim IfG (Modell Minkley) ist der Verlauf der Vergleichsspannung durch Entfestigungsvorgänge geprägt, die Vergleichsverformung ist dagegen stark auf den Probenkern konzentriert, weil die Probe diesem Modell zufolge hier bereits stark entfestigt ist, siehe auch Abb. 39. Daher ist beim Modell Minkley auch die Vergleichsspannung (Tragfähigkeit) im Probenzentrum reduziert, siehe Abb. 37 unten. Hampel berechnet hingegen eine Abnahme der Vergleichsspannung im Bereich der ausgebauchten Probenaußenkante, während die übrigen Partner keine radiale Variation gefunden haben. Außer beim IfG (Modell Minkley) errechneten die anderen Partner auch keine radiale Variation der Vergleichsverformung (Abb. 38 unten).

Das Gleiche gilt annähernd auch für die vom IfG (Modell Günther/Salzer), IUB und INE berechnete volumetrische Verformung in Abb. 39 unten, eine Abnahme vom Zentrum nach außen haben hingegen Hampel, das IfG (Modell Minkley, s.o.) und die TUC erhalten, wobei letztere mit dem Modell Hou/Lux eine stark lokalisierte, praktisch dilatanzfreie Zone an der Probenkante gefunden hat. Der vertikale Dilatanzverlauf im Probenzentrum in Abb. 39 oben zeigt die größten Unterschiede, wobei das Ergebnis des IUB mit einer Konzentration der Dilatanz auf die endflächennahen Bereiche allerdings unrealistisch erscheint. Ob dafür allein die geometrisch lineare Berechnung des IUB eine Erklärung liefern kann, ist nicht abschließend geklärt. Bis auf das IUB und das INE fanden die übrigen Partner die größte Dilatanz im Probenkern, wenngleich der Maximalbetrag sich stark unterscheidet.

Interessant ist nun der Vergleich dieser Befunde mit den Ergebnissen der Simulationen des Versuchs 04132, der mit einem doppelt so hohen Manteldruck (2 MPa) bis zu einer um die Hälfte höheren wahren Endverformung (13,1 %) durchgeführt worden war.

Beim IfG (Modell Minkley) macht sich in Abb. 41 die reduzierte Tragfähigkeit im Probenkern noch deutlicher bemerkbar, während Hampel eine noch ausgeprägtere Reduktion der Vergleichsspannung nahe der Probenaußenkante bekommen hat. Abgesehen von numerischen Schwankungen im TUC-Ergebnis finden das IfG (Modell Günther/Salzer), IUB und INE nach wie vor „Doppelmaxima“ in vertikaler und nahezu keine Variation in radialer Richtung.

Neben dem IfG (Modell Minkley) hat auch die TUC mit dem Modell Hou/Lux in Abb. 42 eine starke Konzentration der Vergleichsverformung auf die mittlere Probenhöhe (oberes Bild) errechnet, wobei die TUC in radialer Richtung (unteres Bild) einen Ring um die Probenachse mit maximaler Verformung (und maximaler Dilatanz, s. Abb. 43 oben) erhalten hat, der von den anderen Partnern nicht gefunden wurde. Die Ergebnisse zum vertikalen

len Verlauf der Dilatanz in Abb. 43 oben zeigen bei diesem Versuch quantitativ noch ausgeprägtere Unterschiede als bei Versuch 04131, wenngleich mit den jeweiligen Stoffgesetzen qualitativ die gleichen Verläufe wie in Abb. 39 gefunden werden.

Trotz der einfachen Probengeometrie sowie den gut bekannten und kontrollierten Versuchsrandbedingungen sind bereits einige erhebliche Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Projektpartner sichtbar geworden. Es ist dabei nicht immer möglich, die jeweiligen Einzelergebnisse bestimmten Formulierungen und Eigenschaften der verschiedenen Stoffgesetze unmittelbar zuzuordnen. Dieses liegt primär an deren mittlerweile erreichten Grad der Komplexität und der gegenseitigen Beeinflussung verschiedener mathematischer Ausdrücke in den Stoffgesetzen während einer Berechnung. Die Komplexität resultiert aus der immer besseren Kenntnis der Verformungsvorgänge im Steinsalz und ihrer Zusammenhänge, die zu laufenden Verbesserungen und Erweiterungen der Modellformulierungen geführt haben.

Nach den Ergebnissen der Benchmark-Berechnungen von AP3, mit denen bereits ein anspruchsvolles Programm einer ganzen Reihe von unterschiedlichen Belastungssituationen und Abhängigkeiten von verschiedenen Randbedingungen untersucht worden sind, kann aber auch festgestellt werden, dass kein Stoffgesetz als grundsätzlich ungeeignet für die Beschreibung der unterschiedlichen Aspekte des mechanischen Verhaltens von Steinsalz zu bewerten ist. Es sind aber den Vorhabenszielen entsprechend durchaus unterschiedliche Stärken und Schwächen der Modelle sichtbar geworden.

Die bereits bei den bisher behandelten vergleichsweise einfachen Simulationsrechnungen gefundenen Unterschiede bestätigen die in diesem Vorhaben gewählte Vorgehensweise, zunächst anhand einfacher Problemstellungen die Stoffgesetze miteinander zu vergleichen und von dort aus schrittweise zu komplexeren Fragestellungen überzugehen. Nach den Ergebnissen in AP3 waren nun auch für die Simulationen einfacher Untertagestrukturen in AP6 signifikante Unterschiede in den Ergebnissen zu erwarten.

5.2 Ergebnisse der Modellberechnungen zweier Untertagestrukturen im Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen (AP6)

Nach den halb-analytischen Nachrechnungen von Kriech- und Festigkeitsversuchen sowie den 2D-Simulationen einer im Druckversuch ausbauchenden Zylinderprobe wurde in AP6 die nächste Stufe der Stoffgesetzvergleiche in Form von Benchmark-Modellrechnungen zweier einfacher realistischer Untertagestrukturen durchgeführt. 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 (AP6a) bestand aus der Berechnung der Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsverteilung im Steinsalz um die Blindstrecke herum, die vor dem Versuchsverschlussbauwerk im Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen liegt („EU1-Modell“), siehe Abb. 44. Diese Struktur wurde von den Partnern gemeinsam ausgewählt, weil sie die folgenden Anforderungen erfüllt:

- 1.) Einfache Geometrie: kreisrunde, horizontale Einzelstrecke mit 3 m Durchmesser.
- 2.) Einfache Geologie: homogenes Staßfurt-Steinsalz (z2), keine unmittelbar an der Strecke anstehenden Schichtgrenzen (eine wenige Meter unter der Strecke liegende Anhydrit-Schicht wurde bei den Rechnungen nicht berücksichtigt, kann aber die In-situ-Messdaten beeinflusst haben).
- 3.) Einfache und gut bekannte Randbedingungen: Die Strecke liegt relativ isoliert, nicht inmitten eines komplexen Grubengebäudes, vgl. Abb. 44.
- 4.) Nicht zu geringe Teufe (715 m), um aufgrund einer höheren Auflast des darüber liegenden Gesteins (17,9 MPa auf Streckenniveau) in einem begrenzten Zeitraum nennenswerte Verformungen zu erhalten und damit, sofern vorhanden, Unterschiede in den Rechenergebnissen deutlicher hervortreten zu lassen.
- 5.) Vorhandene und verfügbare Laboruntersuchungen an Proben aus dem umgebenden Staßfurt-Steinsalz: 4 Kriech- und 9 Festigkeitsversuche des IfG lagen für die Kennwertbestimmungen der Stoffgesetzparameter bereits vor.
- 6.) Vorhandene und verfügbare Ergebnisse aus In-situ-Untersuchungen, um die Rechenergebnisse nicht nur untereinander, sondern auch mit In-situ-Messergebnissen vergleichen zu können: Eine Frac-Messung des IfG zum Minimalspannungszustand sowie Extensiometermessungen des IfG zu den Verzerrungen im umgebenden Steinsalz lagen genauso vor wie Messungen zur Permeabilität in der Auflockerungszone am Streckenrand. Die Permeabilität war allerdings nicht Untersuchungsgegenstand in diesem Projekt, wurde aber von zwei Partnern (TUC, INE) mit berechnet (s. die jeweiligen Einzelberichte).
- 7.) Die Struktur war nicht Gegenstand eines laufenden Genehmigungsverfahrens zum Beispiel zum Verfüllen und Verschließen eines Grubengebäudes.

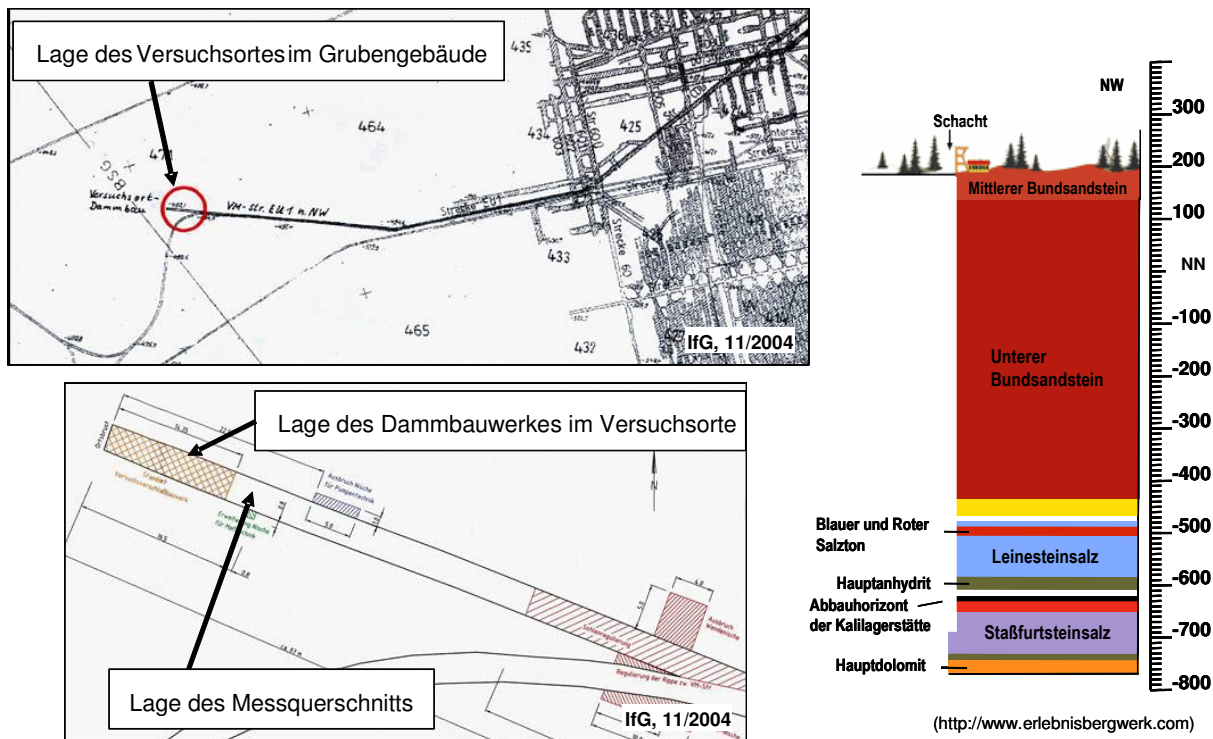


Abb. 44 Oben links: Lage der in AP6a modellierten Untertagestrecke im Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen; unten links: Ausschnittsvergrößerung der modellierten Blindstrecke vor dem Versuchsverschlussbauwerk [IfG, 2004]. Rechts: Übersichtsskizze der Gesteinsschichtung in und über der Grube Sondershausen, die Strecke EU1 befindet sich bei einer Teufe von 715 m im Stäufurteinsalz.

5.2.1 Bestimmung von Kennwerten für das Steinsalz der Untertagestrukturen anhand von Laborversuchen

Zunächst hatte jeder Partner wiederum die Aufgabe, anhand der vorhandenen Kriech- und Festigkeitsversuchsergebnisse aus dem IfG-Labor für die Parameter seines Stoffgesetzes Kennwerte für das Staßfurt-Steinsalz zu bestimmen. Die Versuchsbedingungen sind in der folgenden Tab. 6 aufgelistet.

Abb. 3 gibt die Spannungsbedingungen der vier zweistufigen Kriechversuche im Oktaederdiagramm wieder. Es wird darin deutlich, dass die Kriechversuche aufgrund der Lage von fünf der acht Versuchsstufen bei und oberhalb der Dilatanzgrenze nicht gut zur Ermittlung der Kennwerte für das reine volumentreue Kriechen geeignet sind, weil bei ihnen ein dem Kriechen überlagerter Dilatanz- und Schädigungseinfluss nicht auszuschließen ist. Strenggenommen gibt demnach nur der vierte Kriechversuch bei $\Delta\sigma = 16$ und 29 MPa ($p = 10$ MPa) zuverlässig Auskunft über das dilatanz- und schädigungsfreie Kriechen.

Hier kommt allerdings einschränkend hinzu, dass die am Ende der ersten Versuchsstufe erreichte Verformung zu gering war, um bei 16 MPa Differenzspannung auf den weiteren Verlauf des transienten Kriechens und die stationäre Kriechrate schließen zu können, siehe zum Beispiel Abb. 47. Dazu wäre eine längere Versuchsdauer in der ersten Stufe nötig gewesen.

Die ersten Versuchsstufen waren alle mit 16 MPa Differenzspannung, aber mit unterschiedlichen Manteldrücken durchgeführt worden. Das heißt, dass sich ein die Verformung erhöhender Dilatanz- und Schädigungseinfluss bei dem Versuch 210-01 mit dem kleinsten Manteldruck am stärksten auswirken sollte. Dessen Versuchskurve liegt in der ersten Versuchsstufe aber keineswegs am höchsten (s. Abb. 47). Das bedeutet, dass ein möglicher Effekt der Probenauflockerung von der bereits in Kap. 5.1.1 auf Seite 26f. beschriebenen individuellen Streuung der Messergebnisse überlagert wird. Angesichts der Streuung wäre eine größere Anzahl an Kriechversuchen wünschenswert gewesen.

Aufgrund der experimentellen Datenlage aus dem Labor war die Kennwertbestimmung für das volumentreue Kriechen daher nur mit großer Unsicherheit möglich. Da sich oberhalb der Dilatanzgrenze die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung dem Kriechen überlagert und ursächlich mit ihm verknüpft ist (und in einigen Stoffgesetzen auch so beschrieben wird), gilt die Unsicherheit damit auch für die Kennwertermittlungen der Verformungsvorgänge oberhalb der Dilatanzgrenze, auch wenn mit neun Festigkeitsversuchen bei sehr verschiedenen Manteldrücken einschließlich der gemessenen volumetrischen Verformungen hier eine bessere Datenbasis verfügbar war.

Abb. 4 zeigt die Spannungspuren der neun Festigkeitsversuche aus Tab. 6 im Oktaederdiagramm. Eingezeichnet sind auch die Bruchpunkte und die Restfestigkeiten, soweit diese in den Versuchen erreicht wurden.

Filenummer	Temperatur [C]	Differenzspannung [MPa]	Manteldruck [MPa]
210-01	22	16 / 19	0,5
210-02	22	16 / 22	2,5
210-03	22	16 / 25	5
210-04	22	16 / 28	10

Filenummer	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
210-10	22	$1 \cdot 10^{-5}$	0
210-13	22	$1 \cdot 10^{-5}$	0,5
210-11	22	$1 \cdot 10^{-5}$	1
210-08	22	$1 \cdot 10^{-5}$	2,5
210-09	22	$1 \cdot 10^{-5}$	4
210-14	22	$1 \cdot 10^{-5}$	7
210-15	22	$1 \cdot 10^{-5}$	10
210-21	22	$1 \cdot 10^{-5}$	15
210-22	22	$1 \cdot 10^{-5}$	20

Tab. 6 Von dem Projektpartner IfG durchgeführte und von den Projektpartnern nachzurechnende Kriech- (oben) und Festigkeitsversuche (unten) mit **Stauffurt-Steinsalz** aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen.

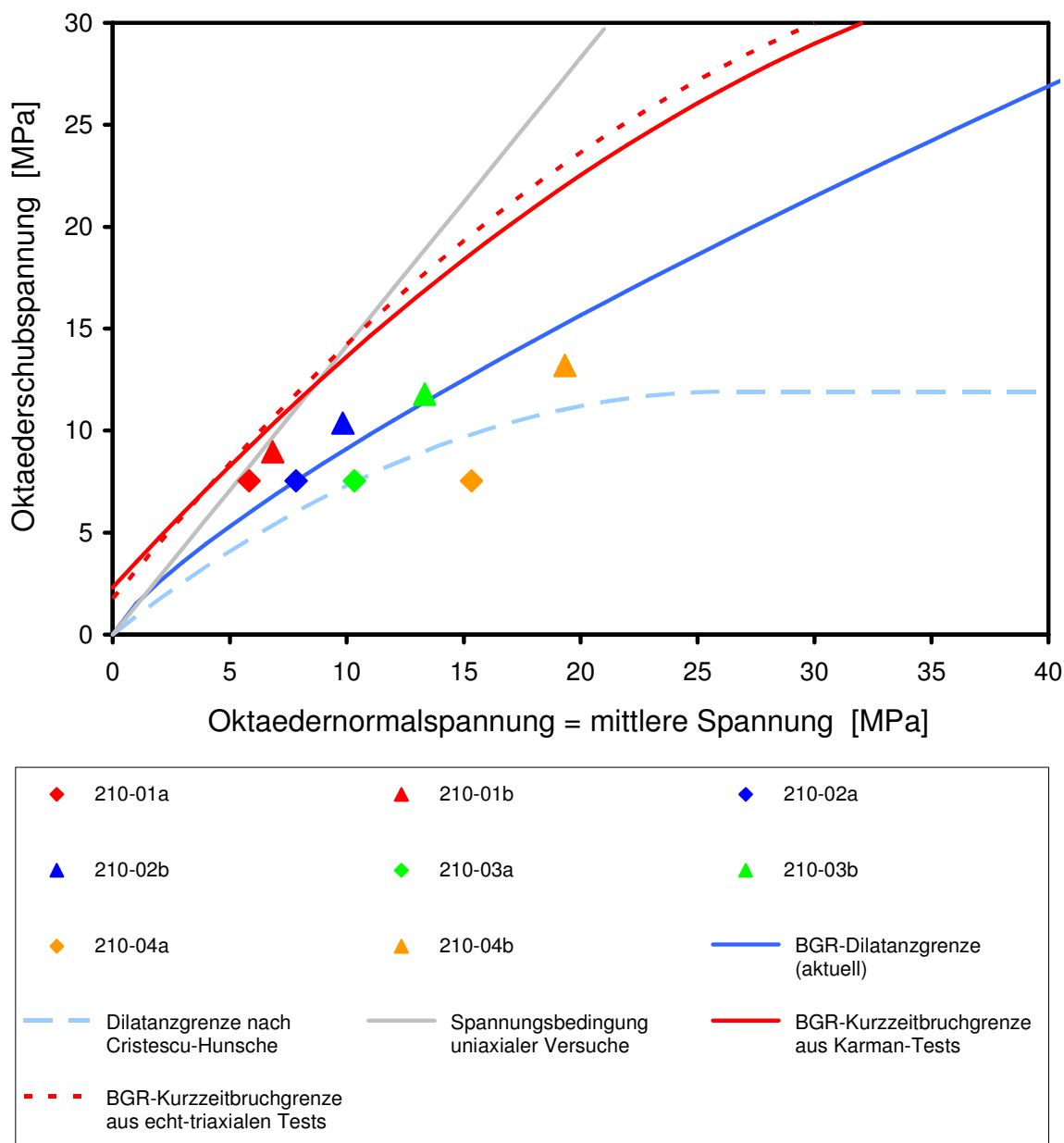


Abb. 45 Darstellung der Spannungsbedingungen der verfügbaren Kriechversuche mit **Staßfurt-Staßsalz** aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen aus Tab. 6 im Oktaederdiagramm. Die in der Legende an die Filenummern angehängten Buchstaben kennzeichnen die jeweilige Versuchsstufe. Zum Vergleich sind verschiedene charakteristische Spannungslinien der BGR eingetragen, die aus Versuchen mit Asse-Speisesalz ermittelt wurden, vgl. Abb. 3 auf Seite 30. Einige der Versuchsstufen wurden im Dilatanzregime bei oder oberhalb der Dilatanzgrenze durchgeführt, so dass anhand dieser Versuche die Kennwerte für das volumentreue Kriechen nicht eindeutig bestimmt werden konnten.

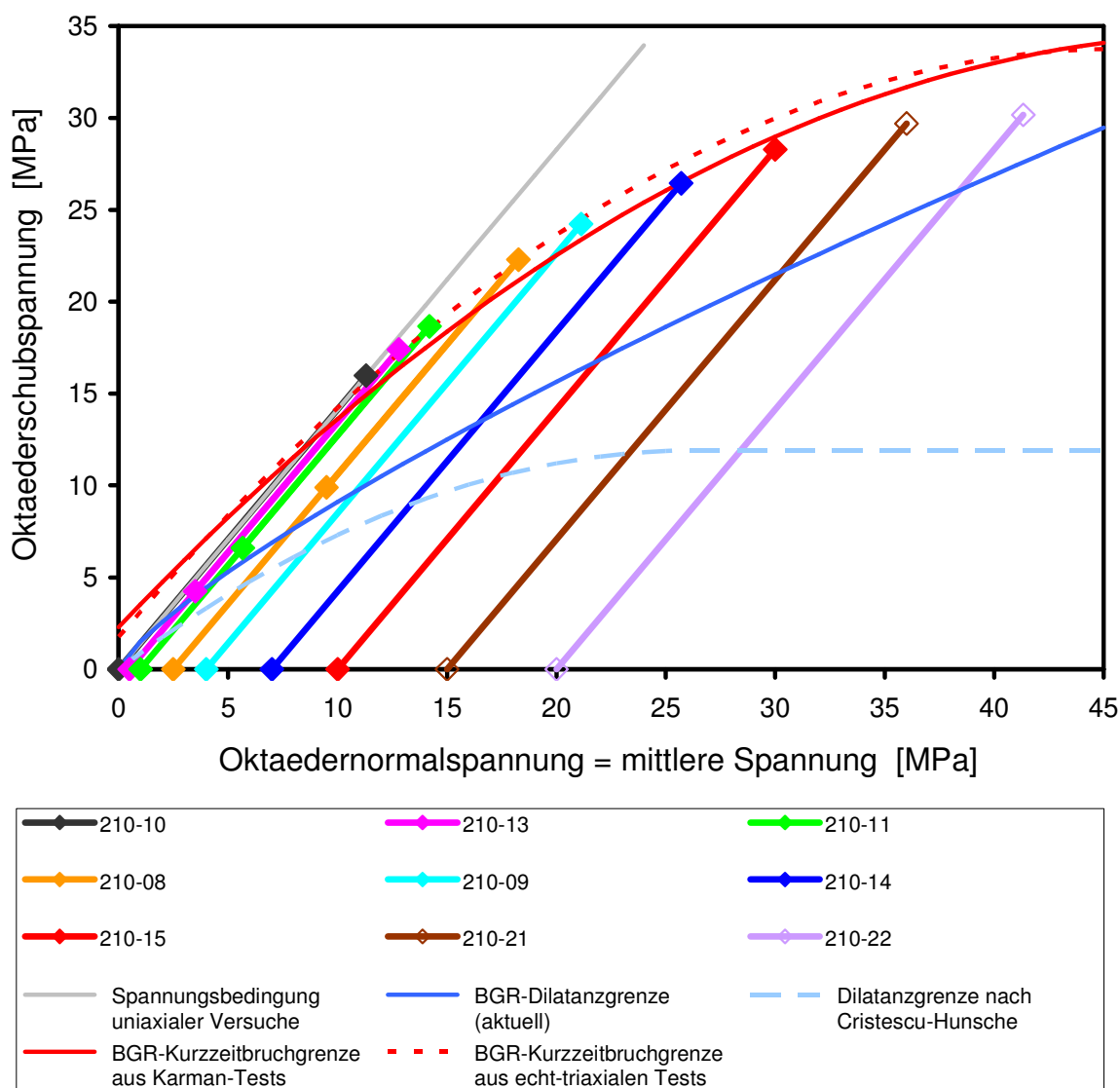


Abb. 46 Darstellung der Spannungsverläufe der verfügbaren Festigkeitsversuche mit **Staßfurt-Steinsalz** aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen aus Tab. 6 im Oktaederdiagramm, für die Spannungs-Verformungs-Kurven siehe z. B. Abb. 47 (Seite 88).

Der Fußpunkt jeder Versuchskurve gibt die Spannungsbedingung zu Versuchsbeginn an (Oktaederschubspannung $\tau_{\text{okt}} = 0$ MPa, Oktaedernormalspannung $\sigma_{\text{okt}} =$ Manteldruck p). Die oberen Punkte kennzeichnen die Bruchpunkte (Spannungsmaxima), wobei die offenen Symbole die Endpunkte von Versuchen bei $p = 15$ und 20 MPa zeigen, bei denen der Bruch nicht ganz erreicht wurde. Die Bruchpunkte stimmen für $p \leq 10$ MPa sehr gut mit den Kurzzeit-Festigkeitskurven für Asse-Speisesalz überein. Die mittleren Punkte auf einer Versuchsspur geben die mittleren Restfestigkeiten gegen Ende derjenigen Versuche wieder, bei denen diese Versuchsphase erreicht wurde ($p = 0,5$ bis $2,5$ MPa). Sie liegen wie beim Asse-Speisesalz in der Nähe der (BGR-)Dilatanzgrenze.

Diese Versuche dienen zur Ermittlung der Kennwerte der jeweiligen Stoffgesetzparameter für Dilatanz und Schädigung (sowie ggf. für den Bruch und Nachbruchbereich) des Staßfurt-Steinsalzes.

In Abb. 47 bis Abb. 53 sind die von den Projektpartnern vorgenommenen Anpassungen ihrer Stoffgesetze an die Ergebnisse der Kriechversuche aus Tab. 6 gezeigt. Außer dem INE haben alle anderen Partner einen einheitlichen Kennwertsatz ermittelt, mit dem sämtliche Versuche mit diesem Salztyp nachgerechnet wurden.

Mit dem CDM und dem Stoffmodell Günther/Salzer gelangen die besten Beschreibungen der Versuchsdaten (Abb. 47 bis Abb. 49), wobei mit dem CDM auch das transiente Kriechen in den kurzen Belastungsphasen beider Versuchsstufen zutreffend wiedergegeben wurde. Die Verformungen wurden mit dem Modell Minkley in den Belastungsphasen und im Langzeitkriechverhalten etwas überschätzt (Abb. 50), wobei von einigen Projektpartnern auf die optimale Anpassung der Belastungsphase kein besonderes Gewicht gelegt wurde.

Beim Stoffmodell Hou/Lux wurden in Abb. 51 insgesamt Schwierigkeiten erkennbar, das transiente Verhalten dieser vier Versuche korrekt zu beschreiben, die Extrapolation auf das stationäre Kriechen gelang besser – vorausgesetzt, dass die Verformungsrate bei einer längeren Versuchsdauer nicht noch weiter abgesunken wäre (welches dann allerdings durch andere Anpassungen und Kennwerte hätte berücksichtigt werden können).

Mit dem IUB-MDCF Stoffmodell wurde das transiente Kriechen in den Versuchen 210-03 und 210-04 nach der Spannungserhöhung auf 25 bzw. 28 MPa Differenzspannung überschätzt, während es in Versuch 210-01 nach der Erhöhung auf 19 MPa unterschätzt wurde (Abb. 52). Hier wurde demnach die Spannungsabhängigkeit des transienten Kriechens in der sekundären Transiente nicht gut wiedergegeben. Dieser Aussage widerspricht nicht der Befund, dass die primäre Transiente bei 16 MPa dagegen, soweit erkennbar, relativ gut wiedergegeben wurde.

Dem Verhalten in einer primären Transiente liegt nämlich anfangs das Steinsalz in seiner Ausgangsmikrostruktur zugrunde, während eine sekundäre Transiente durch den am Ende der vorherigen Versuchsstufe erreichten Verfestigungsgrad bestimmt wird. Gute Anpassungen einer primären Transiente bedeuten demnach im Allgemeinen nicht, dass dadurch automatisch auch höhere Transienten nach Änderungen der Differenzspannung ebenfalls zutreffend modelliert werden.

Das INE hat nur drei der vier Versuche nachgerechnet und dabei jeden Versuch separat mit eigenen Kennwerten angepasst, siehe Abb. 53. Dadurch ist die Übereinstimmung der Modell- mit den Messkurven der beiden Versuche 210-01 und -02 sehr gut. Bei der Berechnung des Versuchs 210-03 war am Beginn der zweiten Versuchsstufe möglicherweise ein Fehler bei der Vorgabe der Belastungserhöhung passiert, worauf die Darstellung der Verformungsrate über der Verformung im unteren Bild hindeutet.

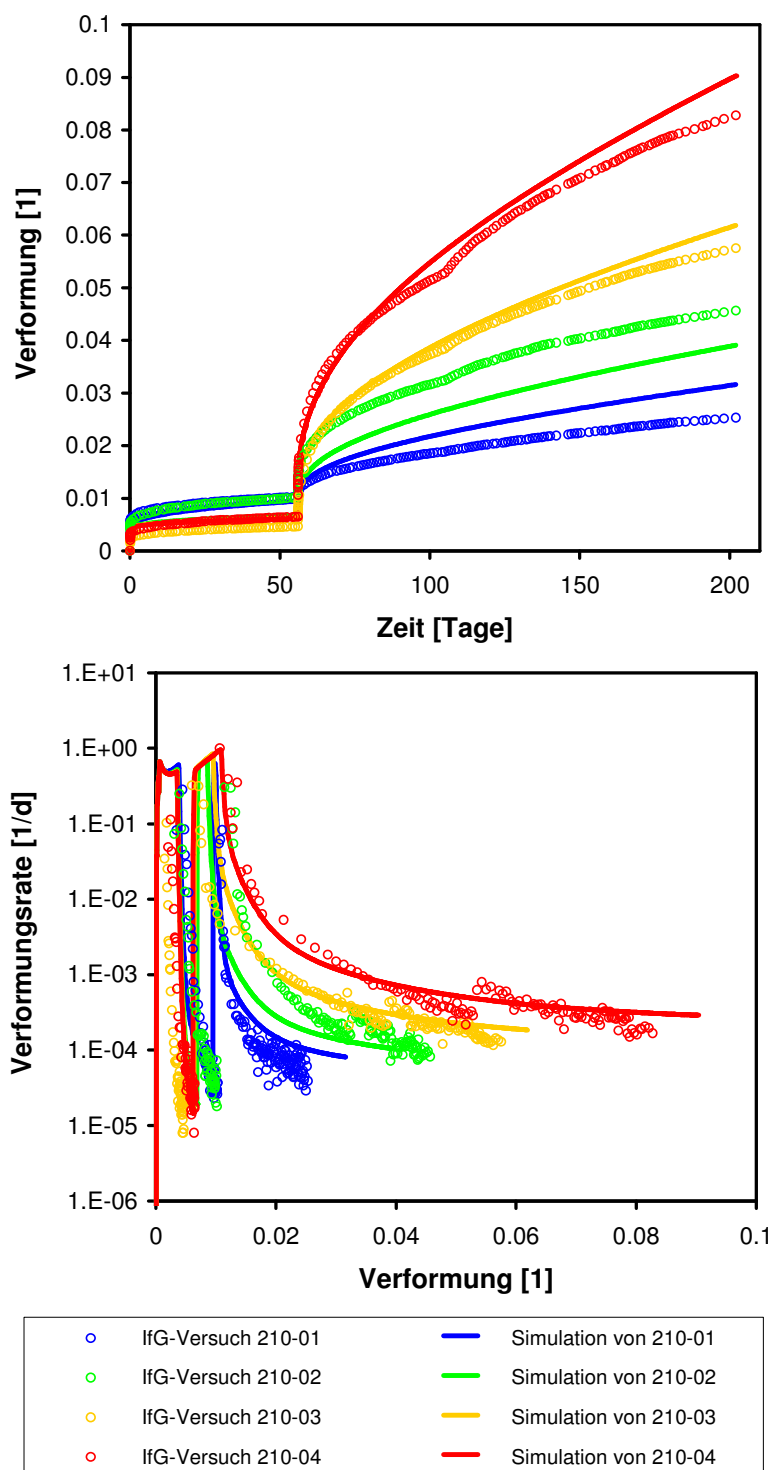


Abb. 47 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen von **Hampel** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45. Da wie beim Asse-Speisesalz auch hier beim Staßfurt-Steinsalz aus der **Grube Sondershausen** sowohl die Kriech- als auch die Festigkeitsversuche mit einheitlichen Kennwerten für die CDM-Stoffgesetzparameter berechnet wurden, treten aufgrund der natürlichen Streuung der individuellen Messkurven im Einzelfall Abweichungen zwischen Modell- und Messkurven auf. Mit den Modellkurven wird das mittlere Kriechverhalten dieses Salztyps bei den jeweiligen Versuchsbedingungen beschrieben.

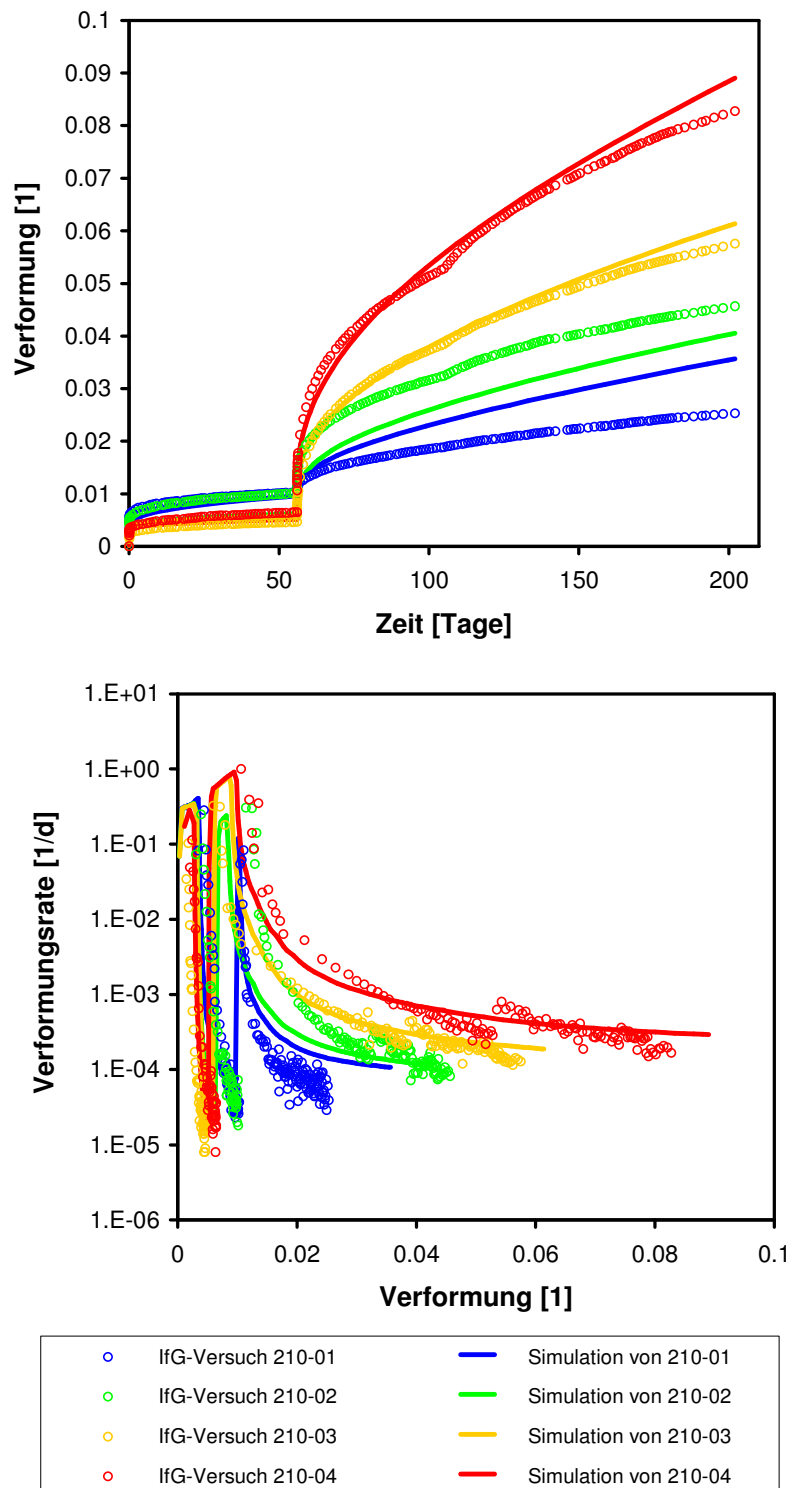


Abb. 48 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **BGR** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Geringfügige Unterschiede zu den Ergebnissen von Hampel aus Abb. 47 treten auf, weil im Rechenprogramm JIFE der BGR die Wirkung der volumetrische Verformung auf die axiale Probenverformung etwas anders berücksichtigt wird.

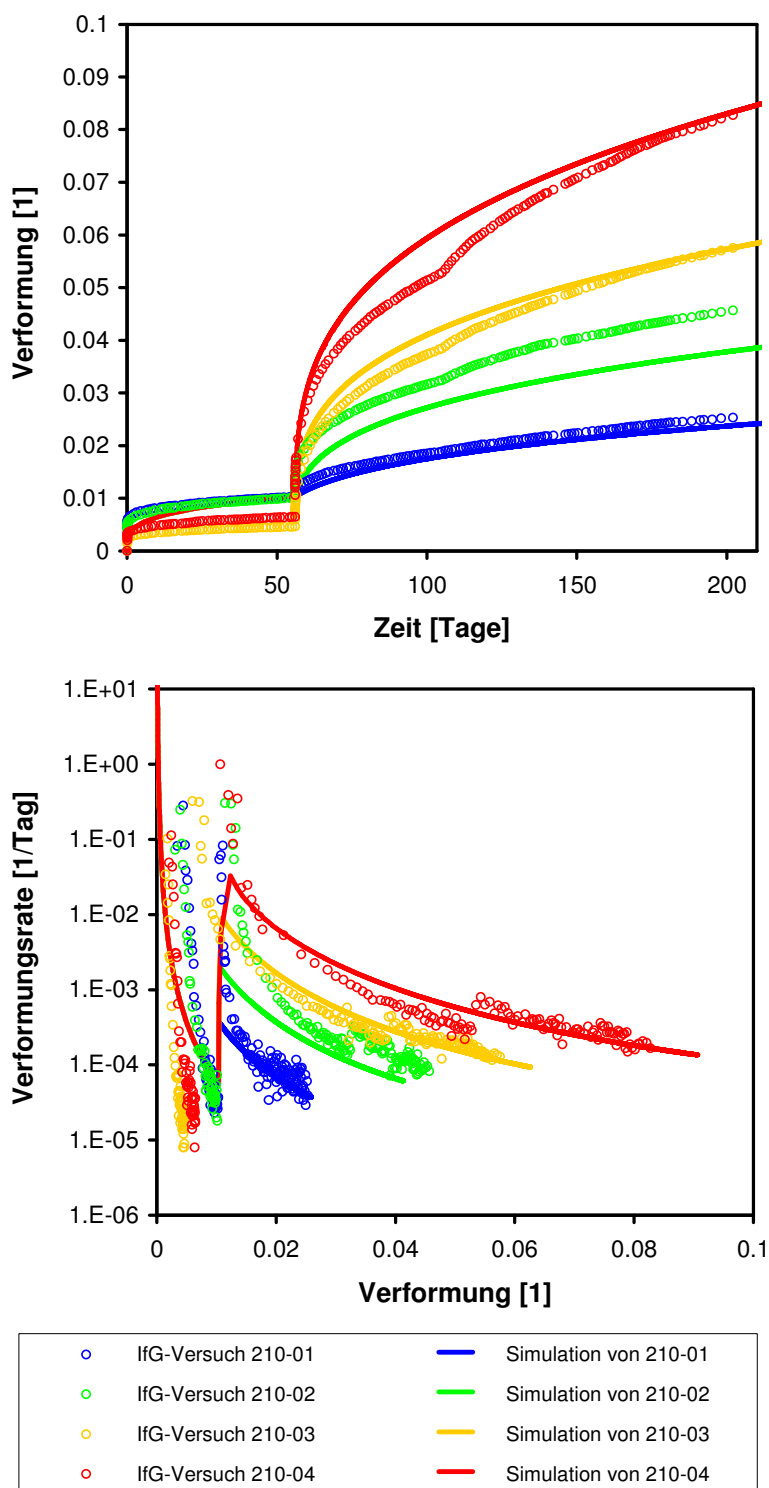


Abb. 49 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Günther/Salzer** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Auch das IfG hat für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen bestimmt.

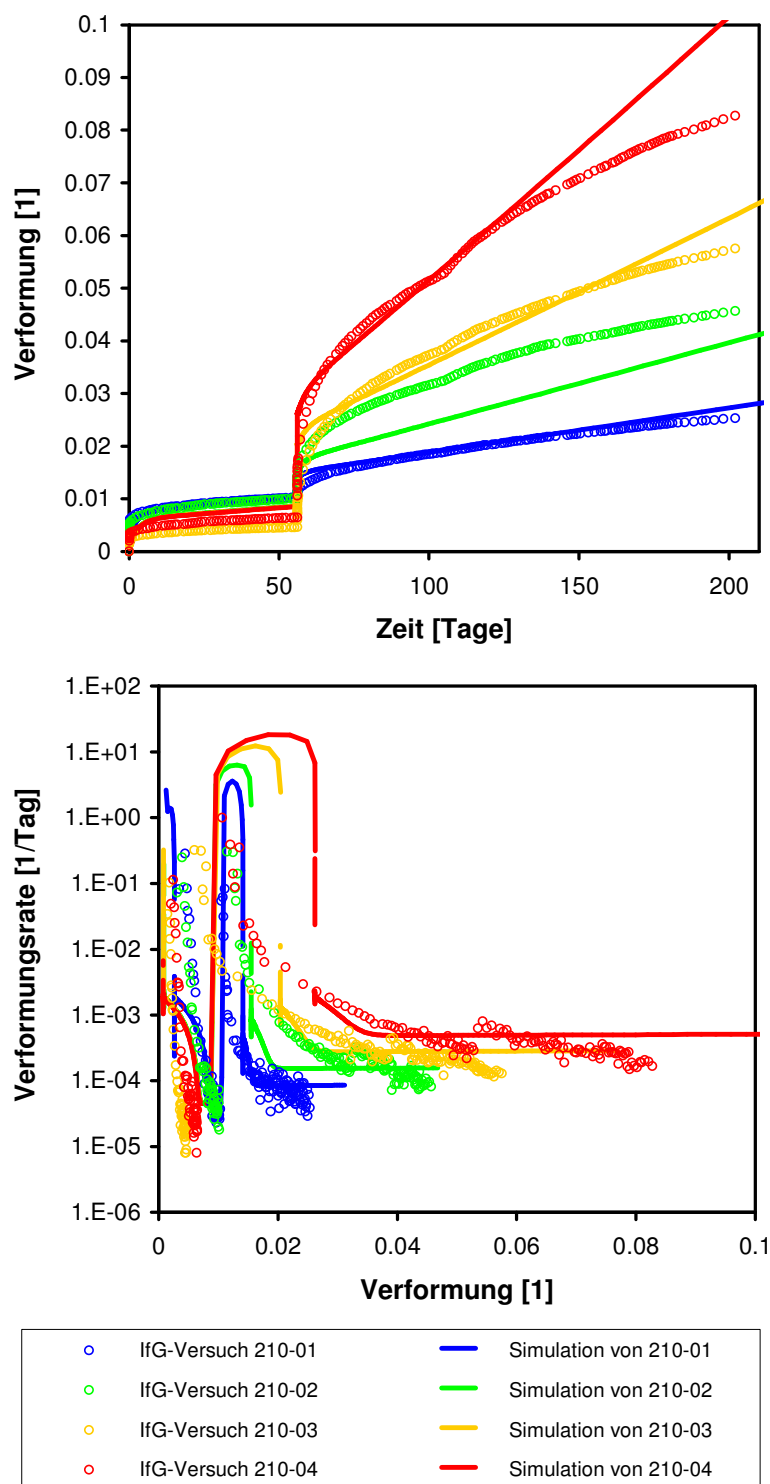


Abb. 50 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Minkley** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Das IfG hat auch für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen bestimmt. Daher ergeben sich hier größere Abweichungen der Modell- von den Messkurven als beim Asse-Speisesalz in Abb. 8 (Seite 36).

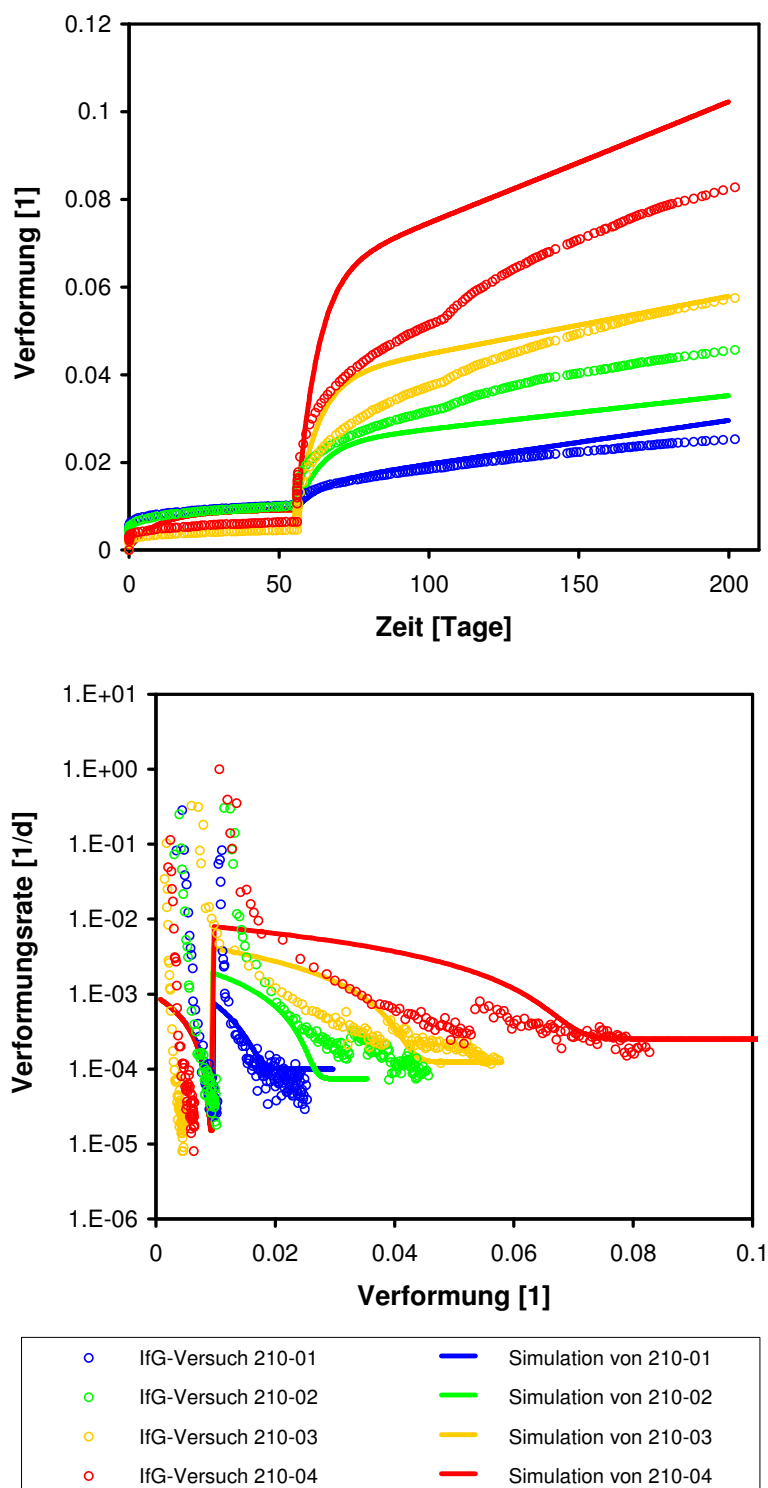


Abb. 51 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des TUC mit dem Stoffmodell Hou/Lux (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Die TUC hat für dieses Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen bestimmt.

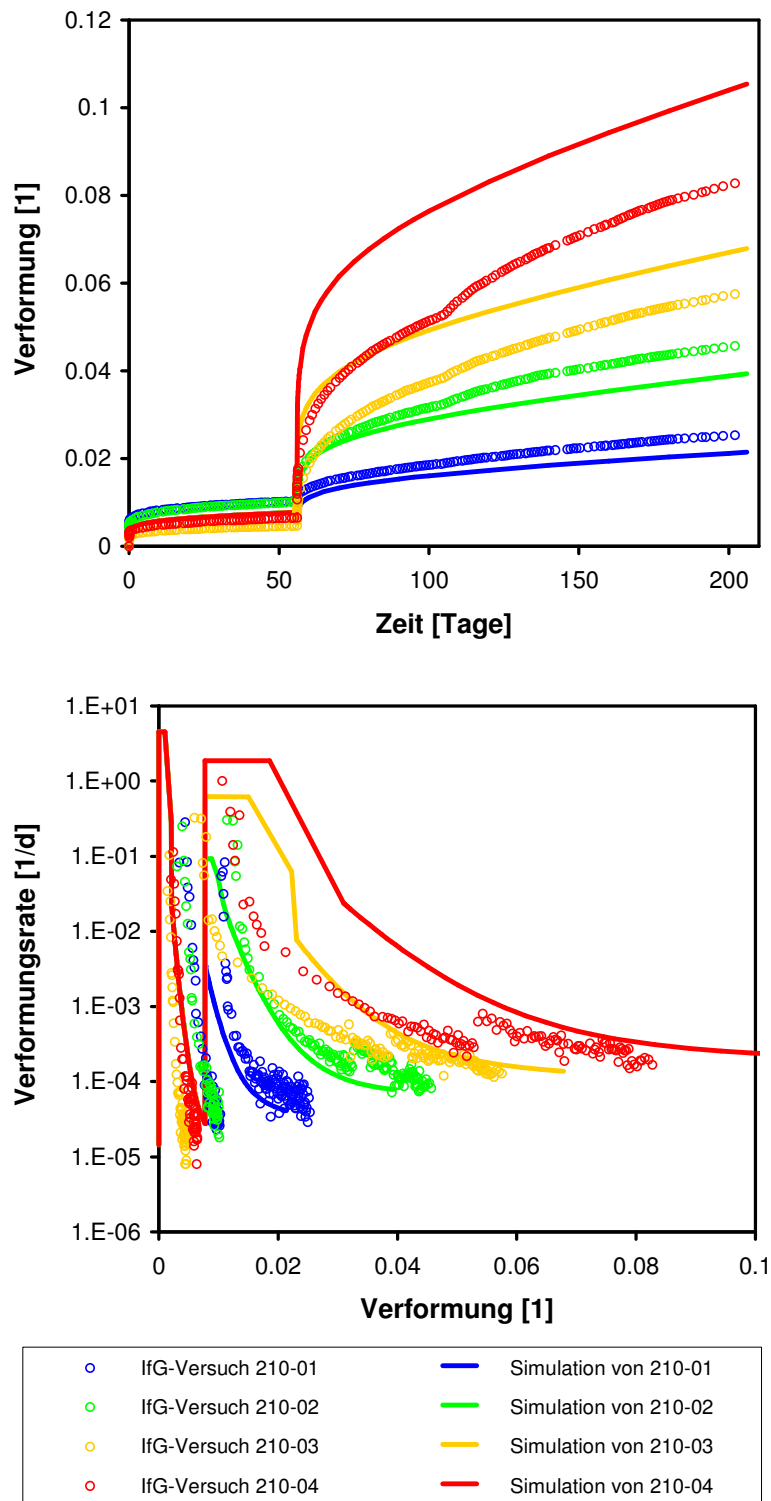


Abb. 52 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IUB** mit dem **Stoffmodell IUB-MDCF** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Auch das IUB hat für ihr Stoffgesetz einheitliche Kennwerte zur Nachrechnung sowohl der Kriech- als auch der Festigkeitsversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen bestimmt.

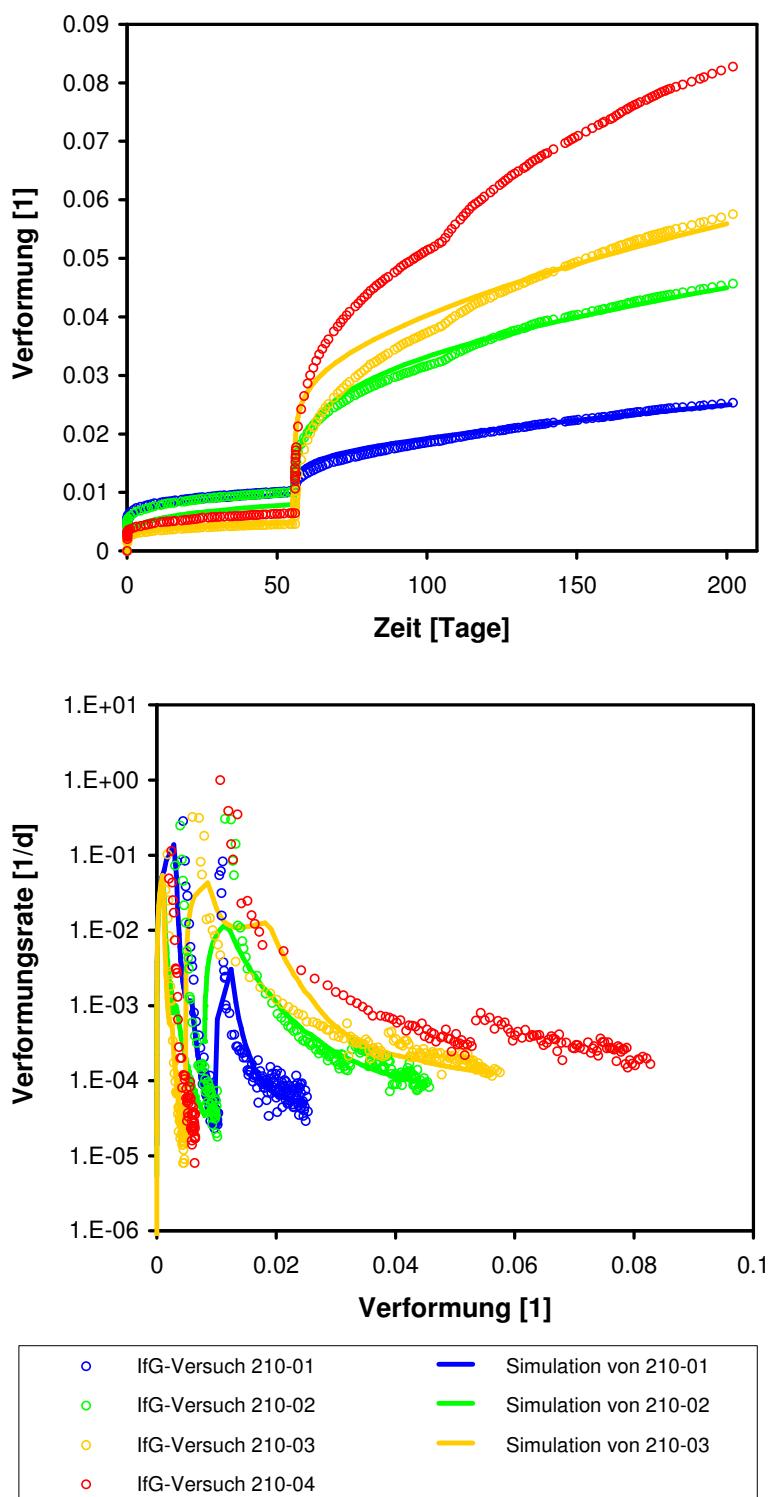


Abb. 53 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **INE** mit dem **FZK-Modell** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der vier Labor-Kriechversuche des IfG (Kreise), s. Abb. 45 (Seite 85). Die Kriechversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen wurden mit dem FZK-Modell jeweils individuell angepasst. Versuch 210-04 wurde vom INE nicht nachgerechnet.

Die folgenden Diagramme in Abb. 54 bis Abb. 59 geben die Anpassungen der Stoffgesetze an die Festigkeitsversuche mit dem Staßfurt-Steinsalz aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen aus Tab. 6 (Seite 84) wieder, die von den angegebenen Partnern mit den jeweiligen einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter vorgenommen wurden. Dargestellt sind auch die Vergleiche der sich mit den Kennwerten ergebenden Dilatanzenentwicklungen mit den Messdaten. Das INE hat diese Versuche nicht nachgerechnet.

Hampel gelangen mit dem CDM auch hier sehr gute Beschreibungen der Spannungs-Verformungs-Beziehungen, die Dilatanzenentwicklung wurde, außer im Nachbruchbereich, etwas überschätzt (Abb. 54). Die von der BGR mit dem CDM und den gleichen Kennwerten vorgenommenen Berechnungen zeigen in Abb. 55 aufgrund der bereits am Beispiel des Asse-Speisesalz erläuterten abweichenden Berücksichtigung der volumetrischen Verformung in der Gesamtverformung etwas andere Ergebnisse.

Die vom IfG mit dem Modell Günther/Salzer berechneten Modellkurven in Abb. 56 weisen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messkurven auf. Dies gilt, abgesehen von dem Versuch mit $p = 0$ MPa, auch für die Dilatanzenentwicklungen. Auch das Modell Minkley lieferte gute Beschreibungen der gemessenen Verläufe, lediglich im Nachbruchbereich kommt es zu numerischen Schwankungen (Abb. 57).

Bei den Berechnungsergebnissen der TUC mit dem Modell Hou/Lux fällt in Abb. 58 auf, dass die Bruchspannung (Tragfähigkeit) bei allen untersuchten Manteldrücken erheblich unterschätzt wurde. Bei der Dilatanzenentwicklung hat sich ein uneinheitliches Bild ergeben: Während bei $p = 0$ MPa die Modellkurve gut die Messkurve beschreibt, wird bei $p = 0,5$ bis 4 MPa die volumetrische Verformung überschätzt, bei höheren Manteldrücken dagegen unterschätzt.

Die Ergebnisse des IUB mit dem Modell IUB-MDCF zeigen in Abb. 59 ebenfalls Abweichungen in den Spannungsentwicklungen, vor allem die starke Abnahme der Tragfähigkeit im Nachbruchbereich wird nicht abgebildet. Die Manteldruckabhängigkeit der Dilatanzenentwicklung wird ebenfalls (wie beim Asse-Speisesalz, s. o.) nicht wiedergegeben.

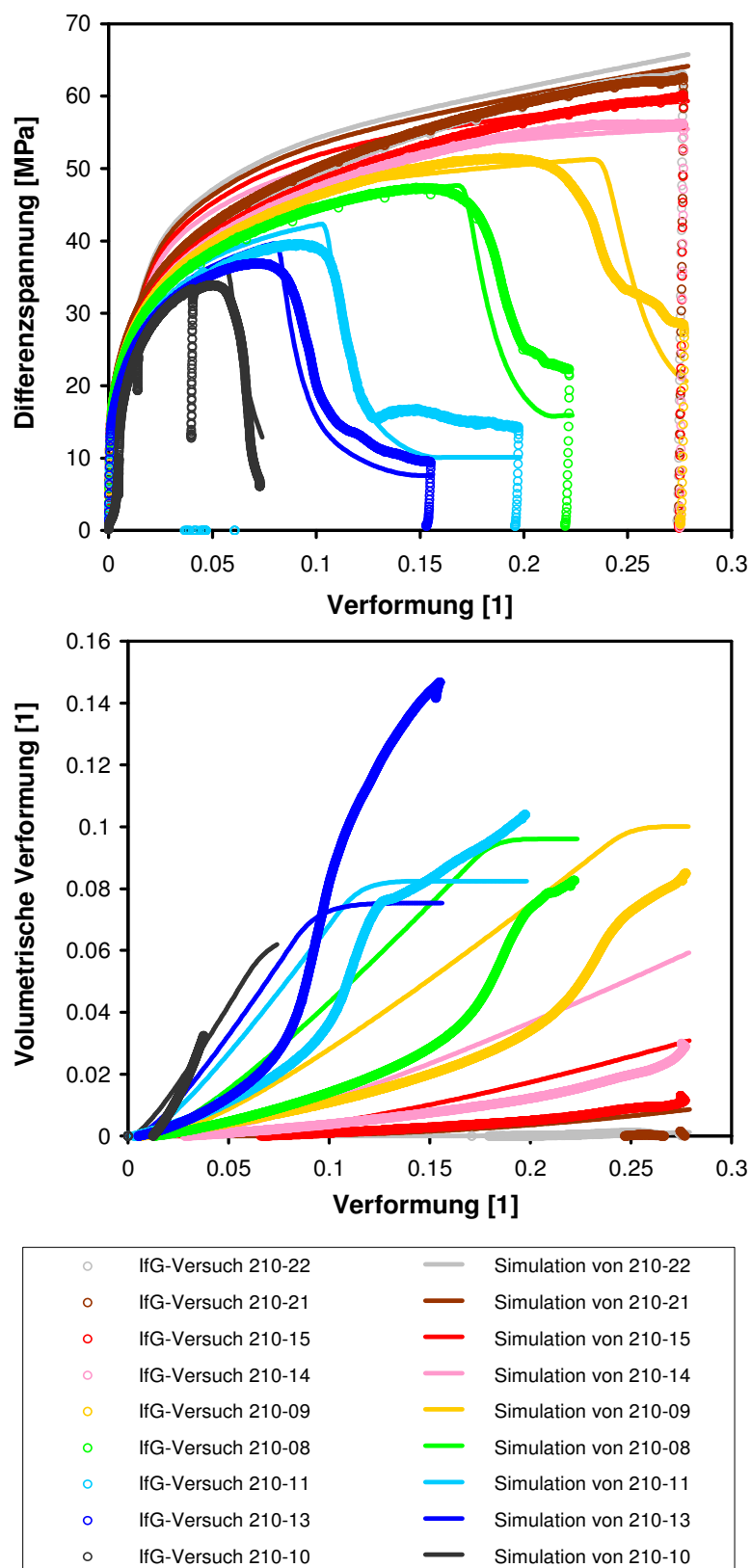


Abb. 54 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen von **Hampel** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Labor-Festigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 47 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der CDM-Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

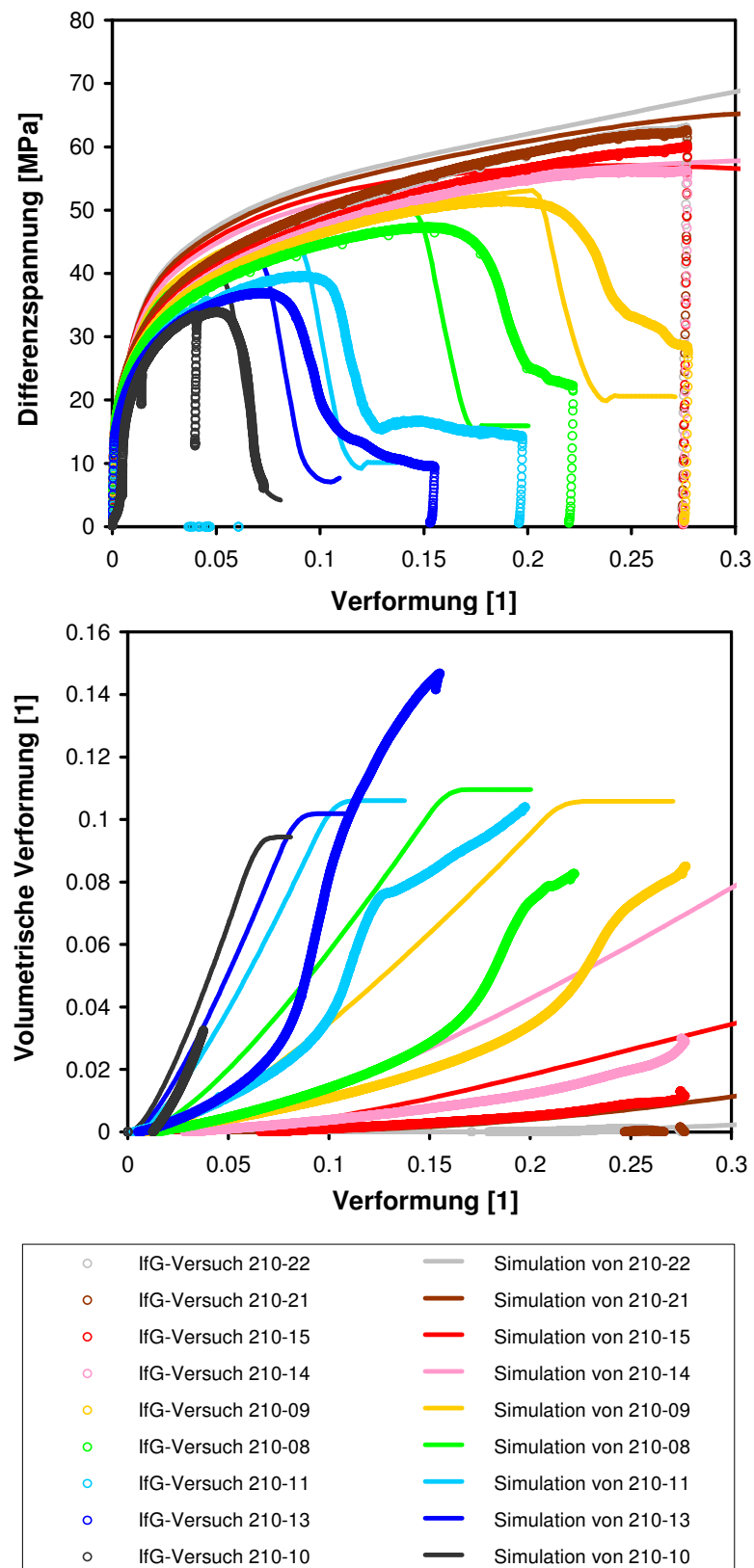


Abb. 55 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **BGR** mit dem **CDM-Stoffgesetz** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Labor-Festigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 48 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der CDM-Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

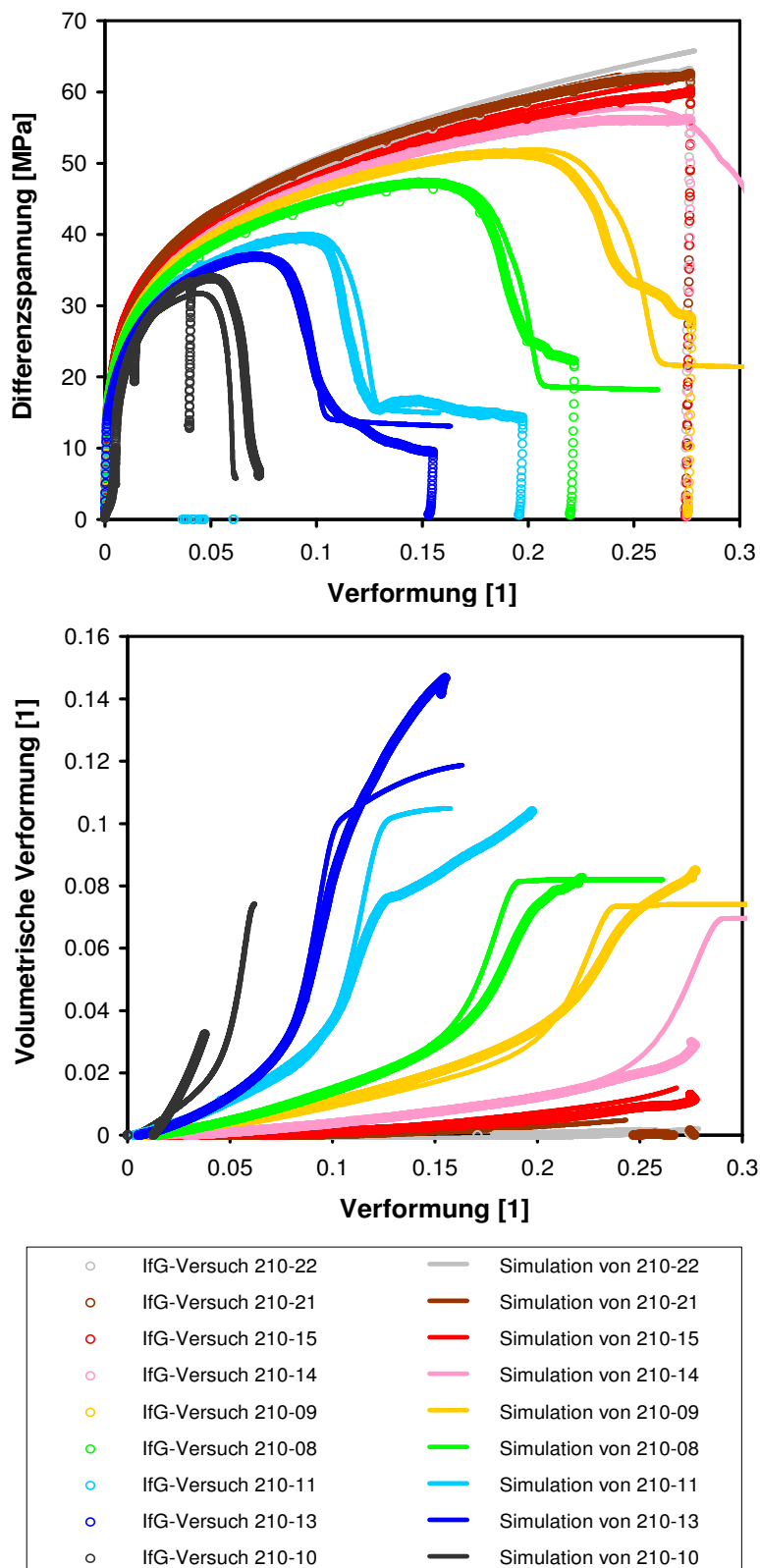


Abb. 56 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Günther/Salzer** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Laborfestigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 49 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

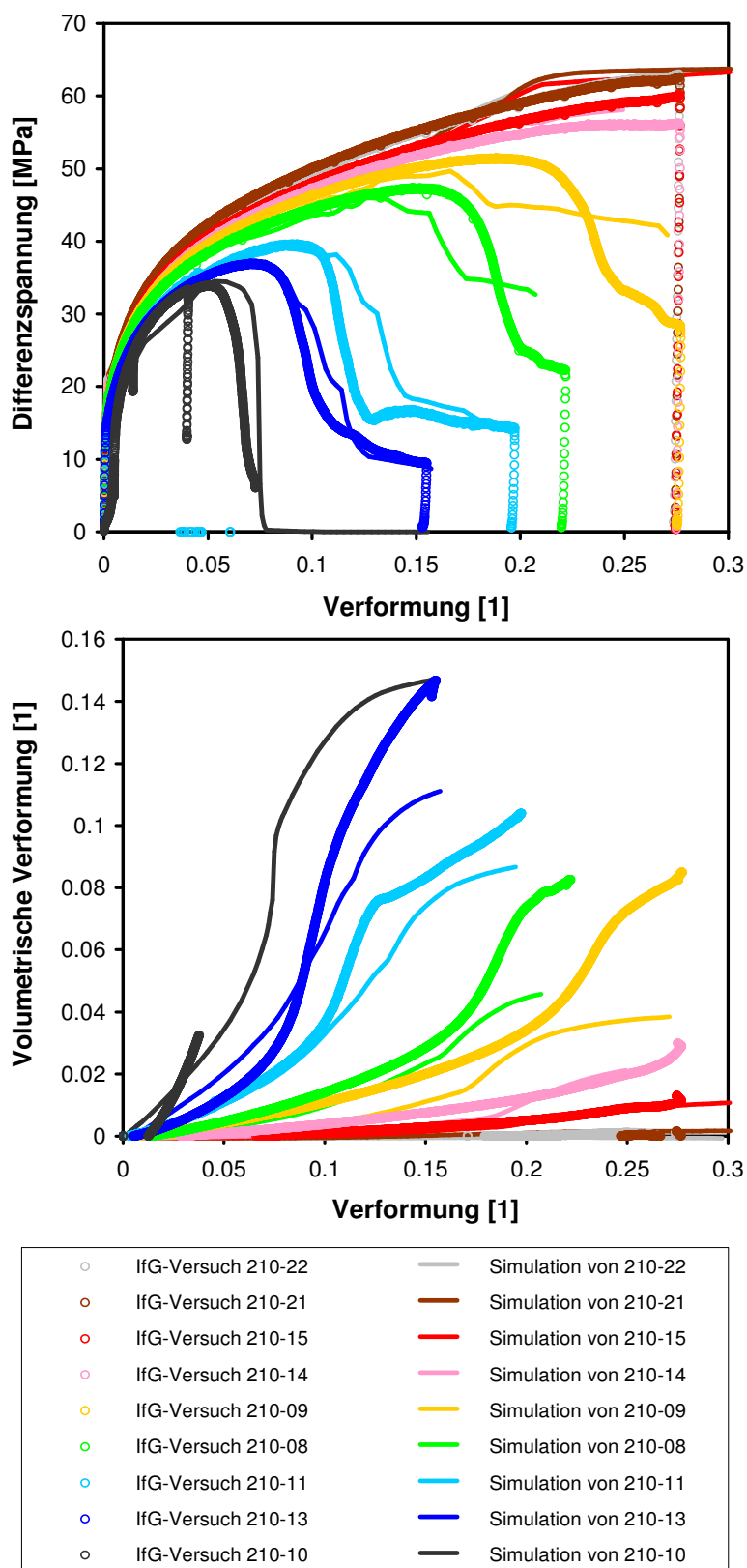


Abb. 57 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen des **IfG** mit dem **Stoffmodell Minkley** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Labor-Festigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 50 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

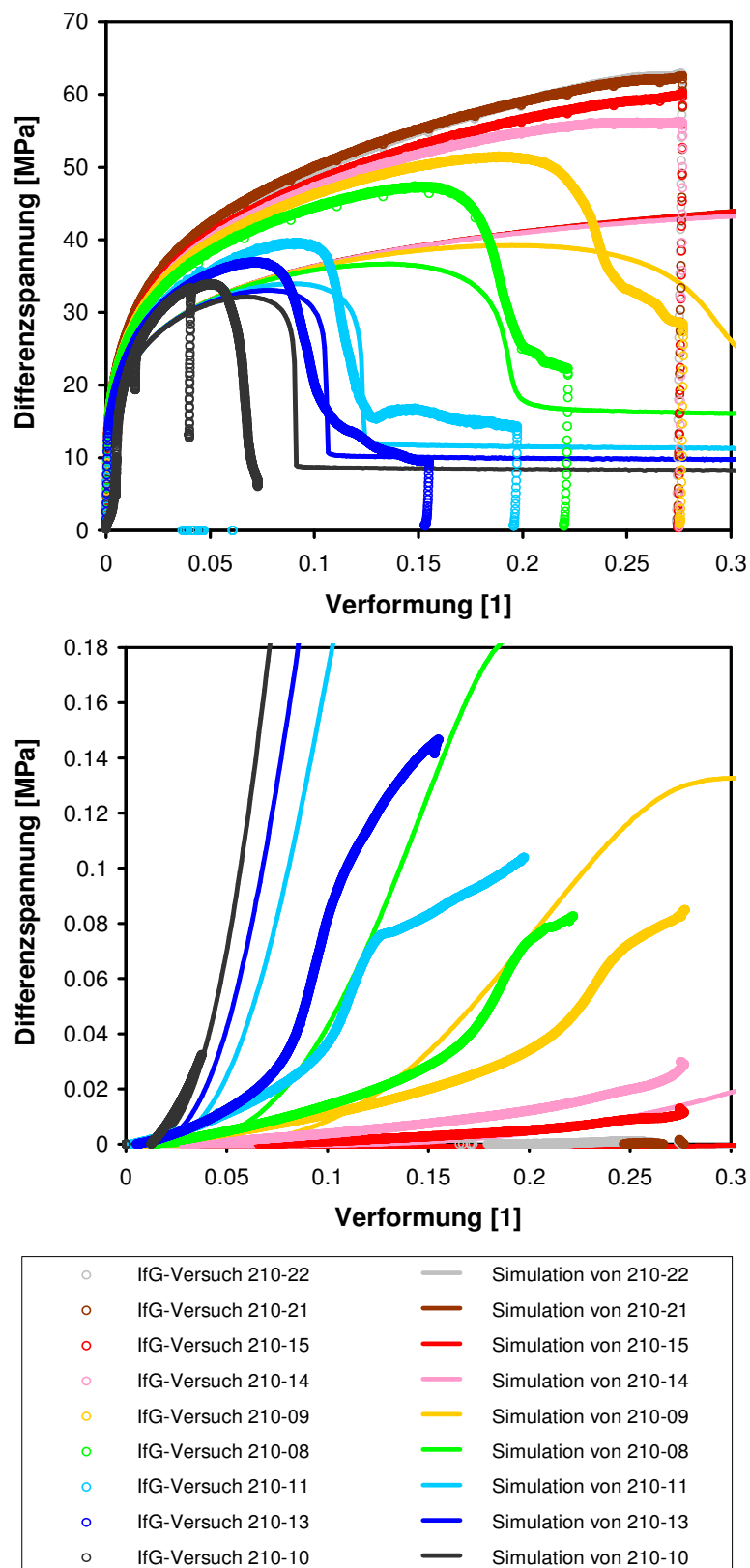


Abb. 58 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der TUC mit dem Stoffmodell Hou/Lux (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Labor-Festigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 51 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

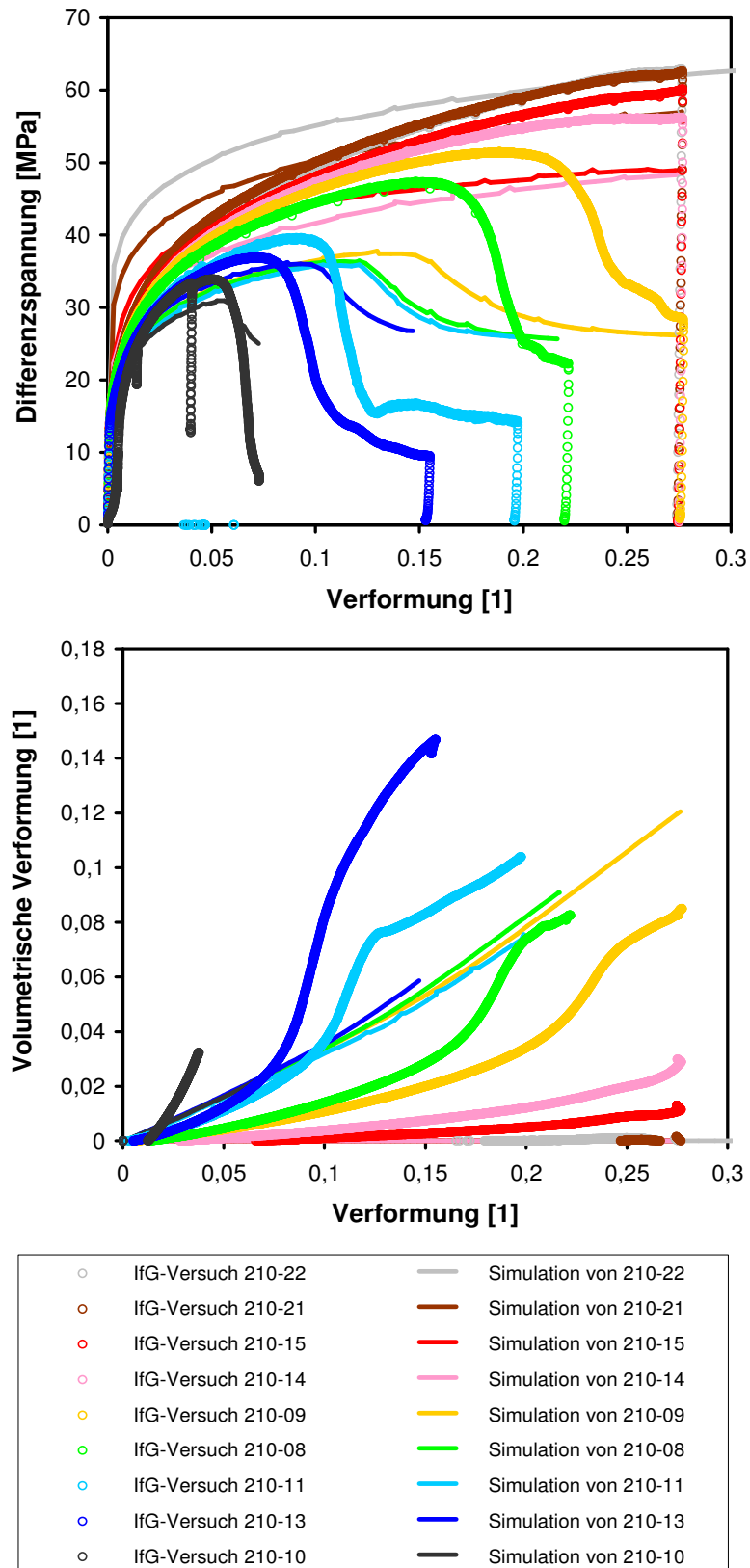


Abb. 59 Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnungen der **IUB** mit dem **Stoffmodell IUB-MDCF** (Linien) mit den experimentellen Ergebnissen der neun Laborfestigkeitsversuche mit Staßfurt-Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Kreise). Wie die Kriechkurven in Abb. 52 wurden auch diese Modellkurven mit den einheitlichen Kennwerten der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp berechnet.

5.2.2 Die Berechnung einer horizontalen Einzelstrecke („EU1-Modell“, AP6a)

In AP6a wurde als erste einfache Anwendung der Stoffgesetze hinsichtlich der Berechnung von Untertagestrukturen die in Abb. 44 auf Seite 82 vorgestellte Einzelstrecke im Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen im Bereich der Maschinenstrecke EU1 ausgewählt. 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 eine Auflockerungszone mit Dilatanz und Schädigung.

Um das Gesteinsverhalten mit den Stoffgesetzen unter solch verschiedenen Bedingungen beschreiben zu können, waren in AP5 von den Projektpartnern Hampel, IfG (beide Stoffmodelle), TUC und IUB vier Kriech- und neun Festigkeitsversuchen des IfG angepasst worden, um für diesen Salztyp einheitliche Kennwerte für die Stoffgesetzparameter zu bestimmen, siehe Kap. 5.2.1 (Seite 83ff.). Die BGR hat für ihre Nachrechnungen der Laborversuche die von Hampel für das CDM-Stoffgesetz ermittelten Kennwerte übernommen. Das INE hatte keinen der Festigkeitsversuche und nur drei der vier Kriechversuche mit individuell bestimmten Kennwerten nachgerechnet und verwendete für die Berechnungen der Untertagestrukturen in AP6 stattdessen andere, für das FZK-Modell typische Kennwerte, die bei den Vergleichen mit den vorhandenen In-situ-Messdaten geeignet verändert wurden.

Auch das IfG (beide Stoffmodelle), die TUC und das IUB modifizierten die anhand der Laborversuche ermittelten Kennwerte im Rahmen der Berechnungen in AP6a, um mit den Modellkurven die In-situ-Daten besser annähern zu können. Dieses war durchaus gerechtfertigt, da die Labordaten nur eine unsichere Bestimmung der Kennwerte erlaubten, wie auf Seite 83 begründet wurde. Hampel hat hingegen die Untertagestrukturen mit dem CDM und dem unveränderten Kennwertsatz aus den Laborversuchsanpassungen berechnet. Seine Ergebnisse entsprechen daher dem Resultat einer Langzeitextrapolation des mechanischen Verhaltens, da die Festigkeitsversuche nur einige Stunden und die zweistufigen Kriechversuche insgesamt nur 200 Tage gedauert hatten.

Die in AP6a berechnete Strecke war dagegen im Oktober 1963 aufgefahren worden. Zwischen dem 02.12.1998 und dem 04.05.1999 waren für 153 Tage Extensiometermessungen im Stoß und in der Firste sowie Frac-Spannungsmessungen im Stoß durch das IfG vorgenommen worden. Als Simulationszeitraum wurden daher von allen Partnern die ca. 35 Jahre ab der Auffahrung bis zum Ende der Untertagemessungen gewählt und am Ende die Berechnungsergebnisse mit den In-situ-Messdaten verglichen.

Die Strecke liegt, wie auf Seite 81 beschrieben, in 715 m Teufe und hat einen kreisrunden Querschnitt mit einem Durchmesser von 3 m. Aus Symmetriegründen wurde, wie bei der ausbauchenden Zylinderprobe in Kap. 5.1.2, nur die rechte Hälfte eines vertikalen Schnittes durch die Umgebung der Strecke modelliert. Abb. 60 und Abb. 61 zeigen als Beispiel das 2D-FLAC-Modell („EU1-Modell“) von Hampel zusammen mit einigen Randbedingungen und Ausgabepunkten für die Ergebnisvergleiche, in Abb. 62 sind zum Vergleich die numerischen Modelle des IfG, der BGR, des INE und der TUC wiedergegeben. Das Rechenmodell erstreckte sich über eine Distanz von 100 m über, neben und unter der Strecke, damit die Spannungs- und Verformungsverteilungen in der Streckenumgebung nicht durch die Einleitung der Randbedingungen gestört wurden.

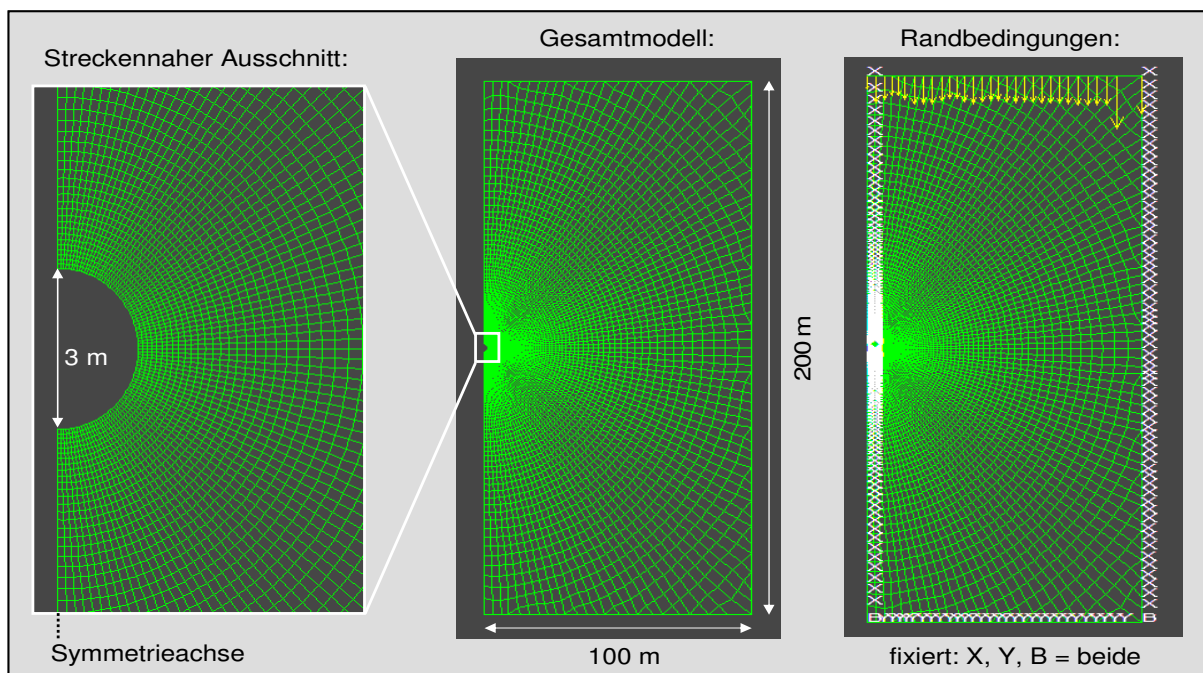


Abb. 60 „EU1-Modell“ (FLAC-Modell von Hampel) der rechten Hälfte eines senkrechten Schnittes durch die Umgebung der Blindstrecke („Messquerschnitt“) aus Abb. 44 Die Strecke hat einen Durchmesser von 3 m. Von den Randbedingungen sind im rechten Bild weiß die Fixierungen der Modellknoten in x- oder y-Richtung sowie gelb die auf das Modell wirkenden Kräfte dargestellt, wobei aufgrund der unterschiedlichen Elementbreiten am oberen Modellrand unterschiedlich lange Kraftpfeile eine konstante aufgeprägte Vertikalspannung von 15,7 MPa ergaben.

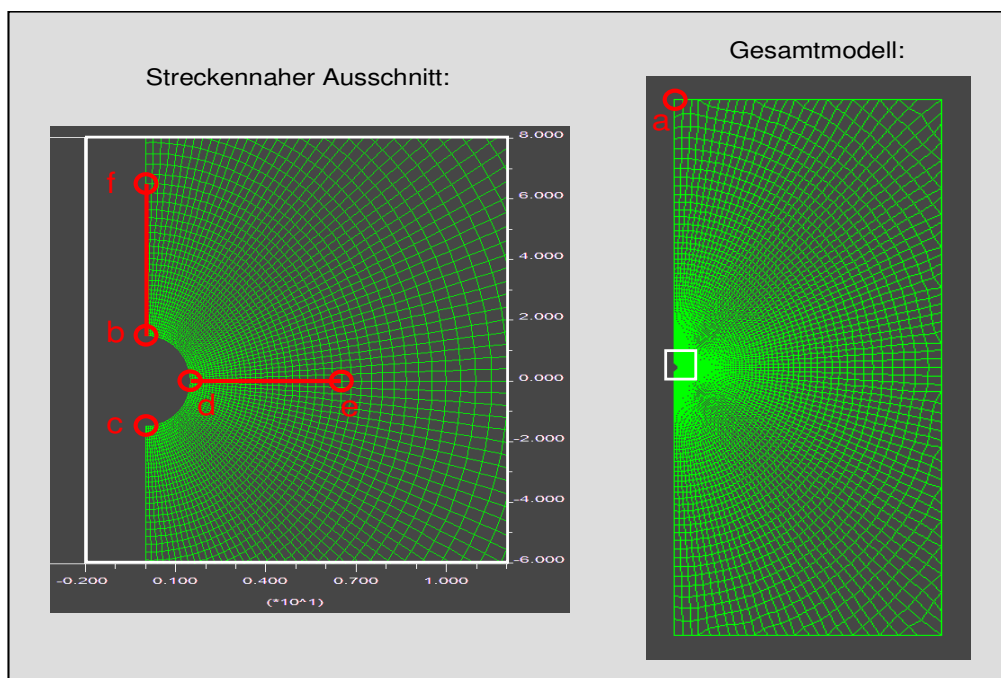


Abb. 61 Ausgabepunkte und -strecken einiger Ergebnisdarstellungen im EU1-Modell. Die Strecken d–e und b–f entsprechen den 5 m langen Extensiometersmessstrecken in der Firste und im Stoß, die 35 Jahre nach der Auffahrung für 153 Tage Daten lieferten.

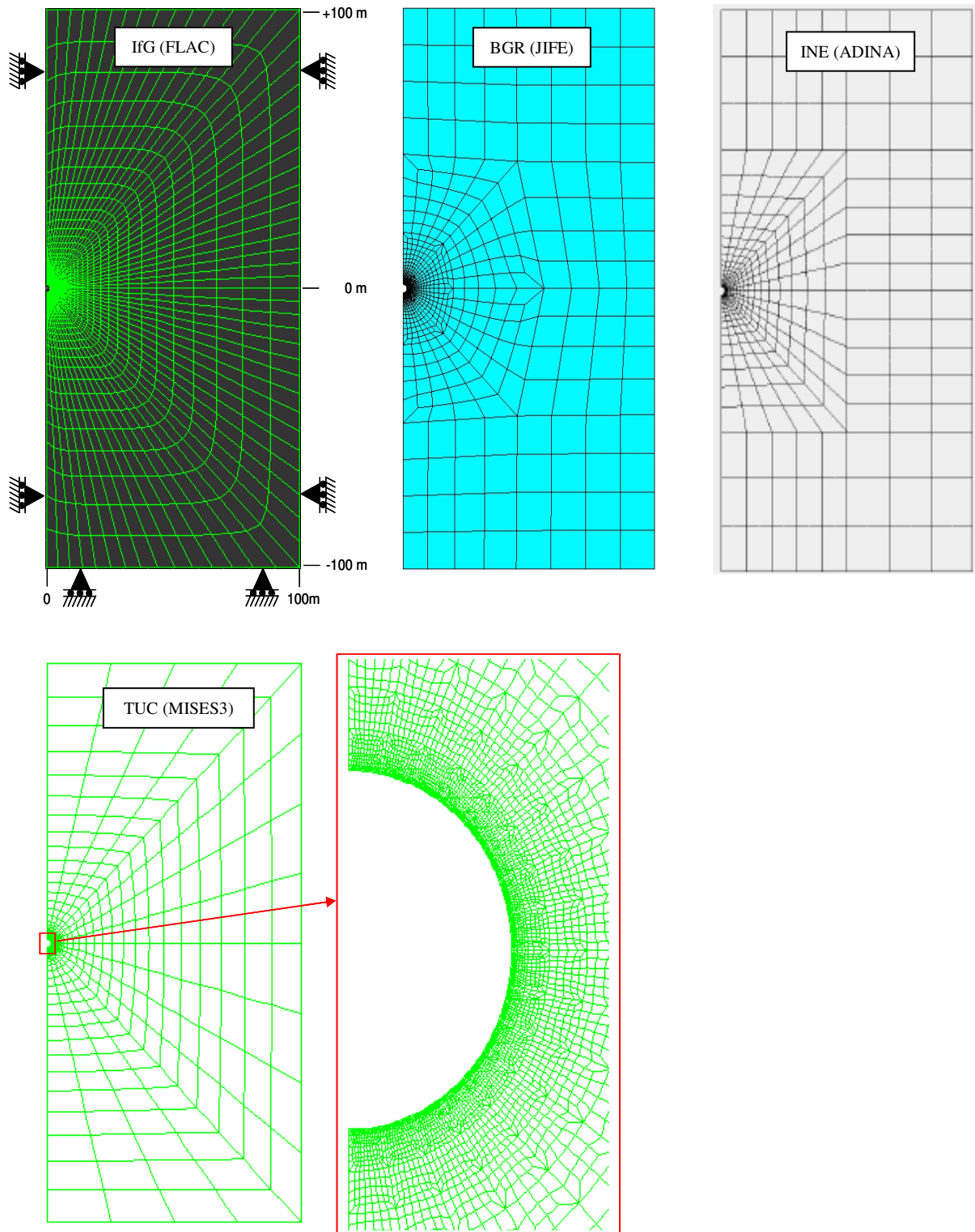


Abb. 62 Weitere „EU1-Modelle“ der Projektpartner IfG (FLAC, oben links), BGR (JIFE, oben Mitte), INE (ADINA, oben rechts) und TUC (MISES3, unten) zum Vergleich der unterschiedlichen Vernetzungen.

Der Streckenteufe entsprechend wurde am oberen Modellrand eine Auflast von 15,7 MPa aufgeprägt, die Vertikalspannung betrug aufgrund des durch das Eigengewicht des Salzes (angenommene Gesteinswichte: $0,022 \text{ MN/m}^3$) hervorgerufenen Gradienten bei der Strecke 17,9 MPa und am unteren Modellrand 20,1 MPa.

Die Berechnung erfolgte – außer bei der TUC mit MISES3 und beim IUB, wo die entsprechende Programmierung des IUB-MDCF-Modells für geometrisch nichtlineare Berechnungen mit FLAC am Ende der Projektlaufzeit noch nicht abgeschlossen war (s.o.) – unter der Annahme großer Verzerrungen. Außerdem wurde ein ebener Verzerrungszustand und eine Temperatur von $30 \text{ }^\circ\text{C}$ vorgegeben. Da das CDM-Stoffgesetz als Einziges explizit auch den Einfluss einer relativen Umgebungsfeuchte auf die Verformung im aufgelockerten Steinsalz beschreibt, wurde bei den CDM-Simulationen zusätzlich eine realistische relative Feuchte von $\Phi = 30 \%$ angenommen.

Im Folgenden werden die Ergebnisse von Hampel, des IfG (mit beiden Stoffgesetzen), der TUC, des IUB und des INE miteinander verglichen. Ergebnisdaten der BGR waren nicht verfügbar, weil bei der Berechnung des Modells mit dem CDM in JIFE (Abb. 62) erhebliche numerische Probleme auftraten, die erst gegen Ende der Projektlaufzeit gelöst werden konnten.

Des Weiteren wurden die Ergebnisse von Hampel mit einem modifizierten CDM-Stoffgesetz berechnet, weil sich mit der ursprünglichen Formulierung im EU1-Modell nur unrealistisch geringe Verformungen ergeben hatten (s. den Einzelbericht von Hampel), die nicht mit der bereits erläuterten Unsicherheit in der Bestimmung der Kennwerte vor allem für das volumentreue Kriechen erklärt werden konnten. Testrechnungen von Hampel im Rahmen dieses Projektes (a.a.O.) haben ergeben, dass mit der ursprünglichen CDM-Version das Kriechvermögen von Steinsalz nahe der Raumtemperatur bei den im Modell in der Nähe der Strecke auftretenden geringen Vergleichsspannungen (unter 10 MPa) erheblich unterschätzt wurde. Die Ursache dafür liegt darin, dass sich die Beschreibung des Kriechens von Steinsalz auf der Basis physikalischer und mikrostruktureller Zusammenhänge bisher auf Laboruntersuchungen stützte. Die Verformungsraten liegen dagegen bei geringen Temperaturen (nahe der Raumtemperatur) und geringen Differenzspannungen (unter 10 MPa) zum Teil weit unter $1 \cdot 10^{-10} \text{ 1/s}$ und damit weit unter der im Labor in vertretbaren Zeiträumen erreichbaren Auflösungsgrenze. Das Kriechverhalten wird mit der im übrigen verwendeten CDM-Version demnach unter solchen Bedingungen nicht korrekt abgebildet. Dieses Problem wurde mit der vorgenommenen CDM-Modifikation zunächst provisorisch behoben und soll im Rahmen einer geplanten Überarbeitung des Stoffgesetzes grundsätzlich gelöst werden.

In Abb. 63 bis Abb. 65 werden die in dem etwa 35-jährigen Zeitraum seit der Auffahrung der Strecke entstandenen vertikalen und horizontalen Verschiebungen sowie die Entwicklungen der vertikalen und horizontalen Spannungskomponente an ausgewählten Punkten des EU1-Modells (Abb. 61) in jeweils einheitlichen Darstellungen und Achsenskalierungen miteinander verglichen. Die von den Partnern berechneten Verschiebungen unterscheiden sich sowohl hinsichtlich der Kurvenformen als auch in den am Ende erreichten Maximalwerten vor allem der Streckenkonvergenz (vgl. die Verschiebungen an den Punkten b und c in Abb. 63, am Punkt d in Abb. 64).

In Abb. 65 fällt auf, dass die Vertikalspannung am Stoß SYY_d und fünf Meter weiter im Steinsalz SYY_e nur im IfG-Ergebnis mit dem Modell Minkley anfangs etwas ansteigt, bis sie nach etwa fünf Jahren wieder leicht abnimmt. In den anderen fünf Simulationen fällt sie von anfangs teilweise sehr hohen Werten im Verlaufe der Konvergenz der Strecke kontinu-

ierlich ab, da bei diesen Projektpartnern vor Beginn der Kriechrechnung zunächst eine elastische Ausgleichsrechnung durchgeführt wurde. Die Schwankungen im Kurvenverlauf mit dem Modell Minkley sind durch die Verwendung der automatischen Zeitschrittsteuerung in FLAC bedingt.

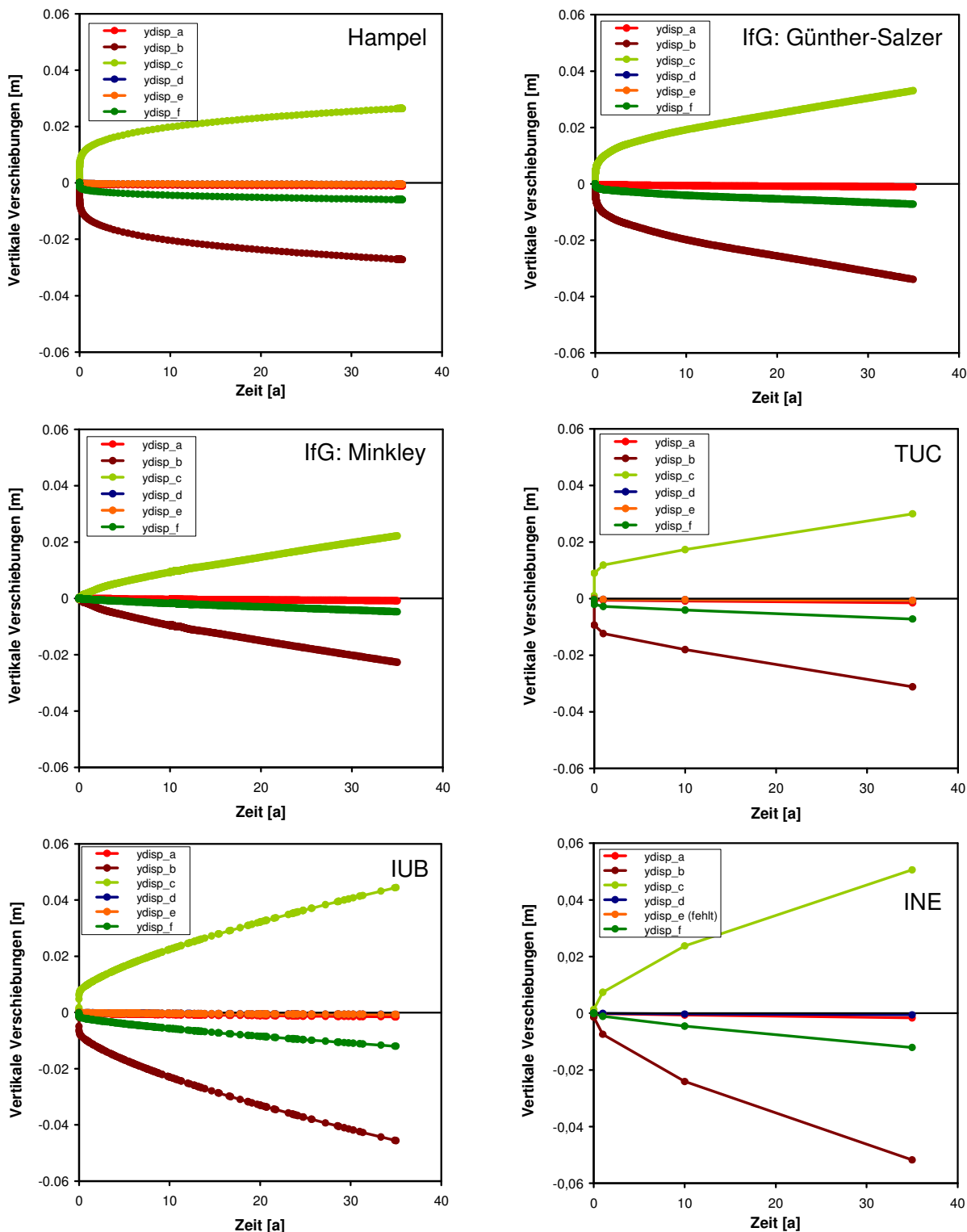


Abb. 63 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **vertikalen Verschiebungen** ausgewählter Punkte des „EU1-Modells“ (Punkte a bis f, s. Abb. 61) im Berechnungszeitraum von 35 Jahren ab der Auffahrung der Strecke. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden gleiche Achsenskalierungen verwendet. TUC und INE haben die Ergebnisse nur an vier Zeitpunkten ausgegeben, die Berechnung erfolgte aber auch bei ihnen mit erheblich mehr Zwischenschritten. Die BGR hat aufgrund numerischer Schwierigkeiten keine abschließenden Ergebnisdaten erzeugt.

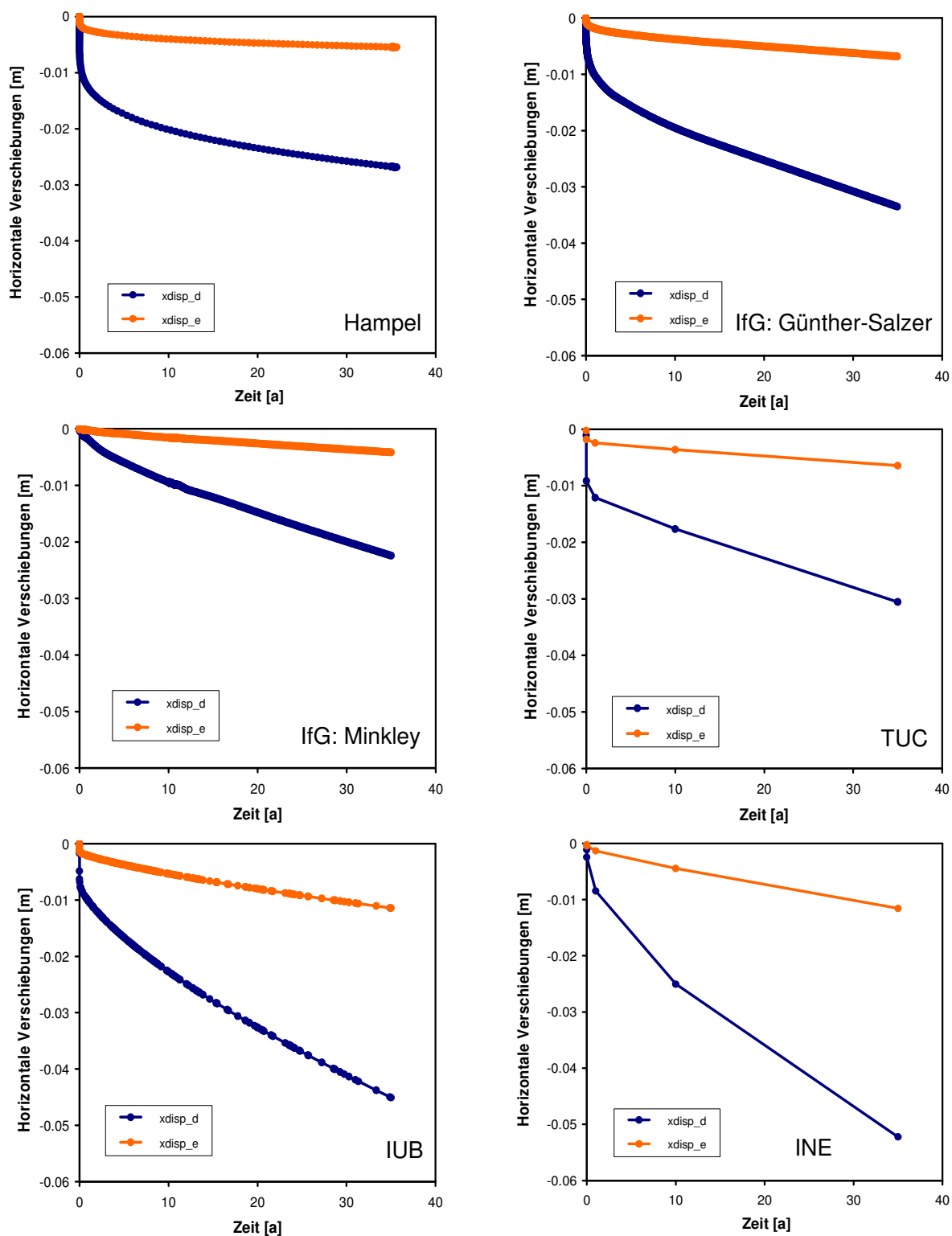


Abb. 64 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **horizontalen Verschiebungen** ausgewählter Punkte des „EU1-Modells“ (Punkte d und e, s. Abb. 61) im Berechnungszeitraum von 35 Jahren ab der Auffahrung der Strecke, für weitere Details siehe Abb. 63.

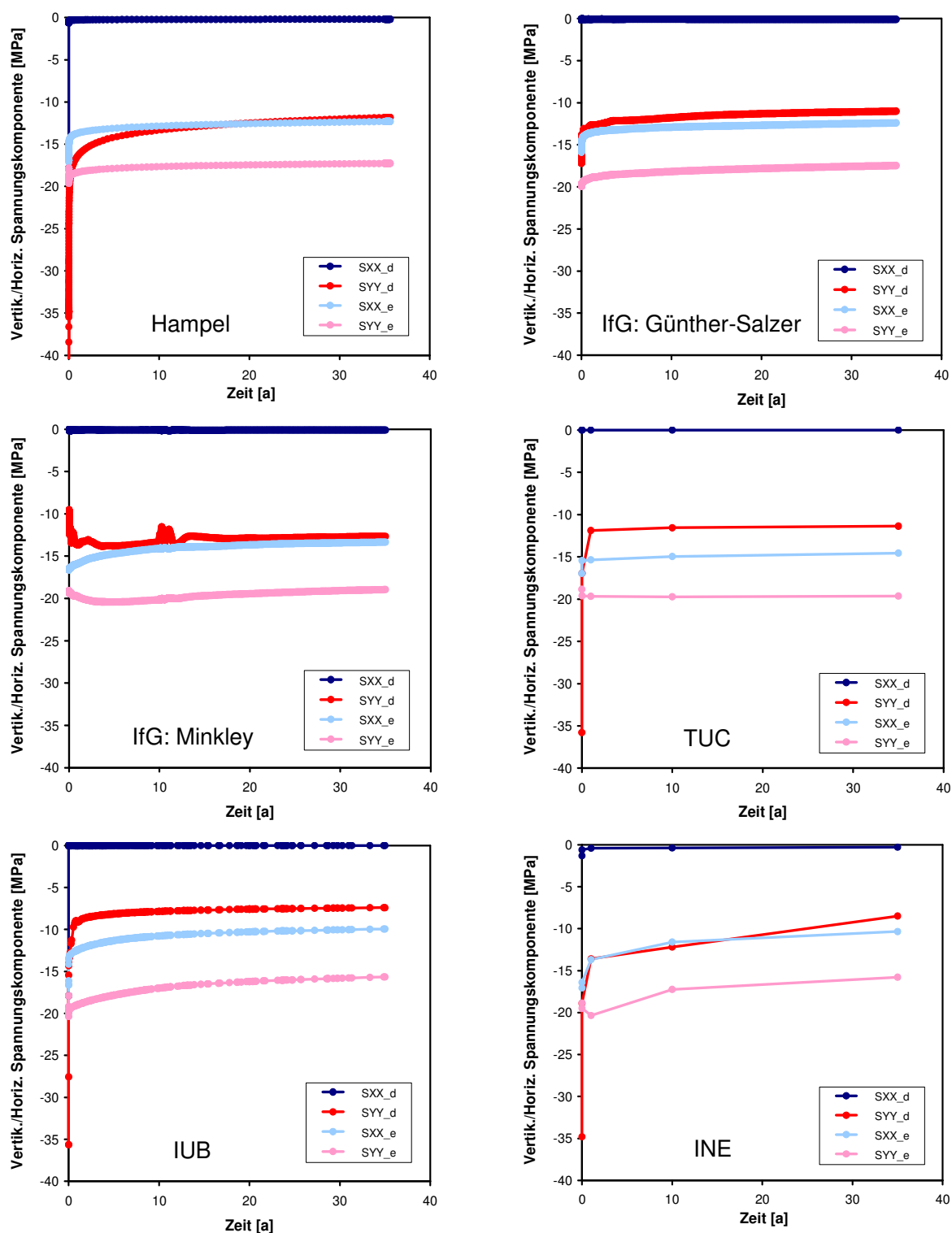


Abb. 65 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **vertikalen und horizontalen Spannungskomponenten** an ausgewählten Punkten des „EU1-Modells“ (Punkte d und e, s. Abb. 61) im Berechnungszeitraum von 35 Jahren ab der Auffahrung der Strecke, für weitere Details siehe Abb. 63.

In Abb. 66 bis Abb. 71 werden einige Ergebnisse der Partner zu dem „EU1-Modell“ jeweils in einem Diagramm gemeinsam dargestellt.

In Abb. 66 zeigt der Vergleich der Firstverschiebungen nach 35 Jahren eine Bandbreite von 2,3 cm (IfG, Modell Minkley) bis 5,9 cm (INE, FZK-Modell), wobei am Ende des ersten Jahres die Ergebnisse bis auf dasjenige mit dem Modell Minkley noch recht nahe zusammen lagen und von da an immer weiter auseinander liefen. In der Tendenz wird aber auch deutlich, dass die weitere Zunahme der Streckenkonvergenz über den Simulationszeitraum von 35 Jahren hinaus mit dem CDM erheblich geringer ausfallen würde als mit den anderen Stoffgesetzen. Der mit fortschreitender Konvergenz erfolgende Abbau der Vergleichsspannung am Streckenrand (s. Einzelbericht von Hampel) führt im CDM zu einer starken Verlangsamung der weiteren Verformung.

Dieses wird auch aus Abb. 67 ersichtlich, in der die Rate der Extensiometersverschiebungen, die aus der Differenz zwischen den Verschiebungen der Punkte d und e bzw. b und f berechnet wurden, aufgetragen sind. Das IfG (beide Stoffgesetze), die TUC und das IUB treffen die in situ nach 35 Jahren für 153 Tage gemessenen Daten sehr gut, weil sie ihre Kennwerte aus den Laborversuchsanpassungen entsprechend verändert hatten. Das INE, das sich mit der Kennwertwahl nicht auf die Laborversuche gestützt hat, liegt sogar etwas zu hoch.

Nur Hampel hat die ursprünglichen Kennwerte verwendet und liegt mit seinem Simulationsergebnis um den Faktor 3 unter den Messdaten. Eine um den Faktor 3 höher angenommene Duktilität des Staßfurt-Steinsalzes hätte allerdings keine akzeptablen Laborversuchsanpassungen ergeben. Dieses ist eine Abweichung, mit der man möglicherweise rechnen muss, wenn man eine Simulation für einen Zeitraum von 35 Jahren ausschließlich auf der Basis von Informationen über das Steinsalzverhalten aus nur wenigen Laborversuchen durchführt, die zudem nur einige Stunden (Festigkeitsversuche) bzw. 200 Tage (Kriechversuche) gedauert hatten. Für genauere Vorhersagen sind daher Informationen aus erheblich mehr Laborversuchen sowie (noch vorteilhafter) aus In-situ-Untersuchungen notwendig. Einschränkend sei zu diesen Schlussfolgerungen angemerkt, dass es sich bei dem im Verbundvorhaben erstellten „EU1-Modell“ um eine sehr vereinfachte geometrische Abbildung der Realität gehandelt hat, bei der zum Beispiel ein Einfluss der wenige Meter unter der Strecke liegenden Anhydrit-Schicht (s.o.) nicht berücksichtigt wurde.

In Abb. 68 sind die Werte der berechneten horizontalen Verschiebungen entlang einer horizontalen Linie vom Stoß in das Steinsalz hinein aufgetragen, und zwar für den Zeitpunkt „35 Jahre nach der Auffahrung“. Natürlich sind die Unterschiede direkt am Stoß am größten und entsprechen hier denjenigen aus Abb. 66. (In den Ergebnissen des INE fehlten die zugehörigen Daten.)

Abb. 69 gibt die Simulationsergebnisse der minimalen Hauptspannung 1 Jahr und 35 Jahre nach der Auffahrung der Strecke ebenfalls entlang der horizontalen Linie vom Stoß in das Steinsalz hinein wieder. Am Stoß ist die minimale Hauptspannung wegen der freien Oberfläche Null, tief im Gebirge entspricht sie dem Teufendruck (17,9 MPa). Am Ende der Simulationsperiode von 35 Jahren stimmen die Ergebnisse von Hampel und vom IfG (Modell Günther/Salzer) sehr gut mit den zum gleichen Zeitpunkt aufgenommenen Daten der Frac-Messungen des IfG überein. Während sich bei der TUC und dem IfG mit dem Modell Minkley noch eine etwas zu hohe Spannung ergeben hat, liegen die Ergebnisse der IUB und INE betragsmäßig bereits etwas unter den Messdaten (in dem durch die In-situ-Daten belegten Intervall). 1 Jahr nach der Auffahrung sah das Bild noch anders aus: Hier lagen die Kurven von Hampel und der TUC noch nahezu übereinander, diejenige der TUC hat sich im Laufe der folgenden 34 Jahre allerdings kaum noch verändert. In diesem Zeit-

raum war die Veränderung der IUB-Kurve ebenfalls stärker als diejenige des IfG (Modell Günther/Salzer). Die vom IfG (Modell Minkley) berechnete minimale Hauptspannung entwickelte sich insgesamt etwas langsamer, welches zu den geringeren Verschiebungen in Abb. 66 und Abb. 68 passt.

Schließlich sind in Abb. 70 die berechneten volumetrischen Verformungen am Ende der Simulationen entlang einer vom Stoß ausgehenden horizontalen Linie in das Steinsalz hinein miteinander verglichen. Diese Ergebnisse geben demnach die mit den Stoffgesetzen errechnete Größe der Dilatanz und Ausdehnung der Auflockerungszone 35 Jahre nach der Auffahrung der Strecke wieder. Hier werden erhebliche Unterschiede sichtbar zwischen den Ergebnissen der Partner hinsichtlich der Dilatanz am Stoß, dem Verlauf der Dilatanzabnahme in der Auflockerungszone sowie der berechneten Ausdehnung dieser Zone. Hampel, das IfG (beide Stoffgesetze) und die TUC berechneten eine ca. 20 cm breite Auflockerungszone, beim INE lautet das Ergebnis dagegen ca. 1,7 m. Im Ergebnis des IUB ist keine Grenze der Auflockerungszone erkennbar, welches möglicherweise auf die geometrisch lineare Berechnung zurückzuführen ist, aber auch andere Ursachen haben könnte, wenn man an die Ergebnisse der ausbauchenden Zylinderproben aus AP3 in Abb. 39 auf Seite 74 und Abb. 43 auf Seite 78 denkt.

Ergänzend findet sich in der Legende zu der Modellkurve von Hampel in Abb. 70 der Hinweis auf die Dilatanzgrenze von Cristescu-Hunsche, mit der diese CDM-Simulation durchgeführt wurde. Mit der erheblich höher liegenden aktuellen BGR-Dilatanzgrenze (s. zum Beispiel die Oktaederdarstellung in Abb. 45 und Abb. 46, Seite 85f.) hatte sich nämlich eine nahezu verschwindende Auflockerungszone mit nur einer extrem kleinen Dilatanz ergeben, wie Abb. 71 verdeutlicht. Für weitere Erläuterungen wird auf die zugehörige Bildunterschrift verwiesen. Diese Ergebnisse machen deutlich, dass hinsichtlich der Lage der Dilatanzgrenze noch weiterer Forschungsbedarf besteht.

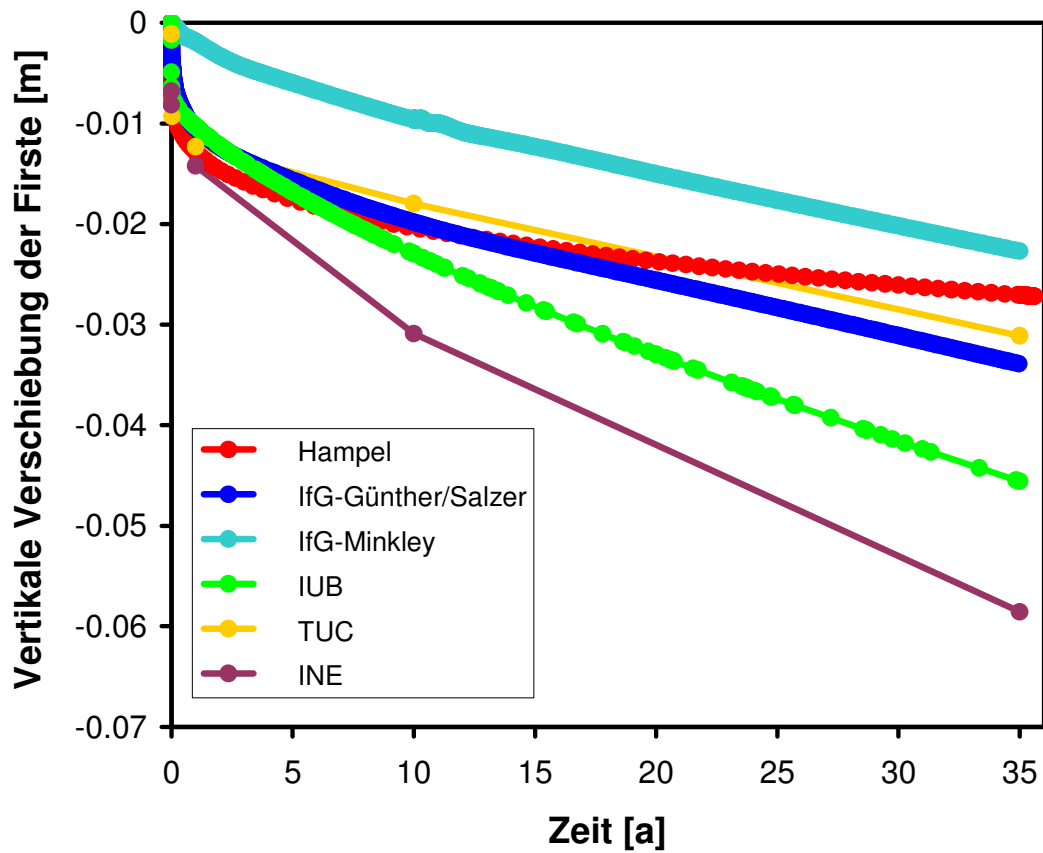


Abb. 66 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **vertikalen Verschiebungen der Firste** der Strecke EU1 (Punkt b in Abb. 61) im Berechnungszeitraum von 35 Jahren ab der Auffahrung der Strecke.

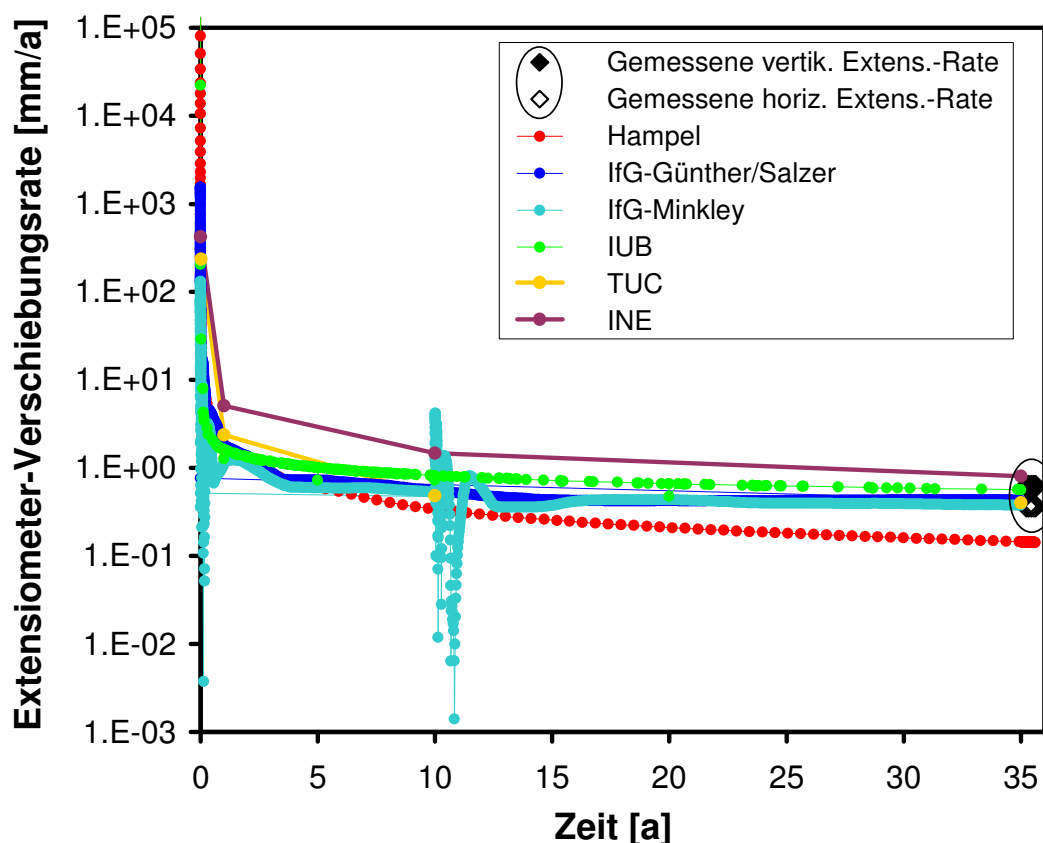


Abb. 67 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **Verschiebungs-raten der Extensometerstrecken b–f** in der Firste und d–e im Stoß der Strecke EU1 (siehe Abb. 61) im Berechnungszeitraum von 35 Jahren ab der Auffahrung der Strecke. Zum Vergleich sind ebenfalls Messergebnisse des IfG (schwarze Rauten) eingetragen, die nach 35 Jahren für 153 Tage aufgenommen worden waren.

Einige der Partner haben die anhand der Laborversuche in Kap. 5.2.1 für diesen Staßfurt-Steinsalztyp der Grube Sondershausen bestimmten Kennwerte modifiziert, um eine bessere Übereinstimmung mit den In-situ-Messdaten zu erzielen. Dieses war gerechtfertigt, weil nur wenige Laborversuche vorlagen und die Versuche nur maximal 200 Tage dauerten, die In-situ-Simulation sich dagegen über 35 Jahre erstreckte. Die Berechnung von Hampel wurde dagegen mit den Kennwerten der Laborversuchsnachrechnungen durchgeführt; allerdings musste hierfür eine provisorische Modifikation der Beschreibung des Kriechens mit dem CDM bei sehr kleinen, im Labor nicht messbaren Verformungsraten vorgenommen werden, weil mit der im übrigen Projekt verwendeten CDM-Version die Duktilität von Steinsalz unter solchen Bedingungen unterschätzt wird. Die Schwankungen im Kurvenverlauf IfG-Minkley sind durch die Verwendung der automatischen Zeitschrittsteuerung in FLAC bedingt.

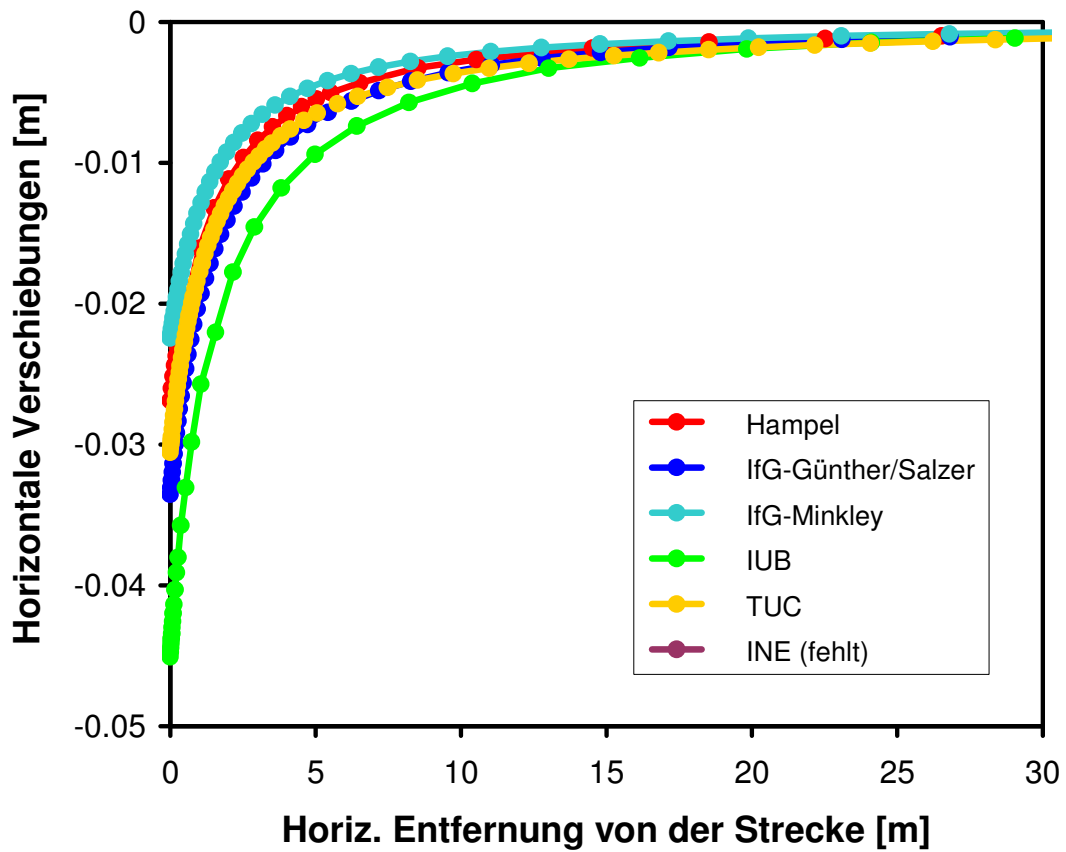


Abb. 68 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern berechneten **horizontalen Verschiebungen im Stoß** der Strecke EU1 (in Abb. 61 entlang der Strecke d–e und über den Punkt e hinaus, der sich bei 5 m befindet; Punkt d liegt bei 0 m) für den Zeitpunkt „35 Jahre nach der Auffahrung“.

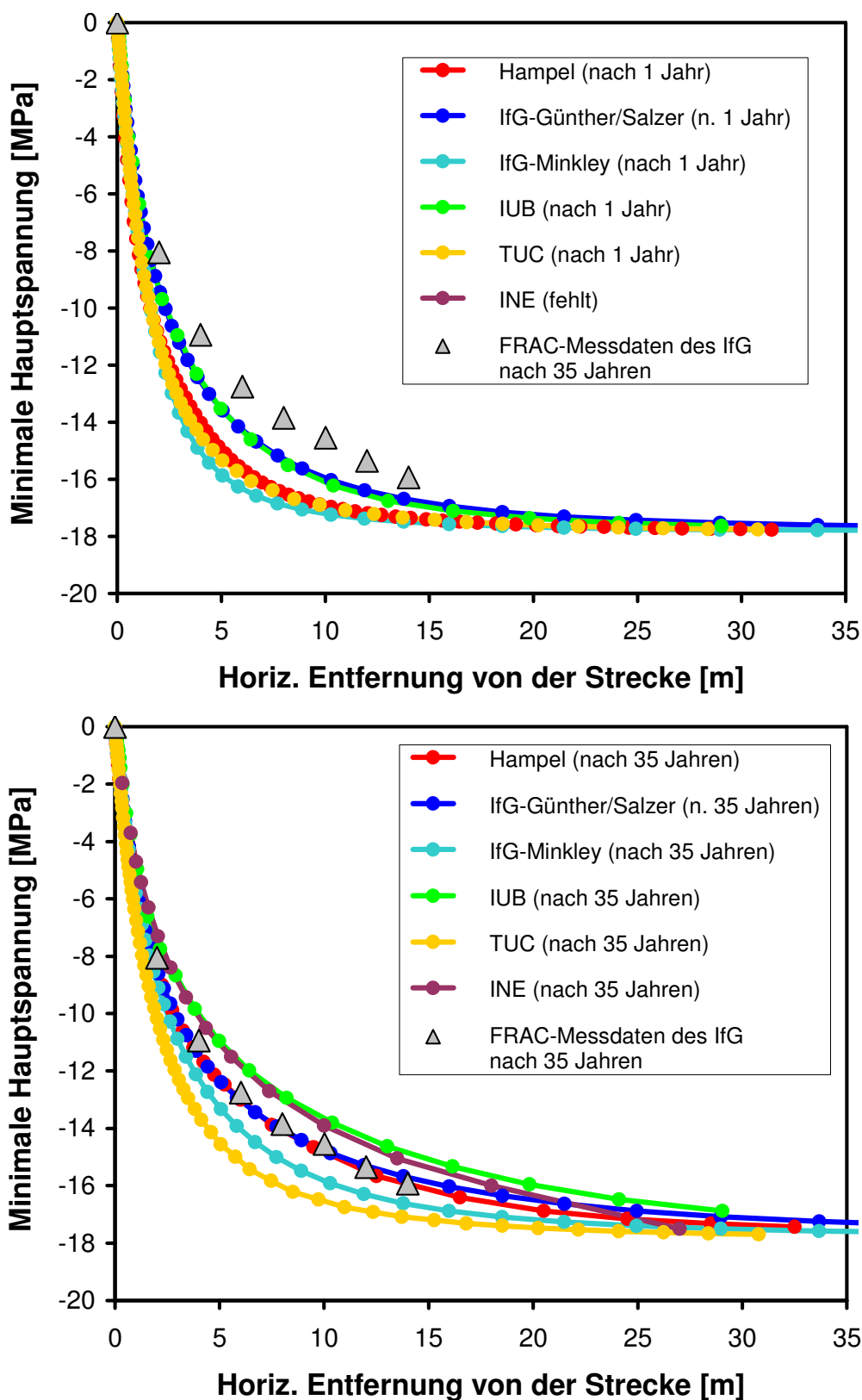


Abb. 69 Vergleich des von den angegebenen Projektpartnern berechneten Verlaufs der **minimalen Hauptspannung im Stoß** der Strecke EU1 (gleiche Strecke wie in Abb. 68) 1 Jahr (oben) und 35 Jahre (unten) nach der Auffahrung. Die Ergebnisse zeigen am Berechnungsende trotz des verwendeten einfachen „EU1-Modells“ eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Frac-Messungen des IfG.

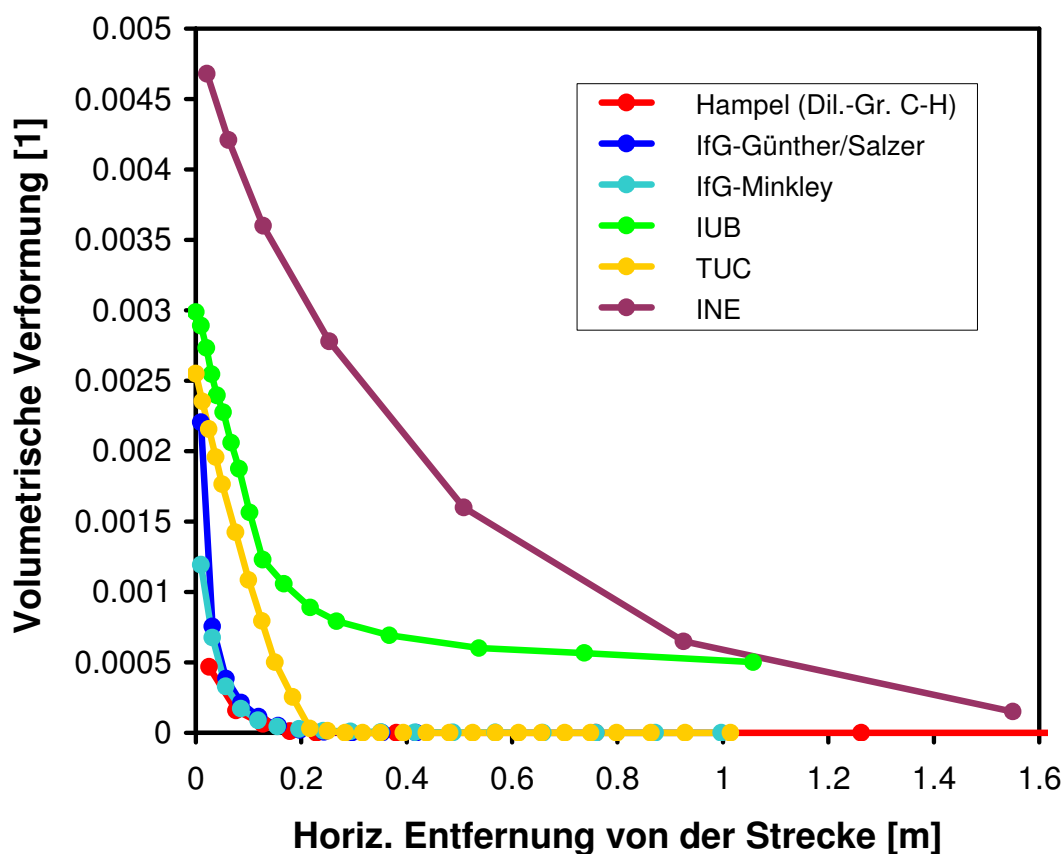


Abb. 70 Vergleich des von den angegebenen Projektpartnern berechneten Verlaufs der **volumetrischen Verformung (Dilatanz) im Stoß** der Strecke EU1 (gleiche Richtung wie in Abb. 68, aber erheblich kürzere Strecke) 35 Jahre nach der Auf-fahrung. Die berechnete Auflockerungszone reicht bei fünf Partnern zwischen 0,2 und ca. 1,7 m in das Gebirge hinein. Aus den IUB-Ergebnissen könnte ein erheblich größerer Wert abgeschätzt werden, allerdings wurde die IUB-Rechnung geometrisch linear durchgeführt, alle anderen Partner rechneten geometrisch nichtli-near. Zu dem Ergebnis von Hampel, das unter Verwendung der Cristescu-Hunsche-Dilatanzgrenze errechnet wurde, siehe auch Abb. 71.

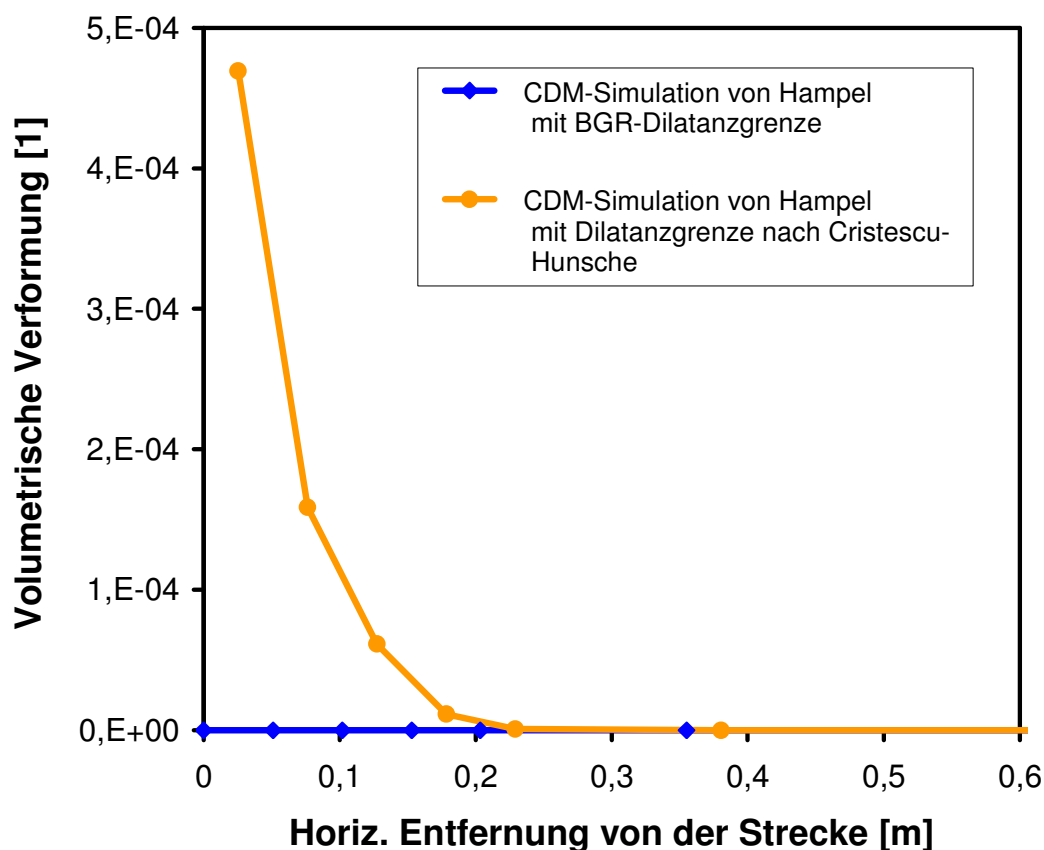


Abb. 71 Vergleich zweier Modellierungsergebnisse von Hampel zur Dilatanz im Stoß des „EU1-Modells“ 35 Jahre nach der Auffahrung der Strecke. Die Kurven wurden mit dem CDM unter Verwendung der (aktuellen) BGR-Dilatanzgrenze bzw. mit der Dilatanzgrenze nach Cristescu-Hunsche (siehe Abb. 45 und Abb. 46, Seite 85f., HUNSCHKE ET AL. 2003) berechnet. Mit der höher liegenden BGR-Dilatanzgrenze wurde nur eine nahezu verschwindende Dilatanz errechnet, weil die höheren Spannungswerte in der Simulation kaum erreicht wurden. Mit der tiefer liegenden Dilatanzgrenze nach Cristescu-Hunsche ergab sich eine Auflockerungszone, deren Ausdehnung und Verlauf 35 Jahre nach der Auffahrung mit den Ergebnissen des IfG gut übereinstimmen, siehe Abb. 70. Der im Vergleich mit den Ergebnissen der anderen Partner dennoch geringere Wert direkt am Stoß von etwa $5E-4$ ist eine Folge des geringeren Kriechvermögens, das sich aufgrund der Ermittlung der Kennwerte ausschließlich aus Laborversuchsdaten auch in der geringeren Extensiometer-Verschiebungsrates in der Simulation von Hampel in Abb. 67 zeigt (im CDM hängt die Dilatanzrate direkt von der Kriechrate ab).

5.2.3 Die Berechnung eines schlanken Pfeilers in unterschiedlichen Teufenlagen („Kammer-Pfeiler-Modell“, AP6b)

Im ersten Anwendungsbeispiel des „EU1-Modells“ stand in AP6a 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 Anwendungsbeispiel in AP6b sollte daher die Entwicklung einer massiven Dilatanz und Schädigung in einer wiederum realistischen, aber möglichst einfachen Untertagestruktur bis hin zum (Kriech-)Bruch und, sofern möglich, darüber hinaus modelliert werden.

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 (Simulationen A, B und C) beaufschlagt, die entsprechend der angenommenen Gesteinswichte von 0,022 MN/m³ drei unterschiedlichen Teufen von etwa 420, 645 und 870 m entsprachen und damit unterschiedlich lange Standzeiten bis zum Bruch ergeben sollten. Als maximaler Simulationszeitraum wurden jeweils 100 Jahre vorgegeben. Die Temperatur betrug wiederum 30 °C, die relative Feuchte (CDM-Stoffgesetz) 30 %. Für diese Simulationen wurden die gleichen Kennwerte wie beim „EU1-Modell“ verwendet, das heißt es wurde angenommen, dass sich der Pfeiler in Steinsalz des gleichen Typs wie das Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen befindet.

Abb. 72 und Abb. 73 zeigen am Beispiel des FLAC-Modells von Hampel, dass von der vollständigen Struktur aufgrund der Symmetrie wiederum nur die rechte Hälfte eines senkrechten Schnittes durch den Pfeiler, die benachbarte Kammer und die darunter und darüber liegenden Salzsichten modelliert wurde. In Abb. 74 sind zum Vergleich die numerischen Modelle des IfG, der TUC und des INE wiedergegeben. Die Modelle zeigen unterschiedliche Arten der Netzverfeinerung bei der Annäherung an den Pfeiler.

Um keine Beeinflussung der Ergebnisse durch die Krafteinleitung am oberen Modellrand zu erhalten, wurde wiederum eine im Vergleich zum Pfeiler große Modellhöhe (220 m) gewählt. Zur Erzeugung der oben genannten Pfeilerauflasten wurde in den drei Simulationen A, B und C an der Modelloberkante eine Vertikalspannung von 7, 12 und 17 MPa vorgegeben. Um zu verhindern, dass sich in den Simulationen Sohle, Stoß und Firste der Kammer bei starker Pfeilerdeformation gegenseitig durchdringen, wurden diese in den FLAC-Modellen von Hampel und des IfG mit geeigneten Interface-Eigenschaften definiert.

In den folgenden drei Abschnitten werden die Ergebnisse der Simulationen A bis C der Projektpartner miteinander verglichen. Aufgrund der bereits in Zusammenhang mit den Darstellungen der Ergebnisse zum „EU1-Modell“ in Kap. 5.2.2 auf Seite 105 erwähnten numerischen Probleme mit dem CDM in dem neu entwickelten Finite-Elemente-Programm JIFE hat die BGR auch zum „Kammer-Pfeiler-Modell“ keine abschließenden Ergebnisse geliefert.

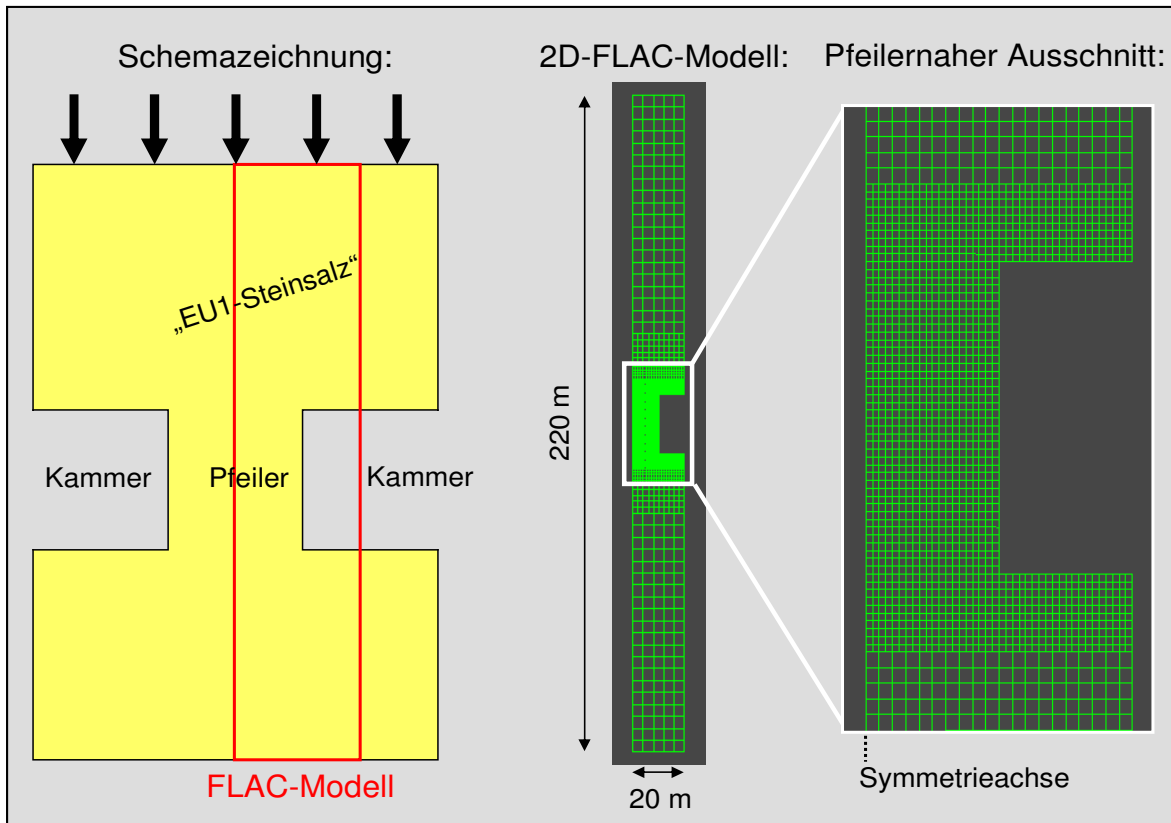


Abb. 72 Modell eines schlanke Modellpfeilers im Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen („Kammer-Pfeiler-Modell“). Der Schlankheitsgrad des Pfeilers beträgt Höhe/ Breite = 20 m/20 m = 1. Drei Simulationen mit verschiedenen Auflasten auf die Modelloberkante (7, 12, 17 MPa, schwarze Pfeile) wurden berechnet.

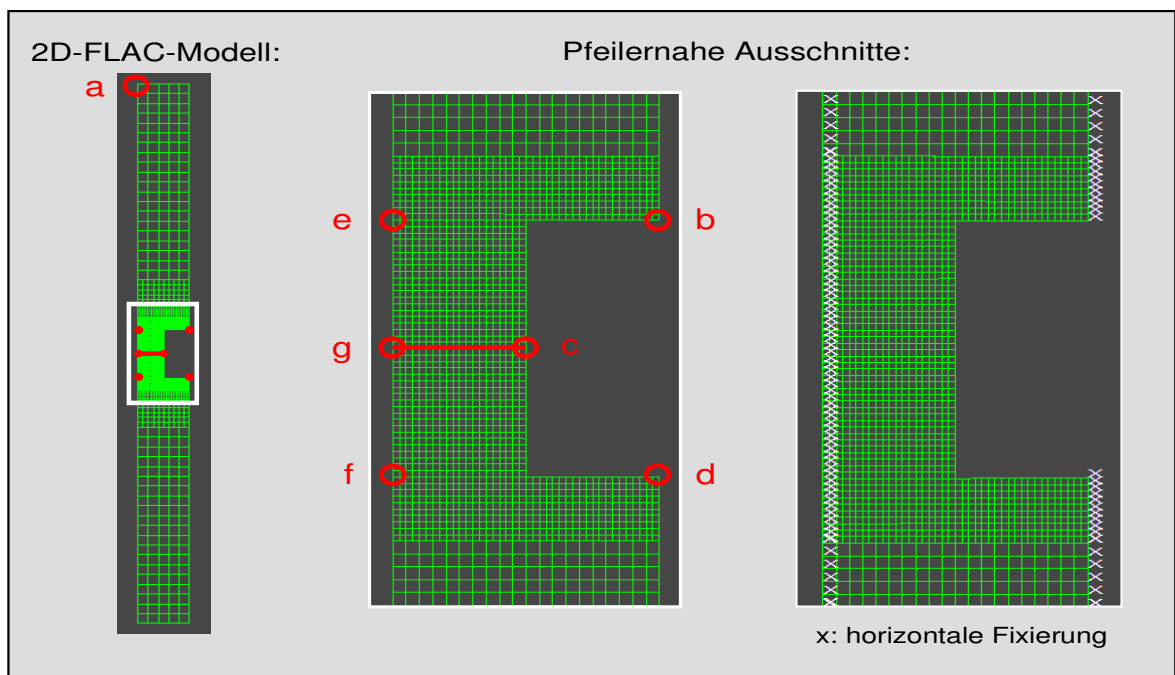


Abb. 73 Links und Mitte: Ausgabepunkte und -strecke g-c einiger Ergebnisdarstellungen im „Kammer-Pfeiler-Modell“. Rechts: Horizontal fixierte Knotenverschiebungen.

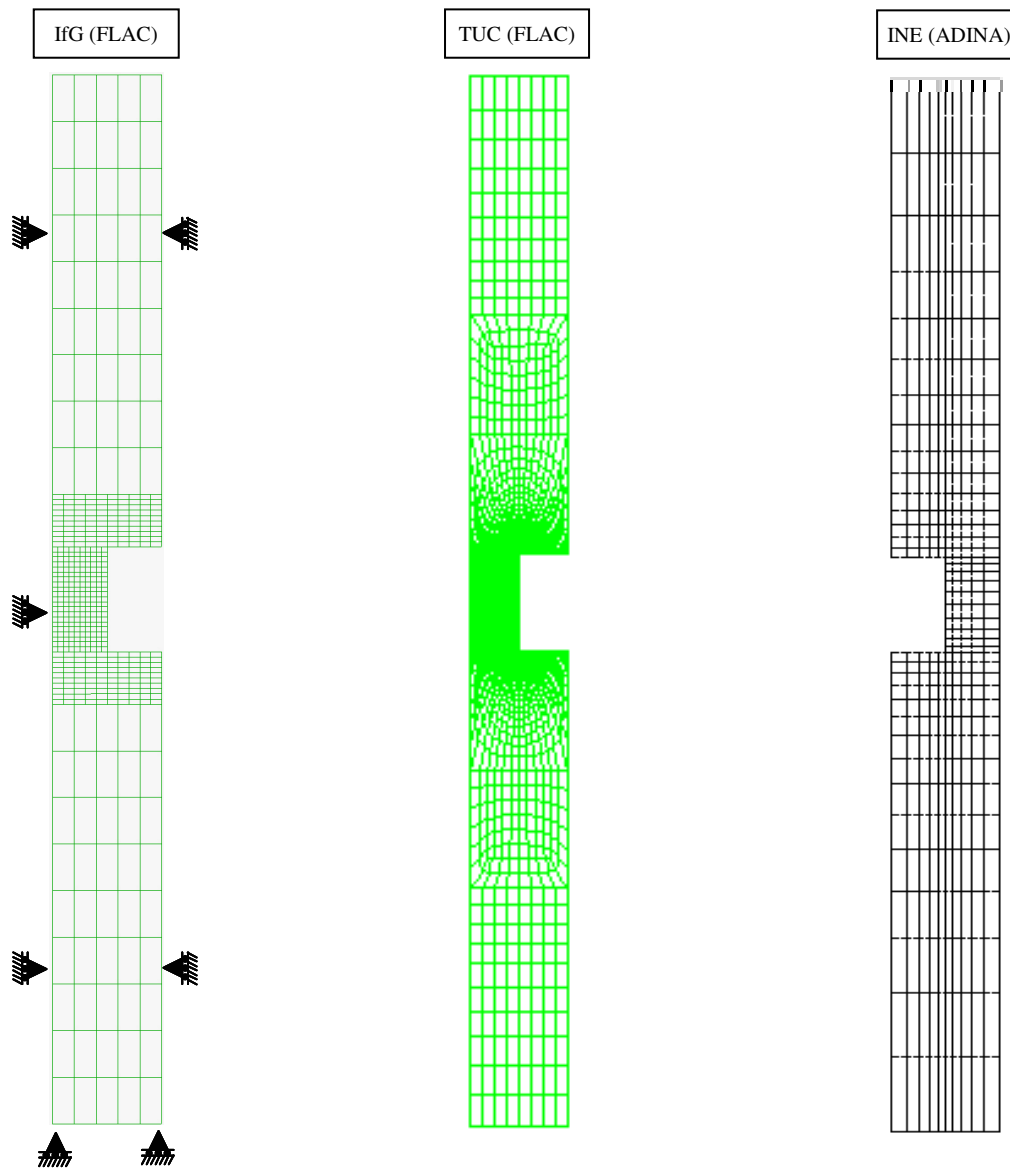


Abb. 74 Weitere „Kammer-Pfeiler-Modelle“ der Projektpartner IfG (FLAC, links), TUC (FLAC, Mitte) und INE (ADINA, rechts) zum Vergleich. Es wurden unterschiedliche Arten der Netzverfeinerung bei der Annäherung an den Pfeiler gewählt, die aber die Ergebnisse nicht beeinflussen.

5.2.3.a) Simulation A: Modell mit 7 MPa Auflast

Zunächst wurde die Simulation A mit der geringsten Auflast von 7 MPa auf die Modelloberkante berechnet, die einer Pfeilerbelastung von 18,4 MPa und einer Pfeilerteufe von etwa 420 m entspricht. Von den Ergebnissen werden im Folgenden nur die Verschiebungen, Verformungen und Spannungsverläufe an den in Abb. 73 markierten Ausgabepunkten und entlang der dort eingezeichneten Linie g-c wiedergegeben. Die Flächenplots (Konturdarstellungen) der Spannungs- und Verformungsverteilungen, die mit den verschiedenen, von den Partnern verwendeten, numerischen Rechenprogrammen erzeugt wurden, sind in den jeweiligen Einzelberichten abgebildet. Ihr Vergleich im vorliegenden Synthesebericht hätte die Abstimmung der Partner auf eine einheitliche Skalierung und Farbgestaltung der Flächenplots und damit einen erheblichen Aufwand erfordert. Auf ihn konnte verzichtet werden, weil bereits die Liniendarstellungen in den nachfolgenden Diagrammen die wesentlichen Gemeinsamkeiten und Unterschiede der Ergebnisse zu verdeutlichen vermögen.

Zunächst zeigen Abb. 75 und Abb. 76 die Verschiebungen der charakteristischen Ausgabepunkte in vertikaler oder horizontaler Richtung in jeweils gleich skalierten Diagrammen. Die von Hampel mit dem CDM und FLAC berechneten Maximalwerte sind selbst nach 100 Jahren noch sehr gering. Dies liegt vor allem daran, dass das ursprüngliche CDM-Stoffgesetz verwendet wurde, welches – anders als das provisorisch modifizierte CDM, mit dem das „EU1-Modell“ berechnet wurde – die Duktilität des Steinsalzes bei niedrigen Differenzspannungen und Temperaturen erheblich unterschätzte, siehe Seite 105. Diese Erklärung wird unterstützt von den Ergebnissen der Simulationen B (Kap. 5.2.3.b) und C (Kap. 5.2.3.c) mit einer höheren Auflast, bei denen die von Hampel berechneten Verschiebungen im „Kammer-Pfeiler-Modell“ trotz der von ihm nur durch Laborversuchsanpassungen ermittelten Kennwerte in einer realistischeren Größenordnung liegen.

Auf der anderen Seite sind die vom IUB mit dem Stoffmodell IUB-MDCF und dem FEM-Programm UT2D berechneten Verschiebungen viel größer als diejenigen der anderen Partner. Dieses ist vornehmlich darauf zurückzuführen, dass sich die IUB-Berechnung stets auf die unverformte Struktur bezog, also geometrisch linear durchgeführt wurde, s. Seite 105.

Auch bei den vom INE berechneten Vertikalverschiebungen zeigen sich vergleichsweise große Werte, während die Ergebnisse am Ende der beiden IfG-Simulationen und der TUC-Rechnung in etwa übereinstimmen, wobei die zeitlichen Entwicklungen der Verschiebungen allerdings deutliche Unterschiede aufweisen. In den Diagrammen zum Modell Minkley des IfG erkennt man in Abb. 75 und Abb. 76 nach etwa 55 Jahren einen leichten „Knick“ in den Kurven. Diese Änderung der vorher gleichmäßigen Pfeilerverformung wird durch eine stark aufgelockerte und entfestigte Zone am Pfeilerstoß hervorgerufen, die zu einer plötzlich schnelleren Ausbauchung des Pfeilers in die Kammer führt (s. `xdisp_c` in Abb. 76). Da sich diese aber – wie auch die Vertikalverschiebung der Punkte b und e – anschließend wieder verlangsamt, deutet der Effekt nach 55 Jahren keineswegs auf das Versagen des Pfeilers hin. Die anderen Partner haben einen solchen lokalen „Entfestigungsschub“ in dieser Simulation nicht gefunden.

In Abb. 77 und Abb. 78 sind für vier Zeitpunkte die Verläufe der horizontalen und vertikalen Spannungskomponente entlang einer horizontalen Linie auf halber Pfeilerhöhe (Linie g-c in Abb. 73) aufgetragen. Im Gegensatz zu den Verschiebungen weicht hier die geometrisch lineare Simulation des IUB nicht signifikant von den Ergebnissen der anderen Partner ab.

Lediglich beim TUC-Ergebnis erkennt man hier und in Abb. 78 eine erhebliche Konzentration der Spannung auf den Pfeilerkern, verursacht durch eine ringförmige Entfestigung bei der Mitte der Pfeilerhälfte, siehe Abb. 79. Eine solche Auflockerungszone wird vom IfG (beide Stoffmodelle) näher am Stoß gefunden. Bei der INE-Simulation erstreckt sie sich über das gesamte äußere Pfeilerviertel.

In der Rechnung von Hampel trat dagegen keine Dilatanzzone auf. Dieses ist zum einen auf die Verwendung der aktuellen BGR-Dilatanzgrenze zurückzuführen, wie beim „EU1-Modell“ durch Vergleichsrechnungen von Hampel gezeigt werden konnte, siehe Abb. 71 (Seite 117). Deren Spannungswerte wurden offenbar auch in dieser Simulation mit 7 MPa Auflast nicht erreicht. Zum anderen bewirkt eine geringe Kriechverformung aufgrund des Zusammenhangs im CDM-Stoffgesetz auch entsprechend kleine volumetrische Verformungen.

Das IUB hat keine Dilatanzdaten ausgegeben, weil die Verteilung der volumetrischen Verformung aufgrund numerischer Artefakte „inselförmig“ aussah (schachbrettartiges Muster dilatanter und nicht-dilatanter Elemente des FEM-Netzes im Pfeiler, s. IUB-Einzelbericht), so dass sich entlang der Strecke g-c eine stark oszillierende Dilatanzkurve ergeben hätte.

In Abb. 80 bis Abb. 82 werden die soeben diskutierten Ergebnisse der Partner noch einmal gemeinsam in Diagrammen dargestellt und miteinander verglichen.

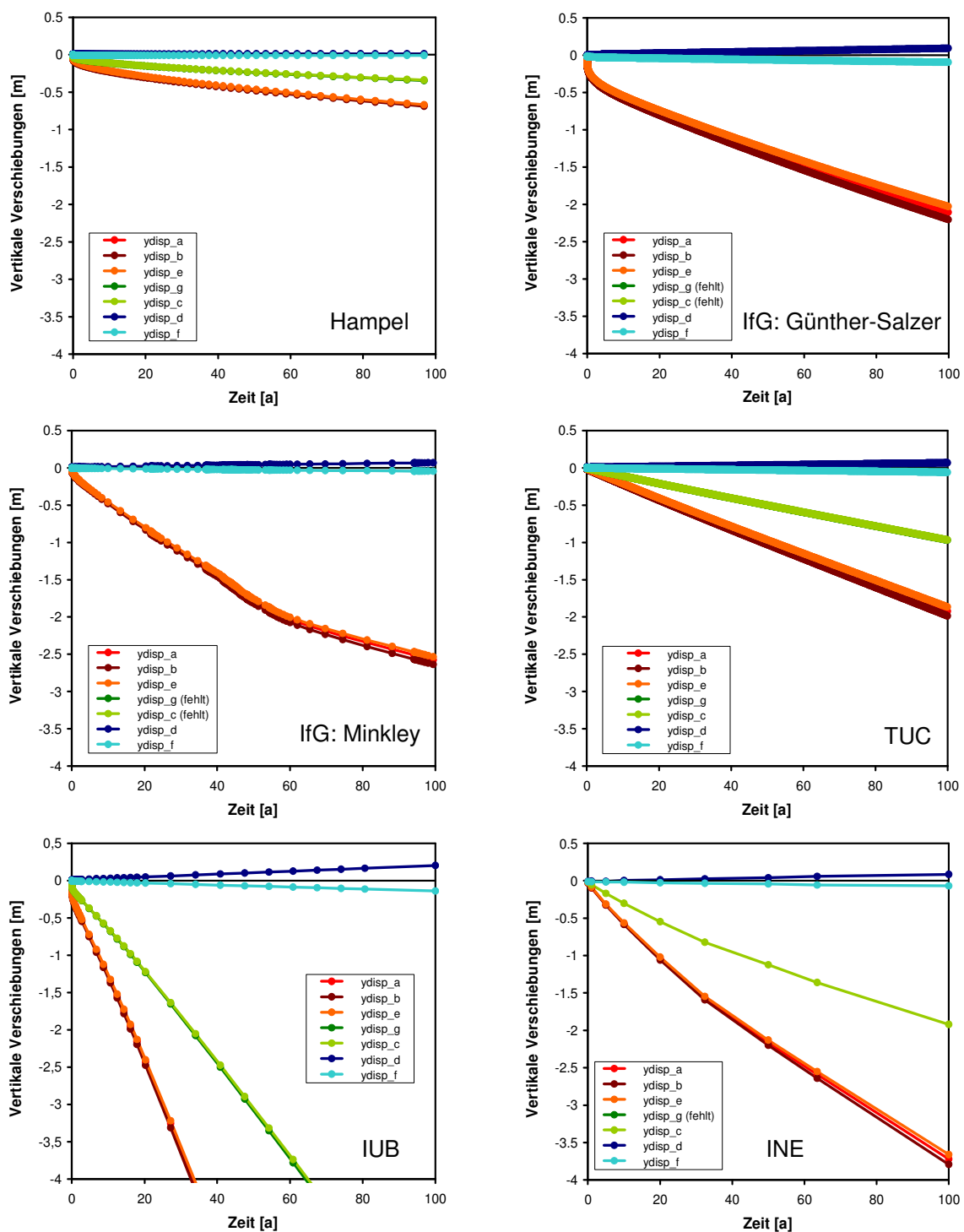


Abb. 75 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **vertikalen Verschiebungen** ausgewählter Punkte des „**Kammer-Pfeiler-Modells**“ (a bis g, s. Abb. 73) im Berechnungszeitraum von 100 Jahren ab der Auffahrung der Kammer. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden gleiche Achsenkalierungen verwendet. In der Berechnung von Hampel ergaben sich sehr kleine Verschiebungen, weil das unkorrigierte CDM mit zu geringer Duktilität bei geringen Differenzspannungen verwendet wurde, siehe Seite 105. Die hohen IUB-Werte sind Folge der geometrisch linearen Berechnung. Die BGR hat aufgrund numerischer Schwierigkeiten keine abschließenden Ergebnisdaten erzeugt.

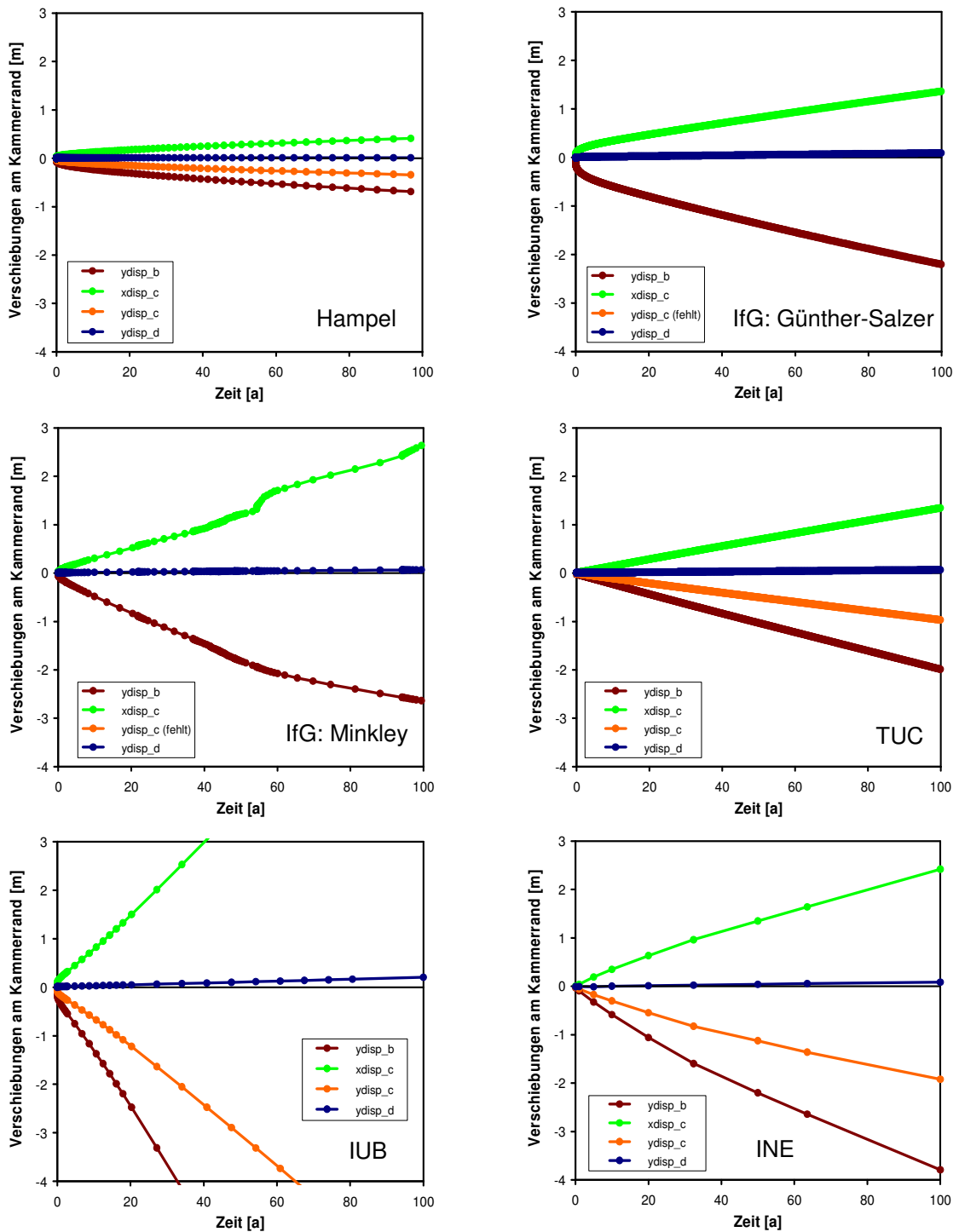


Abb. 76 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **Verschiebungen** ausgewählter Punkte **am Kammerrand** des „**Kammerpfeiler-Modells**“ (b bis d, s. Abb. 73) im Berechnungszeitraum von 100 Jahren ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

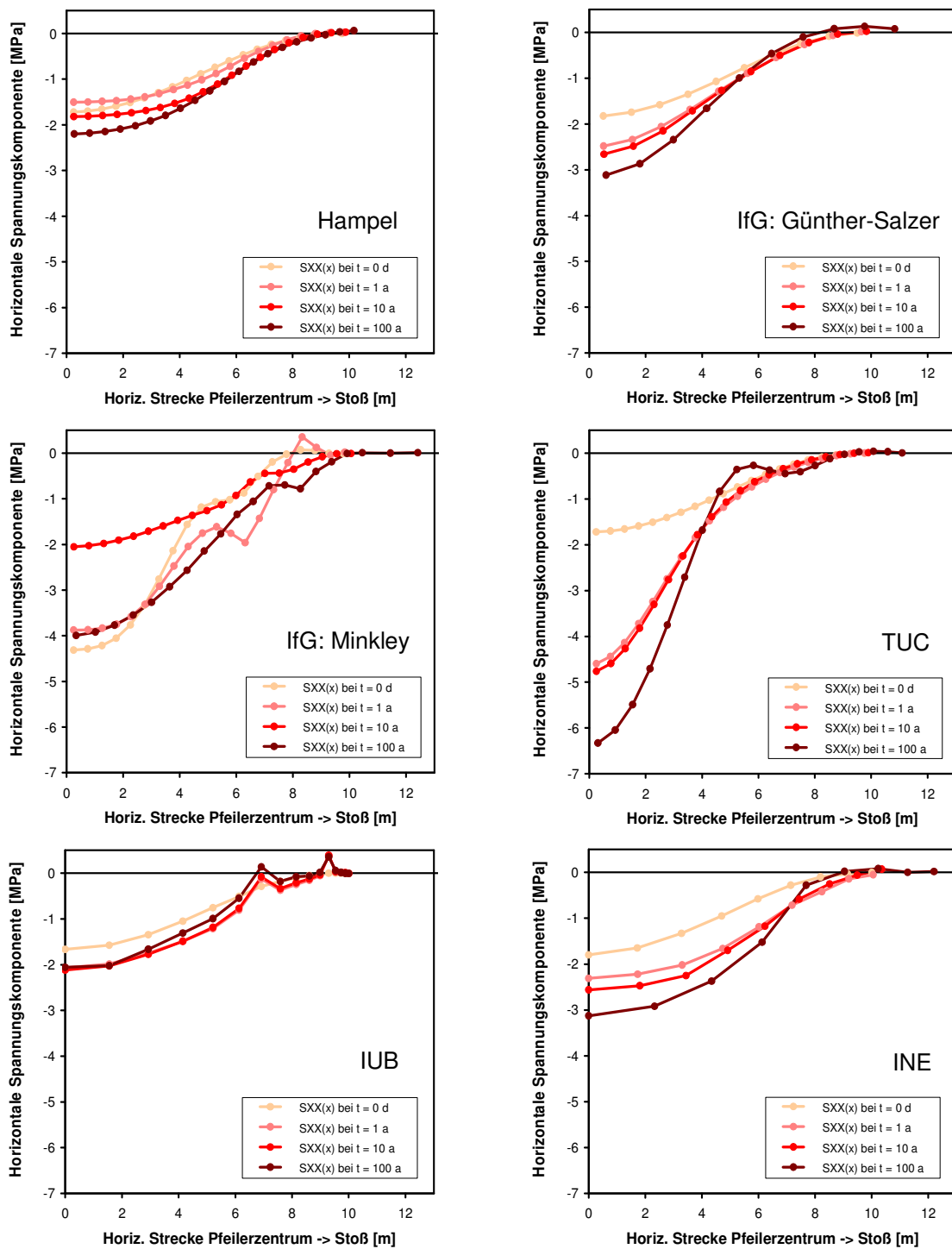


Abb. 77 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **horizontalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

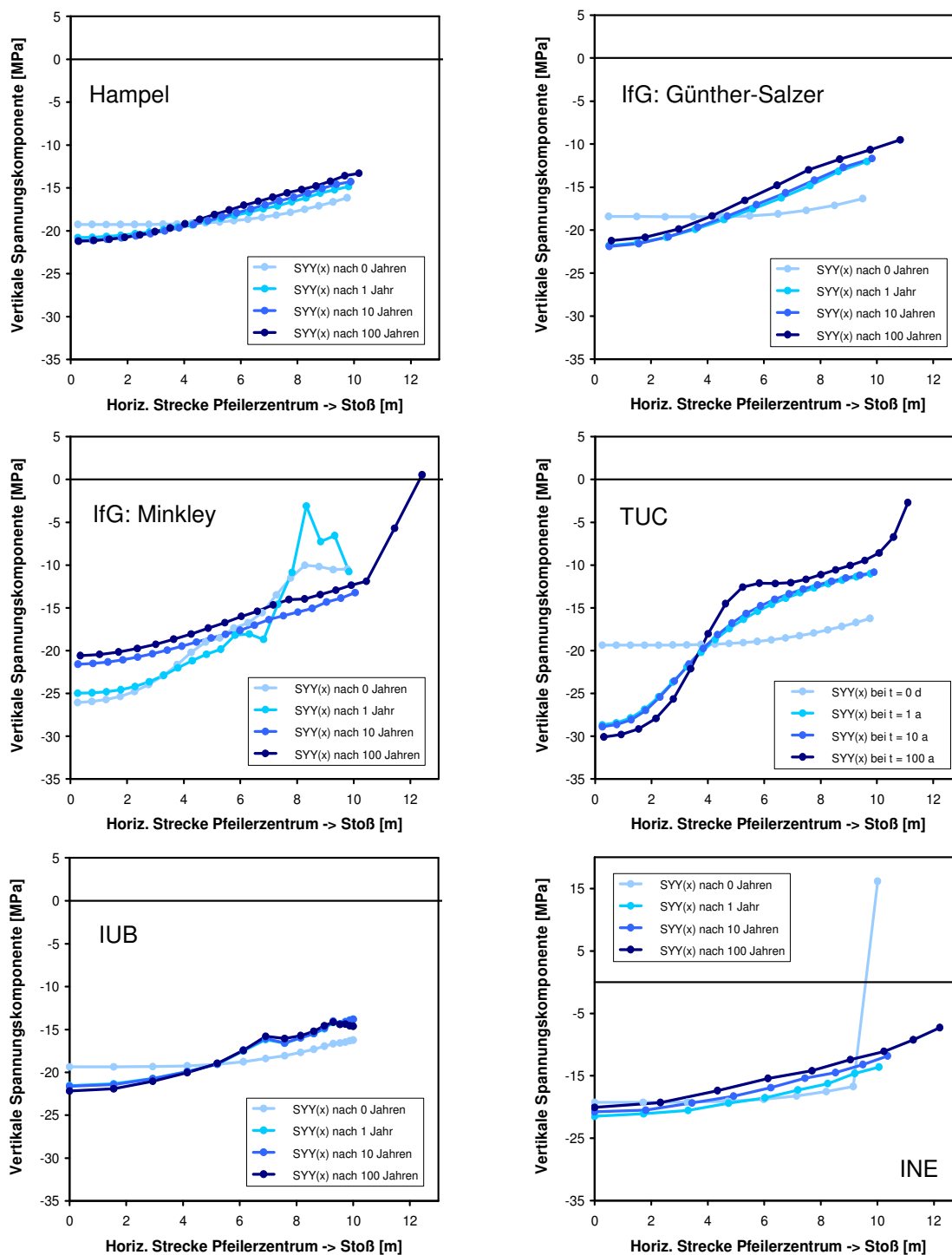


Abb. 78 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **vertikalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

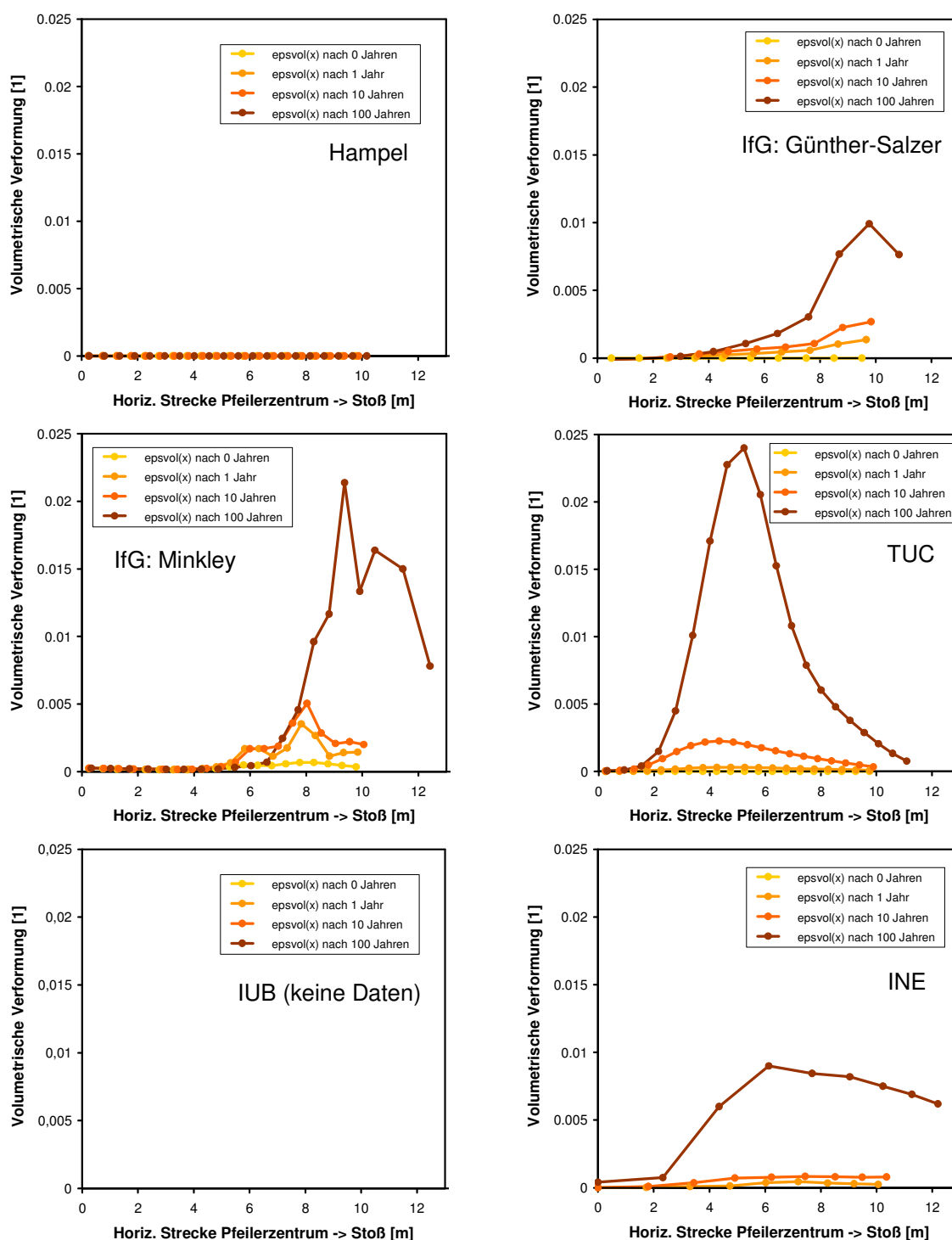


Abb. 79 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer. Bei der Berechnung von Hampel ergab sich keine Dilatanz, weil die Rechnung mit dem unkorrigierten CDM und mit der im Spannungsraum höher liegenden BGR-Dilatanzgrenze durchgeführt wurde, siehe Abb. 71. Das IUB hat keine Daten erzeugt (s. Text). Für weitere Details siehe Abb. 75.

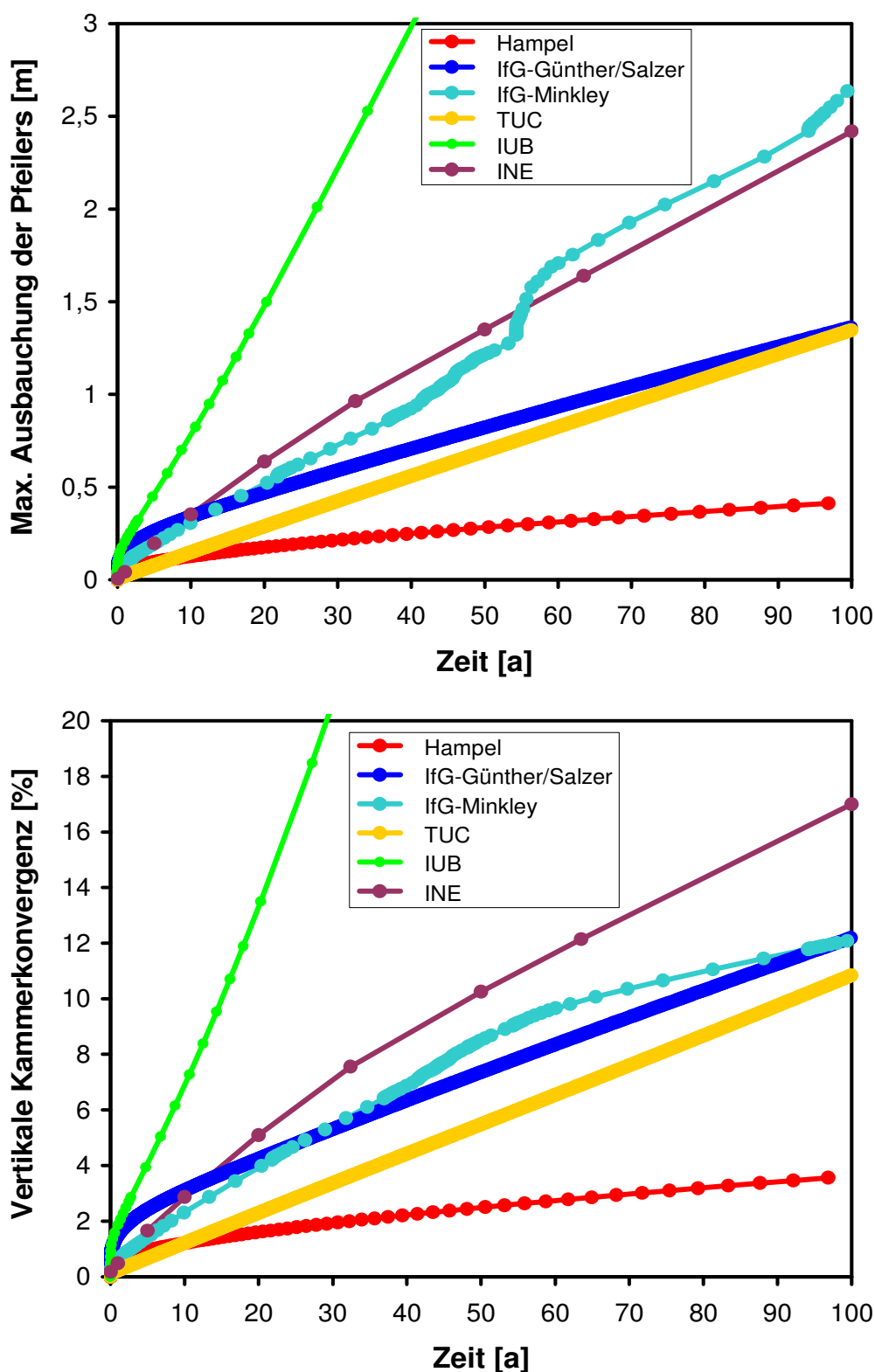


Abb. 80 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **maximalen Ausbauchung des Pfeilers** auf halber Pfeilerhöhe (oben), die der horizontalen Verschiebung des Punktes c in Abb. 73 entspricht, und der **vertikalen Konvergenz** in Kammermitte (unten, Strecke b-d in Abb. 73) im Berechnungszeitraum von 100 Jahren ab der Auffahrung der Kammer.

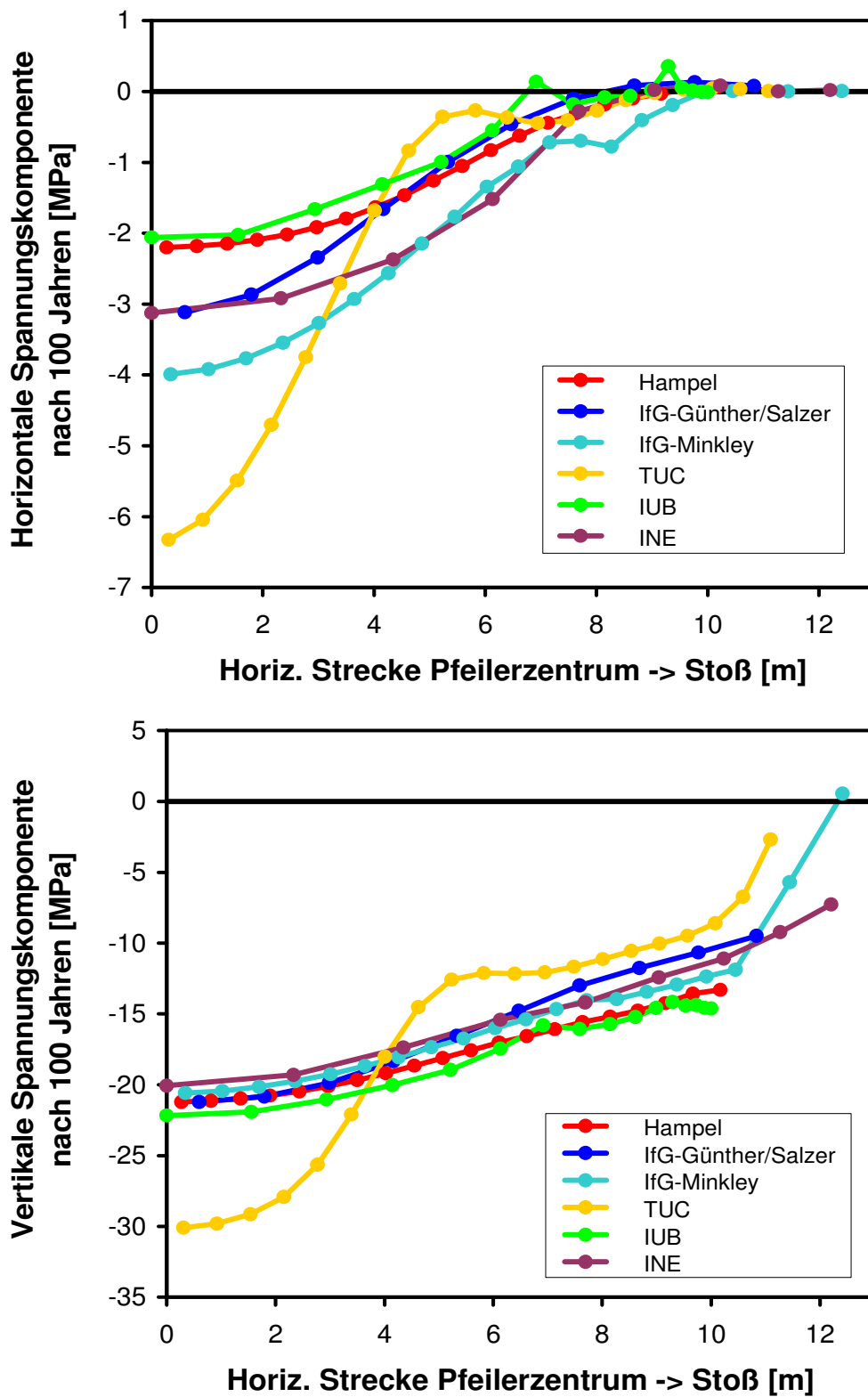


Abb. 81 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **horizontalen** (oben) und **vertikalen** (unten) **Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte (Strecke g -> c, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer.

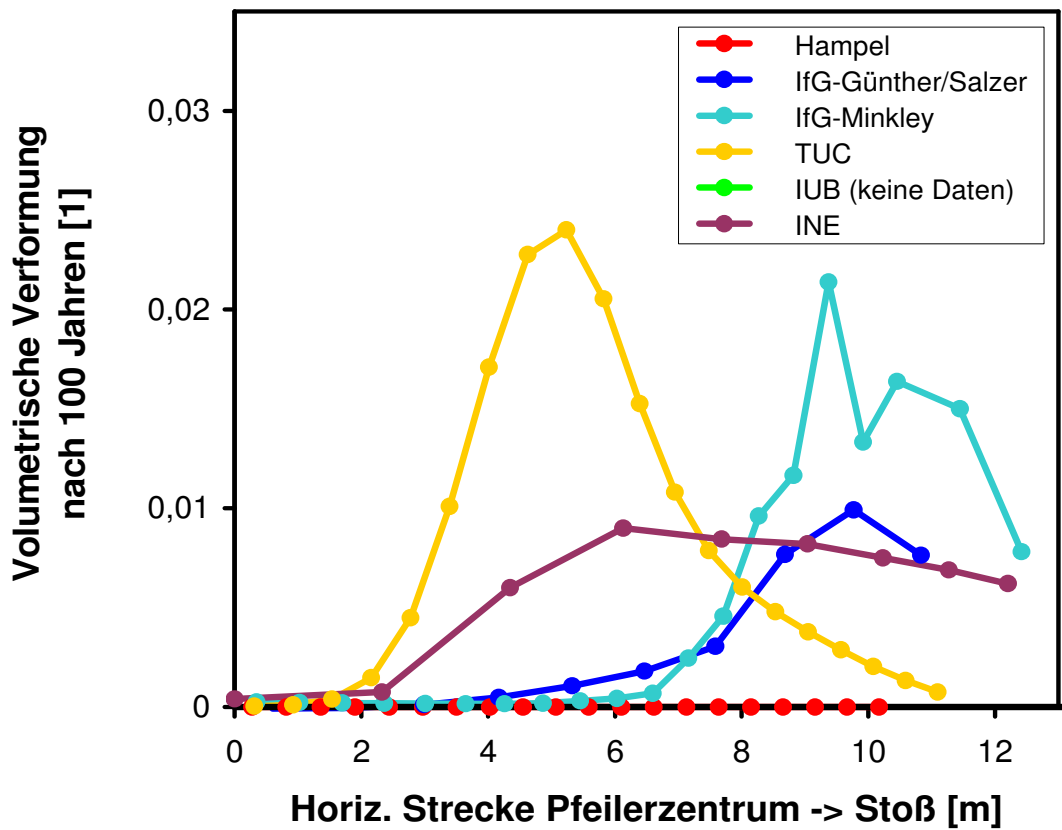


Abb. 82 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation A berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz, Auflockerung)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer, siehe Abb. 79.

5.2.3.b) Simulation B: Modell mit 12 MPa Auflast

Als Nächstes wurde die Simulation B des „Kammer-Pfeiler-Modells“ mit 12 MPa Auflast auf die Modelloberkante berechnet, die einer Pfeilerbelastung von 28,4 MPa und einer Pfeilerteufe von etwa 645 m entspricht. Bei dem modellierten Schlankheitsgrad von 1 bedeutet dies eine erhebliche Belastung, die eine stärkere Dilatanz (Auflockerung) und Schädigung des Pfeilers als in Simulation A erwarten ließ.

Diese Simulation wurde außer von der BGR auch von der IUB nicht berechnet, weil die während der Projektlaufzeit nur mögliche, geometrisch lineare Berechnung mit dem IUB-MDCF-Stoffmodell (s.o.) bei der höheren Belastung zu unrealistischen Ergebnissen geführt und damit keinen echten Vergleich des Stoffgesetzes ermöglicht hätte.

Der maximale Berechnungszeitraum von 100 Jahren wurde nur von Hampel und dem IfG (mit beiden Stoffgesetzen) erreicht. Die TUC hat ihre Simulation aufgrund numerischer Probleme 4,5 Jahre nach der Auffahrung der Kammer abgebrochen. Das INE beendete ihre Rechnung bei $t = 58,7$ Jahren.

Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die Ergebnisse in Abb. 83 bis Abb. 87 wiederum in Diagrammen mit gleichen Achsenskalierungen und einige der Kurven in Abb. 88 bis Abb. 91 in gemeinsamen Diagrammen aufgetragen.

Im Gegensatz zu den Ergebnissen der anderen Partner, bei denen die Verschiebungskurven in Abb. 83, Abb. 84, Abb. 88 und Abb. 89 bis zum jeweiligen Berechnungsende gleichmäßig gekrümmt sind, lieferten beide IfG-Stoffgesetze zu verschiedenen Zeitpunkten „Knicken“ im Verlauf. Diese werden durch Konturbrüche einer stark dilatanten und geschädigten stoßnahen Auflockerungszone verursacht, wobei dies insgesamt aber nicht zum Pfeilver sagen führte (siehe das Ergebnis der Simulation A mit dem Stoffmodell Minkley in Kap. 5.2.3.a).

Im Falle des IfG-Stoffmodells Günther/Salzer erfolgte der Konturbruch bei $t = 22$ Jahren in Form eines sprungartigen Schubes des Pfeilerstoßes in die Kammer (siehe z.B. Abb. 88 unten). Anschließend erfolgten die weiteren Verschiebungen schneller, weil sich der tragende Pfeilerquerschnitt aufgrund der starken Auflockerung der stoßnahen Bereiche stark verringerte und dadurch die Belastung im Pfeilerkern stieg, siehe Abb. 85, Abb. 87, Abb. 90 und Abb. 91.

Mit dem IfG-Stoffmodell Minkley hat sich ein anderes Bild ergeben: Hier traten 1,85 und 8,3 Jahre nach der Kammerauffahrung jeweils eine ruckartige und bleibende Verlangsamung der weiteren Pfeilerstauchung ein (siehe z.B. Abb. 88). Diese wurde durch die starke Ausbauchung des Pfeilers verursacht, die in den Kammerecken zu einem Aufsetzen der Sohle und der Firste auf den ausgewölbten Stoß führte (beginnender Selbstversatz der Kammer, siehe Einzelbericht IfG-Minkley). Dadurch erhöhte sich in dieser Simulation der tragende Querschnitt, ließ somit die Vertikalspannung im Pfeiler absinken (Abb. 86) und seine weitere Stauchung langsamer erfolgen.

Der beginnende Selbstversatz der Kammer zeigte sich auch beim IfG-Stoffmodell Günther/Salzer und in der CDM-Simulation von Hampel (siehe die zugehörigen Einzelberichte). Beim Modell Günther/Salzer sorgte jedoch die sehr viel größere Auflockerung des ausbauchenden Stoßes dafür, dass sich der tragende Querschnitt nicht wie beim Modell Minkley vergrößerte. Bei Hampel erfolgte die Pfeilverformung nahezu ohne Auflockerung (siehe Abb. 87 und Abb. 91), lediglich nach einer Simulationszeit von 100 Jahren zeigt sich unmittelbar am Stoß eine leichte Dilatanz. Dieses ist – wie schon bei der Diskussion des „EU1-Modells“ und der Simulation A des „Kammer-Pfeiler-Modells“ angespro-

chen wurde – primär auf die Verwendung der relativ hoch liegenden BGR-Dilatanzgrenze (deren Spannungswerte in der Simulation kaum erreicht wurden) und des bei kleinen Vergleichsspannungen unkorrigierten CDM-Stoffgesetzes (das dort kleine Verformungsraten und damit auch eine geringe Dilatanz(rate) hervorrief) zurückzuführen.

Angemerkt sei auch, dass mit dem CDM von Hampel, den beiden IfG-Stoffmodellen und in geringerem Maße auch mit dem FZK-Modell des INE positive Horizontalspannungen, das heißt Zugspannungen, gefunden wurden, siehe Abb. 85. Lediglich in der TUC-Berechnung traten sie nicht auf. Bei den Simulationen A mit geringerer Auflast traten sie nur in sehr geringem Maße auf, siehe Abb. 77 (Seite 125). Die Zugspannungen, die in den Stoffgesetzen auf realistische Maximalwerte von etwa 1 bis 2 MPa begrenzt sind, unterstützen zusätzlich das Auftreten einer Auflockerungszone.

Die maximale Dilatanz wurde mit den IfG-Stoffmodellen (und eingeschränkt mit dem CDM, s.o.) am Stoß oder im stoßnahen Bereich gefunden, während sie mit dem FZK-Modell und dem Stoffmodell Hou/Lux der TUC weiter innen im Pfeiler (etwa in der Mitte der Pfeilerhälfte) auftraten, siehe Abb. 91. Diese Unterschiede direkt auf bestimmte Formulierungen in den verschiedenen Stoffgesetzen zurückzuführen, ist allerdings sehr schwierig, weil hier jeweils die gesamte Simulation mit sich gegenseitig beeinflussenden und überlagernden Spannungsumlagerungen und Verformungsphänomenen (Kriechen, Dilatanz, Schädigung) eingehen.

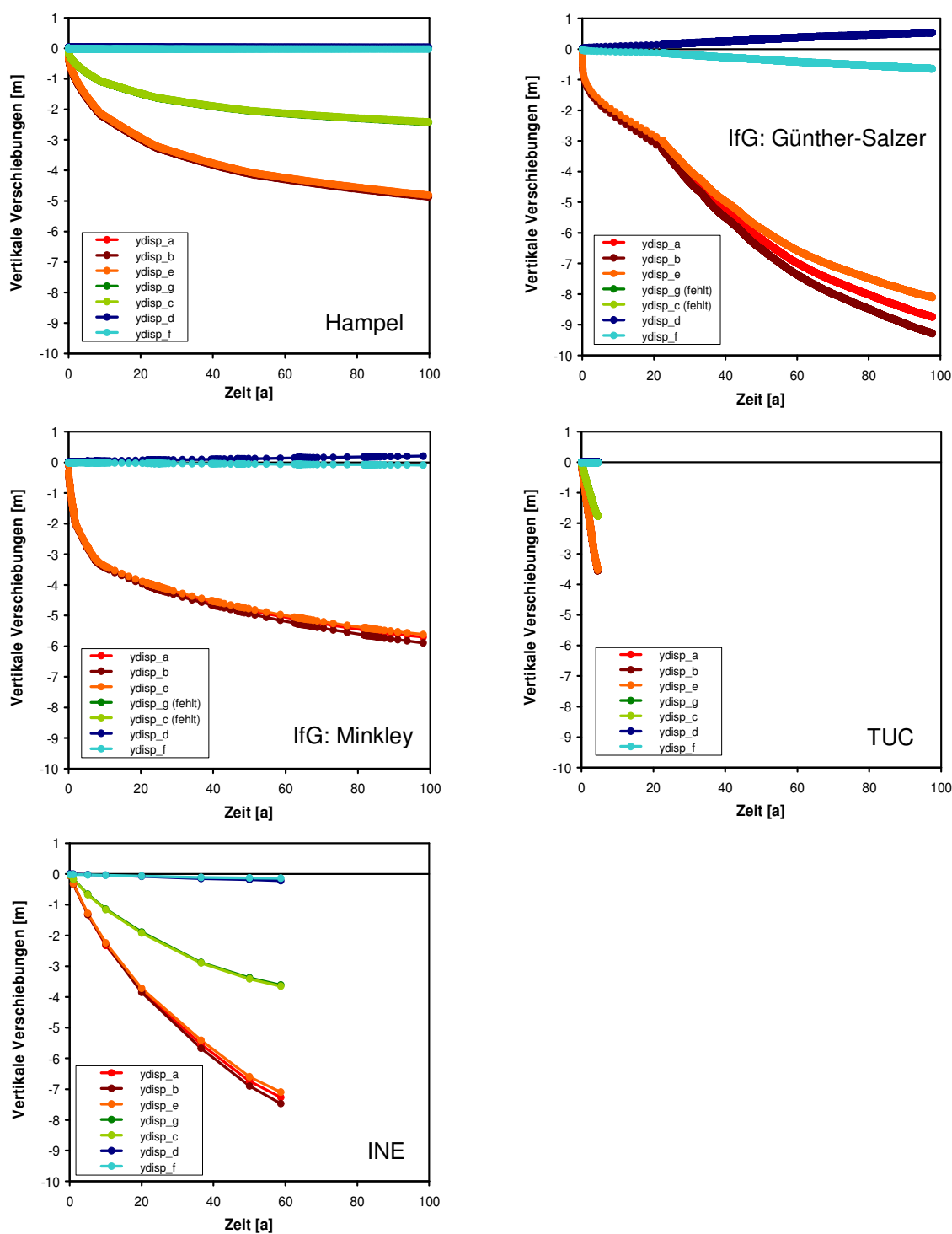


Abb. 83 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **vertikalen Verschiebungen** ausgewählter Punkte des „**Kammer-Pfeiler-Modells**“ (a bis g, s. Abb. 73 auf Seite 119) im Berechnungszeitraum von 100 Jahren ab der Auffahrung der Kammer. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden gleiche Achsenskalierungen verwendet. Die Rechnungen der TUC und des INE wurden aufgrund numerischer Schwierigkeiten vorzeitig abgebrochen, das IUB (z. Zt. keine geometrisch nichtlinearen Berechnungen möglich) und die BGR (numerische Probleme) haben keine abschließenden Ergebnisdaten erzeugt.

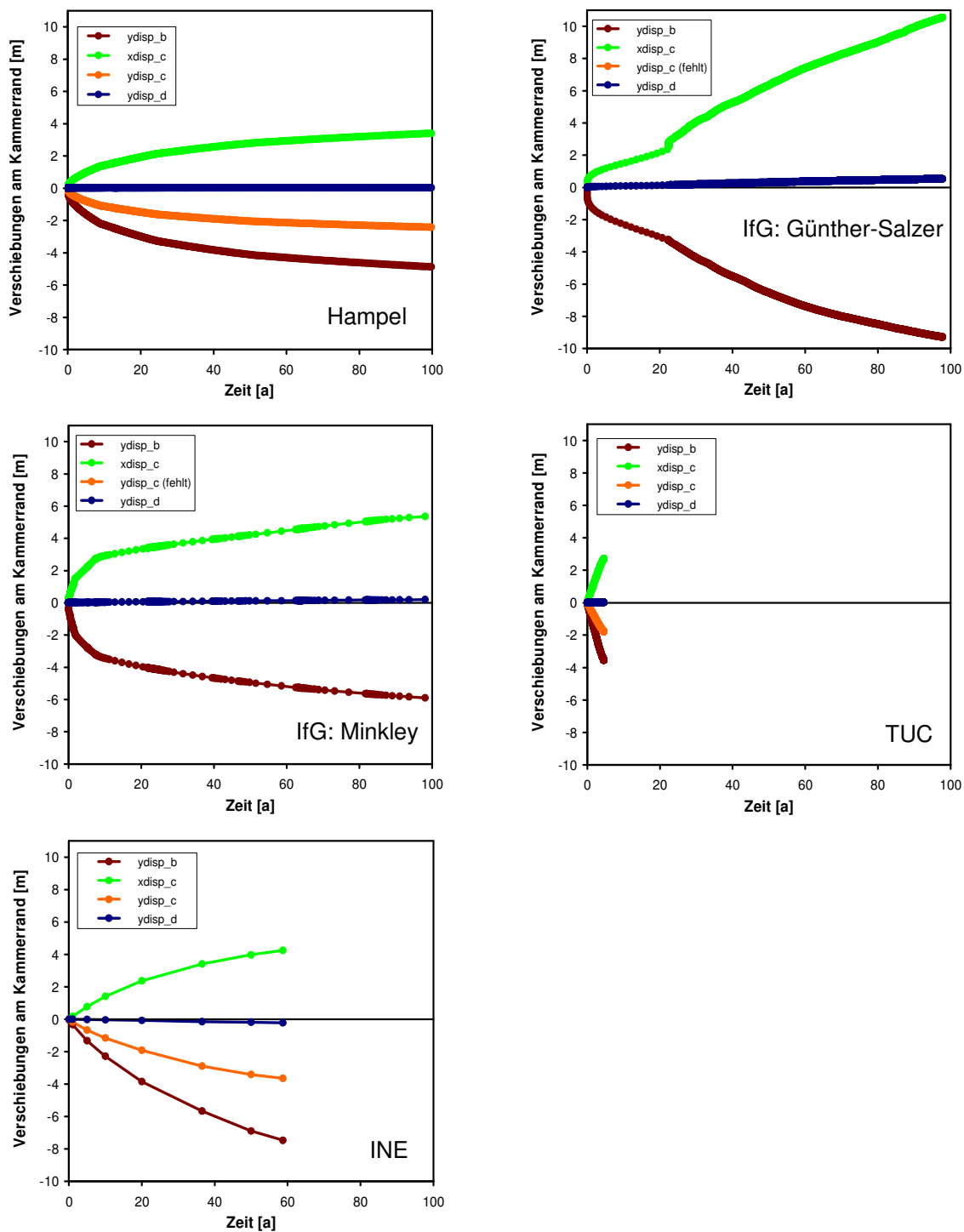


Abb. 84 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **Verschiebungen** ausgewählter Punkte (b bis d, s. Abb. 73) am Kammerrand des „Kammer-Pfeiler-Modells“ im Berechnungszeitraum von 100 Jahren ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

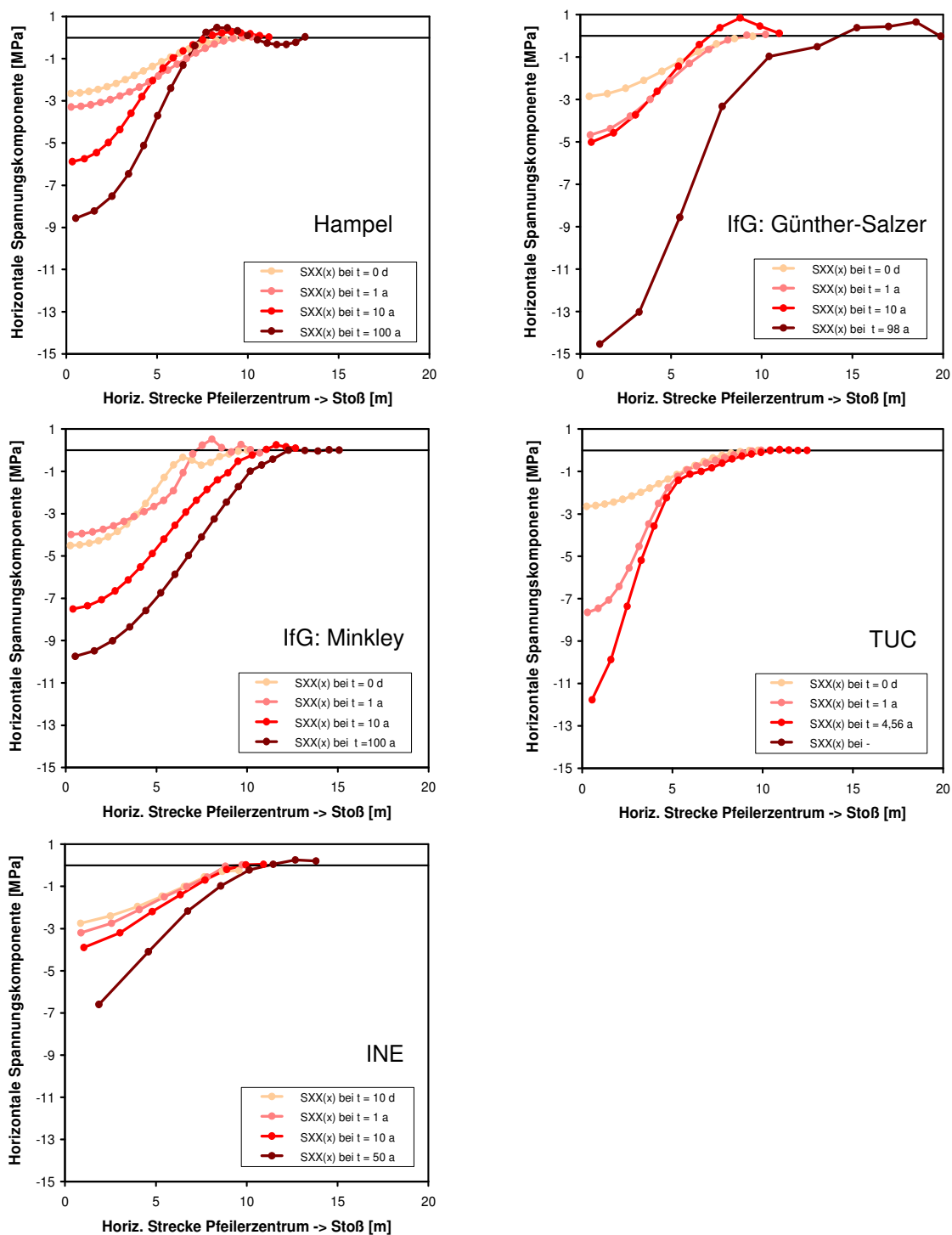


Abb. 85 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **horizontalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke g → c, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

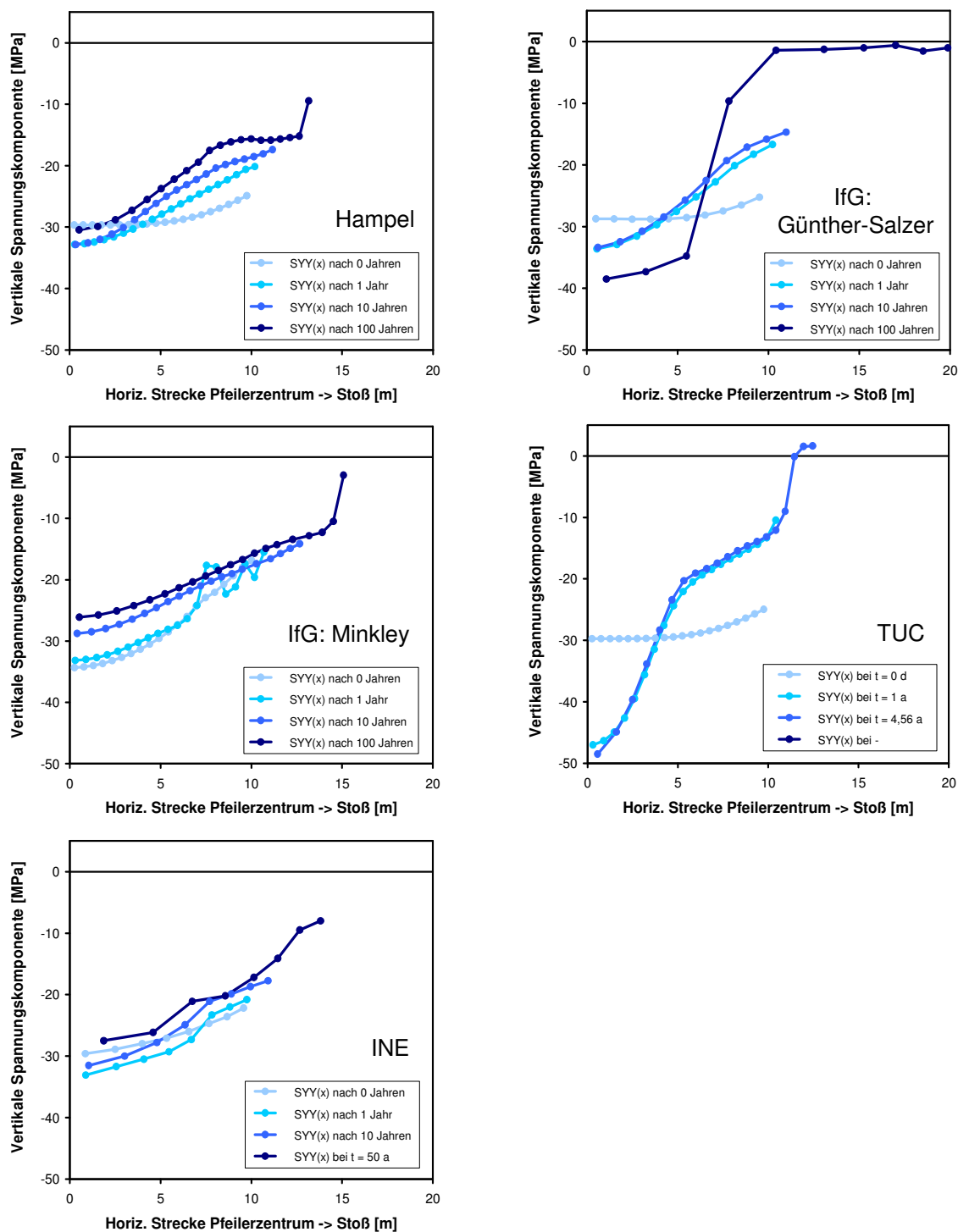


Abb. 86 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **vertikalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke g → c, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

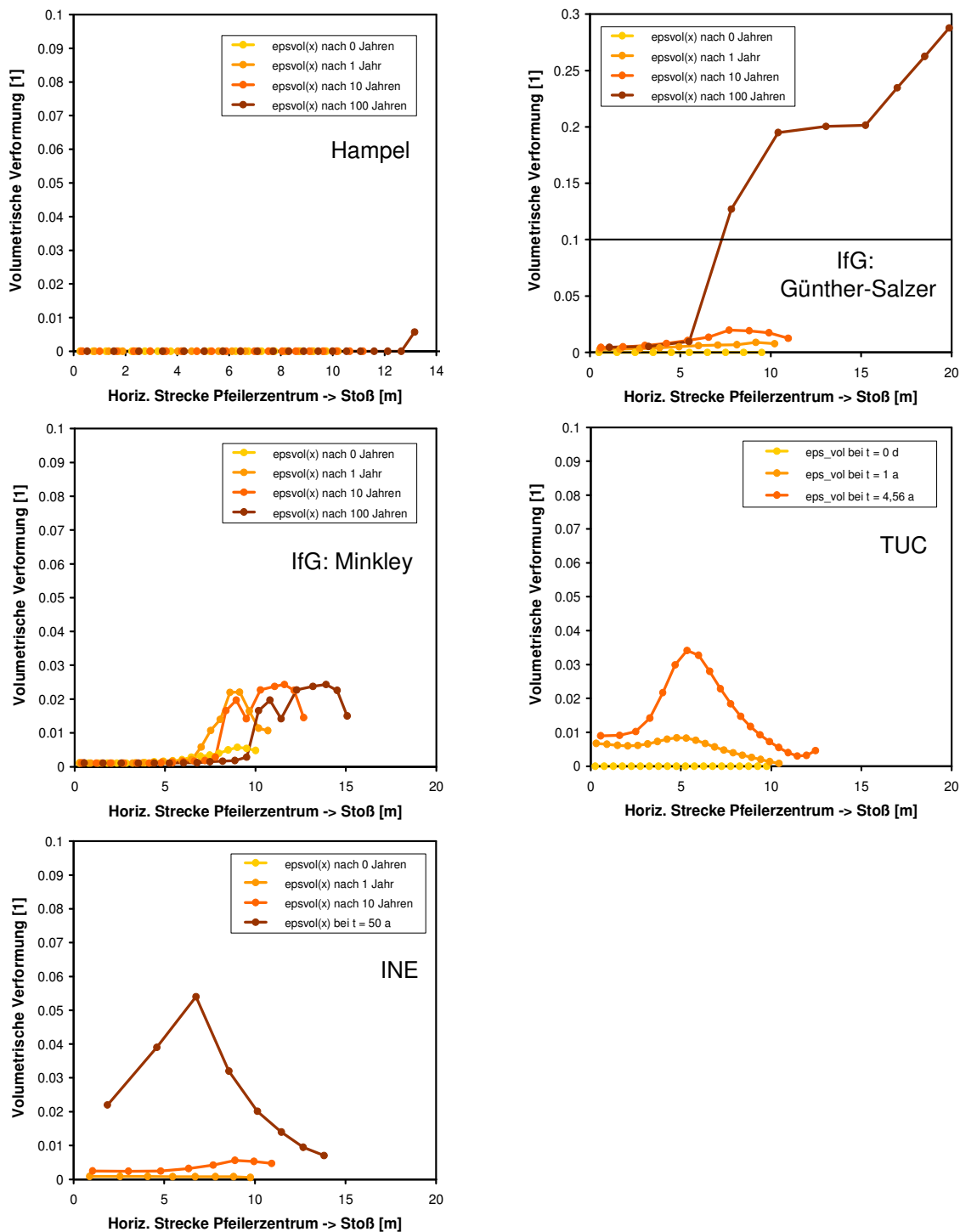


Abb. 87 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu vier verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer. Bei der Berechnung von Hampel ergab sich keine Dilatanz, weil die Rechnung mit dem unkorrigierten CDM und mit der höher liegenden BGR-Dilatanzgrenze durchgeführt wurde, siehe Abb. 71 (Seite 117). Für weitere Details siehe Abb. 75.

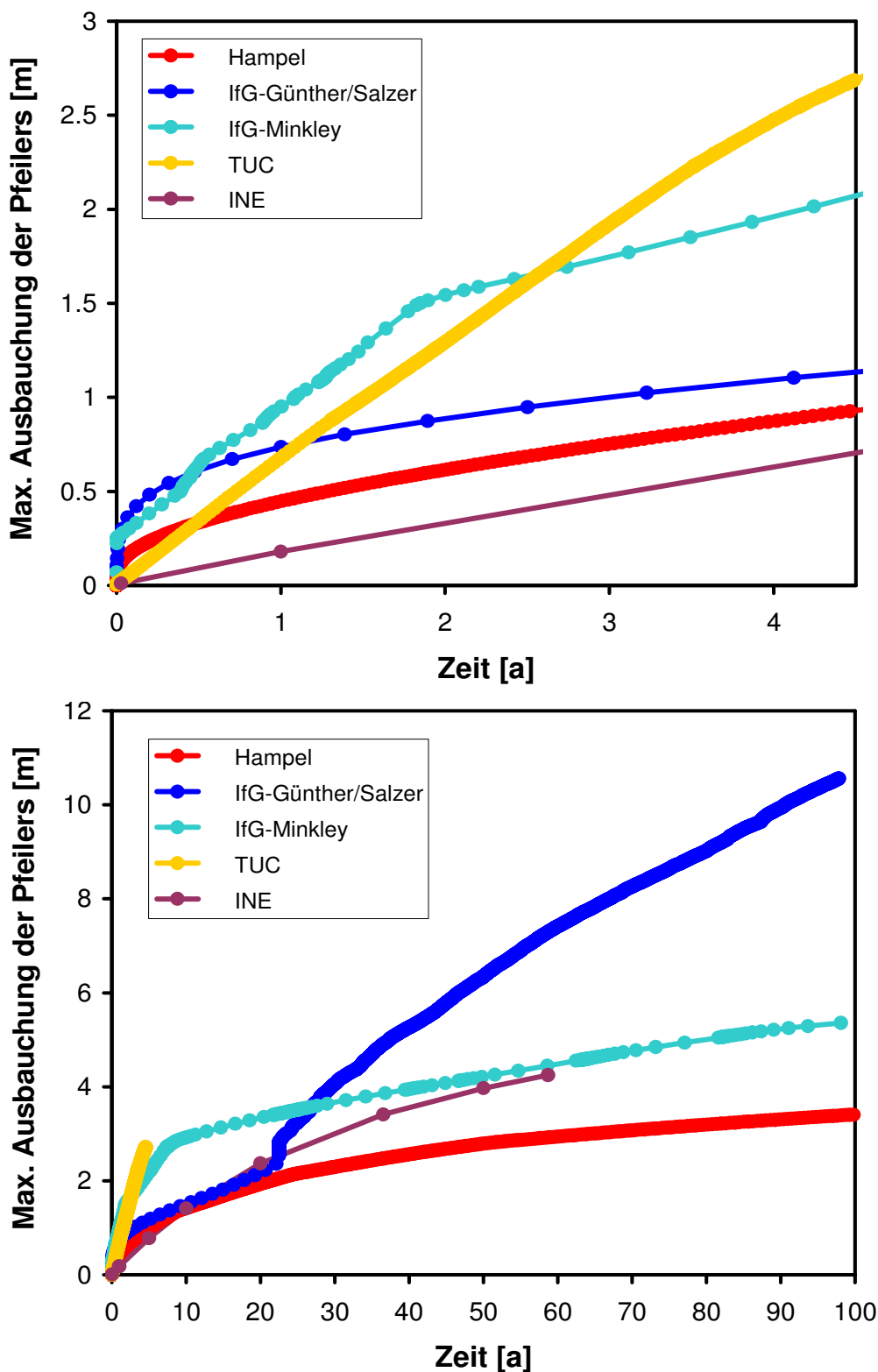


Abb. 88 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **maximalen Ausbauchung des Pfeilers** auf halber Pfeilerhöhe (horizontale Verschiebung des Punktes c im „**Kammer-Pfeiler-Modell**“ in Abb. 73) im Berechnungszeitraum von 4,5 Jahren (oben) und 100 Jahren (unten) ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

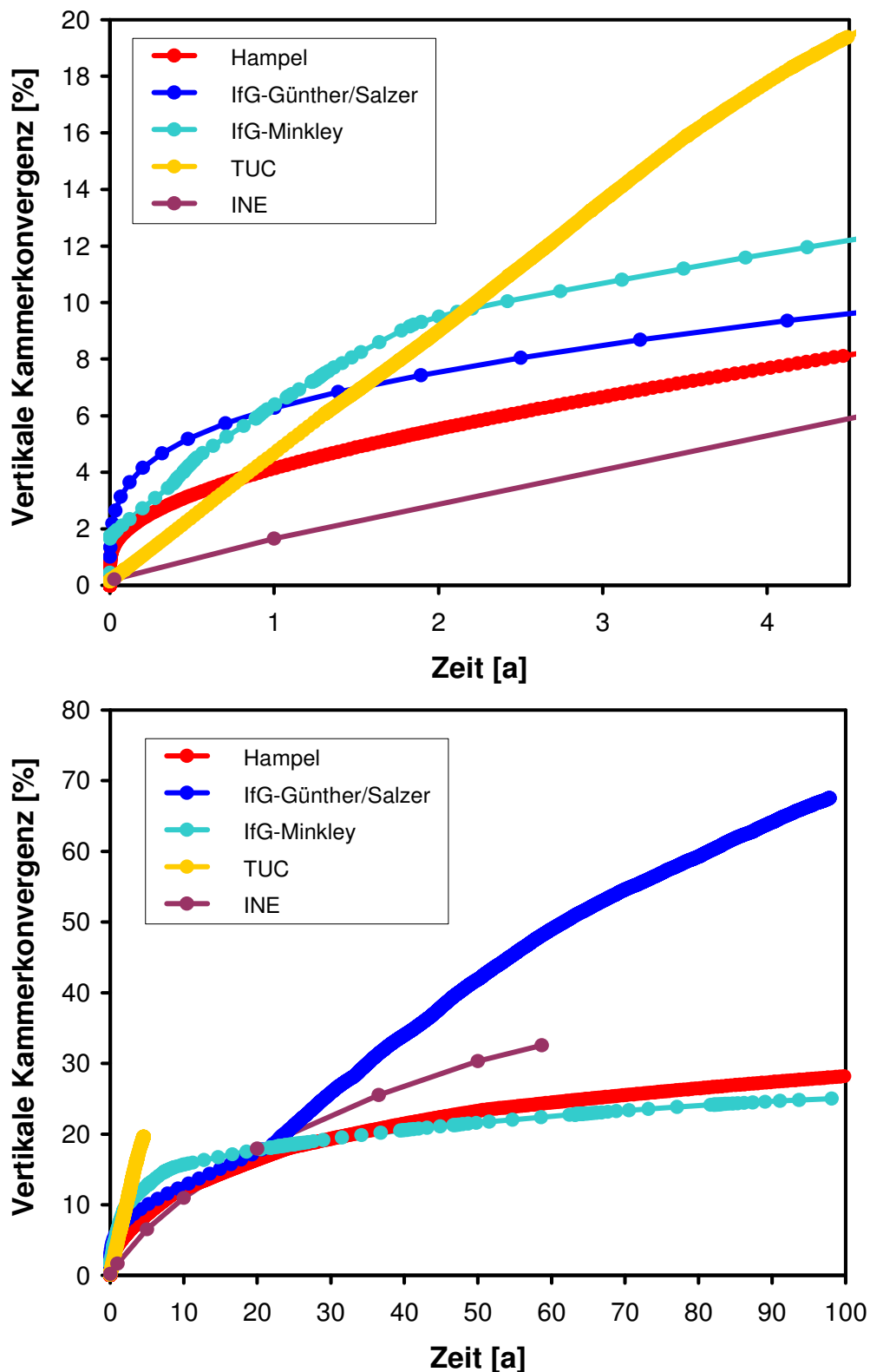


Abb. 89 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **vertikalen Konvergenz** in Kammermitte (Strecke b–d in Abb. 73) im Berechnungszeitraum von 4,5 Jahren (oben) und 100 Jahren (unten) ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

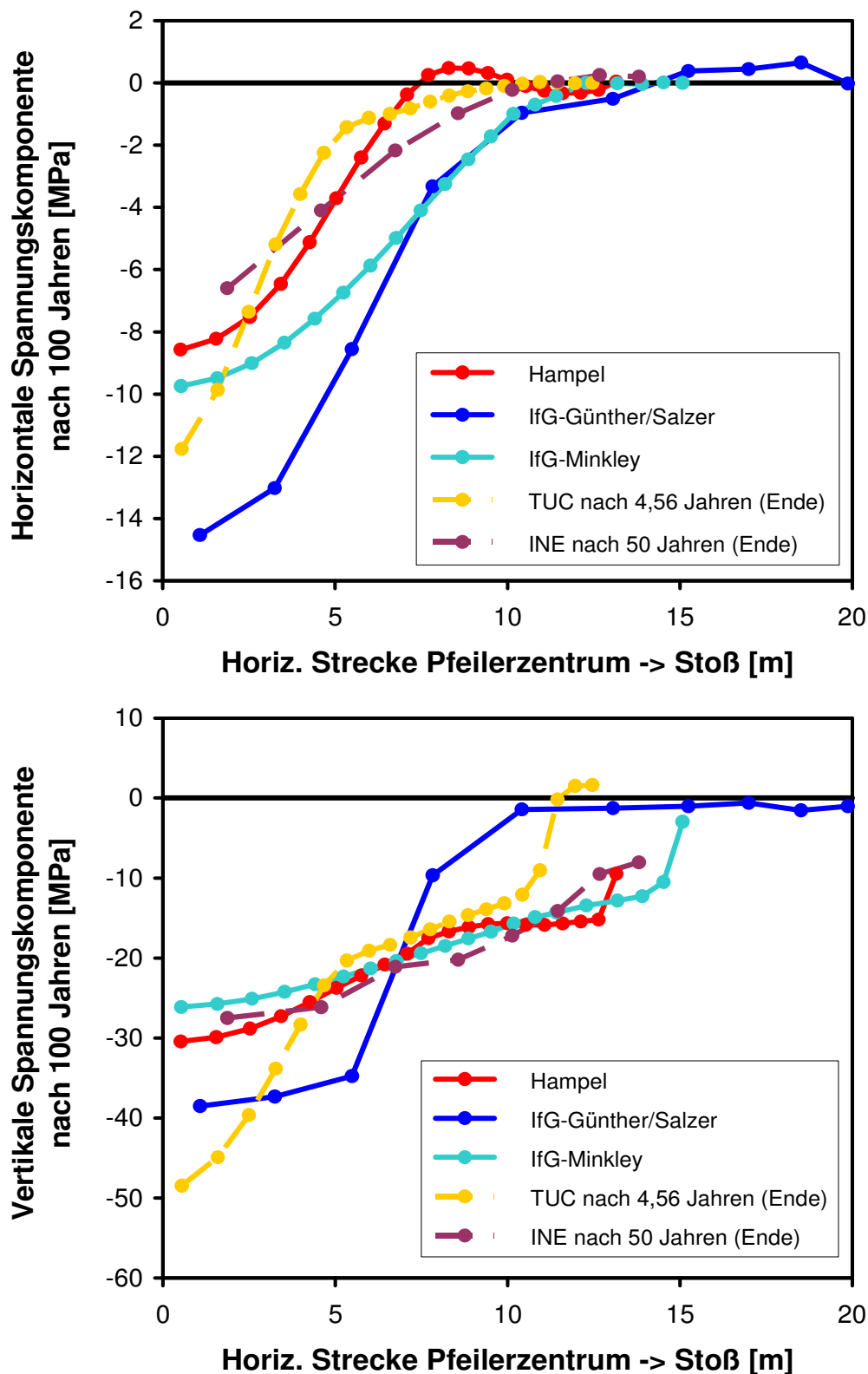


Abb. 90 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **horizontalen** (oben) und **vertikalen** (unten) **Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte (Strecke g → c, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer (Hampel, IfG) bzw. bei Abbruch der Simulationsrechnung (TUC und INE).

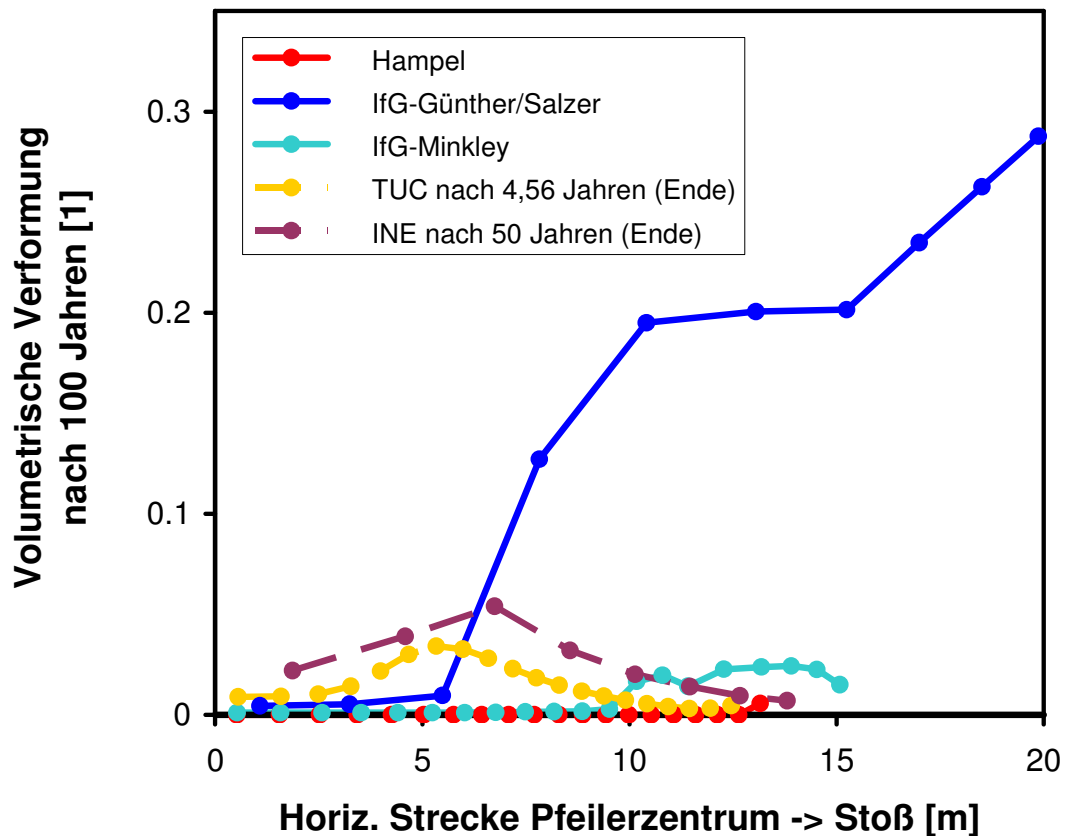


Abb. 91 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation B berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke g → c, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer (Hampel, IfG) bzw. bei Abbruch der Simulationsrechnung (TUC und INE). In der Rechnung von Hampel ergibt sich wiederum aufgrund der im Spannungsraum verhältnismäßig hoch liegenden Dilatanzgrenze und der geringen Duktilität bei kleinen Spannungen nur eine sehr geringe Dilatanz, vgl. Abb. 79 (Seite 127) und Abb. 71 (Seite 117).

5.2.3.c) Simulation C: Modell mit 17 MPa Auflast

Abschließend wurde die Simulation C mit der höchsten Auflast von 17 MPa auf die Modelloberkante berechnet, die einer Pfeilerbelastung von 38,4 MPa und einer Pfeilerteufe von etwa 870 m entspricht. Angesichts des Schlankheitsgrades von 1 war in dieser Simulation eine erhebliche Dilatanz und Schädigung im Pfeiler zu erwarten.

Diese hatten zur Folge, dass neben der BGR und dem IUB (siehe Simulation B in Kap. 5.2.3.b) dieses Beispiel aufgrund numerischer Probleme auch von dem INE nicht mehr berechnet werden konnte. Im Folgenden sind daher die Ergebnisse von Hampel, des IfG (beide Stoffmodelle) und der TUC dargestellt und miteinander verglichen.

Wie die nachfolgenden Abbildungen zeigen, konnte der vorgegebene maximale Simulationszeitraum nur mit dem CDM von Hampel berechnet werden. Allerdings lag das an der mehrfach angesprochenen Verwendung des bei kleinen Vergleichsspannungen unkorrigierten CDM-Stoffgesetzes und der relativ hoch liegenden BGR-Dilatanzgrenze, die zu einer gleichmäßigen, nicht eskalierenden Verformung des Pfeilers und zu dementsprechend nur geringe Dilatanz und Schädigung zur Folge hatte. Die fehlende Korrektur der Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate hat sich bei dieser Simulation C nicht so stark ausgewirkt, da die vertikale Spannungskomponente bei Hampel betragsmäßig immer über 15 MPa lag, siehe Abb. 95. Die fehlende Dilatanz und Schädigung, siehe Abb. 96 und Abb. 100, haben das Ergebnis stärker verfälscht, weil beide einen zusätzlichen, die Verformung erhöhenden Einfluss gehabt hätten (die sehr hohen Dilatanzwerte 10 und 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer sind zumindest in ihrer Größe eher numerische Artefakte).

Die anfangs 20 m hohe Kammer hat sich bei Hampel Abb. 92 und Abb. 93 zufolge vertikal um ca. 7,5 m verkleinert, welches einer wahren (logarithmischen) Konvergenz von knapp 50 % entspricht, siehe Abb. 98. Die halbe Pfeilerbreite von anfänglich 10 m hat bis zum Berechnungsende bei Hampel um etwas mehr als 6 m zugenommen (Abb. 93, Abb. 97), das heißt, dass der Selbstversatz der Kammer nach 100 Jahren bereits weit fortgeschritten war (die halbe Kammerbreite betrug dem Modell zufolge anfangs ebenfalls 10 m). Immerhin konnte Hampel mit dieser Simulation C zeigen, dass mit dem CDM in FLAC auch sehr große Deformationen einer Struktur numerisch bewältigt werden können. Hinsichtlich der Spannungsabhängigkeit des stationären Kriechens bei kleinen Differenzspannungen und der Überprüfung der Lage der Dilatanzgrenze haben die Simulationen – einem Ziel des Verbundvorhabens entsprechend – einen Weiterentwicklungsbedarf beim CDM-Stoffgesetz aufgezeigt.

In den Ergebnissen der Simulation C mit dem IfG-Stoffmodell Günther/Salzer sieht man vor allem in Abb. 97 zwei Konturbrüche der Pfeilerflanke 77 und 394 Tage nach der Auffahrung. Ein solcher Konturbruch mit einem plötzlichen schubweisen, aber betragsmäßig begrenzten Eindringen der Pfeilerflanke in die Kammer (hier um 60 cm bzw. 1,2 m) war auch in der Simulation B bereits aufgetreten. Diese Ereignisse blieben hier aber wiederum auf die stoßnahe Hälfte des modellierten Halbpfeilers beschränkt, weshalb der Pfeiler insgesamt zwar eine schnellere und stärkere, aber keine eskalierende Stauchung erfuhr. Der Pfeilerkern war auch am Ende dieser Berechnung (nach einem Simulationszeitraum von 10 Jahren) nach wie vor nicht aufgelockert bzw. geschädigt (Abb. 96, Abb. 100) und daher noch tragfähig, wie Abb. 95 zeigt. Da bereits nach einer Simulationszeit von 10 Jahren die Kammer durch die aufgelockerten Konturbereiche und die Pfeilerquerdehnung nahezu verfüllt war, wurde die Berechnung nach einer Simulationszeit von 17 Jahren beendet.

Mit dem IfG-Stoffmodell Minkley ergab sich ein anderes Bild: Hier wurde die Berechnung bereits nach 15 Tagen beendet, weil die Pfeilerstauchung bereits nach wenigen Tagen (und dann massiv ab dem 12. Tag) zunahm, und zwar hier mit steigender Tendenz. Die Auflast konzentrierte sich hier sehr schnell – und noch stärker als beim Modell Günther/Salzer nach 10 Jahren – auf den Pfeilerkern von maximal noch 6 m Radius, siehe z.B. Abb. 99, und erreichte dort bereits nach 15 Tagen extreme Werte von betragsmäßig über 70 MPa. Als Folge der hohen Belastung des Pfeilerkerns versagt der Pfeiler durch Kriechbruch, welches bei der hohen Belastung des schlanken Steinsalzpfeilers in der Größenordnung der einaxialen Druckfestigkeit als realistisch erscheint.

Bei beiden IfG-Simulationen war der Selbstversatz der Kammer durch die eindringende Pfeilerflanke ebenfalls bereits erheblich, wenngleich der eingedrungene Teil aufgrund der starken Auflockerung keine Stützwirkung übernehmen konnte.

Mit dem Modell Hou/Lux der TUC hatten sich bis zu einem Simulationszeitraum von 91 Tagen bereits massive numerische Störungen aufgebaut, die ein Weiterrechnen mit sehr kleinen Zeitschritten nicht sinnvoll erscheinen ließen. Diese numerischen Probleme lassen sich auf die starke Deformation der Pfeiler-Kammer-Eckelemente zurückführen: Da die TUC die Randelemente ohne Interface-Eigenschaften definiert hatte, begannen sich die Eckelemente des Stoßes mit denen der Kammerfirste bzw. -sohle aufgrund der starken Pfeilerdeformation zu durchdringen. Bis zum Berechnungsende nahm sowohl die Kammerkonvergenz, als auch die Ausbauchung des Pfeilers annähernd linear zu, zeigte demnach weder das sich verlangsamende transiente Verhalten wie in den Simulationen von Hampel oder des IfG (Stoffmodell Günther/Salzer), noch die eskalierende Zunahme wie beim IfG-Stoffmodell von Minkley. Die vertikale Spannungskomponente in Abb. 95 und Abb. 99 lässt, ähnlich wie beim Stoffmodell Minkley, eine rasche Konzentration auf den Pfeilerkern erkennen. Die Dilatanz ist am Berechnungsende geringer als in den beiden IfG-Simulationen (Abb. 96, Abb. 100). Insgesamt deutet sich in den TUC-Ergebnissen nach 91 Tagen aber noch kein unmittelbar bevorstehendes Versagen der Pfeilertragfähigkeit an.

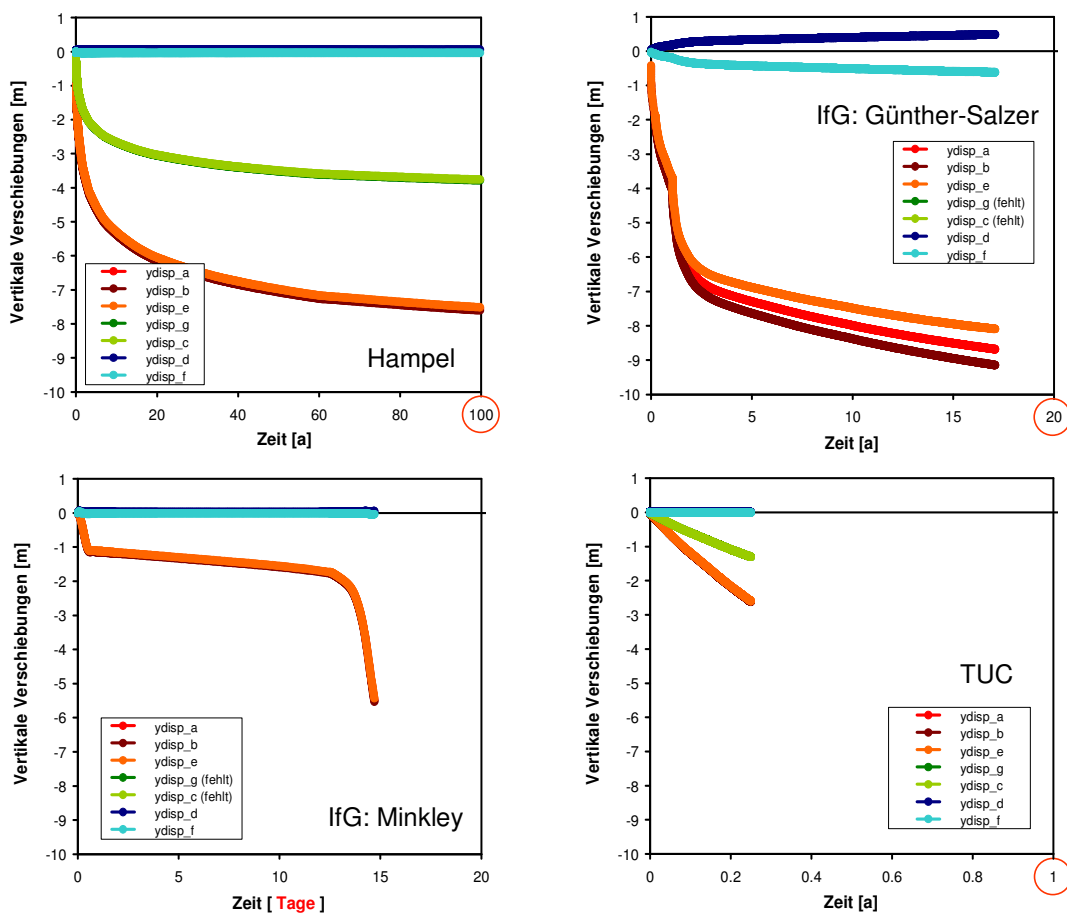


Abb. 92 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **vertikalen Verschiebungen** ausgewählter Punkte des „**Kammer-Pfeiler-Modells**“ (a bis g, s. Abb. 73 auf Seite 119) in verschiedenen, sehr unterschiedlichen Berechnungszeiträumen ab der Auffahrung der Kammer. Zur besseren Vergleichbarkeit wurde die gleiche Ordinatenkalierung verwendet. Mit dem Stoffmodell Günther/Salzer errechnete das IfG an den „Knicken“ in den Kurvenverläufen erkennbare Konturbrüche, siehe auch Abb. 97. Mit dem Modell Minkley ergab sich bereits 15 Tage nach der Auffahrung der Kammer ein Versagen des Pfeilers. Die Rechnung der TUC wurde aufgrund numerischer Schwierigkeiten nach 91 Tagen abgebrochen, das INE und die BGR haben aufgrund numerischer Probleme keine abschließenden Ergebnisdaten erzeugt.

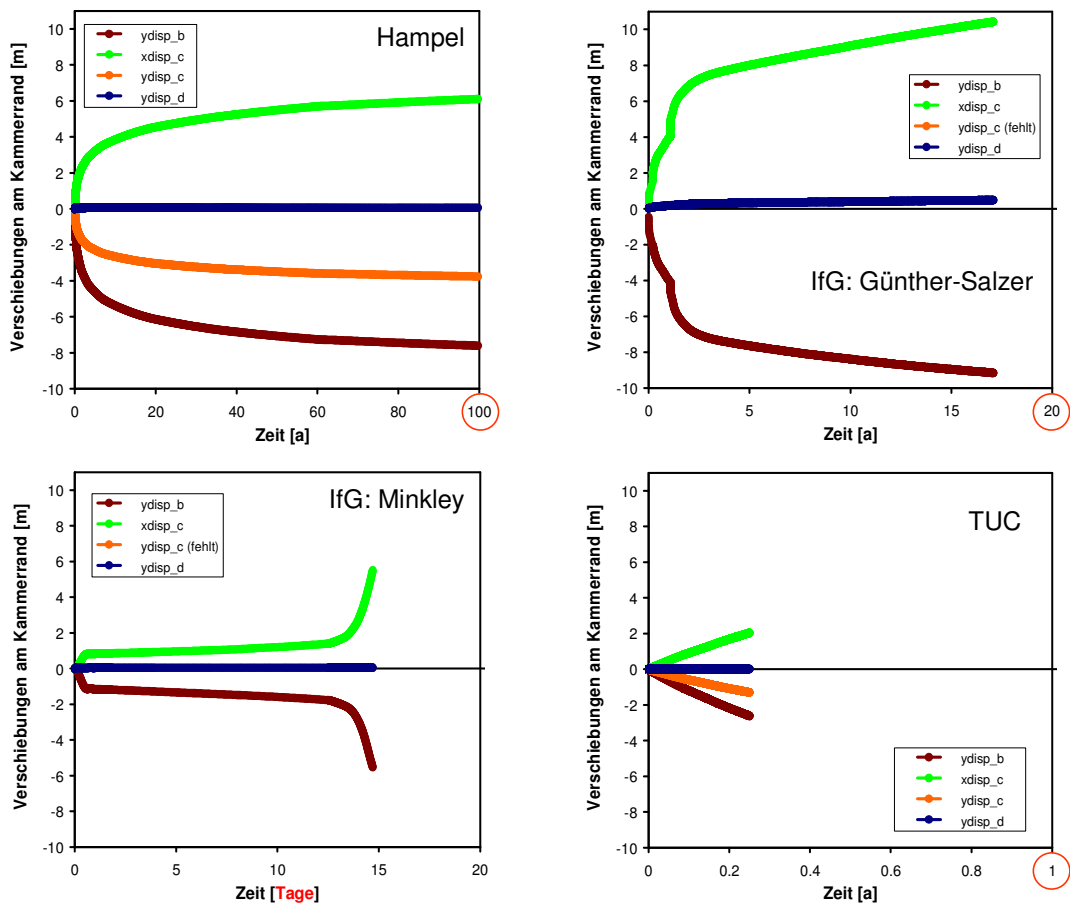


Abb. 93 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **Verschiebungen** ausgewählter Punkte **am Kammerrand** des „**Kammer-Pfeiler-Modells**“ (b – d, s. Abb. 73) in verschiedenen, sehr unterschiedlichen Berechnungszeiträumen ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

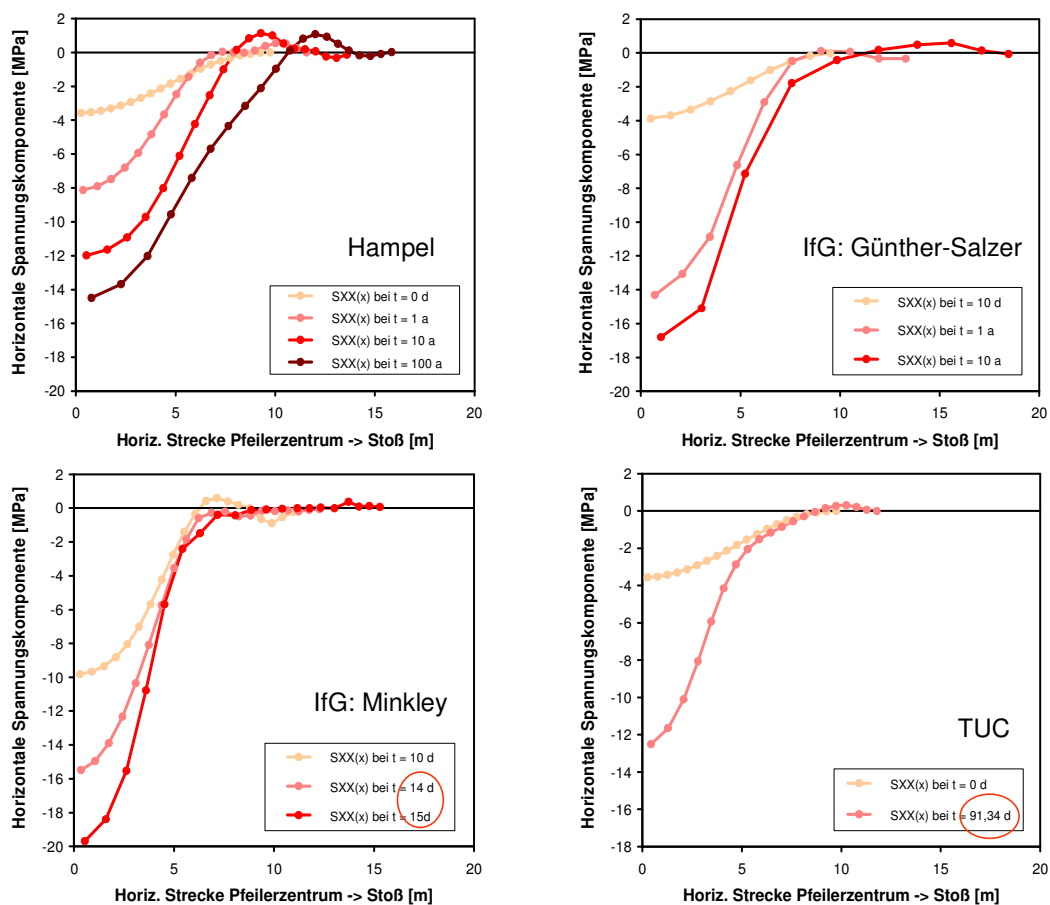


Abb. 94 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **horizontalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

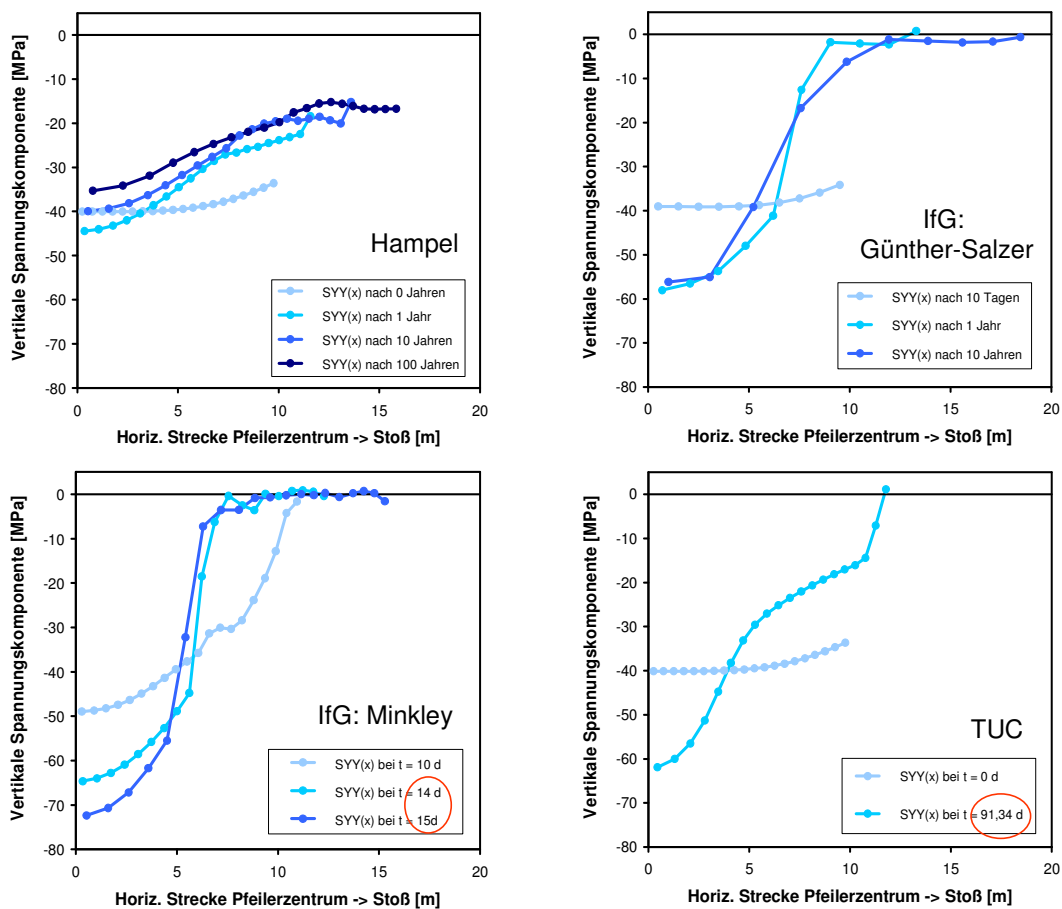


Abb. 95 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **vertikalen Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

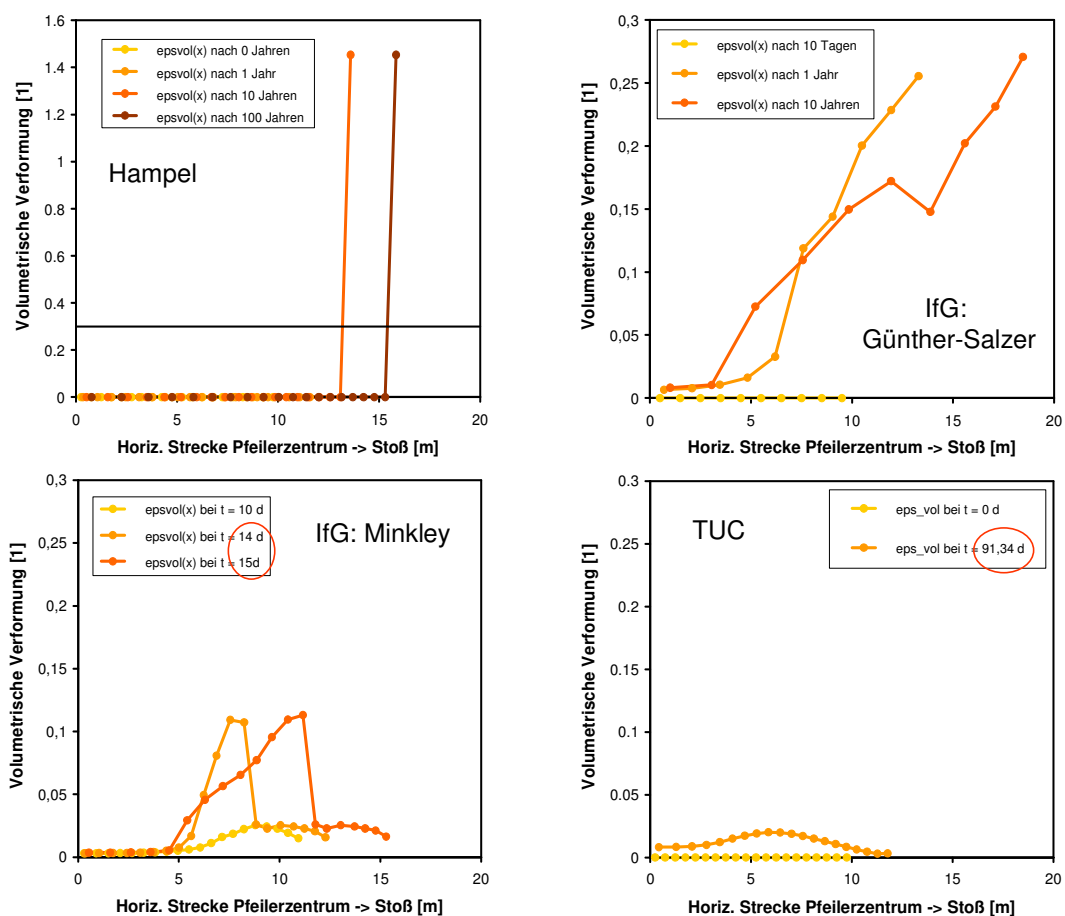


Abb. 96 Vergleich des Verlaufs der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte des „Kammer-Pfeiler-Modells“ (Strecke $g \rightarrow c$, s. Abb. 73) zu verschiedenen Berechnungszeitpunkten nach der Auffahrung der Kammer. Bei der Berechnung von Hempel ergab sich unmittelbar am Stoß eine Dilatanz, deren Größe über 100 % allerdings auf einen numerischen Artefakt zurückzuführen ist, vgl. Abb. 79 (Seite 127) und Abb. 87 (Seite 137). Für weitere Details siehe Abb. 75.

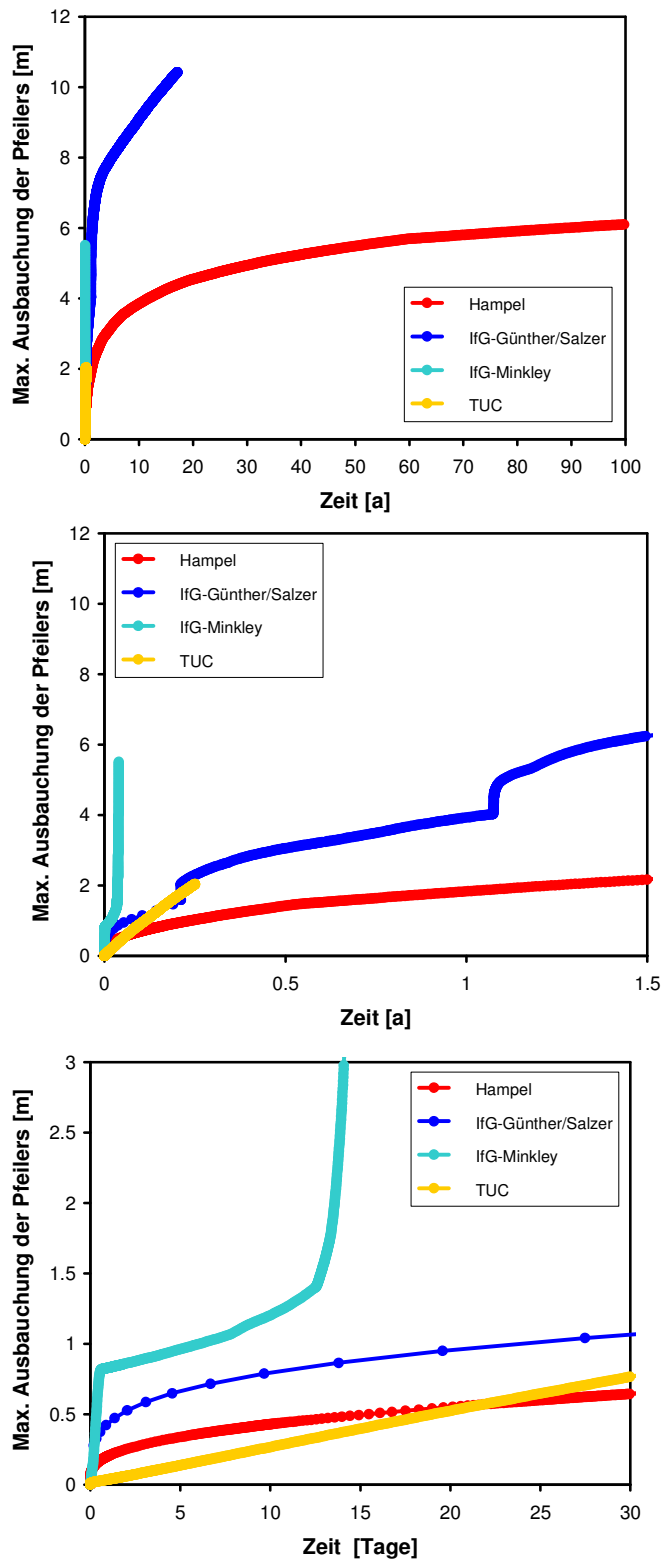


Abb. 97 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **maximalen Ausbauchung des Pfeilers** auf halber Pfeilerhöhe (horizontale Verschiebung des Punktes c im „Kammer-Pfeiler-Modell“ in Abb. 73) in verschiedenen, sehr unterschiedlichen Berechnungszeiträumen ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

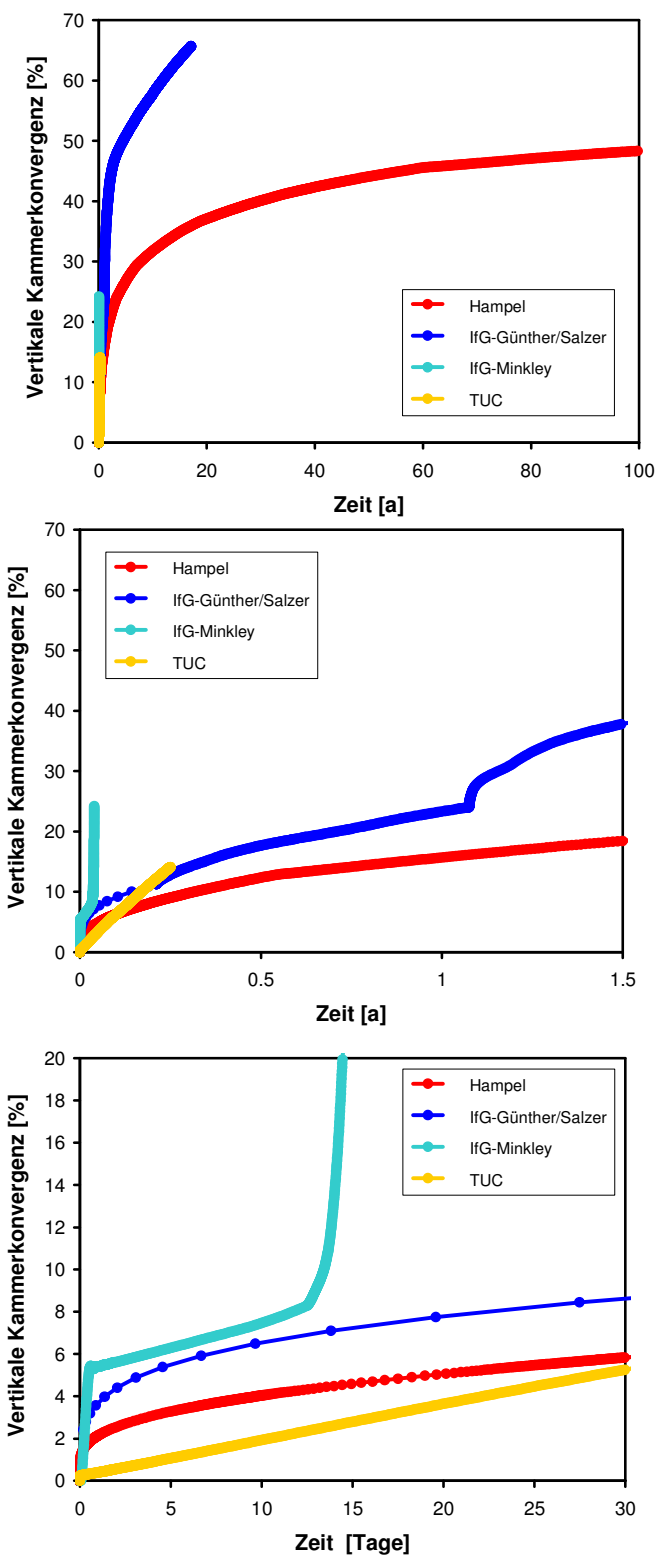


Abb. 98 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **vertikalen Konvergenz** in Kammermitte (Strecke b – d in Abb. 73) in verschiedenen, sehr unterschiedlichen Berechnungszeiträumen ab der Auffahrung der Kammer, für weitere Details siehe Abb. 75.

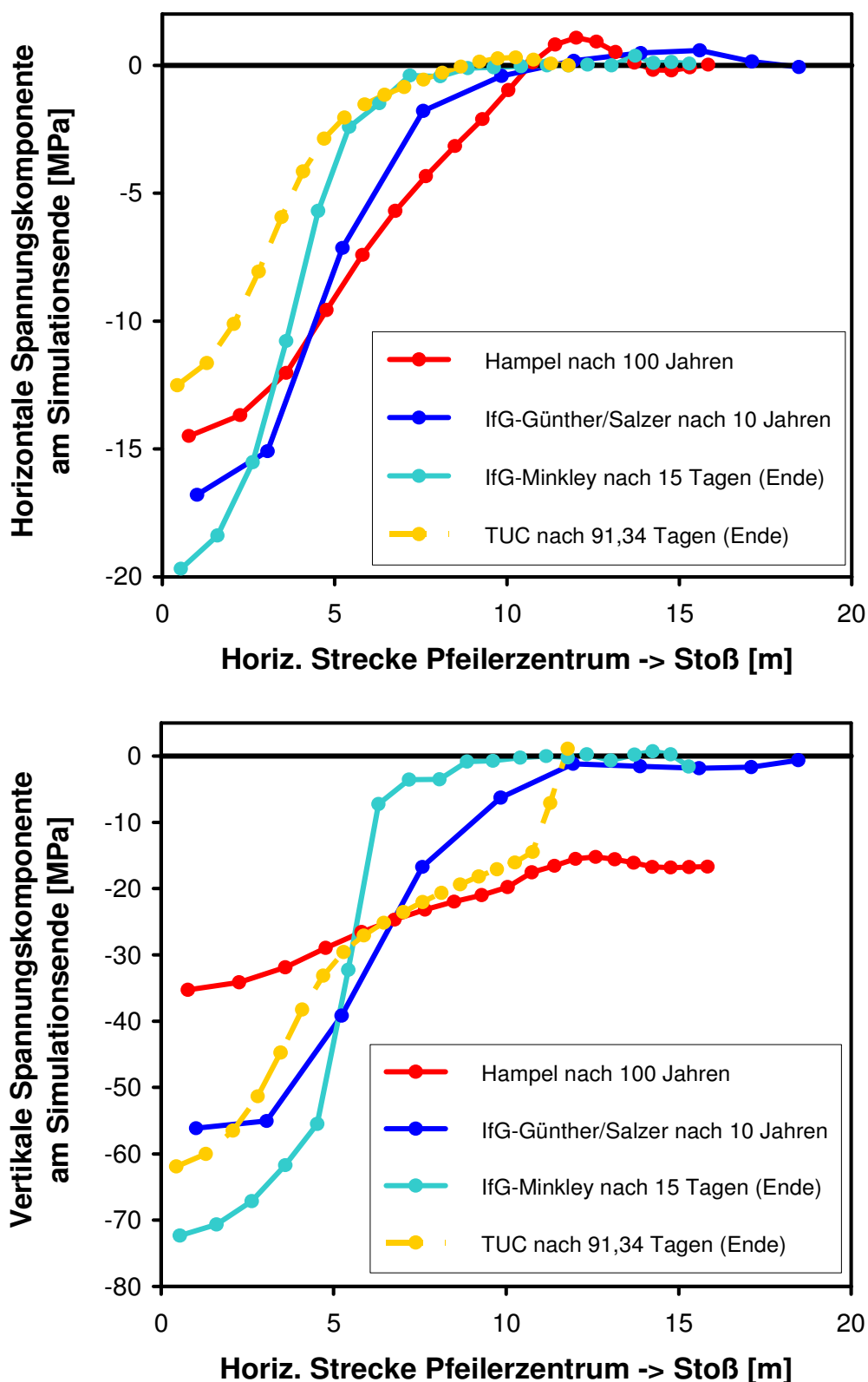


Abb. 99 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **horizontalen** (oben) und **vertikalen** (unten) **Spannungskomponente** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte (Strecke g → c, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer (Hampel) bzw. bei Abbruch der Simulationsrechnung (IfG, TUC und INE).

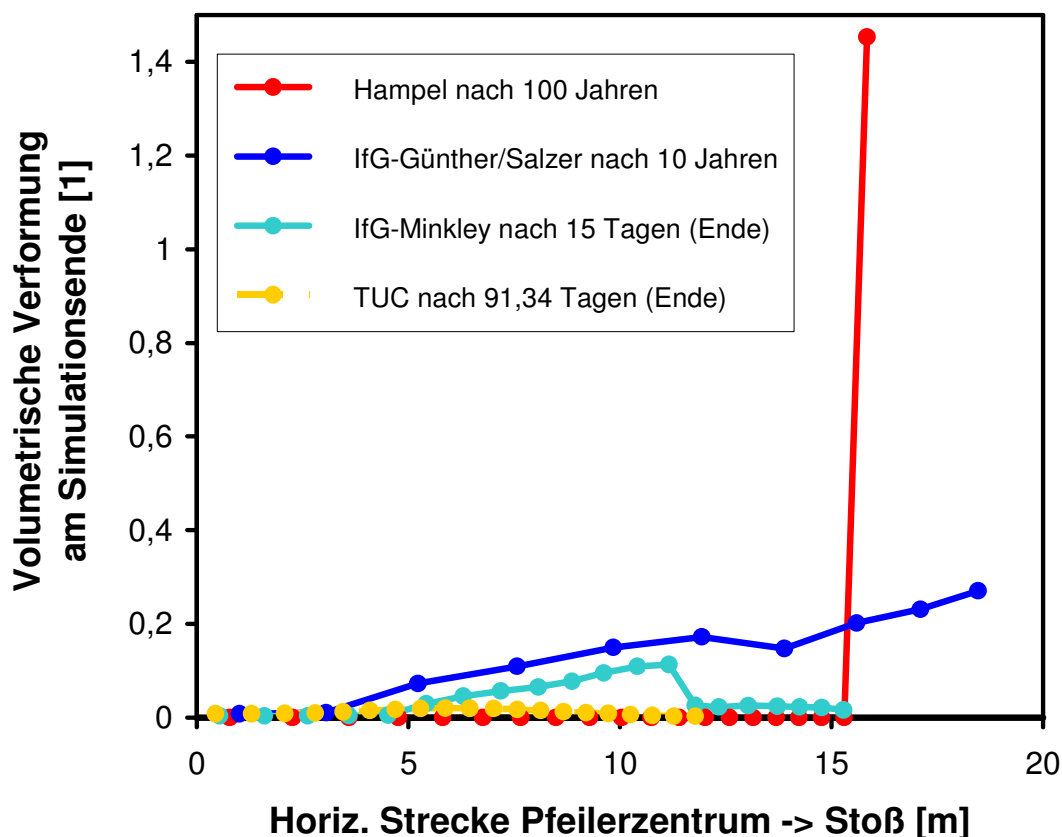


Abb. 100 Vergleich der von den angegebenen Projektpartnern in der Simulation C berechneten **volumetrischen Verformung (Dilatanz)** auf der horizontalen Strecke vom Pfeilerzentrum zur Stoßmitte (Strecke g \rightarrow c, s. Abb. 73) 100 Jahre nach der Auffahrung der Kammer (Hampel) bzw. bei Abbruch der Simulationsrechnung (IfG, TUC und INE). Der hohe Wert am Stoß in der Rechnung von Hampel dürfte auf einen numerischen Artefakt zurückzuführen sein, siehe Abb. 79.

6 Schlussfolgerungen und Empfehlungen

Die Arbeiten zu diesem BMBF-Verbundvorhaben hatten als Gesamtziel, das Instrumentarium zu verbessern und weiterzuentwickeln, welches für die Planung und Auslegung von Untertagedeponien im Steinsalz sowie für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Untertage-Einlagerung von gefährlichen Abfällen in einer ausgewählten Steinsalzformation verfügbar ist und dafür eingesetzt wird.

Damit sollten die Arbeiten vor allem einen Beitrag liefern zur Verbesserung bei der Nachweiserbringung bezüglich der Stabilität der Untertagedeponien in der Betriebsphase und insbesondere der langfristigen Integrität der geologischen Barriere gegenüber der Biosphäre.

Zum Instrumentarium gehören Stoffgesetze, die geeignet sind, mit Hilfe von Simulationsrechnungen das mechanische Verhalten des Wirtsgesteins Steinsalz unter verschiedenen Einflüssen zu beschreiben und im Rahmen der Nachweiserbringung die zeitliche sowie räumliche Entwicklung zu prognostizieren. In Verbindung damit ist auch die Entwicklung der hydraulischen Eigenschaften des Einschlussbereiches im Steinsalz zu modellieren und zu berechnen.

Zur Anwendung eines Stoffgesetzes gehört notwendigerweise die Bestimmung der Parameterkennwerte eines Stoffgesetzes, wobei die Kennwerte von der Lokation in einer Steinsalzformation abhängen können.

Schließlich ist für Modellberechnungen die Implementation des ausgewählten Stoffgesetzes bzw. des Systems von konstitutiven Gleichungen in Rechenprogramme vorzunehmen und mit Hilfe von Vergleichsrechnungen das Instrumentarium als Ganzes zu verbessern und zu qualifizieren.

Im Rahmen des Vorhabens haben die Partner ihre jeweils seit längerem verfügbaren und erprobten Werkzeuge eingesetzt.

Die Benchmark-Modellberechnungen waren ein wesentlicher Schwerpunkt der Arbeiten, sie ermöglichen nicht nur den Vergleich der jeweils genutzten Stoffgesetze und Berechnungswerkzeuge, sondern darüber hinausgehend den umfassenderen Vergleich der Vorgehensweisen bei der Bearbeitung einer Aufgabenstellung.

Auf Grundlage der erreichten Ergebnisse werden nachfolgend einige Schlussfolgerungen zusammengestellt und Empfehlungen zur Verwendung der Ergebnisse sowie zur weiteren Arbeit am Thema "Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Stoffgesetze und Vorgehensweisen" ausgesprochen.

6.1 Folgerungen und Empfehlungen aufgrund des Vergleichs der Stoffgesetze und Vorgehensweisen

Die zu den drei Arbeitsschwerpunkten durchgeführten Modellberechnungen (Nachrechnung von Laborversuchen; Nachrechnungen zur Maschinenstrecke EU1 in der Grube Sondershausen; Prognoserechnungen zu einer Kammer-Pfeiler-Modellsituation) zeigen zusammengefasst folgenden Sachstand auf:

- Die verwendeten Stoffgesetze bilden das beobachtete Materialverhalten, welches in Abhängigkeit von der Belastung von unterschiedlichen Phänomenen dominiert wird,

geeignet ab, so dass die Modellberechnungen für den Stoffgesetzvergleich von allen Partnern durchgeführt werden konnten.

- Die Vorgehensweise zur Bestimmung der Kennwerte für die Stoffgesetzparameter ist im Grunde bei allen Arbeitsgruppen gleich. Auf Grundlage der Nachrechnung geeignet ausgewählter Laborversuche, bei denen über Belastungen mit von Dilatanz freiem Kriechverhalten und mit Dilatanz behafteten Kriech- und Festigkeitsverhalten die relevanten Prozesse separiert bzw. sukzessive zugefügt werden können, lassen sich die Kennwerte der Stoffgesetzparameter durch Ausgleichsrechnung Zug um Zug ermitteln, womit dann verschiedenartige Versuche in ihrer jeweiligen Komplexität vollständig modelliert werden können.
- Die Modellberechnungen zu den Laborversuchen, welche nicht-dilatantes Kriechen und kein durch Dilatanzentwicklung und Schädigung/Entfestigung getragenes Deformationsverhalten umfassen, und die Modellberechnungen zu den beiden Untertagestrukturen führen bei der Beschreibung der Spannungsentwicklung in den Modellberechnungen der Partner zu qualitativ ähnlichen Ergebnissen.
- Bei der Nachrechnung bzw. Prognose der plastischen Verformung für die Laborversuche und die Untertagesituation Sondershausen-EU1 werden die Unterschiede größer, allerdings ohne dass qualitativ unzutreffende Ergebnisse erzielt werden. Hier zeigt sich die Unsicherheit in der Vorhersage des Materialverhaltens bei in Laborexperimenten nicht mehr zugänglichen kleinen Spannungen bzw. geringen Verformungsraten.
- Bezüglich der Prognosen zur Verformung und der damit verbundenen Schädigung, zur Auflockerung und dann zur Ausdehnung der Auflockerungszone bis hin zum Nachbruchverhalten in den Kammer-Pfeiler-Modellen können die Ergebnisse allerdings sehr unterschiedlich werden – sofern wegen der zum Teil extremen Randbedingungen überhaupt noch stabile Berechnungsergebnisse erzielt werden konnten.

Zu diesen Berechnungen extrem belasteter und progressiv geschädigter Tragelemente standen in diesem Vorhaben allerdings noch keine realen Daten zum Vergleich aus einer entsprechenden Untertagesituation zur Verfügung.

Fazit: Der Anspruch, mit den Stoffgesetzen das mechanische Verhalten von Steinsalz zu beschreiben, wird gut erfüllt.

Unter der gegebenenfalls erforderlichen Berücksichtigung von Stärken und Schwächen bei den einzelnen Werkzeugen und Vorgehensweisen (Stoffgesetz - Kennwertbestimmung - Rechenprogramm, Rechenmodell), die in Kap. 5 deutlich geworden sind, ist somit festzuhalten, dass alle Partner die Modellberechnungen zu den einzelnen Aufgaben – teilweise mit Einschränkungen – erfolgreich haben durchführen können.

Weder bei den mikrostrukturell begründeten Stoffgesetzen noch bei den von rheologischen Modellkörpern abgeleiteten Stoffgesetzen kann aufgrund der bisher durchgeführten Benchmark-Berechnungen entschieden werden, welches letztlich die zuverlässigeren Ergebnisse liefern wird. Solange die Stoffgesetz-Module das Materialverhalten repräsentativ beschreiben und solange mit den einen Steinsalztyp charakterisierenden Stoffgesetz-Kennwerten gearbeitet wird, kann in vielen Fällen eine zutreffende Modellierung gefunden werden.

Dabei ist jedoch folgendes zu beachten: Bei der Nachrechnung der Laborversuche zeigte sich, dass nicht alle Versuche gleichzeitig exakt nachberechnet werden können, auch wenn die für einen Steinsalztyp als repräsentativ ermittelten Stoffgesetz-Kennwerte genutzt

werden. Die mathematischen Formulierungen zur Beschreibung des Materialverhaltens sind zwar genügend "flexibel" anpassbar, um jeden einzelnen Versuchsverlauf optimal nachzubilden. Doch diese Vorgehensweise kann nicht akzeptiert werden. Denn die Kennwerte für eine Prognoserechnung – und damit das Berechnungsergebnis – können nur durch die Verwendung eines möglichst einheitlichen und konsistenten Satzes von Kennwerten, der für alle Belastungsfälle und aus einer Vielzahl von Einzelversuchen als repräsentativ ermittelt wurde, begründet und akzeptiert werden.

Natürlich kann es bei einer unzureichenden Datengrundlage unvermeidbar sein, an Einzelbefunde angepasste Parameterkennwerte nutzen zu müssen. Doch diese begründen Vorbehalte gegen die Akzeptanz der Ergebnisse aus den damit durchgeführten Modellberechnungen, insbesondere wenn ein Satz von Parameterkennwerten genutzt wird, der auf einer unzureichenden Datengrundlage zum Materialverhalten beruht, welches sich aus Beiträgen von verschiedenen Deformationsphänomenen zusammensetzt. In solchen Fällen sollte die Wahl der Kennwerte über den Vergleich mit Kennwerten aus anderen (erfolgreichen) Modellberechnungen plausibel gemacht werden. Die Übertragbarkeit ist dann gegeben, wenn man innerhalb eines als tragfähig erkannten Erfahrungsbereichs bleibt und dadurch das Gewicht von Zufälligkeiten aus Einzelbefunden reduziert wird.

Auf Grundlage dieses Sachstandes folgen aus den Arbeiten in diesem Verbundvorhaben einige konkrete Empfehlungen:

1. Bei der Auswahl eines Stoffgesetzes bzw. von Stoffgesetz-Modulen ist darauf zu achten bzw. es ist zu prüfen, ob die voraussichtlich dominierenden Deformationsphänomene relevant abgebildet werden bzw. auch abgebildet werden können. Die Auswahl / Anwendung von geeigneten Stoffgesetz-Modulen muss auch den als extrem erachteten Belastungsfällen genügen, um das Materialverhalten dafür prognostizieren zu können, z.B. das Kriechen bei sehr kleinen Spannungen oder die Tragfähigkeitsentwicklung im Nachbruchbereich.
 - Diese Empfehlung gilt immer. Auch bei den Partnern in diesem Verbundvorhaben haben sich bei einzelnen Phänomenen noch Lücken in ihren Stoffgesetzsystemen gezeigt, beispielsweise bei der Modellierung des Erholungskriechens nach Lastwechsel-Versuchen oder der Modellierung des Kriechbruch- und des Nachbruchverhaltens.
2. Voraussetzung für eine konsistente Modellierung und zutreffende Prognoserechnung ist die Ermittlung eines für einen Salztyp konsistent verwendbaren Satzes von Parameterkennwerten
 - Zunächst muss die Datengrundlage für die Kennwertbestimmung aus Laborversuchen (gegebenenfalls auch aus verlässlich erfassten und dokumentierten In-situ-Messungen bzw. Beobachtungen) das Materialverhalten zutreffend repräsentieren. Bei der Auswahl von Stoffgesetz-Modulen für die Ermittlung der Parameterkennwerte durch Nachrechnen von Versuchen müssen die zugrunde gelegten Deformationsphänomene das Materialverhalten auch tatsächlich dominieren. Zur Vermeidung von Fehlinterpretationen resultieren daraus hohe Qualitätsanforderungen an die Daten bzw. Experimente. Die Qualität ist beispielsweise gefährdet, wenn:
 - das Materialverhalten durch nicht-repräsentative Probenahme oder durch Artefakte im Prüfkörper vorgegeben ist,
 - bei der Kennwertermittlung für das stationäre Kriechen tatsächlich noch das transiente Kriechen überwiegt,

- nach einer (versehentlich) zwischenzeitlich wirksamen Höherbelastung die Deformationsverfestigung noch nicht wieder abgeklungen ist oder andere Störungen in den Prüfbedingungen wesentlich nachwirken,
 - Dilatanz-Effekte bereits wirksam und dem modellierten Materialverhalten unberücksichtigt überlagert sind.
3. Die Abgrenzung des nicht-dilatanten Materialverhaltens von dem durch Dilatanz-Effekte dominierten muss zuverlässig vorgenommen werden können und die Beschreibung der Dilatanzentwicklung verbessert werden.
- Zur Darstellung und Bedeutung der von den Partnern verwendeten Dilatanzgrenzen sei folgendes angemerkt:
Die Dilatanzgrenze wird in der Regel über die Aufzeichnung der Volumenänderung während weggeregelter Kurzzeit-Festigkeitsversuche detektiert. Im Grunde kann dabei jedes andere Messverfahren eingesetzt werden, dass auf das Einsetzen von Dilatanz-Effekten reagiert und geeignet ist, die Dilatanzentwicklung zu verfolgen (also die Auflockerung oder die Kompaktion). Dabei ist jedoch zu beachten, dass unterschiedliche Verfahren unterschiedlich empfindlich auf Dilatanz reagieren können. Die Literaturbefunde zur Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum liefern auch aus diesem Grund ein entsprechend uneinheitliches Bild. Wenn das Einsetzen von Dilatanz gemäß Abb. 1 (Seite 12) tatsächlich nur vom Spannungszustand abhängig ist, sollte künftig einer Versuchsführung der Vorzug gegeben werden, bei welcher der Spannungsraum nicht kontinuierlich sondern mit Haltestufen durchlaufen wird. Auf diese, mit etwas mehr Aufwand verbundene Weise kann ausgeschlossen werden, dass das Einsetzen von Dilatanz-Effekten während einer Belastung oder einer Entlastung verzögert detektiert wird.
Die Festlegung der Dilatanzgrenze und mehr noch die Beschreibung der Dilatanzentwicklung sind von entscheidender Bedeutung für die Vorhersage von Schädigung, Auflockerung und Tragfähigkeitsversagen. Die Festlegung muss daher auf mehrere der verfügbaren Detektionsverfahren (Volumen, Ultraschall, Permeabilität) gestützt werden, um die Qualität der Datengrundlage zu Dilatanz-Effekten zu verbessern. Dann kann mit Blick auf das uneinheitliche Bild bei der Festlegung der Dilatanzgrenze und der Vorhersage der Schädigungsentwicklung (vgl. beispielsweise die Modellberechnungen zum Kriechbruchversuch TUC-313, Kap. 5.1.1.c) auf Seite 58ff, z.B. Abb. 34 auf Seite 68) zuverlässiger entschieden werden, ob die Dilatanzgrenze allein als Funktion des Spannungszustands formuliert bleiben darf, wie die Vorhersage der Schädigungsentwicklung bis zum Bruch verbessert werden kann und ob sie beispielsweise bezüglich einer Abhängigkeit von Belastungsgeschwindigkeit und Lastpfad, Steinsalztyp und Feuchteangebot durch entsprechende Stoffgesetz-Module ergänzt werden muss.
4. Die Prognose der Tragfähigkeitsentwicklung in hoch-belasteten Tragelementen (hier: hoch-belastete Kammer-Pfeiler-Modellsituation) sollte bevorzugt mit Hilfe von 3D-Modellberechnungen vorgenommen werden.
- Die im Rahmen dieses Verbundvorhabens durchgeführten Modellberechnungen haben gezeigt, dass nicht nur schon die Vorhersage der Schädigungsentwicklung bis zum (Kriech-)Bruch bei einem geometrisch relativ einfachen Laborversuch in Abhängigkeit vom Schädigungsfortschritt uneinheitlicher wird, sondern dass insbesondere bei den Kammer-Pfeiler-Modellen die räumliche und damit dann auch die zeitliche Entwicklung

- der Spannungsverteilung,
- der Lokalisierung von Schädigung,
- der Beschreibung des Auflockerungsfortschritts und schließlich
- das Eintreten des Tragfähigkeitversagens

in den meisten Modellberechnungen nur teilweise gelingen. Bei Anwendung von 3D-Modellberechnungen wird erwartet, dass das reale Systemverhalten einer Untertagesituation zutreffender abgebildet werden kann, als dies bisher gelungen

Aus dieser ^{ist} zuletzt genannten Empfehlung resultiert für das am 01.08.2007 begonnene Folgevorhaben als wesentliche Aufgabe die rechnerische 3D-Modellierung des Materialverhaltens in einem realen Kammer-Pfeiler-System.

An dieser Stelle sei auf die Bedeutung der Datengrundlage und die Bereitstellung von In-situ-Messdaten für die Kennwertbestimmung und die Überprüfung von Modellberechnungen hingewiesen. Ein besonderes Augenmerk erfordert nicht nur eine unzureichende oder unzureichend qualifizierte Datengrundlage für die Nachrechnung und dann auch Prognoserechnung zu einem hoch-belasteten Untertagebauwerk. Insbesondere im Rahmen von Langzeitsicherheitsanalysen (beispielsweise zu Deponien oder Speicherkavernen nach deren Stilllegung) sind auch Belastungsfälle zu bewerten, die zu Verformungsraten führen, welche mit Hilfe von Laborversuchen nicht mehr zuverlässig nachgebildet werden können. Dennoch müssen die auf Grundlage von Prozessverständnis entwickelten Stoffgesetze und die auf Grundlage von Ergebnissen aus Laborversuchen bestimmten Parameterkennwerte auch geeignet sein, die Extrapolationssicherheit zu kleinen Spannungen bzw. kleinen Verformungsraten hin zu gewährleisten, d.h. auch das Systemverhalten bei kleinen Spannungen bzw. kleinen Verformungsraten muss zutreffend modelliert und vorhergesagt werden. Diese Forderung ist trotz der guten Ergebnisse des in diesem Verbundvorhaben vorgenommenen Stoffgesetzvergleichs und trotz der in den Modellberechnungen erbrachten Nachweise zur Leistungsfähigkeit der Stoffgesetzsysteme nicht ohne weitere Überprüfungen erfüllt. Zur Prüfung der Extrapolationssicherheit werden besser geeignete In-situ-Messbefunde benötigt als bisher. In diesem Verbundvorhaben wurden nur die vorhandenen und verfügbaren Ergebnisse aus der Untertagesituation im Salzbergwerk Sondershausen-EU1 genutzt.

Von besondere Bedeutung für die verlässliche Extrapolation eines Stoffgesetzes in labor-technisch nicht mehr zugängliche Bereiche ist die Untersuchung der Spannungsabhängigkeit der Verformungsrate.

In diesem Zusammenhang sei kurz auf die von URAI ET AL. (1986) sowie SPIERS ET AL. (1989) seit längerem diskutierten, von inhärenter Lösung unterstützten Deformationsprozesse eingegangen, die unter den Bezeichnungen "psc - pressure solution creep" und "fluid assisted diffusional transport" bekannt geworden sind. Diese Prozesse können im Bereich sehr kleiner Spannungen zum Langzeitverformungsverhalten wesentlich beitragen, da in diesen Stoffgesetzen wegen der linearen Spannungsabhängigkeit der Kriechrate die Duktilität im Zuge des Spannungsabbaus in Hohlraumnähe weniger stark abklingen würde als bei Annahme eines Potenzgesetzes für das von Versetzungen getragene Kriechen. Allerdings bleibt zu beachten, dass ein mehr oder weniger kontinuierlicher Feuchtefilm auf den Korngrenzen und anderen interkristallinen (Bruch-)Flächen für die von Lösung getragenen Prozesse unabdingbare Voraussetzung ist. Außerdem müssen für einen zu berücksichtigenden Beitrag zum Materialverhalten aus dieser Quelle die Korngrenzen bzw. Abstände zwischen interkristallinen Wegsamkeiten sehr klein sein (kleiner als 100 µm). Aus diesem

Gründe können "psc"- bzw. "fadt"-Prozesse in Steinsalz-basierten Versatzbaustoffen Bedeutung erlangen, in diesem Verbundvorhaben wurden sie aber nicht berücksichtigt.

Die substantiellen Nachweise zur Extrapolationssicherheit bleiben also ein offenes Thema. Die Absicht, aus physikalisch begründeten Stoffgesetzen oder von rheologischen Modellen plausibel abgeleiteten Stoffgesetzen belastbare Argumente für die Extrapolationssicherheit zu gewinnen, hilft nur insoweit, wie die als dominierend angesetzten Mechanismen / Prozesse auch tatsächlich dominierend wirksam bleiben.

Damit führt die Abbildung des Materialverhaltens mit Hilfe von rheologischen Modellkörpern zwar zu einer mathematisch zuverlässigen Beschreibung, doch kann beispielsweise ein Burgers-Modell (wie erforderlichenfalls auch ein weitaus komplexerer Modell-Körper) nach Kalibration mit Hilfe der Daten zum experimentell ermittelten Materialverhalten zuverlässig nur innerhalb dieser Datenmenge gültig sein. Dies gilt, wenn auch weniger eingeschränkt, auch für die physikalisch begründeten Stoffgesetze dann, wenn ein Mechanismuswechsel nicht ausgeschlossen werden kann.

Festzuhalten ist: Nicht nur bei diesem Aspekt "geringe Spannungen / Verformungsraten" liegt ein deutlicher Mangel in der Datengrundlage vor. Wenn In-situ-Daten verfügbar sind, die aus einer Langzeitbeobachtung stammen und zu denen die Randbedingungen aus thermischer und mechanischer Belastung gut bekannt sind, kann mit Hilfe von Nachrechnungen versucht werden, ein Stoffgesetz geeignet zu kalibrieren und erforderlichenfalls, beispielsweise bezüglich der Spannungsabhängigkeit der Verformungsrate, zu modifizieren.

In diesem Sinne liefern die Daten aus dem Untertagemessfeld Sondershausen-EU1 trotz der leider relativ kurzen Messzeit eine Option, von der in diesem Vorhaben Gebrauch gemacht wurde (Kap. 5.2.2, Seite 102ff, insbesondere Abb. 67, Seite 113). Die Ergebnisse zeigen jedoch auf, dass hier eine wichtige Aufgabe für weitere Arbeiten zum Themenbereich Stoffgesetzvergleich vorliegt, um zu einer diesbezüglich besseren Datengrundlage zu kommen, als bei der in diesem Stoffgesetzvergleich genutzten kurzen Mess-Kampagne nach 35 Jahren Standzeit ohne genügend genaue Vermessung zum Beginn der Auffahrung und zum zwischenzeitlichen Verlauf.

Allerdings bleiben Laboruntersuchungen unverzichtbar, denn unter In-situ-Bedingungen sind die Randbedingungen bezüglich Spannungszustand, Geometrie, Fazies-Einfluss etc. in der Regel unsicherer als im Labor, wobei weitere In-situ-Einflüsse wie Wetterführung und Abbaueinwirkungen zu ununterscheidbaren, gleichzeitig wirksamen Einflüssen führen können.

6.2 Ausblick - Skizzierung des Folgevorhabens

Die vorstehende Zusammenfassung zum Sachstand in diesem Verbundvorhaben und die genannten Empfehlungen machen deutlich, dass sowohl zur Vorhersage der Standsicherheit und (Rest-)Tragfähigkeit von hoch-belasteten Tragelementen als auch zum Systemverhalten bei kleinen Spannungen (Konvergenz, Rückbildung der Auflockerungszone) noch wichtige offene Fragen bestehen. Mit Blick auf die Erfolge in diesem, im November 2006 abgeschlossenen Verbundvorhaben kamen die Partner überein, ein diesbezügliches Folgevorhaben beantragen und durchführen zu wollen. Dieses Folgevorhaben hat am 01.08.2007 begonnen. Einige weitere offene Punkte aus den zuvor genannten Empfehlungen kommen als Aufgabenstellung hinzu.

Das jetzt abgeschlossene Vorhaben befasste sich ausschließlich mit dem mechanischen Verhalten von Steinsalz. Die Ergebnisse bilden bereits eine wichtige Grundlage für das

Verständnis und die Modellierung weiterer wichtiger Phänomene wie den Zusammenhang zwischen Schädigung, Porosität und Permeabilität, die thermisch-hydraulisch-mechanische Kopplung, den Einfluss von Gas- oder Flüssigkeitsdrücken auf die Öffnung und den Fortschritt von Rissen sowie deren Verheilung, die bisher nicht Gegenstand der Arbeiten waren.

Im genannten Folgevorhaben liegt der Schwerpunkt in den 3D-Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in einem realen Untertagebauwerk. Dabei wird auch eine Langzeitextrapolation des Verhaltens berechnet. Im Zusammenhang mit der Vorhersage der Schädigung wird auch die Modellierung der Permeabilitätsentwicklung in den aufgelockerten Gesteinsbereichen einbezogen.

Für die Datengrundlage und zum Vergleich mit den Modellrechnungen sind im Folgevorhaben In-situ-Messungen zum aktuellen Spannungs- und Auflockerungszustand (Frac-, Permeabilitätsmessungen) vorgesehen. Damit dient das Folgevorhaben einer realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten anhand eines komplexeren Anwendungsfalles, in dem sich die im Vorgängervorhaben weitgehend gesondert untersuchten Verformungsprozesse wechselseitig überlagern und gegenseitig beeinflussen, und in dem nun auch die Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone und eine Langzeitextrapolation auf der Grundlage von 3D-Modellrechnungen einbezogen werden.

Mit den Vergleichsrechnungen soll die Zuverlässigkeit und Akzeptanz des Instrumentariums, mit dem das mechanische und hydraulische Verhalten im Rahmen von Langzeit-Sicherheitsnachweisen insbesondere in der Umgebung von realen Untertagebauwerken des Wirtsgesteins Steinsalz unter verschiedenen Einflüssen beschrieben und die zeitliche wie räumliche Entwicklung extrapolierbar wird, überprüft und verbessert werden. Für dieses Folgevorhaben ist ein gut dokumentierter Ausschnitt aus dem Kammersystem des Grubenteils Angersdorf der Grube Teutschenthal ausgewählt worden.

7 Zusammenfassung

Stoffgesetze für Steinsalz dienen dazu, dessen mechanisches und hydraulisches Verhalten in der Umgebung von Untertagebauwerken unter verschiedenen Einflüssen zu beschreiben und mit Hilfe von Simulationsrechnungen in die Zukunft zu extrapolieren. Der vorliegende Synthesebericht bildet zusammen mit den beigefügten Einzelberichten der Projektpartner über ihre jeweiligen Teilprojekte den Abschlussbericht zu dem vom BMBF geförderten Verbundvorhaben „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“.

Dieses erste Verbundvorhaben zu einem Stoffgesetzvergleich befasste sich in der Laufzeit vom 01.04.2004 bis zum 30.11.2006 ausschließlich mit dem mechanischen Verhalten von Steinsalz, da hierzu bereits eine Vielzahl von Verformungsphänomenen wie transientes Kriechen nach Spannungserhöhungen (Verfestigung) und nach Spannungsreduktionen (Erholung), stationäres (Langzeit-)Kriechen, Entwicklung von Schädigung und Dilatanz (Auflockerung, volumetrische Verformung), Einfluss von Feuchtigkeit und Schädigung auf die Verformung, Kurzzeitversagen und Kriechbruch sowie Nachbruchverhalten und Restfestigkeit unter verschiedenen Spannungsbedingungen (Differenzspannungen, minimale Hauptspannungen) zu betrachten sind. Außerdem sind die genannten Phänomene physikalisch miteinander gekoppelt, so dass deren stoffgesetzliche Beschreibung eine sehr komplexe Aufgabe ist. Da dieses Vorhaben auf die untertägige Entsorgung chemo-toxischer Abfälle im Steinsalz ausgerichtet war, stand das Gesteinsverhalten bei Umgebungstemperaturen im Vordergrund.

Die Projektpartner beteiligten sich an dem Vergleich mit jeweils von ihnen entwickelten Stoffgesetzen und von ihnen üblicherweise verwendeten numerischen Rechenprogrammen. Die sechs untersuchten Stoffgesetze lassen sich entsprechend der physikalischen Ansätze grob in zwei Gruppen einteilen: 1. Makroskopische Modelle, die zum Teil auf der Basis der kontinuumsmechanischen Plastizitätstheorie formuliert sind. Zu dieser Gruppe gehören die Stoffmodelle Günther/Salzer und Minkley des IfG Leipzig, das Stoffmodell Hou/Lux der TU Clausthal, das IUB-MDCF-Modell der Leibniz Universität Hannover und das FZK-Modell des Forschungszentrums Karlsruhe. 2. Das Composite-Dilatanz-Modell (CDM) von Hampel und der BGR verfolgt den Ansatz, die Verformungsphänomene so weit wie möglich auf Basis einer Beschreibung der Mikrostruktur und Mikromechanismen zu modellieren. Der Übergang zwischen beiden Gruppen ist allerdings fließend: Makroskopische Modelle berücksichtigen häufig auch bereits Eigenschaften der Mikroprozesse wie zum Beispiel deren thermische Aktivierung, während das CDM-Modell auf dem gegenwärtigen Entwicklungsstand bei einigen Verformungsphänomenen bisher nur deren makroskopische Wirkung beschreibt.

Ziele des Vorhabens:

Die Ziele dieses Verbundprojekts bestanden aus 1.) der Dokumentation der Stoffgesetze und der Verfahren zur Bestimmung von Kennwerten für die Stoffgesetzparameter, die dazu dienen, ein spezifisch vom Salztyp abhängiges Verformungsverhalten zu berücksichtigen, 2.) der eingehenden Überprüfung und dem Vergleich der Stoffgesetze anhand ausgewählter einheitlicher Benchmark-Modellrechnungen sowie 3.) dem Aufzeigen von Perspektiven für die Weiterentwicklung der Stoffgesetze.

Die Arbeiten hatten das Gesamtziel, das Instrumentarium zu verbessern und weiterzuentwickeln, welches für die Planung und Auslegung von Untertagedeponien im Steinsalz

sowie für die Nachweise zur sicheren und dauerhaften Untertage-Einlagerung von gefährlichen Abfällen in einer ausgewählten Steinsalzformation verfügbar ist und dafür eingesetzt wird. Damit sollen die Arbeiten vor allem einen Beitrag liefern zur Verbesserung bei der Nachweiserbringung bezüglich der Stabilität der Untertagedeponien in der Betriebsphase und insbesondere der langfristigen Integrität der geologischen Barriere gegenüber der Biosphäre.

Durchgeführte Benchmark-Modellrechnungen:

Bei den einheitlich allen Partnern vorgegebenen Aufgaben für die Benchmark-Modellrechnungen wurde stufenartig vorgegangen. Zunächst wurden spezielle spannungsgeregelte Kriech- und verformungsgeregelte Festigkeitsversuche aus dem Labor nachgerechnet, um die Fähigkeiten der Stoffgesetze zu überprüfen, die verschiedenen, oben genannten Verformungsphänomene und Einflüsse zu modellieren. Die Nachrechnungen der Kriechversuche dienten auch dazu, die Kennwerte der Stoffgesetzparameter für das volumentreue Kriechen zu ermitteln. Mit den Festigkeitsversuchen wurden schnell die Spannungsbedingungen oberhalb der Dilatanzgrenze erreicht, so dass mit ihrer Hilfe die Kennwerte für die Parameter bestimmt wurden, die die Dilatanz und Schädigung, den Bruch und das Nachbruchverhalten charakterisieren. Zum Programm der nachzurechnenden Versuche gehörte auch ein mehrstufiger Kriechversuch mit zwei unterschiedlichen Spannungsreduktionen sowie ein Kriechversuch zum Kriechbruch nahe der Kurzzeitfestigkeitsgrenze (weit oberhalb der Dilatanzgrenze). Als Referenzsalztyp war das vielfältig untersuchte, homogene Speisesalz von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II bei Wolfenbüttel ausgewählt worden.

Im Anschluss an die halb-analytischen Nachrechnungen der Laborversuchskurven wurden von den Partnern mit ihren jeweiligen Stoffgesetzen und den ermittelten Kennwertsätzen die Ausbauchungen zweier zylindrischer Versuchsproben mit Asse-Speisesalz in zwei Festigkeitsversuchen bis zum Bruch (Spannungsmaximum) unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie simuliert. Diese Rechnungen bildeten nicht nur eine „Vorübung“ für die folgenden 2D-Simulationsrechnungen untertägiger Strukturen, sondern es wurden bereits einige Unterschiede zwischen den Stoffgesetzen sichtbar, die auch bei den Simulationen der Untertagestrukturen auftraten. Die Laborversuche waren kurz vor dem Bruch beendet worden, um die Probenquerschnitte nach Versuchsende in verschiedenen Probenhöhen ausmessen und so die experimentellen Vergleichsdaten zu den simulierten Ausbauchungen ermitteln zu können. Die zu erwartenden Bruchpunkte waren von zwei anderen unter gleichen Bedingungen durchgeführten Versuchen her bekannt.

Die dritte Stufe des Stoffgesetzvergleichs umfasste die Benchmark-Modellberechnungen zweier einfacher 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 die Blindstrecke herum, die vor dem Verschlussbauwerk im Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen liegt („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 eine Auflockerungszone mit Dilatanz und Schädigung. Um das Gesteinsverhalten mit den Stoffgesetzen unter solch verschiedenen Bedingungen beschreiben zu können, waren von den Projektpartnern wiederum Kriech- und Festigkeitsversuche nachgerechnet worden, um für den bei der EU1-Strecke vorliegenden Staßfurt-Salztyp einheitliche Kennwerte der Stoffgesetzparameter zu bestimmen. Einige Partner modifizierten diese Kennwerte im Rahmen der Berechnungen, um mit den Modellkurven die In-situ-Daten besser annähern zu können. Dieses war durchaus gerechtfertigt, da die Labordaten nur eine unsichere Bestimmung der Kennwerte erlaubten. Ein Partner (Hampel) hat hingegen zu Testzwecken die Untertagestrukturen mit dem CDM und dem unveränderten Kennwertsatz aus den Laborversuchsanpassungen berechnet. Seine Ergebnisse entsprechen dem Resultat einer Langzeitextrapolation des mechanischen Verhaltens, da die Festigkeitsversuche nur einige Stunden und die Kriechversuche insgesamt nur 200 Tage gedauert hatten, während die Untertagestruktur EU1 für 35 Jahre berechnet wurde. In diesem ersten Untertage-Anwendungsbeispiel des „EU1-Modells“ 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 Untertage-Anwendungsbeispiel wurde dagegen die Entwicklung einer massiven Dilatanz und Schädigung in einer wiederum realistischen, aber möglichst einfachen Untertagestruktur bis hin zum (Kriech-)Bruch und, sofern möglich, darüber hinaus modelliert werden. 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 der Modellpfeiler im Steinsalz des gleichen Typs wie das Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen befindet.

Ergebnisse:

Die halb-analytischen Nachrechnungen der speziellen spannungs- oder verformungsgeregelten Laborversuche haben gezeigt, dass die Partner mit ihren Stoffgesetzen die verschiedenen Verformungsphänomene und Einflüsse zutreffend abbilden können, wobei in einem Fall (FZK) 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 eines mehrstufigen Kriechversuchs mit Spannungsreduktionen sowie eines Kriechversuchs mit Kriechbruch 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.

Bei der 2D-Berechnung eines vertikalen Schnittes durch eine axial in Druckrichtung belastete Zylinderprobe traten bei einem vor kurzem neu entwickelten FEM-Programm (BGR) numerische Probleme in den Modellecken auf. Die Ergebnisse der übrigen Partner

zur Probenausbauchung stimmten für beide Belastungsszenarien recht gut mit den Daten der Probenvermessung nach Versuchsende überein.

Die Berechnungen der beiden einfachen Untertagestrukturen (Sondershausen-EU1 und unterschiedlich belastete Kammer-Pfeiler-Modellstruktur) 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 Nichtlinearität der Abhängigkeit der Verformungs- und Dilatanzrate von der Effektivspannung, die mit den verschiedenen Stoffmodellen unterschiedlich modelliert wird. 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. Diese wurden aber vor allem dadurch hervorgerufen, dass die Modellsituation im Vergleich mit der Realität einen Extremfall darstellte.

Einig sind sich die Partner auch darüber, dass es zur Kennwertbestimmung für die Stoffgesetzparameter sinnvoll und wünschenswert ist, neben einer ausreichenden Anzahl von Labordaten aus einer Reihe von zuverlässig durchgeführten und als repräsentativ ausgewählten Kriech- und Festigkeitsversuchen auch In-situ-Messdaten der zu modellierenden Untertagestruktur heranziehen zu können. Sowohl die Labor- als auch die In-situ-Versuche sollten dazu jeweils über einen längeren Zeitraum, das heißt ein möglichst großes Verformungsintervall, durchgeführt werden. Dadurch kann die Prognosegenauigkeit der untertägigen Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung erheblich verbessert werden. Dieses hat damit unmittelbare Folgen für die Zuverlässigkeit der Vorhersagen zum Beispiel zur Ausdehnung der Auflockerungszone in der Umgebung untertägiger Hohlräume.

Ausblick:

Die Modellierung der in diesem Projekt untersuchten Phänomene bildet auch eine wichtige Grundlage für das Verständnis und die Modellierung weiterer wichtiger Fragestellungen wie den Zusammenhang zwischen Schädigung, Porosität und Permeabilität von Steinsalz, die thermisch-hydraulisch-mechanische Kopplung, den Einfluss von Gas- oder Flüssigkeitsdrücken auf die Öffnung und den Fortschritt von Rissen sowie die Verheilung von Rissen, die allerdings nicht Gegenstand dieses ersten Vorhabens waren.

In dem am 01.08.2007 begonnen Folge-Verbundvorhaben soll der Stoffgesetzvergleich nun auf 3D-Benchmark-Modellberechnungen zur Spannungs-, Verformungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in einem realen Untertagebauwerk im Steinsalz erweitert werden. Im Zusammenhang mit der Vorhersage der Schädigung wird dabei auch die Permeabilitätsentwicklung in aufgelockerten Gesteinsbereichen einbezogen. Als Grundlage und zum Vergleich mit den Modellrechnungen werden im Projekt In-situ-Messungen zur Charakterisierung des aktuellen Spannungs- und Auflockerungszustandes (Frac-, Permeabilitätsmessungen) durchgeführt. Außerdem wird der Stoffgesetzvergleich auf eine Langzeitextrapolation des mechanischen Verhaltens der Untertagestruktur und der Ausdehnung der Auflockerungszone erweitert. Die Simulationsergebnisse der Partner werden schließlich miteinander und mit den In-situ-Daten verglichen, um daraus Schlussfolgerungen und Empfehlungen für die praktische Anwendung der Stoffgesetze und Verfahrensweisen abzuleiten.

Dieses Folgevorhaben dient damit einer realitätsnäheren Einschätzung der Stoffgesetzfähigkeiten anhand eines komplexeren Anwendungsfalls, in dem sich die im Vorgängervorhaben weitgehend gesondert untersuchten Verformungsprozesse wechselseitig überlagern und gegenseitig beeinflussen, und in dem nun auch die Permeabilitätsentwicklung in der Auflockerungszone und eine Langzeitextrapolation auf der Grundlage von 3D-Modellrechnungen einbezogen wird. Dieses Vorhaben wird somit eine verbesserte Basis für Empfehlungen zum Einsatz der Stoffgesetze bei der praktischen Anwendung schaffen und eine verbesserte Sicherheitsbewertung von Endlagern und Untertagedeponien ermöglichen.

Fazit:

Das Ziel des ersten Verbundvorhabens bestand nicht darin, eine „Rangliste“ der beteiligten Stoffgesetze zu erstellen. Dieses wäre nach dem ersten Vergleich auch noch gar nicht möglich. Die Partner haben durch die eingehenden Überprüfungen und Vergleiche wertvolle Hinweise für die Möglichkeiten und ggf. den Bedarf zur Weiterentwicklung des jeweils eigenen Stoffgesetzes sowie zu dessen Verwendung in dem benutzten numerischen Rechenprogramm erhalten. In dem inzwischen begonnen Folge-Verbundvorhaben werden die Stoffgesetze und Verfahren zur Kennwertbestimmung und numerischen Bewältigung einer Simulationsaufgabe einem noch eingehenderen und komplexeren Test unterworfen, da hier 3D-Simulationen einer realen Untertagestruktur, eine Langzeitextrapolation sowie auch die Modellierung der Permeabilitätsentwicklung einbezogen wird.

8 Literaturverzeichnis

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.

CRISTESCU, N., & HUNSCHE, U. (1998): *Time effects in Rock Mechanics*. – Serie: Materials, Modelling and Computation, 342 S., John Wiley and Sons, Chichester.

GÜNTHER, R.-M., & SALZER, K. (2007): *A model for rock salt describing transient, stationary, and accelerated creep and dilatancy*. – 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

HAMPEL, A. (2007): *Vergleich aktueller Stoffgesetze für die Modellierung von Untertagebauwerken im Steinsalz*. – In: C. Drebenstedt, W. Kudla, H. Konietzky & B. Jung (Hrsg.): *Modellierung, Simulation und Visualisierung von Prozessen in Bergbau und Bauwesen; Freiburger Forschungsforum, 58. Berg- und Hüttenmännischer Tag 2007, Freiburger Forschungshefte, C515 Geoingenieurwesen, TU Bergakademie Freiberg*, S. 211-224.

HAMPEL, A., & HUNSCHE, U. (1998): *Die Beschreibung der rißfreien transienten und stationären Verformung von Steinsalz mit dem Verbundmodell*. – *Geotechnik* 21 (3), 264-267.

HAMPEL, A., & HUNSCHE, U. (2002): *Extrapolation of creep of rock salt with the composite model*. – In: N.D. Cristescu, H.R. Hardy, Jr. & R.O. Simionescu (Hrsg.): *Basic and Applied Salt Mechanics, Proc. of the Fifth Conf. on the Mechanical Behavior of Salt (ME-CASALT 5)*, Bukarest 1999, 193-207, Swets & Zeitlinger (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

HAMPEL, A., & SCHULZE, O. (2007): *The Composite Dilatancy Model: A constitutive model for the mechanical behavior of rock salt*. – 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

HAUCK, R. (2001): *Tragverhalten tiefliegender Salzkavernen bei atmosphärischem Innendruck*. – Dissertation an der Universität Hannover.

HEIN, H.J. (1991): *Ein Stoffgesetz zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Salzgranulat*. – Dissertation an der RWTH Aachen.

HOU, Z., & LUX, K.-H. (2000): *Ein Schädigungsmodell mit Kriechbruchkriterium für duktile Salzgesteine auf der Grundlage der Continuum-Damage-Mechanik*. – *Bauingenieur*, 75 (13).

HOU, Z., WOLTERS, R., DÜSTERLOH, U., ROKAHR, R., ZAPF, D., SALZER, K., GÜNTHER, R.-M., MINKLEY, W., PUDEWILLS, A., HEEMANN, U., SCHULZE, O., ZETSCHKE, F., & HAMPEL, A. (2007): *Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behaviour 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

HUNSCHE, U., SCHULZE, O., WALTER, F., & PLISCHKE, I. (2003): *Projekt Gorleben 9G2138110000 – Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein.* – Abschlussbericht, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, Tagebuch-Nr. 11766/03, 157 S.

IFG LEIPZIG (2004): *Labor- und In-situ-Messungen in der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen.* – Vortrag der Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, auf dem 3. Workshop des BMBF-Verbundvorhabens zum Stoffgesetzvergleich, Leipzig, 11. November 2004.

KIERSTEN, P. (1988): *Laboratory hydraulic fracturing experiments in rock salt.* – In: H.R. Hardy Jr. & M. Langer (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt II. Proceedings of the Second Conference*, Hannover, 1984; S. 223-233; Trans Tech Publications, Clausthal.

MINKLEY, W., & MÜHLBAUER, J. (2007): *Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes.* – 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

MUNSON, D.E., & DAWSON, P.R. (1984): *Salt constitutive model using mechanism maps.* – In: H.R. Hardy, Jr. & M. Langer (Hrsg.): *The mechanical behavior of salt. Proc. of the First Conf. on Salt: 673-680.* Trans Tech Publ., Clausthal-Zellerfeld.

PUDEWILLS, A. (2007): *Modeling of hydro-mechanical behavior of rock salt in the near field of repository excavations.* – 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

ROKAHR, R., STAUDTMEISTER, K., & ZANDER-SCHIEBENHÖFER, D. (2004): *Application of a continuum damage model for cavern design. Case study: Atmospheric pressure.* – SMRI-Meeting paper, April 18-21, 2004, Wichita/Kansas (USA), Solution Mining Research Institute.

SCHULZE, O., HEEMANN, U., ZETSCHKE, F., HAMPEL, A., PUDEWILLS, A., GÜNTHER, R.-M., MINKLEY, W., SALZER, K., HOU, Z., WOLTERS, R., ROKAHR, R., & ZAPF, D. (2007): *Comparison of advanced constitutive models for the mechanical behaviour 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, Taylor & Francis (A.A. Balkema Publ.), Lisse.

SPIERS, C.J., PEACH, C.J., BRZESOWSKY, R.H., SCHUTJENS, P.M., LIEZENBERG, J.L., & ZWART, H.J. (1989): *Long-term rheological and transport properties of dry and wet salt rocks.* – Final Report, Nuclear Science and Technology, Commission of the European Communities. EUR 11848 EN.

URAI, J.L., SPIERS, C.J., SWART, H.J., & LISTER, G.S. (1986): *Weakening of rock salt by water during long-term creep.* – Nature, Bd. 324, S. 554-557.

Anhang A Verzeichnis der verwendeten Abkürzungen

1D, 2D	Ein-, zweidimensional
AP	Arbeitspaket
BGR	Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CDM	Composite-Dilatanz-Modell (Stoffgesetz)
FLAC	<i>Fast Lagrangian Analysis of Continua</i> , Finite-Differenzen-Programm der Fa. Itasca Consulting Group, Inc. (Minneapolis/MN, USA), in Deutschland: Itasca Consultants GmbH (Gelsenkirchen)
FuE	Forschung und Entwicklung
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
IfG	Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig
INE	Institut für Nukleare Entsorgung der Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
IUB	Institut für Unterirdisches Bauen der Leibniz Universität Hannover
TUC	Technische Universität Clausthal, Clausthal-Zellerfeld
UTS	Untertagestruktur
z2SP	Asse-Speisesalz aus dem Zechstein 2 (stratigrafische Bezeichnung)